

HERNÁN DARIO HERNÁNDEZ ARÉVALO

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE
CALORIMETROS VIA NITROGÊNIO LÍQUIDO E
FLUXO CONTINUO (ÁGUA) PARA PROCESSOS DE
SOLDAGEM**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
2011

HERNÁN DARIO HERNÁNDEZ ARÉVALO

**DESENVOLVIMENTO E AVALIAÇÃO DE CALORIMETROS VIA
NITROGÊNIO LÍQUIDO E FLUXO CONTÍNUO (ÁGUA) PARA DE
PROCESSOS DE SOLDAGEM**

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

Área de Concentração: Materiais e Processos de
Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

UBERLÂNDIA - MG
2011

FICHA CATALOGRÁFICA

(A SER PREENCHIDA)

A Deus,
*Aos meus pais, Jose Libardo e
Margarita pelo amor e carinho que me
brindam cada dia. À minhas irmãs
Magda e Angela.*
*À minha namorada, Dayana por estar
junto a mim nesta nova etapa da minha
vida.*

AGRADECIMENTOS

Ao programa de Pós-Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia pela oportunidade da realização deste curso;

Ao meu orientador, o Prof. Louriel Oliveira Vilarinho pela paciência, ensinamentos, discussões, confiança e amizade; Ao Prof. Americo Scotti e Prof. Valtair Ferrasi pelos ensinamentos na área de soldagem;

À minha família, pelo apoio incondicional em este longo caminho de aprendizagem e formação profissional;

À minha namorada, Dayana Beatriz Carmona por seu carinho, dedicação e apoio durante todo este período, pela paciência e contribuição no desenvolvimento deste trabalho;

À CNPq pela bolsa de estudo (Processo 553853/2009-0) e Recursos para a construção dos equipamentos (Processo 473953/2009-9);

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial;

Aos amigos Vinicius Machado e Carolina Pimenta pela indispensável parte de implementação dos sistemas de aquisição da bancada experimental;

Ao Victor pela ajuda na implementação do sistema pneumático, Marcelo, Lizeth e Cesar pela colaboração direta na realização dos equipamentos, orientações e repostas assertivas;

Ao Thonson e ao Diandro por me orientar em quanto ao uso dos equipamentos;

Aos amigos do Laprosolda, em especial a Helio, Jose Enrique, Lindbergh, Douglas, Ricardo;

A Sabrine y ao Thonson por me brindar sua amizade incondicional;

Aos técnicos da oficina, Lazinho, Passarinho e Reginaldo.

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

A correta medição do aporte térmico em processos de soldagem tem sido constantemente referenciada como uma necessidade para o correto entendimento dos fenômenos físicos envolvidos nestes processos. Entre as técnicas disponíveis, se encontra os métodos experimentais que contemplam uma diversa gama de calorímetros que dependem do princípio de funcionamento, como os calorímetros a base de água (estáticos e fluxo constante), Seebeck, caixa isolada e nitrogênio líquido apresentando uma ampla dispersão dos resultados obtidos para o rendimento térmico. Desta forma, a proposta deste trabalho é apresentar o projeto, construção e avaliação de um calorímetro de nitrogênio líquido e fluxo contínuo (água) para a medição do aporte térmico e rendimento térmico de processos GTAW (*Gas Tungsten Arc Welding*) e GMAW (*Gas Metal Arc Welding*) com diversos parâmetros de soldagem, comparados com resultados encontrados na literatura e entre os dois calorímetros propostos. Para a avaliação do funcionamento e comportamento do calorímetro de nitrogênio líquido (N_2L) e fluxo contínuo (água) foi realizada com o processo GTAW com Ar puro sobre chapas de aço ao carbono ASTM A36 e variando os parâmetros de soldagem como corrente, comprimento do arco, velocidade de soldagem e comprimento do cordão de solda. Foram também realizadas soldagens sobre chapa com o processo GMAW em transferência por curto-círculo e goticular (spray), onde o arame utilizado foi AWS ER70S-6 (1,2 mm de diâmetro) e gás de proteção Ar+25%CO₂ (curto-círculo) e Ar+5%O₂ (goticular). Para os processos derivativos (STT – *Surface Tension Transfer*, RMD – *Regulated Metal Deposition*, CMT – *Cold Metal Transfer*, GMAW-P - Pulsado e GMAW-PV – Polaridade Variável) foram tomados como base parâmetro de soldagem encontrados por outros autores no Laprosolda. De modo geral, o calorímetro de nitrogênio líquido apresentou boa repetibilidade com diferença máxima de 3%. Também foi observado que durante os testes realizados no calorímetro de nitrogênio líquido apresentaram resultados coerentes para as diferentes condições de soldagem e reportando valores de rendimento térmico global de 70,3% para processo GTAW, 78,6% para GMAW curto-círculo convencional, 73,6% para GMAW goticular e 76,1% para os processos GMAW curto circuito-controlado. Os resultados obtidos com o calorímetro de fluxo contínuo (água) acompanharam a tendência do calorímetro de N_2L , mas com resultados médios 12% abaixo.

Palavras-chave: Aporte térmico, Rendimento térmico, Calorimetria, Nitrogênio Líquido, Fluxo contínuo, Processos Derivativos.

AREVALO, H. H. **Development and Assessment of Experimental Rig for Calorimetry via Liquid Nitrogen and Continuous Flow (Water) in Welding Processes**. 2011. 145p. MSc Dissertation, Federal University of Uberlândia – MG, Brasil.

The correct measurement of heat input in welding processes has constantly been referred as a need for the correct understanding of physical phenomena involved in such processes. Among the different techniques available, there are experimental ones that employ different calorimeters, which can be based on water flow measurement (static and dynamic), Seebeck, isolated box and liquid nitrogen evaporated mass. These techniques present large dispersion of results for thermal efficiency of welding processes. Therefore, this work aims to present the project, construction and assessment of a liquid nitrogen calorimeter and other one based on constant flow (water) measurement. Both calorimeters were evaluated for measuring heat input and thermal efficiency of GTAW (Gas Tungsten Arc Welding) and GMAW (Gas Metal Arc Welding) processes. Different parameters were varied and the obtained results were compared to technical literature and between both calorimeters. For GTAW process, bead on plate welding was carried out with Ar as shielding gas over ASTM A36 plate, varying current, arc length, travel speed and bead length. For GMAW processes, both short-circuit and spray transfers were used with AWS ER70S-6 wire with 1,2 mm of diameter and Ar+25%CO₂ (short-circuit) and Ar+5%O₂ (spray) as shielding gases. For derivative processes (STT – Surface Tension Transfer, RMD – Regulated Metal Deposition, CMT – Cold Metal Transfer, GMAW-P – Pulsed and GMAW-PV – Variable Polarity), the welding parameters were adopted from other researchers from Laprosolda. It can be concluded that the liquid nitrogen calorimeter presents good repeatability, with maximum difference of 3%. Also, the obtained results are coherent for different welding conditions applied through the work with global thermal efficiencies of 70,3% for GTAW, 78,6% for GMAW conventional short-circuit, 73,6% for GMAW with spray transfer and 76,1% for GMAW derivative processes. The results measured by the continuous flow (water) calorimeter followed the trend of the liquid nitrogen one, but with average results 12% lower.

Keywords: **Heat Input:** Thermal efficiency, Calorimetry, Liquid Nitrogen, Continuous Flow, Derivative Processes.

SIMBOLOGIA

- C_{pw} : Calor específico da água;
 C_{pp} : Calor específico do material da placa teste;
 C_{pb} : Calor específico do material de apoio;
 DBCP: Distância bico contato peça;
 E_{imp} : Energia imposta;
 E_{perdas} : Energia perdida;
 $E_{meta\ base}$: Energia dissipada pelo material base;
 $E_{f_{usão}}$: Energia efetiva para medir o material base;
 E_{sold} : Energia de soldagem
 H_r : Umidade relativa;
 I : Corrente;
 I_p : Corrente de pulso;
 I_b : Corrente de base;
 I_{b1} : Corrente de base positiva antes do pulso;
 I_{b2} : Corrente de base positiva depois do pulso;
 I_n : Corrente no negativo;
 I_m : Corrente media;
 L_{el1} : Fim de curso elétrico inicial;
 L_{el2} : Fim de curso elétrico final;
 L_{pnt} : Fim de curso pneumático da tocha;
 L_a : Comprimento do arco;
 L_c : Comprimento do cordão de solda;
 m_p : Massa da placa teste
 m_{PI} : Massa inicial da placa teste
 m_{PF} : Massa final da placa teste depois do processo de soldagem
 m_c : Massa do cordão de solda depositado na placa teste
 m_{FS} : Ponto final de massa evaporada depois de que a placa alcançara a estabilização com o N_2L devido à aporte térmico no processo de soldagem
 m_{IS} : Ponto inicial da massa antes da placa entrar no N_2L com o calor imposto do processo de soldagem
 m_{FA} : Ponto final de massa evaporada depois de que a placa alcançara a estabilização com o N_2L devido a energia que contem a placa em temperatura ambiente;

- m_{IA} : Ponto inicial da massa antes da placa entrar no N_2L com a energia que contem a temperatura ambiente;
 m_{EAS} : massa evaporada de N_2L devido ao contato com o ambiente durante a estabilização quando é introduzida a placa teste com energia imposta;
 m_{EAA} : massa evaporada de N_2L devido ao contato com o ambiente durante a estabilização quando é introduzida a placa teste em condições ambientais;
 Δm_s : Diferencia entre m_{FS} e m_{IS} ;
 $\Delta Q_{PS \rightarrow TN2}$: Calor absorvido pelo N_2L devido à energia imposta no processo de soldagem;
 $\Delta Q_{TA \rightarrow TN2}$: Calor absorvido pelo N_2L devido à energia da placa a temperatura ambiente;
 N_2L : Nitrogênio líquido;
 η_{term} : Rendimento térmico;
 P_{arco} : Potencia do arco
 T_{w1} : Temperatura entrada calorímetro de fluxo contínuo de água;
 T_{w2} : Temperatura saída calorímetro de fluxo contínuo de água;
 t : Tempo;
 T_1 : Temperatura inicial dos termopares;
 T_2 : Temperatura final dos termopares;
 T : Temperatura monitorada;
 t_p : Tempo de pulso;
 t_b : Tempo de base;
 t_n : Tempo no negativo;
 t_{b1} : Tempo de base no positivo antes do pulso;
 t_{b2} : Tempo de base no positivo depois do pulso;
 t_{iab} : Tempo inicial de arco aberto;
 t_{fab} : Tempo final de arco aberto;
 t_{sold} : Tempo de soldagem;
 T_a : Temperatura ambiente;
 T_p : Temperatura inicial da placa antes de entrar no N_2L ;
 U : Tensão;
 U_m : Tensão média;
 V_s : Velocidade de soldagem;
 W : Fluxo mássico de água;

SUMARIO

CAPITULO I	1
INTRODUÇÃO	1
CAPITULO II	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1. Fluxo de calor na soldagem	5
2.2. Métodos experimentais para medição de aporte térmico e rendimento térmico	7
2.2.1 Calorímetro de Água.....	8
2.2.2. Calorímetro de efeito Seebeck.....	11
2.2.3. Calorímetro de caixa isolada (versão Cantin e Francis (2005))	12
2.2.4. Calorímetro de caixa isolada (versão Pepe, et al. (2011)).....	14
2.2.5. Calorímetro de nitrogênio líquido (N ₂ L)	15
2.3. Resultados encontrados na literatura da quantificação do rendimento térmico	19
2.4. Métodos para o cálculo da potência elétrica de soldagem	21
2.5. Processos de soldagem derivativos	22
CAPITULO III	33
EQUIPAMENTOS, MATERIAIS E MÉTODOS	33
3.1. Materiais	33
3.1.1. Material base	33
3.1.2. Eletrodo de Tungstênio.....	34
3.1.3. Metal de adição	34
3.1.4. Gás de proteção	35
3.1.5. Nitrogênio líquido (N ₂ L).....	35
3.2. Equipamentos.....	36
3.2.2. Tocha de soldagem	38
3.2.3. Calorímetro de N ₂ L	39
3.2.4. Recipiente de armazenamento de N ₂ L.....	39
3.2.5. Calorímetro de fluxo contínuo de água	40
3.2.6. Sistema de Aquisição de sinais elétricos	41
3.3. Planejamento experimental.....	44
3.3.1. Planejamento para o processo GTAW com o calorímetro de N ₂ L	44
3.3.2. Planejamento experimental GMAW - curto circuito e GMAW – Goticular com o calorímetro de N ₂ L	45
3.3.3. Planejamento experimental GMAW – Derivativos com o calorímetro de N ₂ L	46
3.3.4. Planejamento experimental para o calorímetro de fluxo contínuo de água	46
3.4. Metodologia para cálculo da eficiência térmica	47
3.4.1. Cálculo da potência elétrica de soldagem	47
3.4.2. Cálculo da energia de soldagem.....	48
3.4.3. Cálculo do calor imposto na placa teste.....	49
3.4.4. Cálculo do rendimento térmico em processo de soldagem	50
CAPITULO IV	51

PROJETO E CONSTRUÇÃO DOS CALORÍMETROS DE N₂L E DE FLUXO CONTÍNUO .	51
4.1. Projeto e desenho da bancada experimental de N ₂ líquido	51
4.1.1. Estrutura principal	53
4.1.2. Conjunto garra giratória	53
4.1.3. Conjunto garra fixa.....	53
4.1.4. Conjunto pesagem N ₂ L	54
4.1.5. Conjunto deslocamento tocha.....	55
4.1.6. Sistema de aquisição de dados	56
4.1.7. Conjunto de válvulas do sistema pneumático	56
4.1.8. Controle movimentador tocha	58
4.2. Funcionamento da bancada experimental de N ₂ L.....	58
4.2.1. Funcionamento da bancada experimental no modo manual	58
4.3. Metodologia para a medição da massa perdida de N ₂ L	64
4.3.1. Metodologia para medição de massa evaporada de N ₂ L envolvendo processo de soldagem	64
4.3.2. Metodologia para medição de massa evaporada de N ₂ L com placas em condições ambientais	64
4.4. Projeto e construção do calorímetro de fluxo contínuo de água.....	66
4.4.1. Partes principais calorímetro de fluxo continuo	66
4.4.2. Simulações do comportamento do fluxo de água para diferentes posições de entrada e saída no corpo do calorímetro de fluxo contínuo.....	68
4.4.3. Considerações para o funcionamento do calorímetro de fluxo contínuo	74
CAPITULO V	77
TESTES PRELIMINARES	77
5.1. Avaliação do sistema mecânico calorímetro de N ₂ L.....	77
5.1.1. Sistema movimentador tocha de soldagem.....	77
5.1.2. Sistema mecânico para deslocamento da placa de soldagem	78
5.2. Avaliação do sistema de aquisição do calorímetro de N ₂ L	79
5.2.1. Avaliação da taxa de evaporação em condições ambientais	79
5.2.2. Testes de repetibilidade com placas em condições ambientais e totalmente submersas em N ₂ L.....	80
5.2.3. Teste de repetibilidade com placas parcialmente submersas em N ₂ L.....	84
5.2.4. Testes de repetibilidade da taxa de evaporação de N ₂ L envolvendo energia imposta em placas teste	87
5.3. Avaliação do calorímetro de fluxo contínuo de água	91
5.3.1. <i>Avaliação do sistema em condições ambiente</i>	91
5.3.2. Avaliação do comportamento do calorímetro com energia imposta de soldagem	92
5.4. Testes com processos derivativos de GMAW para conseguir correntes de 115 A e 155 A	95
CAPITULO VI	99
RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	99
6.1. Resultados para GTAW polaridade negativa (Calorímetro de N ₂ L)	99
6.1.1. Análise da energia de soldagem	101
6.1.2. Análise do aporte térmico	104
6.1.3. Análise do rendimento térmico.....	105
6.2. Resultados para GMAW curto-círcuito convencional e GMAW transferência goticular (Calorímetro de N ₂ L).....	109
6.2.1. Energia de soldagem	111
6.2.2. Aporte térmico de soldagem	113

6.2.3. Rendimento térmico.....	115
6.3. Resultados para os processos STT, RMD, CMT, GMAW-P e GMAW-PV para parâmetros de soldagem estabelecidos (Calorímetro de N ₂ L).....	118
6.4. Comparação do rendimento entre o calorímetro de N ₂ L e calorímetro de fluxo contínuo para os processos GTAW, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular	125
CAPITULO VII.....	129
CONCLUSÕES	129
7.1. Quanto à construção e funcionamento dos equipamentos.....	129
7.1.1. Calorímetro de N ₂ L	129
7.1.2. Calorímetro de fluxo contínuo (água)	130
7.2. Quanto à avaliação do processo GTAW, GMAW curto-círcuito convencional e GMAW goticular com o calorímetro de N ₂ L e fluxo contínuo de água	130
7.3. Quanto à avaliação dos processos GMAW derivativos (GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT)	131
CAPITULO VIII.....	133
TRABALHOS FUTUROS	133
8.1. Quanto ao desenvolvimento do equipamento de N ₂ L.....	133
8.2. Quanto à quantificação do aporte térmico nos diferentes processos de soldagem ..	133
CAPITULO IX.....	135
REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS.....	135
ANEXO A	141
Representação do processo de evaporação do N ₂ L quando é submersa a placa em condições ambientais e calor do processo de soldagem com o programa desenvolvido em MatLab	141
ANEXO B	142
B.1. Aquisição de dados para o calorímetro de N ₂ L	142
B.2. Aquisição de dados para o calorímetro de fluxo contínuo de água	143
ANEXO C	144
Programa para a identificação do ponto de massa inicial (m _i) e massa final (m _f) para o cálculo da energia imposta em processo de soldagem por meio do calorímetro de fluxo contínuo	144

CAPITULO I

INTRODUÇÃO

Um dos parâmetros mais influentes no processo de soldagem a nível industrial e de pesquisa é aporte térmico devido a sua direta ligação com a mudança das características metalúrgicas e propriedades mecânicas na junta soldada. Este fenômeno de transferência de calor tem sido estudado durante anos por diversos autores (ROSENTHAL, 1941; APPS e MILNER, 1955; MALMUTH, et al. 1974; DUTTA et. al., 1994 e VILARINHO et. al. 2005). Além da importância direta no processo de soldagem, a quantificação do aporte e rendimento térmico têm sido assunto de estudo por métodos analíticos e numérico, com objetivo de propor modelos mais aproximados ao complexo fenômeno de transferência de calor, que está interconectado com outros fenômenos, como tensões residuais e distorções (PEN-HSIANG;TSO-LIANG, 2004).

O estudo do aporte térmico em processos de soldagem tem desenvolvido diversos métodos para sua quantificação, como os métodos analíticos e experimentais que foram evoluindo de acordo com avanço tecnológico da época. Em um dos primeiros trabalhos de referência, Rosenthal (1941) propõe um dos primeiros modelos analíticos para o estudo de fluxo de calor em duas e três dimensões fazendo uma série de simplificações que permite a solução do equacionamento. Partindo deste modelo outros autores (NILES; JACKSON, 1975 e GIEDT et. al., 1989)) analisam o fluxo de calor e rendimento térmico baseados na medição dos ciclos térmicos, mais ainda com limitações nas propriedades do material e perdas de calor por convecção, radiação e condução. Usando um método experimental com ajuda computacional, Dutta et. al. (1994) estimam o rendimento térmico para GTAW a partir de condições quase-estacionárias, considerando que fatores como comprimento do arco, composição e fluxo de gás de proteção, ângulo do eletrodo e propriedades do material afetam de forma direta os resultados do rendimento térmico.

De acordo com os resultados obtidos dos modelos analíticos, o rendimento térmico é um parâmetro ajustável associado às medições experimentais. Por isto, a estimativa do

rendimento térmico através deste método não abrange todos os fatores associados a um sistema complexo de fluxo de calor em soldagem, sendo limitado por fatores associados ao próprio modelo e propriedades do material que podem afetar a solução do mesmo. Neste contexto, diferentes pesquisas mostram uma ampla variação nos resultados de calor de entrada e eficiência térmica. As soluções experimentais através de calorimetria têm bons resultados, pois envolvem as principais variáveis associadas ao sistema complexo de soldagem.

Os calorímetros utilizados no estudo térmico em processo de soldagem são de uma ampla gama de tipos que foram desenvolvidos de acordo com o avanço tecnológico e disponibilidade de materiais para sua construção e uso. Um dos calorímetros mais difundidos é o calorímetro de água utilizado por Lu e Kou (1989), que faz o resfriamento contínuo com fluxo de água do lado inferior (raiz) da placa, monitorando a evolução de temperatura da água ao longo da soldagem e após esta. Bosworth (1991) mediu a eficiência usando um calorímetro similar ao utilizado por Essers e Walter (1981), que monitora a variação de temperatura da água. Outro calorímetro utilizado para medir a eficiência térmica é o calorímetro baseado no princípio Seebeck (GIEDT et. al., 1989; FUERSCHBACH, 1991; DUPONT, 1995). Dentre os estudos realizados para determinar a energia imposta em processo de soldagem e, consequentemente, quantificar o rendimento térmico, o calorímetro de nitrogênio líquido (N_2L) é um dos métodos mais recentes (KENNEY, 1998; JOSEPH, 2001; SCOTTI, 2008 e PEPE, 2010), obtendo-se bons resultados.

Publicações sobre análises do rendimento térmico em processos de soldagem apresentam uma ampla dispersão de resultados, tanto com métodos analíticos e numéricos, quanto experimentais. Além desta dispersão encontrada na literatura para processos de soldagem mais comumente encontrados (GTAW – *Gas Tungsten Arc Welding* e GMAW – *Gas Metal Arc Welding*), há uma carência de resultados para processos mais atualizados tecnologicamente.

Em função dos constantes avanços tecnológicos na procura de melhorar o controle da transferência metálica aumentando a produtividade, redução de respingos e fumos, além de minimizar o aporte térmico, os fabricantes de fontes de soldagem têm desenvolvido uma ampla gama de processos encontrados no mercado processos como STT (*Surface Tension Transfer*), CMT (*Cold Metal Transfer*), RMD (*Regulated Metal Deposition*) e FastRoot. Estes processos são assim denominados, pois são variantes do processo GMAW que alteram formato de onda da corrente de acordo com as imposições do arco, lógica de controle ou mesmo ação mecânica, introduzindo uma série de novos parâmetros a serem regulados. Assim, é importante investigar a influência destes parâmetros na transferência de calor, em específico no aporte térmico e no rendimento térmico do processo.

Desta forma, o objetivo geral deste trabalho é o projeto, construção e avaliação de um calorímetro de N₂L (nitrogênio líquido) e fluxo contínuo (água) para medição do aporte térmico e rendimento térmico de diferentes processos de soldagem, comparando-se com resultados da literatura para a soldagem GTAW e GMAW e avaliando estas grandezas para processos GMAW derivativos (STT, CMT e RMD). A partir deste objetivo global, tem-se os seguintes objetivos específicos:

- Apresentar o projeto do calorímetro de N₂L e de fluxo contínuo, observando-se como ponto de referência os trabalhos da literatura, procurando atribuir uma melhora significativa no processo de medição, uma vez que está diretamente influenciado por parâmetros como o ambiente, pontos de contato das peças, tempos de soldagem, tempo de transferência e intervenção humana. Tal dependência pode fazer com que os testes tenham uma dispersão significativa de resultados como é apresentado na literatura;
- Realização da avaliação do funcionamento do calorímetro de N₂L com os processos GTAW, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular, comparando-se com resultados encontrados na literatura e de forma experimental com o apoio do calorímetro de fluxo contínuo de água;
- Avaliação do rendimento térmico nos processos GMAW-P (*Pulsado*), GMAW-PV (*Polaridade Variável*), STT, RMD e CMT com base em envelopes operacionais de soldagem estabelecidos a priori por outros autores (OJO, 2005; COSTA, 2011 e NASCIMENTO, 2011).

Assim, a estrutura do presente trabalho pode ser dividida em nove capítulos:

Capítulo II – Revisão bibliográfica: Apresentam-se os trabalhos da literatura em função do fluxo de calor envolvido na soldagem e forma de mensurá-lo via calorimetria, além dos fundamentos dos processos envolvidos.

Capítulo III – Materiais e Métodos: Nesta seção são apresentados os materiais, consumíveis, planejamento experimental e metodologia para o cálculo da energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico.

Capítulo IV – Projeto e construção dos calorímetros de N₂L e fluxo contínuo de água: Neste capítulo se apresenta o projeto que foi utilizado para o calorímetro de N₂L e fluxo contínuo, suas partes principais, modo de funcionamento e algumas recomendações de uso.

Capítulo V – Testes preliminares: Neste capítulo se apresenta os testes realizados nas bancadas experimentais já construídas, avaliando-se o sistema mecânico e aquisição de dados. Apresenta-se também os testes realizados para os processos derivativos do GMAW em definindo os parâmetros de soldagem finais

Capítulo VI – Resultados e discussões: Nesta capítulo são apresentados os resultados de rendimento térmico para os diferentes processos de soldagem (GTAW, GMAW convencional e derivativos do GMAW), comparados com resultados apresentados na literatura.

Capítulo VII – Conclusões: Neste capítulo são apresentadas as principais conclusões obtidas no desenvolvimento deste trabalho.

Capítulo VIII – Trabalhos futuros: São apresentadas sugestões para posteriores trabalhos para temas não aprofundados neste trabalho.

Capítulo IX – Referências bibliográficas: São listadas as referência utilizadas ao longo do trabalho.

CAPITULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Um levantamento bibliográfico dos principais pontos relacionados a esta dissertação se faz necessário para uma avaliação adequada dos possíveis resultados obtidos. Os tópicos fluxo de calor em processos de soldagem, métodos experimentais (calorimetria) para quantificação do aporte térmico e rendimento térmico, métodos para o cálculo da potência elétrica e energia de soldagem, resultados reportados por outros em relação ao rendimento térmico e fundamento de funcionamento dos processos GMAW convencional e derivativos são abordados nesta revisão bibliográfica.

2.1. Fluxo de calor na soldagem

Nos processos de soldagem a arco existe uma considerável transferência de energia, que permite fundir o material de adição e material base. A quantidade de energia imposta pelo arco elétrico determinará o volume da poça de fusão, sua solidificação, a distribuição de calor e a taxa aquecimento e resfriamento do material (ARAUJO, 2008).

Isto é importante, pois, como descrito na Introdução, a imposição de calor no material pode causar variações dimensionais e alterações microestruturais localizadas no material, podendo resultar em efeitos indesejados como mudanças nas propriedades mecânicas, químicas, físicas, distorções, tensões residuais e formação de trincas.

A energia de soldagem, definida pela Eq. 2.1, é um dos principais parâmetros utilizados no fluxo de calor, sendo esta a energia total por unidade de comprimento de cordão de solda.

$$E_{sold} = \frac{P_{arco}}{V_s} = \frac{U*I}{V_s}, \left[\frac{J}{mm} \right] \quad (2.1)$$

Onde E_{sold} é a energia por *comprimento* de solda, P é a potência do arco [W], U é a tensão de soldagem [V], I é a corrente de soldagem [A] e V_s é a velocidade de soldagem [mm/s].

Não obstante, nem toda a energia ou o calor gerado pelo arco é transferido para a peça para produzir o cordão de solda, ou seja, a transferência não é perfeita apresentando-se perdas por radiação, convecção, condução e perdas de massa devido a vapores metálicos ou respingos (MESSLER, 1999). A relação entre o calor entregue à peça (aporte térmico - E_{imp}) e a energia de solda (E_{sold}) é denominado rendimento térmico (η_{term}), definido pela Eq. 2.2. Ressalta-se que na literatura pode-se encontrar diversas formas para indicar esta relação, como, eficiência térmica, eficiência do processo ou rendimento térmico, mas todas fazem referência à mesma relação. Esta relação

$$\eta_{term} = \frac{E_{imp}}{E_{sold}} * 100\% \quad (2.2)$$

Esta relação é importante, devido a que a maioria das expressões derivadas de transferência de calor para predizer a distribuição de temperaturas e taxa de resfriamento dependerá da inserção do termo de rendimento térmico (η_{term}).

DuPont e Marder (1995) descrevem o rendimento térmico do processo de soldagem em duas formas, eficiência do arco e eficiência de fusão. O rendimento do arco (η_{arco}) é definido como a porção quantitativa de energia do arco transferida para o material de base. Já o rendimento de fusão ($\eta_{fusão}$) é definido como a porção de energia utilizada para a fusão do material de base. DuPont e Marder (1995), baseados no trabalho de Niles e Jackson (1975), realizam o balanço de energia total do processo de soldagem a arco sendo representada pela Fig. 2.1 e expressada pela Eq. 2.3.

$$E_{arco+eletrodo} = E_{perdas} + E_{fusão} + E_{metal\ de\ base} \quad (2.3)$$

Onde, $E_{arco+eletrodo}$ é a energia gerada pelo arco e eletrodo, E_{perdas} é a energia “perdida” para o ambiente, $E_{metalbase}$ é a energia para o material de base e $E_{fusão}$ é a energia efetivamente gasta para fundir o material de base, sendo estas ultimas duas a energia entregada à placa teste durante o processo de soldagem.

Segundo estes mesmos autores a maioria da energia total é fornecida pelo arco de soldagem em quanto uma pequena parte é gerada pelo eletrodo. A sua vez, a energia gerada pelo arco e eletrodo ($E_{arco+eletrodo}$) é distribuída em duas formas; uma parte é perdida

para o ambiente (E_{perdas}) e a parte restante vai para o material de base. Não obstante, a energia que entra no material base também é dividida em duas formas, sendo uma parte utilizada para fundir o material de base ($E_{fusão}$) em quanto à outra parte é transferida por condução fora da zona de fusão ($E_{metal\ base}$). A somatória da energia $E_{fusão}$ e $E_{metal\ base}$ é a energia imposta no material base ($E_{imposta}$).

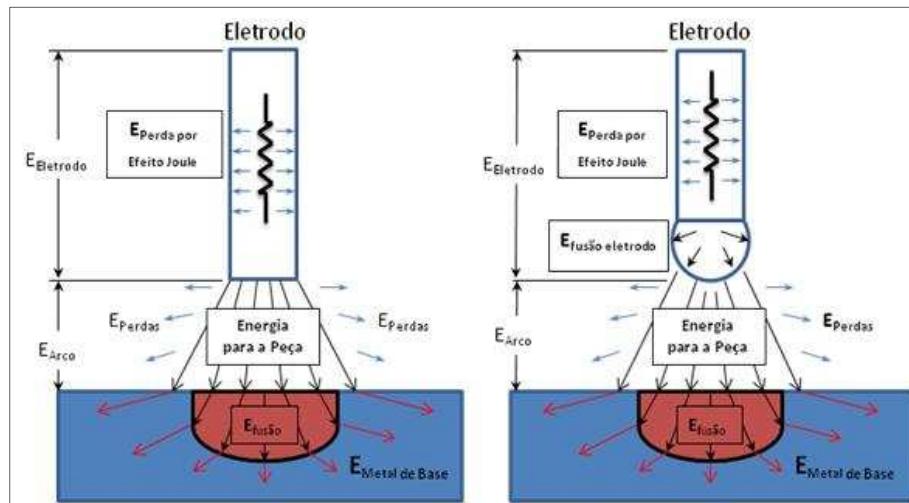


Figura 2. 1-Esquema da distribuição de energia na soldagem a arco para o processo GTAW (esquerda) e para o processo GMAW (direta) (DUPONT e MARDER, 1995 – Modificado)

Vários autores têm tentando quantificar a energia imposta no processo de soldagem por meio de métodos analíticos (por exemplo, ROSENTHAL, 1941; GONÇALVES, et al. 2005) e com métodos experimentais (por exemplo, APPS;MILNER, 1955; LU; KOU, 1989; PEPE, 2010).

2.2. Métodos experimentais para medição de aporte térmico e rendimento térmico

Os calorímetros utilizados no estudo térmico de processos de soldagem compreendem uma ampla gama de tipos, que foram desenvolvidos de acordo com o avanço tecnológico e disponibilidade de materiais para sua construção e uso. Neste item pretende-se apresentar de forma geral os calorímetros que têm sido usados para o estudo de transferência do calor, ciclos térmicos e quantificação da eficiência térmica nos processos de soldagem.

As soluções experimentais com o uso de calorimetria têm resultados satisfatórios, pois permitem envolver as principais variáveis associadas ao sistema complexo de

soldagem. A seguir serão apresentados os calorímetros mais utilizados para o estudo de transferência de calor.

2.2.1 Calorímetro de Água

Um dos métodos experimentais mais utilizados para se medir a eficiência térmica em processos de soldagem é o calorímetro de água (ESSERS, 1981). A transferência de calor total é medida em uma placa submersa com apenas a superfície superior descoberta para a formação do cordão de solda, registrando assim a variação de temperatura da água. Uma constante homogeneização da água é garantida através de um misturador, como pode ser observado na Fig.2.2.

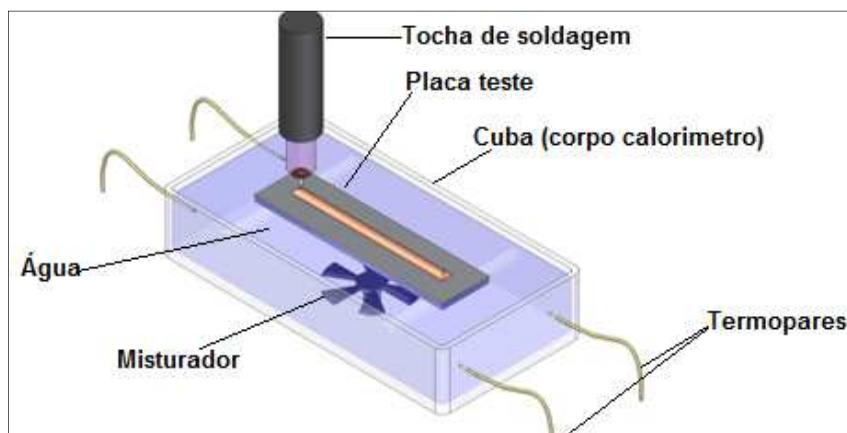


Figura 2. 2- Esquema geral do calorímetro de água, segundo Esser (1981)

Este tipo de calorímetro tem sido amplamente utilizado por diversos autores para a avaliação do calor imposto em processos de soldagem, por exemplo, Bosworth (1991) estudou com ele o fenômeno do calor imposto no processo GMAW-P (Pulsado). O calor transferido é monitorado por meio do aumento da temperatura da água depois de ser submersa a placa teste no calorímetro. A mudança de temperatura da água neste caso é medida com um termopar tipo K, uma junta fria de referência e um voltímetro. O resfriamento da solda que acontece entre o tempo de início e o final da formação do cordão foi determinado com vários comprimentos de cordão (10, 20, 30 e 60 segundos de formação de cordão) para condições de soldagem similares. O aporte térmico foi calculado por meio da lei de resfriamento de Newton, sempre com um tempo de espera de 15 segundos depois de finalizado o cordão de solda.

