

**DIANDRO BAILONI FERNANDES**

**CORRELAÇÃO ENTRE A REGULARIDADE DA  
TRANSFERÊNCIA METÁLICA NO MODO CURTO-  
CIRCUITO E O DESEMPENHO DO PROCESSO PARA  
A SOLDAGEM MIG/MAG POSICIONAL**



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
2013**

**DIANDRO BAILONI FERNANDES**

**CORRELAÇÃO ENTRE A REGULARIDADE DA TRANSFERÊNCIA  
METÁLICA NO MODO CURTO-CIRCUITO E O DESEMPENHO DO  
PROCESSO PARA A SOLDAGEM MIG/MAG POSICIONAL**

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

Área de Concentração: Materiais e  
Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Pós-Dr. Louriel Oliveira  
Vilarinho

**UBERLÂNDIA – MG**

**2013**

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

---

F363c      Fernandes, Diandro Bailoni, 1978-  
2013      Correlação entre a regularidade da transferência metálica no modo  
curto-circuito e o desempenho do processo para a soldagem MIG/MAG  
posicional [recurso eletrônico] / Diandro Bailoni Fernandes. - 2013.

Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho.  
Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia,  
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.  
Modo de acesso: Internet.  
Disponível em: <http://dx.doi.org/10.14393/ufu.di.2018.1241>  
Inclui bibliografia.  
Inclui ilustrações.

1. Engenharia mecânica. 2. Calorimetria. 3. Soldagem elétrica. I.  
Vilarinho, Louriel Oliveira, 1975- (Orient.) II. Universidade Federal de  
Uberlândia. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III.  
Título.

---

CDU: 621

Maria Salete de Freitas Pinheiro - CRB6/1262



SERVIÇO PÚBLICO FEDERAL  
MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO  
UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA  
MECÂNICA



**ALUNO:** Diandro Bailoni Fernandes

**NÚMERO DE MATRÍCULA:** 11112EMC003

**ÁREA DE CONCENTRAÇÃO:** Materiais e Processos de Fabricação



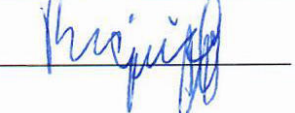
**PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA:** NÍVEL MESTRADO

**TÍTULO DA DISSERTAÇÃO:**

***“Correlação entre Regularidade da Transferência Metálica no Modo Curto-circuito com o Desempenho do Processo para a Soldagem MIG/MAG Posicional”***

**ORIENTADOR:** Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

A Dissertação foi **APROVADA** em reunião pública, realizada no Anfiteatro F - Bloco 5O, Campus Santa Mônica, em 29 de agosto de 2013, às 14:30 horas, com a seguinte Banca Examinadora:

NOME	ASSINATURA
Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho	UFU 
Prof. Dr. Valtair Antônio Ferraresi	UFU 
Prof. Dr. Régis Henrique Gonçalves e Silva	UFSC 

Uberlândia, 29 de agosto de 2013

*À Deus.*

*Aos meus pais, Paulo e Regina, por toda a dedicação e esforço.*

*Ao meu avô Adriano Bailoni Jr. (in memoriam), pelos grandes feitos em vida.*

*À minha esposa, Ana Carolina, pelo amor, carinho e paciência  
ao longo destes pouco mais de 4 anos de união.*

*À minha filha, Manuela, crescente fonte de inspiração  
e alegria nesta nova fase de minha vida.*

*Aos demais familiares e verdadeiros amigos.*

## **AGRADECIMENTOS**

Ao Prof. Louriel Oliveira Vilarinho, pela autorização para a realização do Mestrado, e principalmente pela orientação e ajuda concedida ao longo deste trabalho, além dos ensinamentos providos durante nossa parceria;

Ao Programa de Pós-Graduação da FEMEC, pela oportunidade de crescimento não só profissional mas também pessoal;

Ao CNPq pelo suporte financeiro concedido;

Ao Laprosolda/UFU – Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem – pela concessão dos recursos técnicos e materiais;

Aos demais professores do Laprosolda: Prof. Américo Scotti, pela oportunidade concedida no início da carreira profissional; Prof. Valtair A. Ferraresi, pelos conselhos pessoais e profissionais; e ao Prof. Volodymir Ponomarov, pelas curiosas discussões científicas.

Aos amigos e colegas de trabalho, Edmundo Benedetti Filho, Luiz Carlos de Menezes Júnior e Thonson Ferreira Costa, pela colaboração tanto física quanto intelectual, indispensáveis na execução deste trabalho.

Aos membros da Banca Examinadora, por se disporem a avaliar este trabalho.

FERNANDES, D. B., **Correlação entre a Regularidade da Transferência Metálica no Modo Curto-Circuito e o Desempenho do Processo para a Soldagem MIG/MAG Posicional**. 2013. 104 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

## RESUMO

A crescente necessidade de aplicação do processo MIG/MAG em soldagem posicional tem motivado estudos que buscam melhor entendimento dos parâmetros e que demonstrem diretamente o bom desempenho em tais condições. Um índice relevante na comparação do desempenho entre diversos processos é a determinação do aporte térmico. Tal medição em soldagem é realizada com o uso de calorimetria, cuja técnica utilizando-se nitrogênio líquido tem sido aquela de melhor confiabilidade. Outras frentes de estudo abordam a análise dos sinais elétricos monitorados durante a realização do cordão de solda, o que também tem possibilitado a verificação do desempenho do processo de forma mais direta e simplificada. Embora isso seja fato, até então, poucos estudos têm conduzido a aplicação de tais técnicas nas demais posições de soldagem, além da posição plana. Portanto, o presente trabalho tem como objetivo principal estabelecer uma correlação entre a regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito, mensurada através do Critério Laprosolda para Regularidade ( $IV_{CC}$ ), com o rendimento de deposição, aporte térmico e rendimento térmico do processo MIG/MAG (operando tensão constante) nas posições de soldagem mais usuais. Soldagens foram realizadas em chanfros de  $60^\circ$  com preparação em V em aço comum ao carbono utilizando-se eletrodo de 1,2 mm de diâmetro ER70S-6, dois gases de proteção ( $Ar+25\%CO_2$  e  $CO_2$  puro), três faixas de corrente (resultantes da velocidade de alimentação do arame) e três posições distintas de soldagem (plana, vertical descendente e sobrecabeça), viabilizadas por meio de um dispositivo de fixação da placa de teste adaptado à unidade robótica. Utilizando-se dos parâmetros mensurados e dos resultados obtidos para definição de envelopes operacionais práticos, observou-se que a posição, gás de proteção, corrente de soldagem e efeito indutivo influenciaram de forma específica as respostas mensuradas ( $IV_{CC}$ , frequência de curto-circuito, rendimento de deposição, aporte térmico e rendimento térmico). Em adição, a partir dos resultados obtidos, foram desenvolvidos dois modelos de taxa de fusão (modelo simplificado e modelo expandido), derivados da equação do consumo original, de forma a se ter resultados práticos e utilizáveis industrialmente, sendo o modelo expandido o de melhor ajuste experimental e significância estatística.

**Palavras-Chave:** Calorimetria; Curto-circuito; Transferência Metálica; Soldagem posicional; Aporte Térmico.

FERNANDES, D. B., **Correlation between Metallic Transfer Stability in Short-Circuit Mode and the Process Performance for MIG/MAG Positional Welding**. 2013. 104 p. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

## ABSTRACT

The growing need for application of MIG/MAG welding positional has motivated studies that crave a better understanding of the parameters that directly demonstrate the good performance under certain conditions. An index relevant in comparing the performance between multiple processes is the determination of the heat input. Such measurement is routinely carried out welding with the use of calorimetry, which technique using liquid nitrogen has been one of the best reliability. Other fronts study addresses the analysis of electrical signals monitored during the course of the weld, which also enable the verification of the performance of the process in a more direct and simplified way. While this is fact, so far few studies have led to the application of such techniques in other welding positions, beyond ordinary flat position. Therefore, the present work has as main objective to establish a correlation between the metal transfer short-circuit mode stability, measured by Laprosolda Criterion for Regularity, with the deposition efficiency, heat input and thermal contribution of the MIG / MAG (operating in constant voltage) the most common welding positions. Weldments were performed at 60 ° chamfer preparation with V groove in carbon mild steel using electrode of 1.2 mm diameter ER70S-6, two shielding gases (Ar +25% CO<sub>2</sub> and pure CO<sub>2</sub>) three current ranges (arising from wire feed speed) and three different welding positions (flat, vertical downhill and overhead), enabled through a device for fixing the test plate adapted to a robotic unit. Enjoying the parameters measured and the results obtained for setting practical operating envelope, observed that the position, shielding gas, welding current and inductive effect influenced specifically measured responses (IVCC, short-circuit rate, deposition efficiency, heat input and thermal efficiency). In addition, from obtained results, burn-off rate models were developed (simplified and expanded model), derived from the original equation of consumption in order to have practical results and used for industrial purposes, being the expanded model the one with better experimental fitness and statistical significance.

**Keywords:** Calorimetry; Short-circuit; Metal Transfer; Positional Welding, Heat Input.



## Lista de Símbolos

$\alpha$	Constante dos modelos simplificado e expandido
$\beta$	Constante do modelo simplificado
$\beta_A$	Constante correspondente ao tempo de arco aberto (modelo expandido)
$\beta_C$	Constante correspondente ao tempo de curto-circuito (modelo expandido)
$\Delta Q_I$	Calor Imposto
$\Delta Q^W_I$	Parcela de energia imposta a partir do fim da soldagem (1ª medição)
$\Delta Q^A_I$	Parcela de energia imposta a partir da temperatura ambiente (2ª medição)
$\Delta Q^A_{N2L}$	Parcela de energia calculada pela evaporação do nitrogênio líquido a partir da temperatura ambiente (2ª medição)
$\Delta Q^A_{N2L(NE)}$	Parcela de energia equivalente à evaporação natural do nitrogênio líquido durante a 2ª medição
$\Delta Q^W_{N2L}$	Parcela de energia calculada pela evaporação do nitrogênio líquido a partir do fim da soldagem (1ª medição)
$\Delta Q^W_{N2L(NE)}$	Parcela de energia equivalente à evaporação natural do nitrogênio líquido durante a 1ª medição
$\Delta Q_P$	Parcela de energia equivalente à massa final da placa de teste
$\sigma P_{CC}$	Desvio padrão do período de curto-circuito
ANOVA	Análise de variância
DBCP	Distância bico de contato peça
$d_E$	Diâmetro do arame-eletrodo
$d_G$	Diâmetro da gota
$E_S$	Energia de Soldagem
$f$	Frequência de transferência metálica
$F_{CC}$	Frequência de curto-circuito
$F_{CORTE}$	Frequência de corte de curto-circuito
$I_i$	Corrente instantânea
$I_M$	Corrente média (modelo simplificado)
$I_{MA}$	Corrente média na fase de arco aberto (modelo expandido)
$I_{CA}$	Corrente de corte para identificação da abertura do arco
$I_{CE}$	Corrente de corte para identificação do encerramento de arco
$I_E$	Corrente eficaz (modelo simplificado)
$I_{EA}$	Corrente eficaz na fase de arco aberto (modelo expandido)
$I_{EC}$	Corrente eficaz na fase de curto-circuito (modelo expandido)
$I_{EST}$	Índice de Estabilidade (Fonseca et al., 1996)

$L$	Comprimento energizado de eletrodo (modelo simplificado)
$L_A$	Comprimento energizado de eletrodo em arco aberto (modelo expandido)
$L_{ARCO}$	Comprimento do arco
Laprosolda	Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem
$L_B$	Comprimento do cordão
$L_C$	Comprimento energizado de eletrodo em curto-circuito (modelo expandido)
$L_{N_2L}$	Calor latente de vaporização do nitrogênio líquido [J/g]
$m_D$	Massa depositada na placa de teste
$m_F$	Massa fundida de arame de adição
MIG/MAG	Metal Inert Gas / Metal Active Gas
$m_f^A_{N_2L}$	Massa final (recipiente Dewar + $N_2L$ + placa de teste) referente à massa evaporada de nitrogênio líquido a partir da temperatura ambiente (2ª medição)
$m_i^A_{N_2L}$	Massa inicial (recipiente Dewar + $N_2L$ + placa de teste) referente à massa evaporada de nitrogênio líquido a partir da temperatura ambiente (2ª medição)
$m_f^W_{N_2L}$	Massa final (recipiente Dewar + $N_2L$ + placa de teste) referente à massa evaporada de nitrogênio líquido a partir do fim da soldagem (1ª medição)
$m_i^W_{N_2L}$	Massa inicial (recipiente Dewar + $N_2L$ + placa de teste) referente à massa evaporada de nitrogênio líquido a partir do fim da soldagem (1ª medição)
$m_P^F$	Massa final da placa de teste
$m_P^I$	Massa inicial da placa de teste
$P_{CC}$	Período de curto-circuito
$P_M^{inst}$	Potência Instantânea Média
$R_C$	Reforço do cordão de solda
$T$	Tempo médio de período de curto-circuito (Fonseca et al., 1996)
$t_A$	Tempo de arco aberto
$t_{AB}$	Tempo de aquisição do sinal da balança
$t_{AS}$	Tempo de aquisição dos sinais elétricos
$t_C$	Tempo de curto-circuito
$t_{ES}$	Tempo efetivo de soldagem
$t_f^A_{N_2L}$	Tempo final de evaporação natural de nitrogênio líquido (2ª medição)
$t_i^A_{N_2L}$	Tempo inicial de evaporação natural de nitrogênio líquido durante a (2ª medição)
$t_f^W_{N_2L}$	Tempo final de evaporação natural de nitrogênio líquido (1ª medição)

$t_{N_2L}^W$	Tempo inicial de evaporação natural de nitrogênio líquido durante a (1ª medição)
TIG	Tungsten Inert Gas
TF	Taxa de Fusão
$t_R$	Razão entre massa de respingos e massa de metal de adição fundida (Fonseca et al., 1996)
$U_i$	Tensão instantânea
$U_M$	Tensão média
$V_A$	Velocidade de alimentação do arame
$V_S$	Velocidade de soldagem

## SUMÁRIO

<b>CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO .....</b>	<b>1</b>
<b>CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....</b>	<b>4</b>
2.1. Transferência Metálica no Modo Curto-Circuito Convencional do Processo MIG/MAG .....	4
2.2. Estabilidade vs. Regularidade no contexto da transferência metálica no Modo Curto-Circuito .....	5
2.3. O Critério Laprosolda para Regularidade da transferência metálica em modo Curto-Circuito .....	7
2.3.1. $IV_{CC}$ .....	8
2.3.2. $F_{CORTE}$ .....	8
2.4. Verificação do comportamento do Critério Laprosolda em soldagens na posição plana para o Processo MIG/MAG com transferência metálica no Modo Curto-Circuito .....	9
2.4.1. Gás de Proteção: Ar + 25% $CO_2$ .....	9
2.4.2. Gás de Proteção: 100% $CO_2$ .....	11
2.5. Verificação do $IV_{CC}$ em soldagens na posição horizontal para os processos MIG/MAG e Eletrodo Tubular com transferência metálica no Modo Curto-Circuito .....	12
2.6. Medição do aporte térmico do processo MIG/MAG com transferência metálica no Modo Curto-Circuito convencional via calorimetria de nitrogênio líquido .....	13
2.7. Modelos de Taxa de Fusão .....	15
2.7.1. Modelos .....	16
2.7.2. Modelo Simplificado .....	16
2.7.3. Modelo Expandido .....	17
2.8. Influência do efeito indutivo na regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito .....	18
<b>CAPÍTULO 3 - METODOLOGIA EXPERIMENTAL .....</b>	<b>22</b>
3.1. Bancada experimental .....	22
3.1.1. Sistema de Fixação da Placa de Teste .....	23
3.1.2. Acionamento automático do sistema de fixação da placa de teste e da fonte de soldagem .....	25
3.1.3. Balança .....	26
3.1.4. Recipiente Dewar .....	27
3.1.5. Fonte de Soldagem e Alimentador de Arame .....	27

3.1.6. Componentes e Configuração do Sistema de aquisição .....	28
3.2. Materiais.....	30
3.2.1. Metal de adição.....	30
3.2.2. Material de base .....	30
3.2.3. Gás de proteção .....	31
3.2.4. Nitrogênio líquido ( $N_2L$ ).....	31
3.3. Processamento e Tratamento de sinais elétricos .....	31
3.3.1. Determinação do tempo efetivo de soldagem ( $t_{ES}$ ) .....	31
3.3.2. Determinação das massas e tempos iniciais e finais de evaporação de $N_2L$ (calor imposto) .....	32
3.3.3. Estimação dos comprimentos de eletrodo energizado (Modelos de Taxa de Fusão).....	33
3.4. Medição dos Índices pertinentes ao Critério de Regularidade: $IV_{CC}$ e $F_{CC}$ .....	34
3.5. Medição do Rendimento de Deposição.....	36
3.6. Medição do Rendimento Térmico.....	36
3.6.1. Cálculo da Potência Elétrica de Soldagem .....	36
3.6.2. Cálculo da Energia de Soldagem.....	37
3.6.3. Cálculo do Calor Imposto.....	37
3.6.4. Cálculo do Rendimento Térmico.....	40
3.7. Planejamento experimental .....	40
<b>CAPÍTULO 4 - ENSAIOS PRELIMINARES .....</b>	<b>43</b>
4.1. Aferição e Calibração .....	43
4.1.1. Alimentador de Arame .....	43
4.1.2. Condicionador de Sinais Elétricos .....	45
4.2. Determinação dos níveis mínimo e máximo de $N_2L$ no recipiente Dewar .....	46
4.3. Determinação das velocidades de alimentação ( $V_A$ ) e de soldagem ( $V_S$ ) .....	47
4.4. Verificação da Repetibilidade da Bancada Experimental .....	48
4.5. Aporte Térmico: ensaios com mesma duração vs. mesmo comprimento de cordão .....	49
<b>CAPÍTULO 5 - RESULTADOS E DISCUSSÃO.....</b>	<b>51</b>
5.1. Resultados da Etapa 1 .....	51
5.1.1. Critério de Regularidade ( $IV_{CC}$ e $F_{CC}$ ) .....	53
5.1.2. Rendimento de Deposição.....	57

5.1.3. Aporte Térmico .....	58
5.1.4. Rendimento Térmico.....	60
5.1.5. Análise Conjunta.....	62
5.1.6. Modelos de Taxa de Fusão .....	66
5.2. Resultados da Etapa 2 .....	78
5.2.1. Critério de Regularidade ( $IV_{cc}$ e $F_{cc}$ ) .....	79
5.2.2. Rendimento de Deposição.....	82
5.2.3. Aporte Térmico .....	83
5.2.4. Rendimento Térmico.....	83
5.2.5. Análise Conjunta.....	84
<b>CAPÍTULO 6 - CONCLUSÕES.....</b>	<b>88</b>
<b>CAPÍTULO 7 - PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....</b>	<b>91</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS .....</b>	<b>93</b>
<b>APÊNDICE I.....</b>	<b>99</b>
<b>APÊNDICE II.....</b>	<b>102</b>

# **CAPÍTULO I**

## **INTRODUÇÃO**

Em meados dos anos 90, a abertura do mercado brasileiro instigou a competitividade das indústrias nacionais de forma bem abrangente, fazendo com que as mesmas buscassem meios cada vez mais eficazes para firmar sua permanência no mercado nacional frente à entrada de capital e equipamentos estrangeiros. Como consequência, houve o acirramento da competitividade no âmbito interno, fazendo com que as indústrias de transformação buscassem meios de desenvolver e ainda refinar seus processos de fabricação ao máximo. Além disso, este desenvolvimento ainda propiciou a redução da dependência de commodities que o país possui.

No âmbito das indústrias de transformação, a soldagem possui realce distinto, pois além de ser o meio mais utilizado na união de materiais metálicos, é considerada um processo especial, segundo cláusula 7.5.2 da ISO 9001. Mesmo com diretrizes de aperfeiçoamento da qualidade e da efetividade definidas em norma por meio da ISO 3834:2005, ainda se faz necessária uma estratégia robusta ao meio industrial, pouco suscetível a ruídos como alteração de composição química e dimensional de consumíveis de acordo com norma, flutuações de fornecimento de energia elétrica, fumos, dentre outros, de forma a abranger diferentes processos de soldagem nas mais variadas condições com aplicação direta e fácil entendimento para o usuário final, abrangendo diferentes procedimentos de soldagem (posição, nível de automação, etc).

Quando se trata do processo MIG/MAG o enfoque não é diferente, pois certamente é o processo de soldagem por fusão a arco que compreende a maioria dos temas de pesquisas desenvolvidas na área de fabricação. Sua vasta aplicabilidade na união de diversas combinações de ligas metálicas, comumente utilizadas em nível industrial, se deve a uma de suas características peculiares – o uso de um material de adição energizado e continuamente alimentado – normalmente igual ou compatível com o material de base, permitindo a união de juntas com bom desempenho quando se comparado à maioria dos processos convencionais, além de propriedades metalúrgicas apropriadas. Dutra (1989) mencionou que a utilização mais abrangente deste processo já era operando em tensão constante no modo de

transferência metálica por curto-circuito devido a inúmeros fatores, dentre os mais importantes a tradição e o relativo baixo custo do equipamento (uma simples fonte retificadora possibilita este modo de operação). Desde o desenvolvimento de diferentes processos derivados do curto-circuito convencional, como o CCC (Curto-circuito Controlado, IMC), STT (Surface Tension Transfer, Lincoln Electric), CMT (Cold Metal Transfer, Fronius) e RMD (Regulated Metal Deposition, Miller), equipamentos que operam apenas no modo convencional ainda são largamente utilizados em nível industrial, principalmente nos ramos onde não há a demanda por tais técnicas avançadas.

Independentemente se o processo MIG/MAG for convencional ou derivado deste (processos derivativos), há de se estabelecer critérios para a escolha de situações ou condições paramétricas para seu uso e seleção. Neste sentido, alguns autores propuseram índices que tentam definir por um processo mais ou menos estável (SUBAN & TUŠEK, 2003). Mas a definição de estabilidade é uma função do objeto investigado, como por exemplo, estabilidade do arco, da transferência metálica, da poça de fusão, do rendimento de deposição, da taxa de fusão, etc. Assim, como se deseja uma robustez do processo, é interessante definir um índice, não de estabilidade, mas sim de regularidade do processo, pois o processo de soldagem, sobretudo, deve ser robusto, principalmente em condições de campo, ou seja, deve apresentar constância (regularidade) na sua operação.

Desta forma, é importante definir estratégias e técnicas que estimem esta regularidade, com base no monitoramento das operações. Neste sentido, uma ferramenta direta para monitoramento dos processos de soldagem a arco é a análise dos sinais elétricos (tensão e corrente). Esta abordagem é uma linha de estudo no Laprosolda – Centro para Pesquisa e Desenvolvimento de Processos de Soldagem, sendo aplicada na soldagem MIG/MAG para se conseguir estabelecer um índice de regularidade para a transferência metálica no modo curto-circuito, aqui denominado de  $IV_{CC}$ . Mais do que estimar esta regularidade, esta análise e consequentemente o  $IV_{CC}$ , deve estar relacionada com resultados práticos para a indústria como rendimento de deposição e qualidade do cordão, de forma geral. Entretanto, embora alguns trabalhos do grupo tenham sido publicados sobre este índice (Souza, 2011 e Souza, 2011), resta ainda aplicar o  $IV_{CC}$  para soldagens posicionais e correlacioná-lo com o aporte térmico (entrega térmica para a peça de trabalho).

Além destas vertentes de estudo, é também indispensável investigar o controle da quantidade de material fundido, conhecida para este processo como Taxa de Fusão, necessária para o preenchimento de determinada junta. Para tanto, existem diferentes teorias que procuram modelar este processo (Vilarinho, 2002). Em comparação com processos que não envolvem a transferência metálica, como o GTAW Autógeno, o processo GMAW possui maior complexidade por envolver o fenômeno da transferência metálica, que deve ser levado em consideração no modelamento.



Desta forma, este trabalho tem como principal finalidade utilizar o Critério Laprosolda para Regularidade da Transferência Metálica no modo Curto-circuito, de modo a obter o Índice Regularidade para Transferência Metálica no modo Curto-circuito ( $IV_{CC}$ ) do processo MIG/MAG utilizando-se de parâmetros que propiciem tais condições de soldagem em diferentes posições de execução (plana, vertical e sobre cabeça), e então correlacionar tal índice com as medições do aporte térmico via calorimetria por nitrogênio líquido e com o rendimento de deposição. De forma específica, objetiva-se:

- a) Projetar e construir um sistema de fixação da placa de teste adaptado a uma unidade robótica, expondo suas características de concepção e montagem, viabilizando assim o estudo do rendimento térmico em qualquer posição de soldagem;
- b) Automatizar a medição do aporte térmico via calorimetria por nitrogênio líquido para as diferentes posições de soldagem;
- c) Estabelecer envelopes operacionais tanto para o modo de operação quanto para transferência metálica em estudo;
- d) Verificar a repetibilidade e robustez da bancada experimental por meio de testes preliminares em todas as posições de soldagem;
- e) Verificar, para a posição plana, a dispersão entre os resultados de rendimento térmico obtidos com o calorímetro proposto e com outros calorímetros existentes;
- f) Medir os índices  $IV_{CC}$ ,  $F_{CC}$ , rendimento de deposição e aporte térmico, correlacionando-os;
- g) Verificar a influência da indutância para as regulagens de tensão que proporcionaram os melhores índices.

Utilizando-se dos envelopes operacionais e dos parâmetros necessariamente monitorados para o alcance dos resultados almejados, o presente trabalho se propõe ainda a apresentar dois modelos derivados a partir da Equação do Consumo/da Taxa de Fusão original (Modelo Simplificado e Modelo Expandido), adotando as simplificações necessárias e partindo-se do pressuposto de que um modelo mais consolidado e prático seja de maior interesse para aplicação em nível industrial e em conjunto com os resultados principais deste trabalho.

## CAPÍTULO II

### REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### 2.1. Transferência Metálica no Modo Curto-Circuito Convencional do Processo MIG/MAG

Segundo Scotti & Ponomarev (2008), este modo de transferência metálica consiste basicamente na transferência da gota de metal líquido em crescimento, formada na ponta do arame-eletrodo, ao tocar a poça de fusão, devido principalmente ao fenômeno de tensão superficial (que neste instante é mais pronunciado com a poça de fusão do que com o próprio arame), provoca instantaneamente um curto-circuito elétrico e a extinção momentânea do arco elétrico. Este fenômeno pode se repetir de 20 a 200 vezes por segundo. A Fig. 2.1 apresenta o comportamento dos sinais elétricos, ilustrando os principais momentos da formação da gota e sua transferência para a poça de fusão.

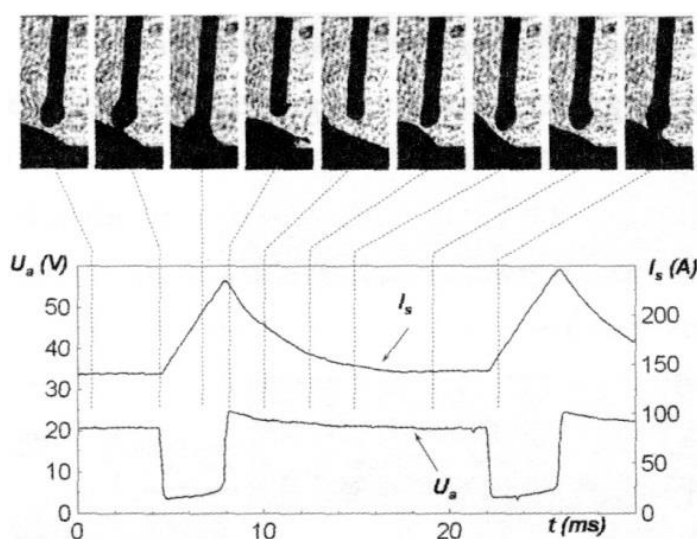


Figura 2.1 – Oscilogramas típicos de tensão e corrente durante a transferência por curto-circuito em função do comportamento da gota em crescimento e destacamento (Scotti & Ponomarev, 2008)

Convencionalmente, cordões de solda neste modo de transferência metálica são realizados com a fonte de soldagem operando em modo tensão constante, onde os parâmetros regulados são tensão, velocidade de alimentação e indutância.

Por se tratar de um modo operacional com níveis de tensão e corrente considerados baixos durante o período de arco aberto, juntamente com o fato de que o calor transferido para a peça é reduzido enquanto o arco tende a se apagar, este torna-se muito adequado para união de chapas finas e soldagem fora da posição plana, inclusive sobrecabeça. Além disto, por se tratar de uma condição operacional que leva a um arco “curto”, soldadores preferem trabalhar com o ajuste da fonte nesta situação por levar a melhor conforto de trabalho (o arco “queima” menos, na linguagem técnica).

Embora seja muito vantajoso para a soldagem posicional, este modo de transferência metálica é propenso à geração de respingos, o que pode reduzir a capacidade de produção de forma desde sensível, devido à perda de material, até considerável, quando há necessidade de remoção dos mesmos. Além disto, deve-se atentar para defeitos como falta de fusão decorrentes do menor calor transferido à peça.

## **2.2. Estabilidade vs. Regularidade no contexto da transferência metálica no Modo Curto-Circuito**

Segundo Michaelis (2012), a palavra estabilidade significa qualidade daquilo que é estável, equilíbrio, firmeza, segurança. Já a palavra regularidade denota método, ordem, pontualidade, o que ocorre em intervalos igualmente espaçados de tempo.

Utilizando o conceito da estabilidade no contexto da transferência metálica em estudo neste trabalho, dizer que uma determinada condição de soldagem é estável pode significar então expor que o conjunto de parâmetros que proporcionou tal condição de deposição do material de adição apresenta-se em regime de equilíbrio entre seus fatores (comprimento e rigidez do arco, reignição, tempos de arco aberto e de curto-circuito, etc.), fornecendo a impressão de que o processo não pode sofrer influência de agentes externos que poderiam prejudicar sua consistência, tornando-o dessa forma robusto. Já a regularidade, no mesmo contexto, pode ser relacionada com o quanto um parâmetro apresenta-se de forma regular, pontual, ou seja, quantitativamente o mesmo não se altera ao longo do tempo de execução de determinada condição de soldagem.

Na literatura técnica, é notável a quantidade de trabalhos que buscam estabelecer critérios para a determinação da estabilidade do processo operando no modo curto-circuito, onde as principais abordagens alocam esta característica sendo função da estabilidade do arco ou da transferência metálica em si, mas dificilmente discorrem sobre sua regularidade.

Na abordagem da estabilidade do arco elétrico, alguns autores fundamentam algumas teorias. Manz (1969) sugere que ao se minimizar as variações do comprimento do arco atinge-se a condição de arco estável, reduzindo-se assim as interferências no ciclo de transferência metálica. Como critério, o mesmo estabeleceu que a relação entre a velocidade de alimentação ( $V_A$ ) e a frequência da transferência metálica ( $f$ ) é proporcional ao comprimento do eletrodo para cada gota transferida ( $L_G$ ), conforme Eq. 2.1. Dessa forma, quando se busca minimizar esta relação através da formação de gotas menores, isto implica no aumento da frequência de transferência, alcançando-se um menor comprimento do eletrodo transferido e consequentemente a estabilidade.

$$L_G = \frac{V_A}{f} \quad (2.1)$$

Miranda (1999) também apresenta uma proposta semelhante, expondo que a estabilidade é função da transferência metálica periódica com o menor tempo de curto-circuito possível (menores tempos de transferência), implicando em gotas menores em uma maior frequência. Dutra et al. (1995) afirmam que a estabilidade deste modo pode ser traduzida como a regularidade na formação e no destacamento das gotas metálicas, podendo ser medida baseando-se na repetibilidade temporal dos valores instantâneos de corrente e tensão. Segundo Ponomarev (1997), a estabilidade do processo de soldagem MIG/MAG é determinada pela estabilidade do arco, pela regularidade da transferência metálica e pelo comportamento do processo de soldagem em si, sendo todos relacionados de forma muito complicada. Outra abordagem, proposta por Suban (2003), é que a estabilidade do processo de soldagem é atributo do arco elétrico, sendo que, no modo de transferência metálica por curto-circuito, sua estabilidade depende da uniformidade dos tempos de arco aberto e de curto-circuito, aliada à ausência de respingos.

Ainda a respeito de estabilidade, outros autores formalizam suas teorias por meio de análises dos sinais elétricos (tensão e corrente). Mita et al. (1988) propuseram um modelo obtido por meio dos oscilogramas de tensão e corrente e dos desvios dos tempos de arco aberto e de curto-circuito, da corrente média e da corrente média durante o período de curto-circuito. Já Dutra (1989) propõe um critério de avaliação da estabilidade através da análise da regularidade (numericamente através do desvio padrão) de histogramas dos picos de corrente, dos períodos entre transferências e dos tempos de curto-circuito. Utilizando os mesmos critérios a fim de verificar a influência do efeito indutivo na estabilidade do processo, Baixo & Dutra (1995) mostraram que dentre os três índices avaliados o desvio padrão dos picos de corrente foi o que apresentou maior sensibilidade à ocorrência de irregularidades na

transferência, porém Souza (2009) apontou que tal sensibilidade pode resultar em problemas de repetibilidade do índice em condições semelhantes de soldagem.

Modenesi (1994) avaliou a distribuição dos tempos entre curtos-circuitos associando as condições de elevada instabilidade aos fenômenos cíclicos de baixa frequência, cujos períodos de transferência aumentavam e diminuía. Fonseca et al. (1996) chegaram a definir um critério matemático nomeado de índice de estabilidade ( $I_{EST}$ ), conforme mostra a Eq. 2.2, onde a estabilidade do arco foi quantificada através do tempo médio de período de curto-circuito ( $T$ ) e da taxa de respingos ( $t_R$ ) (razão entre a massa dos respingos coletados e a massa de metal de adição fundida), cujos resultados indicaram máxima estabilidade no ponto de mínimo das curvas relativas a tais índices.

$$I_{EST} = \frac{100}{T \cdot t_R} \quad (2.2)$$

Em se tratando da regularidade da transferência metálica, Baixo & Dutra (1991) quantificaram-na a partir do desvio padrão do pico de corrente de maior frequência, mostrando que para certa faixa de tensão, mantendo-se os demais parâmetros inalterados, existe um ponto de mínimo correspondente ao menor desvio padrão da corrente de pico, sugerindo que esta seria uma condição de máxima estabilidade do processo.

Em função destes trabalhos, fica evidente a grande preocupação de pesquisadores em se designar a regularidade da transferência do processo MIG/MAG no modo de transferência por curto-circuito. Contudo, poucos trabalhos se dispõem a avaliar de forma mais metódica a influência dos parâmetros intrínsecos a este processo na regularidade do modo de transferência abordado.

### **2.3. O Critério Laprosolda para Regularidade da transferência metálica em modo Curto-Circuito**

Souza (2010) propôs um critério que possibilitasse quantificar de forma sistemática a influência dos parâmetros inerentes ao processo MIG/MAG na regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito. Em um primeiro momento, este método foi denominado de “Critério para Estabilidade de Transferência em MIG/MAG com Curto-Circuito”, e após algumas discussões entre membros do Grupo Laprosolda, o mesmo foi oficialmente denominado “Critério Laprosolda para Regularidade da Transferência Metálica em modo Curto-circuito”. Este fundamento é composto pelos parâmetros *Índice Vilarinho de Regularidade para Transferência Metálica em modo Curto-Circuito* ( $IV_{CC}$ ) e *Frequência de*

*Corte para Tamanho Máximo de Gota na Transferência Metálica em modo Curto-Circuito* ( $F_{\text{CORTE}}$ ).

### 2.3.1. $IV_{\text{CC}}$

Segundo Souza (2010), este índice é baseado na premissa de que a estabilidade do processo de transferência por curto-circuito está ligada com a constância dos períodos em curto-circuito e em arco aberto, ou seja, acredita-se que quanto menor for a variação destes tempos, mais estável é a condição em que o processo se encontra. Esta medição é feita por meio da soma dos coeficientes de variação destes tempos, levando-se em conta a relação entre o desvio padrão e a média de cada termo, como mostrado na Eq. 2.3. Dessa forma, quanto menor o índice determinado melhor a regularidade do processo.

$$IV_{\text{CC}} = \frac{\sigma t_A}{t_A} + \frac{\sigma t_C}{t_C} \quad (2.3)$$

onde  $\sigma t_A$  = desvio padrão do tempo médio de arco aberto;  $t_A$  = tempo médio de arco aberto;  $\sigma t_C$  = desvio padrão do tempo médio de curto-circuito;  $t_C$  = tempo médio de curto-circuito.

### 2.3.2. $F_{\text{CORTE}}$

Também de acordo com Souza (2010), este segundo índice  $F_{\text{CORTE}}$  estabelece uma relação entre o tamanho da gota, em formação na extremidade do arame de adição, antes de entrar contato com a poça com as frequências de curtos-circuitos, frisando que gotas muito grandes não representam uma condição adequada para transferência por curto-circuito. Sendo assim, valores baixos de frequência de transferência da gota revelam grandes possibilidades das gotas serem grosseiras, ou seja, o processo está operando num modo combinado de transferência metálica: entre o curto-circuito e o globular.

O cálculo de  $F_{\text{CORTE}}$  compreende, de forma simplificada, em igualar o volume do comprimento energizado do eletrodo com o volume da gota formada em sua extremidade. Dessa maneira, a partir da velocidade de alimentação do arame ( $V_A$ ), do diâmetro do eletrodo ( $d_E$ ), do diâmetro ( $d_G$ ) e do percentual máximo de crescimento da gota ( $s_G$ ), é possível calcular  $F_{\text{CORTE}}$  a partir da Eq. 2.4.

$$F_{CORTE} = \frac{3 \cdot V_A \cdot d_E^2}{2 \cdot (s_G \cdot d_G)^3} \quad (2.4)$$

## 2.4. Verificação do comportamento do Critério Laprosolda em soldagens na posição plana para o Processo MIG/MAG com transferência metálica no Modo Curto-Circuito

### 2.4.1. Gás de Proteção: Ar + 25% CO<sub>2</sub>

Em sua dissertação de Mestrado, Souza (2010) tinha como um dos objetivos determinar um mapa de transferência metálica no modo curto-circuito na posição plana, tendo como variáveis principais a tensão, a velocidade de alimentação (corrente) e o gás de proteção (três misturas que favorecem a transferência metálica em questão), verificando ao mesmo tempo a influência destas variáveis sobre o rendimento de deposição em condições avaliadas como dentro e fora de condições de estabilidade operacional (menor ou maior geração de respingos, respectivamente).

Em experimentos realizados no intuito verificar a influência da tensão de referência na regularidade do processo, Souza (2010) determinou o comportamento do  $IV_{CC}$  para 4 níveis de corrente (variando a velocidade de alimentação) utilizando Ar + 25% CO<sub>2</sub> e efeito indutivo no valor central da faixa de regulagem da fonte de soldagem, ilustrados na Fig. 2.2.

Nota-se em linhas gerais que o formato das curvas para  $IV_{CC}$  seguem a mesma tendência, com pontos de maior valor no início da faixa, seguido de queda até atingir um ponto de mínimo, acompanhando na sequência o aumento da tensão. Já para a frequência de curtos, as curvas iniciam-se em um valor intermediário da faixa até atingirem um ponto de máximo, e em seguida decrescendo com o aumento da tensão até valores muito baixos, onde certamente o modo de transferência metálica encontra-se próximo ou na região de transição para transferência globular.

Nas condições definidas por Souza (2010), as curvas de  $IV_{CC}$  caracterizaram de forma adequada o comportamento da transferência metálica com a variação da tensão de referência: valores abaixo de um limiar inferior, que proporcionam um arco elétrico muito pequeno, e valores acima de um teto, que favorecem a formação de gotas muito grandes, levam à instabilidade do processo, apontando valores relativamente altos para o  $IV_{CC}$ . Os demais valores de tensão, compreendidos de forma lógica entre tais limites, apresentaram valores relativamente baixos deste mesmo índice, indicando que eles constituem a faixa de regulagem de tensão de referência que proporciona melhor estabilidade operacional. Além disso, a frequência de corte conferiu desempenho lógico através de valores que

coerentemente limitaram a faixa de operação para um dado conjunto de parâmetros, indicando que o valor atribuído ao tamanho máximo de gota admissível foi apropriado.

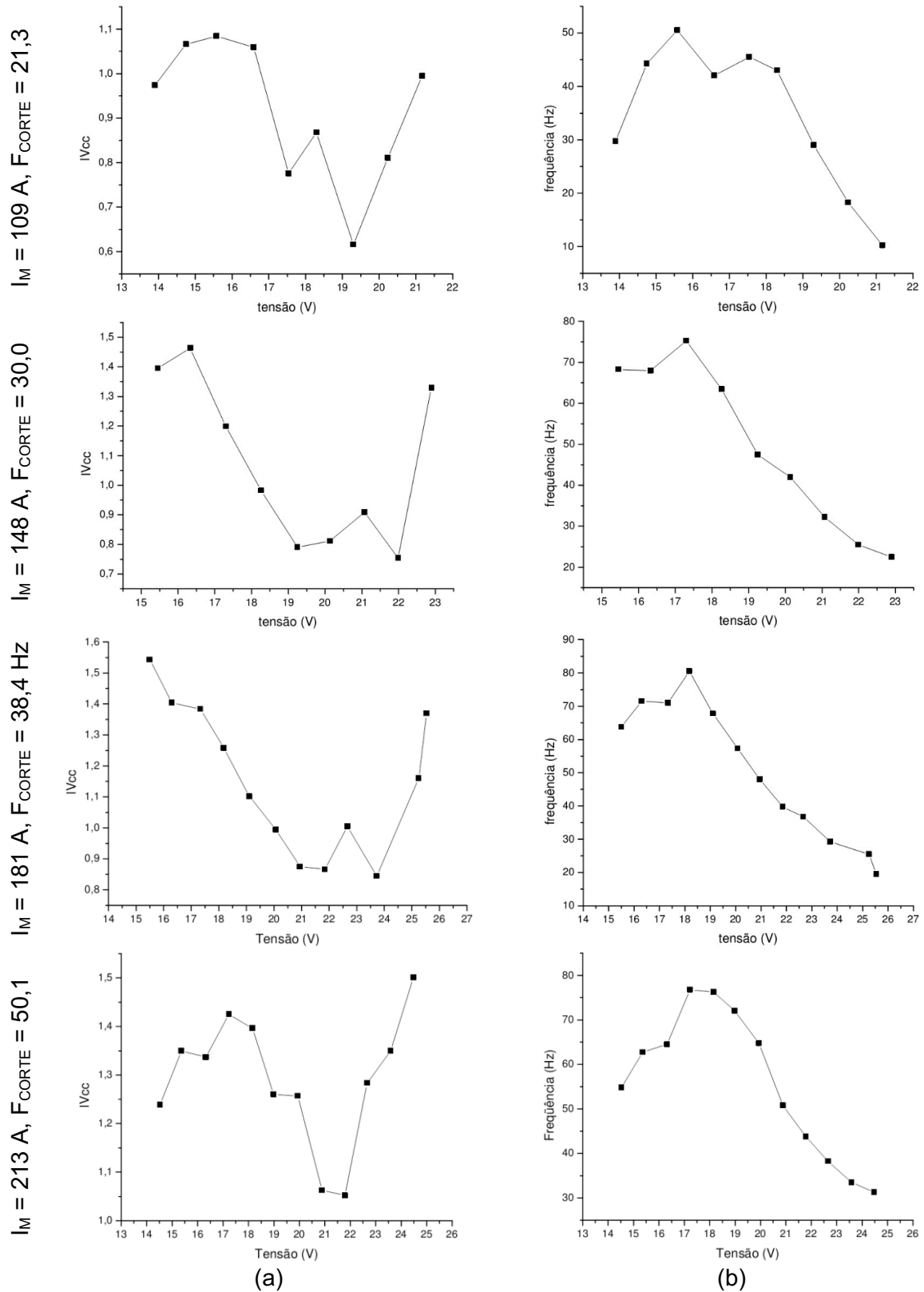


Figura 2.2 – Influência da tensão de referência no comportamento do  $IV_{CC}$  (a) e da  $F_{CC}$  (b) em função da velocidade de alimentação (Souza, 2010)



Nestas mesmas condições, Souza (2010) também estabeleceu a relação entre o rendimento de deposição e o índice de regularidade, verificando que esta possui uma forte tendência diretamente proporcional, ou seja, o rendimento de deposição diminui à medida que o  $IV_{CC}$  aumenta, como indicado pela Fig. 2.3.

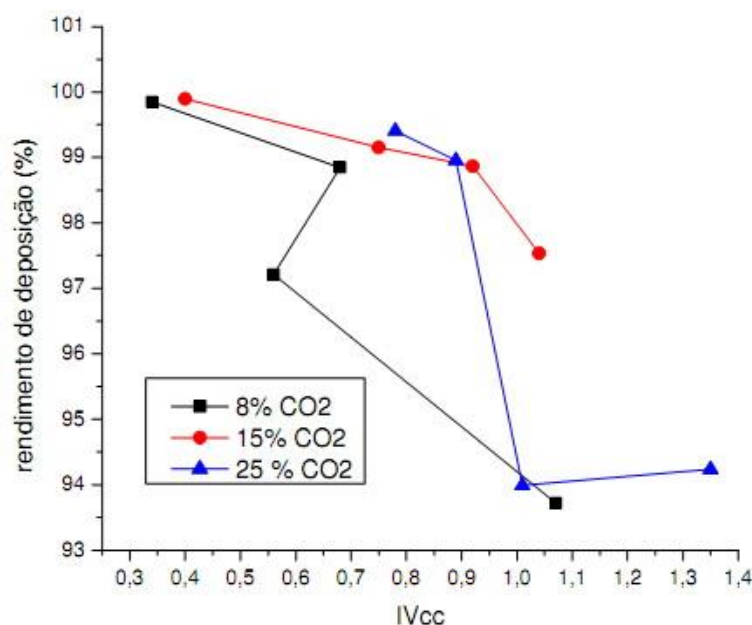


Figura 2.3 – Relação entre Rendimento de Deposição e  $IV_{CC}$  utilizando misturas de Ar + CO<sub>2</sub> para valores de tensão regulados dentro da região de estabilidade operacional para quatro níveis de corrente (pontos de cada curva) (Souza, 2010)

#### 2.4.2. Gás de Proteção: 100% CO<sub>2</sub>

Garcia (2010) utilizou o Critério Laprosolda para avaliar a regularidade da transferência metálica do processo MIG/MAG em cordões de solda depositados na posição plana em juntas com chanfro em V a 60° utilizando arame ER70S-6 (1,20 mm) e 100% CO<sub>2</sub>. Embora o mencionado autor não tenha estabelecido diretamente correlações entre processo e  $IV_{CC}$ , é mencionado que um aumento da corrente (velocidade de alimentação) leva ao aumento do tempo de arco aberto, ao se aumentar a tensão para se garantir um mesmo comprimento de arco à medida que se aumenta a corrente. Destaca-se ainda que no referido trabalho houve redução da frequência de curto-circuito, ao se aumentar a velocidade de alimentação (corrente) e a tensão de referência para se garantir um comprimento de arco aproximadamente constante.

Liskèvyeh et al. (2009), averiguando a influência do teor de CO<sub>2</sub> em mistura com Argônio na regularidade da transferência metálica e na estabilidade do processo MIG/MAG, determinaram o comportamento do critério dentro de uma faixa de tensão de referência,

segundo os referidos autores, adequada a cada porcentagem de dióxido de carbono. Os resultados encontrados apontaram para baixos valores de  $IV_{CC}$  (boa regularidade da transferência) para teores entre 2 e 20% de  $CO_2$  e para  $CO_2$  puro, evidenciados pelas frequências de curto-circuito acima dos valores de corte. Por outro lado, em outro trabalho (Liskèvysh, 2010) demonstra-se que menores teores de  $CO_2$  levaram a menores valores do índice com quantidade aceitável de respingos, enquanto que teores de 50%, 90% e 100% de  $CO_2$  apresentaram pior regularidade, com grande geração de respingos para os dois últimos teores.

## **2.5. Verificação do $IV_{CC}$ em soldagens na posição horizontal para os processos MIG/MAG e Eletrodo Tubular com transferência metálica no Modo Curto-Circuito**

Souza (2011) propôs comparar o desempenho dos processos MIG/MAG (maciço) e Eletrodo Tubular, em condições de curto-circuito, utilizando-se dois gases de proteção em dois níveis de corrente em juntas de topo com chanfro em V na posição plana, propondo um conjunto de parâmetros para verificar a regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito, composto do índice  $IV_{CC}$  e seus fatores  $t_A$  e  $t_C$ , juntamente com a verificação do período de curto-circuito ( $P_{CC}$ ) e seu desvio padrão ( $\sigma_{P_{CC}}$ ) e da frequência de curto-circuito ( $f_{CC}$ ), calculados de acordo com as Eq. 2.5 e 2.6.

$$P_{CC} = t_{AB} + t_{CC} \quad (2.5)$$

$$f_{CC} = \frac{1}{P_{CC}} \quad (2.6)$$

A partir de seus resultados, Souza (2011) concluiu que:

- a) com base na frequência de curto-circuito, as melhores condições de estabilidade relativa de transferência para o processo MIG/MAG estão na faixa entre 18 a 22 V, correntes em torno de 160 A e  $CO_2$  puro como gás de proteção. Para o processo Eletrodo Tubular, houve repetibilidade para o mesmo nível de corrente e mesmo gás de proteção, excetuando-se pela tensão regulada (somente 18 V);
- b) o aumento da tensão regulada provocou aumento do tempo de arco aberto, o que consequentemente aumentou o período de curto-circuito ( $P_{CC}$ ) e seu desvio padrão ( $\sigma_{P_{CC}}$ ), diminuindo a estabilidade relativa de transferência metálica;
- c) baseado no  $IV_{CC}$ , o processo MIG/MAG com aplicação de Ar + 25%  $CO_2$  apresentou melhor índice com a menor tensão regulada (18 V) e no maior nível de corrente

(160 A), enquanto que com o uso de 100% CO<sub>2</sub>, a melhor condição de regularidade ocorreu com 20 V e 120 A. Para o Eletrodo Tubular, os testes não apresentaram diferença significativa para o IV<sub>CC</sub>, sendo o melhor resultado encontrado com o uso de 100% CO<sub>2</sub> a 18 V e 120 A.

## 2.6. Medição do aporte térmico do processo MIG/MAG com transferência metálica no Modo Curto-Circuito convencional via calorimetria de nitrogênio líquido

Para a determinação deste parâmetro, é necessário o conhecimento da energia imposta e da energia e potência elétrica de soldagem. Arévalo (2011) citou em seu trabalho as características do N<sub>2</sub>L citadas por diferentes autores, conforme Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Características do N<sub>2</sub>L segundo diferentes autores

Calor latente de vaporização [J/g]	Temperatura de Ebulição [°C]	Autor
198,6	-195,8	Messer (2011)
199,1	-195,8	Uigi (2011)
198,3	-195,7	Teragon (2010)
198,38	-195,9	Air Liquide (2009)
199,2	-196,1	Ventura (2008)
199,5	-196,2	Woodcraft (2007)
198,38	-195,9	Delvar Afzar (2004)

Arévalo (2011) realizou medições do aporte térmico no processo MIG/MAG para a condição de operação citada na posição plana, variando as velocidades de alimentação ( $V_A$ ) e de soldagem ( $V_S$ ) e o comprimento do cordão, buscando verificar a influência destes parâmetros. A análise de variância (ANOVA) de seus resultados mostrou que o aporte térmico sofre influência diretamente proporcional à velocidade de alimentação (corrente, Fig. 2.3) e inversamente proporcional à velocidade de soldagem (Fig. 2.4), e não é significativamente influenciado pelo comprimento do cordão (Fig. 2.5) e nem pela interação entre as variáveis analisadas.

De forma contrária à encontrada por Arévalo (2011), Liskévych et al. (2012) afirmam que o comprimento do cordão é importante na determinação do aporte térmico, sendo que o ideal seria um comprimento de cordão de tamanho zero. Neste sentido, os referidos autores fizeram regressão e extrapolação da medição do aporte térmico com base em comprimentos de cordões de diferentes tamanhos para estimar este aporte para um cordão de comprimento zero. Entretanto, esta abordagem parece pouco consistente, haja vista que cordões de diferentes tamanhos representam diferentes regimes térmicos em soldagem, na medida em que quanto menor o cordão de soldagem, mais próximo de um regime transiente térmico, ao passo que o ideal seria estimar o aporte térmico em regime permanente do processo.

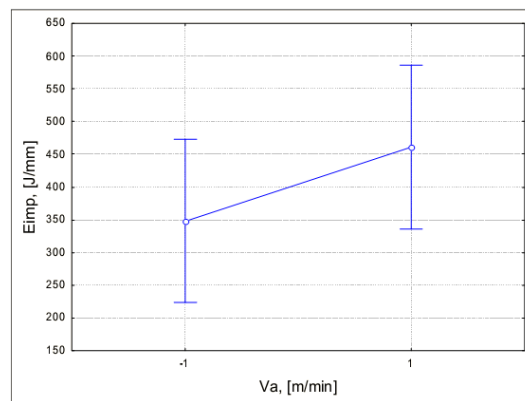


Figura 2.3 – Efeito do aumento da  $V_A$  sobre o aporte térmico do processo MIG/MAG (curto-circuito convencional) (Arévalo, 2011)

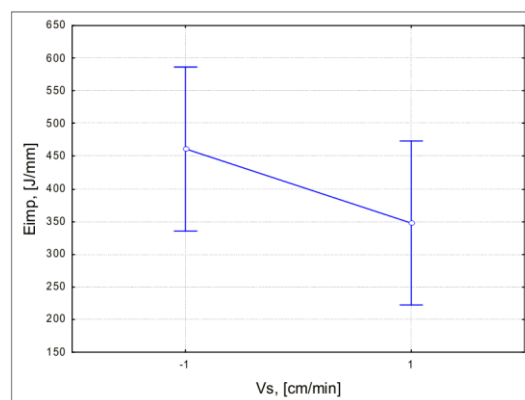


Figura 2.4 – Efeito do aumento da  $V_s$  sobre o aporte térmico do processo MIG/MAG (curto-circuito convencional) (Arévalo, 2011)

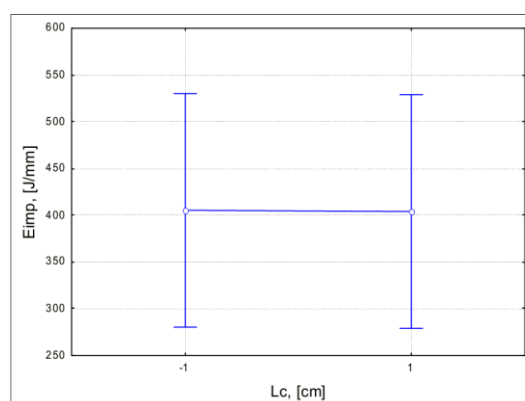


Figura 2.5 – Efeito do aumento do comprimento do cordão sobre o aporte térmico do processo MIG/MAG (curto-circuito convencional) (Arévalo, 2011)

Com relação aos valores medidos de rendimento térmico, Arévalo (2011) determinou um rendimento de 78,4% para o MIG/MAG convencional operando em curto-circuito para uma

faixa de 3,0 a 4,0 m/min de velocidade de alimentação e 19,0 V em uma chapa de 3,2 mm de espessura. Já Liskévych et al. (2012) estimaram 85,8 % de rendimento térmico para uma espessura de chapa de 9,5 mm e 77,8 % para uma espessura de 3,2 mm, sem extrapolação para ambos os casos. Ao se extrapolar, o rendimento para os referidos autores chega a 87,5% em ambas as espessuras.

## 2.7. Modelos de Taxa de Fusão

Uma das primeiras abordagens para se modelar o processo MIG/MAG foi proposta por Lesnewich (1958), que procurou modelar a taxa de fusão do processo em função da corrente de soldagem e das propriedades do eletrodo/material, conforme apresentado na Eq. 2.5. Este modelo é ainda empregado para se determinar a relação entre velocidade de alimentação (no equilíbrio igual à taxa de fusão) e a corrente de soldagem (Vilarinho, 2000).

$$TF = \alpha I + \beta LI^2 \quad (2.5)$$

onde TF é a taxa de fusão (em regime, igual à velocidade de alimentação), I a corrente instantânea do processo, L o comprimento energizado de eletrodo e  $\alpha$  e  $\beta$  os parâmetros a serem determinados.

No modelo apresentado na Eq 2.5, a primeira parcela referente ao parâmetro  $\alpha$  representa o aquecimento do arame-eletrodo pela conexão arco-eletrodo, ao passo que a segunda parcela referente ao parâmetro  $\beta$  representa o aquecimento por Efeito Joule.

Além do modelo de Lesnewich para taxa de fusão, outros modelos para o consumo do arame-eletrodo têm sido propostos e se baseiam no modelamento de calor por condução em regime estacionário e unidimensional (Vilarinho, 2005), tendo como principal fonte de calor o Efeito Joule. A principal vantagem deste modelamento é a possibilidade de se adicionar não linearidades (como a dependência das propriedades físicas do material com respeito à temperatura), mas que trazem a dificuldade de resolução do problema do ponto de vista computacional.

Em adição, na literatura técnica diferentes teorias têm sido propostas para modelar os mecanismos de transferência metálica. Dentre elas, pode-se citar a teoria do balanço estático de forças (SFBT) (Norrish e Richardson, 1988), a teoria da instabilidade pinch (PIT) (Lowke, 1997), a teoria da força do jato de plasma (PFT) (Needham et. al., 1960), a teoria da velocidade crítica (CVT) (Waszink e Van den Heuvel, 1982) e a teoria do balanço dinâmico de forças (DFBT) (Jones, 1996), além de combinações destas como SFBT e PIT (Waszink e Piena, 1986), com limitações ao assumir propriedades termo físicas constantes (Nemchinsky,

1998). Mais recentemente, simulações têm sido conduzidas baseando-se no método de volume de fluido (VOF) (Vilarinho, 2002; Wang et. al., 2003).

Por fim, é possível identificar ainda modelos para o processo GMAW de aplicação mais específica ou com abordagem distinta, como por exemplo, para o cálculo da velocidade (Lin et. al., 2001) e do momentum da transferência metálica de forma unidimensional (Scotti e Rodrigues, 2009), para múltiplos eletrodos (Tusek, 1999), processo pulsado (Vilarinho e Scotti, 2000; Richardson et. al., 1994), circuito resistivo-indutivo equivalente (Sudnik et. al., 2001), quedas de tensão (Bingul et. al., 2001) e emissão de fumos (Redding, 2002).

Desta forma, pode-se afirmar que existem modelos bastante sofisticados e disponíveis na literatura, mas que demandam grandes esforços computacionais e que são reféns da correta seleção de propriedades físicas dependentes da temperatura e das próprias condições de contorno impostas para resolução da simulação numérica (Vilarinho, 2005).

### 2.7.1. Modelos

Como discutido no item anterior, dentre os diferentes modelos existentes, neste trabalho se utilizou dois modelos derivados a partir da Eq. 2.5, denominados de Modelo Simplificado e Modelo Expandido, descritos a seguir. A ideia central é verificar se o modelo simplificado consegue garantir uma estimativa adequada da relação de consumo entre velocidade de alimentação e corrente, em comparação com um modelo mais completo, que demanda monitoramento mais refinado.

### 2.7.2. Modelo Simplificado

O primeiro modelo apresentado na Eq. 2.6 é extensivamente utilizado e deriva-se diretamente do modelo de Lesnewich, considerando-se o processo em regime estacionário e não mais instantaneamente.

$$V_A = \alpha I_M + \beta L I_E^2 \quad (2.6)$$

onde  $V_A$  é a velocidade de alimentação,  $I_M$  a corrente média,  $L$  o comprimento energizado de eletrodo,  $I_E$  a corrente eficaz e  $\alpha$  e  $\beta$  os parâmetros a serem determinados experimentalmente. A Tab 2.2 traz valores para  $\alpha$  e  $\beta$  encontrados na literatura técnica para aço carbono soldado na posição plana.

Tabela 2.2. Valores de  $\alpha$  e  $\beta$  determinados por diferentes autores para a soldagem GMAW de aços carbono na posição plana

Autores	Diâmetro eletrodo [mm]	L [mm]	Gás de proteção	$\alpha$ [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-1}$ ]	$\beta$ [ $\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-2}$ ]
Richardson et. al. (1994)	0,8	15	Ar+5%CO <sub>2</sub> +1,5%O <sub>2</sub>	5,5E-04	3,5E-05
	1,0	15	Ar+5%CO <sub>2</sub> +1,5%O <sub>2</sub>	4,7E-04	9,1E-05
	1,2	15	Ar+5%CO <sub>2</sub> +1,5%O <sub>2</sub>	2,7E-04	5,9E-05
Dutra (1989)	1,0	10	Ar+5%CO <sub>2</sub>	2,65E-04	5,00E-05
Quintino e Allum (1984)	1,0	15	Ar+5%CO <sub>2</sub>	3,70E-04	5,64E-05
	1,2	15	Ar+5%CO <sub>2</sub>	3,10E-04	6,71E-05
Fujimura et. al. (1987)	0,9	7,5 a 27,5	Ar+20%CO <sub>2</sub>	5,3E-04	1,7E-05
	1,2			3,1E-04	4,8E-05
	1,6			1,9E-04	1,5E-05

### 2.7.3. Modelo Expandido

Já para o modelo expandido, deve-se considerar a influência da transferência metálica. Assim, ao se considerar a transferência por curto-circuito no processo GMAW, tem-se a existência de dois períodos/fases distintos: período/fase de arco aberto e período/fase de curto-circuito.

$$V_A = \frac{t_A}{t_A + t_C} (\alpha I_{MA} + \beta_A L_A I_{EA}^2) + \frac{t_C}{t_A + t_C} (\beta_C L_C I_{EC}^2) \quad (2.7)$$

onde,  $t_A$  é o tempo médio de arco aberto,  $t_C$  o tempo médio de duração do curto,  $I_{MA}$  a corrente média na fase de arco aberto,  $L_A$  o comprimento energizado de eletrodo na fase de arco aberto,  $I_{EA}$  a corrente eficaz na fase de arco aberto,  $L_C$  o comprimento energizado de eletrodo na fase de curto-circuito,  $I_{EC}$  a corrente eficaz na fase de arco curto-circuito e  $\alpha$ ,  $\beta_A$  e  $\beta_C$  os parâmetros a serem determinados.

Durante o arco aberto, tanto o aquecimento devido à conexão arco-eletrodo, quanto devido ao aquecimento por Efeito Joule existem. Assim, a primeira parcela da Eq. 2.7 representa a fase de arco aberto, ponderada pelo seu respectivo tempo médio ( $t_A$ ) em relação ao tempo médio total ( $t_A + t_C$ ). Já a segunda parcela representa o aquecimento durante o curto-circuito, onde o aquecimento principal se dá por Efeito Joule. Desta forma, somente a parcela representada pelo parâmetro  $\beta_C$  existe e é ponderada pelo tempo de curto-circuito ( $t_C$ ) em relação ao tempo médio total de ambas as fases ( $t_A + t_C$ ).

## **2.8. Influência do efeito indutivo na regularidade da transferência metálica no modo curto-circuito**

Segundo Baixo & Dutra (1995), efeito indutivo é a denominação derivada do termo indutância, o qual se aplica à forma de controle da taxa de variação da corrente em fontes de soldagem analógicas, as quais dispõem de um indutor ligado em série ao arco atuando como um amortecedor da corrente na ocorrência do curto-circuito (taxa de crescimento) e após o mesmo (taxa de decrescimento). Quanto maior o efeito indutivo, mais lento é a taxa de crescimento ou decrescimento da corrente.

Com o advento das fontes eletronicamente controladas, este parâmetro deixou de ser realizado com base no valor da indutância elétrica do circuito, sendo realizado por meio do próprio circuito eletrônico do equipamento. Sendo assim, o termo efeito indutivo tornou-se mais apropriado para descrever a forma com que são controladas tais taxas de crescimento e decrescimento da corrente.

Manz (1969) comparou o desempenho de diferentes fontes de soldagem, com e sem controle da indutância, e comprovou que aquelas que possuíam o mesmo foram mais eficientes em soldagens no modo em questão. Já de acordo com Panibrattsev (1979), a probabilidade de repulsão e/ou explosão da gota é diretamente proporcional à taxa de crescimento da corrente, ou seja, aumenta com a redução do efeito indutivo.

Dutra (1989) enfatiza que, dentre as muitas variáveis que influenciam a estabilidade do arco, as mais críticas são tensão e indutância. De forma mais específica, o mesmo relata no mesmo trabalho que a velocidade de decrescimento da corrente, ocorrido após a transferência metálica, não deve ser muito rápida, nem muito lenta quando se deseja uma boa estabilidade do arco, e isto deve ser compatibilizado com a natureza do gás utilizado. Os resultados obtidos mostraram que taxas lentas de crescimento da corrente (indutância alta) são mais adequadas à elevadas tensões de regulação para uma determinada condição (velocidades de alimentação e de soldagem), enquanto que taxas rápidas são mais apropriadas para tensões reduzidas.

Em outro trabalho, Baixo & Dutra (1995) investigaram a influência da taxa de variação da corrente na regularidade da transferência, baseando-se no argumento de que a regularidade da transferência metálica depende intensamente do ajuste dos parâmetros do processo para se obter um equilíbrio entre a velocidade com que o eletrodo é introduzido no arco e a sua velocidade de fusão durante o tempo de existência do mesmo. Utilizando os oscilogramas de tensão e corrente adquiridos, a regularidade da transferência metálica foi quantificada por meio dos desvios-padrão dos picos de corrente e dos períodos de transferência e de curto-circuito. Seus resultados levaram à conclusão que o efeito indutivo, tanto na taxa de crescimento quanto na de decrescimento, tem efeito similar ao produzido



pela indutância, ou seja, mais amortecido é o crescimento ou decrescimento da corrente com o aumento ou redução deste. Em contrapartida, a tensão de referência também influencia no amortecimento, só que de forma inversa. Outro fato observado foi que uma baixa velocidade de descida da corrente (alto efeito indutivo de descida) aumenta o tempo de arco aberto, proporcionando melhor aproveitamento do calor disponível para a fusão do eletrodo (Efeito Joule), evitando assim o aumento da tensão de referência quando se busca uma melhor estabilidade.

Dutra (2008) ressalta novamente que a estabilidade do arco e a baixa geração de respingos também são influenciadas pelo correto ajuste da dinâmica da fonte de energia em conjunto com um dado gás de proteção, principalmente na fase de recuperação do arco. Sendo assim, o mesmo verificou, com base na regularidade da aparência dos cordões de solda, que baixas taxas de decrescimento da corrente (em torno de 20 A/ms) são mais adequadas para Ar + 25% CO<sub>2</sub>, enquanto que para 100% CO<sub>2</sub> a regulação mais adequada foi a partir de 44 A/ms, ressaltando que pequenas variações no efeito indutivo de descida são mais efetivos na regularidade da transferência metálica do que no efeito indutivo de subida.

Mais recentemente, Souza et al. (2011) avaliaram a influência do efeito indutivo no desempenho do processo com misturas de Ar + 8% CO<sub>2</sub> e Ar + 25% CO<sub>2</sub> fixando-se os demais parâmetros do processo (tensão de referência, DBCP e V<sub>A</sub> constantes). Após obter as curvas características de taxa de crescimento/decrescimento da fonte de soldagem, as quais apresentaram comportamento próximo da linearidade (Fig. 2.6), estabeleceu-se que, dentro de uma faixa de estabilidade operacional, o efeito indutivo não influenciou significativamente a frequência de curtos-circuitos e os valores de tensão e corrente média. Entretanto, taxas de crescimento/decrescimento altas (baixo efeito indutivo) levaram a menores tempos de curto-circuito, enquanto que taxas baixas (alto efeito indutivo) causaram um efeito contrário, fazendo com que o índice de regularidade (IV<sub>CC</sub>) fosse diretamente influenciado pelo efeito indutivo, como mostrado na Fig. 2.7. Mesmo não tendo avaliado a influência do CO<sub>2</sub> puro, este autor ressaltou, fundamentado no comportamento definido pelas misturas gasosas avaliadas, que o comportamento do efeito indutivo é dependente do gás de proteção, pois foram encontradas correlações diferentes entre regularidade e efeito indutivo para Ar + 8% CO<sub>2</sub> (Fig. 2.8). De forma geral, concluiu-se que, diferentemente de Dutra (2008), misturas mais ricas em CO<sub>2</sub> apresentam melhor regularidade com taxas de subida/descida mais rápidas, enquanto que para menores teores necessitam de taxas mais lentas.

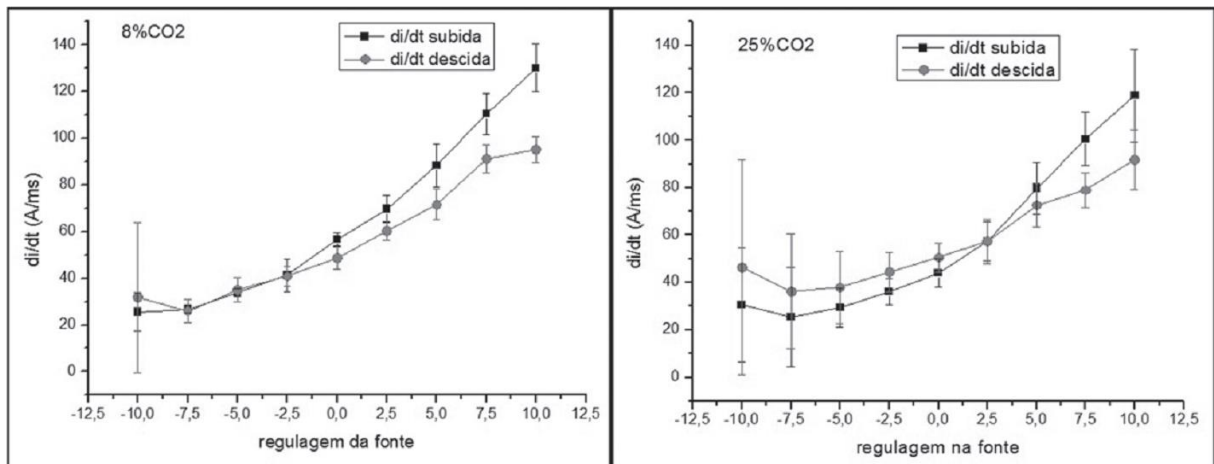


Figura 2.6 – Valores médios das taxas de subida e de descida da corrente ( $di/dt$ ) para Ar + 8%  $CO_2$  e Ar + 25%  $CO_2$  em função da regulagem do efeito indutivo da fonte (Souza et al., 2011)

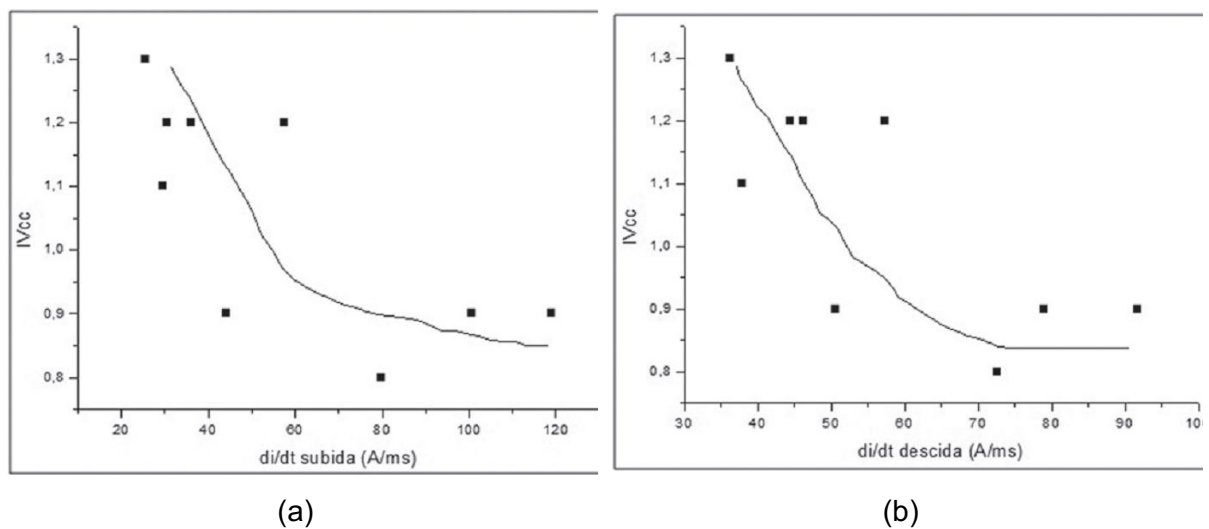


Figura 2.7 – Valores de  $IV_{cc}$  em função das taxas de crescimento (a) e decrescimento (b) da corrente para Ar + 25%  $CO_2$  ( $U_R = 22,0$  V,  $V_A = 2,76$  m/min) (Souza et al., 2011)

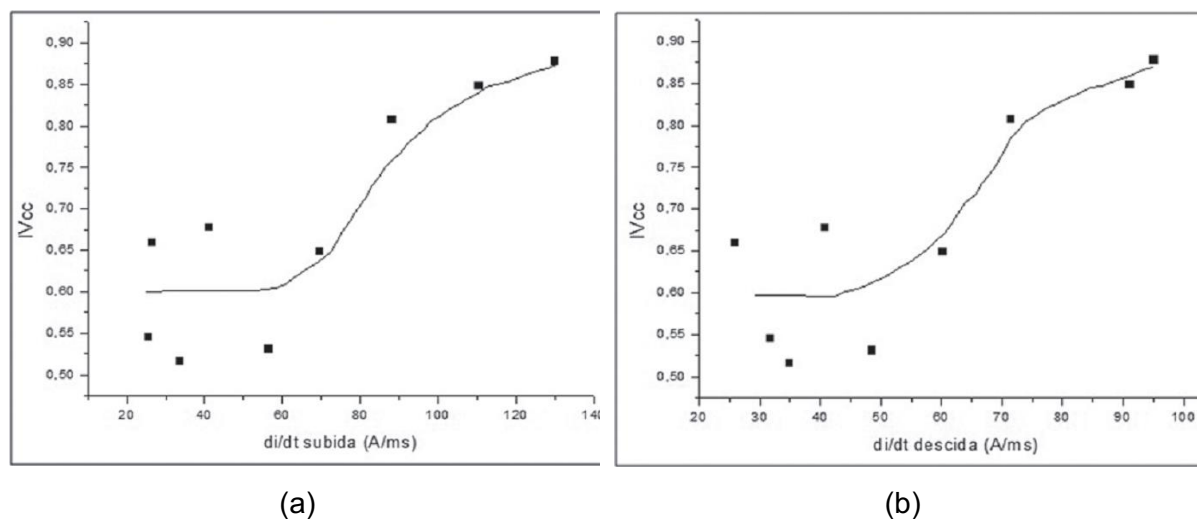


Figura 2.8 – Valores de  $IV_{cc}$  em função das taxas de crescimento (a) e decrescimento (b) da corrente para Ar + 8%  $CO_2$  ( $U_R = 22,0$  V,  $V_A = 2,71$  m/min) (Souza et al., 2011)

## CAPÍTULO III

### METODOLOGIA EXPERIMENTAL

#### 3.1. Bancada experimental

Partindo-se do princípio de funcionamento da bancada para calorimetria via nitrogênio líquido ( $N_2L$ ) proposto por Arevalo (2011), cujo mecanismo realiza a movimentação da placa de teste para dentro do recipiente Dewar (que contém o  $N_2L$ ) de forma automatizada, notou-se a necessidade de se ter um mecanismo que proporcionasse a soldagem da mesma maneira para todas as posições de soldagem. Embora tal bancada existente só permita a movimentação da tocha e a fixação da placa de teste para a posição plana, observou-se que tais experimentos poderiam ser viabilizados a partir da adaptação da célula de trabalho robotizada que se encontra no Laboratório de Apoio à Fabricação (LAF) do Laprosolda, cujo elemento principal é um robô Motoman, modelo HP20 (controlador NX100).

De acordo com esta necessidade, foi definido que a movimentação da placa de teste seria feita pelo robô, viabilizando assim a movimentação da mesma durante a execução do cordão de solda em qualquer posição, e sua conseguinte movimentação para dentro do recipiente Dewar. Com isso, a posição da tocha de soldagem foi mantida fixa por meio de um suporte que também possibilitou o reposicionamento desta de acordo com qualquer posição de soldagem.

Por fim, resta definir o melhor posicionamento do conjunto recipiente Dewar + balança em relação ao restante da bancada. Sendo assim, partiu-se das seguintes premissas:

- o conjunto deveria ser posicionado o mais próximo possível do suporte da tocha, implicando no menor trajeto da placa de teste desde a posição final do cordão de solda até o recipiente Dewar, desde que não causasse obstrução na movimentação do sistema de fixação da placa em qualquer posição de soldagem;
- a movimentação do robô no trajeto citado deveria ocorrer com o mínimo de “esforço” de suas articulações, em qualquer posição de soldagem, evitando assim movimentos angulares bruscos do sistema de fixação da placa de teste.

Com base nestas premissas, definiu-se que a melhor posição do conjunto recipiente Dewar + balança seria sobre a mesa da célula de trabalho robotizada, pouco à frente do

suporte da tocha e alinhada com o eixo X do sistema de referência do robô. Com o objetivo de proteger o conjunto citado, visto que a realização dos cordões de solda no modo de operação do processo de soldagem gera respingos, foi construído um abrigo em estrutura metálica, parcialmente revestido com placas de acrílico (foram deixadas aberturas laterais inferiores para escoamento do vapor de  $N_2$ ), com abertura superior para o recipiente, possibilitando assim a verificação do funcionamento da balança e o acompanhamento das leituras de massa. A Fig. 3.1 apresenta uma visão geral dos elementos principais da bancada experimental.