Outro calorímetro com muito usado na medição de aporte térmico e rendimento térmico é o calorímetro de fluxo contínuo de água que tem sua principal aplicação na

determinação da capacidade calorífica de fluidos (RAMASWAMY et. al. 1998 e OVERBECK et. al 2009). Neste calorímetro, um fluxo de água constante passa através de um tubo que contém uma resistência elétrica localizada ao longo do eixo central. A quantidade de calor dissipada (potência) é regulada pela relação tensão x corrente. Como a água flui através da resistência elétrica, esta vai aumentar sua temperatura sendo monitorada na saída (T_2) por meio de termopares, assim como também a entrada que é a temperatura de referência (T_1). A Fig. 2.3 apresenta o esquema de funcionamento deste calorímetro de fluxo contínuo.

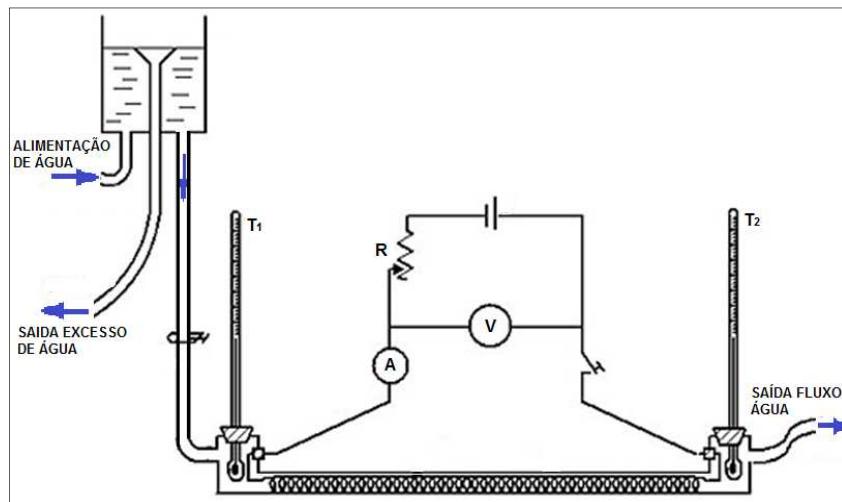


Figura 2. 3- Esquema calorímetro de fluxo contínuo utilizado para determinação do calor específico em líquidos (OVERBECK; PALMER, 2009)

Lu e Kou (1989) utilizam o princípio deste calorímetro para determinar a quantidade de calor imposto em processos de soldagem. O calorímetro consistiu em um corpo de aço inoxidável, chapa teste, selo de vedação (entre a placa teste e o corpo de calorímetro), termopares (entrada e saída) e sistema de alimentação de água, como mostrado na Fig. 2.4. Este sistema de alimentação de água foi projetado para manter sempre uma mesma coluna de pressão e um fluxo constante de água. Os termopares foram utilizados para medir a temperatura de entrada (referência, T_1) e a variação da temperatura de saída (T_2), causada pela troca de calor durante o processo de soldagem e o resfriamento progressivo da placa teste, como é apresentado na Fig. 2.5, sendo estes sinais monitorados e registrados de forma contínua. O tempo total de monitoramento da temperatura até alcançar o ponto de equilíbrio foi seis minutos, com possíveis variações de tempo de acordo com as condições de soldagem.

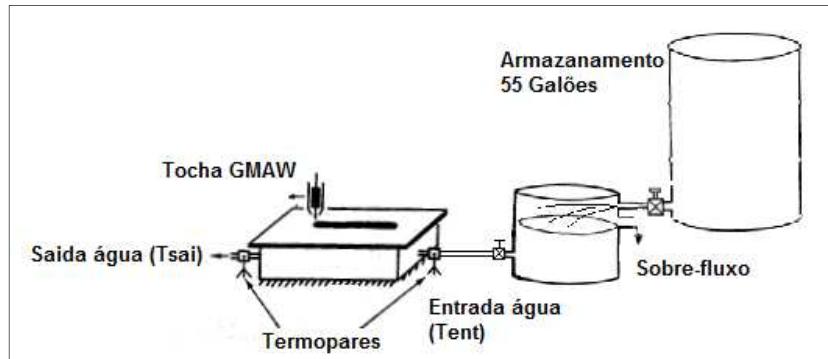


Figura 2. 4- Esquema do calorímetro de fluxo contínuo para a determinação do calor imposto em processo GMAW, (LU;KOU, 1989)

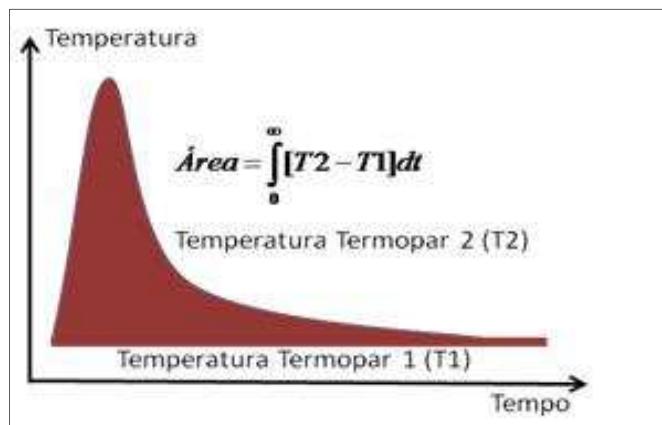


Figura 2. 5- Sinais de temperatura esperados para o termopar de entrada (T_1) e o termopar de saída (T_2) na medição do aporte térmico com o calorímetro de fluxo contínuo

O cálculo do rendimento térmico total, ou seja, incluindo o calor gerado pelo arco, o calor das gotas (metal de adição) e o calor do catodo, é determinado pela Eq. 2.6.

$$\int_0^{\infty} W * C_{pw} * (T_{2w} - T_{1w}) dt = \eta_{term} * U * I * t \quad (2.6)$$

Onde,

W: Fluxo mássico de alimentação de água, [kg/s];

C_{pw} : Calor específico da água [kJ/kg*°C];

T_{2w} : Temperatura da água no ponto de saída, [°C];

T_{1w} : Temperatura da água no ponto de entrada, [°C];

t: Tempo de soldagem, [s];

U: Tensão de soldagem, [V];

I: Corrente de soldagem, [A].

Além da configuração proposta por Lu e Kou (1989) para o calorímetro de fluxo contínuo, Zijp (1990) desenvolve uma configuração diferente para este tipo de calorímetro para o estudo do aporte térmico em GTAW sem movimentação da tocha de soldagem, como pode ser observada na Fig. 2.6. Com esta configuração, o jato de água entrando atinge a placa teste diretamente no ponto oposto onde atua o arco de plasma GTAW. O monitoramento da temperatura na entrada e saída do calorímetro é feito continuamente por meio de transdutores de temperatura apresentando uma curva de temperatura semelhante à da Fig. 2.5. Além de estudar o calor imposto no processo de soldagem refletivo no rendimento térmico, foi analisada a transferência de calor que acontece na tocha, utilizando o sistema de resfriamento da tocha, mas com o monitoramento da temperatura e fluxo de água.

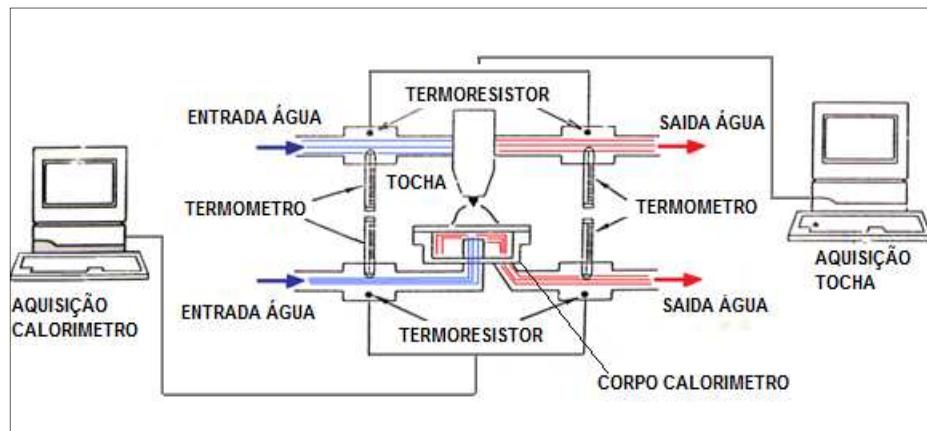


Figura 2. 6- Configuração do calorímetro de fluxo contínuo utilizado no estudo realizado por Zijp (1990) e Hiraoka et. al. (1998)

2.2.2. Calorímetro de efeito Seebeck

Outro tipo de calorímetro utilizado para a medição do aporte térmico em processo de soldagem é o calorímetro Seebeck. Este equipamento funciona com o princípio da “camada gradiente”, ou seja, quando o calor é transmitido através de uma camada de condução térmica, uma diferença de temperaturas é encontrada entre as duas superfícies da camada, podendo ser definida a condutividade térmica com a Eq. 2.7 (BENZINGER et. al. 1949).

$$v_q = q * \frac{D}{\lambda} \quad (2.7)$$

Onde,

v_q : Diferença de temperatura entre as superfícies da camada, [°C];

q : Fluxo de calor, [cal./seg.];

D: Espessura camada, [cm];

λ : Condutividade térmica específica do material da camada, [cal./sec.cm. $^{\circ}$ C].

Se D e λ são mantidos constantes, o gradiente v_q pode ser usado para medir o fluxo de calor instantâneo ou contínuo, q. O gradiente em qualquer ponto da camada pode ser medido através da fixação de um par de termômetros elétricos posicionados em cada lado da camada. Tal mecanismo pode ser chamado de "camada gradiente". O princípio foi usado para determinar o fluxo de calor local, ou estabelecer as características térmicas do material, também usado para determinar as perdas locais de calor humano.

Giedt et. al., 1989, no estudo realizado para o processo GTAW, utilizam este tipo de calorímetro para analisar os efeitos da variação dos parâmetros de soldagem. A medição é realizada com um circuito de termopar colocados nas superfícies interna e externa da camada. Uma termopilha é formada por uma série destes circuitos, multiplicando a saída termelétrica. Essa combinação das termopilhas e camadas gradiente formam um medidor de taxa de calor, baseado no efeito termelétrico Seebeck. A configuração do calorímetro é mostrada na Fig. 2.7 (a) e o princípio de funcionamento na Fig. 2.7(b).

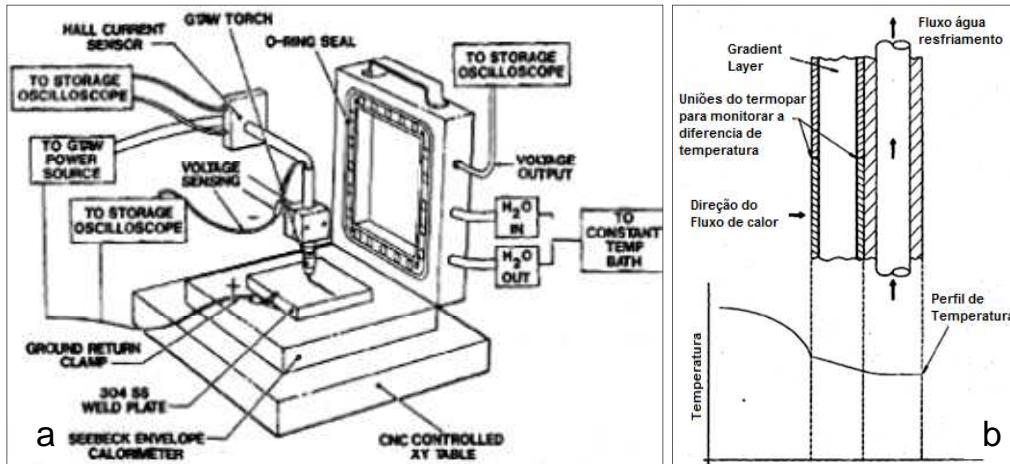


Figura 2. 7- a) Dispositivo experimental para medir o rendimento térmico em processo GTAW, e b) princípio de operação da camada gradiente do calorímetro, (Giedt et. al., 1989)

2.2.3. Calorímetro de caixa isolada (versão Cantin e Francis (2005))

Cantin e Francis (2005) utilizam este tipo de calorímetro para quantificar o calor imposto no processo GTAW sobre alumínio 1350. A Figura 2.8 (a) apresenta a configuração do calorímetro, onde a peça de trabalho é posicionada dentro de uma cuba que no fundo tem uma placa de cerâmica de 15 mm de espessura com o objetivo de minimizar as perdas

por condução pela base. A peça de trabalho consiste em um bloco de alumínio 1350 com dimensões de 120 x 120 x 110 mm e oito furos onde são posicionados os termopares (tipo K) para o monitoramento da temperatura antes, durante e após do processo de soldagem, como pode ser observado na Fig. 2.8 (b). O tamanho e consequentemente a massa da peça de trabalho foram escolhidos para que com uma velocidade de soldagem de 10 cm/min e tempo de soldagem de 60 segundos se obtivera um acréscimo de temperatura de 15 a 60°C dependendo das condições de soldagem. Para minimizar as perdas com o entorno, o espaço existente compreendido entre as paredes internas da cuba e as paredes da peça de trabalho foi cheio com vermiculita que é caracterizado por seu baixo valor de condutividade térmica. O cálculo do aporte térmico na placa de trabalho é dado pela Eq. 2.8.

$$E_{imp} \approx m_p * \int_{T_1}^{T_2} C_{pp} * (\Delta T) dT \quad (2.8)$$

Onde,

E_{imp} = aporte térmico do processo de soldagem [J];

m_p = massa da peça de trabalho [g];

C_{pp} = Calor específico do material da peça de trabalho [J/g*°C];

T_1 =Temperatura dos termopares antes de começar o processo de soldagem [°C];

T_2 =Temperatura dos termopares durante e após do processo de soldagem [°C].

Deve-se ter em conta que o material da peça de trabalho foi escolhido por sua alta condutividade térmica e consequentemente homogeneização da temperatura quando uma fonte de calor age sobre ele. Como o C_{pp} do alumínio (ou dos metais em geral) varia com a variação da temperatura e por isto Cantin e Francis (2005), dentro do cálculo do aporte térmico por meio da Eq. 2.8, leva em consideração a variação do C_p em um intervalo de 0,1°C.

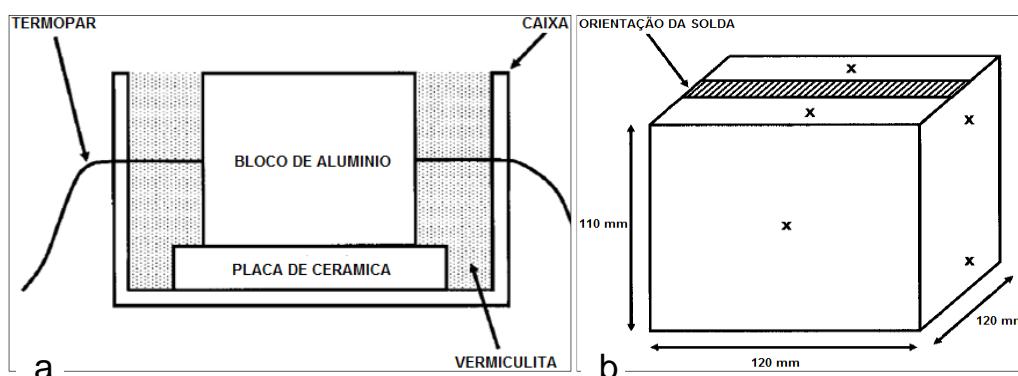


Figura 2. 8- a) Esquema da montagem para o calorímetro por condução e b) Dimensões da peça de trabalho (CANTIN and FRANCIS, 2005)

2.2.4. Calorímetro de caixa isolada (versão Pepe, et al. (2011))

O projeto do calorímetro usado é similar ao do trabalho de Cantin e Francis (2005) como pode ser observado na Fig. 2.9. Este equipamento consiste de três partes principais, caixa, apoio placa teste e tampa. A caixa foi construída de poliuretano recoberta internamente com lâmina de alumínio que tem como função refletir a energia por radiação na parte interna do calorímetro. O apoio da placa teste foi construído em cobre e tem duas funções, a primeira é sujeitar a placa teste fazendo uma junção mais homogênea entre os dois materiais, e a segunda é monitorar a variação de temperatura antes, durante e após do processo de soldagem por meio de três termopares localizados no começo, intermédio e final do apoio de cobre. A tampa tem como função principal cobrir a parte interna do calorímetro quando seja finalizado o cordão de solda, mas esta vai sendo movimentada junto com a tocha de soldagem, fechando o calorímetro de forma gradual, como é apresentado na Fig. 2.10 e o aporte térmico é calculado por meio da Eq. 2.9.

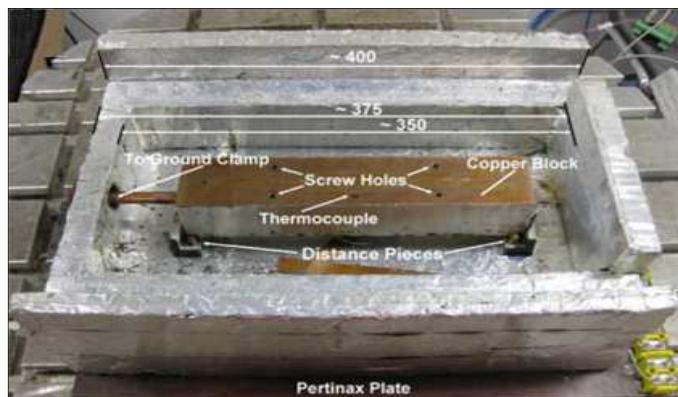


Figura 2. 9- Calorímetro de caixa isolada: *To Ground Clamp* = Cabo Terra; *Copper Block* = Bloco de apoio cobre; *Screw holes* = Roscas; *Thermocouple* = termopares; *Distance Pieces* = Apoios para fixação do bloco de cobre (PEPE, et al. 2011)

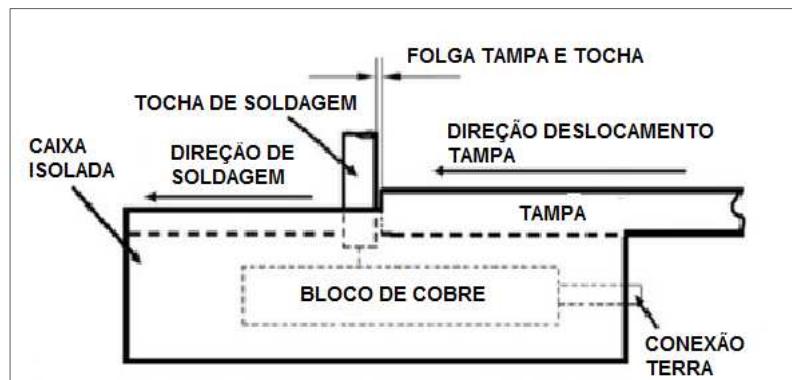


Figura 2. 10- Calorímetro de caixa isolada junto com a movimentação da tocha de soldagem e o fechamento gradual da tampa do calorímetro (PEPE, et al. 2011)

$$E_{imp} = m_p * \int_{T_0}^{T_e} C_{pp}(T) dT + m_b \int_{T_0}^{T_e} C_{pb}(T) dT \quad (2.9)$$

Onde,

m_p = massa da placa teste [g];

m_b = massa do apoio da placa teste [g];

C_{pp} = Calor específico da placa teste [J/g °C];

C_{pb} = Calor específico do material de apoio da placa teste [J/g °C];

T_r = Temperatura monitorada [°C];

T_0 = Temperatura inicial [°C];

T_e = Temperatura de equilíbrio [°C].

2.2.5. Calorímetro de nitrogênio líquido (N_2L)

Diferentes autores (KENNEY et. al., 1998; JOSEPH; HARWIG, 2001; SCOTTI, 2008; PEPE, 2010) têm utilizado o calorímetro de N_2L (nitrogênio líquido) para quantificar a calor imposto em processos de soldagem GMAW. O calorímetro proposto por Kenney, Miller e Smartt (1998) é composto basicamente por um recipiente Dewar (ou cuba criogênica) com capacidade de 6 litros posicionada sobre uma balança digital com interface direta para monitoramento da perda de massa de N_2L . Também conta um sistema de sujeição da peça que permite uma rápida desmontagem e minimiza a condução do calor. A Figura 2.11 mostra de forma esquemática o processo de soldagem e de medição de massa evaporada.

A diferença entre os calorímetros de N_2L propostos pelos autores anteriores está principalmente no tipo e capacidade do recipiente Dewar e na forma de monitorar a perda de massa de N_2L . Kenney et. al. (1998) e Joseph (2001) utilizam um monitoramento constante da massa evaporada por meio de uma interface com o programa LabVIEW. Já Scotti (2008) e Pepe (2010) monitoram a perda de massa de N_2L por meio de uma Webcam posicionada na frente do display da balança digital (Fig. 2.12).

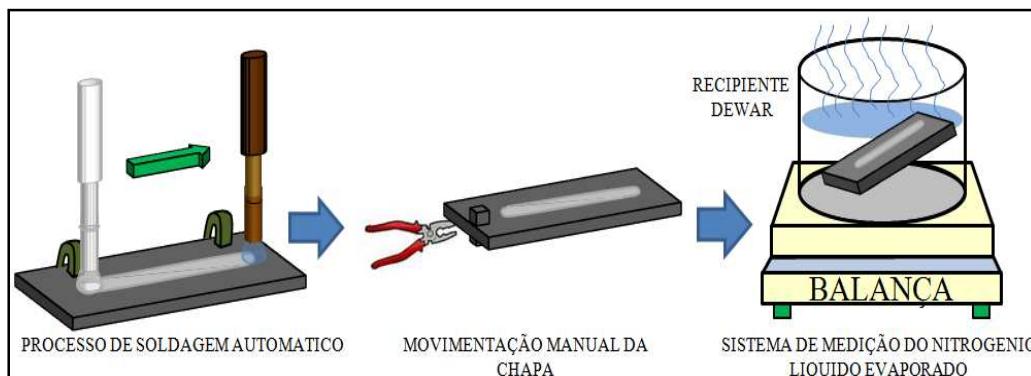


Figura 2. 11- Esquema do calorímetro de N_2L utilizado por Kenney et. al., (1998)



Figura 2. 12 - Equipamento calorímetro de N₂L utilizado para a quantificação do calor imposto em processo CMT (SCOTTI, 2008)

O calor absorvido pela chapa durante a formação do cordão de solda é transferido para o N₂L, levando-o à ebulição. A energia associada à mudança de fase de líquido a vapor do N₂L pode ser considerada como a energia perdida pela chapa. A análise calorimétrica está baseada na perda de massa do N₂L. Com o conhecimento da massa evaporada, e o calor latente de vaporização do N₂L pode-se determinar a quantidade de calor trocado, e consequentemente a quantidade de calor que entrou na chapa devido ao processo de soldagem, expressada pela Eq. 2.10.

$$Q_{\text{Latente}} = m_{N_2L} * L_{vap} \quad (2.10)$$

Onde,

Q_{Latente} : Quantidade de energia necessária para evaporar uma determinada massa de N₂L [J];

m_{N_2L} : Massa evaporada N₂L [g];

L_{vap} : Calor latente de vaporização do N₂L [kJ/kg].

O cálculo do aporte térmico na placa teste com uso do calorímetro de N₂L é representado pela equação Eq. 2.11, sendo dividida em duas etapas. A primeira etapa, representada pela Eq. 2.12 corresponde ao calor mensurado via evaporação do N₂L ao se introduzir a chapa no recipiente logo após a soldagem, ou seja, esta etapa contempla a

variação térmica entre a temperatura atingida durante a soldagem até a temperatura em que está o N₂L. Entretanto, o correto é mensurar a variação térmica entre a temperatura atingida durante a soldagem até a temperatura ambiente. Assim, numa segunda etapa (Eq. 2.13) se faz necessário introduzir uma vez mais a chapa no recipiente de N₂L, após a mensuração da primeira etapa e após a chapa ter sido retirada e atingido o equilíbrio térmico com o meio ambiente (medido com uso de termômetro de contato). Nesta segunda etapa será medida o calor correspondente à variação térmica entre a temperatura ambiente e a temperatura em que está o N₂L. Assim, ao se subtrair os resultados de ambas as etapas têm-se o calor imposto à placa e que corresponde à variação térmica entre a temperatura atingida na soldagem até o resfriamento à temperatura ambiente. Este processo de medição de massa evaporada de N₂L é representado na Fig. 2.13, ressalta-se que nas duas medições de massa se tem em conta a massa evaporada devido ao contato com o ambiente.

$$Q_{\text{Imp}} = \Delta Q_{\text{PS} \rightarrow \text{TN}_2} - \Delta Q_{\text{TA} \rightarrow \text{TN}_2} \quad (2.11)$$

Onde,

Q_{Imp} : Calor absorvido pelo processo de soldagem (aporte térmico) [J];

$\Delta Q_{\text{PS} \rightarrow \text{TN}_2}$: Calor absorvido pelo N₂L devido ao calor que contém a placa pelo processo de soldagem [J];

$\Delta Q_{\text{TA} \rightarrow \text{TN}_2}$: Calor absorvido pelo N₂L devido ao calor que contém a placa a uma determinada temperatura ambiente [J].

$$\Delta Q_{\text{PS} \rightarrow \text{TN}_2} = L_{\text{vap}} * (m_{\text{FS}} - m_{\text{IS}} - m_{\text{PF}} - m_{\text{EAS}}) \quad (2.12)$$

$$\Delta Q_{\text{TA} \rightarrow \text{TN}_2} = L_{\text{vap}} * (m_{\text{FA}} - m_{\text{IA}} - m_{\text{PF}} - m_{\text{EAA}}) \quad (2.13)$$

Onde,

m_{FS} : Ponto final de massa evaporada depois de que a placa alcançar o equilíbrio térmico com o N₂L devido à aporte térmico no processo de soldagem, [g];

m_{IS} : Ponto inicial da massa antes da placa entrar no N₂L com o calor imposto do processo de soldagem, [g];

m_{FA} : Ponto final de massa evaporada depois de que a placa alcançara a estabilização com o N₂L devido a energia que contém a placa em temperatura ambiente, [g];

m_{IA} : Ponto inicial da massa antes da placa entrar no N₂L com a energia que contém a temperatura ambiente, [g];

m_{PF} : massa inicial da placa teste antes de realizar o cordão de solda, [g];

m_{PF} : massa final da placa teste depois do processo de soldagem; [g]

m_{EAS} : massa evaporada de N_2L devido ao contato com o ambiente durante a estabilização quando é introduzida a placa teste com energia imposta pelo processo de soldagem [g];

m_{EAA} : massa evaporada de N_2L devido ao contato com o ambiente durante a estabilização quando é introduzida a placa teste em condições ambientais [g];

L_{vap} : Calor latente de vaporização do N_2L , [J/g].

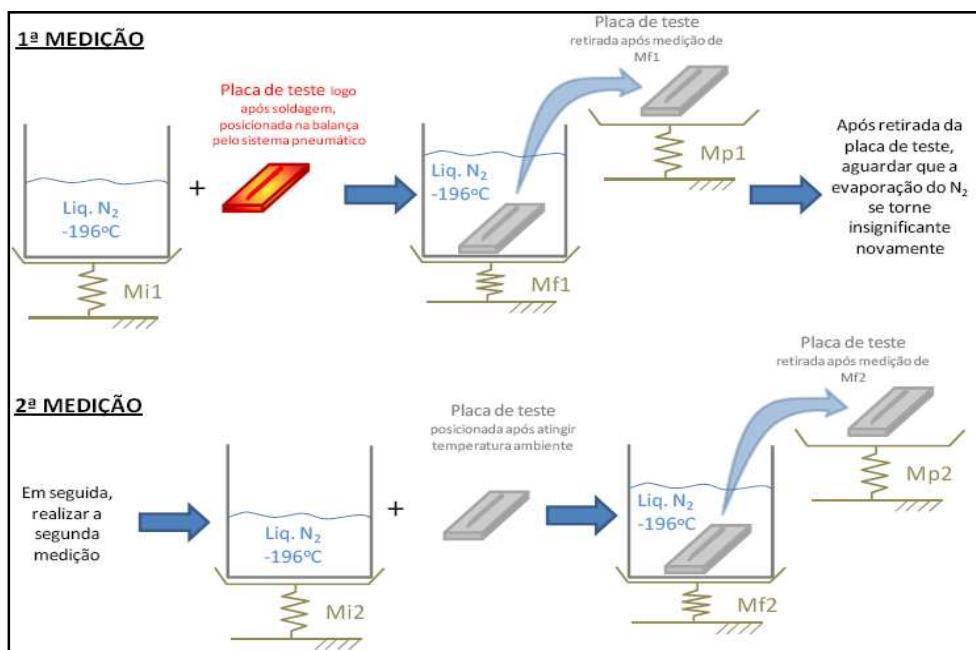


Figura 2. 13- Medição da massa evaporada de N_2L tanto para a placa com calor imposto devido ao processo de soldagem, quanto para a placa em condições ambientais.

Nos trabalhos prévios com o calorímetro de N_2L , pode-se observar que todos têm a intervenção do operador de forma direta, como na liberação da placa teste, no transporte da placa teste desde o ponto de realização do cordão até o calorímetro de N_2L e também o critério particular para a medição da massa evaporada que depende dos pontos de inicio e final. Além de parâmetros diretamente relacionados ao processo de soldagem, materiais de fixação e condições presentes no entorno do trabalho (umidade relativa, temperatura ambiente e presença de ventos), todos estes fatores alteram de forma direta a medição da massa perdida de N_2L que é relacionada ao calor imposto no processo de soldagem. Assim, há uma lacuna nos trabalhos científicos para se desenvolver um sistema automatizado visando garantir que as medições sejam independentes do operador e que possuam repetibilidade dos resultados.

2.3. Resultados encontrados na literatura da quantificação do rendimento térmico

O estudo do rendimento térmico e energia imposta em processo de soldagem tem sido objeto de estudo por diversos autores encontrando diversas formas experimentais para sua avaliação como foram citados previamente no Item 2.2. O autor deste trabalho apresenta um compêndio dos resultados de rendimento térmico obtidos experimentalmente de uma ampla revisão bibliográfica, como é apresentado na Tab. 2.1, sendo classificada por processo de soldagem e tipo de calorímetro utilizado, assim como os parâmetros utilizados por cada um dos autores para o estudo do rendimento térmico e energia imposta.