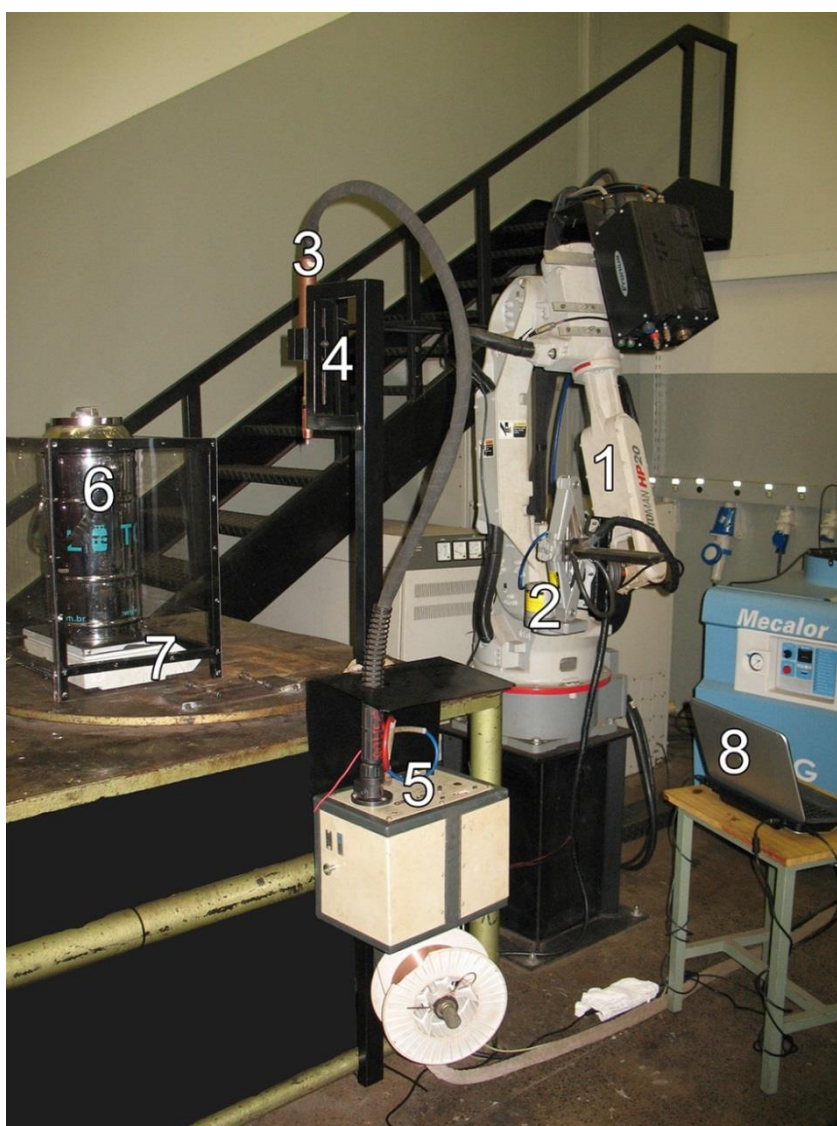


Figura 3.1 – Visão geral da bancada experimental: 1. Robô; 2. Sistema de fixação da placa de teste; 3. Tocha; 4. Suporte de fixação da tocha; 5. Alimentador de arame; 6. Recipiente Dewar; 7. Balança e 8. Laptop com software de aquisição de dados.

### 3.1.1. Sistema de Fixação da Placa de Teste

O dispositivo foi criado a partir da adaptação de um mecanismo de quatro barras, com duas das juntas entrepostas interligadas por um parafuso sem fim, conectado a um motor de acionamento de corrente contínua, e duas cantoneiras fixadas às outras duas juntas, formando assim uma garra para fixação da placa de teste. A alimentação do motor de acionamento, que realiza a abertura e o fechamento das garras, é feita através de uma fonte chaveada, e o comando para tais movimentos encontram-se em um controle localizado no fio de alimentação do motor. Para a fixação do dispositivo ao shock-absorber do robô, foi fabricada uma base de adaptação, conforme croqui da Fig 3.2. A Figura 3.3 ilustra o controle que contém os comandos para acionamento manual do dispositivo, enquanto que a Fig. 3.4.mostra o mesmo com a placa de teste montado ao robô.

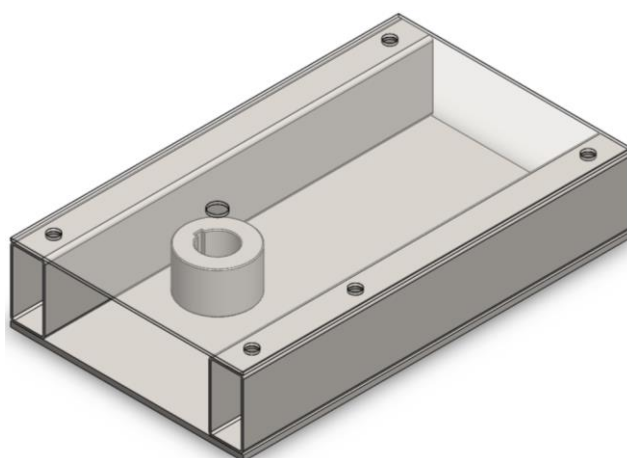


Figura 3.2 – Croqui da base de adaptação



Figura 3.3 – Controle para acionamento manual do sistema de fixação da placa de teste



Figura 3.4 - Sistema de fixação da placa montado no robô HP20

### 3.1.2. Acionamento automático do sistema de fixação da placa de teste e da fonte de soldagem

O controlador do robô utilizado é equipado internamente com oito contatores, os quais exercem o papel semelhante à de uma simples chave liga/desliga, podendo ser acionados através de comandos específicos em sua programação. Isto possibilitou tanto o acionamento da fonte de soldagem para a realização do cordão de solda quanto o acionamento do sistema de fixação para liberação da placa de teste dentro do recipiente Dewar, independentemente. Sendo assim, conexões “GARRA” e “FONTE”, ilustradas na Fig. 3.5, foram instaladas na própria estrutura do controlador e conectadas conforme esquema descrito na Tab. 3.1.





Figura 3.5 – Conexões para acionamento do sistema de fixação e da fonte de soldagem

Tabela 3.1 – Descritivo de ligação das conexões instaladas no controlador NX100

Conexão	Ligação física interna	Ligação física externa	Acionamento lógico
FONTE	NFI01 – A8/B8	Conector de disparo	DOUT17
GARRA	NFI01 – A9/B9	Em paralelo ao comando “UP” do controle	DOUT18

### 3.1.3. Balança

Para a medição da massa evaporada de nitrogênio líquido, utilizou-se uma balança da marca Bel, modelo K32001, mostrada na Fig. 3.6, cujas características estão presentes na Tab. 3.2. Tais medições eram fornecidas ao software de aquisição dos sinais através de sua interface RS-232.



Figura 3.6 – Balança Bel K32001

Tabela 3.2 – Características da Balança Bel K32001

Capacidade (g)	32000
Leitura Mínima (g)	0,5
Resolução (g)	0,1
Erro (g)	± 1



### 3.1.4. Recipiente Dewar

Uma das dificuldades da aplicação de  $N_2L$  é mantê-lo em seu estado líquido, sendo necessário isolá-lo do ambiente, onde os equipamentos mais conhecidos para esta função são os recipientes Dewar. De modo geral, este equipamento consiste em uma garrafa que contém vácuo em meio de duas paredes, uma interna e outra externa, inibindo a troca de calor com o ambiente, segundo esquema da Fig. 3.7 (a). O recipiente de armazenamento possui capacidade de 100 litros, autopressurizado e com válvulas de liberação de gás e válvula dispensadora, conforme Fig. 3.7 (b). Na execução dos testes, foi utilizado um recipiente Dewar para operação, de menor capacidade (8 litros) e dimensões 450 x 220 x 150 mm (altura x diâmetro externo x diâmetro interno), como mostra a Fig. 3.7 (c).

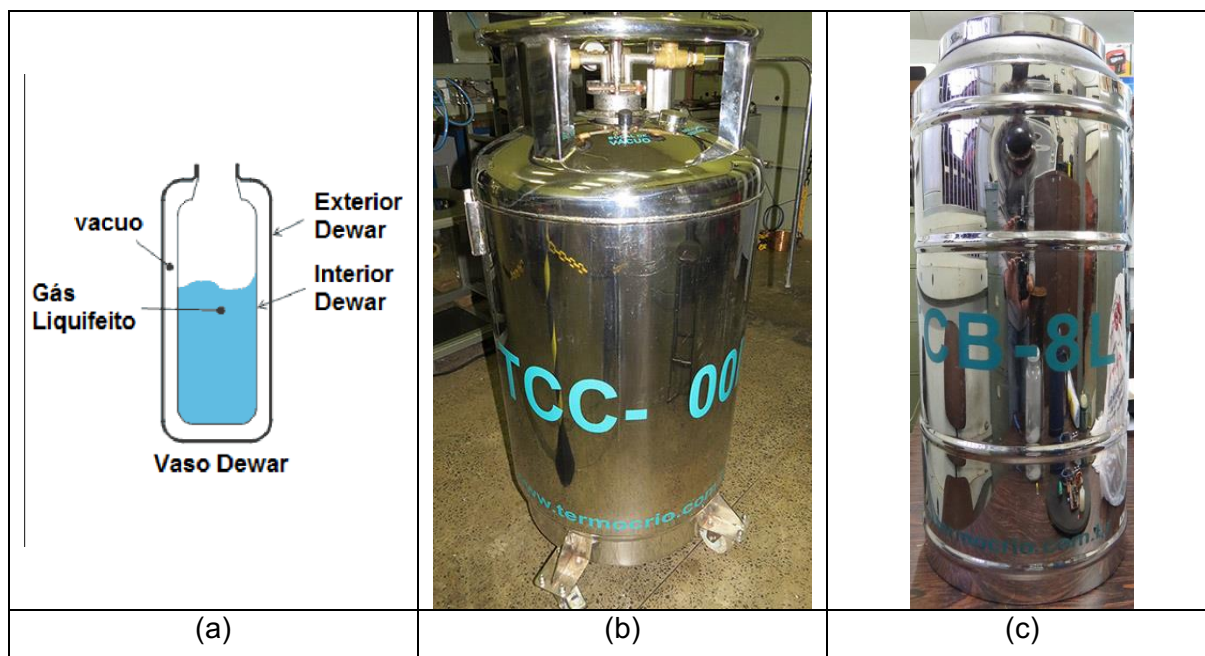


Figura 3.7 – (a) Princípio de um recipiente Dewar (Arévalo, 2011); (b) Recipiente Dewar de armazenamento; (c) Recipiente Dewar de operação

### 3.1.5. Fonte de Soldagem e Alimentador de Arame

Na realização dos cordões de solda, foi utilizada uma fonte eletrônica multiprocesso chaveada no secundário (tipo *chopper*) da marca IMC, modelo *MTE Digitec 300*, operando no modo tensão constante. Neste modo, a interface de controle do equipamento permitia não só a regulação da tensão de referência e da velocidade de alimentação, mas também dos fatores para regulação do efeito indutivo de subida (**ks**) e de descida (**kd**). Em conjunto com a fonte de soldagem, foi utilizado um alimentador do mesmo fabricante, modelo *STA 20*, o qual é parte integrante do equipamento, ambos mostrados na Fig. 3.8.



Figura 3.8 – Fonte e alimentador de arame IMC

### 3.1.6. Componentes e Configuração do Sistema de aquisição

Durante a realização de todos os cordões de solda, os parâmetros elétricos de tensão e corrente foram adquiridos por meio de um sistema de aquisição composto por uma interface de aquisição USB, modelo USB-6009 (*National Instruments*) e um condicionador de sinais elétricos (Machado, 2011) (Fig. 3.9), sendo este último responsável por isolar eletricamente a fonte de soldagem do sistema de aquisição e converter os sinais monitorados para valores compatíveis com a interface de aquisição USB. Já o sinal referente à leitura da balança foi adquirido por meio de um adaptador USB → Serial (porta lógica COM3), modelo PL-2303 e marca *Prolific* (Fig. 3.10), conectada à interface RS-232 da balança através de um cabo serial comum.

Para a leitura, visualização e gravação de todos os sinais adquiridos através do sistema acima, foi utilizado um programa desenvolvido em linguagem *LabView® 2012*, cuja interface é mostrada na Fig. 3.11. Neste é possível determinar de forma independente o tempo de amostragem dos sinais elétricos e da balança, pois os eventos relativos a cada um deles (soldagem e evaporação do  $N_2L$ ) têm duração distinta. Já a taxa de amostragem de cada evento foi fixada em 5 kHz (sinais elétricos) e 10 Hz (balança).



(a)



(b)

Figura 3.9 – (a) Interface de aquisição USB *National Instruments*; (b) Condicionador de sinais elétricos



Figura 3.10 – Adaptador USB → Serial *Prolific* PL-2303

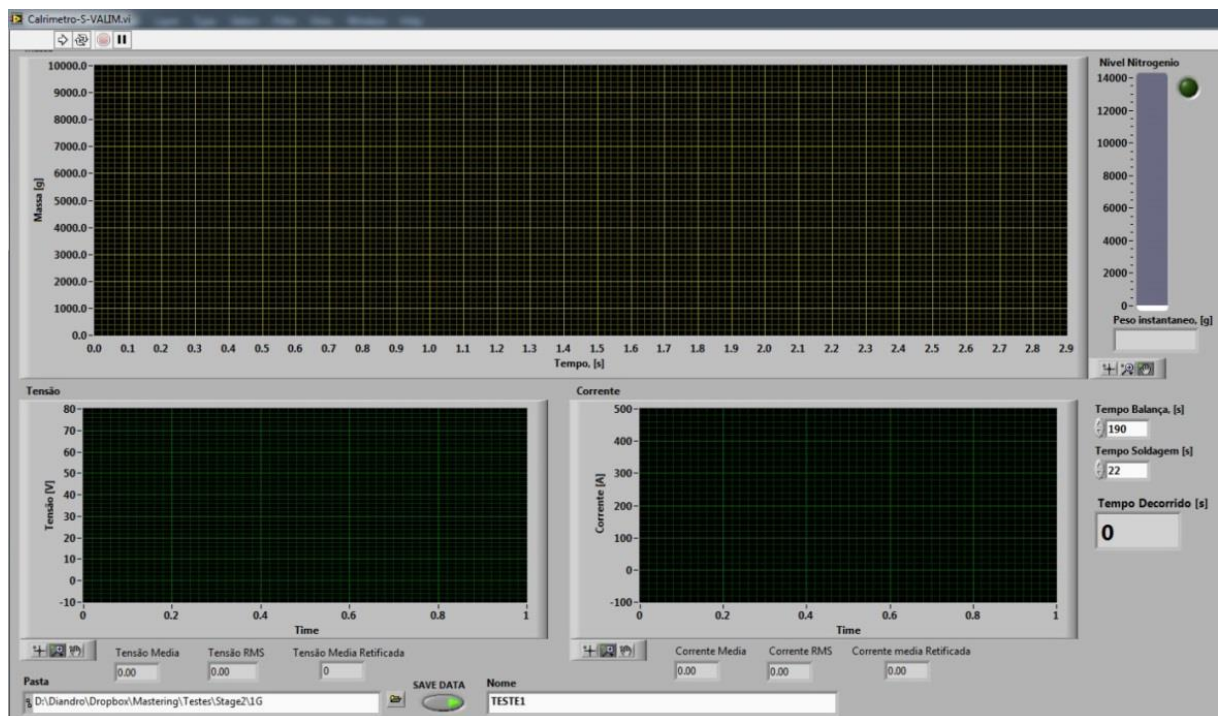


Figura 3.11 – Interface gráfica para aquisição de dados

### 3.2. Materiais

#### 3.2.1. Metal de adição

Como metal de adição foi utilizado o arame-eletrodo AWS ER70S-6 com 1,2 mm de diâmetro. A composição química e propriedades mecânicas do arame-eletrodo, de acordo com os dados fornecidos pelo fabricante, estão apresentadas na Tab. 3.3.

Tabela 3.3 – Composição química e propriedades mecânicas nominais do arame utilizado (ESAB, 2004)

ARAME-ELETRODO OK Autrod 12.51 (AWS A5.18, ER70S-6)				
Composição Química (valores típicos)				
C: 0,08	Si: 0,90	Mn: 1,50	P: 0,025	S: 0,0035
Propriedades Mecânicas				
L <sub>R</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	L <sub>E</sub> [N/mm <sup>2</sup> ]	Alongamento [%]	Charpy-V/[J] 18°C	
560	470	25	70	
Propriedades Físicas				
Bitola nominal [mm]	Bitola real [mm]		Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]	
1,20	1,19		7737	

#### 3.2.2. Material de base

Para a confecção das placas de teste foi utilizado como metal de base aço ao carbono ABNT 1020, cujas dimensões são mostradas na Fig. 3.12, sendo uma preparação em chapa simulando uma junta de topo com preparação em V sem abertura de raiz e com altura de nariz de 2,35 mm, conforme mesma figura.

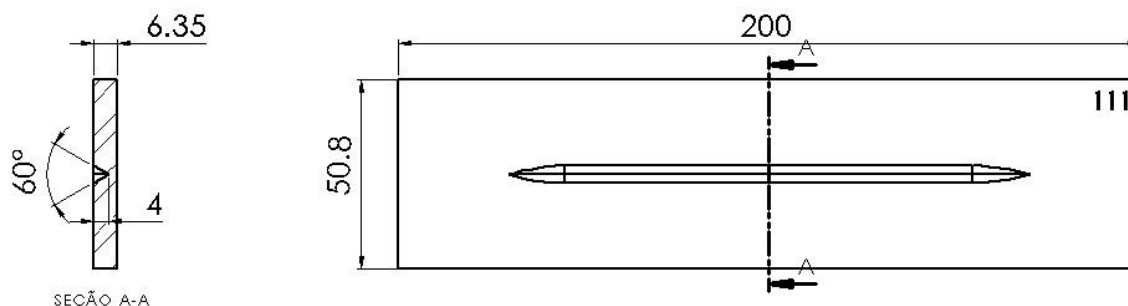


Figura 3.12 – Dimensões (em mm) e preparo da placa de teste

### 3.2.3. Gás de proteção

Em função do modo de operação selecionado para o envelope operacional deste trabalho (MIG/MAG curto-circuito) e da modelagem do consumo que contempla parâmetros influenciados pelo gás de proteção, foram utilizadas as duas misturas gasosas mais adequadas: Ar + 25% CO<sub>2</sub> e 100% CO<sub>2</sub>, a uma vazão medida no bocal de proteção de 13 l/min.

### 3.2.4. Nitrogênio líquido (N<sub>2</sub>L)

É um líquido criogênico, cuja temperatura de ebulição é de aproximadamente -196 °C, daí a necessidade do uso de recipientes Dewar para sua conservação.

No presente trabalho, este gás liquefeito foi utilizado para quantificar o calor imposto pelo processo de soldagem relacionando-o à perda de massa evaporada. Em maiores detalhes, conhecendo-se o calor latente de evaporação (L<sub>N<sub>2</sub>L</sub>) e massa evaporada após inserção da placa de teste no mesmo, a quantidade de energia transferida para o líquido (a qual provocou sua evaporação), é equivalente ao calor imposto em tal placa. Para todos os cálculos do calor imposto deste trabalho foi utilizado o valor mais recente, apresentado por Messer (2011): 198,59 J/g (Tab. 2.1, Item 2.6).

## 3.3. Processamento e Tratamento de sinais elétricos

### 3.3.1. Determinação do tempo efetivo de soldagem (t<sub>ES</sub>)

Este índice representa o tempo utilizado na realização do cordão de solda. Sua exata determinação é fundamental, pois influencia diretamente na confiabilidade dos resultados apresentados por outros índices, principalmente no rendimento de deposição (obtenção das taxas de fusão e deposição) e na energia de soldagem (através da segregação correta dos valores de tensão e corrente instantâneas para o cálculo da potência média instantânea). Sendo assim, foi desenvolvido um código em linguagem *Matlab*<sup>®</sup> - *arco\_aberto.m* (APÊNDICE I) - que ao se informar os valores de corrente de corte para a identificação tanto de abertura (I<sub>CA</sub>) quanto de encerramento (I<sub>CE</sub>) do arco (Fig. 3.13), juntamente com a taxa de amostragem dos sinais elétricos, é fornecido o tempo efetivo de soldagem (t<sub>ES</sub>), bem como as respectivas posições no arquivo de aquisição. É conveniente ressaltar que, para a correta identificação dos pontos, é necessário que a aquisição de sinais elétricos seja iniciada antes da soldagem e que sua duração (t<sub>AS</sub>) seja superior ao tempo efetivo de soldagem. Foram adotados valores de I<sub>CA</sub> e I<sub>CE</sub> iguais a 50 e 20 A, respectivamente.

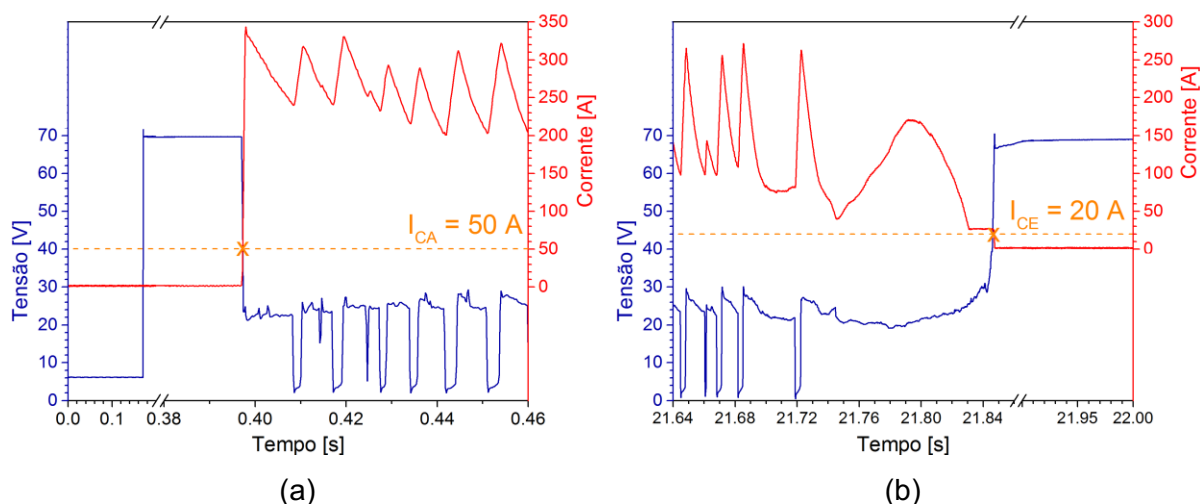


Figura 3.13 – Representação gráfica dos sinais elétricos na abertura (a) e encerramento (b) do arco elétrico com indicação dos valores de corrente de corte  $I_{CA}$  e  $I_{CE}$

### 3.3.2. Determinação das massas e tempos iniciais e finais de evaporação de $N_2L$ (calor imposto)

No cálculo do aporte térmico, se fez necessário o conhecimento exato das massas evaporadas de  $N_2L$  em ambas as fases de medição (Item 3.6.3), bem como os respectivos intervalos de duração para estimação da parcela de calor correspondente à perda de  $N_2L$  por evaporação natural ( $\Delta Q^W_{N_2L(NE)}$  na 1ª medição e  $\Delta Q^A_{N_2L(NE)}$  na 2ª medição), ou seja, à temperatura e pressão ambientes. Para tal, adquiriu-se estes dados com o uso da balança (Item 3.1.3) conforme descrito no Item 3.1.6.

Para a determinação dos valores em tema, o arquivo contendo os dados amostrados pela balança, e, por conseguinte, salvos pelo software de aquisição, foram processados por um software também desenvolvido em linguagem *Matlab*® - *calcmass\_batch.m* (APÊNDICE I), cuja função é varrer estes dados, em um primeiro momento em busca de um instante inicial imediatamente anterior ao aumento súbito da massa do conjunto recipiente Dewar +  $N_2L$  (correspondente ao momento em que a placa de teste atinge o fundo do recipiente após o sistema de fixação liberá-la), determinando-se assim a massa inicial  $m_i^W_{N_2L}$  (1ª medição) ou  $m_i^A_{N_2L}$  (2ª medição) e respectivo tempo  $t_i^W_{N_2L}$  ou  $t_i^A_{N_2L}$ . Em um segundo momento, o software continua a varredura dos valores de massa adquiridos em busca do ponto final da evaporação de  $N_2L$  (equilíbrio térmico deste com a placa de teste), ou seja, comparando o último e penúltimo valor lido de massa até que a diferença entre eles seja inferior a um valor, determinando-se de forma análoga  $m_f^W_{N_2L}$  ou  $m_f^A_{N_2L}$  e respectivo tempo  $t_f^W_{N_2L}$  ou  $t_f^A_{N_2L}$ .



Ao fim da análise, o software apresenta graficamente os dados adquiridos da balança ao longo do tempo de amostragem, indicando os valores das massas inicial e final e referidos tempos, conforme mostra a Fig. 3.14.

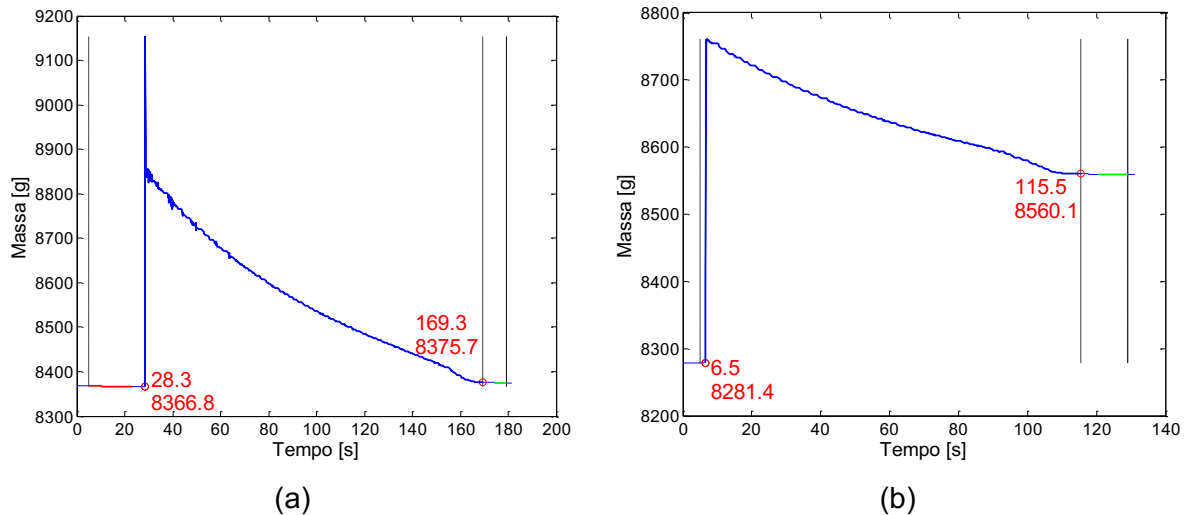


Figura 3.14 – Exemplos de resultado apresentado pelo programa *calcmass\_batch* para a 1ª medição (a) e 2ª medição (b)

### 3.3.3. Estimação dos comprimentos de eletrodo energizado (Modelos de Taxa de Fusão)

No modelo simplificado, o comprimento de eletrodo energizado foi definido como sendo a DBCP subtraída do reforço do cordão ( $R_C$ ), do comprimento do arco ( $L_{ARCO}$ ) e da profundidade do chanfro (4 mm), conforme mostra a Eq. 3.1.

$$L = DBCP - R_C - L_{ARCO} - 4 \quad (3.1)$$

Já no modelo expandido, o comprimento de eletrodo energizado durante o tempo de arco aberto é equivalente ao comprimento do modelo simplificado ( $L_A = L$ ), enquanto que para o tempo de circuito ( $L_C$ ) o valor é o mesmo de  $L_A$  desprezando-se a parcela do comprimento de arco, conforme mostra a Equação 5.

$$L_C = DBCP - R_C - 4 \quad (3.2)$$

A medição do comprimento de arco foi obtida através de filmagem em alta velocidade a partir de critérios pré-estabelecidos (Maia, 2001).

### 3.4. Medição dos Índices pertinentes ao Critério de Regularidade: $IV_{CC}$ e $F_{CC}$

Os primeiros dispositivos de aquisição de dados eram bastante limitados quanto à sua resolução, taxa de amostragem e quantidade de dados registrados. A sua evolução nos últimos anos, aliada ao progresso da microtecnologia para a nanotecnologia de uma forma abrangente proporcionou o avanço destes sistemas, implicando no incremento de suas capacidades, principalmente no quesito capacidade de armazenamento. Na soldagem, quando se dispõe de um sistema atualizado com tais características, normalmente é gerada uma quantidade enorme de dados provenientes dos sinais elétricos e até de outros, como a leitura da velocidade de alimentação. Visando facilitar o processamento destes dados para a obtenção deste critério, foi desenvolvido um software em linguagem *Matlab*®.

Para a determinação destes índices neste trabalho, foi utilizado o programa *CURTO3* desenvolvido e atualizado na referida linguagem (Vilarinho, 2012). Sua atualização em relação à versão anterior consiste basicamente em sua programação, cujas funções de varredura do arquivo de dados são mais eficientes, oferecendo os resultados da análise com maior rapidez, e na interface gráfica (Fig. 3.15) consideravelmente mais simplificada, que apresenta exclusivamente os valores médios e eficazes dos sinais elétricos, juntamente com as parcelas do  $IV_{CC}$  e valores absolutos deste e da  $F_{CC}$ . Especificamente para a determinação dos valores necessários à definição dos modelos de taxa de fusão, sua interface gráfica foi intimamente alterada para que os resultados de tempo médio e respectivos desvios padrão fossem mostrados em milissegundos (originalmente são apresentados em segundos).

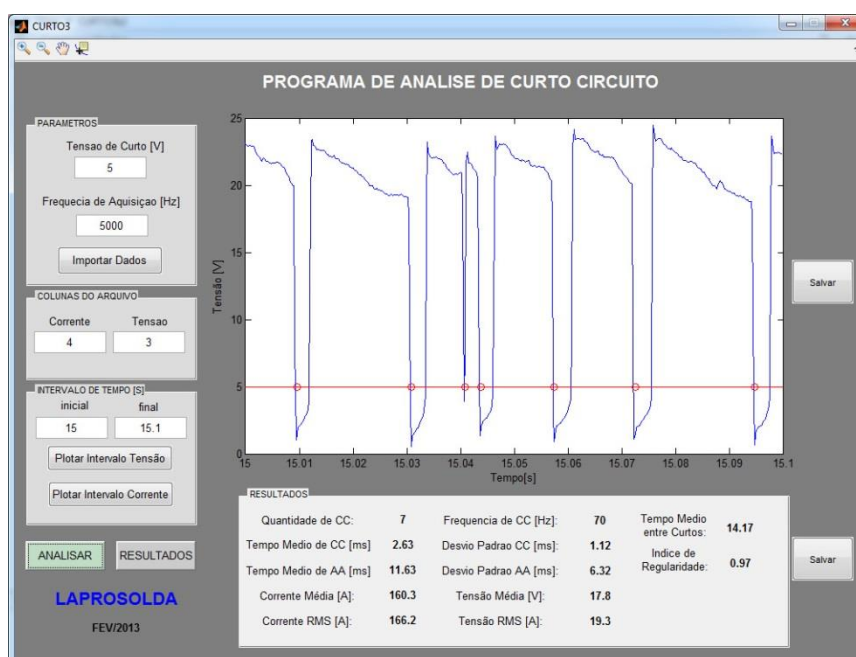


Figura 3.15 – Interface gráfica do programa CURTO3



Fernandes e Vilarinho (2012) comprovaram estatisticamente que, para a operação em curto-circuito convencional, valores de *tensão de curto-circuito* e *intervalo de tempo* acima de 5,0 V e 6,0 s, respectivamente, não influenciam significativamente na análise e consequentemente nos resultados do critério. Partindo-se deste princípio, e considerando ainda que os sinais elétricos de todos os testes foram monitorados e armazenados na íntegra, foi definido que, para uma melhor consistência e fidelidade dos resultados, a análise destes sinais para obtenção dos índices seria realizada da seguinte forma, conforme ilustra a Fig. 3.16:

- desconsiderou-se os 4,0 s iniciais e finais dos sinais elétricos, evitando o cálculo dos índices durante os intervalos de abertura do arco elétrico, onde normalmente ocorrem perturbações durante a formação e estabilização da poça de fusão, e de encerramento do mesmo, necessariamente realizado com a movimentação da placa de teste ainda com a fonte acionada devido à ausência de “burn-back”;
- cada índice foi obtido para cada intervalo de 5,0 s (mais adequado aos tempos de aquisição definidos no Item 3.1.7), a partir do tempo inicial desconsiderado, e para todo o intervalo compreendido entre os 8 s desconsiderados;
- cada  $IV_{CC}$  e  $F_{CC}$  calculado foi avaliado segundo o seguinte critério: se a diferença entre seu valor e a média aritmética obtida até o momento for inferior ao desvio padrão, o valor calculado é válido, do contrário ele é eliminado e ambos média aritmética e desvio são recalculados com os valores válidos até o momento.

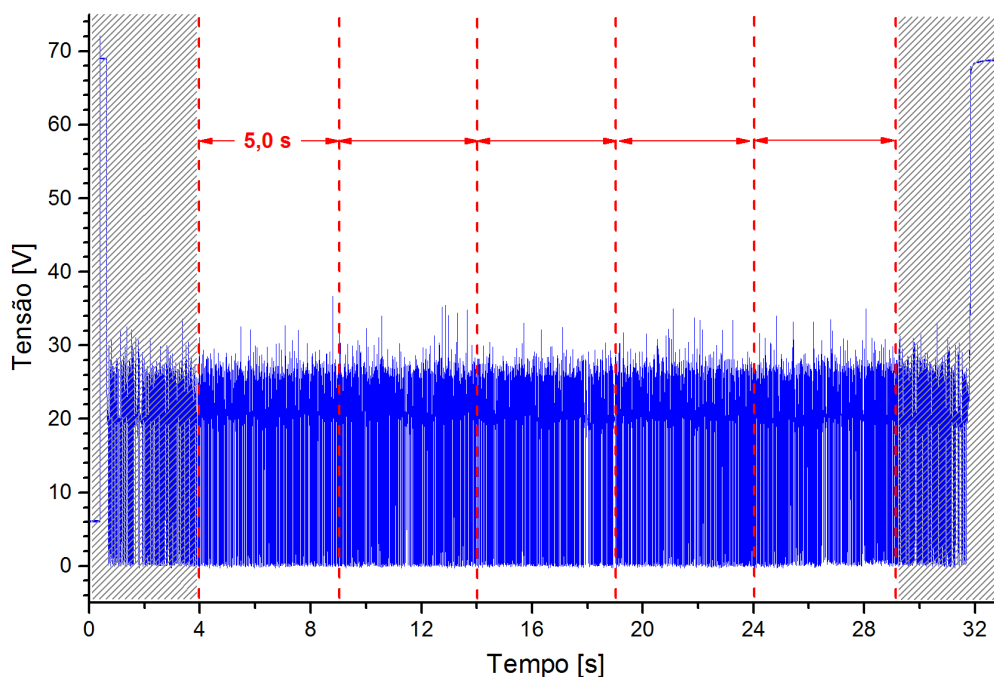


Figura 3.16 – Ilustração da análise dos sinais elétricos para obtenção dos índices  $IV_{CC}$  e  $F_{CC}$

### 3.5. Medição do Rendimento de Deposição

Medir este parâmetro consiste basicamente em estabelecer a relação entre a massa adicionada à placa de teste, ou seja, que resultou efetivamente na formação do cordão de solda ( $m_D$ ) e a respectiva massa de arame consumido para formá-lo ( $m_F$ ), conforme Eq. 3.3.

$$\eta_D = \frac{m_D}{m_F} [ ] \quad (3.3)$$

O valor de  $m_D$  é obtido simplesmente através diferença entre a massa da placa de teste após a soldagem ( $m_{f_p}$ ) e antes da soldagem ( $m_{i_p}$ ), como visto na Eq. 3.4. Já o cálculo de  $m_F$  é proveniente da quantidade de arame de adição fundido durante o tempo de execução do cordão de solda, ou seja, envolve o conhecimento do tempo de arco aberto ( $t_A$ , metodologia para obtenção descrita no item 3.1.6), da velocidade de alimentação ( $V_A$ ) e das características físicas do arame de adição – diâmetro ( $d_E$ ) e densidade do eletrodo ( $\rho_E$ ) – sendo assim calculado através da Eq. 3.5.

$$m_D [g] = m_{f_p} - m_{i_p} \quad (3.4)$$

$$m_F [g] = 1000 \cdot \rho_E \left[ \frac{kg}{m^3} \right] \cdot \frac{\pi \cdot d_E^2}{4} [m^2] \cdot V_A \left[ \frac{m}{s} \right] \cdot t_{ES} [s] \quad (3.5)$$

### 3.6. Medição do Rendimento Térmico

#### 3.6.1. Cálculo da Potência Elétrica de Soldagem

Nascimento et al. (2007) demonstrou matematicamente que um dos métodos mais indicados para o cálculo deste índice, mesmo sendo resultante de duas variáveis dependentes, é o da potência instantânea média ( $P_M^{inst}$ ). Seu valor é obtido pela média aritmética do somatório do produto entre cada amostragem de tensão ( $U_i$ ) e corrente ( $I_i$ ) monitorado pelo sistema de aquisição no tempo efetivo de soldagem ( $t_{AS}$ , Item 3.3.1), conforme Eq. 3.6.

$$P_M^{inst} = \frac{\sum_{i=1}^n U_i \cdot I_i}{n} \left[ \frac{J}{s} \right] \quad (3.6)$$

### 3.6.2. Cálculo da Energia de Soldagem

Conforme a norma ASME Seção IX (2010), o método mais adequado para se calcular a energia de soldagem em processos com controle do arco elétrico consiste na razão entre o produto da potência instantânea média (Item 3.6.1) pelo tempo efetivo de soldagem ( $t_{ES}$ ) e o comprimento do cordão ( $L_B$ ), conforme Eq. 3.7.

$$E_s = \frac{P_M^{inst} \cdot t_{ES}}{L_B} \left[ \frac{J}{mm} \right] \quad (3.7)$$

### 3.6.3. Cálculo do Calor Imposto

O calor imposto por um processo de soldagem, medido via calorimetria, é associada à perda de massa de  $N_2L$  quando a placa de teste, após a realização do cordão de solda, entra em contato com o mesmo, ou seja, equivale à energia fornecida ao  $N_2L$  para sua transformação de líquido para vapor. Sendo assim, consiste basicamente no produto entre tal massa evaporada e o calor latente de vaporização.

Entretanto, este cálculo contempla o calor fornecido pela chapa para que a mesma atinja o equilíbrio térmico com o  $N_2L$  (1ª medição), enquanto que o correto é mensurar o calor fornecido pela placa de teste até que a mesma atinja o equilíbrio térmico com o ambiente. Portanto, faz-se necessário realizar uma segunda medição da massa evaporada de  $N_2L$  –  $\Delta Q_l^A$  – agora com a placa de teste inicialmente à temperatura ambiente, que descontada do valor obtido na primeira medição –  $\Delta Q_l^W$  – resulta no calor imposto durante a soldagem –  $\Delta Q_l$  (Eq. 3.8).

$$Q_l = \Delta Q_l^W - \Delta Q_l^A \quad (3.8)$$

A Figura 3.17 apresenta de forma mais elucidada as medições de massa referente a cada parcela realizadas com o conjunto recipiente Dewar + balança.