Tabela 2. 1- Resultados encontrados na literatura para os diferentes tipos de calorímetro e processo de soldagem

Processo de soldagem	Condições de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
GTAW	Eletrodo: W+2%Th, Dia: 4mm Ângulo ponta: 60° Polaridade: Direta (negativa) Gás: Ar 100% Corrente: 250-350 A Tensão: 15-16 V Vs: 42 cm/min; La: 6mm Material base: ASTM A36	Calorímetro por efeito Seebeck (DUPONT; MARDER 1995)	67% ± 5%
	Eletrodo: W+2%Th, Dia: 3,2mm Ângulo ponta: 60° Polaridade: Direta (negativa) Gás: Ar 100%, He 100% e misturas cada 25% Corrente: 100 e 200A Vs: Não aplica; La: 1 a 6mm (cada 1mm) Material base: Cobre	Calorímetro de fluxo contínuo de água (HIRAOKA et. al., 1998)	(He 100%) 87 – 90% (Ar 100%) 80 -87%
	Eletrodo: W+2%Th, Dia: 3,2mm Ângulo ponta: 60° Polaridade: Direta (negativa) Gás: Ar 100% (10 L/min) Corrente: 100A Vs: Não aplica processo estático. La: 1 a 7 mm (cada 1mm) Material base: Cobre, # 2, 5 e 10 mm	Calorímetro de fluxo contínuo de água (ZIJP, 1990)	72 – 77 %
	Eletrodo: W+2%Th, Dia: 2,4 e 3,2mm Ângulo ponta: 90° Polaridade: Direta (negativa) Gás: Ar 100% (15 L/min.) Corrente: 50 a 200 A (cada 50 A). Vs: 5 cm/min. La: 3mm Material base: Aço inoxidável 304L, # 12,7mm	Calorímetro efeito Seebeck (GIEDT et.al., 1989)	80 – 82%
	Eletrodo: W+2%Ce, Dia: 2,4-3,2-4,8-8-10mm Ângulo ponta: 90° Polaridade: Direta, Inversa e AC Gás: Ar 100%, He 100% e 75%He e 25%Ar (20L/min) Corrente: 100 e 200 A Vs: 10 cm/min. La: 2 e 4mm Material base: Aluminio 1350, # 110mm	Calorímetro por condução (CANTIN; FRANCIS, 2005)	DCEN 76 – 89 % DCEP 55 – 60% AC 65 – 83%

Tabela 2.1 - Resultados encontrados na literatura para os diferentes tipos de calorímetro e processo de soldagem (continuação)

Processo de soldagem	Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
GMAW	Transferência: Globular - Goticular Arame-eletrodo: Alumínio 4043 e 5356, Dia: 1,6mm Gás: Ar 100% (23,6 L/min.) Corrente: 78 A, 128 A, 176 A e 251 A Tensão: 19,4 V, 22,6 V, 27,8 V e 28,2 V Vs: 61,2 cm/min; DBDP: 19mm Material base: Alumínio	Calorímetro de fluxo contínuo de água (LU; KOU, 1989)	(Alumínio 4043) 80,2% - 82,5% (Alumínio 5356) 75,4% - 80,1%
	Transferência: Não especificada Arame-eletrodo: Aço Inoxidável 308, Dia: 1,2mm Gás: Ar 100% (23,6 L/min.) Corrente: 230 – 375 A Tensão: 27 – 35 V Vs: 90 cm/min; DBDP: 12 mm Material base: Aço ASTM A36, #6,4 mm.	Calorímetro efeito Seebeck (GIEDT et. al., 1989)	84,4% ± 4%
	Transferência: Pulsada Arame-eletrodo: ER70S-6, Dia: 1,2mm Gás: 98% Ar + 2% O ₂ V _a : 5,4 m/min Corrente: Ib=50 A; Ip=250A, 350A, 450A, 550A. Tensão: Não aplica Vs: 30 cm/min; DBDP: 16 mm Material base: Aço ASTM A36, # 12,7mm.	Calorímetro Nitrogênio Líquido (KENNEY et. al., 1998)	69 – 77%
	Transferência: Pulsada Arame-eletrodo: ER70S-6, Dia: 1,2mm Gás: 82% Ar + 18% CO ₂ V _a : 4,0 e 9,9 m/min. Im: 148 e 285 A; Um: 23,4 e 31,9 V Vs: 30 cm/min; DBCP: 20 -25 cm Material base: Aço carbono	Calorímetro de água (BOSWORTH, 1991)	(Va: 4,0 m/min) 79 – 87% (Va: 9,9 m/min) 76 – 85%
	Transferência: CMT Arame-eletrodo: EN440G3Sil, Dia: 1,0 mm Gás: 82% Ar + 20% CO ₂ V _a : 3 - 7,8 - 9,4 m/min. Im: ----- ; Um: ----- Vs: 20, 50 e 80 cm/min; DBCP: ----- Material base: EN10025-S355JR	Calorímetro Nitrogênio Líquido (PEPE, 2010)	Média de 88%
	Transferência: Curto-círculo convencional e STT Arame-eletrodo: ER70S-6, Dia: 1,2 mm Gás: Ar + 25% CO ₂ e 100 CO ₂ V _a : 3,18 e 4,45 m/min Im: -----; Um: 21 V Vs: 30,5 cm/min; DBCP: 9,5 e 12,7 mm Material base: ASTM 1 A-36	Calorímetro Nitrogênio Líquido (HSU; SOLTIS, 2003)	Curto-círculo convencional 82-91% STT 76-91%
	Transferência: Goticular e Pulsado Arame-eletrodo: ER70S-6, Dia: 1,2 mm Gás: Ar + 5% CO ₂ e Ar + 10% CO ₂ V _a : 7,62 e 8,90 m/min Im: -----; Um: 27 V Vs: 30,5 cm/min; DBCP: 12,7 e 19 mm Material base: ASTM 1 A-36	Calorímetro Nitrogênio Líquido (HSU; SOLTIS, 2003)	Goticular e Pulsado' 70 -73%

2.4. Métodos para o cálculo da potência elétrica de soldagem

O cálculo da potência elétrica e por tanto do rendimento térmico pode variar o ter alterações, segundo o método de cálculo escolhido. Dependendo o tipo de processo de soldagem o método pode ser apropriado ou não. Uma abordagem feita por Bosworth (1991) afirma que a diferença dos métodos de cálculo para a potência elétrica de soldagem pode chegar a ter uma diferença de 30%, afetando em iguais proporções a eficiência térmica do processo. Assim, ele sugere que potência elétrica de soldagem deve ser medida com potência média instantânea (produto da corrente e a tensão ponto a ponto) obtendo valores de 70 a 75% de eficiência para processo GMAW-P. Outro autor que estudo o fenômeno de transferência de calor em processo de soldagem foi Segeev, et al. (1990), referindo-se à potência instantânea como a potência ativa e reportando que a potência RMS é aproximadamente 11% maior em relação à potência instantânea, afirmando que a potencia média instantânea representa de forma mais precisa os parâmetros de energia, tendo em conta qualquer variação nos sinais de tensão e corrente.

No estudo realizado por Nascimento, et al. (2007), onde foram analisados os diferentes métodos de cálculo de potência elétrica, foi demonstrado matematicamente através do teorema da esperança que os métodos mais indicados para o cálculo da potência elétrica é a potência media instantânea e potência instantânea RMS, pois estes métodos podem ser utilizados mesmo que as variáveis de tensão e corrente sejam dependentes.

Da mesma forma Joseph (2001) estudou a transferência de calor em processo GMAW-P utilizando os diferentes métodos de cálculo de potência elétrica, concluindo, que o melhor método de cálculo é por meio da potência instantânea média. Este autor obteve resultados para potência RMS 10% maior e 15% menor sendo calculada com potência média.

Os diferentes métodos para cálculo da potência elétrica são apresentados a continuação:

- i) Potência média aritmética (P_{Arit}): no qual o cálculo é feito através do produto dos valores médios de tensão e corrente, sendo representada pela Eq. 2.14.

$$P_{Arit} = U_{Arit} * I_{Arit} \quad (2.14)$$

Onde:

$$U_{Arit} = \sum_{i=1}^n U_i / n$$

$$I_{Arit} = \sum_{i=1}^n I_i / n$$

n = numero de pontos da amostragem

- ii) Potência média eficaz (P_{RMS}): no qual o cálculo é feito através do produto da média dos valores RMS do sinal de tensão e corrente de uma dada amostragem, representada na Eq. 2.15.

$$P_{RMS} = U_{RMS} * I_{RMS} \quad (2.15)$$

Onde:

$$U_{RMS} = \sqrt[2]{\sum_{i=1}^n U_i^2 / n} ;$$

$$I_{RMS} = \sqrt[2]{\sum_{i=1}^n I_i^2 / n} ;$$

n = número de pontos da amostragem.

- iii) Potência instantânea média (P_{inst}): Sendo adotada neste caso, a média aritmética dos resultados do produto da tensão pela corrente feito pontualmente para uma determinada amostragem, Eq. 2.16.

$$P_{inst} = (\sum_{i=1}^n (U_i * I_i)) / n \quad (2.16)$$

- iv) Potência instantânea RMS ($P_{instRMS}$): É obtida através do valor RMS do produto de todos os valores instantâneos de tensão e corrente para uma determinada amostragem, Eq. 2.17.

$$P_{instRMS} = \sqrt[2]{(\sum_{i=1}^n (U_i * I_i)^2 / n)} \quad (2.17)$$

2.5. Processos de soldagem derivativos

A busca constante de novas tecnologias de soldagem tem-se baseado no desenvolvimento de novas fontes de soldagem com controle eletrônico do processo. Estas novas fontes, embora adotem a ideia do sinergismo, ou seja, procuram a autoregulação a partir de um conjunto de parâmetros, elas ainda requerem o ajuste de parâmetros, que anteriormente não existiam. Assim, o conhecimento da influência destes parâmetros sobre a transferência de calor, em específico no aporte térmico e rendimento térmico é fundamental para a consolidação e disseminação desta tecnologia.

Deve-se ressaltar que se trata de processos que utilizam sistemas de controle eletrônicos e/ou mecânicos para monitorar e controlar a intensidade da corrente durante a transferência metálica, modificando o formato de onda da corrente de acordo com as imposições do arco. Desta forma, acredita-se que eles possibilitem a redução da formação de respingos e fumos, aumentando a produtividade, além de melhorar a estabilidade da transferência e proporcionar cordões de alta qualidade.

Estes processos que apresentam tais características são denominados de processos derivativos, haja vista que eles são uma variação (ou “derivam”) dos processos convencionais como o GTAW e GMAW. No presente trabalho, se propõe que a ênfase seja em processos derivativos do GMAW, a saber GMAW-P (Pulsado), GMAM-PV (Polaridade Variável) e GMAW com transferência por curto-círcuito controlado.

2.5.1. GMAW-P (Pulsado)

O processo GMAW-P combina as vantagens da transferência goticular com a baixa energia de soldagem da transferência por curto-círcuito e globular. Este processo utiliza um pulso de elevada corrente (corrente de pico, I_p) para um tempo finito (t_p), seguido por um pulso de baixo nível de corrente (corrente base, I_b) para um tempo finito (t_b), como mostrado na Fig. 2.14. A função da corrente de base é manter o arco aberto, enquanto que a corrente de pulso forma e transfere uma ou mais gotas da ponta do eletrodo (com diâmetro de 1 a 1,2 vezes o diâmetro do eletrodo). A onda pulsada compreendida entre a alta e baixa corrente transfere uma série de gotas da ponta do eletrodo, resultando em uma transferência similar à goticular, mas com uma corrente média mais baixa, sendo similar a corrente usada para a transferência globular (JOSEPH, 2001). Comumente o processo GMAW pulsado é utilizado para soldagem de chapas finas como em todas as posições, com uma baixa corrente média, mantendo um cordão com bom acabamento e geração de poucos respingos.

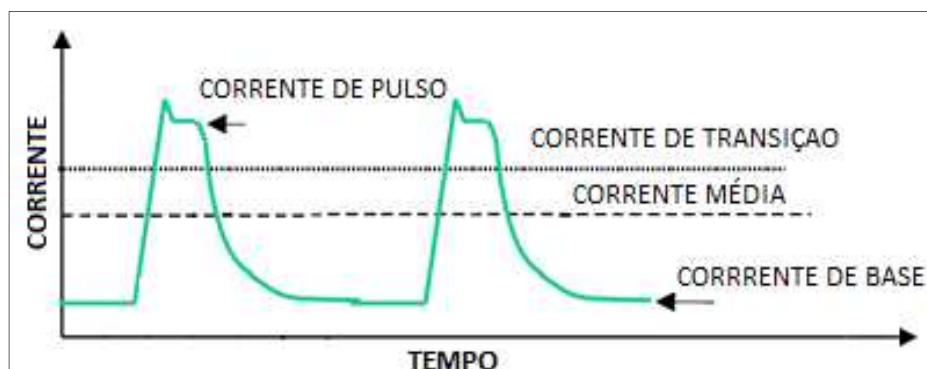


Figura 2. 14- Forma de onda da corrente para transferência pulsada (JOSEPH, 2001)

O fator predominante para o destacamento da gota é a energia gasta durante o pulso, que é proporcional ao produto da amplitude da corrente de pulso (I_p) pela duração do mesmo (t_p), sendo que baixos valores de corrente de base (I_b) pouco o afeta. No processo da transferência metálica se podem apresentar três condições, a primeira delas (-UGPP) é quando se apresenta menos de uma gota por pulso (o tempo de pulso é insuficiente para formar e transferir a gota durante o pulso), a segunda (+UGPP) é quando se transfere mais de uma gota por pulso (o tempo de pulso é o suficiente para formar e destacar uma sequencia de gotas durante o pulso), estes dois comportamentos são indesejados devido a que provocam um desbalanceamento entre a taxa de fusão e a velocidade de alimentação, provocando instabilidade no comprimento do arco, além de outros efeitos colaterais, como desuniformidade da superfície e geometria do cordão, e a terceira condição (UGPP) onde o tempo de pulso é regulado para formar e destacar uma única gota durante o pulso (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

Ojo (2005), trabalhou com processo GMAW-P criando mapas operacionais para definir as zonas onde se apresentaram as condições -UGPP, UGPP ou +UGPP, para corrente media de 120 A, 150 A. As Figs. 2.15 e 2.16 apresentam os mapas operacionais para escolha da corrente de pulso (I_p) e tempo de pulso (t_b), que vão ser utilizados nos testes realizados posteriormente para este trabalho, posicionando o ponto de trabalho na zona central de UGPP (quadrados vermelhos).

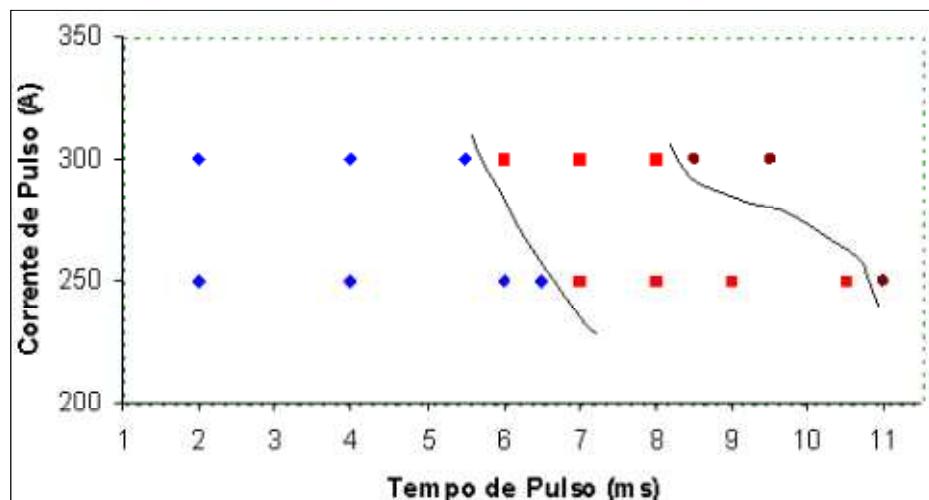


Figura 2. 15 - Influência da corrente média e tempo de pulso na transferência metálica para corrente média de 120 A (AWS ER70S6, 1,2 mm, Ar+5%O₂ e DBCP = 22 mm) (OJO, 2005)

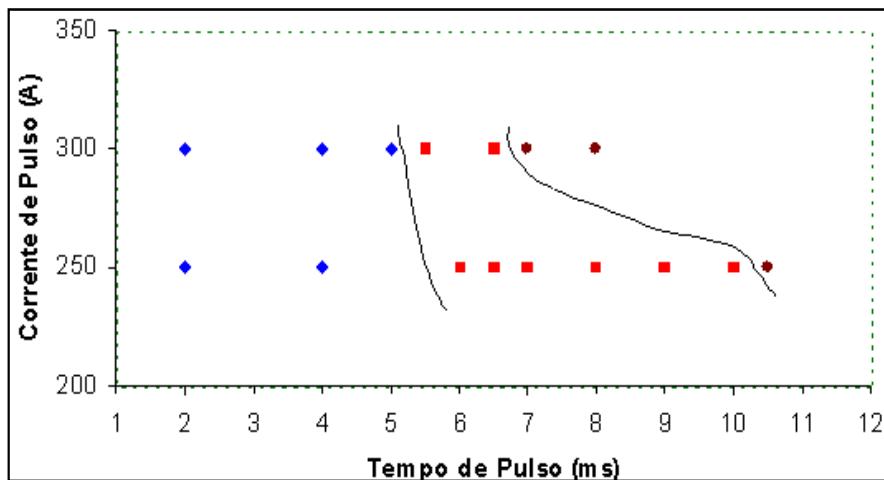


Figura 2. 16- Influência da corrente média e tempo de pulso na transferência metálica para corrente média de 150 A (AWS ER70S6, 1,2 mm, Ar+5%O₂ e DBCP = 22 mm) (OJO, 2005)

2.5.2 GMAW-PV (Polaridade Variável)

O processo GMAW-PV combina as vantagens do GMAW convencional, ou seja, polaridade positiva com o acréscimo na taxa de fusão do arame e redução da contribuição térmica quando o processo GMAW é operado na polaridade negativa. O processo GMAW-PV é uma variação do processo GMAW-P, onde é introduzido um intervalo com polaridade negativa na forma de onda de corrente, ou seja, em quanto o GMAW-P apresenta dois intervalos correspondentes a uma base positiva e pulso e um pulso positivo o processo GMAW-PV possui adicionalmente uma base negativa, como é apresentado na Fig. 2.17. A utilização deste intervalo promove variações tanto na taxa de fusão do arame como no calor transferido ao metal base (SANTOS, 2008).

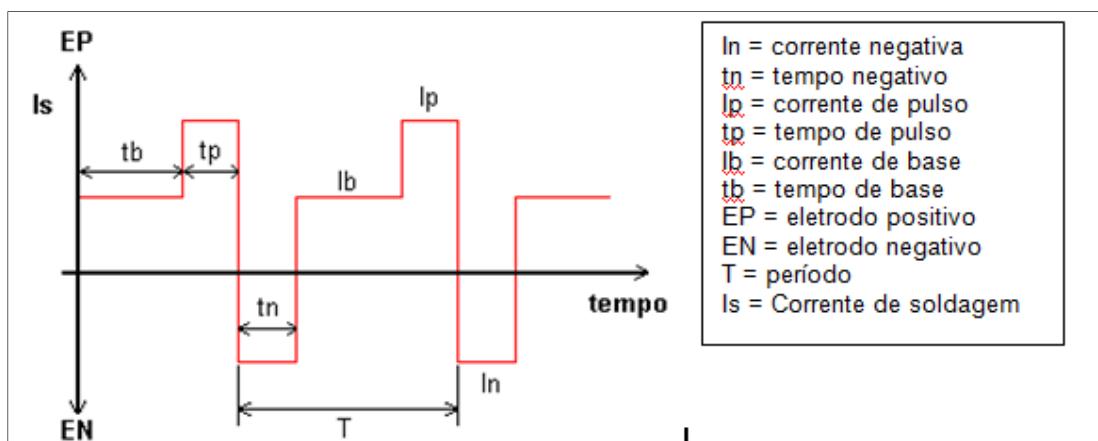


Figura 2. 17. Formato de onda para o processo GMAW-PV

Existem diversas formas de onda da corrente que podem ser utilizadas para o processo MIG/MAG-PV. Entre os diferentes formatos, Nascimento (2011) demonstrou que uma base positiva antes e após o pulso (Figura 2.18) é benéfica para evitar mudanças bruscas de polaridade, desde que o tempo na polaridade negativa seja menor que 70% do período da onda. Este formato, denominado de “Onda D” (nomenclatura que também será aqui adotada), apresentou-se mais efetivo para evitar respingos e produzir menor penetração independente do tipo de gás de proteção utilizado.

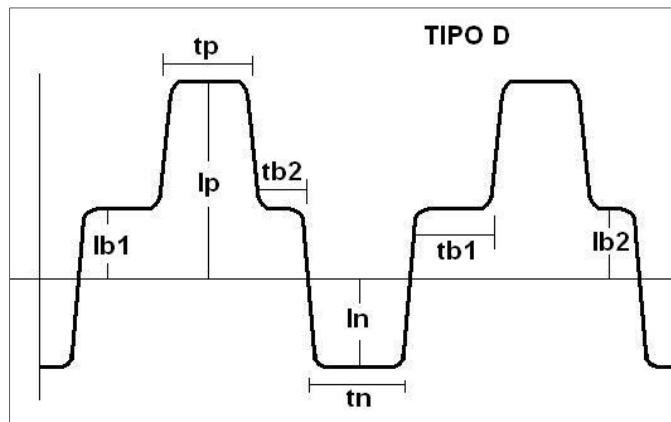


Figura 2. 18- Formato de onda tipo D

2.5.3. GMAW curto-circuito controlado

O desenvolvimento dos processos GMAW por curto-circuito controlado procura através do controle da corrente, obter uma transferência mais estável, aproveitando as vantagens da transferência metálica por curto-circuito convencional, que apresenta menor aporte térmico e capacidade de realizar soldas em todas as posições, eliminando ou reduzindo os inconvenientes do processo convencional, como a alta geração de respingos e fumos (KVASOV, 2000). Os fabricantes de fontes de soldagem buscam desenvolver equipamentos eletrônicos que permitam controlar parâmetros do processo, permitindo o controle da transferência metálica durante o curto-circuito (BALLESTEROS, 2009), visto que a fonte MIG/MAG convencional não é capaz de responder a estas oscilações (pois não possui retroalimentação), o que pode resultar em instabilidade do processo.

Atualmente no mercado existem diferentes processos com transferência por curto-circuito controlado, como o Surface Tension Transfer (STT®), o Regulated Metal Deposition (RMD®), o Cold Metal Transfer (CMT®) e o Curto-circuito Controlado (CCC®), dentre outros.

2.5.3.1. Processo de soldagem STT (Surface Tension Transfer)

O processo STT patenteado pela empresa *Lincoln Electric Company* em 1994 é um processo de soldagem onde a transferência do metal é realizada por tensão superficial, tendo como base uma fonte de energia eletrônica com corrente constante (CC), modificando o formato de onda da corrente de soldagem até cem vezes por segundo para cada gota transferida. O circuito eletrônico está baseado num microprocessador que monitora o comportamento da tensão do arco e ajusta automaticamente o formato de onda da corrente, permitindo um maior controle da energia imposta na poça de fusão e reduzindo as perdas por respingos e fumos (COSTA, 2011).

A Figura 2.19 apresenta a forma de onda para o processo STT. O processo de transferência inicia com a gota formada na ponta do arame-eletrodo (t_0) mantendo-se em um baixo valor de corrente (corrente base). Imediatamente ocorre o curto circuito (t_1) a corrente é reduzida e mantida por alguns milissegundos (t_2) reduzindo desta forma o risco de repulsão da gota e iniciando a transferência metálica de forma suave (HASHIMOTO; MORIMOTO, 2007). Depois de mantida a corrente num nível baixo, aumenta em t_3 acelerando a transferência da gota. O aumento considerável da força eletromagnética ao redor do arame devido ao aumento da corrente resulta no empescoçamento na região gota-arame. Segundo Scotti e Ponomarev (2008), a redução da seção transversal entre a gota e o arame-eletrodo aumenta a resistência elétrica nesta região, a qual é medida pela variação de tensão por unidade de tempo (dU/dt). Pouco antes do destacamento da gota (t_4) a corrente é reduzida para que a transferência aconteça sob um nível baixo de corrente, o que impede a geração de grandes respingos. Para a re-ignição do arco a corrente é aumentada (corrente de pico), tornando-se responsável pelo comprimento do arco e pela fusão do arame, iniciando a formação de uma nova gota (t_5). Durante a formação da gota, a corrente é reduzida de forma gradual (*Tail-out*) até a corrente de base, iniciando novamente o ciclo de transferência do processo.

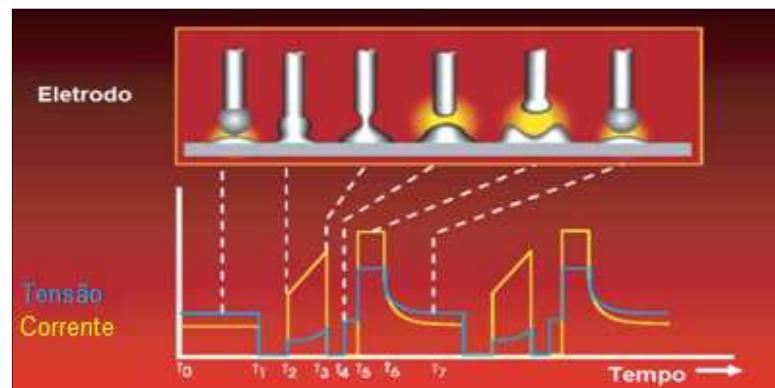


Figura 2. 19– Princípio de funcionamento para o processo STT (Surface Tension Transfer)

Entre os benefícios encontrados para o processo STT destaca-se a redução de perda de material por respingos e geração de fumos, o que favorece maior produtividade do processo e a maior transferência de calor para a poça de fusão. Assim como a capacidade de produzir soldas de qualidade e como baixa geração de respingos utilizando 100% CO₂ como gás de proteção (STAVA, 2001). O processo STT também permite controlar o aporte térmico durante a soldagem, com menor entrada de calor, reduz as distorções de material e a perfuração da raiz, fornecendo apenas a quantidade necessária de calor para produzir a solda, mesmo em materiais sensíveis como aço inoxidável (STAVA, 1993).

Os parâmetros de regulagem para o desenvolvimento de soldas com o processo STT são similares com os parâmetros do processo convencional, mas tem parâmetros adicionais que são próprios do processo como a corrente de base, corrente de pulso e *Tail-out*, sendo que este último exerce uma rampa de descida na corrente funcionando de forma similar à indutância no processo convencional (COSTA, 2011).

2.5.3.2. *Processo de soldagem RMD (Regulated Metal Deposition)*

O processo RMD também emprega o princípio de funcionamento do curto-círcuito controlado, este processo foi desenvolvido pela empresa *Miller Electric* e patenteado em 2004.

Segundo Miller (2011) a transferência metálica do processo está dividida em sete fases, como é apresentado na Fig. 2.20, sendo monitorada e controlada eletronicamente durante todas as fases da transferência. Durante a fase inicial da transferência metálica denominada *Preshort*, a gota metálica é formada na ponta do arame-eletrodo. Antes de acontecer o curto circuito na fase *Wet* a corrente se reduz a um nível mais baixo. No período de curto-círcuito o formato de onda da corrente se divide em duas fases, onde a primeira fase é denominada de fase *Pinch* que aumenta a corrente rapidamente para assim aumentar a intensidade da força eletromagnética facilitando o destacamento da gota. A segunda fase corresponde à denominada *Clear*, onde a corrente continua crescendo, mas em menor taxa comparada com a fase *Pinch*, até o momento que o fim do curto circuito é detectado pelo controle da fonte, ou seja, momento em que ocorre a formação do empescoçamento na interface da gota com o eletrodo. Assim a gota é impulsionada em direção à poça de fusão devido à ação do efeito *Pinch*, porém, a subida de forma moderada da corrente de curto circuito nesta fase, favorece que o rompimento da ponte metálica seja mais suave, reduzindo a geração de respingos.

Com o destacamento da gota realizado, a corrente é novamente reduzida por um curto período durante a fase *Blink*, com o propósito de que a re-ignição do arco elétrico ocorra de forma suave para evitar a formação de respingos. Na fase *Ball* a corrente aumenta

proporcionando a formação de uma nova gota metálica na ponta do arame-eletrodo. Para as fases *Background* e *Preshort*, a corrente é reduzida gradualmente, em forma de degraus permitindo assim o contato da nova gota com a poça de fusão, garantindo maior estabilidade da poça de fusão (COSTA, 2011).

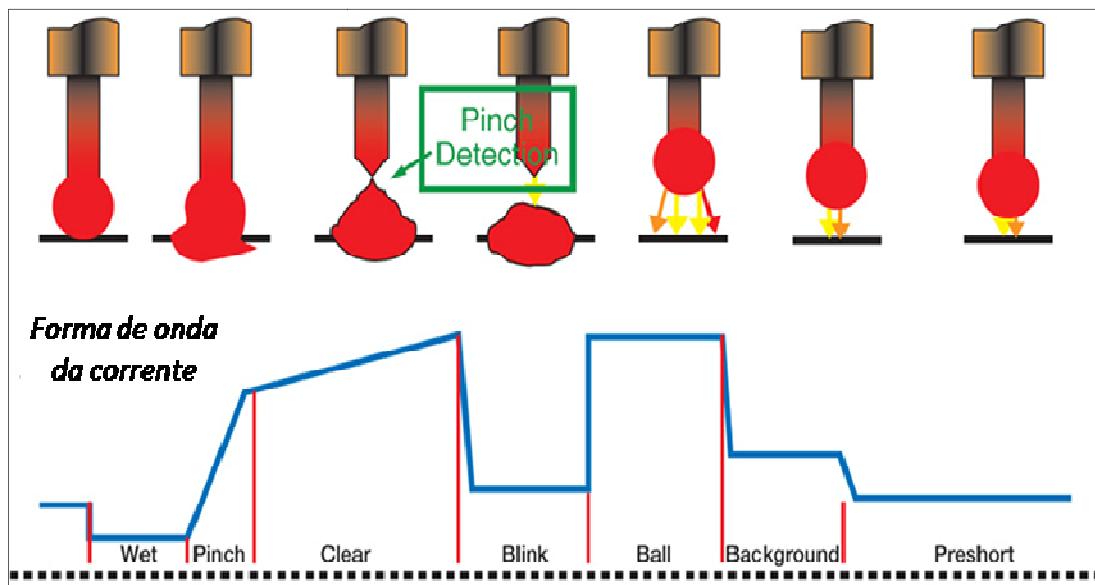


Figura 2. 20–Oscilograma de tensão e corrente de soldagem para o processo RMD (Regulated Metal Deposition) (MILLER, 2010- Modificado)

Este modo transferência metálica por curto-círcuito controlado, RMD, proporciona uma redução de 5 a 20 % no aporte térmico comparado com a transferência por curto-círcito convencional, alem de minimizar a geração de respingos (MACHADO, 2010), também sendo responsável de promover uma fusão mais uniforme causada pela estabilidade da poça de fusão (POSSEBON, 2009). No entanto este mesmo autor destaca que realizar soldas em chapas de maiores espessuras pode favorecer a presença de defeitos com falta de fusão devido ao baixo aporte térmico.

Este processo conta com dois parâmetros adicionais para sua regulagem, sendos estes o *Trim* e o *Arc Control*. O primeiro se encarrega de controlar o comprimento do arco e o segundo é responsável pelo aquecimento do metal base com o controle da largura do arco.

2.5.3.3. Processo de soldagem CMT (Cold Metal Transfer)

O processo CMT foi desenvolvido pela empresa Fronius com patente solicitada em 2005. Caracteriza-se, principalmente, por utilizar um movimento de recuo no arame-eletrodo

junto à modificação do formato de onda de corrente ajustado a partir do controle da fonte para efetuar o destacamento da gota.

Para realizar a transferência por curto-círcito o processo utiliza um arco curto e corrente de curto-círcito com valor muito inferior em comparação com o processo convencional. Na Figura 2.21 se apresenta a transferência metálica para o processo CMT, onde na primeira fase se tem o período de arco aberto, quando a ponta do eletrodo com a gota de metal líquido está aproximando a poça de fusão. Na segunda fase, após a gota entrar em contato com a poça de fusão, a corrente de soldagem é reduzida e o arco é extinto. Na terceira fase, o movimento de retração de arame durante o curto-círcito favorece a separação da gota da ponta de eletrodo (a corrente de curto-círcito permanece reduzida). E finalmente na quarta fase, a alimentação do arame é revertida novamente, iniciando um novo ciclo de transferência metálica (SCOTTI e PONOMAREV, 2008).

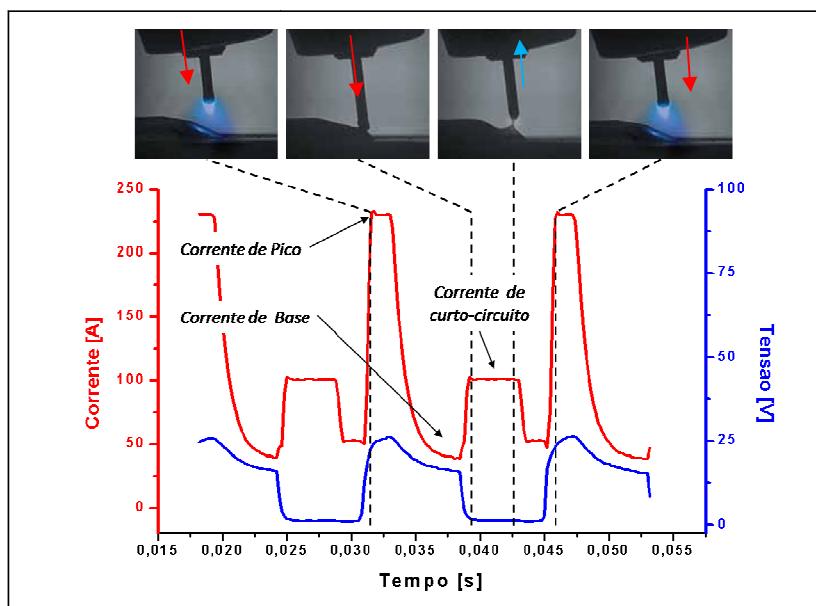


Figura 2. 21– Oscilograma de tensão e corrente de soldagem em função do ciclo de transferência da gota para o processo CMT (*Cold Metal Transfer*) (FRONIUS, 2007- Modificado)

Observa-se que quando o controle eletrônico da fonte interrompe a subida da corrente, também reduz a intensidade da força eletromagnética. O curto intervalo de tempo que esta corrente é mantida constante favorece a formação do empescoçamento na região gota-eletrodo, devido o aumento da ação da tensão superficial. A descida da corrente pouco antes do recuo do arame anula a ação do efeito *Pinch*, o que proporciona um rompimento da ponte metálica de forma extremamente suave e com pouco respingo, como pode ser verificado na Fig.2.22.

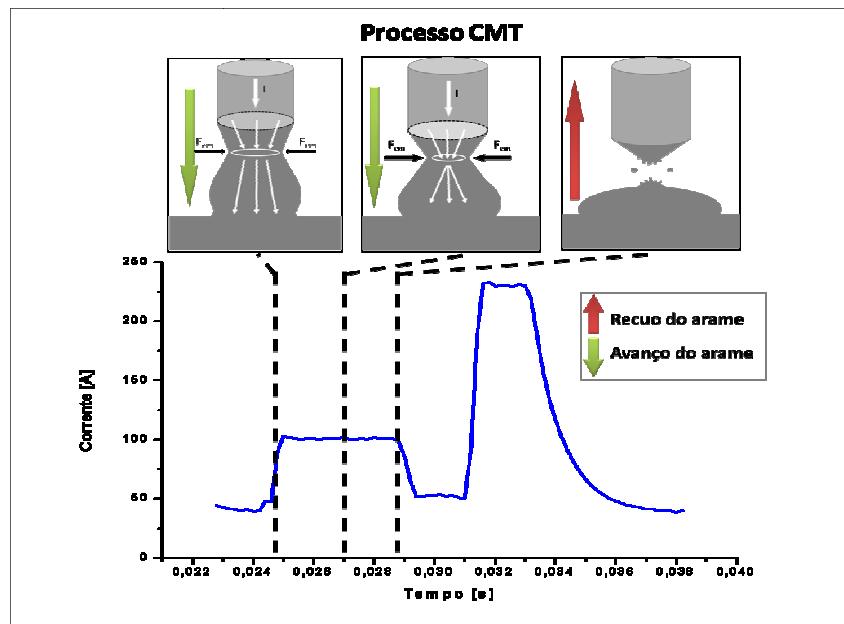


Figura 2. 22– Oscilograma de corrente durante a transferência em função do comportamento da gota para o processo CMT (COSTA, 2011)

O sistema para reverter o movimento do arame consta de dois alimentadores de arame que são controlados digitalmente. O mecanismo de alimentação conta com o alimentador convencional, que tem como função de empurrar o arame sempre para frente, e outro alimentador que está acoplado na tocha, movimentando o arame para frente e para trás (controlado por um servo-motor de corrente alternada, Fig. 2.23 (a)). Este movimento alternado do arame pode ser realizado em até uma freqüência de 70 Hz (MARKUS, 2010). Para impedir tensões que podem ser geradas no arame devido à ação combinado da movimentação de retrocesso com o movimento sempre para frente pelo alimentador principal de arame, o cabo da tocha possui um “compensador de arame” ou “pulmão” que absorve o recuo do arame (Fig. 2.23(b)).

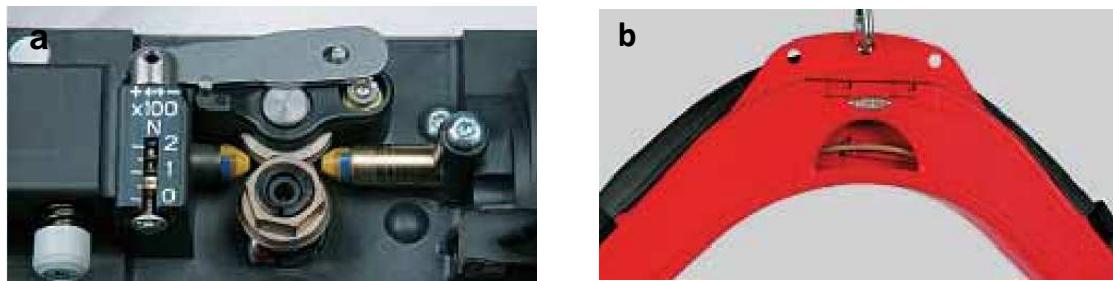


Figura 2. 23– (a) Alimentador de arame acoplado à tocha; (b) “Compensador de arame” ou “Pulmão”

Pode-se destacar outro ponto importante que é a redução significativa da geração de calor na execução da solda, devido à transferência com baixa corrente de curto-círcuito (PICKIN; YOUNG, 2006). Esta menor transferência de calor contribui para a realização de chapas sobrepostas, permitindo um maior controle da poça de fusão (HIMMERLBAUER, 2005). Mas, em contrapartida, o baixo aporte térmico do processo CMT também pode contribuir com possíveis problemas de falta de fusão e falta de penetração na soldagem de chapas mais espessas. Outra limitação deste processo é o alto custo dos equipamentos (COSTA, 2011).

Por fim, em um trabalho recente, Costa (2011) apresenta os envelopes operacionais da Fig. 2.24, nos quais a escolha dos parâmetros desta dissertação se baseia.

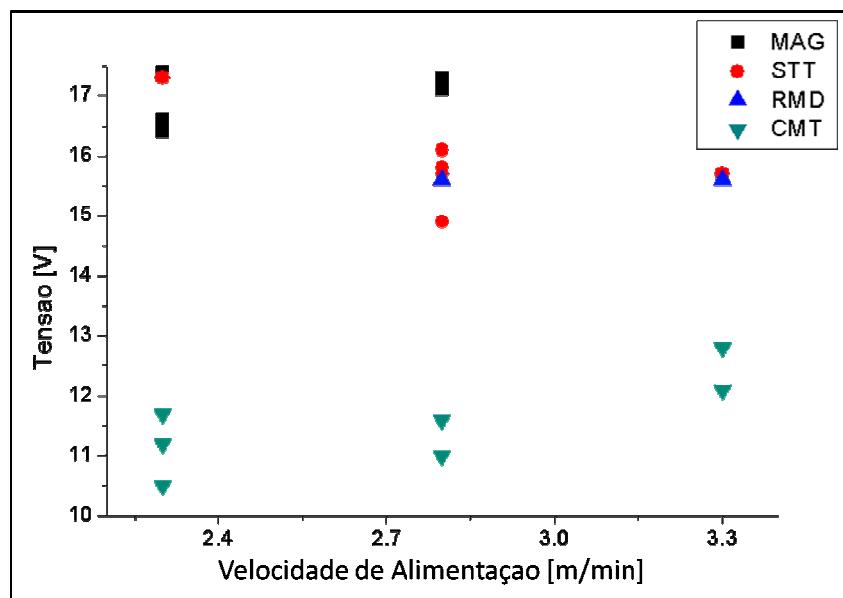


Figura 2. 24 - Envelopes operacionais dos processos GMAW (MAG), STT, RMD e CMT obtidos na soldagem de tubos de aço carbono na direção de soldagem ascendente (COSTA, 2011).

CAPITULO III

EQUIPAMENTOS, MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo são apresentados os equipamentos e consumíveis que foram utilizados para a realização dos testes, além do planejamento experimental que foi previsto para o analise da avaliação dos calorímetros de N₂L e fluxo contínuo de água. Foi avaliado o rendimento térmico nos processo GTAW, GMAW curto-círcuito convencional, GMAW com transferência goticular, GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT.

3.1. Materiais

3.1.1. Material base

Para avaliação do calorímetro de N₂L e o rendimento térmico nos diferentes processos de soldagem realizados neste trabalho foi utilizado aço carbono ASTM A36 com diferentes dimensões. A Tab. 3.1 apresenta a composição química e as propriedades mecânicas nominais deste aço utilizado como metal base. No processo GTAW foram utilizadas placas teste com dimensões de 200 x 100 x 3 mm e para o processo GMAW convencional e derivativos as dimensões foram de 200 x 100 x 6,35 mm. Os cordões de solda para os testes foram feitos na chapa (sem utilizar chanfro), Fig. 3.1. Para os testes realizados no calorímetro de fluxo contínuo as dimensões da placa teste são de 260 x 100 x 6,35 conservando o mesmo tipo de material que nos anteriores testes.

Tabela 3.1- Composição química e propriedades mecânicas nominais do aço ASTM A36 (METALGUSA, 2011)

Composição Química	% C	% P	% S	% Si	% Cu
	0,26 max.	0,04 max.	0,05 max.	0,4 max.	0,2
Propriedades Mecânicas	Resistência Limite, Mpa		Limite de Escoamento, Mpa		
	400-550		250 min.		

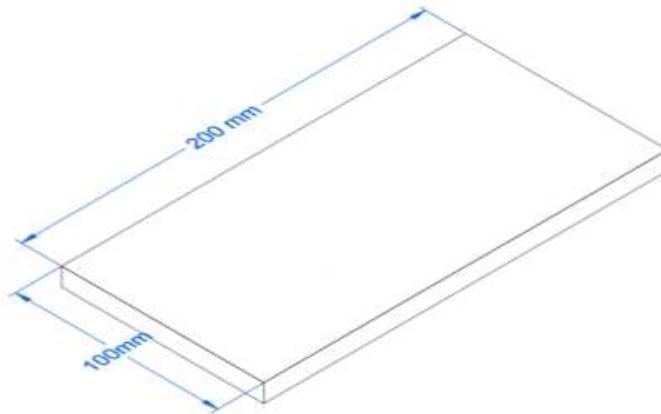


Figura 3.1- Dimensões das placas teste utilizadas no calorímetro de N₂L

3.1.2. Eletrodo de Tungstênio

Para o processo GTAW foi utilizado o eletrodo EWTh-2 com diâmetro 2,4 mm. A escolha deste eletrodo foi baseada no tipo de material base (aço carbono ASTM A36) e a faixa de corrente de trabalho, ou seja, 100 A e 150 A (descrita no Item 3.3.1).

3.1.3. Metal de adição

Para a realização dos testes com o processo GMAW e seus derivativos se utilizou arame-eletrodo AWS ER70S-6 com diâmetro de 1,2 mm. A escolha do tipo e diâmetro do eletrodo esta relacionada ao fato de já existirem trabalhos prévios com esse tipo de arame aplicado ao processo GMAW curto-círcuito e derivativos do GMAW (NASCIMENTO, 2011; COSTA, 2011), servindo como comparação, e também pelo fato de que este tipo de arame é amplamente utilizado na soldagem de componentes de aço ao carbono. A Tabela 3.2 apresenta as propriedades mecânicas e composição química nominais do arame-eletrodo.

Tabela 3.2- Composição química e propriedades mecânicas nominais do arame AWS ER70S-6. (Belgo, 2011)

ARAME ELETRODO AWS ER70S-6	
Composição Química	
C	0,06 a 0,15
Si	0,8 a 1,15
Mn	1,4 a 1,85
P	0,025 máximo
S	0,035 máximo
Cu	0,5 máximo

3.1.4. Gás de proteção

Para os testes realizados foram utilizados diferentes gases de proteção já que dependem de fatores que envolvem o tipo de material assim como o modo operacional do processo. No caso do processo GTAW a proteção gasosa foi realizada com Ar comercialmente puro. Já para os processos GMAW-P e GMAW-PV o gás de proteção foi Ar + 5%O₂, sendo baseada nos estudos prévios de Ojo (2005) e Nascimento (2011). Para os processos GMAW curto-círcito convencional, STT, RMD e CMT, a proteção gasosa foi feita com Ar + 25%CO₂, com base no trabalhado realizado por Costa (2011).

3.1.5. Nitrogênio líquido (N₂L)

O N₂L no presente trabalho foi utilizado para quantificar o calor imposto em processo de soldagem relacionando a perda de massa evaporada com a energia imposta. O nitrogênio líquido (N₂L) é um líquido criogênico, ou seja, é um gás liquefeito tendo sua temperatura de ebulição ao redor de -195,8 °C, considera-se um gás liquefeito quando a temperatura de ebulição é menor a -150 °C, (VENTURA, 2008). Devido às baixas temperaturas que apresenta o N₂L devem-se considerar equipamentos especiais para sua conservação, como é o caso dos recipientes Dewar que tem como função isolar o N₂L do ambiente como será explicado no item 3.2.4. Com o conhecimento das propriedades do N₂L mais especificamente do calor latente de evaporação (L_{vap}) descrito na Tab. 3.3 e a massa perdida de N₂L pode-se estimar a quantidade de energia transferida entre a placa teste e o N₂L como foi explicado no Item 2.2.5. Para a realização dos cálculos foi utilizado o valor de 198,4 J/mm.

Tabela 3.3- Valores do calor latente de vaporização e temperatura de ebulição para o nitrogênio líquido (N₂L)

Calor latente de vaporização [J/g]	Temperatura Ebuição, [°C]	Autor
198,6	-195,8	(MESSER, 2011)
198,38	-195,9	(DELVAR AFZAR, 2004)
198,38	-195,9	(AIRLIQUIDE, 2009)
199,1	-195,8	(UIGI, 2011)
198,3	-195,7	(TERAGON, 2010)
199,2	-196,1	(VENTURA, 2008)

3.2. Equipamentos

Foram projetadas e construídas duas bancadas experimentais para avaliação dos processos de soldagem em dois tipos de calorímetro. O primeiro deles é o calorímetro de N₂L, para o qual foi avaliado o comportamento do calorímetro com processo GTAW CC-, GMAW curto-círculo convencional e GMAW-goticular e também foi realizada a avaliação dos processos derivativos do processo GMAW com parâmetros de soldagem definidos por outros autores, como será explicado no Item 3.3. Já para o calorímetro de fluxo contínuo foram selecionados os maiores e menores rendimentos térmicos encontrados pelo calorímetro de N₂L para os processos de GTAW CC-, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular para se comparar os resultados obtidos por ambos os calorímetros. A Figura 3.2 apresenta a bancada experimental que foi utilizada para a execução dos testes.

A seguir serão apresentados os componentes principais da bancada experimental:

1. Fonte de soldagem;
2. Tocha de soldagem;
3. Alimentador de arame;
4. Cilindros gás de proteção;
5. Calorímetro N₂ líquido;
6. Recipiente armazenamento N₂ líquido;
7. Calorímetro de fluxo contínuo de água, e;
8. Recipiente de armazenamento de água.



Figura 3.2- (a) Bancada Experimental para realização dos testes com calorímetro de N₂L

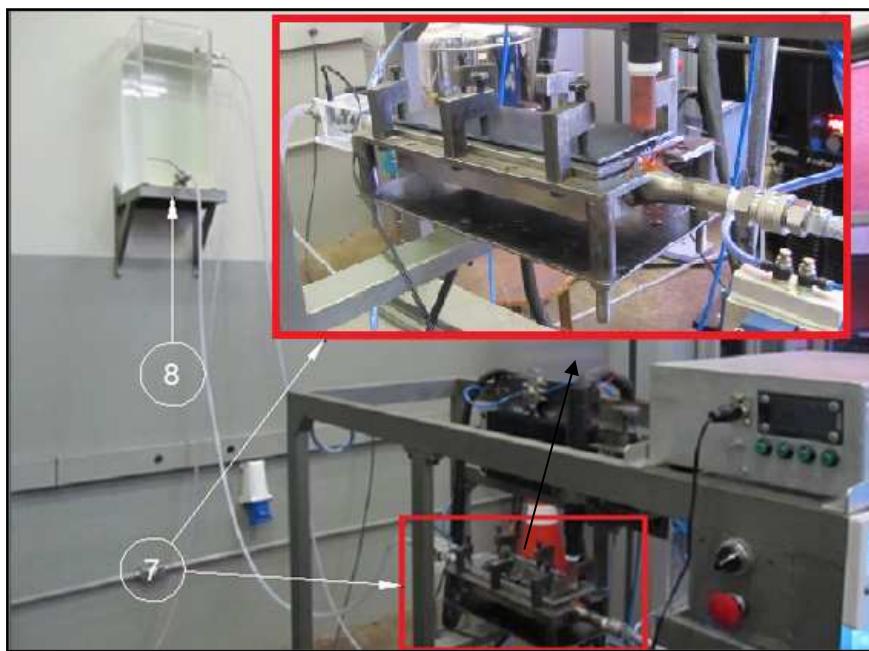


Figura 3.2 (continuação) - (b) Bancada Experimental para realização dos testes com calorímetro de fluxo contínuo

3.2.1. Fontes de soldagem

Para a realização dos testes com o processo GTAW e GMAW convencional foi utilizada a fonte multiprocessos Modelo Inversal 450, sendo uma fonte que oferece vários processos em um único equipamento, alem de ter a possibilidade de ser controlada por microcomputador com saídas de sinal analógicos e digitais. Para um fator de trabalho de 100% apresenta uma corrente nominal de 280 A, corrente máxima de 450 A, tensão em vazio de 68 V e alimentação de 220, 380 e 480 V.

Nos processos GMAW-P e GMAW-PV também foi utilizada a fonte modelo Inversal 450. Já para os processos STT, RMD e CMT que apresentam características específicas em sua transferência metálica, foram utilizadas as seguintes fontes:

- i. Fonte processo STT: utilizou-se uma fonte eletrônica inversora multiprocesso, modelo Power Wave 450/STT com alimentador de arame Power Feed 10M da empresa Lincoln Eletric. Com uma faixa de corrente e tensão de 5 a 570 A e 10 a 43 V respectivamente com fator de trabalho de 60%. Para um fator de trabalho de 100% apresenta uma corrente e tensão máxima de 450 A e 38 V respectivamente. Para os testes realizados com STT foi selecionado o programa 126 que permite a regulagem da velocidade de alimentação, corrente base, corrente de pico e tailout.
- ii. Fonte processo RMD: Foi utilizada uma fonte de energia Pipepro450RFC com um alimentador de arame com duplo cabeçote PipePro Dual DX. Esta fonte apresenta

uma corrente nominal de 450 A e 44 V com fator de trabalho de 100%, e faixa de corrente e tensão de 10 a 160 A e 10 a 44 V respectivamente, com tensão em vazio de 80V, (MILLER, 2011). A configuração do processo RMD é feito diretamente no painel de controle da fonte, onde é configurado o tipo de arame (material e diâmetro) e gás de proteção. Sendo regulada a velocidade de alimentação, Trim (comprimento do arco) e ArcControl (largura do arco).

- iii. Fonte processo CMT: os testes foram realizados com a fonte de energia TPS 3200 / 4000 / 5000 CMT fabricado pela empresa Fronius. Trata-se de uma fonte inversora com comando microprocessado e regulado digitalmente com pacote de funções para o processo CMT. O alimentador de arame utilizado foi VR 7000 CM, regulado digitalmente para todas as bobinas de arame usuais. A regulagem da velocidade de alimentação é feito do controle integrado na tocha de soldagem. Além, conta com a regulagem no painel de controle permitindo a variação no comprimento do arco.

3.2.2. Tocha de soldagem

Para a realização dos testes foram utilizados três tipos diferentes de tocha de acordo com o processo utilizado como é amostrado na Fig. 3.3. No caso do processo GTAW foi utilizada uma tocha refrigerada a água. Já nos processos GMAW convencional e derivativos foi utilizada a tocha automática modelo Aut 511 com refrigeração a água e fabricada por TBi e para o processo GMAW CMT utilizou uma tocha semiautomática PullMig CMT refrigerada a água. A bancada experimental conta com um sistema de fixação da tocha que pode ser manipulada na posição plana (empurrando, reto e puxando), com um mecanismo para a regulagem da DBCP (processo GMAW) ou do comprimento do arco no processo GTAW.

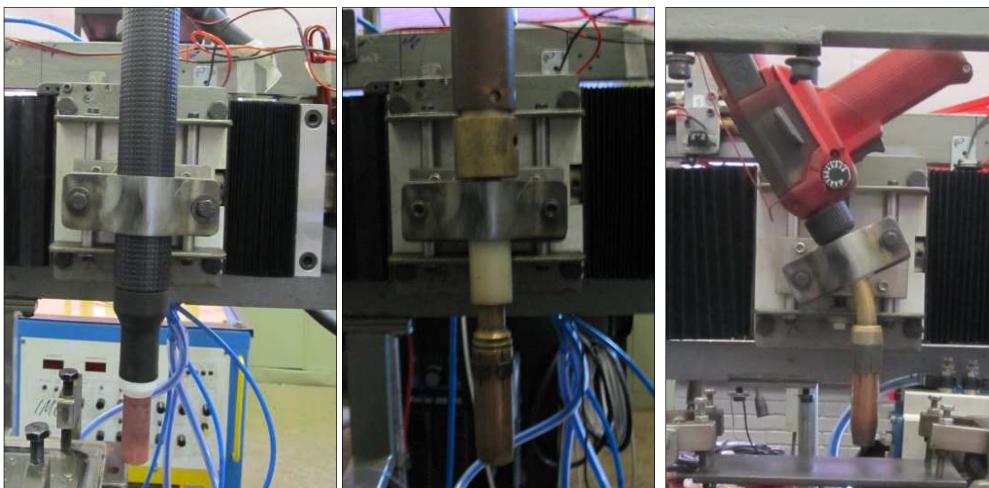


Figura 3.3- (a)Tocha de soldagem processo GTAW, (b) Tocha de soldagem processo GMAW e (c) Tocha de soldagem processo GMAW CMT

3.2.3. Calorímetro de N₂L

A bancada experimental para medir o calor imposto em processos de soldagem foi construída e montada pelo autor deste trabalho e é apresentada na Fig. 3.4. A bancada consiste em um equipamento semi-automático que tem como função principal medir a massa evaporada de N₂L e relaciona-a com o calor imposto no processo de soldagem. Além desta função a bancada conta com um sistema pneumático para a sujeição (aprisionamento) e manipulação da placa teste, sistema de deslocamento da tocha de soldagem e sistema de aquisição de sinais elétricos do processo de soldagem e da massa evaporada de N₂L. A explicação dos componentes e funcionamento do calorímetro de N₂L será realizada no Capítulo 5.



Figura 3.4- Equipamento Calorímetro de N₂ líquido

3.2.4. Recipiente de armazenamento de N₂L

Uma vez que o processo de soldagem implica numa imposição considerável de energia a uma determinada placa teste, a medição do calor imposto através desta técnica implica na evaporação de quantidades consideráveis de N₂L, sendo necessário ter um recipiente com alta capacidade de armazenamento. Para manter o N₂L em seu estado líquido é 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 entre as duas paredes, uma interna e outra externa, inibindo a troca de calor com o ambiente, Fig. 3.5 (a). O recipiente de armazenamento de N₂L tem uma capacidade de 100 litros, auto-pressurizado e com válvulas de liberação de gás e válvula dispensadora de N₂L, sendo apresentado na Fig. 3.5 (b). Para o desenvolvimento dos testes foi utilizado uma cuba

criogênica com capacidade máxima de 8 litros e capacidade de trabalho de 6 litros aproximadamente. As dimensões gerais do recipiente da cuba criogênica são 420 mm de altura interna, 150 mm diâmetro interno e 220 mm de diâmetro externo, Fig. 3.5 (c).

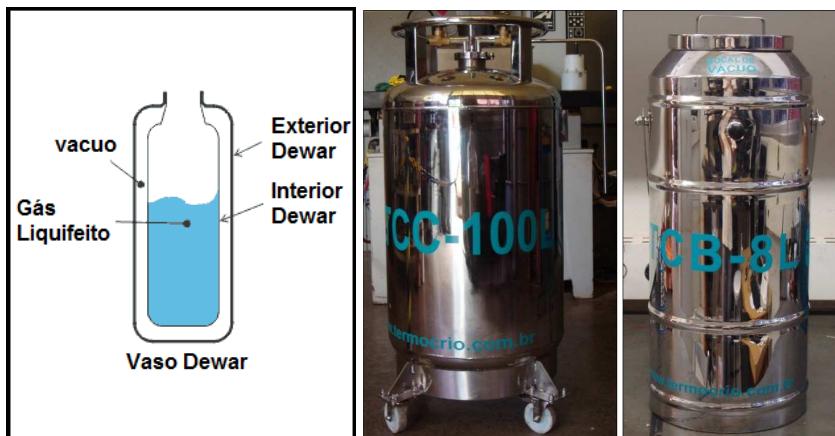


Figura 3.5- a) Princípio funcionamento recipientes Dewar, b) Recipiente Dewar de armazenamento capacidade 100L e c) Cuba criogênica capacidade 8L

3.2.5. Calorímetro de fluxo contínuo de água

Para o desenvolvimento dos testes com o calorímetro de fluxo contínuo foi utilizada a mesma estrutura base e sistema de deslocamento da tocha de soldagem que foi utilizada no calorímetro de N_2L . Sendo substituído o sistema fixação e medição de massa evaporada pelo calorímetro de fluxo contínuo, como é apresentado na Fig. 3.6. Para a medição do aporte térmico é utilizado o fluxo de água com monitoramento da temperatura de entrada e saída como foi explicado no Item 2.2.1. O desenvolvimento e funcionamento deste calorímetro será explicado no Item 4.4.

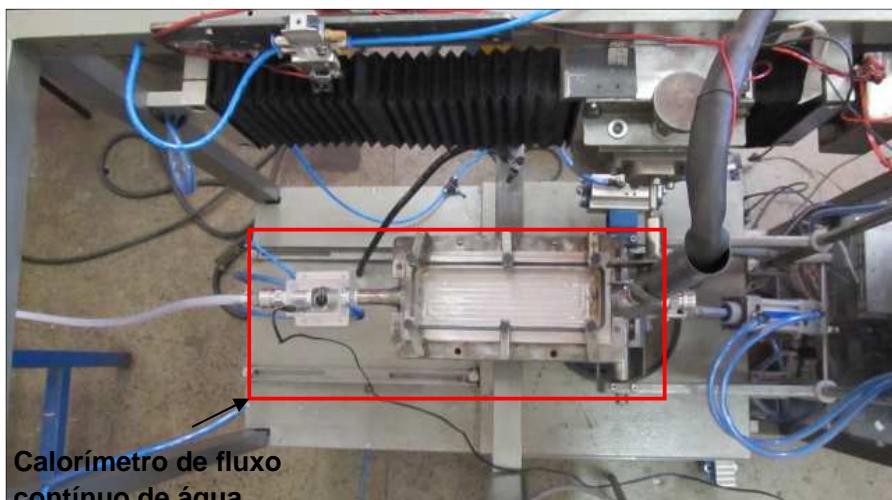


Figura 3.6- Bancada experimental do calorímetro de fluxo contínuo

3.2.6. Sistema de Aquisição de sinais elétricos

Para a realização da aquisição dos sinais elétricos de tensão e corrente dos processos de soldagem a arco deve-se realizar o condicionamento destes sinais. O esquema da Fig. 3.7 apresenta os elementos e a configuração para aquisição dos sinais elétricos do processo de soldagem e de perda de massa de N_2L durante o processo de evaporação.

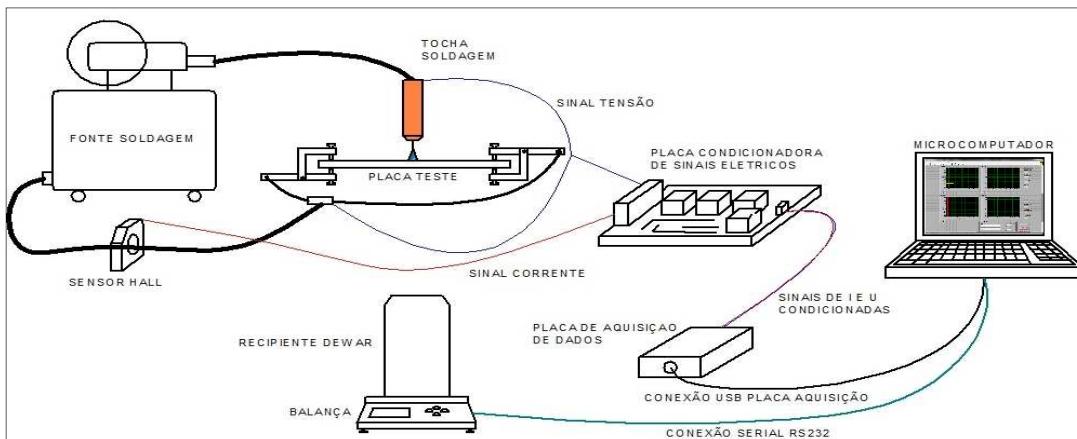


Figura 3.7- Sistema de aquisição dos dados dos sinais elétricos calorímetro N_2L

Comumente se realiza a aquisição de sinais de tensão em amplitudes de -10 a +10 V, sendo assim, os sinais provenientes da soldagem devem ser adequados. Em termos de grandeza elétrica, deve-se adequar a faixa de tensão de soldagem definida como -70 a +70 V no projeto para a faixa previamente citada. Além disto, há a necessidade de um circuito de isolamento galvânico (o circuito de aquisição deve ser eletricamente isolado da parte de potência - soldagem), filtros analógicos para retirada de frequências fora do escopo de estudo, adequação de impedância para a ligação com as placas de aquisição, responsáveis pela conversão analógico-digital.

O condicionamento para o sinal de tensão proveniente do processo de soldagem é realizado, inicialmente, com um circuito elétrico composto de um divisor de tensão para a faixa de trabalho (proporção entre os resistores em série) e um isolador galvânico proporcional ISO122P (BURR-BROWN CORPORATION, 1993), ilustrado na Fig. 3.8.

Para o sinal de corrente, os circuitos de condicionamento de sinal diferem-se dos utilizados para a tensão pela não necessidade de isolamento galvânico na etapa de condicionamento inicial, visto que o transdutor de efeito Hall utilizado já funciona como um isolamento galvânico. Além disto, o transdutor apresenta como saída um sinal de corrente proporcional. Logo, para se utilizar na placa de aquisição, deve-se convertê-lo em um sinal de tensão proporcional, utilizando-se um resistor de potência conhecido (resistor R13 da Figura 3.9). O mesmo circuito pode ser utilizado para transdutores Hall com saída em

tensão, sendo que assim não se deve inserir no circuito o resistor R13. O circuito de condicionamento do sinal de corrente é apresentado na Fig. 3.9.

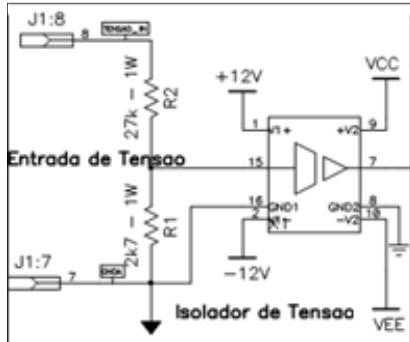


Figura 3.8- Divisor de tensão e isolamento para os sistemas de aquisição (MACHADO, 2011)

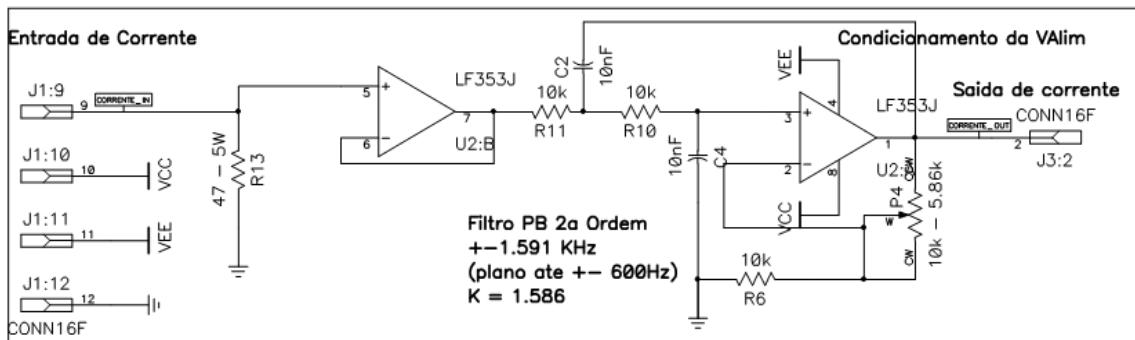


Figura 3.9 -Circuito de condicionamento da corrente: filtro, somador e ceifador, Machado (2011)

Os sinais de saída do transdutor em Efeito Hall tem intervalo de corrente de -120 a +120 mA e, após a passagem pelo conversor corrente tensão apresenta valores de -5,64 a +5,64 V, sendo que na saída do filtro (o mesmo descrito para o sinal de tensão) apresenta um intervalo de -8,96 a +8,96 V. A taxa de aquisição para os sinais de U e I foi de 2000Hz.

O monitoramento da massa evaporada de N₂L foi realizado através da saída de sinal da balança MARK SERIE M com protocolo de comunicação RS232 que pode ter uma interface direta com o microprocessador (BEL ENGINEERING, 2008). A taxa de Aquisição para os sinal da balança foi de 10 Hz.

Os sinais de corrente, tensão e peso da balança foram processados por meio de uma placa NI USB 6215 que tem interface com o computador através do programa LabVIEW (Anexo B).

No caso do calorímetro de fluxo contínuo, o sistema de aquisição, para os sinais de tensão e corrente continuam sendo os mesmo que para o calorímetro de N₂L. A Figura 3.10 apresenta o esquema do sistema de aquisição. Neste dispositivo foi monitorada a

temperatura de entrada e saída por meio de termopares tipo T através de uma placa de aquisição 9211 da National Instrument tendo uma interface direta com o computador por meio de conexão USB e monitorada por meio do programa LabVIEW. A taxa de aquisição para cada termopar foi de 3 Hz.

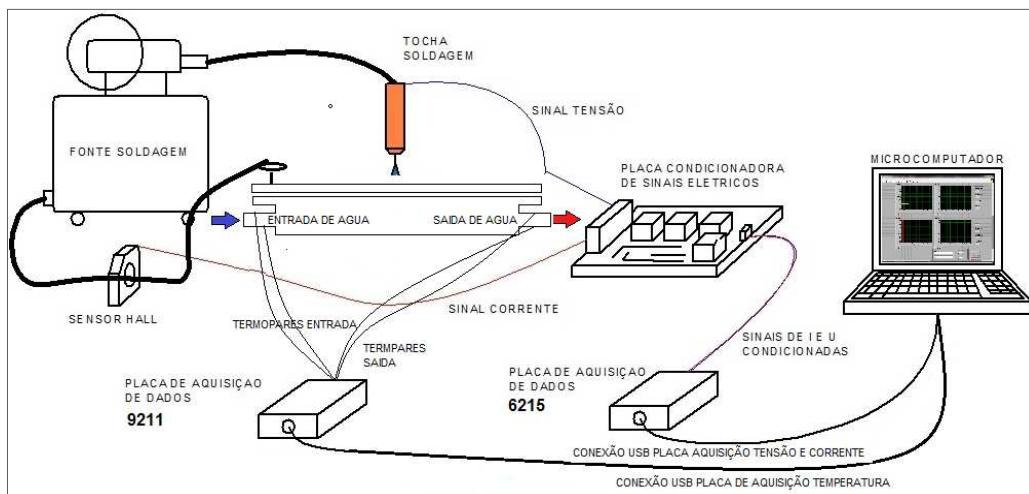


Figura 3.10- Sistema de aquisição dos sinais elétricos para o calorímetro de fluxo contínuo

O fluxo de água foi monitorado através de um medidor de fluxo de vazão tipo turbina para líquidos (especificação SFL 1220 R10) com faixa de medição de 1L/min. a 20L/min. O transdutor de vazão apresenta em sua saída um sinal digital. Este é um trem de pulso que apresenta frequências de 100 a 2000 Hz, proporcionais à vazão mínima e máxima de sua escala. Sua calibração é realizada para liberar 6000 pulsos por litro. Para a aquisição de dados foi utilizado um circuito conversor de frequência em tensão, Fig. 3.11, com interface por meio de placa de aquisição NI USB 6215 e monitorada por meio de LabVIEW (Anexo B). A taxa de aquisição para o medidor de vazão foi de 2000 Hz.