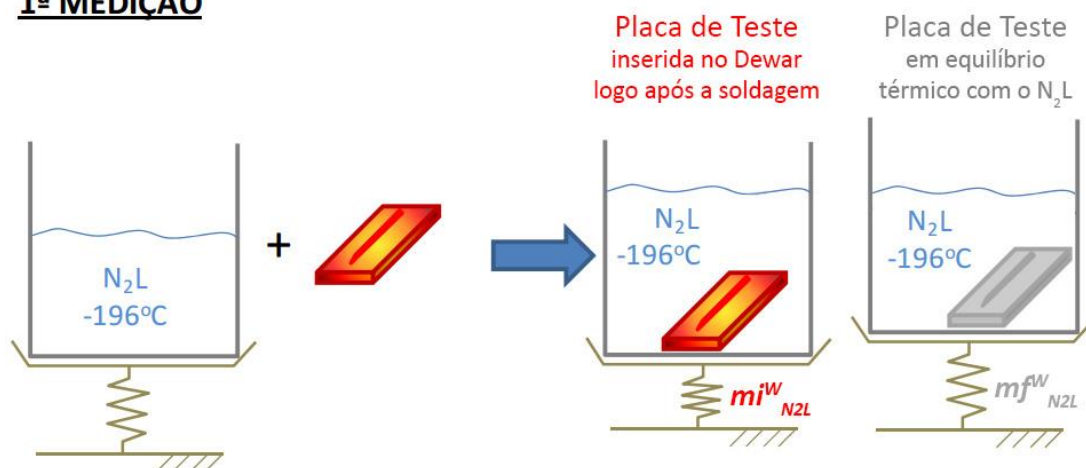
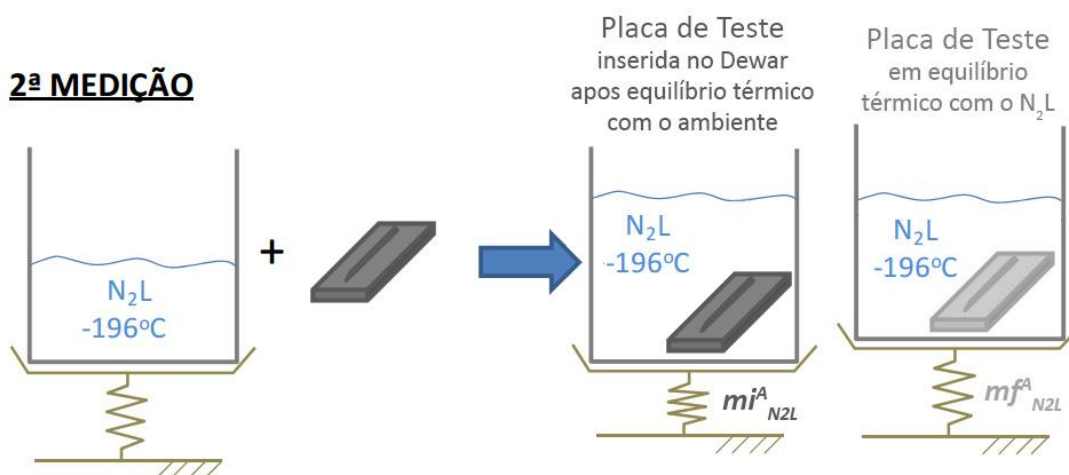
**1ª MEDIÇÃO****2ª MEDIÇÃO**

Figura 3.17 – Etapas de medição da massa evaporada de  $N_2L$  (adaptado de Arévalo, 2011)

Ainda se tratando da forma correta de obtenção do calor imposto, mais dois fatores devem ser considerados no cálculo deste índice:

- após a inserção da placa de teste no recipiente Dewar, a massa medida pela balança, e informada ao software de aquisição de dados (Item 3.3.2), ao fim da evaporação do  $N_2L$ , inclui a massa final da placa de teste ( $m_P^f$ ). Portanto, uma parcela referente à quantidade de calor absorvida por uma quantidade de  $N_2L$  equivalente à massa da placa de teste –  $\Delta Q_P$  – deve ser subtraída do cálculo do calor imposto em ambas as etapas de medição;
- o  $N_2L$ , à pressão e temperatura ambiente, apresenta naturalmente uma velocidade de perda de massa por evaporação, segundo Arévalo (2011), de 2,96 g/min. Consequentemente, esta perda de massa deve ser levada em conta durante o período de evaporação provocado pela troca de calor entre a placa de teste e o  $N_2L$ , devendo ser subtraídas do cálculo do calor imposto em ambas as etapas (representadas pelos termos  $\Delta Q_{N2L(NE)}^W$  (1ª medição) e  $\Delta Q_{N2L(NE)}^A$  (2ª medição)).

Dessa forma, a parcela do calor imposto calculado através das perdas de massa obtidas na 1ª medição é representada pela Eq. 3.9, cujas parcelas são calculadas por meio das Eq. 3.10 a 3.12.

$$\Delta Q_I^W = \Delta Q_{N_2L}^W - \Delta Q_{N_2L(NE)}^W - \Delta Q_P [J] \quad (3.9)$$

$$\Delta Q_P = L_{N_2L} \cdot mf_P \quad (3.10)$$

$$\Delta Q_{N_2L(NE)}^W = 2,96 \cdot L_{N_2L} \cdot (tf_{N_2L}^W - ti_{N_2L}^W) \quad (3.11)$$

$$\Delta Q_{N_2L}^W = L_{N_2L} \cdot (mf_{N_2L}^W - mi_{N_2L}^W) \quad (3.12)$$

onde:

- $L_{N_2L}$ : calor latente de vaporização;
- $mf_P$ : massa final da placa de teste;
- $tf_{N_2L}^W$ : tempo final de evaporação do  $N_2L$  referente à 1ª medição;
- $ti_{N_2L}^W$ : tempo inicial de evaporação do  $N_2L$  referente à 1ª medição;
- $mf_{N_2L}^W$ : massa final de  $N_2L$  referente à 1ª medição;
- $mi_{N_2L}^W$ : massa inicial de  $N_2L$  referente à 1ª medição.

Analogamente, a Eq. 3.13 representa a parcela do calor imposto para a 2ª medição.

$$\Delta Q_I^A = \Delta Q_{N_2L}^A - \Delta Q_{N_2L(NE)}^A - \Delta Q_P \quad (3.13)$$

$$\Delta Q_P = L_{N_2L} \cdot mf_P \quad (3.14)$$

$$\Delta Q_{N_2L(NE)}^A = 2,96 \cdot L_{N_2L} \cdot (tf_{N_2L}^A - ti_{N_2L}^A) \quad (3.15)$$

$$\Delta Q_{N_2L}^A = L_{N_2L} \cdot (mf_{N_2L}^A - mi_{N_2L}^A) \quad (3.16)$$

onde:

- $L_{N_2L}$ : calor latente de vaporização;
- $mf_P$ : massa final da placa de teste;
- $tf_{N_2L}^A$ : tempo final de evaporação do  $N_2L$  referente à 2ª medição;
- $ti_{N_2L}^A$ : tempo inicial de evaporação do  $N_2L$  referente à 2ª medição;
- $mf_{N_2L}^A$ : massa final de  $N_2L$  referente à 2ª medição;
- $mi_{N_2L}^A$ : massa inicial de  $N_2L$  referente à 2ª medição.

### 3.6.4. Cálculo do Rendimento Térmico

Conhecidos o calor imposto  $Q_i$  e a energia de soldagem  $E_s$ , o valor do rendimento térmico é calculado conforme relação apresentada da Eq. 3.17.

$$\eta_T = \frac{Q_i}{E_s} \quad (3.17)$$

### 3.7. Planejamento experimental

Em suma, foi determinado que o envelope operacional contemplaria, em uma primeira etapa, a realização de cordões de solda em 3 posições de soldagem – **horizontal**, **vertical descendente** e **sobrecabeça** – em 3 níveis de corrente média – **110, 135 e 160 A** – com tolerância de  $\pm 5$  A. Para a obtenção do comportamento dos índices do critério de regularidade, do rendimento de deposição e do rendimento térmico, foi definida a utilização de quatro regulagens de tensão usuais para operação no modo de transferência metálica por curto-circuito de acordo com gás de proteção, conforme apresentado na Tab. 3.4. Sendo assim, para cada combinação de posição, nível de corrente e gás de proteção foram realizados 4 cordões de solda, totalizando nesta etapa 72 experimentos. A indutância de subida e de descida (parâmetros  $k_a$  e  $k_s$  na fonte de soldagem), outro fator influente no comportamento da transferência metálica em estudo, foi mantida constante em um valor médio (igual a 15) nesta etapa do trabalho.

Tabela 3.4 – Valores de tensão regulada para cada gás de proteção

Gás de Proteção	Valores de Tensão Regulada [V]
100% CO <sub>2</sub>	17,0, 19,0, 21,0 e 23,0
Ar + 25% CO <sub>2</sub>	16,0, 18,0, 20,0 e 22,0

A partir de ensaios preliminares (Capítulo IV), foram definidas as regulagens de velocidade de alimentação do arame (ajuste grosseiro) e DBCP (ajuste fino) para cada nível de corrente média previamente determinada, juntamente com os valores de velocidade de soldagem adequados mantendo-se a taxa de deposição constante (mesma quantidade de material depositado por comprimento de cordão), como apresentado na Tab. 3.5. Também foi verificado se os testes deveriam ser conduzidos com o mesmo tempo de duração ou com o mesmo comprimento de cordão (ver Item 4.5), visto que a velocidade de soldagem é incrementada na mesma proporção da velocidade de alimentação. A partir dos resultados

obtidos nos testes preliminares, foi definido que todos os testes seriam conduzidos com um comprimento de cordão constante de 100 mm e não um tempo constante.

Tabela 3.5 – Velocidades de alimentação e de soldagem para cada nível de corrente

Nível de Corrente [A]	Velocidade de Alimentação [m/min]	Velocidade de Soldagem [cm/min]
110	2,25	19,0
135	2,86	24,0
160	3,46	29,0

Com os resultados obtidos na Etapa 1, foi possível calcular os valores e determinar o comportamento dos índices do critério de regularidade da transferência metálica ( $IV_{CC}$  e  $F_{CC}$ ), do rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e do rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) na faixa de tensão regulada, para cada posição, nível de corrente e gás de proteção. A partir dos valores de tensão que proporcionaram os melhores índices em cada condição da Etapa 1, definiu-se uma segunda etapa de trabalho, onde novos cordões de solda foram realizados em tais condições, variando-se agora a indutância em dois níveis, sendo um considerado baixo ( $k_a = k_s = 25$ ) e outro considerado alto ( $k_a = k_s = 5$ ). A Tabela 3.6 apresenta os valores de tensão a serem regulados na Etapa 2, selecionados para cada condição a partir da Etapa 1.

Tabela 3.6 – Valores de tensão regulada para cada condição de soldagem da Etapa 2

Posição	Gás de Proteção	Nível de Corrente [A]	Tensão Regulada [V]
Plana	100% $CO_2$	110	19,0
		135	21,0
		160	23,0
	Ar + 25% $CO_2$	110	18,0
		135	18,0
		160	20,0
Vertical Descendente	100% $CO_2$	110	17,0
		135	21,0
		160	23,0
	Ar + 25% $CO_2$	110	18,0
		135	18,0
		160	20,0
Sobrecabeça	100% $CO_2$	110	19,0
		135	17,0
		160	17,0
	Ar + 25% $CO_2$	110	16,0
		135	18,0
		160	20,0

É importante salientar que todos os testes, em ambas as etapas deste trabalho, foram executados com ângulos de ataque e trabalho de 0 e 90 graus, respectivamente.

Em ambas as etapas do planejamento experimental, a nomenclatura dos testes foi definida de acordo com o sistema descrito na Fig 3.18.

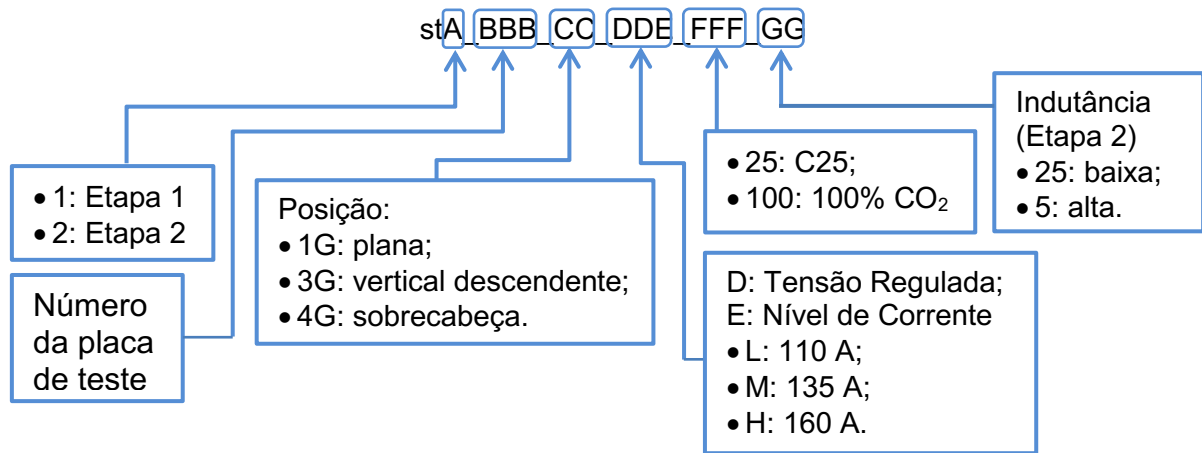


Figura 3.18. Sistema de identificação dos testes para ambas as etapas de trabalho



## CAPÍTULO IV

### ENSAIOS PRELIMINARES

#### 4.1. Aferição e Calibração

##### 4.1.1. Alimentador de Arame

Tendo em vista o conhecimento dos valores verdadeiros de velocidade de alimentação do arame de adição, o cabeçote alimentador *IMC STA-20* foi aferido com o uso de um dispositivo dedicado para tal, conforme os dados apresentados na Tab. 4.1. A Figura 4.1 apresenta a curva de ajuste da velocidade de alimentação real em função da velocidade regulada no painel do equipamento.

Tabela 4.1 – Valores reais de  $V_A$  obtidos na aferição do alimentador de arame

$V_A$ painel [m/min]	Medição	Tempo unitário [s]	Tempo Médio [s]	$V_A$ real [m/min]
1,0	1	47,68	47,66	0,99
	2	47,44		
	3	47,85		
2,0	1	23,50	23,56	1,99
	2	23,54		
	3	23,63		
3,0	1	15,50	15,52	3,03
	2	15,53		
	3	15,53		
4,0	1	11,47	11,51	4,08
	2	11,50		
	3	11,56		
5,0	1	9,22	9,21	5,10
	2	9,21		
	3	9,19		
6,0	1	7,59	7,62	6,17
	2	7,63		
	3	7,63		

Tabela 4.1 – Valores reais de  $V_A$  obtidos na aferição do alimentador de arame (continuação)

$V_A$ painel [m/min]	Medição	Tempo unitário [s]	Tempo Médio [s]	$V_A$ real [m/min]
7,0	1	6,50	6,51	7,22
	2	6,53		
	3	6,50		
8,0	1	5,78	5,77	8,14
	2	5,78		
	3	5,75		
9,0	1	5,13	5,13	9,16
	2	5,13		
	3	5,13		
10,0	1	4,62	4,62	10,17
	2	4,62		
	3	4,62		
11,0	1	4,19	4,19	11,21
	2	4,19		
	3	4,19		
12,0	1	3,81	3,83	12,27
	2	3,84		
	3	3,84		
13,0	1	3,53	3,53	13,31
	2	3,53		
	3	3,53		
14,0	1	3,29	3,29	14,27
	2	3,31		
	3	3,28		
15,0	1	3,07	3,06	15,34
	2	3,06		
	3	3,06		
16,0	1	2,87	2,87	16,35
	2	2,87		
	3	2,88		
17,0	1	2,71	2,72	17,29
	2	2,72		
	3	2,72		
18,0	1	2,56	2,56	18,35
	2	2,56		
	3	2,56		
19,0	1	2,44	2,44	19,28
	2	2,44		
	3	2,43		
20,0	1	2,34	2,34	20,05
	2	2,35		
	3	2,34		

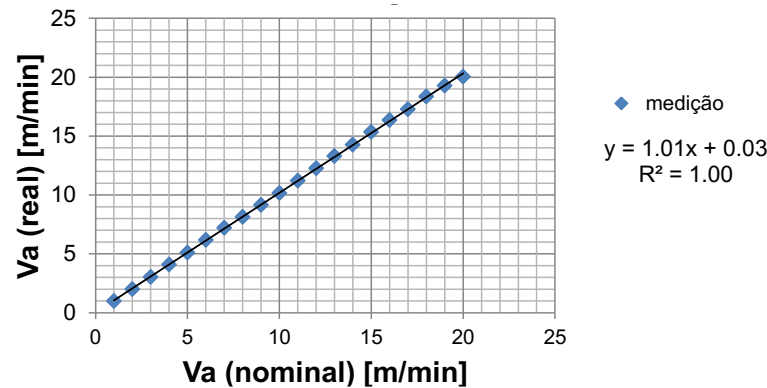


Figura 4.1 – Curva de ajuste para o alimentador de arame

#### 4.1.2. Condicionador de Sinais Elétricos

A calibração deste componente (Item 3.1.6) é indispensável para o correto funcionamento do sistema de aquisição, visto que os sinais de tensão são proporcionalmente reduzidos por um divisor de tensão e os sinais de corrente são mensurados através de um sensor de efeito Hall, cuja saída é fornecida em Volts, proporcional à corrente.

Assim, o condicionador foi calibrado de acordo com procedimento Laprosolda/UFU para tal, utilizando-se como instrumentos de leitura padrão um alicate amperimétrico e um voltímetro digital, ambos TRUE RMS, além do banco de carga deste laboratório e uma fonte de soldagem operando em modo de imposição de corrente, varrendo-se uma faixa de - 500 a + 500 A em intervalos de 50 A. Os sinais de saída fornecidos foram adquiridos através das entradas analógicas da mesma interface USB citada no Item 3.1.6.

A Fig. 4.2 traz as curvas referentes a cada um dos sinais, enquanto que a Tabela 4.2 apresenta os valores referentes à calibração do condicionador.

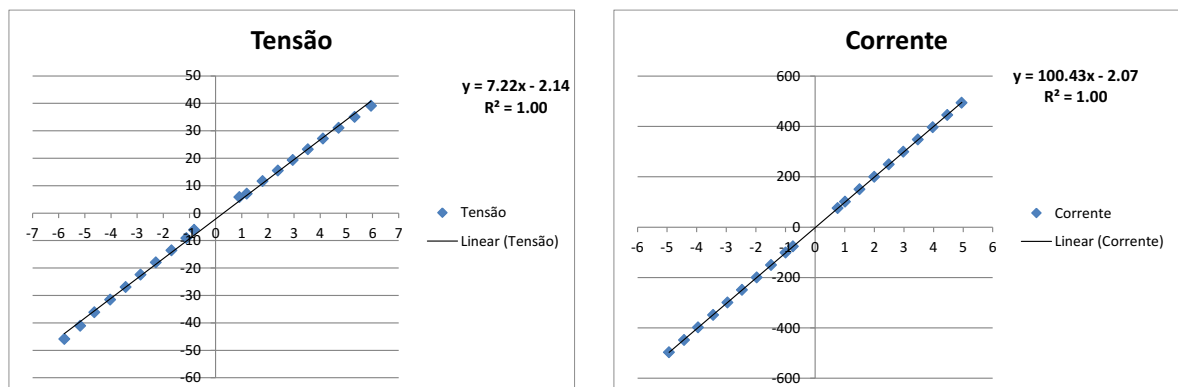


Figura 4.2 – Curvas de ajuste para a tensão (à esquerda) e para a corrente (à direita)

Tabela 4.2 – Valores referentes à calibração do condicionador de sinais elétricos

Corrente			Tensão	
Regulada [A]	Leitura Amperímetro [A]	Leitura (interface USB) [V]	Leitura Voltímetro [V]	Leitura (interface USB) [V]
-500	-497	-4,93	-45,9	-5,79
-450	-448	-4,42	-41,1	-5,18
-400	-398	-3,95	-36,1	-4,64
-350	-349	-3,44	-31,6	-4,03
-300	-299	-2,96	-27,0	-3,44
-250	-249	-2,47	-22,4	-2,87
-200	-200	-1,97	-18,0	-2,29
-150	-151	-1,48	-13,6	-1,69
-100	-101	-0,99	-9,09	-1,12
100	101	1,02	7,07	1,19
150	151	1,51	11,6	1,79
200	200	2,01	15,5	2,38
250	249	2,49	19,4	2,95
300	299	2,99	23,2	3,53
350	348	3,48	27,1	4,10
400	397	3,98	31,1	4,70
450	445	4,47	35,1	5,32
500	494	4,96	39,1	5,94

#### 4.2. Determinação dos níveis mínimo e máximo de N<sub>2</sub>L no recipiente Dewar

A princípio, imaginou-se que seria possível trabalhar com o recipiente em sua capacidade máxima. Porém, ao se inserir a placa de teste no mesmo, o borbulhamento ocorrido no N<sub>2</sub>L, devido à sua evaporação proveniente da troca de calor com a placa, faz com que haja uma perda de massa considerável, o que resultaria em uma medida errônea do aporte térmico. Com isso, alguns testes preliminares foram conduzidos para verificar qual o nível máximo de N<sub>2</sub>L permissível dentro do recipiente para que não haja perda líquida, e foi estabelecido de forma prática que o recipiente pode ser abastecido até a terceira depressão anelar interna, conforme indicado na Fig. 4.3.



Figura 4.3 – Referência para nível máximo de N<sub>2</sub>L no recipiente Dewar

Da mesma forma que se fez necessário conferir a quantidade máxima de N<sub>2</sub>L durante o enchimento, também é prioritário verificar, ao final de ambas as medições, se a placa de teste se encontra totalmente encoberta pelo líquido, pois do contrário parte da mesma ficaria em contato com o ar atmosférico, transferindo parte de sua energia para este e não para o N<sub>2</sub>L, o que também aludiria na medição incorreta do aporte térmico.

#### 4.3. Determinação das velocidades de alimentação ( $V_A$ ) e de soldagem ( $V_S$ )

Em um primeiro momento, um teste de simples deposição sobre chapa (sem chanfro) foi realizado em condições corriqueiras de curto-circuito convencional: gás de proteção 100% CO<sub>2</sub>, tensão regulada de 20,0 V (valor central da faixa de trabalho para este gás), velocidade de alimentação inicial de 2,0 m/min, DBCP = 15 mm e  $V_S$  = 20 cm/min. Após o início da execução deste cordão, viu-se pelo monitoramento que a corrente média ainda encontrava-se abaixo do nível mais baixo (110 A  $\pm$  5 A), então a velocidade de alimentação foi aumentada até que se atingisse a corrente desejada, determinando-se assim a velocidade de alimentação correspondente: 2,2 m/min.

Com isso, foi possível determinar uma relação preliminar  $V_A/V_S$  = 11,0. A partir deste valor, novos testes de simples deposição foram realizados aumentando-se a velocidade de alimentação regulada, e proporcionalmente a velocidade de soldagem, até que se atingissem os outros dois níveis de corrente, encontrando-se os valores de 2,8 e 3,4 m/min para 135 e 160 A, respectivamente.

Por fim, com a finalidade de verificar se a velocidade de soldagem preliminar proporcionaria o preenchimento da junta por inteiro, repetiu-se as condições do nível mais baixo de corrente na placa de teste proposta (Item 3.2.2). Notou-se então que a junta não havia sido totalmente preenchida, e reduziu-se a velocidade de soldagem até que se atingisse seu correto preenchimento. Assim, a nova  $V_s$  encontrada para o nível de corrente em questão foi de 19,0 cm/min. É importante mencionar que foi feito um ajuste fino da corrente através da DBCP para que a mesma se enquadrasse no valor médio em questão, pois as perdas de calor do arco para a chapa e para o meio são menores no chanfro em comparação com as condições de simples deposição utilizadas na determinação de  $V_A$ .

Com isso, foi possível determinar em definitivo a relação  $V_A/V_s$ , e consequentemente as velocidades de soldagem corretas para os demais níveis de corrente. A Tabela 4.3 apresenta estes valores, juntamente com os valores de velocidade de alimentação já corrigidas conforme a calibração do alimentador de arame apresentada no Item 4.1.1.

Tabela 4.3 – Níveis de corrente de trabalho e respectivas  $V_A$  e  $V_S$

Nível de Corrente [A]	$V_A$ [m/min]	$V_s$ [cm/min]
110	2,25	19,0
135	2,86	24,0
160	3,46	29,0
Relação $V_A/V_s$		11,58

#### 4.4. Verificação da Repetibilidade da Bancada Experimental

Com o objetivo de verificar a repetibilidade dos resultados almejados com a bancada experimental proposta, em todas as posições de soldagem definidas, e de ainda conferir a metodologia estabelecida para a obtenção dos mesmos, descrita no Item 3.7, foi determinada a realização de 5 testes em cada posição, utilizando-se uma das combinações de parâmetros de soldagem do envelope operacional da Etapa 1, apresentados na Tab. 4.4.

Tabela 4.4 – Parâmetros de soldagem selecionados para os testes de repetibilidade

Tensão [V]	21,0
$V_A$ [m/min]	3,46
$V_s$ [cm/min]	29,0
Gás de Proteção	100% $CO_2$
Indutância ( $k_s = k_d$ ) [ ]	15

Tabela 4.5 – Resultados dos ensaios de repetibilidade

	Identificação	U <sub>M</sub> [V]		I <sub>M</sub> [A]		IV <sub>CC</sub> []		F <sub>CC</sub> [Hz]		η <sub>D</sub> [%]	Q <sub>i</sub> [J/mm]	E <sub>S</sub> [J/mm ]	η <sub>T</sub> [%]	
			Média ± σ		Média ± σ		Média ± σ		Média ± σ					Média ± σ
Plana	RC_1G_01	19,9	19,9 ± 0,1	162	163 ± 1	1,03	1,00 ± 0,03	75,0	76,0 ± 1,3	92,4	-518,7	648,0	80,0	81,0 ± 1,9
	RC_1G_02	19,9		162		1,04		75,1		93,2	-515,5	646,8	79,7	
	RC_1G_03	19,9		164		0,97		77,8		92,2	-549,4	656,2	83,7	
	RC_1G_04	19,8		163		1,00		75,3		92,2	-536,5	653,4	82,1	
	RC_1G_05	19,8		163		0,99		77,0		92,3	-518,1	654,1	79,2	
Vertical Descendente	RC_3G_01	19,9	19,9 ± 0,1	165	167 ± 2	0,66	0,67 ± 0,04	58,1	57,4 ± 1,8	93,4	-542,7	660,4	82,2	80,1 ± 1,9
	RC_3G_02	19,8		169		0,69		58,8		92,4	-531,0	672,0	79,0	
	RC_3G_03	19,8		166		0,72		58,5		92,0	-539,1	662,8	81,3	
	RC_3G_04	19,9		166		0,60		54,5		91,1	-511,9	660,5	77,5	
	RC_3G_05	19,8		168		0,70		56,9		92,2	-538,3	671,0	80,2	
Sobrecabeça	RC_4G_01	20,4	20,4 ± 0,0	161	160 ± 1	1,13	1,18 ± 0,04	44,3	48,0 ± 2,8	91,6	-527,6	646,1	81,7	81,2 ± 1,8
	RC_4G_02	20,4		161		1,21		48,4		91,2	-527,6	647,1	81,5	
	RC_4G_03	20,4		159		1,18		46,0		91,2	-527,9	637,8	82,8	
	RC_4G_04	20,4		162		1,18		50,5		91,2	-549,2	650,6	84,4	
	RC_4G_05	20,4		159		1,22		50,5		88,0	-545,2	635,5	85,8	

Para os valores de tensão e corrente média, notou-se muito pouca ou nenhuma variação, indicando que a fonte de soldagem, operando em modo tensão constante, atua efetivamente no controle da tensão do arco. Para os índices IV<sub>CC</sub> e F<sub>CC</sub>, o comportamento foi semelhante, com variação máxima de 6,0% e 5,8%, atestando que a velocidade de soldagem e principalmente a velocidade de alimentação de arame apresentaram comportamento muito próximo da linearidade. Por fim, os valores de rendimento térmico apresentaram variação inferior a 2,0%, indo de encontro à variação estabelecida por Arévalo (2011) para o calorímetro de N<sub>2</sub>L existente, indicando assim que a bancada proposta possui repetibilidade em todas as posições de soldagem abordadas neste trabalho.

#### 4.5. Aporte Térmico: ensaios com mesma duração vs. mesmo comprimento de cordão

Esta foi mais uma abordagem realizada durante a fase preliminar deste trabalho, visando verificar a conformidade dos resultados obtidos para o rendimento térmico com a literatura.

Para isto, testes foram conduzidos na posição plana para cada nível de corrente, inicialmente com comprimento de cordão conforme estabelecido no planejamento experimental – 100 mm – e em seguida com tempo de execução que permitiu a realização do cordão de solda em todos os níveis com comprimento inferior à fase inicial, no tempo correspondente ao nível superior de corrente: em torno de 20 s. Na tentativa de manter a energia de soldagem semelhante para todas as condições, a tensão regulada foi variada

conforme o nível de corrente. Tabela 4.6 contém os parâmetros utilizados nesta abordagem experimental e os resultados de rendimento térmico para cada condição.

Tabela 4.6 – Parâmetros e resultados do comparativo tempo vs. comprimento

	Identificação do teste	Tensão Regulada[V]	V <sub>A</sub> [m/min]	Comprimento [mm]	Tempo [s]	Q <sub>l</sub> [J/mm]	E <sub>s</sub> [J/mm]	$\eta_T$ [%]	
								Média $\pm \sigma$	
Comprimento Constante	TL_L_L	19,4	2,25	100,0	24,6	-482.2	599.5	80.4	79,3 $\pm$ 1,0
	TL_L_M	19,0	2,86	100,0	19,8	-447.0	568.9	78.6	
	TL_L_H	20,0	3,46	100,0	30,6	-485.6	614.3	79.1	
Tempo Constante	TL_T_L	19,4	2,25	63,3	19,7	-526.2	627.1	83.9	83,3 $\pm$ 0,6
	TL_T_M	19,0	2,86	80,0	19,2	-480.9	580.8	82.8	
	TL_T_H	20,0	3,46	96,7	20,1	-485.2	583.5	83.2	

Com base na análise da Tabela 4.6 e a partir de análise de variância, mostrada na Fig. 4.4, é possível observar que tanto o comprimento do cordão, quanto o tempo de soldagem não apresentaram influência no rendimento térmico (significância estatística  $p \sim 0,45$ ), embora note-se leve tendência à sua redução com o aumento de ambos. Assim, a princípio poder-se-ia utilizar qualquer das duas abordagens (comprimento constante e tempo constante) para execução dos ensaios de calorimetria. Como destacado anteriormente, Arévalo (2011) utilizou comprimento constante, enquanto que Liskévych et al. (2012) afirma que o melhor seria utilizar comprimento e tempos próximos de zero. Neste trabalho, será utilizada a abordagem de comprimento constante por ter sido demonstrada no trabalho de Arévalo (2011) e na análise feita como possuindo menor influência. Entretanto, a abordagem metodológica de tempo constante também possa ser usada.

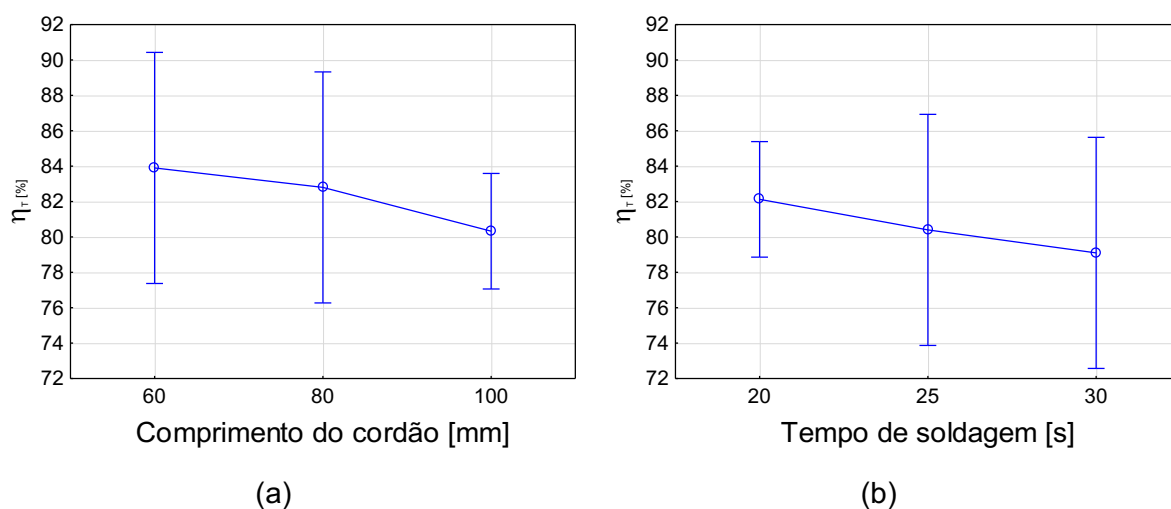


Figura 4.4 – Influência da abordagem de condução de ensaios calorimétricos no rendimento térmico: (a) comprimento do cordão e (b) tempo de soldagem



## CAPÍTULO V

### RESULTADOS E DISCUSSÃO

#### 5.1. Resultados da Etapa 1

Conforme explicitado no Item 2.3.2, a regularidade da transferência metálica submetida ao Critério de Regularidade, além de estar diretamente vinculada à variação dos tempos de arco aberto e curto-circuito e suas médias por meio do  $IV_{CC}$ , também é ponderada em função do limite do número de ocorrências de curtos-circuitos em um determinado período temporal ( $F_{CC}$ ) por meio da frequência de corte ( $F_{CORTE}$ ). Portanto, a Tabela 5.1 apresenta seus valores calculados em função de cada velocidade de alimentação do arame e do percentual máximo de crescimento da gota formada na extremidade do mesmo adotado segundo a posição de soldagem.

Tabela 5.1 – Frequências de Corte ( $F_{CORTE}$ ) definidas para cada posição de soldagem e velocidade de alimentação de arame ( $d_E = 1,19$  mm)

Posição	Percentual máximo de crescimento da gota [%]	$V_A$ [m/min]	$F_{CORTE}$ [Hz]
Plana	20	2,25	27,4
		2,86	34,7
		3,46	42,1
Vertical Descendente	25	2,25	24,2
		2,86	30,7
		3,46	37,3
Sobrecabeça	30	2,25	21,5
		2,86	27,3
		3,46	33,1

Desta forma, dentre os resultados obtidos nesta etapa do trabalho (Tab. 5.2, 5.3 e 5.4), aqueles que apresentaram uma frequência de curtos-circuitos inferior à frequência de corte (resultados grifados em amarelo), mesmo tendo representado condições onde foi possível se realizar um cordão e solda, foram desconsiderados e não serão levados em conta na análise subsequente.