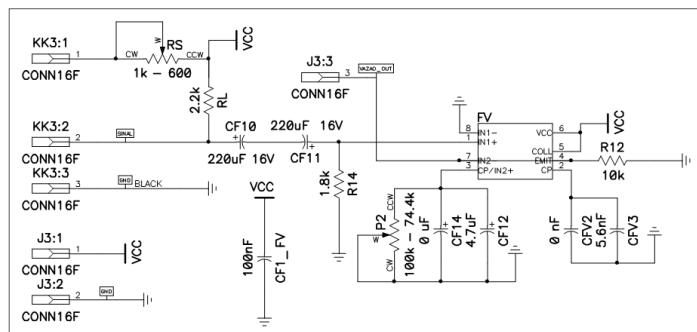


Figura 3.11. Circuito conversor de frequência em tensão para o medidor de vazão (MACHADO, 2011)

3.3. Planejamento experimental

Para a avaliação do calorímetro de N₂L foram realizados testes de funcionamento com o processo GTAW e GMAW curto circuito convencional, onde além de avaliar o funcionamento do equipamento foi avaliado o rendimento térmico para diferentes condições de soldagem. Nos processos derivativos do GMAW (GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT) se realizaram testes para avaliar o aporte térmico sob parâmetros específicos de soldagem. Já para avaliação do calorímetro de fluxo contínuo foram realizados testes nos parâmetros que apresentaram o maior e menor rendimento térmico com o calorímetro de N₂L para os processos GTAW, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular.

3.3.1. Planejamento para o processo GTAW com o calorímetro de N₂L

O planejamento para a avaliação do calorímetro de N₂L com o processo de GTAW foi proposto analisar os efeitos sob o aporte térmico em função das variações de parâmetros de soldagem como corrente (I), comprimento do arco (L_a), velocidade de soldagem (V_{sold}) e comprimento do cordão (L_c). A Tabela 3.4 apresenta o planejamento experimental, que é um fatorial completo com quatro fatores a diferentes níveis totalizando 36 ensaios.

Tabela 3.4- Planejamento experimental proposto para medição do calor imposto em processo de soldagem GTAW

Teste	I [A]	La [mm]	Vs [cm/min]	Lc [cm]	Teste	I [A]	La [mm]	Vs [cm/min]	Lc [cm]
1	100	3	15	8	19	150	3	15	8
2				12	20				12
3				16	21				16
4			20	8	22			20	8
5				12	23				12
6				16	24				16
7		5	25	8	25			25	8
8				12	26				12
9				16	27				16
10			15	8	28			15	8
11				12	29				12
12				16	30				16
13			20	8	31			20	8
14				12	32				12
15				16	33				16
16		15	15	8	34			15	8
17				12	35				12
18				16	36				16

3.3.2. Planejamento experimental GMAW - curto circuito e GMAW – Goticular com o calorímetro de N₂L

Na Tabela 3.5 e 3.6 são apresentados os planejamentos experimentais para o processo GMAW Curto-círcuito convencional e GMAW- Goticular que foram propostos para avaliar o calor imposto no processo de soldagem com a variação dos parâmetros do processo, como, velocidade de alimentação (V_a), velocidade de soldagem (V_s) e comprimento do cordão de solda (L_c). Neste caso também foi aplicado um planejamento fatorial completo.

Ressalta-se que a ideia inicial é prover uma avaliação geral das grandezas térmicas passíveis de serem medidas com ambos os calorímetros (aporte térmico e rendimento térmico). Assim, optou-se por efetuar um planejamento experimental mais simples. Neste caso, ao se alterar a velocidade de alimentação, sem se alterar a tensão de referência, o comprimento do arco irá se alterar, o que possivelmente trará alterações nas grandezas térmicas mencionadas. Além disto, a taxa de deposição se alterou ao se alterar a relação V_a/V_{sold} .

Tabela 3.5 – Planejamento experimental proposto para medição do calor imposto em processo de soldagem GMAW curto-círcuito convencional

Teste	DBCP [mm]	U [V]	V_a [m/min]	V_s [cm/min]	L_c [cm]
1	12	19	3	30	10
2					15
3			40	10	10
4					15
5			30	10	10
6					15
7			40	10	10
8					15

Tabela 3.6 – Planejamento experimental proposto para medição do calor imposto em processo de soldagem GMAW – Goticular

Teste	DBCP [mm]	U [V]	V_a [m/min]	V_s [cm/min]	L_c [cm]
1	21	29	6,5	30	10
2					15
3			40	10	10
4					15
5			30	10	10
6					15
7			40	10	10
8					15

Os planejamentos experimentais citados previamente têm em consideração só um teste para cada configuração de parâmetros. No caso do processo GTAW foi realizada uma réplica para o primeiro segmento de teste, que corresponde ao bloco de 100 A; também sendo aplicado para o processo GMAW curto-círcuito convencional. No caso dos testes com um só corpo de prova, serão analisados os resultados fazendo um teste a mais para a configuração de parâmetros que não atinjam ou estejam dispersos dos resultados esperados.

3.3.3. Planejamento experimental GMAW – Derivativos com o calorímetro de N₂L

Para a realização dos testes com processos derivativos de GMAW utilizou-se os parâmetros de soldagem de trabalhos prévios (NASCIMENTO, 2011 e COSTA, 2011). Todos os processos foram avaliados em dois níveis de corrente, 115 A e 155 A, tentando manter uma mesma taxa de deposição para todos os testes, ou seja, uma mesma relação de V_a/V_s. No Capítulo Testes Preliminares é apresentada a metodologia utilizada para se obter os valores de corrente requeridos. Assim, no presente item apenas se apresenta o planejamento experimental da Tab. 3.7.

Tabela 3.7- Planejamento experimental para os processos GMAW curto-círcuito convencional, GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT

Processo	Teste	I [A]	Característica cada processo
STT	1	115	Tail out
STT	2	155	Tail out
RMD	3	115	Trim e ArcControl
RMD	4	155	Trim e ArcControl
CMT	5	115	Comp Arco
CMT	6	155	Comp Arco
GMAW-P	7	115	Ip, Ib, tp, tb UGPP
GMAW-P	8	155	Ip, Ib, tp, tb UGPP
GMAW-PV	9	115	Tempo Neg e Post
GMAW-PV	10	155	Tempo Neg e Post

3.3.4. Planejamento experimental para o calorímetro de fluxo contínuo de água

Para a avaliação do calorímetro de fluxo contínuo foram escolhidos os parâmetros que apresentem o máximo e mínimo rendimento térmico nos processos GTAW, GMAW curto-círcuito convencional e GMAW-goticular avaliados com o calorímetro de N₂L. Para cada um dos níveis se realizou uma repetição totalizando quatro testes para cada processo. Posteriormente se compara os resultados dos dois calorímetros.

3.4. Metodologia para cálculo da eficiência térmica

Para determinar o rendimento térmico deve-se ter em conta a potência elétrica, energia de soldagem e energia imposta. O cálculo de cada uma destas parcelas tem sido objeto de discussões conforme descrito no Item 2.4 da Revisão Bibliográfica. A seguir será explicado o método de cálculo utilizado neste trabalho.

3.4.1. Cálculo da potência elétrica de soldagem

Como apresentado Item 2.4, o método mais adequado para o cálculo da potência elétrica é através da potência média instantânea que representa de forma mais precisa o comportamento da energia levando em consideração qualquer variação na corrente e a tensão durante o tempo de soldagem, definida pela Eq. 2.16.

Neste trabalho, os sinais de aquisição foram divididos em três zonas, sendo estas o tempo de arco fechado, tempo de tensão em vazio e tempo de arco aberto (processo de soldagem), como pode ser observado na Fig. 3.12 para o processo GTAW CC- e na Fig. 3.13 para o processo GMAW curto-círcuito convencional. O tempo de arco aberto está definido pela diferença entre o tempo inicial de arco aberto t_{lab} e o tempo final de arco aberto t_{fab} . Para o processo GTAW a ignição do arco é realizada de forma manual, ou seja, é realizado um curto circuito entre o eletrodo e a placa teste com um eletrodo do mesmo tipo para abrir o arco. O t_{lab} para este processo é considerado a partir do momento em que a corrente aumenta e se estabiliza em um determinado valor descartando o tempo de ignição do arco, já que a maioria do calor gerado em essa fração de tempo é captada pelo eletrodo de ignição, Fig. 3.12 (a). O t_{fab} é considerado quando o arco deixa de atingir a placa teste e a corrente cai para zero Fig. 3.12(c).

No processo GMAW a alimentação do arame é realizada de forma automática, ou seja, não precisa da intervenção manual para abrir o arco de soldagem como no processo GTAW apresentado neste trabalho. Assim, foi considerado o tempo inicial de arco aberto (t_{lab}) quando a corrente aumenta de zero para um determinado valor, Fig. 3.13 (a) e o tempo final de arco aberto (t_{fab}) quando a corrente cai para zero Fig. 3.13 (c).

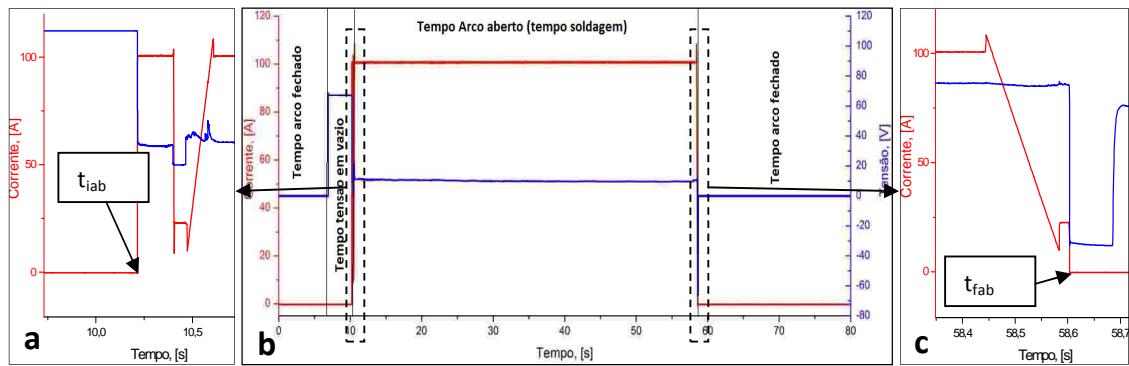


Figura 3.12- Representação das zonas de arco aberto e arco fechado para processo GTAW

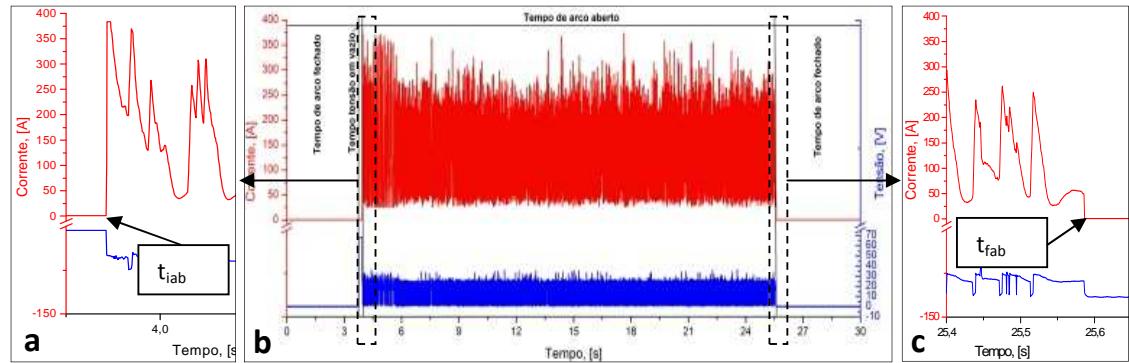


Figura 3.33-Representação das zonas de arco aberto e arco fechado para processo GMAW

3.4.2. Cálculo da energia de soldagem

A energia de soldagem é definida como a potência elétrica gasta para produzir a fonte de calor num determinado tempo. Melfi (2010) afirma que, segundo a ASME IX, o método tradicional para medir a energia de soldagem esta definida pela Eq. 3.1, sendo utilizada para processo que não tem controle do arco e para processos com controle do arco a energia de soldagem esta definida pela Eq. 3.2.

$$E_{\text{sold}} = P_{\text{arco}}/V_s ; [\text{J/mm}] \quad (3.1)$$

Onde:

P_{arco} = Potência elétrica instantânea do arco, [W];

V_s = Velocidade de soldagem, [mm/s].

$$E_{\text{sold}} = P_{\text{arco}} * t_{\text{sold}}/L_c ; [\text{J/mm}] \quad (3.2)$$

Onde:

- P_{arco} = Potência elétrica instantânea, [W];
 t_{sold} = Tempo de soldagem, [s];
 L_c = Comprimento do cordão de solda, [mm/s].

Neste trabalho os cálculos correspondentes a energia de soldagem foram realizados de acordo as Eq. 3.1 e Eq. 3.2 e aplicabilidade em cada processo como é sugerido pela norma ASME IX.

3.4.3. Cálculo do calor imposto na placa teste

O cálculo do aporte térmico foi realizado através do calorímetro de N_2L e de fluxo contínuo de água. Os cálculos correspondentes são apresentados no Item 2.2.5 para o calorímetro de N_2L e no Item 2.2.1 para o calorímetro de fluxo contínuo de água.

Nesta seção serão descritos os sinais de saída esperados para cada um dos calorímetros, facilitando a interpretação dos pontos principais de cada gráfico. Os sinais de saída para o calorímetro de N_2L e fluxo contínuo são apresentados nas Fig. 3.14 e 3.15 respectivamente. No caso do calorímetro de N_2L , o sinal de saída apresentado nesta seção é valido para as duas etapas de medição, lembrando que a primeira é realizada para placas com energia imposta do processo de soldagem e a segunda é a energia que contém placa em condições ambientais, como foi explicado no Item 2.2.5 (para maiores detalhes dos pontos de massa inicial e final ver Anexo A). Os pontos de massa inicial e final podem ser definidos de duas formas por critério do usuário ou por meio de um programa que permita estabelecer as mesmas condições de avaliação para todos os testes. Para este trabalho se optou por desenvolver um programa em MatLab que permite encontrar estes pontos (Anexo C)

Já para o sinal de saída para o calorímetro de fluxo contínuo pode-se observar que se têm duas curvas. A curva 2 correspondente à temperatura de saída, T_{w2} , (neste caso dois pontos de monitoramento de saída, $Sai1$ e $Sai2$) representa o ciclo térmico da placa teste que compreende o tempo de aquecimento (durante a soldagem) e tempo de resfriamento (tempo que vai desde que o arco deixa de atingir a placa teste até seu total resfriamento e equilíbrio com a temperatura de entrada). A curva 1 representa a temperatura de referência sendo esta a temperatura de entrada da água ao calorímetro (T_{w1}), também monitorada do mesmo modo que a saída em dois pontos ($Ent1$ e $Ent2$). O cálculo do aporte térmico para este tipo de calorímetro corresponde à área confinada entre a curva 1 e curva 2 de acordo com a Eq. 2.6, sendo calculada a média para o sinal de entrada e saída através de integração numérica com o programa *OriginPro 7.5*.

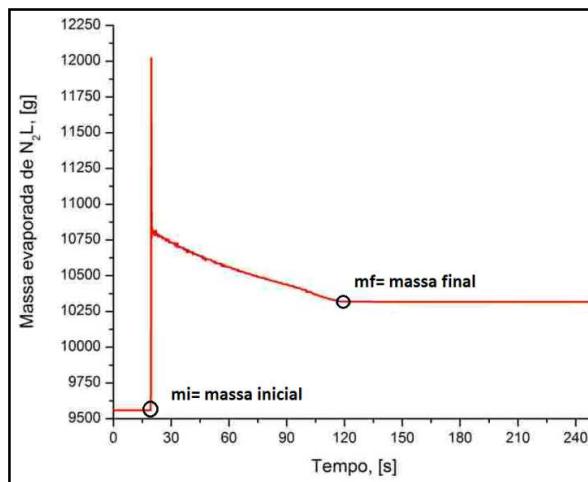


Figura 3.4- Esquema do sinal de saída esperado para a massa evaporada de N_2L

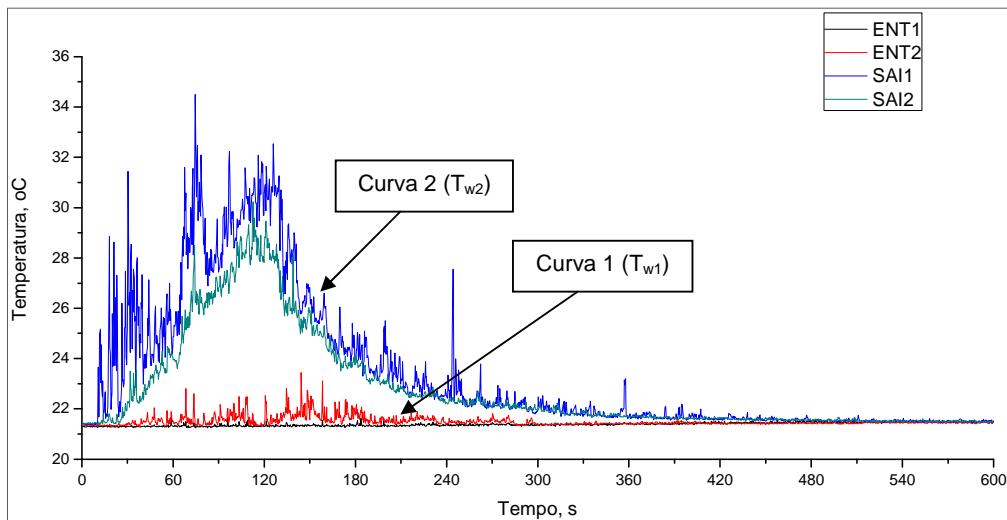


Figura 3. 5- Esquema do sinal de saída esperado dos termopares do calorímetro de fluxo contínuo

3.4.4. Cálculo do rendimento térmico em processo de soldagem

Com o conhecimento da energia de soldagem calculada a partir dos sinais de corrente e tensão do processo de soldagem e o aporte térmico medido por meio experimental (calorimetria), pode-se calcular o rendimento térmico conforme a Eq. 2.2 (Item 2.1).

CAPITULO IV

PROJETO E CONSTRUÇÃO DOS CALORÍMETROS DE N₂L E DE FLUXO CONTÍNUO

Neste capítulo é apresentado o desenvolvimento do calorímetro de N₂L e fluxo contínuo de água, assim como também os componentes, funcionamento e modo de uso de ambos os equipamentos.

4.1. Projeto e desenho da bancada experimental de N₂ líquido

Com base nas características do calorímetro de N₂L apresentadas na revisão bibliográfica no Item 2.2.5, foi realizado o desenho e construção da bancada experimental que tem como propósito principal ter a menor intervenção possível do operador, tentando aperfeiçoar as medições de massa perdida (aporte térmico) de N₂L. Para cumprir este objetivo a bancada experimental foi projetada com um sistema mecânico que tivesse a capacidade de prender e transladar a placa teste do ponto de soldagem até a cuba criogênica de forma automática, garantindo a repetibilidade dos resultados. Na Figura 4.1 é apresentado o esquema inicial do mecanismo proposto para a bancada experimental.

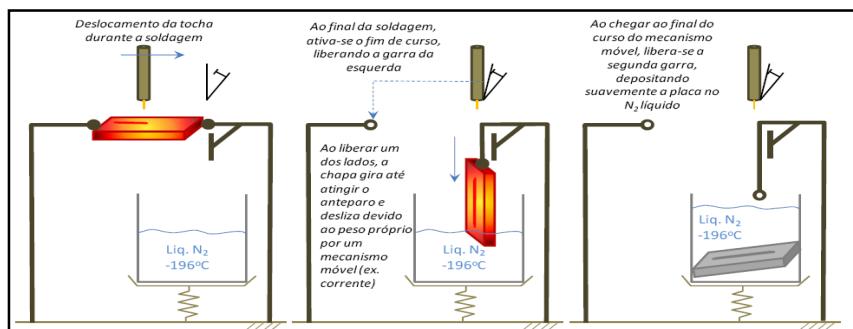


Figura 4.1 - Esquema do sistema mecânico para a movimentação da placa teste ate o recipiente Dewar

O projeto da bancada experimental foi desenvolvido com sistema CAD, permitindo analisar e simular os movimentos na manipulação da placa, desde o começo da solda até sua total imersão no N₂L. A Figura 4.2 apresenta a configuração e elementos da bancada experimental:

1. Estrutura principal;
2. Conjunto garra giratória;
3. Conjunto garra fixa;
4. Conjunto pesagem N₂ líquido;
5. Conjunto deslocamento tocha;
6. Sistema de aquisição de dados;
7. Conjunto válvulas sistema pneumático;
8. Controle movimentador da tocha;
9. Válvulas de controle pneumático (modo manual e automático da manipulação da placa teste).

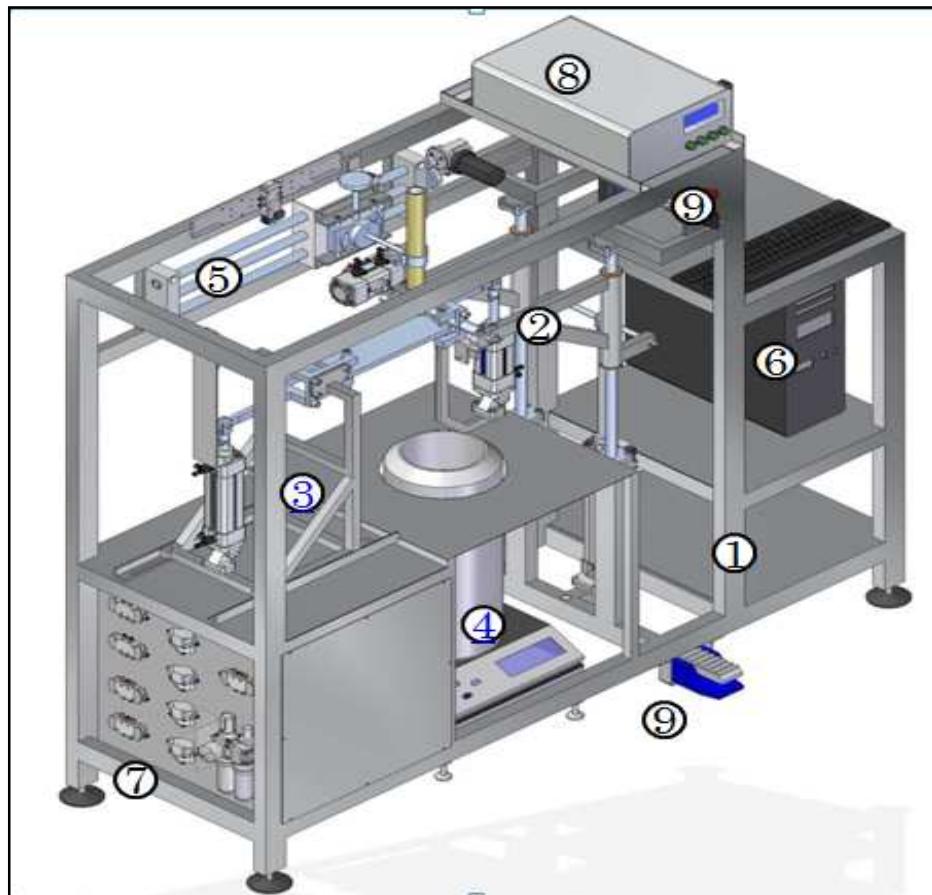


Figura 4.2- Projeto completo da bancada experimental do calorímetro de N₂L.

A seguir será explicado cada um dos componentes da bancada experimental.

4.1.1. Estrutura principal

A estrutura foi feita de aço ao carbono, perfil retangular vazado de 30 x 50 mm com espessura de 1,2 mm. Foi projetada para conter todos os outros equipamentos e suportar as cargas que o processo requer na manipulação da chapa e da tocha de soldagem.

4.1.2. Conjunto garra giratória

O sistema tem como primeira função segurar a placa teste em uma das extremidades mantendo-a na posição plana durante o processo de soldagem e a segunda função é movimentar, levar e liberar a placa teste na cuba criogênica. O conjunto é formado por um sistema de garra giratória (aço inoxidável 304), atuador pneumático linear para abertura da garra e liberação da placa teste (percurso 50 mm e diâmetro 40 mm), suporte geral conjunto, eixo central de giro, atuador rotativo pneumático (giro de 90°), fim de curso rotativo, atuador linear pneumático (percurso 250 mm e diâmetro 40 mm), fim de curso descida e eixos guia para subir e descer o conjunto, como são apresentado na Fig. 4.3.

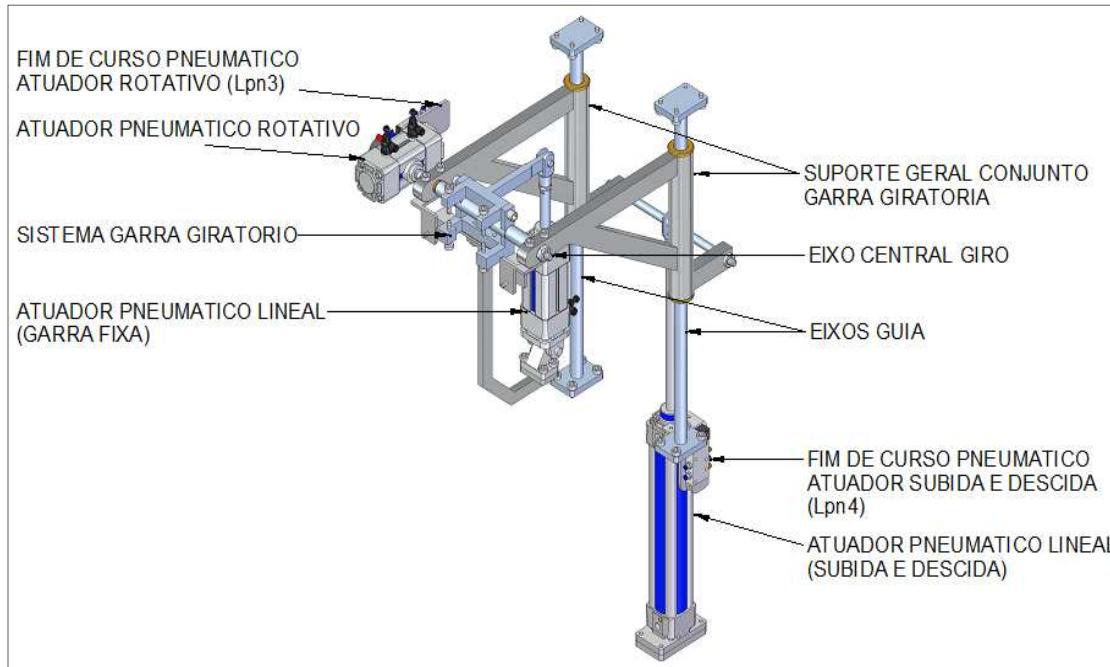


Figura 4.3 - Conjunto garra giratória

4.1.3. Conjunto garra fixa

A função principal deste sistema é sujeitar (fixar) a placa teste na outra extremidade mantendo-a em posição plana durante o processo de soldagem, onde posteriormente será

liberada e levada até a cuba criogênica. A outra função é regular o comprimento de abertura entre as duas garras com uma faixa de 13 a 28 cm. A Figura 4.4 apresenta os componentes principais, entre eles, sistema garra fixa, atuador pneumático linear (percurso 150 mm e diâmetro 40 mm), suporte conjunto e fim de curso garra fixa.



Figura 4.4 - Conjunto garra fixa

4.1.4. Conjunto pesagem N₂L

Como é apresentado na Fig. 4.5, o sistema de pesagem da massa evaporada de N₂L, é composta por uma mesa suporte, balança digital (capacidade 32 kg e resolução 0,1g) e cuba criogênica. A função deste conjunto é registrar a perda de massa evaporada de N₂L durante um determinado tempo, além de captar características particulares que se apresentam durante o processo de evaporação, como forças externas ou taxas de evaporação excessiva provocadas por perturbações no entorno.

Devido à grande sensibilidade que apresenta o sistema a movimentos e vibrações, se recorreu a isolar o sistema, ou seja, está apoiado diretamente no chão e não está associado estruturalmente com o suporte principal da bancada experimental, como será explicado no Item 4.2.1.2.



Figura 4.5 - Sistema de pesagem de massa evaporada de N₂L

4.1.5. Conjunto deslocamento tocha

Para a movimentação da tocha foi utilizada uma mesa de um eixo, motor DC, sistema de controle desenvolvido no Laprosolda, suporte de manipulação da tocha, escala reguladora de percurso e fins de curso pneumático e elétrico, como apresentado na Fig. 4.6. A movimentação e posição da tocha de soldagem é feita através do controle PID do conjunto motor-encoder e o deslocamento da tocha é limitado através de fins de curso elétricos (L_{el1} e L_{el2}). Dentro do conjunto de movimentação da tocha de soldagem, existe um regulador de altura, com possibilidade de variar o ângulo de soldagem (puxando, reto e empurrando).

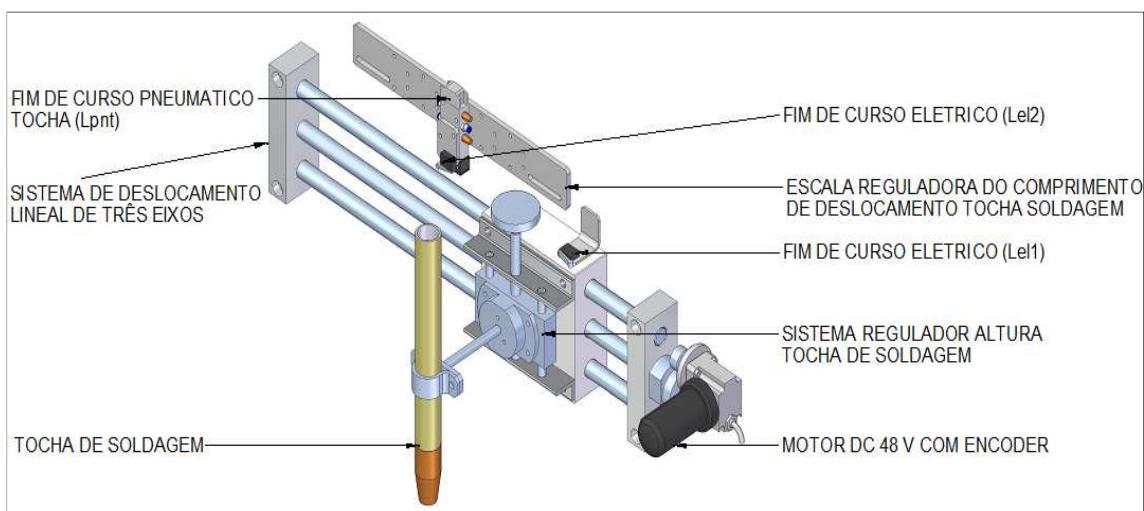


Figura 4.6-Conjunto controle de deslocamento da tocha de soldagem

4.1.6. Sistema de aquisição de dados

Para os cálculos de energia imposta e energia fornecida pelo arco é preciso obter o registro de dados da massa perdida por meio da balança, além dos sinais de corrente e tensão para o processo de soldagem. Para o monitoramento da massa evaporada, a balança conta com um protocolo RS232 tendo uma interconexão direta com o computador e para os sinais relacionados ao processo de soldagem conta-se com uma placa de aquisição NI-USB6215, com uma interface de processamento de sinal em LabView, como foi visto no Item 3.2.6.

4.1.7. Conjunto de válvulas do sistema pneumático

A função principal do sistema pneumático é garantir a repetibilidade dos testes, minimizando erros operacionais. Em alguns procedimentos o tempo que a chapa leva para ser colocada dentro o N₂L após finalizar o processo de soldagem é em torno de 5 segundos (SCOTTI, 2008). Entretanto, a utilização de um sistema manual resulta em variações, induzindo a erros de medição. O sistema pneumático visa padronizar os testes inferindo uma repetibilidade, além de diminuir riscos ao operador, que fica exposto aos respingos que podem acontecer devido ao contato entre placa teste e o N₂L. Na Figura 4.7 é apresentado o circuito utilizado para o sistema pneumático e os componentes serão listados na Tab. 4.1.

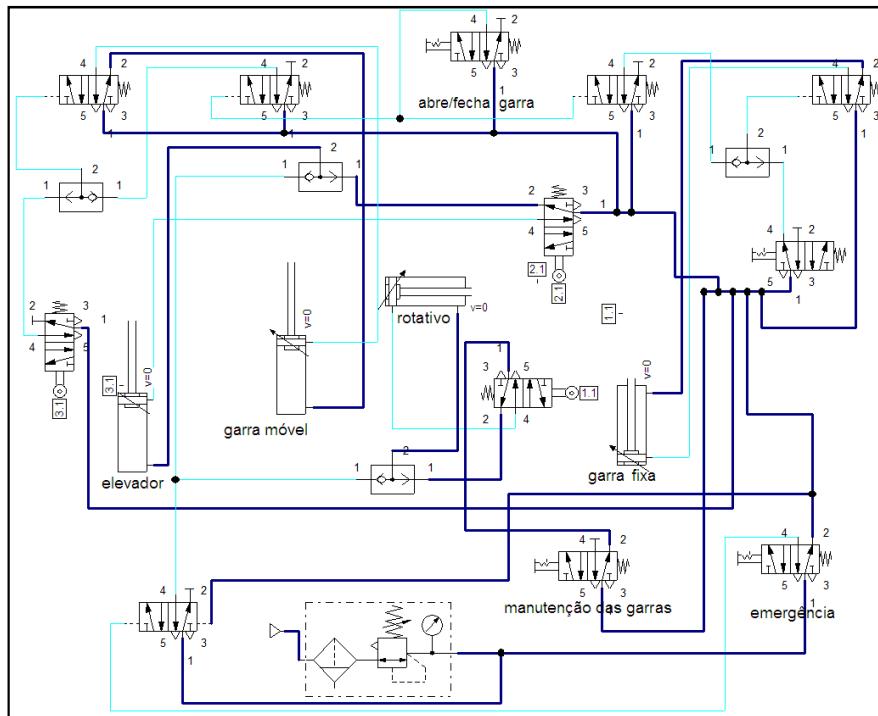


Figura 4.7- Circuito geral do sistema pneumático para o deslocamento da placa teste desde o ponto de soldagem até a cuba criogênica

Tabela 4.1-Componente para o sistema pneumático da bancada experimental calorímetro de N₂L

Componente	Quant
Válvula 5/2; 1/8" com acionamento por rolete e retorno por mola (fins de curso)	4
Válvula 5/2; 1/8" pilotada e com retorno por mola	4
Válvula 5/2; 1/8" com acionamento por botão e retorno por mola (emergência)	1
Válvula 5/2; 1/8" com acionamento por chave seletora (manual e automático)	1
Válvula 5/2; 1/8" com acionamento por pedal e retorno por mola (abre e fecha garras)	1
Válvula 5/2; 1/8 bipilotada	1
Válvula OU 1/8"	4
Cilindro duplo efeito com amortecimento; Dia 40 mm e curso de 50 mm	1
Cilindro duplo efeito com amortecimento; Dia 40 mm e curso de 120 mm	1
Cilindro duplo efeito com amortecimento; Dia 40 mm e curso de 250 m	1
Atuador rotativo duplo efeito; Angulo de rotação 90°	1
Unidade de manutenção FR+L (filtro regulador com lubrificado); 1/8"	1

Este sistema conta com uma parada de emergência para eventuais falhas no sistema que podem acontecer pelo posicionamento errado da placa teste ou pela regulagem errada dos diferentes componentes moveis. Também se levou em conta dois modos de operação, o manual e automático, sendo ativados através da chave seletora. O modo manual é ativado com o pedal pneumático e o modo automático com o fim de curso pneumático tocha (L_{pnt}), como será enfatizada no Item 4.2. A Figura 4.8 apresenta este conjunto de comandos ou válvulas de operação.

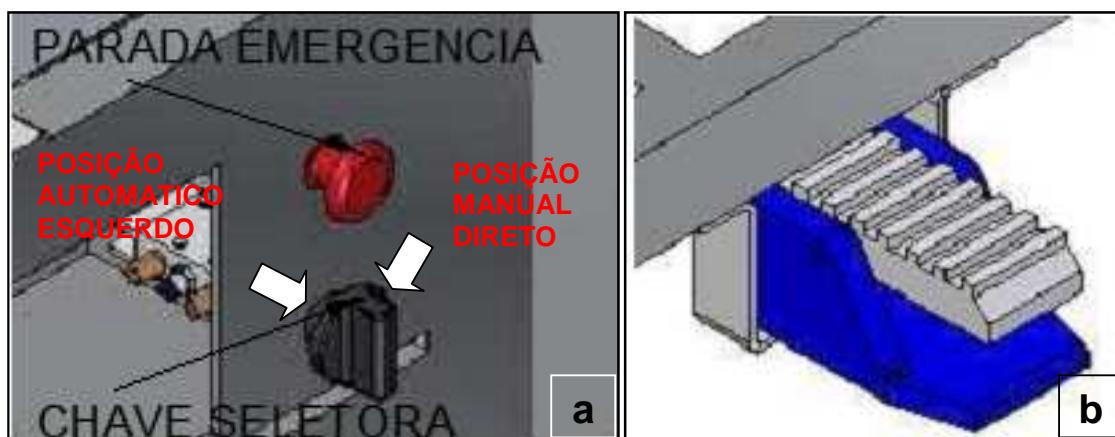


Figura 4.8- (a) Válvula para parada de emergência e seletora e (b) Pedal modo manual

Como foi dito anteriormente o sistema pneumático deve ter a capacidade de manipular a placa teste, incluindo conseguir assegurá-la sem sofrer maiores deformidades durante o processo de soldagem. A força exercida por cada atuador pneumático é de aproximadamente 86 kgf, mas cada garra tem uma relação de alavanca de 1:3, aumentando a força exercida no ponto de contato entre a garra e a placa teste para 250 kgf por garra (os cálculos foram baseados nas recomendações do fabricante dos elementos pneumáticos (MICROMECANICA I.C.I.E Ltda, 2010).

4.1.8. Controle movimentador tocha

Este controle permite ao usuário manipular a velocidade de movimentação com um ajuste grosso (regulado com potenciômetro) e fino (regulado com botões e com resolução de 0,3 cm/min) em uma faixa de trabalho de 8 a 200 cm/min. O início e fim do curso são regulados através de fins de curso elétricos. O sistema também conta com o comando de posicionamento que permite mudar o ponto de inicio do cordão de solda.

4.2. Funcionamento da bancada experimental de N₂L

O funcionamento da bancada experimental de N₂L pode ser explicado em duas partes, o modo manual e modo automático. O modo manual é o conjunto de operações que influenciam diretamente na manipulação da placa teste por parte do operador, e no modo automático a intervenção do operador se limita a retirada da placa teste da cuba criogênica depois do período de medição de massa evaporada e resfriamento.

4.2.1. Funcionamento da bancada experimental no modo manual

O modo manual da bancada experimental consiste na manipulação da placa teste por parte do usuário, incluindo a montagem e correto posicionamento da placa teste. Como foi visto no Item 4.1.7, o sistema pneumático conta com uma chave seletora, sendo esta posicionada no modo manual (lado direto) para a montagem de placa teste e a abertura e fechamento das garras são controlados por meio do pedal pneumático.

4.2.1.1. Montagem placa teste

O esquema da Fig. 4.9 mostra os passos necessários para a correta montagem da placa teste na bancada experimental. A espessura e comprimento da placa variam de acordo com o tipo de aplicação ou com o estudo que esteja efetuando-se. Para regular a espessura o sistema de garras conta com parafusos (pontos de contato entre a garra e a

placa teste) que podem variar sua abertura em uma faixa de 1,0 a 12,7 mm, como pode ser observado na Fig. 4.10. No caso do comprimento da placa, pode ser ajustada entre 15 e 28 cm com o deslocamento do conjunto garra fixa, como foi enfatizado no Item 4.1.3.

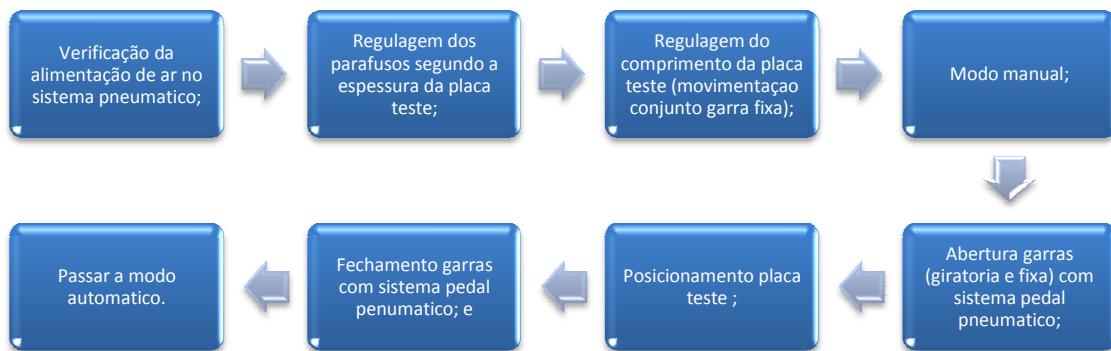


Figura 4. 9-Esquema montagem placa teste na bancada experimental

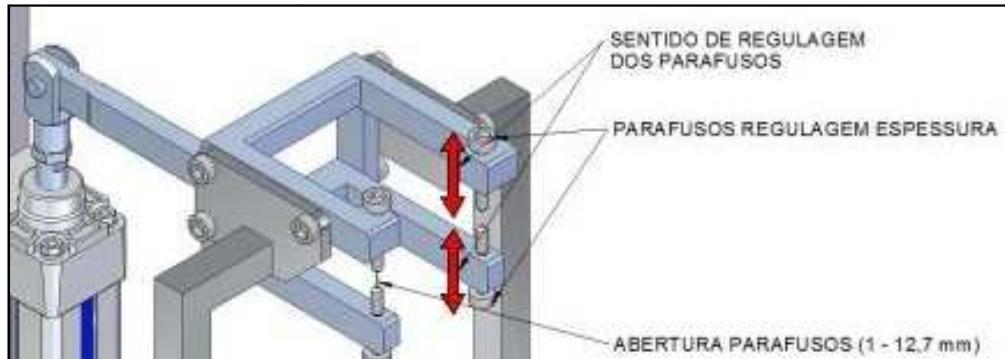


Figura 4. 10- Ajuste das garras segundo a espessura da placa teste.

4.2.1.2.Preparação do sistema de pesagem N₂L

Devido à evaporação do N₂L a cuba criogênica deve ser recarregada periodicamente (depende do processo e da massa da placa teste). Este processo é feito de forma manual, onde o usuário deve transportar a cuba criogênica até o recipiente Dewar de armazenamento de 100 litros, como é apresentado na Fig. 4.11(a). O nível máximo aconselhável de N₂L na cuba criogênica é de aproximadamente 6 litros, o motivo deste limite será explicado no Item 5.2.1. A Figura 4.11 (b) apresenta o posicionamento da cuba criogênica na bancada experimental, tendo em conta que esta não pode encostar-se na estrutura da bancada e deve ter uma distância mínima de 1 cm de separação entre o bocal da cuba e o suporte do atuador linear da garra giratória, evitando possíveis colisões entre elementos móveis.

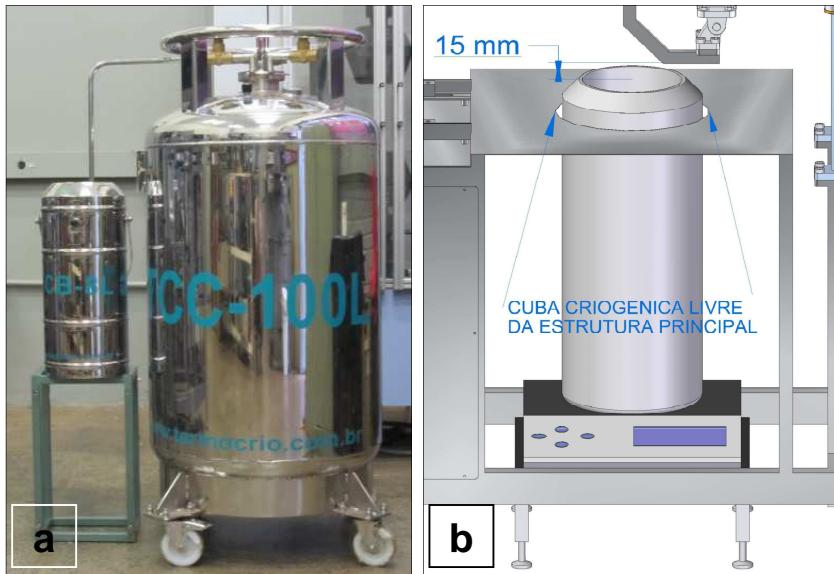


Figura 4. 11- a) Modo para recarregar o cuba criogênica de 8 L com o recipiente de armazenamento Dewar de 100 L e b) posicionamento da cuba criogênica na estrutura principal

4.2.2. Funcionamento da bancada experimental no modo automático

A chave seletora nomeada no item 4.1.7 deve ser posicionada no modo automático (lado esquerdo) para o funcionamento do sistema pneumático. Este modo de funcionamento envolve três etapas, o do processo de soldagem, o do deslocamento da placa teste e a da aquisição de dados sendo detalhadas a seguir.

4.2.2.1. Processo de soldagem

A movimentação da tocha de soldagem (formação do cordão de solda) é realizada através do controle do motor que ajusta a velocidade soldagem (V_s) e o tempo de espera (tempo de parada que tem o motor quando chega o fim do curso elétrico) através de comandos visualizados na tela de controle. Os limitadores elétricos de percurso da tocha de soldagem são ajustados definindo o inicio (L_{el1}) e o final (L_{el2}) do cordão de solda. O limitador elétrico final (L_{el2}) está associado ao fim de curso pneumático da tocha (L_{pnt}), podendo ser posicionados para os diferentes comprimentos de cordão desejados, tendo uma faixa de 10 a 25 cm de deslocamento sob o eixo horizontal. Na Figura 4.12 pode-se observar a escala reguladora do fim de curso elétrico (L_{el2}) e pneumático (L_{pnt}), assim como também o limitador inicial (L_{el1}) que pode ser regulado da mesma forma. O tempo de espera foi regulado para 3 segundos sendo suficiente para a liberação da placa teste e o retorno da tocha de soldagem para a posição inicial, com a possibilidade de variar com a modificação do programa de controle do motor para a movimentação da tocha de soldagem. A Figura 4.13 representa o

diagrama de fluxo que se apresenta na formação do cordão de solda na bancada experimental.

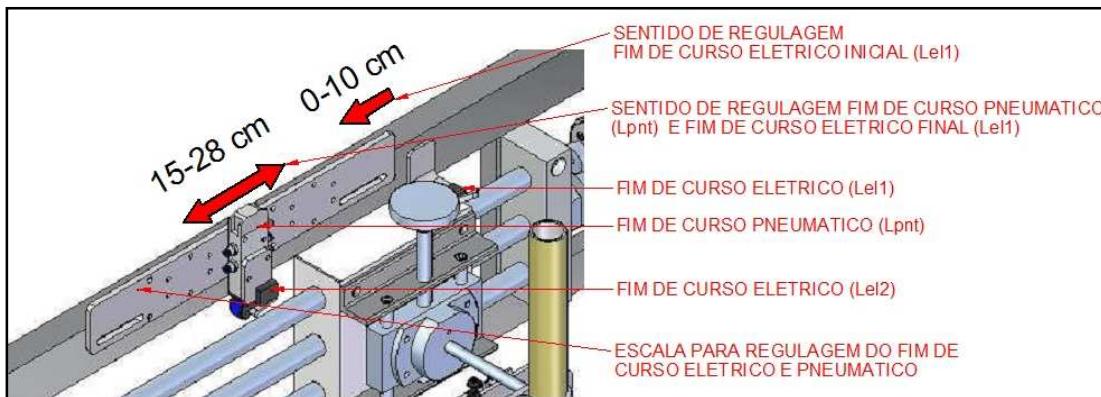


Figura 4. 12- Escala reguladora comprimento do cordão

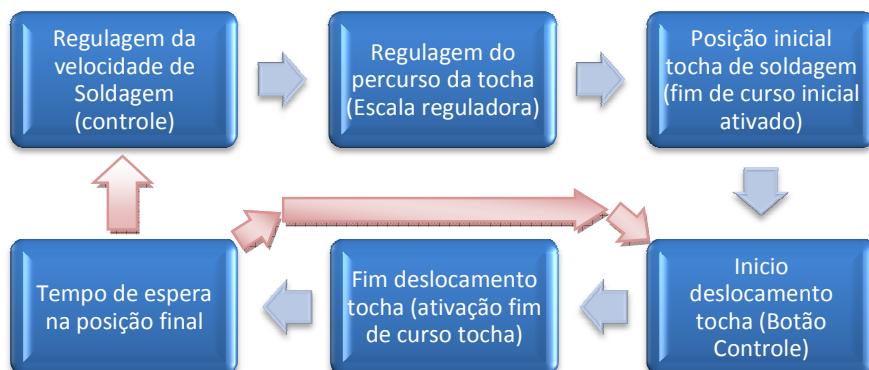


Figura 4. 13- Diagrama de fluxo para o processo de soldagem (deslocamento da tocha)

4.2.2.2. Deslocamento placa teste

Quando o processo de formação do cordão de solda é finalizado, o fim de curso elétrico (L_{el2}) e pneumático (L_{pnt}) é ativado para dar sequência ao sistema de deslocamento da placa teste, levando-a desde o ponto de soldagem até a cuba criogênica. Esta sequência de passos pode ser observada na Fig. 4.14 e no diagrama de fluxo apresentada na Fig. 4.15. Nota-se que a velocidade do sistema pneumático (V_{sp}) está restringida por reguladores de vazão, limitando seu tempo de deslocamento a 3,5 segundos como tempo mínimo, já que com menores tempos o sistema mecânico pode ficar comprometido, em especial o eixo de giro da garra giratória. Para maiores tempos, as consequências podem ser prejudiciais na medição de calor imposto, tendo perdas excessivas pela troca de calor com o ambiente.

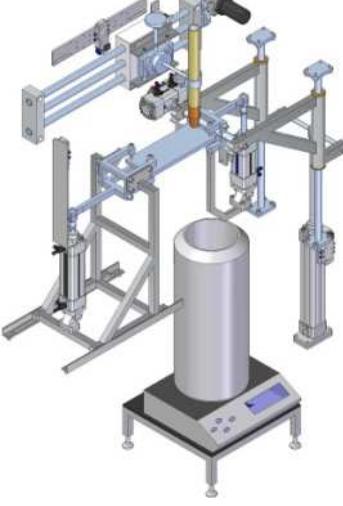
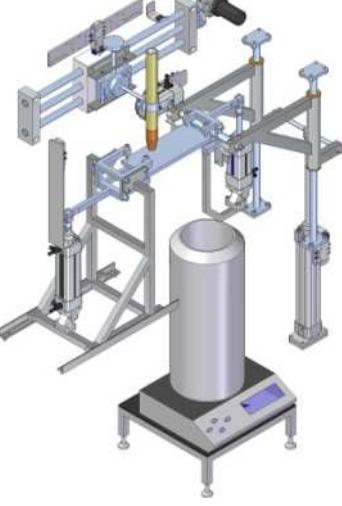
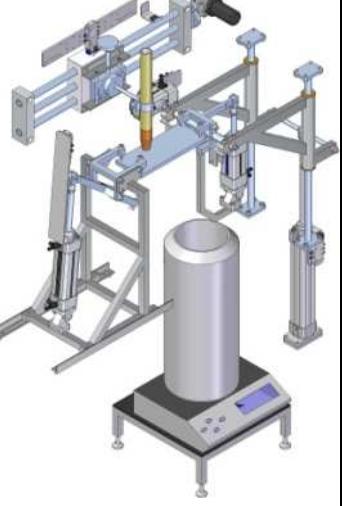
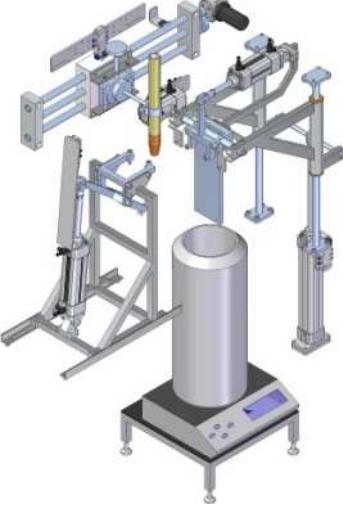
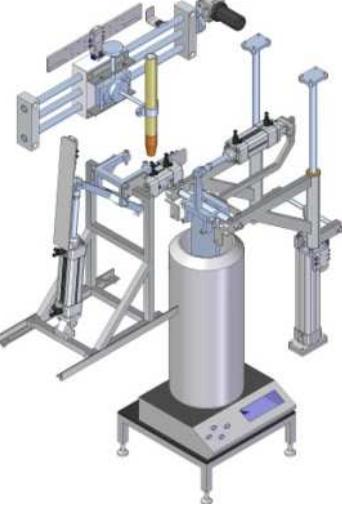
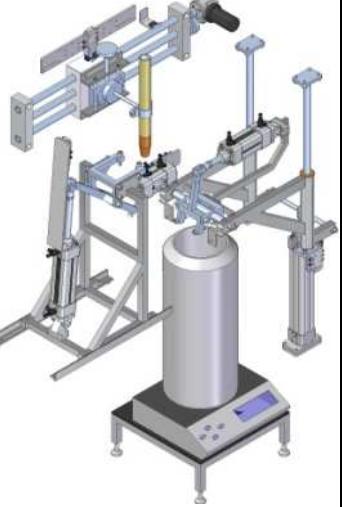
		
Posição inicial para formação do cordão de solda. Fim de curso elétrico (L _{el1}) ativado.	Final do processo de soldagem, ativação do fim de curso elétrico (L _{el2}) e pneumático da tocha (L _{pnt}).	Abertura da garra fixa e ativação do fim de curso pneumático atuador garra fixa (L _{pn2})
		
Rotação 90° do conjunto garra giratória e ativação do fim de curso pneumático rotativo (L _{pn3}).	Descida do conjunto garra giratória e ativação fim curso pneumático atuador subida e descida (L _{pn4})	Abertura garra giratória e liberação da placa teste, depois de 3 segundos o sistema volta à posição inicial.

Figura 4.14- Simulação da sequência do deslocamento da placa teste



Figura 4.15- Diagrama de fluxo para o deslocamento da placa teste desde o ponto de formação do cordão de solda ate a cuba criogênica

4.2.2.3. Aquisição de dados

A aquisição de dados na bancada experimental encontra-se dividida em duas partes: sendo que a primeira envolve a aquisição dos sinais de corrente e tensão (tendo possibilidade também de velocidade de alimentação) e a segunda é a aquisição de massa evaporada de N₂L. A Fig. 4.16 apresenta o diagrama de fluxo para aquisição de dados. Na interface com LABVIEW deve-se ajustar o tempo de soldagem (este envolve a velocidade de soldagem e o comprimento do cordão) e o tempo de balança (que esta relacionada com a energia que contem o corpo de prova). O tempo de ajuste para aquisição de dados da balança foi determinado com testes preliminares, onde foi utilizado um tempo de 200 segundos para processo GTAW, 250 segundos para GMAW e 180 segundos para placas em condições ambientais (ver Anexo B para maiores detalhes da configuração dos tempos de aquisição).

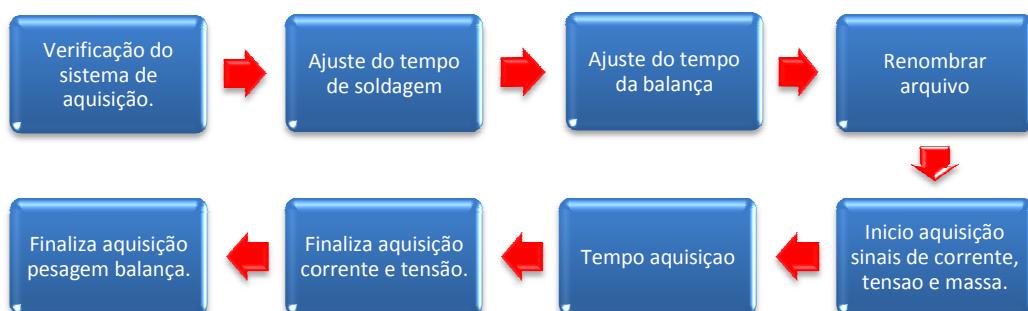


Figura 4.16. Esquema aquisição de dados do processo de soldagem e massa evaporada de N₂L

4.3. Metodologia para a medição da massa perdida de N₂L

Os Itens 4.1 e 4.2 explicaram os elementos que compõem o calorímetro de N₂L e seu respectivo funcionamento. Também foi explicada a regulagem dos elementos móveis que dependem das dimensões da placa teste e do comprimento do cordão de solda. Assim como a montagem e posicionamento da placa e a sequência de movimentos que envolvem o deslocamento da placa e tocha de soldagem. A medição da energia imposta com o calorímetro de N₂L em processo de soldagem abrange duas fases. A primeira delas a medição de massa evaporada de N₂L devido à energia imposta pelo processo de soldagem e a segunda é a medição da massa evaporada de N₂L devido à energia contida na placa à temperatura ambiente.

4.3.1. Metodologia para medição de massa evaporada de N₂L envolvendo processo de soldagem

A medição da massa evaporada de N₂L devido à energia imposta no processo de soldagem começa com a montagem e posicionamento da placa teste, como foi visto no Item 4.2.1. Com a regulagem previa da velocidade de soldagem e comprimento do cordão de solda, continua-se com o registro dos dados iniciais de temperatura ambiente (T_a), umidade relativa (U_r), temperatura superficial placa teste (T_p) e massa inicial da placa teste (m_{pi}). O início da aquisição de dados é feito previamente à ativação da velocidade de soldagem (V_s) e abertura do arco, lembrando-se que aquisição de dados está divida em duas partes, sinais elétricos do processo de soldagem e sinal elétrico da medição de massa evaporada de N₂L (Item 4.2.2.3). Ao finalizar o cordão de solda a placa é levada e liberada na cuba criogênica, continuando com a aquisição de massa evaporada até chegar ao equilíbrio entre a placa teste e o N₂L (este processo também pode ser visto na Fig. 4.17). Depois de finalizada a aquisição de dados, a placa teste é retirada da cuba criogênica, a qual deve ser recarregada novamente para uma nova sequência de medição, ver item 4.2.1.2. Os arquivos gerados são tratados nos programas *Matlab* e *Origin* para seu posterior estudo.

4.3.2 Metodologia para medição de massa evaporada de N₂L com placas em condições ambientais

A medição da massa evaporada de N₂L devido a energia que contém a placa em condições ambientais é feita de forma similar para a descrita anteriormente com energia imposta durante o processos de soldagem, como pode ser observado no diagrama de fluxo apresentado na Fig. 4.18. O tempo para a medição da massa evaporada devido à energia que contem as placas teste em condições ambientais é de 180 segundos (Item 4.2.2.3) e

zero segundos para os sinais de tensão e corrente (ver Anexo B). Como a energia que contém a placa teste em condições ambientais é muito menor que para placa recém soldada, o enchimento da cuba criogênica pode ser feito a cada dois ou três testes dependendo da espessura da placa. Por não existir deslocamento da tocha de soldagem, o fim de curso pneumático deve ser ativado de forma manual.

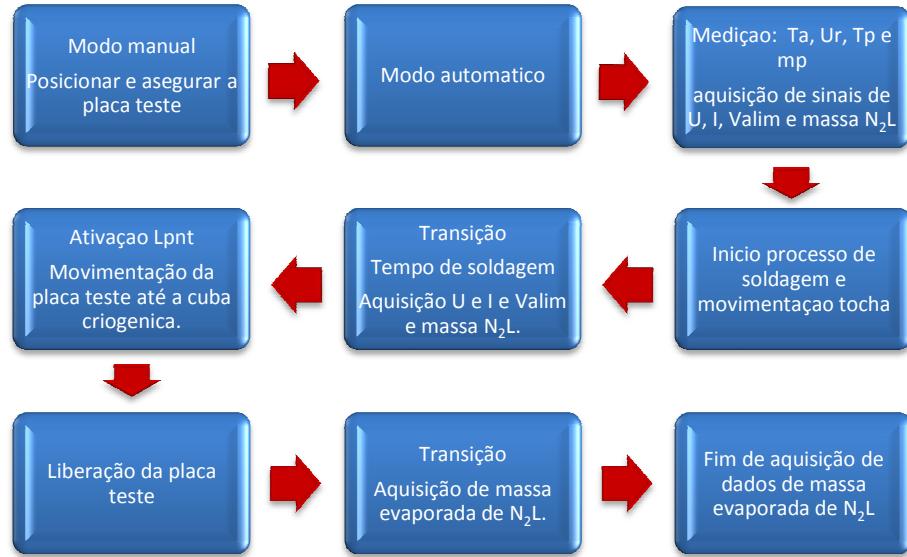


Figura 4.17- Diagrama de fluxo do processo de medição de massa evaporada de N₂L envolvendo o processo de soldagem

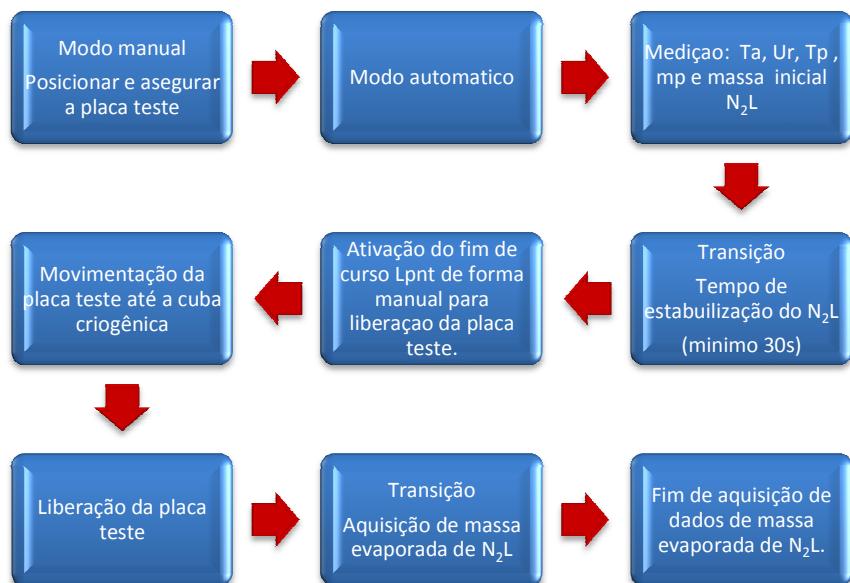


Figura 4.18- Diagrama de fluxo do processo de medição de massa evaporada de N₂L da placa em condições ambientais

4.4. Projeto e construção do calorímetro de fluxo contínuo de água

4.4.1. Partes principais calorímetro de fluxo continuo

No Item 2.2.1 foi explicado o funcionamento dos calorímetros de fluxo contínuo encontrados na literatura, composto geralmente por um corpo de aço inoxidável, selo de vedação, placa teste, sistema de medição de temperatura (termômetro, termopares ou termos-resistor) e sistema de alimentação de água. O desenho e projeto do calorímetro de fluxo contínuo proposto para este trabalho pode ser observado na Fig. 4.19, sendo composto por três partes principais: corpo do calorímetro, o sistema de alimentação de água e o sistema de monitoramento dos sinais de saída dos termopares e medidor de fluxo de água.

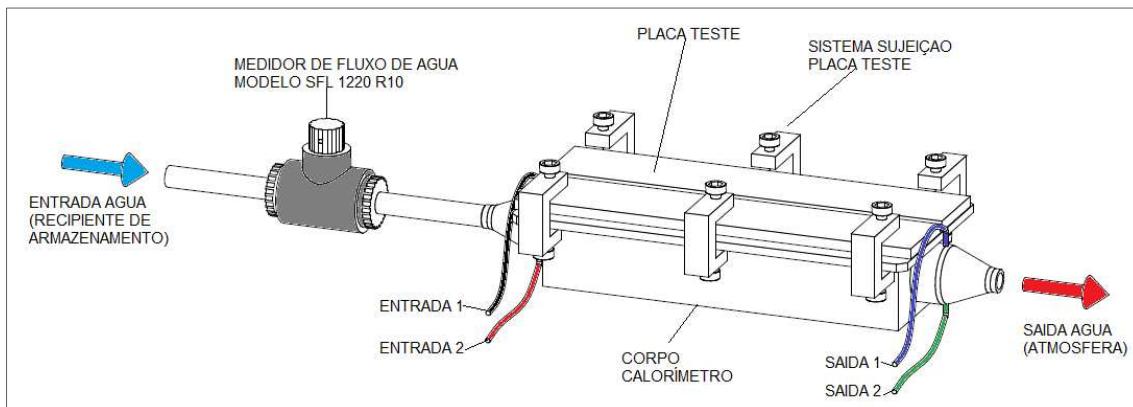


Figura 4. 19- Corpo calorímetro de fluxo contínuo

4.4.1.1. Corpo calorímetro

Chama-se de corpo do calorímetro à base, o selo de vedação, a placa teste e o sistema de sujeição placa teste. A base do calorímetro foi construída em aço inoxidável AISI 304, tendo em conta que a condutividade térmica é aproximadamente três vezes menor que para o aço ao carbono, além de ser uma boa opção contra corrosão para trabalhos em constante contato com água. Este corpo contem em seu interior um volume de água que está sendo renovado constantemente devido ao fluxo contínuo, onde se está trocando calor diretamente com a placa teste durante o processo de soldagem e resfriamento da placa teste.

Dois pontos importantes a serem mencionados se referem à necessidade do material do corpo do calorímetro ser de um material isolante termicamente e à isolação térmica externa deste corpo. No primeiro ponto é importante destacar que o calor que porventura o corpo receba da soldagem ou da água, se o corpo estiver isolado termicamente de forma

ideal, será retornado ao próprio fluxo de água. Assim, não há necessidade de se utilizar um material que seja isolante termicamente, mas é interessante que ele não tenha uma condutividade térmica muito alta, para não ficar refém do material isolante térmico externo. Este é justamente o segundo ponto, ou seja, a necessidade de um material isolante térmico externo. Durante os ensaios preliminares não se mediou dentro da resolução do equipamento ($\pm 0,1^{\circ}\text{C}$ – Termômetro HD200), variação de temperatura do corpo de aço inoxidável, ou seja, o fluxo contínuo de água garante uma troca mínima de calor entre a água e o corpo do calorímetro, não necessitando, neste projeto específico, revestimento isolante térmico externo. Isto pode ser um indicador experimental do bom projeto realizado por simulação, mostrado à frente no Item 4.4.2.

As dimensões da placa teste para este tipo de calorímetro são descritas no Item 3.1.1 utilizando material base aço carbono ASTM A36 (o material da placa teste não está limitado para unicamente aço carbono pode-se utilizar outros materiais dependendo o enfoque do estudo). Deve-se lembrar que todos os cordões devem ser realizados sobre chapa (no caso que seja preciso analisar algum tipo de chanfro, este deve ser conformado em uma peça única devido ao fato de que não pode acontecer vazamento de água). O sistema de fixação da placa teste foi realizado através de seis parafusos de 8 mm que são suportados diretamente na base do calorímetro.

4.4.1.2. Sistema de alimentação de água

A alimentação de água do calorímetro de fluxo contínuo deve ser feita de forma constante, evitando flutuações que podem acontecer devido a quedas de pressão e aumento no fluxo de água na linha de alimentação. Para evitar isto foi projetado um sistema de alimentação para manter sempre o mesmo nível de água (cabeça de pressão) e, portanto a mesma taxa de alimentação de água para o calorímetro de fluxo contínuo. Na Figura 4.20 pode se observar que o sistema de alimentação é composto pela linha principal de água, recipiente de armazenamento e mangueiras de alimentação e de excesso de água (ladrão). O recipiente de armazenamento consiste em uma caixa de acrílico de dimensões 25 x 25 x 60 cm com uma entrada de alimentação de água da linha principal, um ponto de saída na parte inferior que alimenta o corpo do calorímetro e um ponto de saída na parte superior que tem como função principal evacuar o excesso de água e manter sempre o mesmo nível (aproximadamente 30 litros). A vazão no ponto de saída que alimenta o calorímetro é controlado por meio de uma válvula de esfera manual de aço inoxidável (com esta pode ser regulada a vazão de água dependendo o grado de abertura) e um medidor da vazão eletrônico que monitora a quantidade de fluxo passando durante um determinado tempo (definido pelo usuário).