Tabela 5.2 – Resultados válidos obtidos na posição plana

Gás de Proteção	Identificação do Teste	U <sub>M</sub> [V]	I <sub>M</sub> [A]	IV <sub>CC</sub> [] ± σ		F <sub>CC</sub> [Hz] ± σ		η <sub>D</sub> [%]	Q <sub>I</sub> [J/mm]	E <sub>S</sub> [J/mm]	η <sub>T</sub> [%]
100% CO <sub>2</sub>	st1_9_1G_17L_100	15,6	110	0,850	0,013	66,2	0,7	91,7	-430,3	548,4	78,5
	st1_23_1G_19L_100	17,5	105	0,748	0,028	74,1	0,8	90,4	-482,7	588,7	82,0
	st1_12_1G_21L_100	19,8	102	0,796	0,027	48,6	0,5	88,8	-494,0	643,5	76,8
	st1_26_1G_23L_100	21,9	90	1,153	0,099	9,5	0,1	93,9	-494,1	614,3	80,4
	st1_17_1G_17M_100	15,5	140	0,905	0,039	58,9	1,3	91,1	-444,4	540,8	82,2
	st1_29_1G_19M_100	17,1	143	0,989	0,056	69,5	0,6	94,7	-487,9	612,8	79,6
	st1_30_1G_21M_100	19,2	142	0,930	0,026	78,3	0,7	94,2	-601,5	685,9	87,7
	st1_31_1G_23M_100	21,2	137	0,875	0,012	48,9	0,9	94,2	-583,4	727,9	80,1
	st1_7_1G_17H_100	16,5	151	0,927	0,106	40,4	0,0	95,0	-396,1	460,5	86,0
	st1_33_1G_19H_100	16,8	163	1,170	0,010	58,0	1,1	95,4	-500,7	555,7	90,1
	st1_34_1G_21H_100	18,9	155	1,185	0,011	58,7	0,1	96,2	-523,1	602,1	86,9
	st1_35_1G_23H_100	20,7	160	1,003	0,029	59,5	0,9	95,2	-605,8	688,7	88,0
Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st1_36_1G_16L_25	15,0	107	0,935	0,014	63,7	0,7	92,2	-416,4	481,4	86,5
	st1_37_1G_18L_25	16,3	104	0,649	0,022	46,6	0,4	94,3	-448,0	538,0	83,3
	st1_38_1G_20L_25	18,2	104	0,700	0,028	27,4	0,7	94,0	-488,3	598,2	81,6
	st1_39_1G_22L_25	21,8	101	0,548	0,085	3,3	0,6	86,5	-529,3	641,1	82,5
	st1_40_1G_16M_25	14,0	141	0,673	0,092	82,1	2,3	93,0	-415,9	496,0	83,8
	st1_41_1G_18M_25	15,9	136	0,567	0,016	71,4	0,3	93,8	-465,6	543,5	85,7
	st1_42_1G_20M_25	17,8	136	0,722	0,019	52,0	0,2	94,2	-504,3	605,6	83,3
	st1_43_1G_22M_25	20,0	134	0,496	0,046	23,5	1,1	93,2	-551,0	669,0	82,4
	st1_48_1G_16H_25	14,0	169	1,152	0,125	61,1	1,3	95,8	-422,3	466,9	90,5
	st1_45_1G_18H_25	15,7	163	0,999	0,083	74,6	3,3	94,8	-480,1	528,8	90,8
	st1_46_1G_20H_25	17,6	160	0,872	0,009	63,7	0,1	95,6	-519,0	586,0	88,6
	st1_47_1G_22H_25	19,8	158	0,906	0,061	40,3	0,1	95,7	-547,7	646,6	84,7

Tabela 5.3 – Resultados válidos na posição vertical descendente

Gás de Proteção	Identificação do Teste	U <sub>M</sub> [V]	I <sub>M</sub> [A]	IV <sub>CC</sub> [] ± σ		F <sub>CC</sub> [Hz] ± σ		η <sub>D</sub>	Q <sub>I</sub> [J/mm]	E <sub>S</sub> [J/mm]	η <sub>T</sub>
100% CO <sub>2</sub>	st1_50_3G_17L_100	15,8	114	0,698	0,026	65,3	1,2	90,8	-454,3	569,3	79,8
	st1_20_3G_19L_100	17,6	109	0,732	0,012	56,2	0,7	89,6	-487,9	609,0	80,1
	st1_21_3G_21L_100	19,7	102	0,901	0,037	46,6	0,7	90,4	-496,2	639,6	77,6
	st1_49_3G_23L_100	24,2	70	1,220	0,052	5,5	0,1	88,7	-393,8	485,1	81,2
	st1_58_3G_17M_100	15,6	139	0,794	0,072	58,3	2,8	92,9	-426,9	536,0	79,7
	st1_55_3G_19M_100	17,3	140	0,615	0,022	60,6	0,2	90,9	-470,4	609,8	77,1
	st1_52_3G_21M_100	19,5	137	0,610	0,007	58,1	0,9	91,4	-543,7	670,3	81,1
	st1_57_3G_23M_100	21,4	133	0,586	0,023	47,2	0,7	90,2	-538,9	714,4	75,4
	st1_59_3G_17H_100	16,9	155	0,623	0,024	40,8	3,5	93,8	-384,2	465,5	82,5
	st1_60_3G_19H_100	17,4	160	0,741	0,014	56,2	0,0	94,3	-478,9	567,6	84,4
	st1_61_3G_21H_100	19,2	164	0,788	0,005	60,2	0,3	94,3	-527,4	655,5	80,5
	st1_62_3G_23H_100	21,2	158	0,559	0,016	49,5	0,3	94,3	-572,1	697,8	82,0
Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st1_105_3G_16L_25	14,6	106	0,884	0,009	57,0	0,4	89,5	-394,9	489,3	80,7
	st1_91_3G_18L_25	16,6	105	0,708	0,015	44,2	0,0	91,0	-432,9	550,9	78,6
	st1_92_3G_20L_25	18,6	99	2,752	0,174	13,2	2,4	83,3	-462,7	578,0	80,1
	st1_95_3G_16M_25	14,5	139	0,783	0,036	69,7	1,0	90,4	-426,7	501,5	85,1
	st1_96_3G_18M_25	17,6	135	0,501	0,033	65,0	0,8	90,6	-445,8	550,2	81,0
	st1_98_3G_20M_25	19,0	132	0,624	0,011	47,3	0,6	90,9	-479,9	600,8	79,9
	st1_99_3G_22M_25	20,5	125	2,220	0,155	8,4	1,6	72,4	-484,1	636,6	76,0
	st1_101_3G_16H_25	14,9	159	1,140	0,031	61,9	0,4	91,1	-393,8	463,1	85,0
	st1_102_3G_18H_25	16,8	160	0,748	0,061	67,7	1,1	90,8	-448,6	535,5	83,8
	st1_103_3G_20H_25	19,1	160	0,433	0,022	63,1	0,2	93,0	-481,1	597,0	80,6
	st1_104_3G_22H_25	20,9	156	0,545	0,027	40,7	0,2	90,6	-527,4	648,9	81,3

Tabela 5.4 – Resultados válidos na posição sobrecabeça

Gás de Proteção	Identificação do Teste	$U_M$ [V]	$I_M$ [A]	$IV_{CC}$ [ ] $\pm \sigma$		$F_{CC}$ [Hz] $\pm \sigma$		$\eta_D$	$Q_l$ [J/mm]	$E_s$ [J/mm]	$\eta_T$
100% CO <sub>2</sub>	st1_63_4G_17L_100	16,4	107	1,053	0,040	53,3	3,6	93,7	-419,4	528,7	79,3
	st1_113_4G_19L_100	17,6	106	1,106	0,056	47,3	6,6	87,1	-481,7	574,9	83,8
	st1_115_4G_17M_100	16,5	135	0,643	0,023	32,1	0,8	92,1	-414,6	510,3	81,2
	st1_117_4G_19M_100	18,1	132	0,761	0,024	30,7	0,3	91,4	-480,1	593,1	81,0
	st1_119_4G_21M_100	19,6	130	1,027	0,005	31,7	0,9	91,2	-502,2	613,0	81,9
	st1_107_4G_17H_100	16,5	156	0,701	0,058	28,4	0,3	90,8	-377,1	464,1	81,2
	st1_108_4G_19H_100	17,1	163	1,155	0,073	34,3	1,1	91,4	-426,7	502,4	84,9
	st1_110_4G_21H_100	19,0	157	1,272	0,045	32,9	0,8	90,2	-497,2	573,8	86,7
	st1_111_4G_23H_100	21,1	157	1,258	0,032	29,2	0,7	88,4	-500,6	659,6	75,9
Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st1_86_4G_16L_25	15,2	106	1,660	0,125	54,1	1,3	92,9	-418,0	487,4	85,7
	st1_82_4G_16M_25	14,5	133	0,753	0,103	34,3	2,6	94,2	-381,0	472,8	80,6
	st1_83_4G_18M_25	16,4	132	0,791	0,005	59,5	0,3	94,8	-468,6	543,4	86,2
	st1_84_4G_20M_25	18,3	133	0,820	0,021	42,8	0,6	95,4	-505,4	609,1	83,0
	st1_71_4G_16H_25	15,3	158	1,047	0,034	35,2	0,0	95,1	-396,1	481,9	82,2
	st1_79_4G_18H_25	16,1	159	1,387	0,006	43,8	1,0	95,3	-426,7	515,8	82,7
	st1_80_4G_20H_25	18,5	156	0,996	0,034	52,8	0,6	94,0	-460,1	580,8	79,2
	st1_81_4G_22H_25	20,3	155	1,285	0,880	23,9	0,7	82,6	-489,7	646,6	75,7

### 5.1.1. Critério de Regularidade ( $IV_{CC}$ e $F_{CC}$ )

Para que se definam quais parâmetros foram significativamente influentes no Critério de Regularidade, foi feita uma análise de variância (ANOVA) considerando-se um nível de significância de 95%, cujos resultados são mostrados nas Fig. 5.1 e 5.2, incluindo os níveis de significância de cada parâmetro (valores de p iguais ou abaixo de 0,050 indicam que o parâmetro é influente). Em adição, os itens seguintes foram analisados em conjunto no Item 5.1.5.

Destaca-se que para realizar a ANOVA, as análises foram conduzidas observando-se o fato de que cada gás demanda uma tensão diferente. Assim, as análises das influências da posição, corrente e gás foram agrupadas em função da tensão e a análise da influência da tensão foi feita em função de cada gás de proteção.

Pela Fig. 5.1, nota-se que o  $IV_{CC}$  obteve seu menor valor para a posição vertical descendente, seguida da posição plana. Não é possível comparar este resultado com outros autores, pois os trabalhos encontrados na literatura tratam somente da posição plana e horizontal separadamente. De toda forma, os valores encontrados estão coerentes com outros autores (Souza, 2010) para a posição plana. Seria esperado que a posição plana levasse a uma melhor regularidade, pela facilidade de transferência metálica auxiliada pela ação da gravidade. Por outro lado, observou-se que o reforço obtido para a posição vertical foi menor que aquele da posição plana, e para a posição sobrecabeça houve o maior reforço do cordão. Uma possível explicação seria o efeito da maior poça líquida em tocar de forma mais errática a gota fundida, o que levaria a curtos incipientes e, conseqüentemente, a um maior valor de  $IV_{CC}$ .

Com relação à influência da corrente, o valor intermediário (135 A) levou a um menor valor do índice. Esta constatação ocorreu em função das condições de soldagem estabelecidas para o material, tipo de junta e sua preparação. Assim, o envelope de trabalho fica mais adequado para este valor de corrente (135 A), mas ainda robusto o suficiente para se trabalhar com 110 e 160 A.

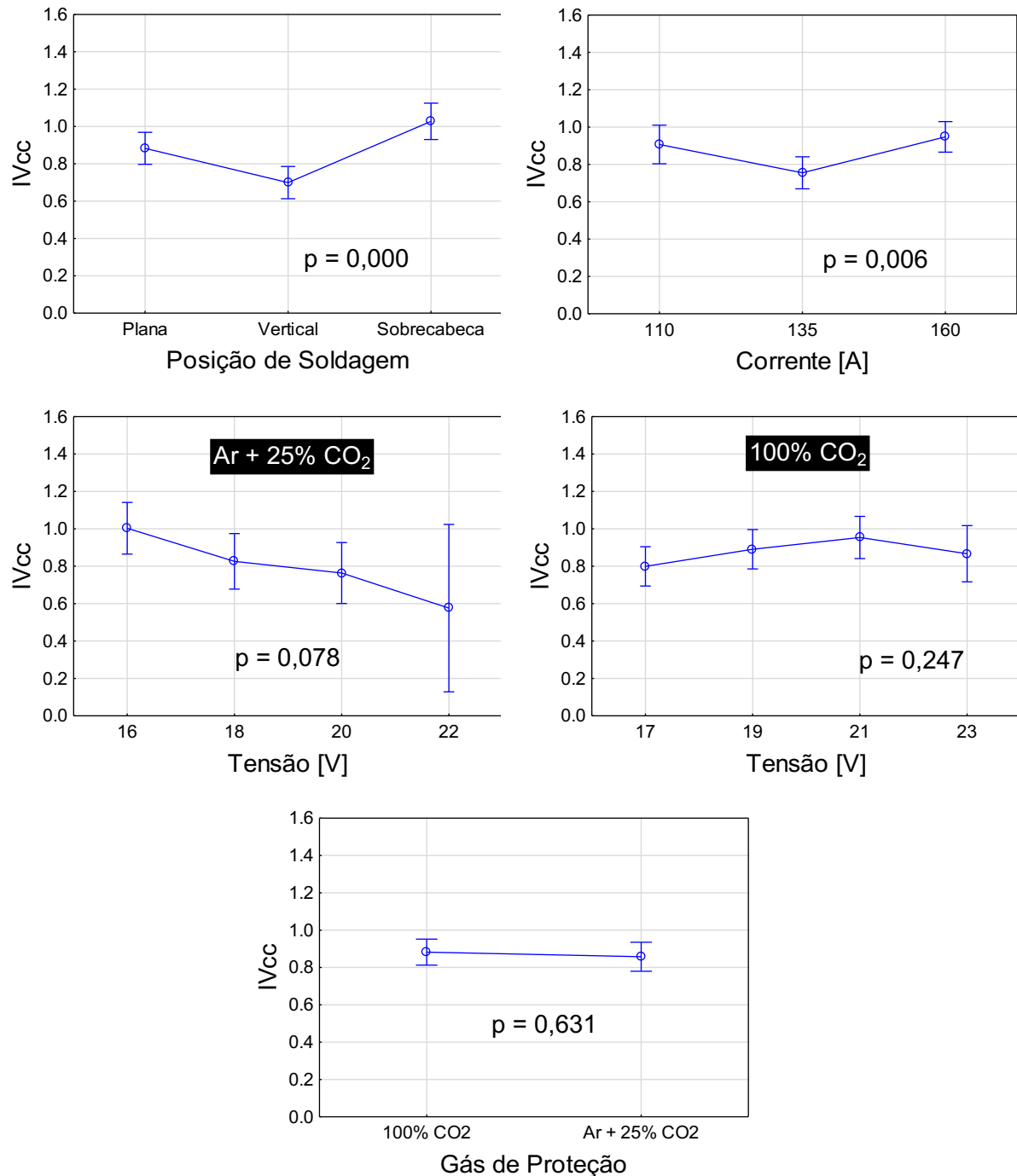


Figura 5.1 – Influência da posição, do nível de corrente, da tensão de referência e do gás de proteção no  $IV_{cc}$  considerando-se os resultados válidos da Etapa 1

Já com relação à influência da tensão, para o Ar + 25% CO<sub>2</sub> há uma tendência de redução do índice com o aumento da tensão, o que é esperado inicialmente, mas até certo ponto, onde o IV<sub>CC</sub> aumenta novamente, conforme foi discutido na análise da Fig. 2.2. Neste caso, este aumento não foi notado, mas em função da frequência de corte ( $F_{CORTE}$ ), o limite superior de tensão de 22,0 V já se encontra em alguns casos no limite para a transferência globular. Assim, é possível afirmar que a faixa de menor IV<sub>CC</sub> se situa entre 18,0 e 20,0 V para o Ar + 25% CO<sub>2</sub>. Já para o CO<sub>2</sub> puro, não houve significância estatística. Assim, considera-se que a faixa de tensão utilizada (17,0 a 23,0 V) possui um IV<sub>CC</sub> adequado e aproximadamente constante. Para se obter a curva mostrada por outros autores (Fig. 2.2, p.ex.), dever-se-ia trabalhar com maior faixa de tensão, mas por esta já ser adequada, o IV<sub>CC</sub> permaneceu baixo. Destaca-se que ao se analisar as curvas de IV<sub>CC</sub> separadamente, como é apresentado a seguir no Item 5.1.5, é possível notar o formato da curva mais tradicional, similar àquelas da Fig. 2.2.

Com relação à influência do gás de proteção no IV<sub>CC</sub>, nota-se sua baixa influência estatística, com índice ligeiramente inferior para a mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub>, que está em conformidade com Liskévych et al. (2009), pela melhor regularidade atribuída à mistura em relação ao CO<sub>2</sub> puro.

Em relação à frequência de curto-circuito ( $F_{CC}$ ), a Fig. 5.2 demonstra a redução da frequência de curto-circuito durante a progressão descendente, que gera um ruído/som característico durante a soldagem. Esta característica destacada pode ser utilizada para controle do processo por operadores/soldadores treinados, ou mesmo para um dispositivo automático, que está em desenvolvimento no Laprosolda. Esta queda na frequência representa uma maior dificuldade na transferência metálica, em específico pelo efeito da gravidade.

A corrente de soldagem não apresentou efeito significativo na frequência de curto-circuito, o que a princípio é contraditório, pois quanto maior a corrente, maior deveria ser a frequência. Entretanto, destaca-se a influência cruzada da tensão, pois à medida que se aumenta a tensão, a tendência da frequência é cair, conforme mostra a Fig. 5.2. Assim, o efeito de se aumentar a corrente e a tensão ficou mascarada pelo maior efeito da tensão em reduzir a  $F_{CC}$ , do que o efeito da corrente em aumentá-la. Além disto, destaca-se que a abordagem de manter a taxa de deposição (relação entre  $V_A/V_S$ ) aproximadamente constante tem efeito em diminuir o volume da poça, reduzindo a frequência de curtos-circuitos.

Já em relação ao gás de proteção, o Ar + 25%CO<sub>2</sub> possui maior frequência de curto-circuito, principalmente em função da maior tensão superficial, que leva a uma necessidade de maior número de toques entre arame e poça.

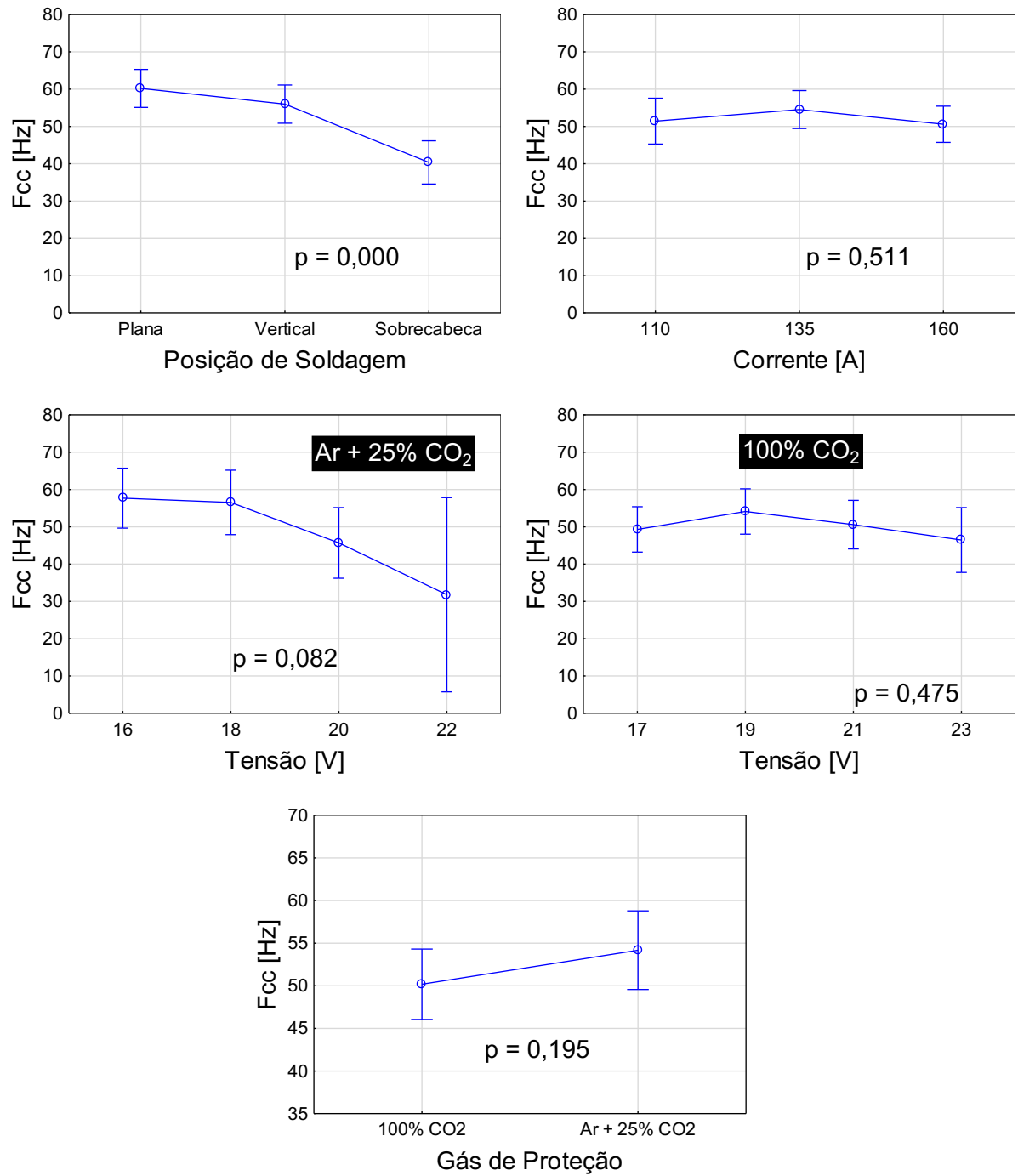


Figura 5.2 – Influência da posição, do nível de corrente, da tensão de referência e do gás de proteção na F<sub>cc</sub> considerando-se os resultados válidos da Etapa 1

### 5.1.2. Rendimento de Deposição

A Fig. 5.3 traz a influência dos parâmetros analisados no rendimento de deposição. De forma esperada, a posição plana levou a um melhor rendimento de deposição, pois a facilidade de soldar pela ação da gravidade é maior. Destaca-se que o  $IV_{CC}$  da posição vertical foi menor e que segundo Liskévych et al. (2009) e Souza (2010), quanto menor o  $IV_{CC}$ , mais apropriadas são os parâmetros de soldagem para se obter maior rendimento de deposição. Entretanto, ressalta-se que esta afirmação é válida somente quando se mantém a posição de soldagem. Neste sentido, fica aqui demonstrado que a comparação do  $IV_{CC}$  entre diferentes posições de soldagem deve ser feita com cuidado, não representando, necessariamente, melhor condição paramétrica. Esta assertiva foi discutida no trabalho de Souza (2011) para a posição horizontal com diferentes processos de soldagem, onde o  $IV_{CC}$  não deve ser comparado entre processos.

Em relação à corrente, seu aumento fez com que melhorasse o rendimento de deposição. Souza (2010) encontrou tendência oposta, ou seja, redução do rendimento de deposição com o aumento da corrente. Esta tendência mencionada por Souza (2010) parece, a princípio, ser aquela mais coerente, pois com o aumento da corrente, aumenta-se o estrangulamento da gota (Efeito *Pinch*) pela força eletromagnética autoinduzida, gerando-se mais respingos e, conseqüentemente, menor rendimento de deposição. Por outro lado, um aumento da corrente promove o aumento da pressão da extremidade fundida sobre a poça de fusão, o que poderia facilitar o destacamento da gota líquida pelo maior choque com a poça. Acredita-se que como a corrente de soldagem não teve grande influência na frequência de curto-circuito, esta facilidade de destacamento da gota induziu um maior rendimento de deposição, em contraposição à geração de mais respingos.

Já a tensão de soldagem não apresentou influência significativa. Considera-se que as faixas de tensão utilizadas para cada gás de proteção, aliadas à relação estabelecida entre velocidade de aimentação e velocidade de soldagem (relação  $V_A/V_S$ ) são aquelas indicadas para se soldar este tipo de junta e preparação (largura do chanfro, p.ex.) e que, portanto, levam a uma boa condição operacional de bom rendimento de deposição.

Já a mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub> apresentou melhor rendimento de deposição em conformidade com a literatura pela transferência metálica com menor geração de respingos (Liskévych, 2010).

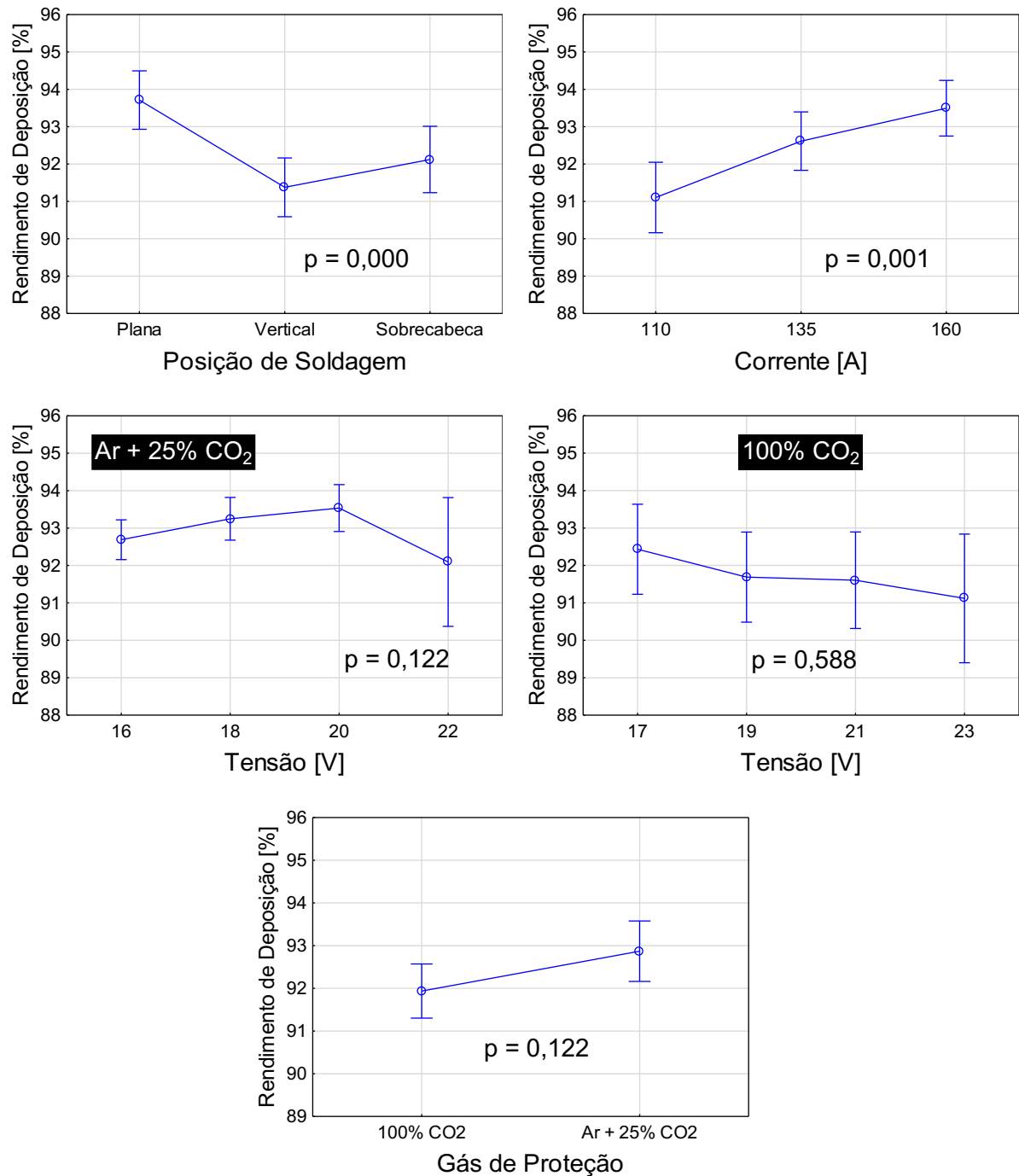


Figura 5.3 – Influência da posição, do nível de corrente, da tensão de referência e do gás de proteção no rendimento de deposição considerando-se os resultados válidos da Etapa

1

### 5.1.3. Aporte Térmico

O aporte térmico determinado por meio de calorimetria de N2L possui as tendências apresentadas na Fig. 5.4. Acredita-se que o maior aporte obtido na posição plana seja em função do maior rendimento de deposição que entregou maior massa fundida que possui



capacidade térmica à peça. A menor frequência de curto-circuito observada na posição sobrecabeça levou ao menor aporte térmico. Além disto, um maior tempo de arco aberto na posição sobrecabeça leva a uma maior troca térmica com o ambiente, reduzindo-se o aporte térmico.

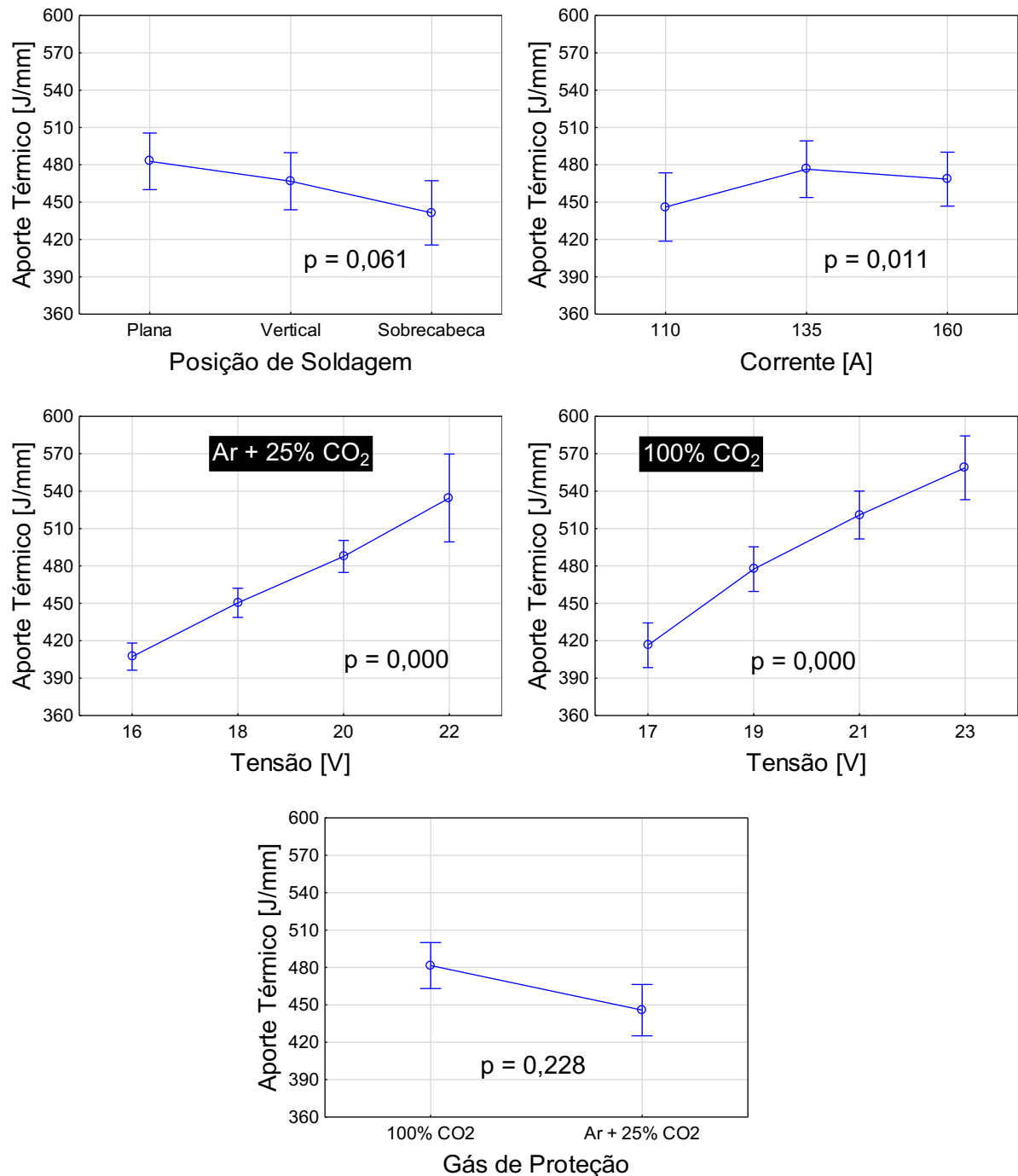


Figura 5.4 – Influência da posição, do nível de corrente, da tensão de referência e do gás de proteção no aporte térmico

Pelo fato da frequência de curto-circuito ter ficado aproximadamente constante e o rendimento de deposição ter aumentado, ambos em função do aumento da corrente, o efeito desta no aporte térmico é de um ligeiro aumento com o aumento da corrente.

Já com relação à tensão, o seu aumento promove um aumento na energia de soldagem e, a princípio e como mostrado na Fig. 5.4, promove um aumento do aporte térmico. Entretanto, esta análise não deve ser conduzida com esta simplicidade, pois há de se notar que com o aumento da tensão, aumenta-se o comprimento do arco e sua troca térmica com o meio ambiente, reduzindo-se o rendimento térmico (como mostrado na Fig. 5.5). Neste caso, o efeito da tensão em aumentar a energia de soldagem foi mais significativo que reduzir o rendimento térmico.

Como era de se esperar, o CO<sub>2</sub> puro proporcionou maior aporte térmico, tanto por usar maiores tensões, quanto por possuir maior condutividade térmica. Além disto, alguns autores (Pires et al., 2007 e Vilarinho & Nascimento, 2012) justificam a temperatura do arco ser maior para misturas com mais alto teor oxidante, especialmente na vizinhança do eletrodo com o arco elétrico devido a reações exotérmicas entre oxigênio e elementos do arame eletrodo e da poça de fusão, especialmente ferro e carbono.

#### **5.1.4. Rendimento Térmico**

Com relação aos valores encontrados para o rendimento térmico, a Fig. 5.5 apresenta as influências de cada variável analisada. De forma semelhante à análise para o aporte térmico e rendimento de deposição, acredita-se que o maior rendimento obtido na posição plana seja em função do maior rendimento de deposição, indicando que houve maior entrega de massa fundida, o que também é responsável pela entrega térmica à peça. Já com relação à pouca diferença de rendimento térmico observada entre as posições vertical descendente e sobrecabeça, considera-se que a tendência observada representa aquela discutida no rendimento de deposição.

Assim, a tendência aqui apresentada para a posição e corrente de soldagem refletiu àquela observada para o rendimento de deposição, ou seja, quanto maior massa de material fundido (capacidade térmica) depositada, maior foi o rendimento térmico. Neste sentido, é possível afirmar que o calor contido na transferência metálica foi preponderante sobre a parcela referente ao calor do arco e suas trocas térmicas. Entretanto, esta afirmação somente é verdadeira para a influência da posição de soldagem e da corrente, uma vez que o aumento da tensão proporcionou leve queda no rendimento térmico, por aumentar o comprimento do arco e, conseqüentemente, proporcionar uma maior troca térmica com o ambiente e assim ocasionando a redução do rendimento térmico.

Já o efeito do gás de proteção no rendimento térmico traduz a característica do  $\text{CO}_2$  puro possuir maior condutividade térmica e, por conseguinte, trocar/perder mais calor com o meio ambiente, reduzindo seu rendimento térmico.

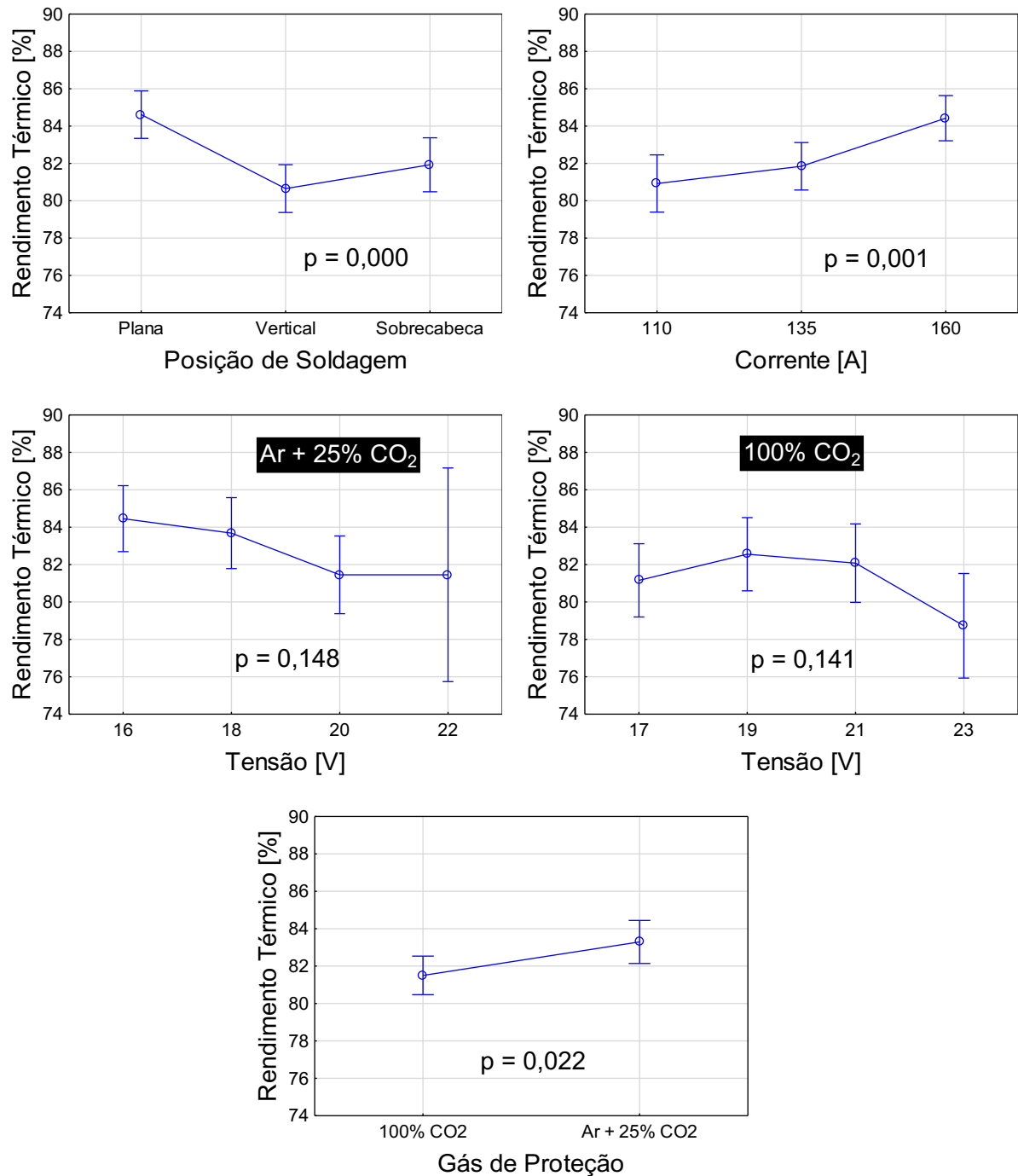


Figura 5.5 – Influência da posição, do nível de corrente, da tensão de referência e do gás de proteção no rendimento térmico

### 5.1.5. Análise Conjunta

A ideia da análise conjunta é estabelecer correlações entre os parâmetros analisados em função da corrente da posição, gás de proteção e corrente de soldagem, de forma a visualizar os efeitos separadamente (e não conjuntamente como feito na ANOVA discutida anteriormente). Assim, seguem as Figs. 5.6 a 5.8, que ilustram os comportamentos das grandezas avaliadas, para as três posições de soldagem e dois gases utilizados dentro da faixa operacional estabelecida nos ensaios preliminares.

A principal observação a ser discutida refere-se o comportamento das curvas de  $IV_{CC}$  em função da tensão de soldagem. Nota-se o comportamento mais característico de forma parabólica a se ter um ponto de mínimo (Liskévych et al., 2009 e Souza, 2010), principalmente para corrente menores. Especificamente para a posição plana, gás  $CO_2$  puro e corrente de 110 A (Fig. 5.6), nota-se que a tensão de 19,0 V é aquela que apresenta o menor  $IV_{CC}$ . Esta mesma tensão foi aquela que apresentou o maior rendimento térmico, mas não o maior rendimento de deposição. Já para a mesma posição e corrente de soldagem, o  $IV_{CC}$  do Ar + 25%  $CO_2$  apresentou um mínimo em 18,0 V, que levou ao maior rendimento de deposição e melhor rendimento térmico (se considerar o desvio padrão em relação à tensão de 16,0 V).

Desta forma, a análise do  $IV_{CC}$  deve ser feita com cuidado, respeitando os envelopes de trabalho para cada posição, gás de proteção e corrente de soldagem. Por isto, esta análise conjunta deve ser utilizada para a seleção paramétrica do processo. Neste sentido, a análise de variância realizada serviu para direcionar e proporcionar uma visão geral das influências das variáveis estudadas. Entretanto, os envelopes operacionais estabelecidos nas Figs. 5.6 a 5.8 é que devem ser utilizados para uma seleção mais refinada dos parâmetros mais adequados do processo em função de demanda específica do usuário, por exemplo, quando se deseja maior regularidade, maior rendimento de deposição, etc.

Como comportamento geral desta análise conjunta para o índice  $F_{CC}$ , destaca-se a queda pronunciada da frequência de curto-circuito, onde o modo de transferência chega próximo ao globular (Souza, 2010) com o aumento da tensão de referência utilizado para cada gás, principalmente para a mistura Ar + 25%  $CO_2$ , conforme já discutido pelo uso da frequência de corte (Itens 2.4 e 5.1). Comparando-se as Figs. 2.2 e 5.6, nota-se, além do que foi anteriormente citado (queda do índice  $F_{CC}$  com o aumento da tensão), que baixos valores de tensão de referência também levam à redução da frequência de curtos-circuitos, o que justifica o comportamento apresentado por este índice utilizando-se 100%  $CO_2$ , principalmente nos níveis inferior e intermediário de corrente média.