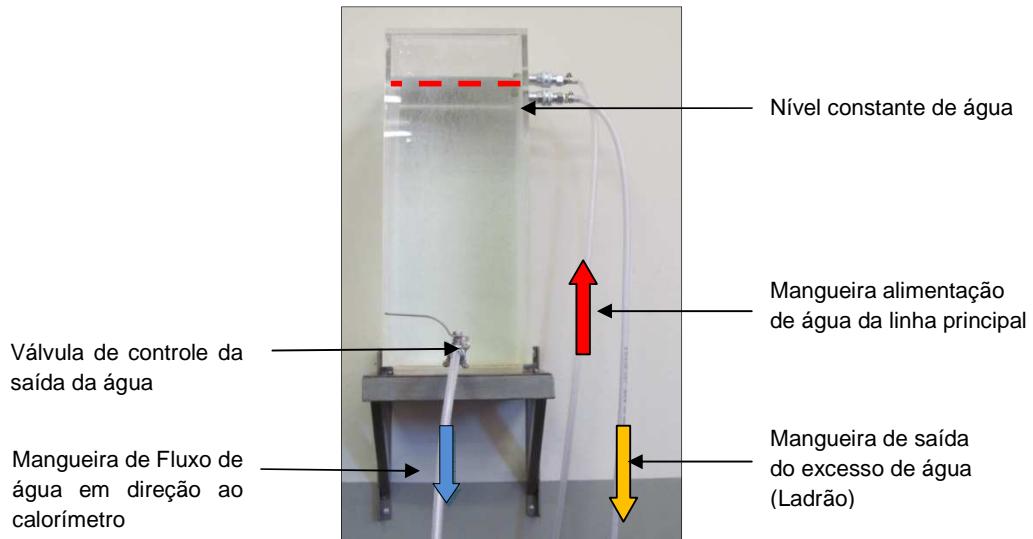


Figura 4. 20- Recipiente armazenamento de água com capacidade aprox. 30 litros

4.4.1.3. Sistema de aquisição de dados

Para o monitoramento da temperatura de entrada e saída do corpo do calorímetro foram utilizados dois pares de termopares tipo T localizados em cada extremo monitorando de forma constante a temperatura por meio de uma placa NI USB 9211 dedicada para leitura de sinais de termopares. A escolha do termopar tipo T se deve ao fato de que maior força eletromotriz é gerada para uma mesma temperatura na junta quente do que se comparada àquela gerada pelo termopar tipo K. A sensibilidade dos termopares tipo T e K é de $10 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$ e $43 \mu\text{V}/^\circ\text{C}$ respectivamente. O sinal de saída do medidor de vazão tipo turbina localizado na entrada do corpo calorímetro foi adquirido por meio de um circuito eletrônico que transforma o sinal de frequência em um sinal de tensão e monitorado através de uma placa de aquisição NI USB 6215, como descrito no Item 3.2.6.

4.4.2. Simulações do comportamento do fluxo de água para diferentes posições de entrada e saída no corpo do calorímetro de fluxo contínuo.

Para o projeto do calorímetro de fluxo contínuo foi utilizado o software SolidWorks (2010) para simular o fluxo de água e o comportamento térmico dentro do calorímetro, sendo testadas diferentes posições de entrada e saída de fluxo de água, na procura do comportamento mais estável e com maior captação de calor, tendo em conta que a temperatura não pode exceder a de ebulição da água. As dimensões gerais para a simulação do calorímetro de fluxo contínuo foram tomadas do calorímetro desenvolvido por Lu e Kou, 1989 sendo estas de 300 mm x 75 mm x 50 mm. A Figura 4.21 junto com a Tab.

4.2, apresenta as dimensões gerais para dois valores de vazão para cada configuração de entrada e saída, assim como também as diferentes posições de entrada e saída simuladas.

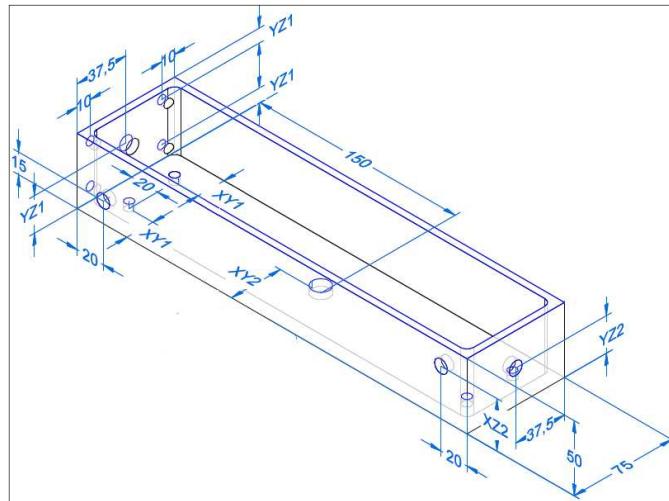


Figura 4.21-Dimensões do calorímetro de fluxo contínuo e coordenada da posição de entrada e saída

Tabela 4.2- Tabela posição de entrada e saída para o calorímetro de fluxo continuo

Simulação	Fluxo da Água (ml/s)	Posição Entrada				Posição Saída			
		N de furos	Diá, [mm]	Plano Ref.	Dist, [mm]	N de furos	Diá, [mm]	Plano Ref.	Dist, [mm]
CA1	20	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	25
CA2	35	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	25
CB1	20	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	35
CB2	35	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	35
CC1	20	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	15
CC2	35	1	10	YZ1	25	1	10	YZ2	15
CD1	20	1	10	YZ1	35	1	10	YZ2	25
CD2	35	1	10	YZ1	35	1	10	YZ2	25
CE1	20	1	10	YZ1	15	1	10	YZ2	25
CE2	35	1	10	YZ1	15	1	10	YZ2	25
CF1	20	4	6,35	XY1	20	1	13	XY2	150
CF2	35	4	6,35	XY2	20	1	13	XY2	150
CG1	20	4	6,35	YZ1	25	1	13	YZ2	10
CG2	35	4	6,35	YZ1	10	1	13	YZ2	10
CH1	20	1	10	XZ1	15	1	10	XZ2	35
CI1	20	1	10_38	YZ1	25	1	38_10	YZ2	25
CI2	35	1	10_38	YZ1	25	1	38_10	YZ2	25

Nota: para o conjunto CI o diâmetro da entrada e saída tem a nomenclatura 10_38 e 38_10 que significa uma redução cônica 38 mm para 10 mm.

As condições de contorno para a simulação do fluxo de água são apresentadas a seguir, onde a Fig. 4.22 apresenta o esquema destas condições:

- O corpo do calorímetro está constituído por material isolante, evitando perdas de calor por convecção com o ambiente;
- Considera-se uma placa de cobre com temperatura média constante de 1000 K como fonte de energia para simular a troca de calor entre a placa teste de soldagem e o fluxo de água;
- Não são consideradas perdas de calor por convecção entre a placa de cobre e o ambiente. A troca de calor acontece exclusivamente entre o fluxo de água e a placa teste;
- Para cada uma das simulações foi considerado um tempo de 30 segundos, sendo este tempo aproximado para a formação de um cordão de solda com velocidade de 20 cm/min;
- Considera-se um fluxo (W) mínimo 20 ml/s (ZIJP, 1990) para evitar vaporização da água que entra em contato com a placa. O vapor de água gera uma camada que evita o contato direto com a água, provocando uma diminuição da troca de calor entre a placa teste e o fluxo de água de forma eficiente, obtendo valores de eficiência de 75% menores aos valores reais. Para os testes foram considerados dois fluxos volumétricos de 20 ml/s e 35 ml/s;
- Para as simulações foi considerada uma temperatura de entrada de água de 293 K;
- A temperatura de saída (T_{w2}) é monitorada através de uma linha transversal que passa pelo centro do diâmetro de saída (a quantidade de pontos sobre a linha depende da resolução da malha que é utilizada na simulação);
- A pressão de entrada e saída foi considerada constante para todos os testes (1 atm);
- As simulações não consideram o tempo de resfriamento da placa teste.

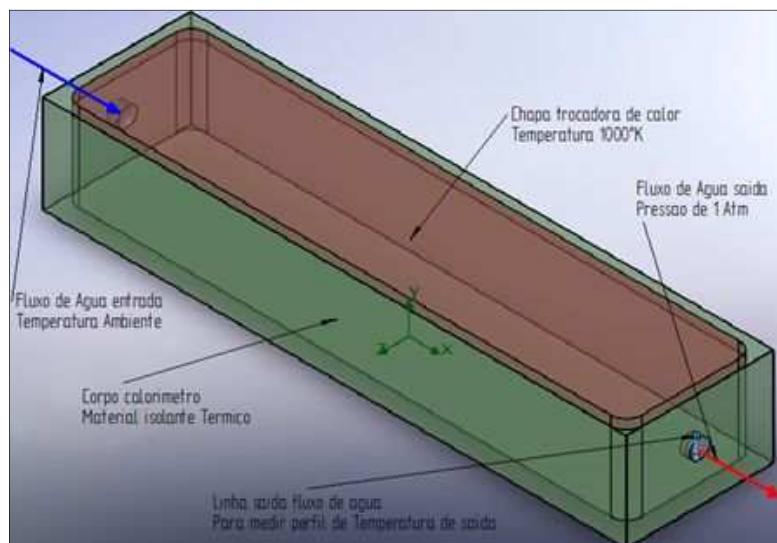


Figura 4. 22- Condições preestabelecidas para a simulação do calorímetro de fluxo contínuo

A Figura 4.23 apresenta os resultados obtidos para a temperatura de saída para cada uma das configurações propostas (esta figura apresenta os resultados obtidos para cada configuração de entrada e saída proposta e a sua vez para os dois valores de vazão de 20 ml/s e 35 ml/s). Pode-se observar que as configurações CA1 a CC2 tem uma única entrada e uma única saída de água, localizadas no plano YZ (como pode ser verificado na Fig. 4.21), apresentando uma maior temperatura para uma vazão de água de 35 ml/s. Já no caso das configurações CD1 a CE2 a temperatura máxima é conseguida para uma vazão de 20 ml/s. Devido ao fato de que o calorímetro apresenta uma mudança de seção transversal passando de um diâmetro menor a um maior e depois de um maior para um menor, acontece a formação de vórtices, sendo praticamente inevitáveis e formando pontos quentes por recirculação de água. De acordo com as simulações realizadas, os vórtices variam de posição quando é variado o ponto de saída e entrada do fluxo de água. Para as simulações CA1 a CE2, os vórtices se localizam na parte superior, estando perto à placa teste com uma maior concentração de temperatura, variando de tamanho com a velocidade do fluxo de água.

As simulações CA1 a CE2 foram descartadas, pois em alguns casos se passa da temperatura de ebulição da água (lembrando que este fato não pode acontecer devido à que mudaria as condições de transferência de calor entre a placa e o fluxo de água) e também à presença de vórtices perto às zonas de monitoramento de temperatura podendo interferir nas medições finais de temperatura. A Fig. 4.24 mostra as simulações do caso CA1 e CD1.

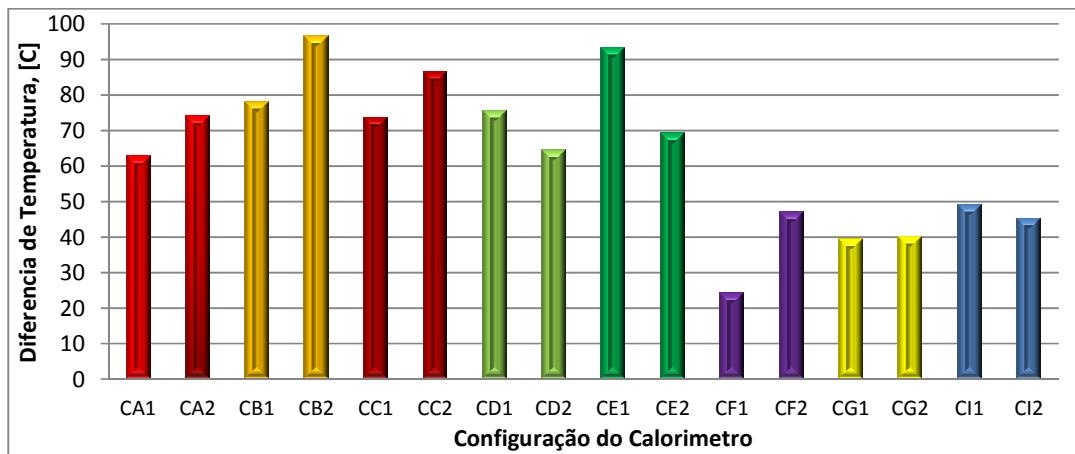


Figura 4. 23- Resultados da temperatura de saída média das configurações da entrada e saída para o calorímetro de fluxo contínuo

Para o caso CF1 e CF2 a entrada da água é realizada pela base do corpo do calorímetro por meio de quatro furos de diâmetro 6,35 mm e a saída por meio de um furo de 13 mm posicionado no centro da base (plano XY) como foi observado na Fig. 4.21 e Tab.

4.2. Apesar de esta configuração apresenta menor temperatura de saída não foi a melhor opção segundo a simulação devido à concentração de calor junto à placa teste levando à evaporação da água. Esta mudança de fase da água cria uma camada de vapor entre a placa e o fluxo de água (Fig. 4.25), levando a medições erradas e criando uma pressão dentro do corpo do calorímetro devido à expansão da água pela troca de estado.

As simulações CG1 e CG2 apresentam valores semelhantes para a temperatura de saída sendo aproximadamente de 60°C para os dois casos. Com uma vazão de 20 ml/s apresenta-se uma dissipação homogênea de calor sem concentração de vórtices devido a que o comportamento do fluxo dentro o corpo do calorímetro tem tendência a ser laminar (os vórtices não desaparecem mais se tornam mais amplos). Embora para uma vazão de 35 ml/s o comportamento do fluxo muda totalmente, já que se têm de novo concentrações de calor perto do ponto de entrada podendo alterar o sinal de saída de temperatura pela presença de vórtices em esta zona. A Figura 4.26 apresenta o comportamento do fluxo para a simulação CG1 e CG2. Outra das desvantagens que poderia apresentar esta configuração é monitoramento de quatro pontos de entrada.

Devido ao comportamento do fluxo na simulação CG1 apresenta bons resultados para monitoramento da temperatura de saída, assim como também a diminuição da concentração de vórtices, se optou por simular a entrada e saída com tubulação cônica, ou seja, a entrada vai de 10 a 38 mm e a saída de 38 a 10 mm. Com esta nova condição, correspondente a simulação CI1 e CI2, o comportamento do fluxo foi mais estável para as duas vazões propostas (20 ml/s e 35 ml/s) tornando os vórtices mais amplos e com menos concentração de zonas quentes perto aos pontos de monitoramento de temperatura. Além disto, as temperaturas médias para as vazões e configuração proposta não superam a temperatura de ebulição de água, chegando a um máximo de 70°C. O comportamento do fluxo interno pode ser verificado na Fig. 4.27.

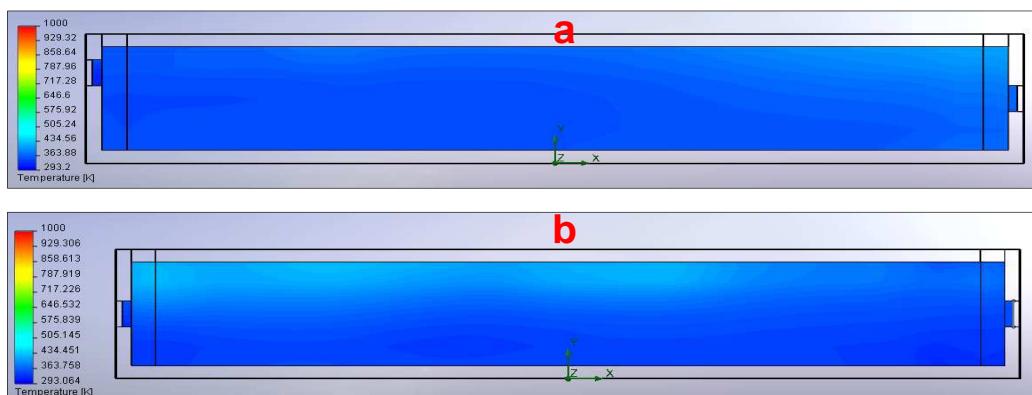


Figura 4.24- Comportamento térmico para a) simulação CA1 e b) simulação CD1

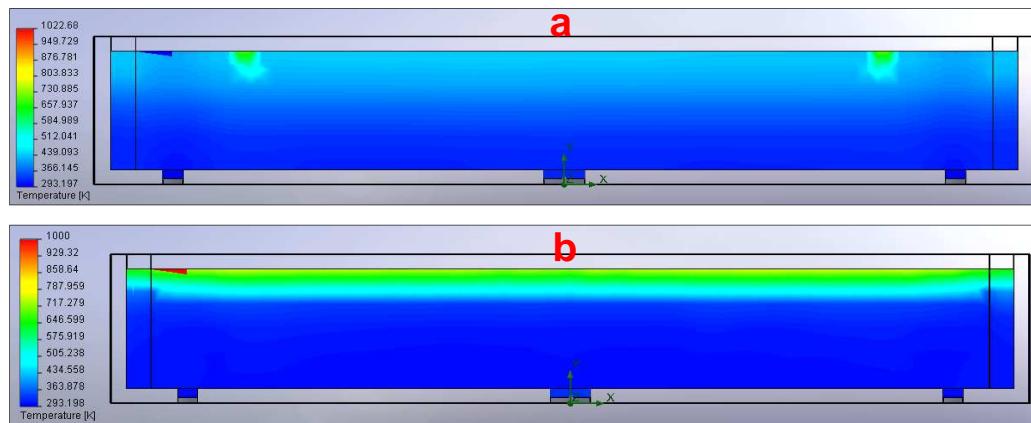


Figura 4.25- Comportamento térmico para a) simulação CF1 e b) simulação CF2

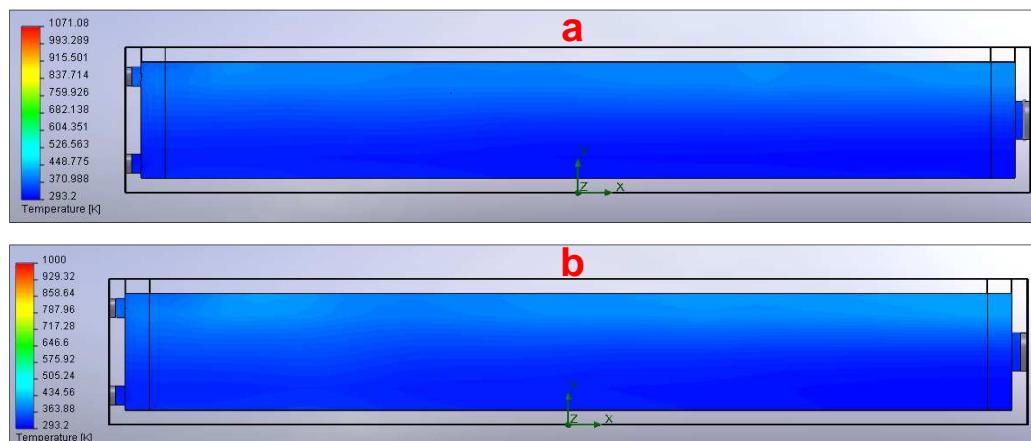


Figura 4.26 - Comportamento térmico para a) simulação CG1 e b) simulação CG2

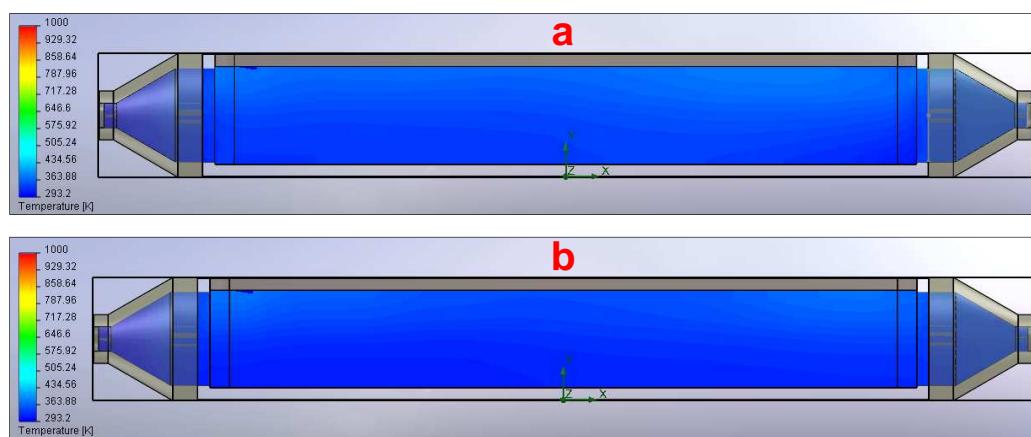


Figura 4.27. Comportamento térmico para a) simulação CI1 e b) simulação CI2

4.4.3. Considerações para o funcionamento do calorímetro de fluxo contínuo

A configuração CI apresentada na Fig. 4.27 foi a escolhida para o desenvolvimento dos testes e provas. A Figura 4.28(a) mostra a montagem do calorímetro de fluxo contínuo onde uma placa de acrílico foi colocada substituindo a placa de aço para verificar o comportamento interno do fluxo. Como foi citado previamente, a câmara interna dentro do corpo do calorímetro deve estar cheia de água, estando em contato direto com a placa teste. A presença de ar dentro desta pode causar medições erradas no monitoramento da temperatura de entrada e saída. Uma vez que o ar tem uma densidade menor, ele tende a ir para a parte superior da câmara, criando uma camada que separa a água da placa teste. Este comportamento foi verificado na primeira tentativa de utilização, com um fluxo de água constante passava pelo corpo do calorímetro sem conseguir encher totalmente a câmara formando bolhas de ar de tamanho considerável como pode ser verificado na Fig. 4.28 (b). Para retirar o ar que está dentro da câmara se pode utilizar dois métodos. O primeiro é girando o calorímetro 90° ficando na vertical e a saída na parte superior, assim o fluxo de água força às bolhas de ar a sair pela parte superior, ou seja, evacuando-o pelo ponto de saída. O segundo método é realizar uma purga do sistema aproveitando a pressão interna da câmara deixando um dos parafusos de sujeição da placa teste sem apertar de tal forma, que este ponto seja o de menor pressão liberando o excesso de ar e água e sendo posteriormente apertado para evitar vazamento. O enchimento total do corpo do calorímetro com um fluxo de água constante pode ser verificado na Fig. 4.28 (c).

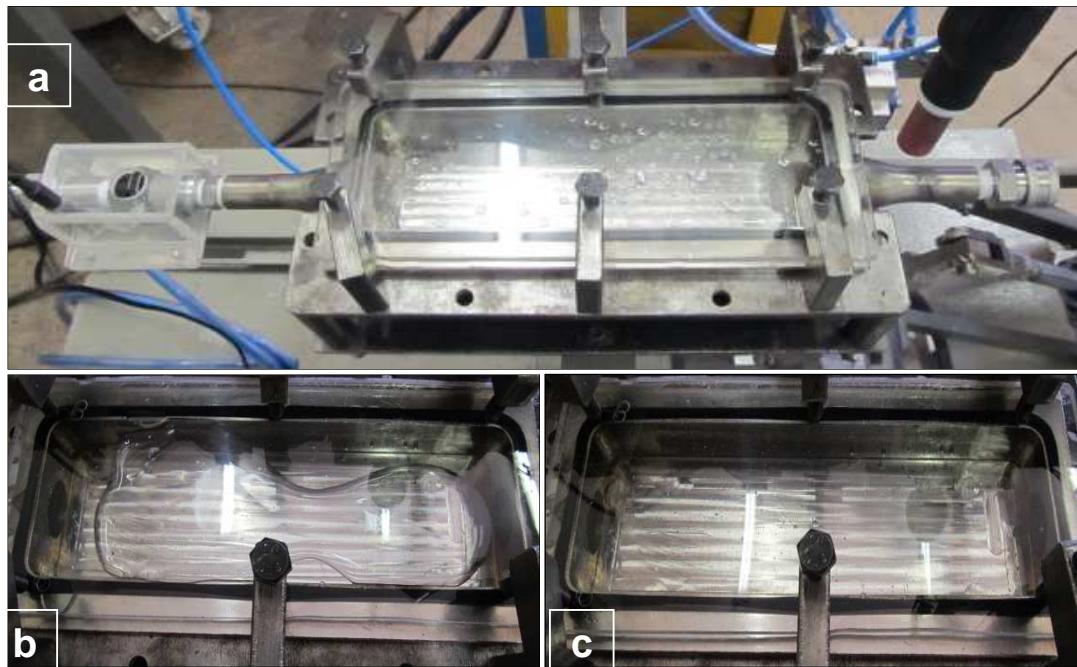


Figura 4. 28- a) Montagem experimental do calorímetro de fluxo contínuo, b) Presença de ar dentro da câmara e c) Enchimento total da câmara com passagem de água constante

O método de purga do ar na câmara interna do calorímetro foi realizado através do segundo método, devido a que no precisa ser manipulado nem trocado de posição, mantendo o equipamento em ótimas condições. Além de retirar o ar que fica dentro da câmara durante o processo de enchimento, deve-se ter cuidado com os vazamentos entre os sistemas de união (uniões rosqueadas e acople rápido) e a junta entre o termopar e o corpo do calorímetro. Nestes pontos podem apresentar-se dois efeitos segundo a velocidade do fluxo de água (vazão). Para velocidades altas pode apresentar vazamento e para velocidades baixas o ar pode entrar por estes pontos formando uma camada de ar e prejudicando a transferência de calor entre a placa teste e o fluxo da água.

FOLHA INTENCIONALMENTE DEIXADA EN BRANCO

CAPITULO V

TESTES PRELIMINARES

Neste capítulo são apresentados os testes realizados para calorímetro de N₂L e de fluxo contínuo de água verificando a repetibilidade e bom funcionamento do sistema mecânico e sistema de aquisição de sinais elétricos. Também foram desenvolvidos testes de soldagem nos processos STT, RMD, CMT, GMAW-P e GMAW-PV baseados em trabalhos prévios de outros autores, determinando os parâmetros mais adequados para os níveis de corrente de 115 A e 155 A, mantendo a mesma relação de velocidade de alimentação e velocidade de soldagem.

5.1. Avaliação do sistema mecânico calorímetro de N₂L

5.1.1 Sistema movimentador tocha de soldagem

Para o mecanismo movimentador da tocha de soldagem foi verificada a velocidade regulada no controle do motor com a velocidade real de deslocamento. A velocidade real foi medida utilizando um comprimento fixo de 20 cm e um cronômetro para medição do tempo de deslocamento. Além desta avaliação, foram testados os limitadores de curso inicial (L_{el1}) e final (L_{el2}). A Figura 5.1 apresenta a curva de calibração do sistema de deslocamento da tocha de soldagem.

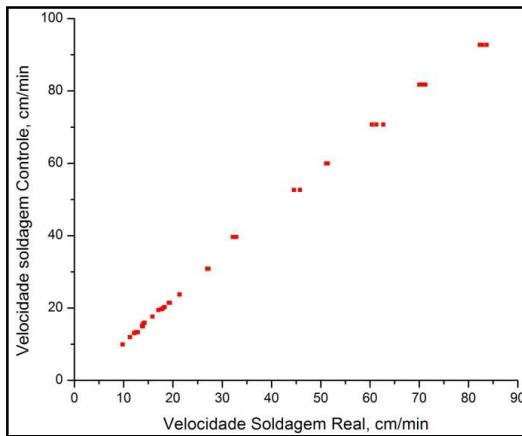


Figura 5.1- Curva de calibração do sistema movimentador tocha de soldagem

5.1.2. Sistema mecânico para deslocamento da placa de soldagem

O sistema de deslocamento da placa teste foi avaliado para observar a repetibilidade da movimentação da placa teste desde o ponto de formação do cordão de solda até a liberação no cuba criogênica. Devido à inércia do conjunto garra móvel foi ajustado um tempo de 3,5 segundos para a ativação total do sistema, evitando assim esforços excessivos no eixo de giro, a medição deste tempo foi realizada através de cronometro.

Para a realização dos testes de funcionamento do tempo de deslocamento da placa teste foi utilizado o sistema de aquisição de dados, colocando um tempo de balança de 15 segundos e ativando o mecanismo sempre em 7 segundos. Estes testes foram também realizados para diferentes espessuras de placa com o intuito de observar se existe alguma variação significativa no tempo de deslocamento pelo aumento da massa. A Tabela 5.1 apresenta os resultados obtidos para este teste.

Tabela 5. 1 - Resultados dos tempos de deslocamento para as diferentes espessuras de placa teste

Placa teste	m_{PI} [g]	Tempo [s]			
		1	2	3	Média
1	238,2	3,54	3,37	3,79	3,56
2	592,8	3,30	3,50	3,79	3,53
3	1263,1	3,60	3,60	3,39	3,53

De acordo resultados obtidos apresentados na Tab. 5.1, pode-se observar que a influência no tempo de deslocamento é desprezível para as diferentes espessuras de placa, apresentando um comportamento estável e repetitivo com um tempo médio de deslocamento de $3,54 \pm 0,02$ s.

5.2. Avaliação do sistema de aquisição do calorímetro de N₂L

5.2.1. Avaliação da taxa de evaporação em condições ambientais

A temperatura de ebulação para o N₂L é de -196 °C com pressão atmosférica de 1atm, logo à temperatura ambiente existe uma evaporação considerável. Assim, foram realizados testes para avaliar a evaporação do N₂L em condições ambientais, como é apresentado na Tab.5.2. Todos os testes foram realizados para um tempo de 6 minutos, com registro da umidade relativa (U_r) e temperatura do ambiente (T_a). A medição da massa evaporada de N₂L em condições ambientais se realiza quando o N₂L se encontra estável, em todos os casos foi considerado um tempo de 5 minutos de repouso depois de ser depositado na cuba criogênica.

Tabela 5. 2-Dados da massa evaporada de N₂L segundo as condições ambientais

	Ta [C]	Hr [%]	m _f [g]	m _i [g]	t [min]	Taxam (g/min)
teste1	26,3	38	21,3	0,0	6	3,55
teste2	26,3	38	21,1	0,0	6	3,52
teste3	26,3	38	22,3	0,0	6	3,72
teste4	21,4	50	16,5	0,1	6	2,73
teste5	21,6	50	16,2	0,1	6	2,68
teste6	21,6	50	16,4	0,5	6	2,65
teste7	21,6	51	15,1	0,2	6	2,48
teste8	25,6	43	16,6	0,2	6	2,73
teste9	25,8	43	16,7	0,1	6	2,77
teste10	25,9	42	16,7	0,1	6	2,77

Nota: Ta (temperatura ambiente), Hr (Umidade relativa), mf (massa final), mi (massa inicial), t (tempo evaporação) e Taxam (taxa de evaporação de N₂L)

Para as condições ambientais apresentadas na Tab. 5.2 a taxa de evaporação média foi de $2,96 \pm 0,4$ g/min, sendo inferior à reportada por Pepe (2010) com uma taxa de evaporação media de 3,8 g/min. Para a realização dos cálculos da massa evaporada de N₂L nas duas etapas de medição (processo de soldagem e condições ambientais) deve-se ter em conta a m_{EAS} e a m_{EAA} apresentadas nas Eq.2.12 e Eq. 2.13, devido a que sempre existe o contato do ambiente com o N₂L. Estas duas massas são calculadas através do produto da taxa de evaporação devido ao contato com o ambiente, ou seja, 2,96 g/min com o tempo que toma a estabilização da placa teste dentro do N₂L (o tempo de estabilização se obtém através do programa feito para encontrar os pontos de massa inicial (m_i) e massa final (m_f), como foi observado no Item 3.4.3.

Para a maioria dos testes realizados a taxa de evaporação apresentou um comportamento linear (constante), mas foram encontrados casos onde a taxa de evaporação não foi regular durante o tempo (não linear) Fig. 5.2 (a). A explicação deste fenômeno deve-se a que o N₂L em contato com o ambiente produz vapor de N₂L, com este

processo de evaporação a maior parte do N_2 gasoso escapa para o ambiente, mas outra parte fica dentro do recipiente suspenso entre o bocal (limite entre o ambiente e a parte superior do recipiente) e o nível superior de N_2L , formando uma capa isolante entre o ambiente e N_2L , como pode ser observado na Fig.5.3.

Assim, na Figura 5.2 (b) foram propostas três zonas. Para a zona 1 a taxa de evaporação é baixa devido à presença da camada de N_2 gasoso, a zona 2 poderia ser uma zona de transição onde a camada da N_2 gasoso começa a se dissipar, aumentando a taxa de evaporação. Para a zona 3 a camada protetora praticamente desaparece aumentando a taxa de evaporação para e estabilizando em um determinado valor.