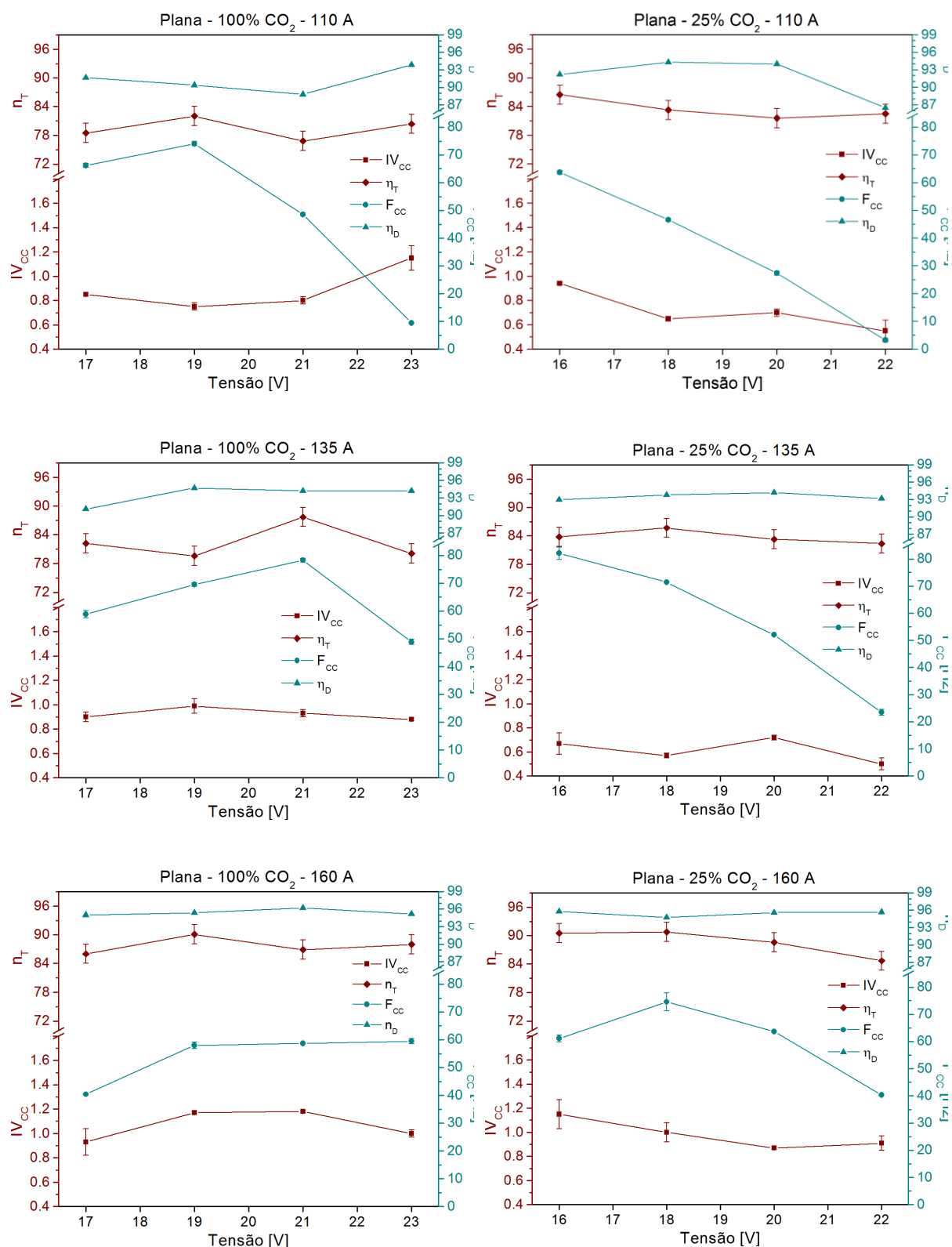


Figura 5.6 – Índices do critério de regularidade ( $IV_{cc}$  e  $F_{cc}$ ), rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) obtidos na posição plana para os 3 níveis de corrente (resultados com 100% CO<sub>2</sub> à esquerda e com Ar + 25% CO<sub>2</sub> à direita)

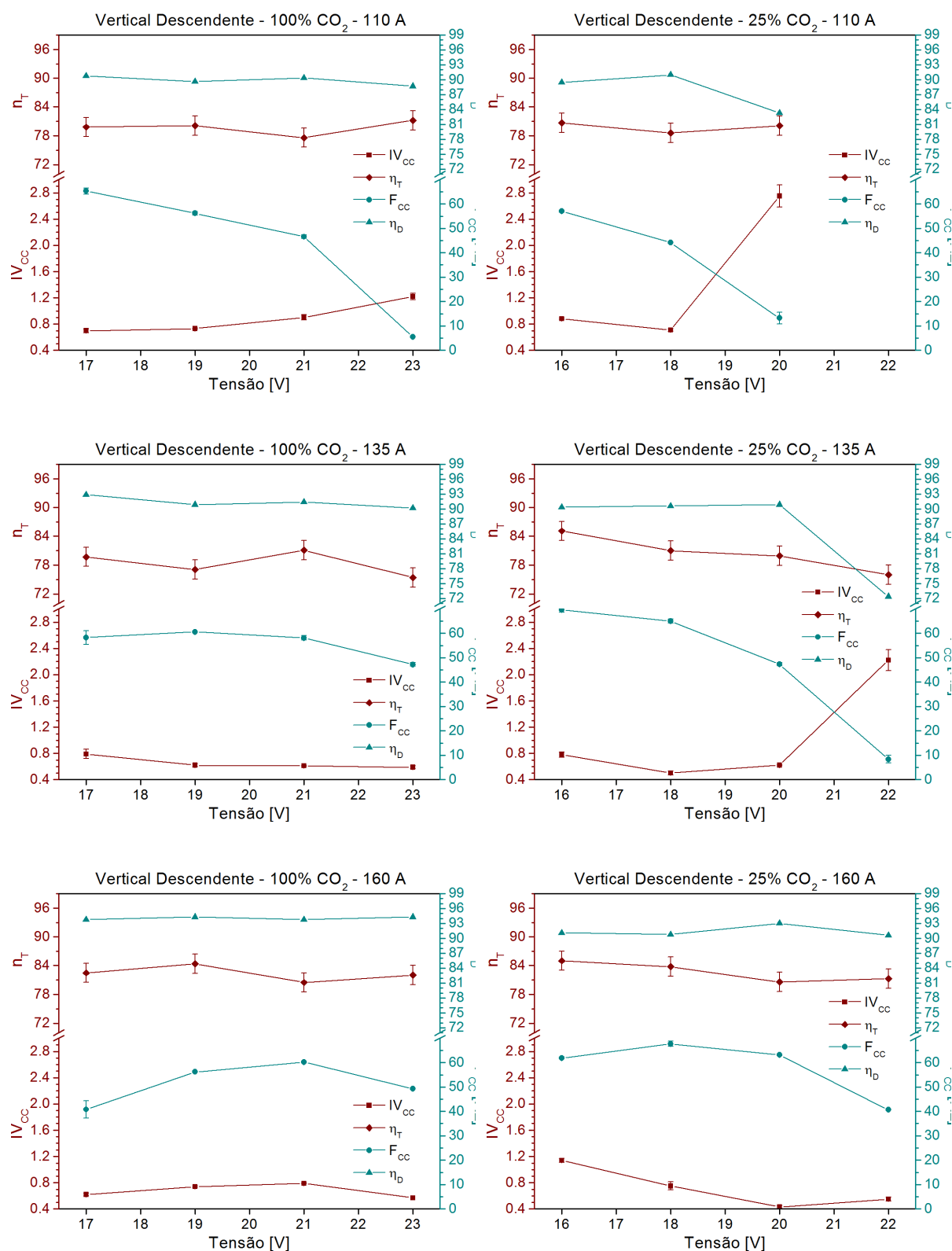


Figura 5.7 – Índices do critério de regularidade ( $IV_{cc}$  e  $F_{cc}$ ), rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) obtidos na posição vertical descendente para os 3 níveis de corrente (resultados com 100%  $CO_2$  à esquerda e com Ar + 25%  $CO_2$  à direita)

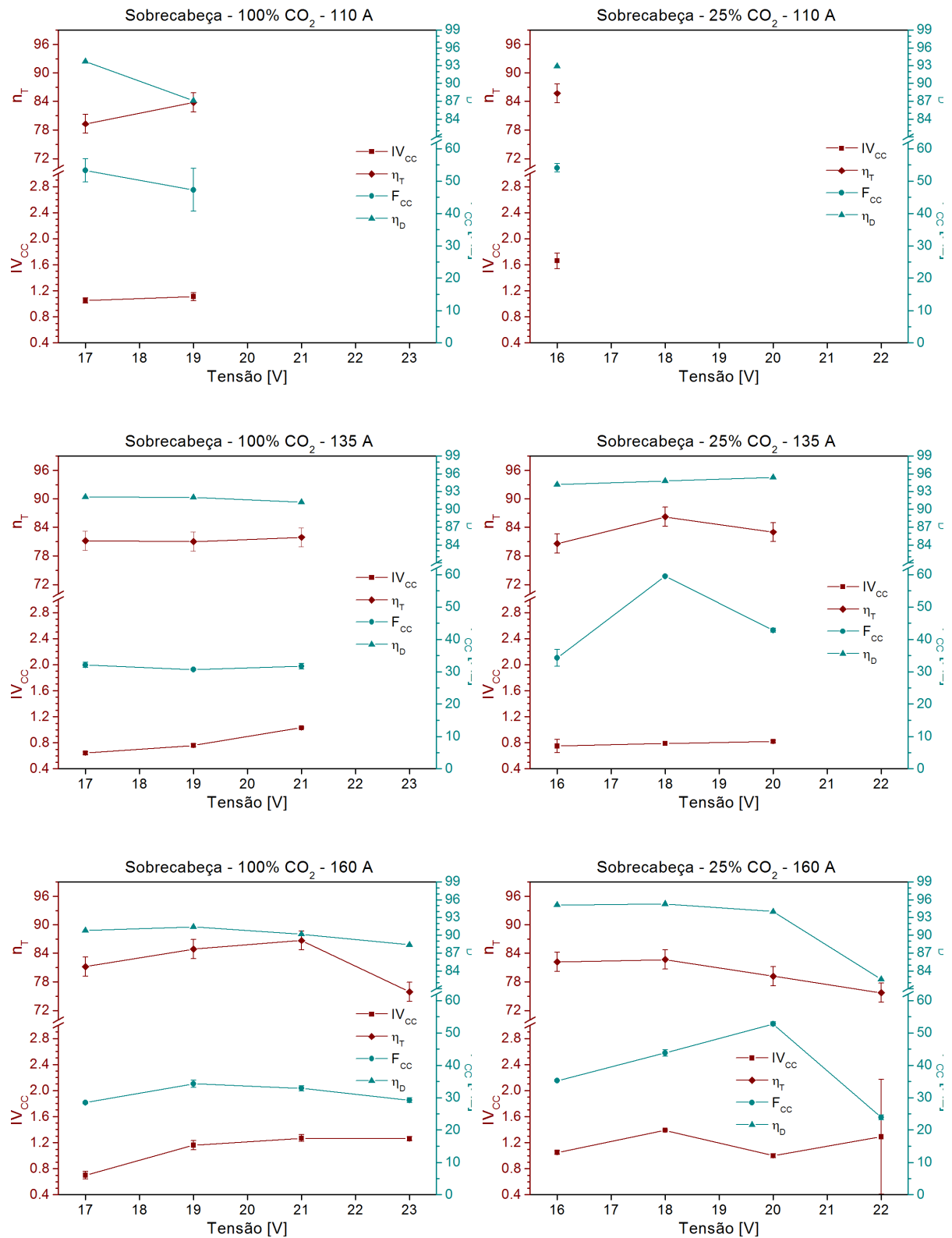


Figura 5.8 – Índices do critério de regularidade ( $IV_{cc}$  e  $F_{cc}$ ), rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) obtidos na posição sobrecabeça para os 3 níveis de corrente (resultados com 100%  $CO_2$  à esquerda e com Ar + 25%  $CO_2$  à direita)

Outro ponto a ser destacado é pouca variação observada para os valores de rendimento de deposição e rendimento térmico para uma mesma posição, gás de proteção e corrente de soldagem. Neste caso, considera-se que, para uma condição específica de posição, gás e corrente, a faixa de tensão utilizada é aquela indicada para se soldar este tipo de junta e preparação (largura do chanfro, p.ex.) e que, portanto, levam a uma boa condição operacional de bom rendimento de deposição e rendimento térmico.

Dentro desta faixa operacional, ressalta-se que o envelope de trabalho encontrado para a posição sobrecabeça foi o mais restritivo e, em especial, para o Ar + 25%CO<sub>2</sub>. Esta mesma constatação da dificuldade de se realizar soldagens posicionais e menor envelope de trabalho para a mistura do que para o CO<sub>2</sub> puro também foi encontrada no trabalho de Magalhães (2012) para o passe de raiz na soldagem de dutos. Por outro lado, para o passe de enchimento/acabamento, Magalhães (2012) encontrou que a mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub> possui maior envelope de trabalho do que o CO<sub>2</sub> puro.

Desta forma, fica demonstrada a importância dos envelopes de trabalho encontrados e que devem ser utilizados para seleção das variáveis de trabalho de forma específica (posição, gás de proteção e corrente de soldagem) para uma finalidade também específica (regularidade, rendimento de deposição e rendimento térmico)

#### 5.1.6. Modelos de Taxa de Fusão

As Tabelas 5.5 e 5.6 apresentam os parâmetros obtidos para os gases Ar + 25% CO<sub>2</sub> e CO<sub>2</sub> puro, respectivamente, para o modelo simplificado. Já para o modelo expandido, os valores mensurados são apresentados nas Tab. 5.7 e 5.8, novamente para ambos os gases.

Tabela 5.5 – Resultados obtidos com o gás Ar + 25% CO<sub>2</sub> para o modelo simplificado

Posição	V <sub>A</sub> [m/min]	I <sub>M</sub> [A]	I <sub>E</sub> [A]	L [mm]
Plana	2,25	107,8	121,9	9,50
		104,5	114,1	9,40
		104,3	113,0	9,11
	2,86	141,9	152,2	9,59
		136,0	143,7	9,92
		136,6	144,4	9,88
		134,6	144,4	9,95
	3,46	170,3	190,9	9,65
		163,6	174,7	10,40
		160,8	168,6	10,64
		158,7	167,2	10,90
Vertical descendente	2,25	105,5	121,7	8,35
		105,1	116,3	7,33
	2,86	140,0	153,1	10,49
		136,5	146,3	11,33
		133,1	144,0	8,00
	3,46	160,7	181,2	12,07
		162,1	173,2	12,07



Posição	V <sub>A</sub> [m/min]	I <sub>M</sub> [A]	I <sub>E</sub> [A]	L [mm]
Sobrecabeça		162,4	171,0	12,62
		157,7	169,2	12,62
	2,25	106,6	123,9	7,93
	2,86	133,4	162,3	8,26
		132,6	143,8	8,25
		133,0	141,4	7,68
	3,46	159,3	189,9	7,64
		159,5	187,6	6,83
		157,4	166,7	7,09
		159,7	169,8	6,24

Tabela 5.6 – Resultados obtidos com o gás CO<sub>2</sub> puro para o modelo simplificado

Posição	V <sub>A</sub> [m/min]	I <sub>M</sub> [A]	I <sub>E</sub> [A]	L [mm]
Plana	2,25	110,6	130,6	8,54
		105,2	116,2	9,30
		102,6	116,2	7,73
		134,8	175,1	7,47
	2,86	143,8	161,6	8,95
		141,8	152,0	9,41
		137,1	149,0	9,52
		152,9	191,5	9,91
	3,46	163,0	188,9	9,87
		153,4	174,4	10,36
		160,1	172,5	10,90
Vertical descendente	2,25	115,4	135,4	9,24
		108,8	130,4	9,05
		102,0	118,7	9,15
	2,86	138,9	162,8	10,61
		140,0	160,7	11,37
		136,7	154,0	11,38
		133,3	150,0	11,21
	3,46	154,9	189,5	10,99
		160,1	186,2	10,97
		164,1	182,2	11,94
		159,0	175,3	12,21
Sobrecabeça	2,25	107,7	133,2	8,48
		105,6	127,9	1,70
	2,86	134,1	176,7	4,15
		133,0	175,7	2,23
		128,3	162,7	0,48
	3,46	152,5	203,0	5,89
		162,6	211,8	2,36
		157,5	197,4	1,66
		157,9	184,6	0,37

Tabela 5.7– Resultados obtidos com o gás Ar + 25% CO<sub>2</sub> para o modelo expandido

Posição	V <sub>A</sub> [m/min]	t <sub>A</sub> [ms]	t <sub>C</sub> [ms]	L <sub>A</sub> [mm]	L <sub>C</sub> [mm]	I <sub>MA</sub> [A]	I <sub>EA</sub> [A]	I <sub>EC</sub> [A]
Plana	2,25	12,15	3,49	9,50	10,30	124,7	117,6	137,8
		18,03	3,02	9,40	10,40	111,9	111,6	130,8
		37,16	2,94	9,11	10,31	111,7	110,2	146,5
	2,86	8,50	4,00	9,59	10,39	146,1	150,3	157,0
		10,74	3,11	9,92	10,92	142,4	142,8	147,9
		16,12	2,83	9,88	11,08	143,3	142,7	156,0
		37,97	3,34	9,95	11,35	134,9	140,9	181,6
	3,46	10,22	5,62	9,65	10,45	171,4	185,5	200,9
		10,05	3,65	10,40	11,40	168,1	172,0	182,7
		12,81	2,86	10,64	11,84	167,3	167,2	176,3
		21,71	2,86	10,90	12,30	164,7	164,7	187,0
Vertical descendente	2,25	13,56	3,96	8,35	9,35	119,3	117,0	138,6
		19,32	3,18	7,33	8,53	115,7	113,4	135,2
	2,86	9,75	4,31	10,49	11,49	146,8	150,5	160,1
		11,69	3,78	11,33	12,53	139,7	145,1	151,5
		17,51	3,30	8,00	9,40	139,7	141,6	158,7
	3,46	10,53	5,32	12,07	13,07	163,1	179,3	185,4
		10,56	4,19	12,07	13,27	165,3	171,5	178,6
		12,36	3,59	12,62	14,02	164,8	170,6	173,8
		21,37	3,56	12,62	14,22	160,2	166,2	188,8
Sobrecabeça	2,25	14,24	3,77	7,93	9,13	126,7	118,1	145,8
	2,86	17,23	6,67	8,26	9,46	129,3	149,0	193,9
		13,43	3,22	8,25	9,65	142,3	141,0	157,2
		20,55	2,75	7,68	9,28	141,0	139,4	158,7
	3,46	19,27	6,44	7,64	8,84	155,1	175,3	229,1
		16,93	4,67	6,83	8,23	163,4	178,0	219,7
		15,85	2,70	7,09	8,69	168,1	164,3	182,6
		32,20	3,22	6,24	8,04	163,6	166,6	203,2

Tabela 5.8 – Resultados obtidos com o gás CO<sub>2</sub> puro para o modelo expandido

Posição	V <sub>A</sub> [m/min]	t <sub>A</sub> [ms]	t <sub>C</sub> [ms]	L <sub>A</sub> [mm]	L <sub>C</sub> [mm]	I <sub>MA</sub> [A]	I <sub>EA</sub> [A]	I <sub>EC</sub> [A]
Plana	2,25	10,21	4,51	8,54	9,54	111,2	125,9	142,0
		10,72	2,77	9,30	10,50	109,3	115,1	121,6
		18,13	2,91	7,73	9,13	110,4	113,4	135,5
	2,86	21,02	9,77	7,47	8,47	111,4	154,1	215,8
		10,13	4,02	8,95	10,15	143,2	157,5	172,3
		10,35	2,57	9,41	10,81	148,9	151,0	157,4
		17,16	2,71	9,52	11,12	148,0	146,2	168,5
	3,46	15,64	7,67	9,91	10,91	141,8	179,3	215,6
		12,05	5,20	9,87	11,07	162,3	184,2	200,0
		12,76	3,62	10,36	11,76	158,3	170,2	189,7
		14,11	2,91	10,90	12,50	168,7	169,6	187,9
Vertical descendente	2,25	10,46	4,95	9,24	10,44	114,8	131,8	144,1
		13,53	4,16	9,05	10,45	109,6	125,3	147,7
		19,15	3,31	9,15	10,75	108,6	114,6	142,7
	2,86	10,70	6,09	10,61	11,81	134,4	157,2	173,3
		11,45	5,03	11,37	12,77	135,8	156,9	170,6
		13,20	3,89	11,38	12,98	136,2	151,0	166,0
		17,35	3,51	11,21	13,01	133,6	146,6	168,8
	3,46	14,86	8,43	10,99	12,19	146,1	181,9	203,8
		12,45	5,95	10,97	12,37	154,3	180,9	198,4
		12,06	4,19	11,94	13,54	163,2	179,2	191,9
		16,50	3,83	12,21	14,01	158,2	171,7	192,2
Sobrecabeça	2,25	13,12	4,74	8,48	9,88	110,2	124,9	155,4
		15,60	3,55	1,70	3,30	111,8	122,6	151,0
	2,86	21,77	9,06	4,15	5,55	112,8	155,5	221,5
		24,67	7,45	2,23	3,83	119,4	157,4	227,9
		26,64	4,94	0,48	2,28	129,3	151,7	215,3
	3,46	25,10	11,15	5,89	7,29	128,4	175,0	257,6
		22,62	8,40	2,36	3,96	150,5	179,7	281,4
		24,06	5,90	1,66	3,46	152,8	173,9	274,0
		28,07	4,02	0,37	2,37	172,4	173,2	252,5

Uma primeira análise a ser feita diz respeito à relação de proporcionalidade existente entre velocidade de alimentação e corrente, conforme ilustra a Fig. 5.8 e com maior inferência as Fig. 5.9 e 5.10 para os valores médios e eficazes, respectivamente. Como discutido anteriormente, esta relação já é descrita na literatura técnica e aproximada pelo modelo da Eq. 2.6.

Com relação à influência do gás de proteção no consumo do eletrodo em função da velocidade de alimentação/corrente e da posição de soldagem, nota-se pela Fig. 5.8 uma pequena influência. Ao se efetuar a análise de variância, nota-se realmente uma pequena influência para a corrente média (Fig. 5.9) com nível de significância  $p = 0,404$ , mas para a corrente eficaz (Fig. 5.10) já é possível verificar uma grande significância estatística ( $p =$

0,000). Esta menor correlação com a corrente média está em conformidade com outros autores (Nascimento, 2012), que demonstraram pouca influência para diferentes misturas e para ambas as polaridades inversa e direta. Entretanto, nota-se que a corrente média é maior para a mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub>, ao passo que a corrente eficaz é maior no caso do CO<sub>2</sub> puro. Assim ao observar a equação do consumo, leva à constatação de que para uma mesma velocidade de alimentação, a mistura está mais relacionada ao aquecimento durante o tempo de arco aberto (Fig. 5.11), ao passo que o CO<sub>2</sub> está mais correlacionado ao aquecimento por curto-circuito (Fig. 5.12). Assim, a parcela referente à constante  $\alpha$  (aquecimento pela conexão arco-eletrodo) é maior no caso da mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub>, ao passo que o CO<sub>2</sub> induz a uma maior constante  $\beta$  (aquecimento por Efeito Joule), como será demonstrado adiante.

Com relação aos resultados obtidos para os valores de corrente na Fig. 5.8, destaca-se ainda que a dispersão dos resultados é maior para a corrente eficaz do que para média, pois a primeira parcela da equação do consumo onde se encontra a constante  $\alpha$  é maior do que a parcela onde se encontra a constante  $\beta$ . Assim, é razoável assumir que a corrente média relacionada na primeira parcela da referida equação tenha um comportamento mais linear e menos disperso do que a corrente eficaz, utilizada na segunda parcela desta mesma equação.

Com relação à posição de soldagem, houve uma tendência ao maior tempo de transferência na posição sobrecabeça, como apontado pelos maiores tempos tanto de arco aberto (Fig. 5.11), quanto de curto-circuito (Fig. 5.12). Isto se deve ao fato da maior dificuldade de acontecer a transferência metálica em função da ação da gravidade, reduzindo a frequência de curtos-circuitos (Fig. 5.13). Tendência semelhante foi observada para o gás CO<sub>2</sub> puro na mesma figura, que também apresentou tendência da redução da frequência de curtos-circuitos pelo aumento significativo do tempo de duração do curto-circuito, mas com insignificante redução do tempo de arco-aberto em comparação com a mistura Ar + 25% CO<sub>2</sub>.

Já com relação à influência da velocidade de alimentação nos tempos de arco-aberto e de curto-circuito não é possível inferir acerca de uma tendência característica, como demonstram as Fig. 5.11 e 5.12. Seria esperado que houvesse um aumento da frequência de curtos-circuitos pela necessidade de se aumentar a quantidade de material transferido pelo aumento da velocidade de soldagem, o que levaria a uma redução dos tempos de transferência. Neste caso, manteve-se a frequência aproximadamente constante (Fig. 5.13) haja vista que a quantidade de material transferido (volume da gota) aumentou a cada transferência executada.

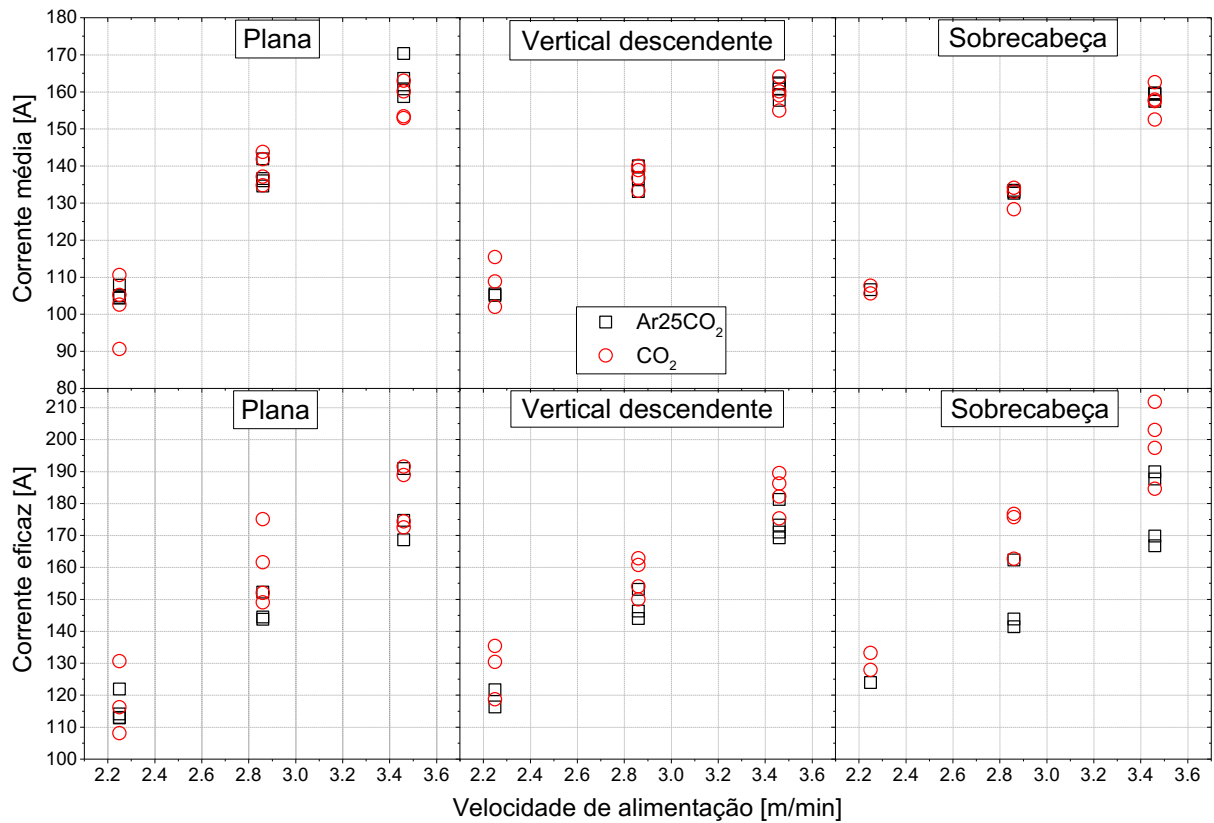


Figura 5.8 – Relação entre corrente, velocidade de alimentação, gás de proteção e posição de soldagem

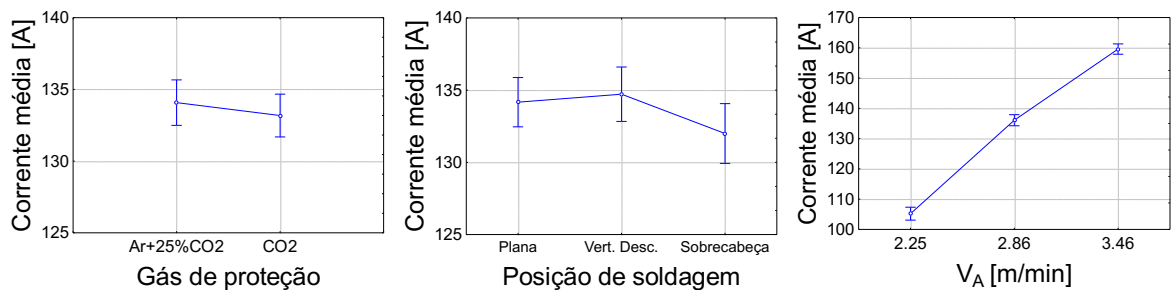


Figura 5.9 – Influência dos parâmetros de soldagem na corrente média

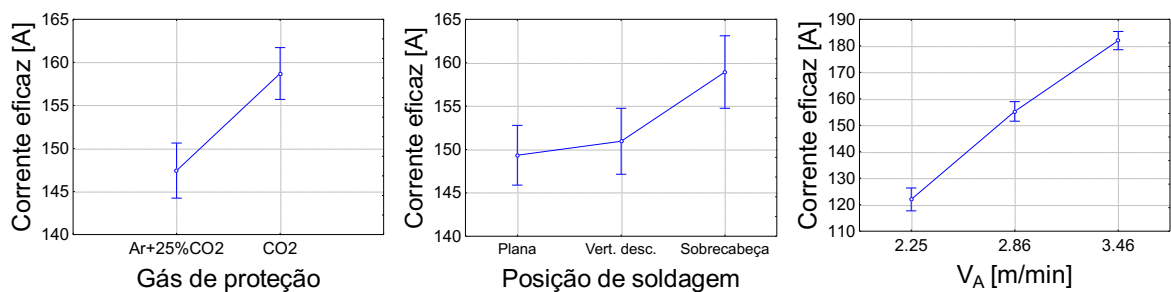


Figura 5.10 – Influência dos parâmetros de soldagem na corrente eficaz

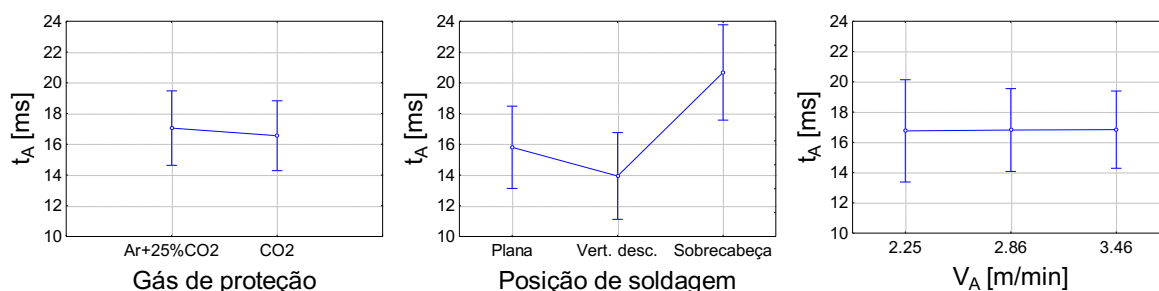


Figura 5.11 – Influência dos parâmetros de soldagem no tempo de arco aberto

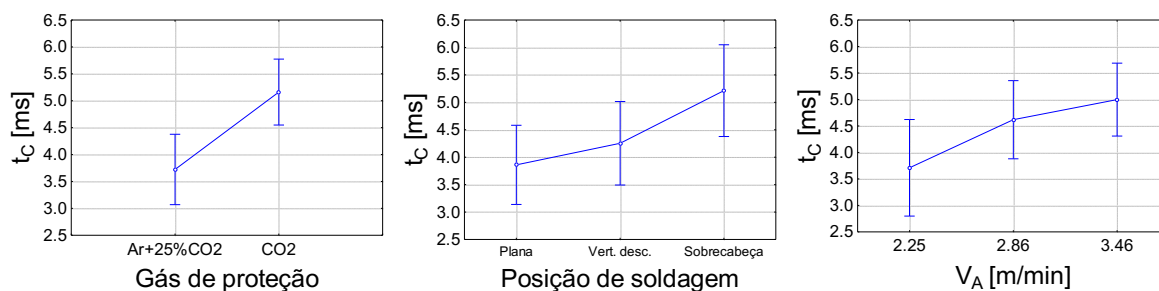


Figura 5.12 – Influência dos parâmetros de soldagem no tempo de curto-circuito

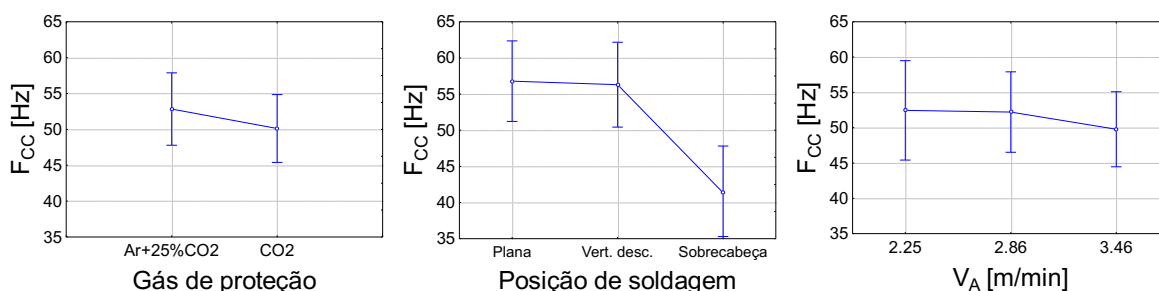


Figura 5.13 – Influência dos parâmetros de soldagem na frequência de curtos-circuitos

A partir do uso de regressão não-linear com base nos modelos das Eq. 2.6 e 2.7, calculou-se os parâmetros destes modelos chegando-se aos valores apresentados na Tab. 5.9. Os modelos apresentaram valores de ajustes  $R^2$  de 0,985 e 0,992 para os modelos simplificado e expandido, respectivamente. Já o nível de significância estatística ( $p$ ) destes modelos variou entre 0,029 e 0,016 para o simplificado e expandido, respectivamente. Isto demonstra que ambos os modelos representam de forma adequada (confiabilidade menor que 0,05) o fenômeno investigado, com resultados ligeiramente melhores (melhor ajuste e confiabilidade) para o modelo expandido. Ressalta-se que estes valores estão de forma geral em conformidade com aqueles apresentados na Tabela 2.2. Um ponto que chama a atenção é a presença de valores negativos para a constante  $\beta$ , o que reflete o fato do modelo ser uma regressão estatística (ajuste de curva), mas que também denota a menor importância do Efeito Joule frente ao aquecimento da conexão arco-eletrodo. Outros autores também

mencionam o fato de existir valores negativos para  $\beta$  (Vilarinho, 2000), embora seja mais comum para materiais de menor resistividade como o alumínio.

Tabela 5.8 – Constantes da equação de consumo calculadas pelos dois modelos

Gás de proteção	Posição	Modelo Simplificado		Modelo Expandido		
		$\alpha$ [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-1}$ ]	$\beta$ [ $\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-2}$ ]	$\alpha$ [ $\text{m}\cdot\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-2}$ ]	$\beta_A$ [ $\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-2}$ ]	$\beta_C$ [ $\text{s}^{-1}\cdot\text{A}^{-2}$ ]
Ar + 25% CO <sub>2</sub>	Plana	3,59E-04	-4,50E-06	3,37E-04	1,14E-05	1,29E-04
	Vertical desc.	3,48E-04	3,75E-06	3,56E-04	-5,18E-08	1,28E-04
	Sobrecabeça	3,58E-04	1,66E-06	2,46E-04	1,15E-04	8,22E-05
CO <sub>2</sub>	Plana	3,17E-04	2,15E-05	3,85E-04	-3,99E-05	1,81E-04
	Vertical desc.	3,20E-04	1,62E-05	3,79E-04	-1,96E-05	1,44E-04
	Sobrecabeça	3,61E-04	1,72E-06	3,90E-04	-9,44E-05	2,49E-04

A partir dos resultados para os coeficientes  $\alpha$  e  $\beta$  apresentados na tabela acima, é possível afirmar que maiores valores da constante  $\alpha$  são atingidos para o gás Ar + 25% CO<sub>2</sub>, enquanto que a constante  $\beta$  é maior para o gás CO<sub>2</sub> puro, conforme discutido anteriormente em função do maior aquecimento na conexão arco-eletrodo (para o caso da mistura) ou por Efeito Joule (caso do CO<sub>2</sub> puro).

Já com relação à posição de soldagem, não foi possível identificar tendência característica, haja vista as correlações existentes entre corrente, tempo de arco aberto e tempo de curto-circuito (e destes dois na frequência de transferência), que, conforme discutido, a posição de soldagem teve efeito mais pronunciado nestes parâmetros do que nas constantes da equação de consumo.

Ainda resta discutir a aplicabilidade de ambos os modelos em termos de menor erro ao se estimar de forma correta a velocidade de alimentação para uma dada corrente de soldagem requerida, haja vista que a fonte é tensão constante e a corrente é consequência da velocidade de alimentação ajustada. Assim, foi realizada uma análise baseada nos resíduos obtidos por ambos os modelos. As Tab. 5.9 e 5.10 trazem os resíduos calculados para cada uma das condições de soldagem em função dos modelos, posições de soldagem e gases de proteção.

Tabela 5.9 – Comparação entre modelos para o nível de resíduo para o gás Ar + 25% CO<sub>2</sub>

Posição	Velocidade de Alimentação [m/min]			Resíduo [m/min]	
	Ajustado	Modelo simplificado	Modelo expandido	Modelo simplificado	Modelo expandido
Plana	2,25	2,28	2,36	-0.03	-0.11
		2,22	2,20	0.03	0.05
		2,21	2,29	0.04	-0.04
		2,23	2,74	0.02	0.12
	2,86	3,00	2,75	-0.14	0.11
		2,87	2,89	-0.01	-0.03
		2,89	2,86	-0.03	0.00
	3,46	3,57	3,54	-0.11	-0.08
		3,44	3,43	0.02	0.03
		3,38	3,45	0.08	0.01
		3,34	3,50	0.12	-0.04
	Média quadrática dos resíduos			0,24	0,23
Vertical descendente	2,25	2,23	2,29	0.02	-0.04
		2,22	2,29	0.03	-0.04
	2,86	2,98	2,87	-0.12	-0.01
		2,91	2,80	-0.05	0.06
		2,82	2,80	0.04	0.06
	3,46	3,45	3,47	0.01	-0.01
		3,47	3,45	-0.01	0.01
		3,48	3,46	-0.02	0.00
		3,38	3,49	0.08	-0.03
	Média quadrática dos resíduos			0,17	0,11
Sobrecabeça	2,25	2,30	2,28	-0.05	-0.03
	2,86	2,89	2,78	-0.03	0.07
		2,87	2,84	-0.01	0.03
		2,87	2,88	-0.01	-0.02
	3,46	3,45	3,51	0.01	-0.04
		3,45	3,49	0.01	-0.02
		3,40	3,46	0.06	0.00
		3,45	3,43	0.01	0.03
	Média quadrática dos resíduos			0,09	0,10



Tabela 5.10 – Comparação entre os modelos para o nível de resíduo para o gás CO<sub>2</sub> puro

Posição	Velocidade de Alimentação [m/min]			Resíduo [m/min]	
	Ajustado	Modelo simplificado	Modelo expandido	Modelo simplificado	Modelo expandido
Plana	2,25	2,29	2,20	-0.04	0.05
		2,16	2,12	0.09	0.13
		2,08	2,25	0.17	0.00
	2,86	2,86	2,83	0.00	0.03
		3,03	2,92	-0.17	-0.06
		2,97	2,93	-0.11	-0.07
		2,88	3,00	-0.02	-0.14
	3,46	3,37	3,50	0.09	-0.04
		3,55	3,51	-0.09	-0.05
		3,32	3,31	0.14	0.15
		3,46	3,43	0.00	0.03
	Média quadrática dos resíduos			0,34	0,28
Vertical descendente	2,25	2,38	2,25	-0.13	0.00
		2,23	2,24	0.02	0.01
		2,08	2,27	0.17	-0.02
	2,86	2,94	2,86	-0.08	0.00
		2,97	2,90	-0.11	-0.04
		2,88	2,86	-0.02	0.00
		2,80	2,83	0.06	0.03
	3,46	3,35	3,43	0.11	0.03
		3,44	3,45	0.02	0.01
		3,53	3,53	-0.07	-0.07
		3,41	3,42	0.05	0.04
	Média quadrática dos resíduos			0,29	0,10
Sobrecabeça	2,25	2,35	2,33	-0.10	-0.03
		2,29	2,22	-0.04	0.03
	2,86	2,92	2,66	-0.06	0.18
		2,89	2,59	-0.03	0.21
		2,78	2,73	0.08	0.11
	3,46	3,33	3,60	0.13	-0.13
		3,54	3,50	-0.08	-0.06
		3,42	3,40	0.04	0.05
		3,43	3,74	0.03	-0.22
	Média quadrática dos resíduos			0,37	0,41

Ao se efetuar uma análise de variância nestes resíduos é possível verificar o nível de dispersão encontrado, como mostra a Figura 5.14, e as influências das posições de soldagem e gases de proteção utilizados para ambos os modelos, apresentadas nas Fig. 5.15 e 5.16.

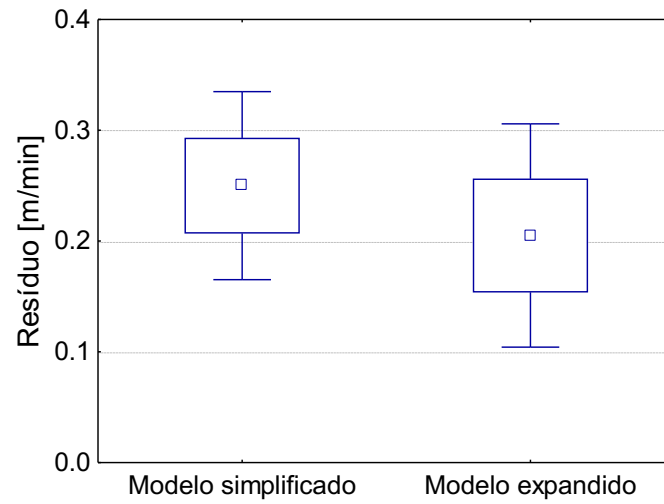


Figura 5.14 – Níveis de resíduos obtidos por ambos os modelos com significância estatística  $p = 0,518$

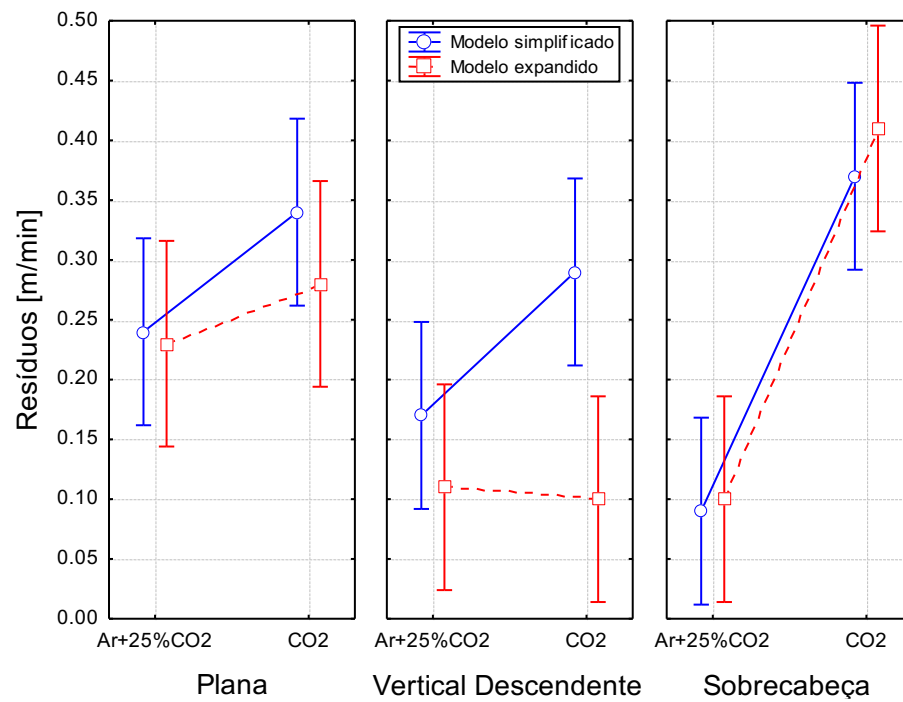


Figura 5.15 – Influência do gás de proteção em função da posição de soldagem no nível de resíduos para ambos os modelos

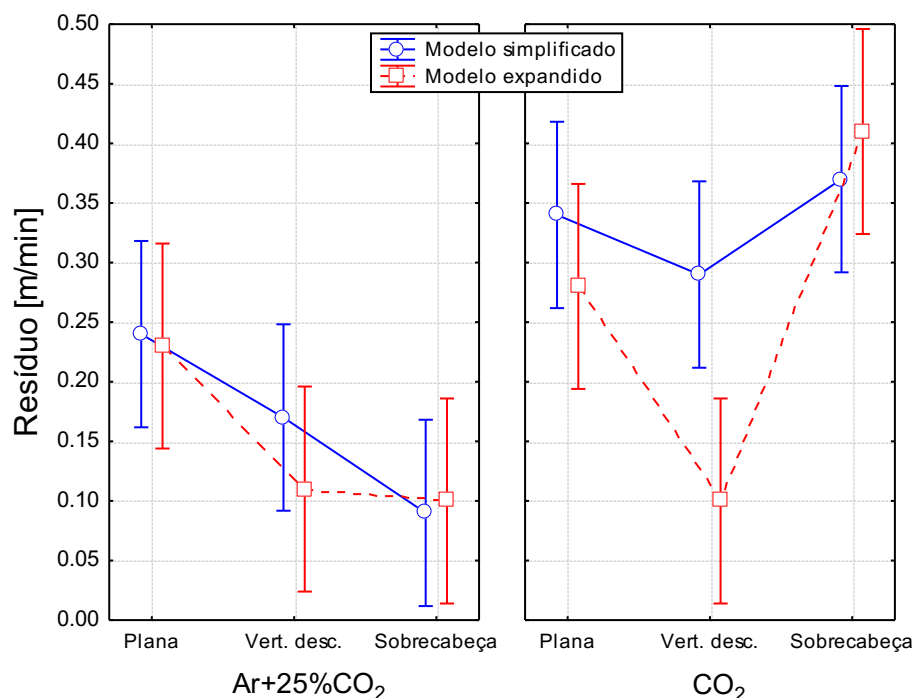


Figura 5.16 – Influência da posição de soldagem em função do gás de proteção no nível de resíduos para ambos os modelos

Por estes resultados é possível afirmar que o modelo expandido apresentou consistentemente resultados menores do que aquele atingido pelo modelo simplificado para os níveis de resíduo. Embora o nível de significância ( $p = 0,518$  mostrado na Fig. 5.14) não tenha indicado diretamente a vantagem da estimação e consequente redução de resíduo pelo modelo expandido, os valores obtidos por este modelo são de fato menores. Atenção especial deve ser dada à posição sobrecabeça, onde a tendência de estimação se inverte, ou seja, o modelo simplificado conseguiu obter ligeiro menor nível de resíduo se comparado ao modelo expandido, como mostrado na Fig. 5.15. Entretanto, esta diferença é mais sutil do que aquela observada para as outras posições como pode ser observado nesta mesma figura. Assim, de uma forma geral, o modelo expandido possibilitou a estimação correta da velocidade de alimentação com menores níveis de resíduo, com ótimo ajuste ( $R^2 = 0,992$ ) e com alta significância estatística ( $p = 0,016$ ).

## 5.2. Resultados da Etapa 2

De forma semelhante à Etapa 1, em sequência foi avaliada a influência da indutância, pois seu efeito na regularidade da transferência por curto-circuito é referenciado na literatura, conforme Item 2.8.

A Tabela 5.11 apresenta os resultados obtidos na execução dos testes conforme o planejamento experimental da Etapa 2. Os valores de frequência de corte para a transferência metálica ( $F_{CORTE}$ ) informados na Tab. 5.1 foram mantidos para esta etapa do trabalho, onde todos os resultados de frequência de curto-circuito ( $F_{CC}$ ) foram verificados e validados segundo tal critério. Neste caso, diferentemente da Etapa 1, destaca-se que o envelope de trabalho para o  $CO_2$  puro foi mais restritivo, especialmente para a posição sobrecabeça, pois, conforme mencionado por Dutra (2008), o  $CO_2$  puro necessita de maiores taxas de crescimento/decrescimento da corrente (44 A/ms) do que a mistura.

Tabela 5.11 – Resultados válidos obtidos durante a Etapa 2

Posição / Gás de Proteção		Identificação do Teste*	U <sub>M</sub> [V]	I <sub>M</sub> [A]	IV <sub>CC</sub> [] ± σ		F <sub>CC</sub> [Hz] ± σ		η <sub>D</sub> [%]	ΔQ <sub>A</sub> <sup>W</sup> [J/mm]	ΔQ <sub>I</sub> <sup>W</sup> [J/mm]	η <sub>T</sub> [%]
Plana	100% CO <sub>2</sub>	st2_145_1G_19L_100_25	18,3	106,1	0,63	0,01	50,3	2,0	90,5	-456,5	591,5	77,2
		st2_146_1G_19L_100_05	17,5	104,4	1,91	0,02	66,6	2,3	91,7	-477,3	575,7	82,9
		st2_147_1G_21M_100_25	19,7	132,5	0,52	0,01	61,9	0,4	90,9	-587,4	659,3	89,1
		st2_148_1G_21M_100_05	19,6	131,4	1,36	0,06	68,2	0,8	91,3	-543,5	644,2	84,4
		st2_150_1G_23H_100_25	21,2	159,9	0,71	0,00	50,6	0,3	92,4	-591,5	701,2	84,4
		st2_152_1G_23H_100_05	21,1	157,9	1,51	0,06	48,5	0,8	95,4	-607,0	688,5	88,2
	Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st2_153_1G_18L_25_25	16,5	104,1	0,37	0,01	38,4	0,5	92,2	-497,4	543,1	91,6
		st2_154_1G_18L_25_05	16,4	107,4	0,83	0,09	40,4	1,4	92,3	-464,4	557,9	83,3
		st2_156_1G_18M_25_25	16,2	138,9	0,74	0,02	55,0	0,3	92,4	-474,2	557,4	85,1
		st2_157_1G_18M_25_05	16,2	136,3	1,18	0,12	83,5	0,3	93,7	-488,5	552,4	88,4
		st2_158_1G_20H_25_25	17,9	164,6	0,65	0,00	62,8	0,3	95,0	-513,5	614,2	83,6
		st2_159_1G_20H_25_05	17,8	162,0	1,33	0,00	91,3	0,2	95,1	-474,2	598,1	79,3
Vertical Descendente	100% CO <sub>2</sub>	st2_136_3G_17L_100_25	17,7	108,3	0,43	0,06	43,1	0,5	88,9	-443,8	545,7	81,3
		st2_137_3G_21M_100_25	19,6	139,2	0,56	0,02	58,6	1,9	89,5	-558,6	676,7	82,5
		st2_138_3G_21M_100_05	19,4	136,9	1,38	0,01	57,0	1,3	92,6	-583,0	660,5	88,3
		st2_139_3G_23H_100_25	21,2	162,0	0,49	0,02	59,1	0,1	92,5	-618,3	710,8	87,0
	Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st2_144_3G_18L_25_25	16,3	112,4	0,95	0,26	40,9	1,9	92,9	-482,5	579,4	83,3
		st2_140_3G_18M_25_25	16,2	138,7	0,50	0,01	63,9	1,1	92,0	-492,7	566,1	87,0
		st2_141_3G_18M_25_05	16,2	138,0	0,86	0,06	75,0	0,9	92,5	-388,4	548,6	70,8
		st2_142_3G_20H_25_25	17,9	154,8	0,33	0,01	63,2	0,0	94,4	-500,6	569,8	87,9
		st2_143_3G_20H_25_05	18,0	161,4	1,18	0,02	69,2	2,1	92,6	-481,5	577,7	83,4
Sobrecabeça	100% CO <sub>2</sub>	st2_126_4G_19L_100_25	18,1	103,5	0,74	0,02	47,7	0,8	88,4	-442,6	517,5	85,5
		st2_134_4G_17M_100_25	16,3	136,4	0,73	0,03	38,3	0,1	93,0	-422,7	492,5	85,8
		st2_127_4G_17H_100_25	16,1	163,3	1,64	0,07	39,6	0,8	94,4	-391,0	436,3	89,6
	Ar + 25% CO <sub>2</sub>	st2_128_4G_16L_25_25	14,5	106,8	1,62	0,07	44,6	1,8	91,6	-408,2	486,9	83,8
		st2_129_4G_18M_25_25	16,2	129,1	0,79	0,02	49,1	0,9	92,3	-484,5	522,0	92,8
		st2_130_4G_18M_25_05	16,2	134,0	1,14	0,14	68,2	0,3	96,2	-512,7	541,6	94,7
		st2_131_4G_20H_25_25	18,0	158,7	0,60	0,03	42,3	1,5	94,8	-533,5	592,8	90,0
		st2_133_4G_20H_25_05	18,0	161,8	1,24	0,02	54,9	1,0	92,4	-517,3	721,1	71,7

\*Os dois últimos algarismos indicam o valor regulado dos efeitos indutivos de subida (ks) e de descida (kd).

### 5.2.1. Critério de Regularidade ( $IV_{CC}$ e $F_{CC}$ )

De forma análoga à Etapa 1, os resultados desta etapa foram submetidos à análise de variância (ANOVA) considerando-se o mesmo nível de significância (95%). Assim, as Fig. 5.17 e 5.18 apresentam os gráficos de tendência da influência do efeito indutivo sobre os parâmetros do Critério de Regularidade, juntamente com os níveis de significância de cada um. Já as Figs. 5.19 a 5.23 procuram ilustrar/exemplificar como variam os oscilogramas em função do efeito indutivo para as posições e gases, onde foi possível estabelecer envelopes de trabalho para os três efeitos indutivos analisados.

Pela análise das Figs. 5.17 e 5.18, o aumento do efeito indutivo promove o aumento tanto do  $IV_{CC}$  quanto da frequência de curto-circuito. Esta constatação é a princípio contraditória com os resultados encontrados na literatura (Baixo & Dutra, 1995). Entretanto, nota-se que uma alta indutância leva a muitos curtos incipientes (oscilograma superior das Figs. 5.19 a 5.23), que são contabilizados como curtos que efetivamente levam à transferência metálica no programa CURTO3 (Fig 3.15). Assim, ao final da análise do programa, a frequência de curto-circuito é maior para maiores valores de indutância em função de como o programa considera e calcula os curtos incipientes. Se estes não fossem considerados, a frequência de curto-circuito iria diminuir com o aumento do efeito indutivo, como se observa mais explicitamente na Fig. 5.20.

Esta é a mesma razão para um maior  $IV_{CC}$  com maiores valores de efeito indutivo. Pelos curtos incipientes serem considerados, os desvios-padrão dos tempos de curto-circuito e arco aberto aumentam, dando a impressão de menor regularidade (quanto menor o  $IV_{CC}$ , maior a regularidade). Esta mesma constatação foi feita por Souza et al. (2011), que observou tendências contraditórias caso curtos incipientes sejam ou não considerados.

Desta forma, deve-se estabelecer critérios para contabilizar ou não um curto-circuito, por exemplo, uma duração mínima de curto-circuito. Entretanto, diferentemente do trabalho de Souza et al. (2011) limitado à condição plana e menores envelopes de trabalho, é complexo estabelecer um critério universal que atenda a todas condições de soldagem utilizadas neste trabalho (posição, gás de proteção e sua faixa de tensão regulada, corrente e efeito indutivo), a partir da análise somente dos oscilogramas de tensão e corrente. Uma abordagem que poderia ser feita, mas que foge ao escopo do presente trabalho, é a filmagem em alta velocidade de todos os ensaios, com processamento digital de imagens após as soldagens para identificar em cada curto-circuito se houve ou não a transferência. Esta ferramenta ainda não se encontra disponível no Laprosolda de forma robusta para identificar verdadeiramente se houve transferência de metal ou não. Existem estudos (Maia, 2001) que verificam o toque entre a ponta fundida do arame e a poça de fusão, mas não define, analogamente à análise do oscilograma, se houve transferência de metal. Para tanto, dever-se-ia fazer análise do perfil

da ponta fundida com análise integral em perfil fechado (Teorema de Green) para calcular o volume antes e após o toque, compensando-se pelo tempo (o arame é continuamente avançado), para se estimar a quantidade de material transferida, estabelecendo-se, assim, se foi ou não curto-circuito incipiente.

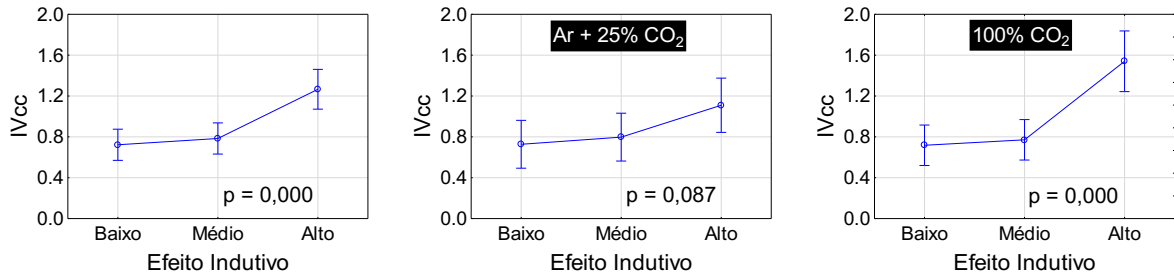


Figura 5.17 – Influência do efeito indutivo considerando o efeito conjunto (à esquerda) e em separado dos gases de proteção no  $IV_{cc}$

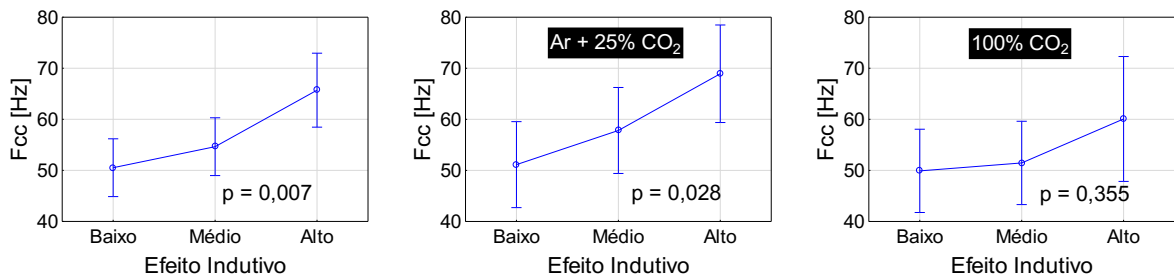


Figura 5.18 – Influência do efeito indutivo na  $F_{cc}$  considerando o efeito conjunto (à esquerda) e em separado dos gases de proteção

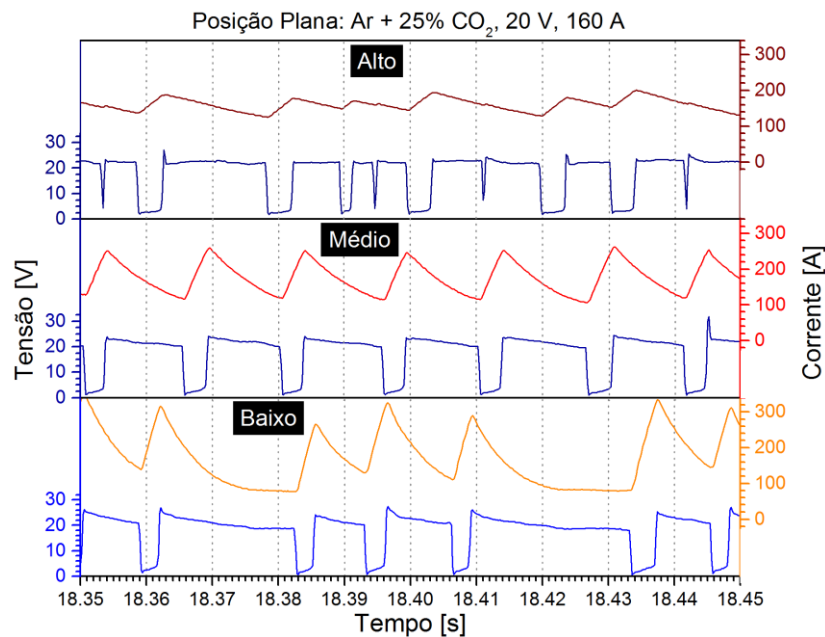


Figura 5.19 – Influência do efeito indutivo ilustrada através dos oscilogramas de tensão e corrente na condição informada para Ar + 25% CO<sub>2</sub>

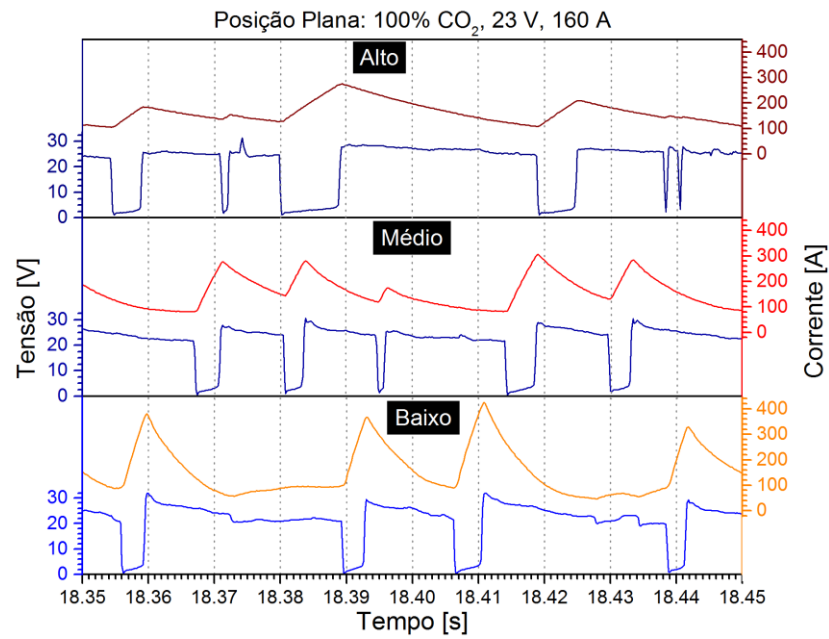


Figura 5.20 – Influência do efeito indutivo ilustrada através dos oscilogramas de tensão e corrente na condição informada para 100% CO<sub>2</sub>

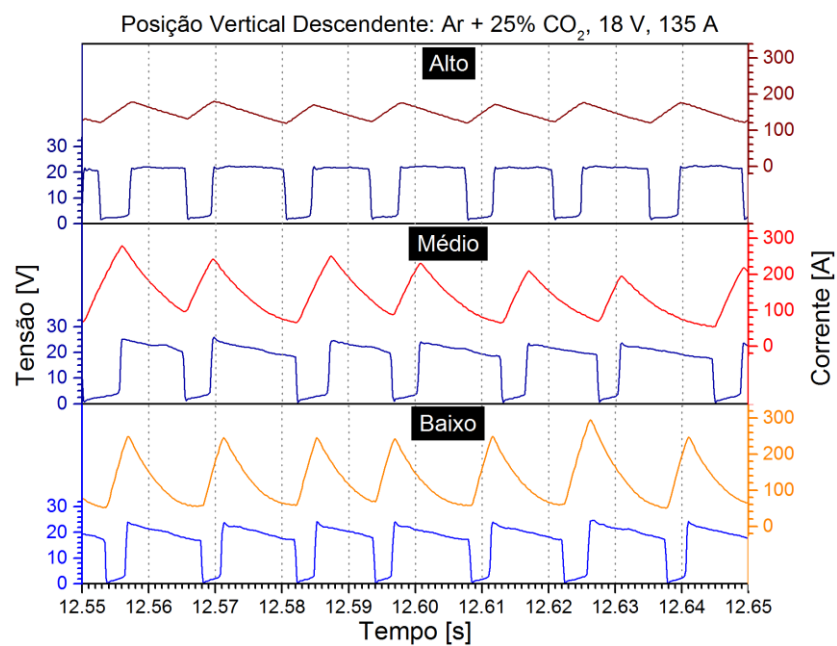


Figura 5.21 – Influência do efeito indutivo ilustrada através dos oscilogramas de tensão e corrente na condição informada para Ar + 25% CO<sub>2</sub>

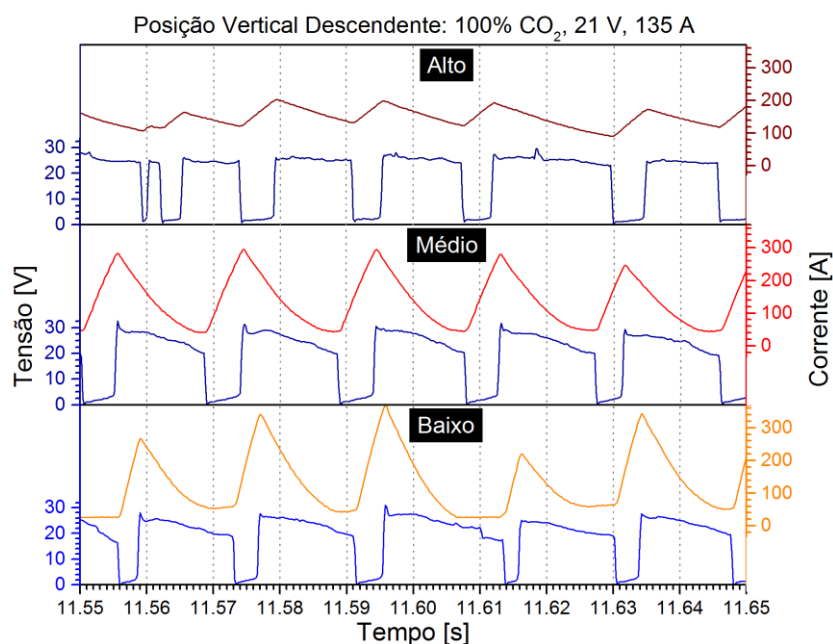


Figura 5.22 – Influência do efeito indutivo ilustrada através dos oscilogramas de tensão e corrente na condição informada para 100% CO<sub>2</sub>

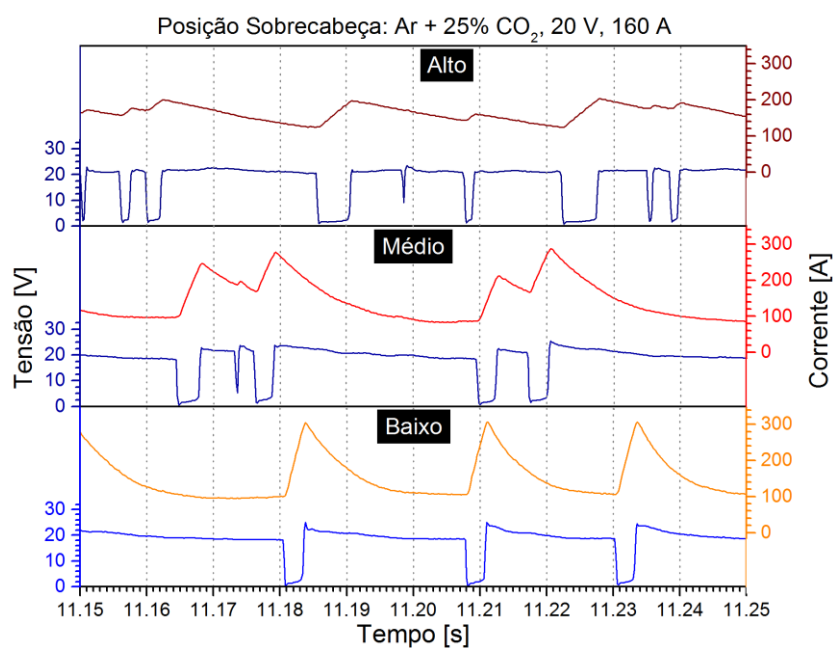


Figura 5.23 – Influência do efeito indutivo ilustrada através dos oscilogramas de tensão e corrente na condição informada para Ar + 25% CO<sub>2</sub>

### 5.2.2. Rendimento de Deposição

A influência do efeito indutivo no rendimento de deposição é apresentada na Fig. 5.24. Acredita-se que o aumento no efeito indutivo causa um aumento no rendimento de deposição pela redução do Efeito *Pinch* (estrangulamento da gota), levando a uma menor geração de



respingos, com uma transferência metálica mais baseada na tensão superficial, do que baseada na força eletromagnética.

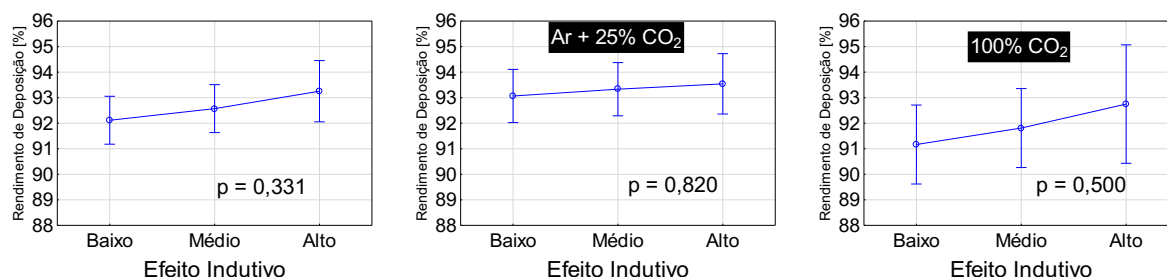


Figura 5.24 – Influência do efeito indutivo considerando o efeito conjunto (à esquerda) e em separado dos gases de proteção no rendimento de deposição

### 5.2.3. Aporte Térmico

Com relação à influência do efeito indutivo no aporte térmico, nota-se pela Fig. 5.25, que a significância estatística foi muito baixa. Esta constatação deve-se ao fato de com o aumento do efeito indutivo, tende-se a ter maior tempo de arco aberto, o que provoca o aumento do aquecimento do arame pela conexão arco-eletrodo (termo  $\alpha$  da Equação 2.5 do Consumo), promovendo o aumento do aporte térmico pela capacidade térmica da gota fundida. Por outro lado, conforme discutido a seguir no Item 5.2.4, com o aumento do tempo de arco aberto conduz-se ao aumento da troca térmica com o meio ambiente, diminuindo-se o rendimento térmico e, logo, o aporte térmico. Assim, estes dois efeitos tendem-se a se anular, levando à baixa influência estatística verificada pela Fig. 5.25.

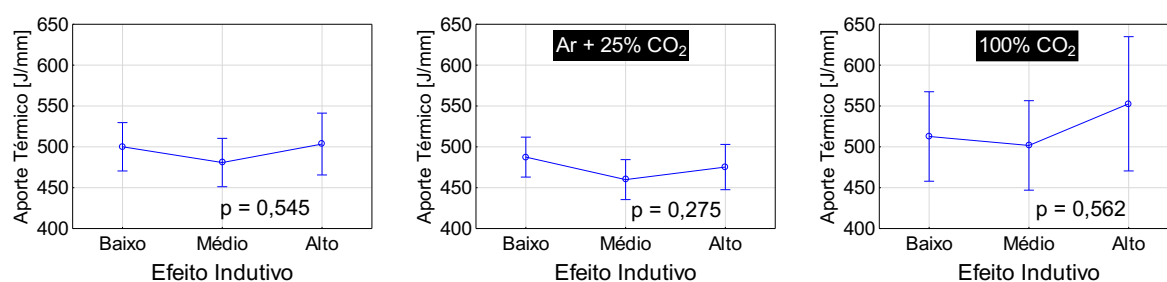


Figura 5.25 – Influência do efeito indutivo considerando o efeito conjunto (à esquerda) e em separado dos gases de proteção no aporte térmico

### 5.2.4. Rendimento Térmico

Pela Fig. 5.26, fica claro o efeito de maior tempo de arco aberto em decorrência do maior efeito indutivo, que leva a uma maior troca térmica com o meio ambiente e,

consequentemente, leva a uma redução do rendimento térmico, conforme já discutido no item anterior.

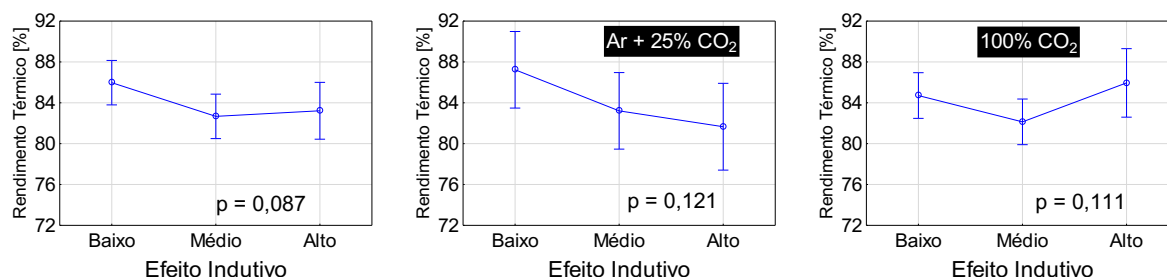


Figura 5.26 – Influência do efeito indutivo considerando o efeito conjunto (à esquerda) e em separado dos gases de proteção no rendimento térmico

### 5.2.5. Análise Conjunta

De forma semelhante à apresentada na Etapa 1, as Figs. 5.27 a 5.29 procuram ilustrar os envelopes operacionais obtidos para cada posição, gás de proteção e corrente de soldagem, mas, agora, com a influência do efeito indutivo.

Por estas figuras, observa-se que em praticamente todos os resultados o  $IV_{CC}$  apresentou comportamento diretamente proporcional ao aumento ou à redução da indutância. Já o índice  $F_{CC}$  apresentou valores inferiores aos obtidos com a indutância regulada em um valor central na posição plana, enquanto que para as demais posições houve uma tendência contrária para seu comportamento, conforme discutido no Item 5.2.1.

Os resultados mostraram que na posição plana a regulação da indutância em seu valor central, pelo menos para a fonte em questão, proporcionaram os melhores resultados de rendimento de deposição. Nas posições vertical descendente e sobrecabeça, os resultados encontrados seguem o comportamento da indutância (aumento ou redução) para  $CO_2$  puro, enquanto que para a mistura esta tendência não pode ser verificada claramente.

Na posição plana, o único resultado que se voltou à significância estatística foi obtido com a mistura gasosa no nível inferior de corrente. Na posição vertical descendente, para a mistura nos níveis médio e alto de corrente, também foram verificadas tendências reversas à da indutância. A mesma tendência foi constatada na posição sobrecabeça nos níveis mais altos de corrente para ambos os gases, exceto para a mistura em 110 e 135 A.

Assim, de forma análoga à Etapa 1, é importante enfatizar novamente a importância dos envelopes de trabalho encontrados, os quais devem ser empregados para seleção das variáveis operacionais de forma específica para uma finalidade também específica.

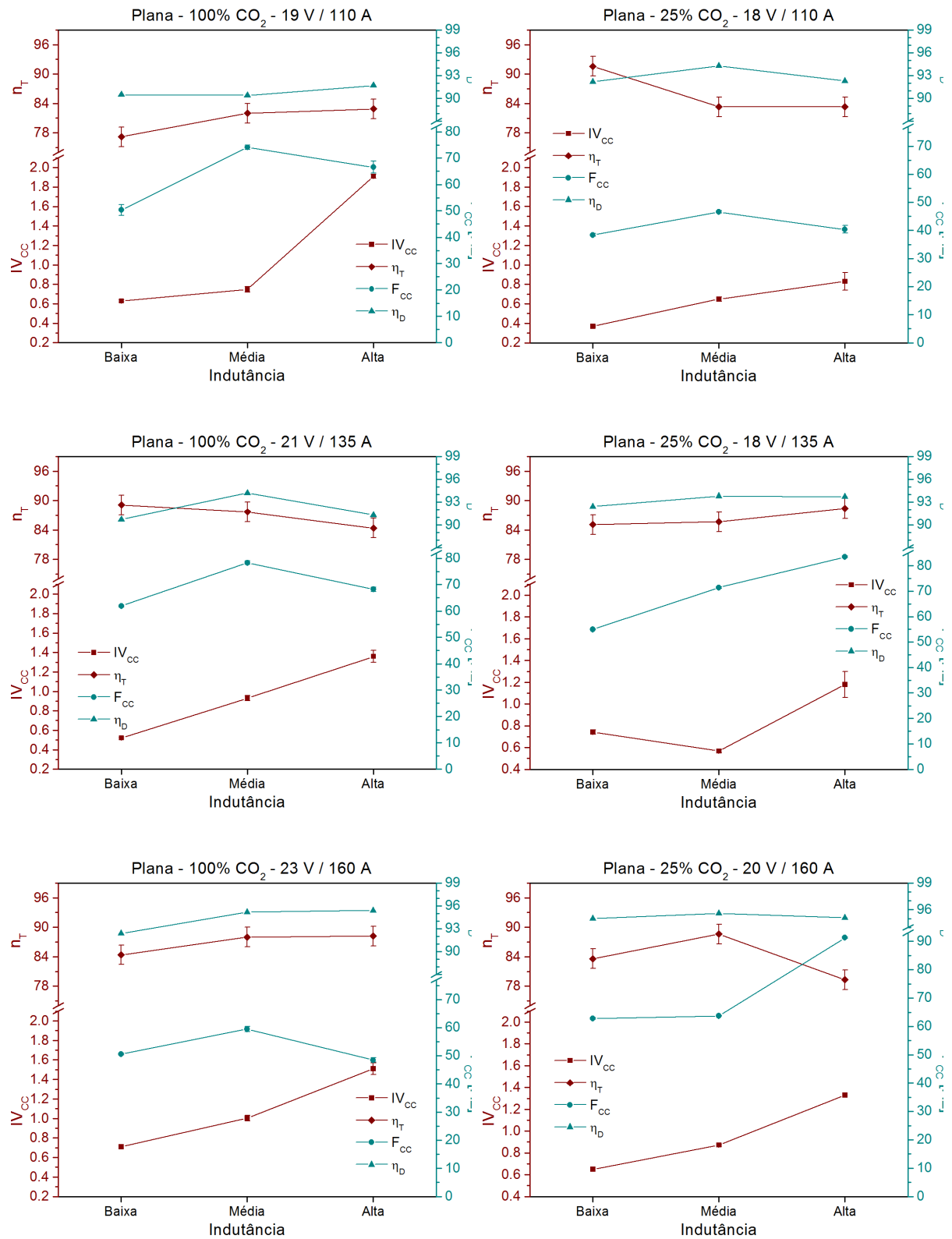


Figura 5.27 –  $IV_{cc}$ ,  $F_{cc}$ , rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) obtidos na posição plana para os 3 níveis de indutância nos 3 níveis de corrente (resultados com 100% CO<sub>2</sub> à esquerda e com Ar + 25% CO<sub>2</sub> à direita)

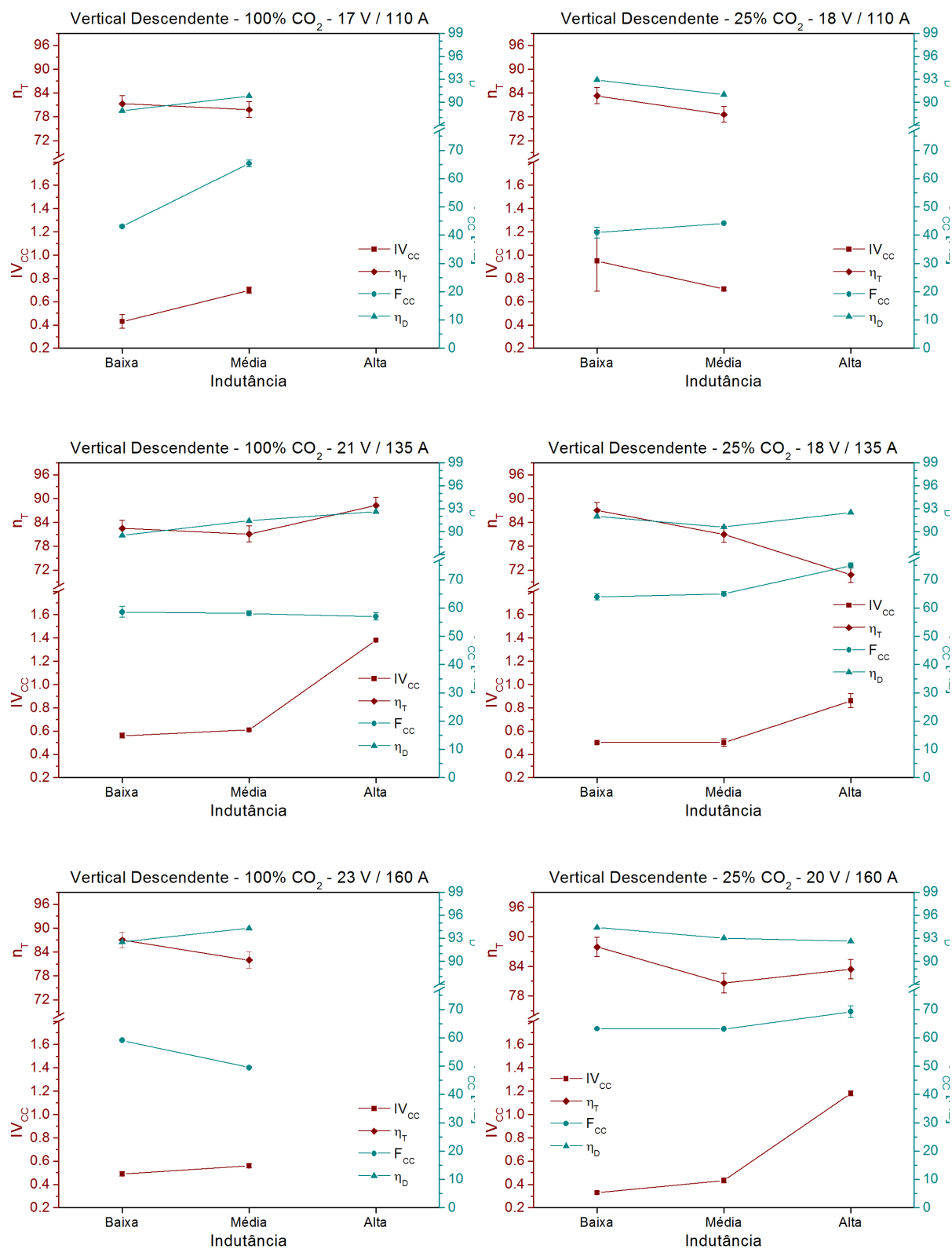


Figura 5.28 – IV<sub>cc</sub>, F<sub>cc</sub>, rendimento térmico (η<sub>T</sub>) e rendimento de deposição (η<sub>D</sub>) obtidos na posição vertical descendente para os 3 níveis de indutância nos 3 níveis de corrente (resultados com 100% CO<sub>2</sub> à esquerda e com Ar + 25% CO<sub>2</sub> à direita)

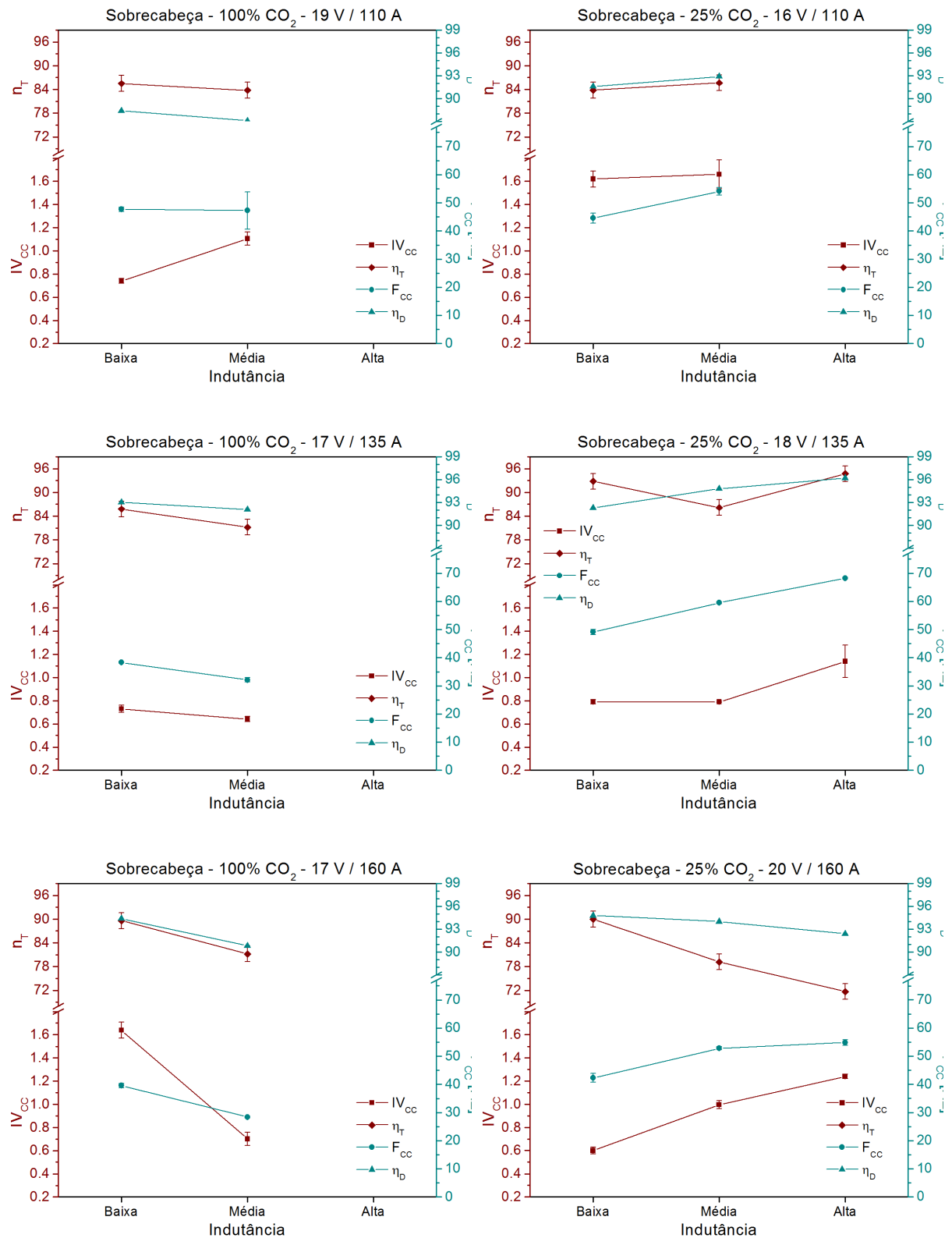


Figura 5.29 –  $IV_{cc}$ ,  $F_{cc}$ , rendimento térmico ( $\eta_T$ ) e rendimento de deposição ( $\eta_D$ ) obtidos na posição sobrecabeça para os 3 níveis de indutância nos 3 níveis de corrente (resultados com 100% CO<sub>2</sub> à esquerda e com Ar + 25% CO<sub>2</sub> à direita)

## CAPÍTULO VI

### CONCLUSÕES

A partir dos resultados obtidos e discutidos nas condições experimentais apresentadas, é possível concluir, em função das frentes de trabalho adotadas, que:

a) Em relação à bancada experimental desenvolvida:

- A bancada experimental desenvolvida, apesar da engenharia simplificada, mostrou-se adequada e com boa repetibilidade para a execução dos ensaios propostos.

b) Em relação à influência dos parâmetros de soldagem:

- Ficou evidente, de forma abrangente, a importância dos envelopes de trabalho encontrados e que devem ser empregados para seleção das variáveis de trabalho (posição, gás de proteção, corrente, faixa de tensão de referência e efeito indutivo) para uma finalidade também específica (regularidade da transferência metálica, rendimento de deposição, aporte térmico e rendimento térmico).

b.1) Posição de soldagem

- O índice  $IV_{CC}$  obteve seu menor valor para a posição vertical descendente, seguido da posição plana. O comportamento mais característico de forma parabólica, com ponto de mínimo observado por outros autores foi constatado para menores valores de corrente;
- Com relação à posição de soldagem, houve uma tendência à menor frequência de transferência na posição sobrecabeça, evidenciada pelos maiores tempos tanto de arco aberto quanto de curto-circuito, demonstrando que ação da força gravitacional, mesmo que vencida no modo de transferência por curto-circuito, deve ser considerada na soldagem posicional;
- A posição plana proporcionou maiores rendimento de deposição, aporte térmico e rendimento térmico.

### b.2) Gás de proteção

- Não se observou influência significativa do ponto de vista estatístico do gás de proteção no  $IV_{CC}$ , embora o Ar + 25%  $CO_2$  tenha uma leve tendência a um menor valor deste índice;
- O  $CO_2$  puro apresentou tendência da redução da frequência de curtos-circuitos pelo aumento significativo do tempo de duração do curto-circuito, mas com insignificante redução do tempo de arco-aberto em comparação com a mistura Ar + 25%  $CO_2$ . Assim, este último resultou em maior frequência de curto-circuito;
- A mistura Ar + 25%  $CO_2$  apresentou melhor rendimento de deposição e melhor rendimento térmico, ao passo que o  $CO_2$  puro proporcionou maior aporte térmico.

### b.3) Nível de corrente

- É de suma importância lembrar que foi realizado o ajuste fino da corrente através da DBCP (distância bico de contato-peça) para que a corrente média resultante não ultrapassasse as tolerâncias definidas para os níveis de corrente selecionados. Entretanto, em alguns testes foi possível observar que a corrente média resultante evadiu-se da faixa pré-estabelecida devido à alta sensibilidade no ajuste. Mesmo assim, ficou constatada a validade dos resultados através dos baixos desvios observados nos gráficos de ANOVAs para a influência da corrente em todos os níveis;
- Com relação à influência da corrente, o valor intermediário utilizado (135 A) levou a um menor valor do índice  $IV_{CC}$ . Esta constatação foi atribuída às condições de soldagem estabelecidas para o material, tipo de junta e sua preparação. Assim, o envelope de trabalho mostrou-se mais adequado para este valor de corrente (135 A), mas ainda robusto o suficiente para se trabalhar nos demais níveis selecionados;
- A corrente de soldagem não apresentou efeito significativo na frequência de curto, o que a princípio é contraditório, pois quanto maior a corrente, maior deveria ser a frequência. Conclui-se que o efeito de se aumentar a corrente e a tensão ficou mascarada pelo maior efeito da tensão em reduzir a frequência de curto-circuito, do que o efeito da corrente em aumentá-la;
- O aumento da corrente implicou em maior rendimento de deposição;
- Pelo fato da frequência de curto-circuito ter ficado aproximadamente constante e o rendimento de deposição ter aumentado, ambos em função do aumento da corrente, seu aumento influenciou de forma direta o aporte térmico. Assim, a

tendência aqui apresentada para a posição e corrente de soldagem refletiu àquela observada para o rendimento de deposição, ou seja, quanto maior a entrega térmica realizada pela maior massa de material fundido depositada, maior foi o rendimento térmico.

#### b.4) Efeito Indutivo

- O aumento do efeito indutivo promoveu o aumento tanto do  $IV_{CC}$  quanto da frequência de curto-circuito. Mas este resultado deve ser visto com cautela, pois há a influência do método de processamento dos oscilogramas pelo programa utilizado (CURTO3), que calcula os dados fornecidos sem considerar a presença ou não de curtos incipientes;
- O aumento no efeito indutivo mostrou leve tendência de aumento no rendimento de deposição, embora sem significância estatística;
- Não foi observada influência significativamente estatística do efeito indutivo no aporte térmico;
- O aumento do efeito indutivo apresentou tendência de redução do rendimento térmico, mais evidente para a mistura gasosa.

#### c) Em relação aos Modelos de Taxa de Fusão:

- O modelo expandido possibilitou um melhor ajuste experimental ( $R^2 = 0,992$ ) com menor resíduo e com alta significância estatística ( $p = 0,016$ ), devendo ser, portanto, usado na modelagem do processo MIG/MAG em modo de transferência metálica por curto-circuito;
- Maiores valores da constante  $\alpha$  foram atingidos para a mistura Ar + 25%  $CO_2$ , enquanto que a constante  $\beta$  é maior para o  $CO_2$  puro. Já com relação à posição de soldagem, não foi possível identificar tendência característica. Assim, a mistura está mais relacionada ao aquecimento durante o tempo de arco aberto, ao passo que o  $CO_2$  está mais correlacionado ao aquecimento por curto-circuito;
- A dispersão dos resultados foi maior para a corrente eficaz do que para média. Assim, é razoável assumir que a corrente média relacionada na primeira parcela da equação do consumo (Eq. 2.5) tenha um comportamento mais linear e menos disperso do que a corrente eficaz, utilizada na segunda parcela desta mesma equação.



## CAPÍTULO VII

### PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Na busca pela solidez e expansão dos conhecimentos obtidos durante o desenvolvimento desta dissertação, visando ainda contribuir para uma maior exatidão na predição dos parâmetros do processo MIG/MAG nas condições aqui apresentadas (operando em modo convencional com transferência metálica por curto-circuito) através do refinamento dos índices propostos, sugere-se como possibilidade para trabalhos futuros:

- Tornar a bancada experimental, atualmente considerada em um estágio de protótipo, em um sistema definitivo, implementando melhorias nos elementos mecânicos e de controle do dispositivo de fixação e movimentação da placa de teste;
- Utilizar filmagens em alta velocidade para estabelecer critérios independentes e universais para a ocorrência de curtos-circuitos onde não houve de fato transferência metálica (curtos incipientes) em uma larga faixa operacional (posição, gás de proteção, faixa de tensão de referência, nível de corrente e efeito indutivo) para cálculo do Critério Laprosolda para Regularidade da Transferência Metálica no modo curto-circuito;
- Verificar se há alguma correlação direta entre os índices obtidos neste trabalho e o aspecto visual dos cordões de solda, considerando-se o mesmo envelope operacional;
- Verificar se há alguma correlação direta entre o Critério Laprosolda e a geometria dos cordões de solda, considerando-se o mesmo envelope operacional;
- Verificar a influência do ângulo de ataque nos índices medidos e nos modelos propostos utilizando as mesmas condições da Etapa 2 do planejamento experimental;
- Determinar os índices deste trabalho para os processos derivativos de transferência metálica no modo curto-circuito, tais como STT (Surface Tension Transfer, Lincoln Electric), CMT (Cold Metal Transfer, Fronius) e RMD (Regulated Metal Deposition, Miller, principalmente na soldagem posicional;

- Avaliar a influência de diferentes percentuais de CO<sub>2</sub> em misturas à base de Argônio, nas mesmas condições deste trabalho, nos índices e nos modelos em estudo;
- Realizar novos testes com outras bitolas do mesmo arame e para arames de outros materiais (aços inoxidáveis e ligas de alumínio) utilizando o mesmo envelope operacional, principalmente para as posições vertical descendente e sobrecabeça, as quais ainda se detém muito pouca ou nenhuma informação da literatura, a fim de se estabelecer novos índices, comparando-os com os obtidos neste trabalho.

## CAPÍTULO VIII

### REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADOLFSSON, S.; BAHRAMI, A.; BOLMSJO, G. CLAESSON, I. On-line Quality Monitoring in Short-Circuit Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**, p. 59s-73s, Fev. 1999.

ARÉVALO, H. H. **Desenvolvimento e Avaliação de Bancada Experimental para Calorimetria via Nitrogênio Líquido e Fluxo Contínuo (Água) em Processos de Soldagem**, 2011, 145 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. Processo MIG/MAG: Influência da Taxa de Variação da Corrente na Regularidade em Soldagem MIG/MAG por Curto-Circuito. **XXI Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem**. Caxias do Sul/RS, p. 903-902, 1995.

BAIXO, C. E. I.; DUTRA, J. C. Processo MIG/MAG: Metodologia para Determinação de Relações Paramétricas Tensão/Corrente para Transferência Curto-Circuito, **XVII Encontro Nacional de Tecnologia de Soldagem**. Recife/PE, p. 265-283, 1991.

BINGUL, Z.; G.E. COOK and A.M. STRAUSS. Dynamic Model for Electrode Melting Rate in Gas Metal Arc Welding Process. **Science and Technology of Welding and Joining**, v.6, n. 1, p. 41-50, 2001.

<https://doi.org/10.1179/136217101101538523>

DUTRA, J. C. Análise estatística de estabilidade de arco em soldagem MIG/MAG com transferência metálica por curto-circuito. **XV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem**. São Paulo, v. 1, p. 327-347, 1989.

DUTRA, J.C. Procedimento Computadorizado do estudo de Transferência Metálica para a Determinação das Variáveis de Soldagem com Corrente Pulsada. **XV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem**. São Paulo, v., p. 637-652, 1989.

DUTRA, J. D.; BAIXO, C. E. I. O Estudo da Transferência Metálica no Processo de Soldagem MIG/MAG. **Revista Soldagem e Materiais**, n. 21, p. 32-36, Jan./Mar. 1990.

DUTRA, J. C.; BAIXO, C. E. I.; OLLÉ, L. F.; GOHR JÚNIOR, R. Instrumentação para Estudo da Transferência Metálica em Soldagem MIG/MAG por Curto-Circuito. **XXI Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem**. Caxias do Sul/RS. p. 867-888, 1995.

DUTRA, J. C. MIG/MAG – Transferência Metálica por Curto-Circuito – Fontes de Soldagem versus Gases do Arco. **Soldagem & Inspeção**, v. 13, n. 1, p. 019-024, Jan./Mar. 2008.

ESAB. **OK Autrod 12.51 – Arame Sólido**. Catálogo. Belo Horizonte, 2004, 1 p.

FERREIRA FILHO, D. **Influência do gás de proteção na soldagem MIG/MAG do aço inoxidável ferrítico com arames ferríticos**. 2007. 110 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

FERNANDES, D. B.; VILARINHO, L. O.. Verificação da Significância Estatística da tensão de curto-circuito e do tempo de análise no Critério Laprosolda para Regularidade da Transferência Metálica no modo curto-circuito. Relatório Interno Laprosolda/UFU 07/2012, 2012.

FUJIMURA, H., E. IDE, and H. INOUE. Estimation of Contact Tip-workpiece Distance in Gas Shielded Metal Arc Welding. **Quarterly Journal of Japan Welding Society**, v., p. 522-528, 1987.

GARCIA, R. P. **Uma Avaliação Comparativa dos Processos MIG/MAG e Eletrodo Tubular em Termos de Capacidade Produtiva, Geração de Fumos e de Respingos, usando Consumível para Aço Estrutural**. 2010. 133p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

GUPTA, S.R.; GUPTA, P.C.; REHFELDT, D. **Process Stability and Spatter Generation During Dip Transfer in MAG Welding**. P. 1-32, 1983.

JONES, L.A., Dynamic Electrodes Forces in Gas Metal Arc Welding. 1996, MIT. p. 313.

LIN, Q., X. LI, and S.W. SIMPSON. Metal Transfer Measurements in Gas Metal Arc Welding. J. Phys. D: Appl. Phys., v.34, p. 647-353, 2001.

<https://doi.org/10.1088/0022-3727/34/3/317>

LISKEVYCH, O.; SCOTTI, A.; PONOMAREV, V.; REZENDE, G. M. C. Um Estudo Exploratório da Influência do Teor de CO<sub>2</sub> na Transferência de Metal e Estabilidade do Processo GMAW. **XXXV CONSOLDA**. Piracicaba/SP. 2009.

LISKEVYCH, O. **Estudo da Influência do Teor de CO<sub>2</sub> na Regularidade da Transferência de Metal e Estabilidade do Processo MIG/MAG**. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia. 111 p., 2010.

LISKEVYCH, O ; QUINTINO, L. ; VILARINHO, L. O. ; SCOTTI, A. . Intrinsic Errors on Cryogenic Calorimetry Applied to Arc Welding. In: **2nd IIW European-South American School of Welding and Correlated Processes**, 2012.

LOWKE, J.J. Simple Model for the Transition Current from Globular to Spray Transfer in Gas Metal Arc Welding. **Australasian Welding Journal**, v.42, p. 32-35, 1997.

MACHADO, M.V.R., et al. Sistema embarcado para monitoramento sem fio de sinais em soldagem a arco elétrico com abordagem tecnológica. **Soldagem e Inspeção**, v.17, p. 147-157, 2012.

<https://doi.org/10.1590/S0104-92242012000200008>

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

MAIA, T.C.G., Utilização de Técnicas de Processamento Digital de Imagens no Estudo de Transferência Metálica em Soldagem a Arco Voltaico. 2001, Universidade Federal de Uberlândia. p. 124.

MANZ, A. F. Inductance vs. slope control for Gas Metal-Arc Power. **Welding Journal**, v. 48, n. 9, p. 707-712, 1969.

MICHAELIS. Moderno Dicionário da Língua Portuguesa. Disponível em <<http://michaelis.uol.com.br/>>. Acesso em 29 de abril de 2012.

MIRANDA, H. C., Influência da Indutância na Soldagem MIG/MAG na Posição Sobrecabeça, 1999, 170p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia – Uberlândia.

MITA, T.; SAKABE, A.; YOKOO, T. Quantitative estimates of arc stability for CO<sub>2</sub> gas shielded arc welding. **Welding International**, v. 2, n. 2, p. 152–159, 1988.

<https://doi.org/10.1080/09507118809447460>

NASCIMENTO, S. A.; BATISTA, A. M.; NASCIMENTO, C. V.; SCOTTI, A. Avaliação dos Métodos de Cálculo de Potência Elétrica em Soldagem a Arco e as Conseqüências sobre as. **Soldagem e inspeção**, v.12, n. 2, p. 97-106, 2007.

NEEDHAM, J.C., C.J. COOKSEY, & MILNER, D.R.. Metal Transfer in Inert-gas Shielded-arc Welding. **British Welding Journal**, v.7, n. 2, p. 101-114, 1960.

NEMCHINSKY, V.A. Heat Transfer in an Electrode during Arc Welding with a Consumable Electrode. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, v.31, p. 730-736, 1998.

<https://doi.org/10.1088/0022-3727/31/6/021>

NORRISH, J. & I.F. RICHARDSON. Metal Transfer Mechanisms. **Welding & Metal Fabrication**, v.January/February, p. 17-22, 1988.

PIRES, I; QUINTINO, L; MIRANDA, R. M. Analysis of the Influence of Shielding Gas Mixtures on the Gas Metal Arc Welding Metal Transfer Modes and Fume Formation Rate. **Materials and Design**. 28, 1623-1631, 2007

<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2006.02.012>

PONOMAROV, V. Statistical Control of the Arc Welding Process. In: Seminar Statistical Control of the Arc Welding Process, 1997, Helsingor, 1997.

QUINTINO, L. & C.J. ALLUM. Pulsed GMAW: interactions between process parameters – Part 1. **Welding and Metal Fabrication**., v.March, p. 5, 1984.

REDDING, C.J. Fume Model for Gas Metal Arc Welding. **Welding Journal**, v.June, p. 95s-103s, 2002.

RICHARDSON, I.M., P.W. BUCKNALL, and I. STARES. The Influence of Power Source Dynamics on Wire Melting Rate in Pulsed GMA Welding. **Welding Journal**, v.February, p. 32s-37s, 1994.

SCOTTI, A. & C.E.A.L. RODRIGUES. Determination of momentum as a mean of quantifying the mechanical energy delivered by droplets during MIG/MAG welding. **Eur. Phys. J. Appl. Phys.**, v.45, p. 2009.

SCOTTI, A. & PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho**. São Paulo, Artliber Editora, 284 p., 2008.

SHINODA, T.; KANEDA, H.; TAKEUCHI, Y. An Evaluation of Short Circuiting Arc Phenomena in GMA Welding. **Welding & Metal Fabrication**, p. 522-525, Dezembro, 1989.

SOUZA, C. I. **Análise Comparativa dos Processos de Soldagem GMAW e FCAW com transferência metálica por curto-circuito na posição horizontal**. 2011. 131 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SOUZA, D. **Levantamento de Mapas Operacionais de Transferência Metálica para Soldagem MIG/MAG de Aço Carbono na Posição Plana**, 2010. 304 p. Dissertação de Mestrado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

SOUZA, D.; ROSSI, M. L.; KEOCHEGUERIAN, F.; NASCIMENTO, V. C.; VILARINHO, L. V.; SCOTTI, A. Influência da Regulagem de Parâmetros de Soldagem sobre a Estabilidade do Processo MIG/MAG Operando em Curto-circuito. **Soldagem & Inspeção**. São Paulo, Volume 16, Nº 1, p. 22-32. Jan/Mar 2011.

SUBAN, M., TUSEK, J. Methods for the determination of arc stability. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 143, p. 430-437, 2003.  
[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00416-3](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00416-3)

SUDNIK, V.A., A.V. IVANOV, and W. DILTER. Mathematical Model of a Heat Source in Gas-shielded Consumable Electrode Arc Welding. **Welding International**, v.15, n. 2, p. 146-152, Fev. 2001.  
<https://doi.org/10.1080/09507110109549333>

TUSEK, J. A Mathematical Model for the Melting Rate in Welding with a Multiple-wire Electrode. **J. Phys. D: Appl. Phys.**, v.32, p. 1739-1744, 1999.

<https://doi.org/10.1088/0022-3727/32/14/328>

VILARINHO, L.O. Characterisation of TIG Arc Structures by Using Experimental Techniques. Cranfield University, 2002, p. 325

VILARINHO, L.O., **Desenvolvimento e Avaliação de um Algoritmo Alternativo para Soldagem MIG Sinérgica de Alumínio**, 2000. 120 p. Dissertação de Mestrado - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia

VILARINHO, L.O. Welding Arc Modelling: a Survey. **Soldagem & Inspeção**, v.10, n. 1, p. 38-46, 2005.

VILARINHO, L.O., A.V. COSTA, and A. SCOTTI. A Contribution to Numerical and Experimental Determination of Electrode Temperature and Voltage Drop during GMAW. **Soldagem & Inspeção**, v.10, n. 2, p. 92-99, 2005.

VILARINHO, L. O. ; NASCIMENTO, A. S. . Effect of Waveform and Shielding Gas on Melting Rate and Bead Geometry for GMAW-VP and Correlation to Kinematics of Metal Transfer. In: **9th International Conference on Trends in Welding Research**, 2012, Chicago, Illinois.

VILARINHO, L.O. and A. SCOTTI. An Alternative Algorithm for Synergic Pulsed GMAW of Aluminium. **Australasian Welding Journal**, v.45, p. 36-44, 2000.

WANG, G., G. HUANG, and Y.M. ZHANG. Numerical Analysis of Metal Transfer in Gas Metal Arc Welding. *Metallurgical and Materials Transactions B*, v.34B, n. June, p. 345-353, 2003.

<https://doi.org/10.1007/s11663-003-0080-3>

WASZINK, J.H. and M.J. PIENA. Experimental Investigation of Drop Detachment and Drop Velocity in GMAW. **Welding Journal**, v.November, p. 289s-298s, 1986.

WASZINK, J.H. and G.J.P.M. VAN DEN HEUVEL. Heat Generation and Heat Flow in the Filler Metal in GMA Welding. **Welding Journal**, v.August, p. 269s-282s, 1982.

WOODCRAFT, A. L. An introduction to cryogenics. Institute for Astronomy, Edinburgh University, 2007.



# APÊNDICE I

## CÓDIGOS-FONTE DOS PROGRAMAS DESENVOLVIDOS EM LINGUAGEM MATLAB®

### 9.1. “arco-aberto.m”

```
clear all
clc

[nomearquivo,nomecaminho]=uigetfile('*.txt','Arquivo de Aquisição:');
dados=load(nomearquivo,nomecaminho);

corrente=dados(:,input('Informe o número da coluna do arquivo referente à corrente: '));

cut_start=input('Informe a corrente de referência para identificação da abertura do arco: ');
cut_end=input('Informe a corrente de referência para identificação do encerramento do arco: ');
freq=input('Informe a frequencia de aquisicao utilizada [Hz]? ');

i=1;
cont_start=0;
cont_end=length(corrente);

while i<=length(corrente)
    if corrente(i)>cut_start && cont_start==0
        cont_start=i
    end
    if corrente(i)<cut_end && i>=length(corrente)/2
        cont_end=i
        break
    end

    i=i+1;
end

tempo=(cont_end-cont_start-1)/freq
```

### 9.2. “calcmass\_batch.m”

```
clc
clear all
close all
% Constantes - verificar !!!
```

```

cam1='D:\Orientacao\Pos\Hernan\dadosmatlab\';
tini=5; % 5 segundos após iniciar a aquisição
tpredif=5; % 5 segundos antes do cálculo da derivada
volta=1; % 1 ponto antes da posição de máximo, por conta da derivada "n-1"
tdepo=5; % 5 segundos depois de encontrada a estabilidade depois da chapa jogada
tfim=2; % 2 segundos antes do final do arquivo
tmindura=5; % 5 segundos depois da chapa cair
deltacalc=8; % média a 8 segundos depois de tmindura até tfim - em testes preliminares, os
melhores resultados foram entre 5 e 8 s, com melhor valor em 8s
maior=2.5; % considera-se a 2ª derivada maior que 2.5 para identificar o inicio da
estabilidade final
[nomearquivo,nomecaminho] = uigetfile([cam1,'*.lvm'],'Selecione o primeiro arquivo .lvm:');
clear nomearquivo

files=dir([nomecaminho,'*.lvm']);
s=[];
for y=1:length(files)
    s=[s;files(y).name];
end
s

for z=1:size(s,1)
    dados=load([nomecaminho,s(z,:)]);
    m=length(dados);
    deltat=mean(dados(2:m,1)-dados(1:m-1,1))
    ntini=round(tini/deltat);
    npredif=round(tpredif/deltat);
    ndepo=round(tdepo/deltat);
    nmindura=round(tmindura/deltat);
    ndeltacalc=round(deltacalc/deltat);
    nfim=m-round(tfim/deltat);
    massadif=diff(dados(:,2));
    figure, plot(dados(:,1),dados(:,2)); hold on;
    xlabel('Tempo [s]');
    ylabel('Massa [g]');
    [dum,pos1]=max(massadif);
    pos1=pos1-volta;
    %line([dados(pos1,1) dados(pos1,1)],[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))])
    x=dados(ntini,1).*ones(1,2);
    y=[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))];
    plot(x,y,'k--')

    x=dados(pos1,1).*ones(1,2);
    y=[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))];
    plot(x,y,'k--')
    plot(x,y(1),'ro');
    % Testei diversas posicoes para calcular a taxa de decaimento inicial. A
    % maior variação que tive foi de 0,3%
    %plot(dados(1:m-1,1),10000+massadif(:),'r');
    %mediaderivada=mean(massadif(ntini:pos1-npredif))
    %var1=(dados(1,2)-dados(pos1-5,2))/(dados(1,1)-dados(pos1-5,1))
    %var2=(dados(ntini,2)-dados(pos1-5,2))/(dados(ntini,1)-dados(pos1-5,1))
    %var3=(dados(1,2)-dados(pos1-npredif,2))/(dados(1,1)-dados(pos1-npredif,1))
    %var4=(dados(ntini,2)-dados(pos1-npredif,2))/(dados(ntini,1)-dados(pos1-npredif,1))
    % med=mean([var1, var2, var3, var4])

```

```

% 100*(var1-med)/med
% 100*(var2-med)/med
% 100*(var3-med)/med
% 100*(var4-med)/med
derivadaantes=(dados(ntini,2)-dados(pos1-npredif,2))/(dados(ntini,1)-dados(pos1-
npredif,1))
%A partir dos testes comentados acima, adotou-se esta abordagem
kk=1;
for ii=pos1+nmindura:ndeltacalc:nfim-ndeltacalc,
    derdepois(kk)=mean(dados(ii:ii+ndeltacalc,2));
    kk=kk+1;
end
dum1=diff(derdepois,2);
dum1=dum1-maior; %considerando que a 2ª derivada deve ser maior que maior
dum1(dum1<0)=0;
pos2=max(find(dum1));
pos2=(pos2+1)*ndeltacalc+pos1+nmindura; %considerando que precisa de +1
intervalo para estabilizar
x=dados(pos2,1).*ones(1,2);
y=[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))];
plot(x,y,'k--')

x=dados(nfim,1).*ones(1,2);
y=[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))];
plot(x,y,'k--');

plot(dados(pos2,1),dados(pos2,2),'ro');
valor1=sprintf('%3.1f\n',dados(pos1,1),dados(pos1,2));
valor2=sprintf('%3.1f\n',dados(pos2,1),dados(pos2,2));
text(dados(pos1,1)+10,dados(pos1,2)+30,valor1,'Color','r','FontSize',12);
text(dados(pos2,1)+10,dados(pos2,2)+30,valor2,'Color','r','FontSize',12);

x=dados(nfim,1).*ones(1,2);
y=[min(dados(:,2)) max(dados(:,2))];
plot(x,y,'k--')

derivadadepois=(dados(pos2+ndepo,2)-dados(nfim,2))/(dados(pos2+ndepo,1)-
dados(nfim,1))

plot(dados(ntini:pos1-npredif,1),dados(ntini:pos1-npredif,2),'r','linewidth',2)
hold on
plot(dados(pos1:pos2,1),dados(pos1:pos2,2),'b','linewidth',2);
plot(dados(pos2+ndepo:nfim,1),dados(pos2+ndepo:nfim,2),'g','linewidth',2)

posname=strfind(s(z,:),'_');
saveas(gcf,s(z,1:posname(length(posname))-1),'fig')

dados(pos2,1)-dados(pos1,1)
clear dados m deltat ntini npredif ndepo nmindura ndeltacalc nfim massadif pos1 dum x
y derivadaantes derdepois dum1 pos2;
end
%find(isstrprop((nomearquivo),'punct'))

```

## APÊNDICE II

### CÓDIGOS-FONTE DA PROGRAMAÇÃO DO ROBÔ MOTOMAN HP20 PARA CADA POSIÇÃO DE SOLDAGEM

#### 10.1. Posição Plana

```
/JOB
//NAME FLATDEF1
//POS
///NPOS 11,0,0,0,0,0
///TOOL 0
///POSTYPE PULSE
///PULSE
C00000=63922,-10701,-93040,-43325,149342,50802
C00001=15321,-9793,-77541,-28253,134950,51210
C00002=27452,-11543,-69487,-37815,135362,56140
C00003=19084,-19737,-74208,-32456,131528,54412
C00004=-1887,-13357,-72371,2386,125523,39740
C00005=-14293,-30333,-30931,62904,94539,51489
C00006=-13411,16328,2082,56872,94537,55385
C00007=-13409,17268,-11877,33102,101046,69188
C00008=-13411,16328,2082,56872,94537,55385
C00009=-19994,-52946,-38466,87360,97651,37106
C00010=103188,-46750,-71970,-73864,152231,119562
//INST
///DATE 2013/03/19 16:34
///ATTR SC,RW
///GROUP1 RB1
NOP
MOVJ C00000 VJ=10.00
PAUSE
MOVL C00001 V=150.0
MOVL C00002 V=150.0
PULSE OT#(17) T=23.00
TIMER T=1.25
MOVL C00003 V=4.8
TIMER T=0.10
MOVL C00004 V=750.0
MOVL C00005 V=500.0
MOVL C00006 V=750.0
PULSE OT#(18) T=3.00
```

```

MOVL C00007 V=75.0
MOVL C00008 V=500.0
MOVL C00009 V=500.0
MOVJ C00010 VJ=20.00
END

```

## 10.2. Posição Vertical Descendente

```

/JOB
//NAME VERTDEF1
//POS
///NPOS 13,0,0,0,0,0
///TOOL 0
///POSTYPE PULSE
///PULSE
C00000=10135,-6329,-99679,-5072,146568,41139
C00001=-11647,-18489,-21797,82297,170963,42539
C00002=-8065,60074,38168,81998,168544,42184
C00003=-948,60734,40491,81573,163725,41502
C00004=249,61338,46661,81653,167336,41188
C00005=278,68281,64933,80920,168160,36222
C00006=1214,69204,64179,82171,166762,36762
C00007=-20090,27536,11038,74249,117363,46356
C00008=-20090,28378,-2791,63266,119771,54558
C00009=-20090,27536,11038,74249,117363,46356
C00010=-19994,-52946,-38466,87360,97651,37106
C00011=10135,-6329,-99679,-5072,146568,41139
C00012=62548,17112,-86032,-41287,153872,46770
//INST
///DATE 2013/03/13 18:23
///ATTR SC,RW
///GROUP1 RB1
NOP
MOVL C00000 V=150.0
MOVL C00001 V=250.0
MOVL C00002 V=450.0
MOVL C00003 V=450.0
MOVL C00004 V=166.7
PULSE OT#(17) T=23.00
TIMER T=1.25
MOVL C00005 V=4.8
TIMER T=0.10
MOVL C00006 V=450.0
MOVL C00007 V=450.0
PULSE OT#(18) T=2.50
MOVL C00008 V=75.0
MOVL C00009 V=333.3
MOVL C00010 V=500.0
MOVL C00011 V=200.0
MOVL C00012 V=150.0
END

```

### 10.3. Posição Sobre cabeça

```
/JOB
//NAME OVERDEF1
//POS
///NPOS 10,0,0,0,0,0
///TOOL 0
///POSTYPE PULSE
///PULSE
C00000=-1329,-43451,-16964,-82102,86,175247
C00001=-444,-5577,1938,-83469,745,179692
C00002=-447,-19074,-7101,-83459,773,179263
C00003=-1021,-16458,-1714,-82241,302,177146
C00004=-13170,-15716,-3340,-85869,-7594,177644
C00005=-10106,13202,-1456,-157047,74931,177345
C00006=-10106,14497,-15069,-160946,65320,179623
C00007=-10106,13202,-1456,-157047,74931,177345
C00008=-23030,-76487,-50370,-55513,70822,118389
C00009=71068,-20576,-86951,-51066,144456,56125
//INST
///DATE 2013/03/11 15:38
///ATTR SC,RW
///GROUP1 RB1
NOP
MOVL C00000 V=100.0
MOVL C00001 V=300.0
PULSE OT#(17) T=23.00
TIMER T=1.25
MOVL C00002 V=4.8
TIMER T=0.10
MOVL C00003 V=750.0
MOVJ C00004 VJ=50.00
MOVJ C00005 VJ=30.00
PULSE OT#(18) T=3.00
MOVL C00006 V=75.0
MOVL C00007 V=600.0
MOVL C00008 V=300.0
MOVJ C00009 VJ=10.00
END
```