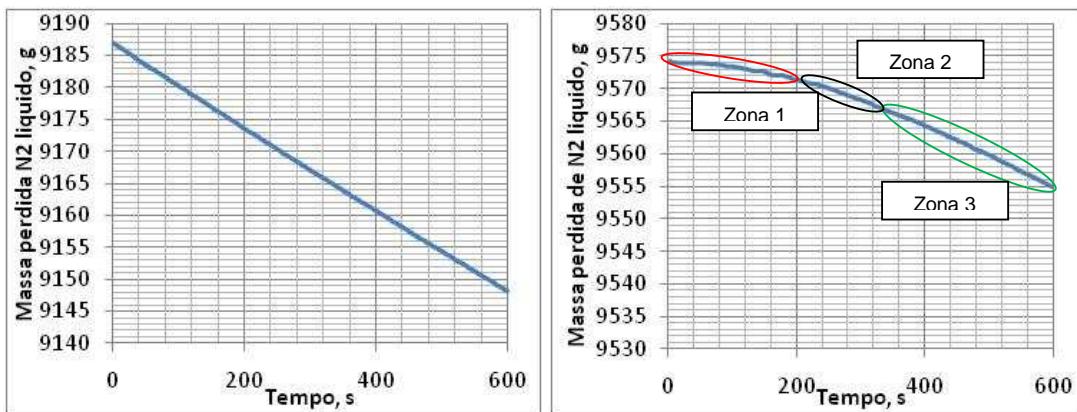


Figura 5. 2- (a) Comportamento linear da taxa de evaporação do N_2L em condições ambientais e (b) Comportamento não linear da taxa de evaporação do N_2L em condições ambientais

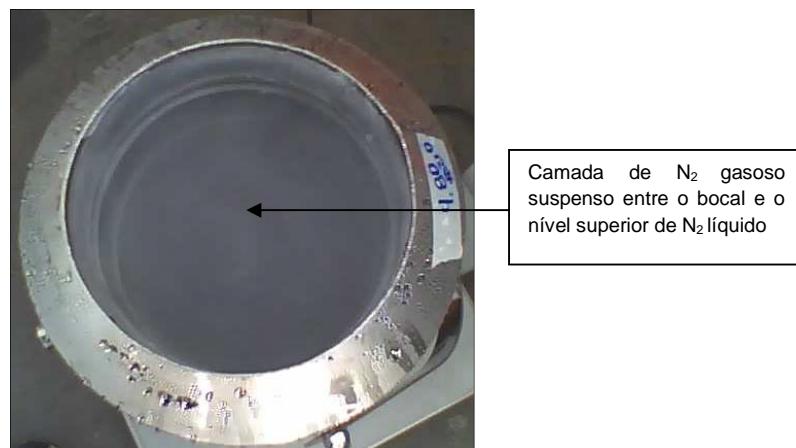


Figura 5. 3 – Cuba criogênica com camada de N_2L gasoso no bocal

5.2.2. Testes de repetibilidade com placas em condições ambientais e totalmente submersas em N_2L

Os testes para verificar a repetibilidade da bancada experimental foram desenvolvidas com placas de diferentes espessuras, Tab. 5.3.

Tabela 5.3-Características das placas de aço ao carbono A36 para testes de repetibilidade em condições ambientais

Placa teste	Espessura [mm]	Dimensões [mm]	Massa placa [g]
1	1,0	250 x 100	238,2
2	3,175	250 x 100	592,8
3	6,35	250 x 100	1263,1
4	9,5	250 x 100	1843,1

Uma vez que a evaporação do N₂L se apresenta de forma contínua durante um período de tempo, a curva de variação de massa adquirida da balança foi analisada em três regiões distintas, como apresentado na Fig. 5.4. A região 1 corresponde à taxa de evaporação normal antes de mergulhar a placa teste, a região 2 representa uma taxa de evaporação acelerada devido a presença da placa teste e a região 3 corresponde à taxa de evaporação normal depois de que a placa teste entra em equilíbrio com o N₂L.

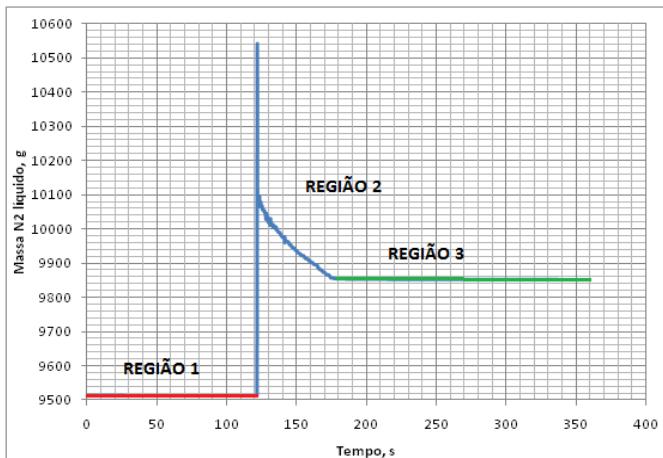


Figura 5.4 - Representação das regiões presentes no sinal de saída da balança

A Figura 5.5 a 5.8 apresenta os sinais de saída para cada uma das espessuras especificadas anteriormente. Para as espessuras de 1 e 3,2 mm (PAMB_100 e PAMB_320) foram realizadas 2 réplicas e para as espessuras de 6,35 e 9,5 mm (PAMB_635 e PAMB_950) foram necessárias quatro réplicas para confiabilidade do resultado (amostragem). A diferença do número de testes indica que as espessuras mais finas apresentaram um comportamento estável e definido. No caso dos testes para placas com maior espessura, houve diferenças de massa evaporada de N₂L até de 26% entre testes com iguais parâmetros. A diferença do numero de testes das placas mais finas em relação às de maior espessura, foi realizada devido a que nos primeiros testes, com as placas mais espessas obteve-se uma alta dispersão nos resultados. Por isto se decidiu realizar um maior numero de testes verificando a repetibilidade e confiabilidade dos resultados.

Tabela 5.4- Testes de repetibilidade de evaporação de N₂L em condições ambientais

Placa teste	Temp amb (T _a), °C	Umidade Rel (H _r), %	Temp placa (T _p), °C	Massa placa (m _p), g
PAMB_100_1	24,8	78	23,0	238,2
PAMB_100_2	24,8	78	23,1	238,2
PAMB_100_3	25,1	78	23,0	238,2
PAMB_320_1	25,8	70	22,5	579,5
PAMB_320_2	25,8	71	23,0	579,5
PAMB_320_3	25,7	70	22,5	579,5
PAMB_635_1	25,1	76	23,5	1261,6
PAMB_635_2	26,1	71	26,5	1261,6
PAMB_635_3	28,4	59	27,0	1261,6
PAMB_635_4	28,6	56	27,0	1261,6
PAMB_635_5	28,8	54	27,0	1261,6
PAMB_950_1	25,1	75	23,0	1843,1
PAMB_950_2	27,1	67	25,0	1843,1
PAMB_950_3	27,6	62	27,5	1843,1
PAMB_950_4	28,7	58	27,0	1843,1
PAMB_950_5	28,9	56	27,0	1843,1

Nota: A designação PAMB significa placa a temperatura ambiente junto com a espessura da placa, neste caso 100 corresponde a 1 mm, 320 corresponde a 3,2 mm, 635 corresponde a 6,35 mm e 950 corresponde a 9,5 mm.

Este comportamento diferente aconteceu devido às diferentes perdas por respingos de N₂L que saíram da cuba criogênica sem ser evaporados pela troca de calor entre a placa teste e o N₂L. Por tanto foi necessário diminuir a quantidade de N₂L para aproximadamente 3/4 da capacidade total do recipiente, ou seja, 6 Litros.

Os testes de repetibilidade para as placas em condições ambientais apresentaram resultados satisfatórios com um 3,2% de diferença máxima entre os resultados obtidos de massa evaporada de N₂L.

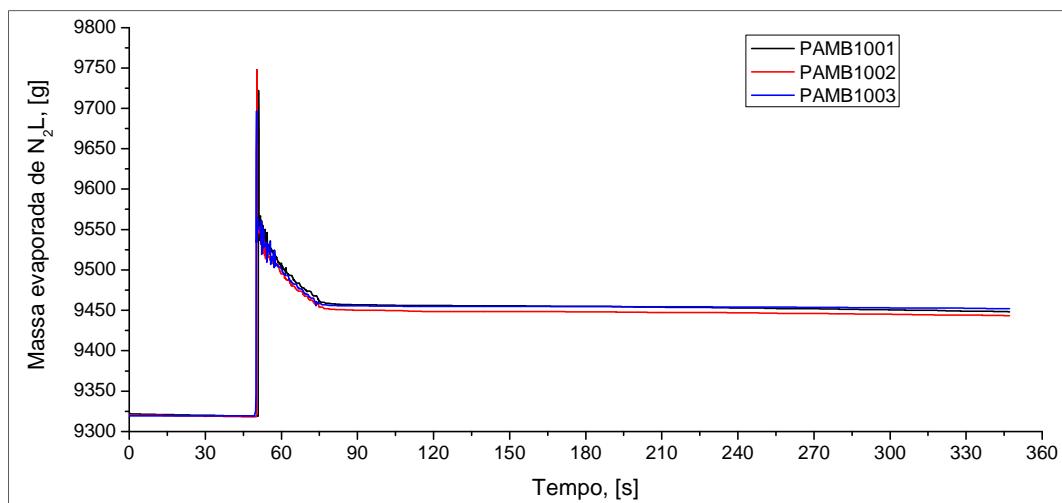


Figura 5.5- Testes de repetibilidade com placas de 1 mm de espessura

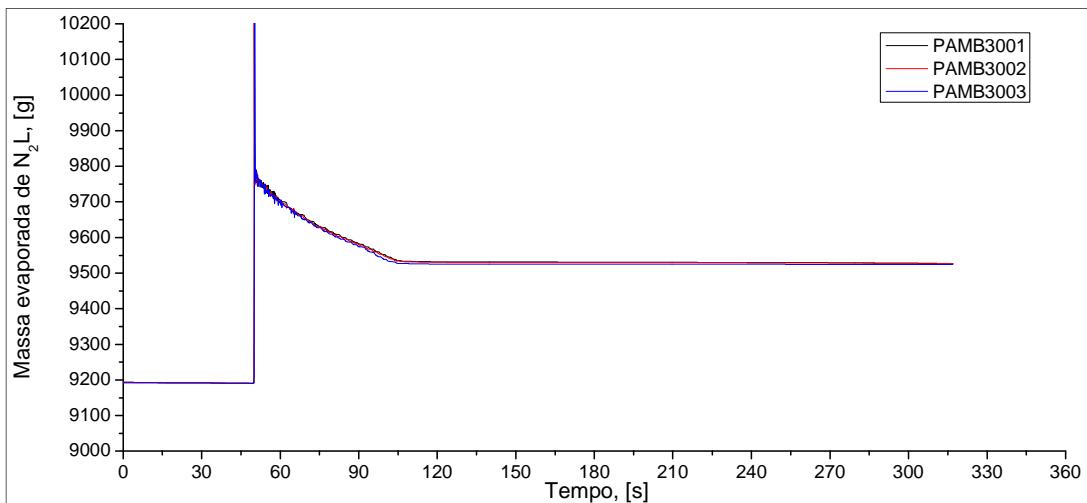


Figura 5.6-Testes de repetibilidade com placa da 3,2 mm de espessura

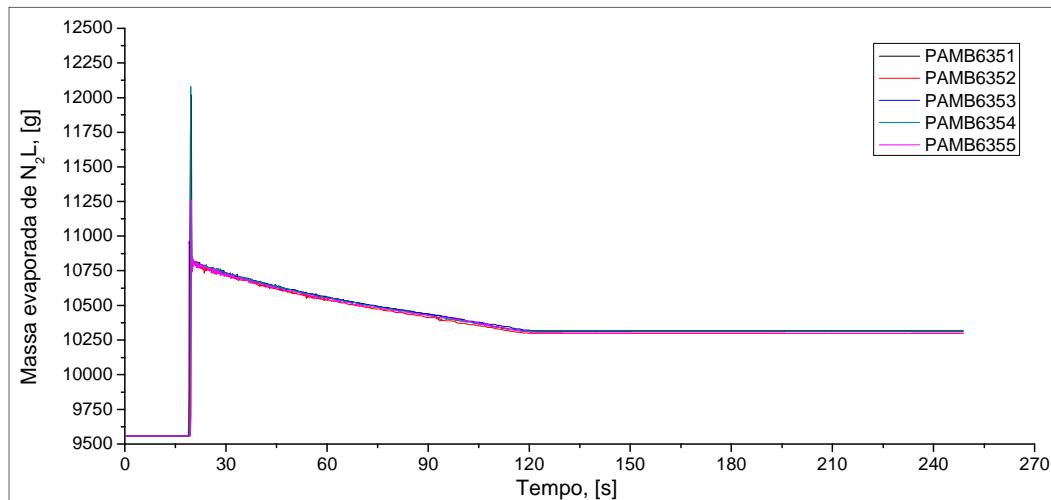


Figura 5.7-Teste de repetibilidade para placa de 6,35 mm de espessura

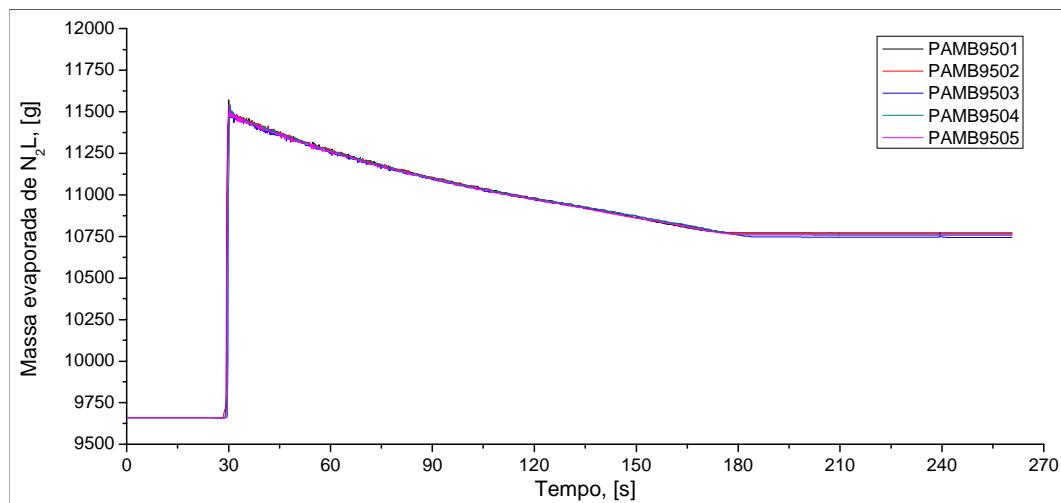


Figura 5.8-Teste de repetibilidade para placa de 9,5 mm de espessura

A quantidade de energia transferida (ΔQ) da placa teste para o N₂L está diretamente associado com o calor específico (C_{pp}), massa da placa (m_p) e diferença de temperaturas da placa teste (T₀ e T_f), como é apresentada na Eq. 5.1. Assim a quantidade de energia transferida da placa teste para o N₂L (representado na massa evaporada de N₂L) aumenta com o aumento da espessura e também com a diferença de temperatura inicial e final. A Figura 5.9 (a) apresenta a variação de massa evaporada de N₂L com relação à espessura da placa teste e a Fig. 5.9 (b) apresenta o tempo de estabilização para as diferentes espessuras.

$$\Delta Q = m_p * C_{pp} * (T_f - T_0) \quad (5.1)$$

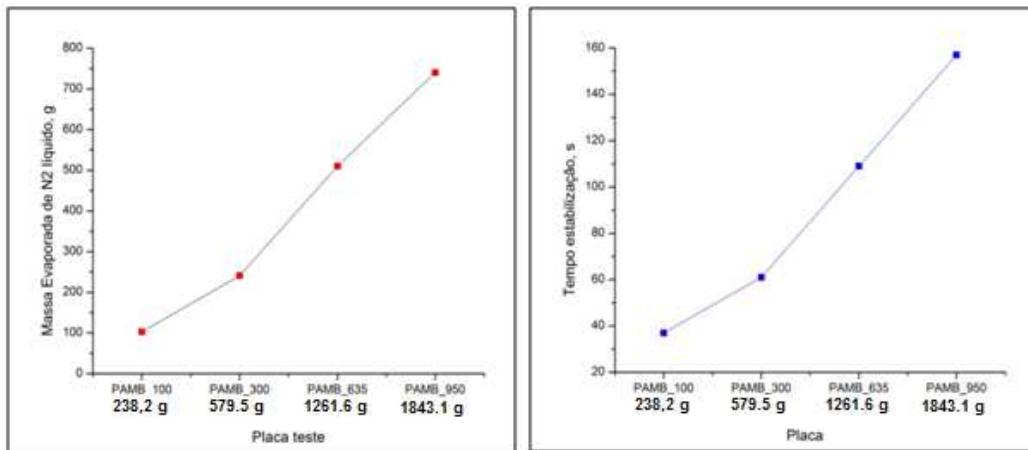


Figura 5.9- (a) Efeito da massa evaporada de N₂ líquido com relação à massa da placa teste y (b) Efeito do tempo de estabilização com relação a massa da placa teste.

5.2.3. Teste de repetibilidade com placas parcialmente submersas em N₂L

Os testes de repetibilidade apresentados previamente mostraram resultados satisfatórios. Nestes testes foi assegurado que a quantidade de N₂L fora a suficiente para manter a total submersão da placa. Mas podem acontecer casos em que a energia imposta do processo seja muito elevada, levando a uma evaporação excessiva e deixando a placa parcialmente submersa, ou que o nível de N₂L não seja o suficiente para mantê-la totalmente submersa durante o período de evaporação, sendo esta ultima uma condição não permitida para a realização dos testes.

A Figura 5.10 apresenta a situação onde a placa PAMB-635-6 é submersa totalmente em N₂L, chegando ao equilíbrio térmico com a placa parcialmente submersa. A resposta deste teste é comparada com os testes de repetibilidade obtidos no Item 5.2.2 evidenciando uma diferença considerável de aproximadamente 39% de massa evaporada, como é apresentado na Fig. 5.11.

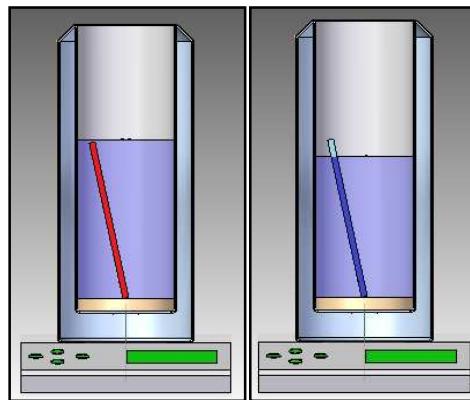


Figura 5.10- Esquema da situação onde a placa PAMB-635-6 começa totalmente submersa e termina o processo de evaporação parcialmente submersa

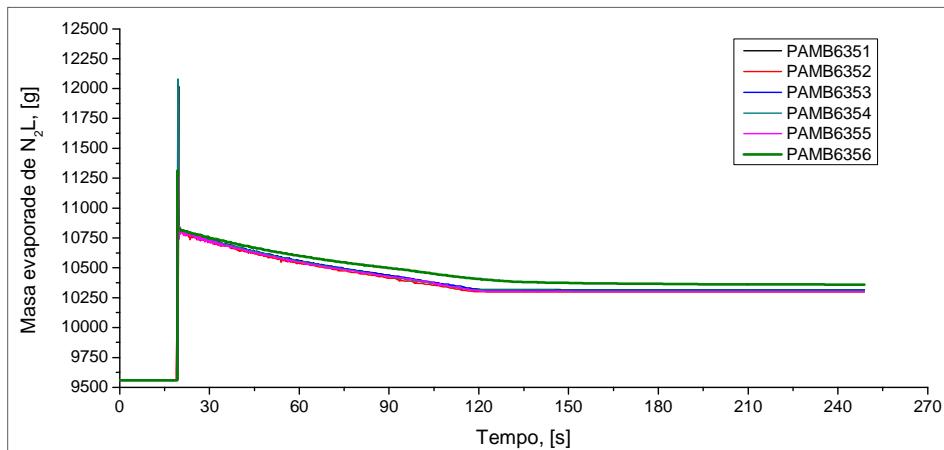


Figura 5.11- Comparação das respostas entre placas totalmente submersas (PAMB635-1 a PAMB635-5) com a placa parcialmente submersa (PAMB635-6)

Outra situação que pode acontecer é apresentada na Fig. 5.12 onde a placa PAMB-950-6 começa e termina parcialmente submersa. Comparando esta situação com os resultados obtidos no Item 5.2.1 pode-se observar que isto provoca um maior erro na medição da massa evaporada de N_2L , como se pode verificar na Fig. 5.13.

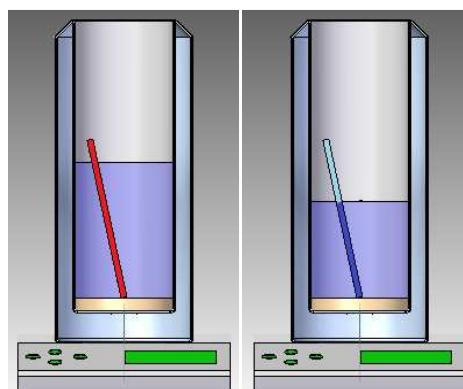


Figura 5.12- Esquema da situação onde a placa PAMB950_6 começa e termina o processo de evaporação parcialmente submersa

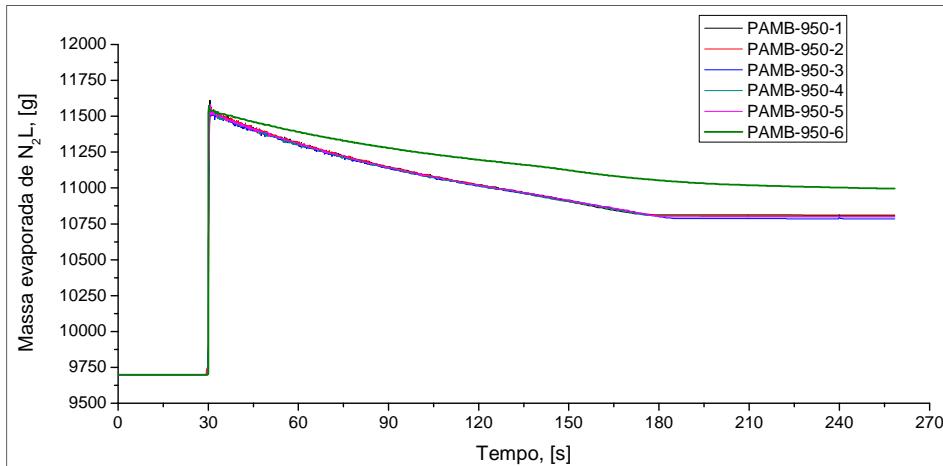


Figura 5.13- Comparaçao das respostas entre placas totalmente submersas (PAMB950_1 a PAMB950_5) com a placa parcialmente submersa (PAMB950_6)

Como foi observado para os testes PAMB-635-6 e PAMB-950-6, as curvas foram alteradas em comparação aos testes de repetibilidade. Pode-se observar como a zona de transição entre a taxa de evaporação acelerada região 2 e a taxa de evaporação normal da região 3 está menos definida (mais extensa), prolongando o tempo de estabilização. Uma possível causa deste comportamento é que a placa não entra em equilíbrio com o N_2L devido a que troca calor constantemente com o entorno. Isto é evidenciado pelo aumento da taxa de evaporação normal da região 3, como é apresentado na Tab.5.5. A região 3 pode apresentar o bom indicativo do comportamento do calorímetro, já que uma taxa de evaporação acelerada nesta zona permite identificar uma anomalia no teste, como, uma parcial submersão da placa teste, como é apresentada na Tab. 5.5.

Tabela 5.5-Valores correspondentes às inclinações da taxa de evaporação normal inicial (\dot{m}_{n1}) e taxa de evaporação normal final (\dot{m}_{n2})

Teste	Taxa de evaporação inicial Região 1 [g/s]	Taxa de evaporação final Região 3 [g/s]	Tempo estabilização (s)
PSOLD-635-1	0,0281	-0,0041	109
PSOLD-635-2	-0,0444	-0,0054	109
PSOLD-635-3	-0,0150	-0,0137	109
PSOLD-635-4	-0,0392	-0,0170	109
PSOLD-635-5	-0,0095	-0,0132	109
Média	-0,02162	-0,01068	----
PSOLD-635-6	-0,0263	-0,1357	125
PSOLD-950-1	-0,0113	-0,0092	157
PSOLD-950-2	-0,0140	-0,0120	157
PSOLD-950-3	-0,0537	-0,0219	157
PSOLD-950-4	-0,0210	-0,0139	157
PSOLD-950-5	-0,0299	-0,0159	157
Média	-0,02598	-0,01458	----
PSOLD-950-6	-0,0119	-0,4615	173

Durante o desenvolvimento dos testes de repetibilidade foi detectado outra possível fonte de erro para a medição da massa evaporada. Consiste em um comportamento diferente na zona 3, podendo variar segundo a natureza da força que esta afetando o sistema de medição de massa evaporada de N_2L . Nesta zona deve-se apresentar uma taxa de evaporação constante como foi apresentado nos casos anteriores (item 5.2.2). A Fig. 5.14 apresenta o caso onde a cuba criogênica ficou em contato direto com a estrutura geral, afetando a leitura do sinal de saída da massa evaporada de N_2L , Fig. 5.14.

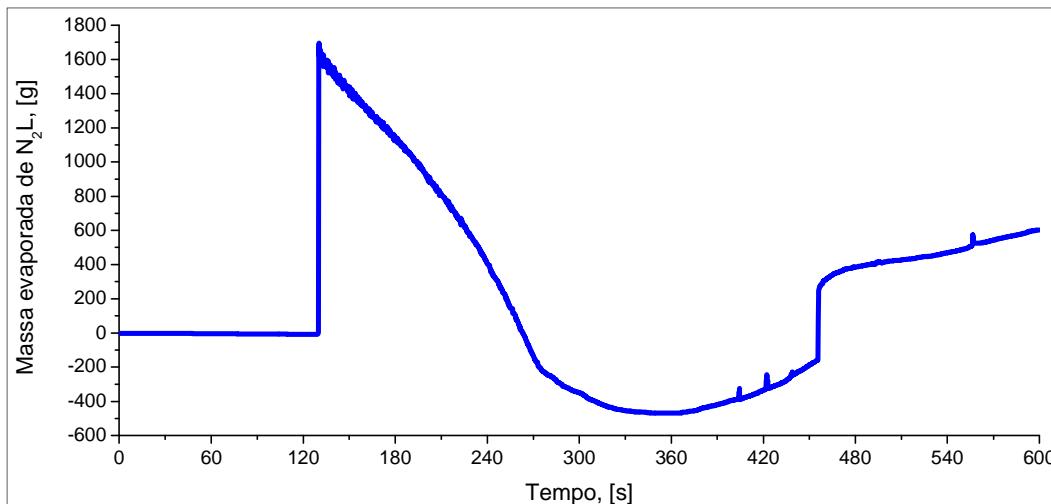


Figura 5.14. Resposta errada em medição de massa evaporada de N_2L

5.2.4. Testes de repetibilidade da taxa de evaporação de N_2L envolvendo energia imposta em placas teste

Os testes para verificar a repetibilidade do sistema envolvendo energia imposta na placa (soldagem) foram realizados com processo GMAW curto-circuito convencional sobre placas com dimensões de 250 x 100 x 3 mm (PSOLD-300) e 200 x 100 x 6,35mm (PSOLD-635). Os parâmetros de soldagem e as condições iniciais das placas teste PSOLD-300 são apresentados nas Tab.5.6.

Tabela 5.6 -Parâmetros iniciais processo GMAW curto-circuito e condições iniciais do ambiente e placa teste PSOLD3001 a PSOLD3003

Placa teste	Regulagem processo de soldagem					Condições iniciais do ambiente e placa teste			
	U (V)	V_a [m/min]	DBCP [mm]	V_s [cm/min]	Gás	m_{PI} [g]	T_p [°C]	T_a [°C]	H_r [%]
PSOLD3001	19,2	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	575,8	25	26,3	72
PSOLD3002	19,2	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	514,6	26	26,8	70
PSOLD3005	19,2	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	520,6	26	26,8	67

A Figura 5.15 apresenta as curvas de massa evaporada para as placas PSOLD-300, observando-se um comportamento diferente e com perturbações na taxa de evaporação normal na região 3. Para estes testes a diferença de massa final de N_2L pode ser diferente, devido a que cada teste foi feita em uma placa particular, ao contrário do que foi apresentado na seção 5.2.2 onde a placa utilizada foi a mesma para diferentes testes. Também se pode observar como forças externas prejudicam a resposta da massa evaporada, caso do teste PSOLD-300-3, que apresentou um pico de subida na zona de taxa de evaporação normal na região 3 perto dos 210 segundos, demonstrando que o sistema tem uma boa sensibilidade para reproduzir variações durante o processo de evaporação.

Para o teste PSOLD-300-2 se tem uma clara diferença de massa evaporada em relação aos outros dois testes em quase 10%, como se pode verificar na Tab. 5.7. O maior valor de massa evaporada aconteceu devido aos respingos excessivos de N_2L que saíram da cuba criogênica sem ser evaporados pela troca de calor com a placa teste. Outro aspecto importante, observado durante os testes, foi a elevada quantidade de N_2L evaporado, o que implica no fato de que o nível de N_2L fique muito perto da parte superior da placa teste. Assim, decidiu-se diminuir o comprimento da placa de 250 mm para 200 mm com o fim de garantir que a placa sempre fique submersa.

Tabela 5.7-Valores da massa inicial e final para das placas teste (PSOLD300) e da massa evaporada de N_2L

PLACA	Massa placa teste			Massa N_2L		
	m_{PI} [g]	m_{PF} [g]	m_c [g]	m_{FS} [g]	m_{IS} [g]	Δm_s [g]
PSOLD3001	575,8	590,8	15	9497,6	9464,5	623,9
PSOLD3002	514,6	529,5	14,9	9497,6	9343,2	683,9
PSOLD3003	520,6	535,6	15	9497,6	9420,9	612,3

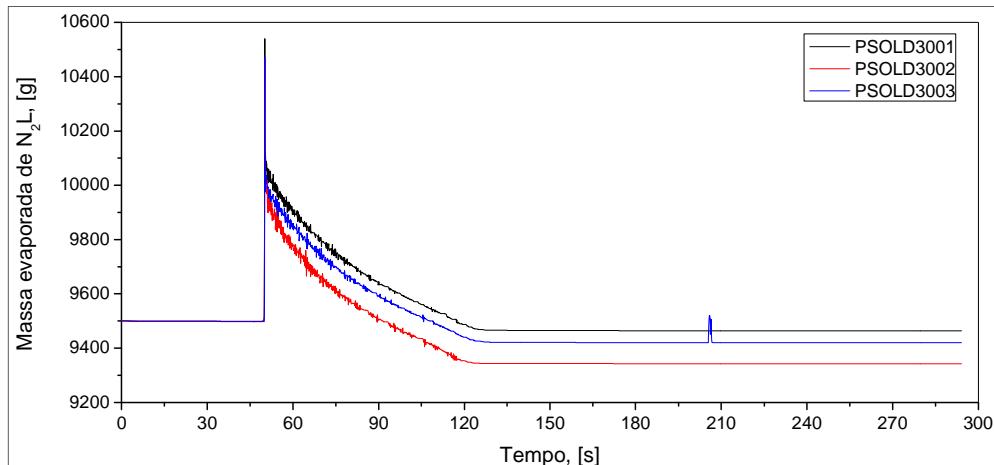


Figura 5.15- Comportamento da massa evaporada de N_2L devido à energia imposta com processo GMAW curto-círcuito para os teste com placas PSOLD300 (1 a 3)

Tendo em conta os problemas acontecidos com os testes PSOLD-300-1 a PSOLD-300-3, foi realizado outro conjunto de testes para verificar a repetibilidade do equipamento, mantendo os mesmos parâmetros de soldagem e alterando as dimensões da placa teste para 200 x 100 x 3 mm. Na Tabela 5.8 se apresentam os parâmetros do processo de soldagem, assim como também as condições iniciais do ambiente e da placa teste.

Tabela 5.8- Parâmetros iniciais processo GMAW curto-círcuito e condições iniciais do ambiente e placa teste PSOLD3006 a PSOLD3009

PLACA	Regulagem processo de soldagem					Condições iniciais do ambiente e placa teste			
	U (V)	V_a [m/min]	DBCP [mm]	V_s [cm/min]	Gás	m_{PI} [g]	T_p [°C]	T_a [°C]	H_r [%]
PSOLD3006	19	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	410,8	26	27,5	69
PSOLD3008	19	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	412,8	27	27,3	67
PSOLD3009	19	2,3	14	30	Ar + 25CO ₂	426,7	28	27,4	67

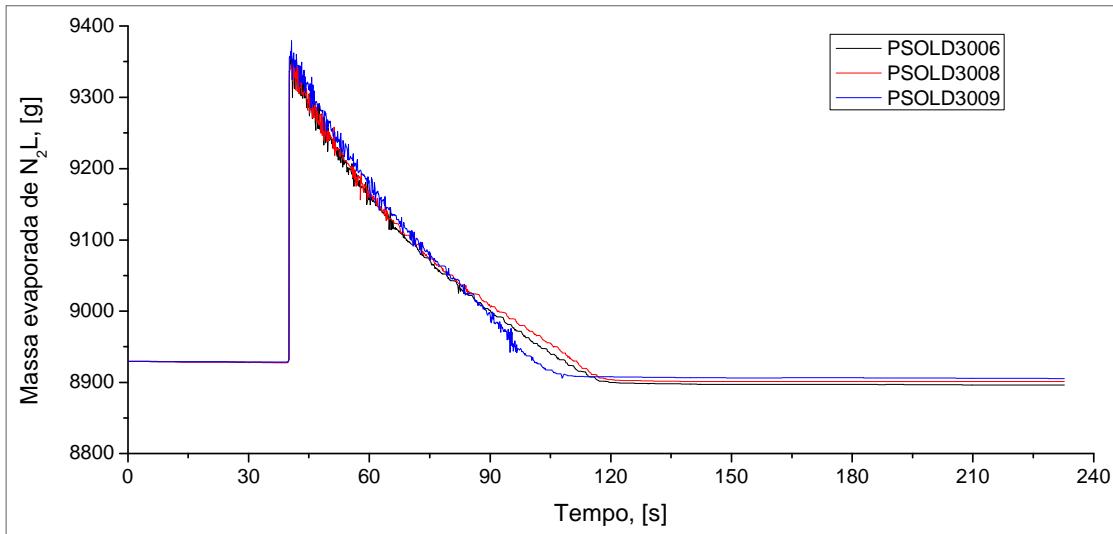


Figura 5.16 - Curvas de massa evaporada de N₂L devido à energia imposta com processo GMAW curto-círcuito, avaliando repetibilidade do sistema com placas PSOLD-300-6 a PSOLD-300-9

Os testes PSOLD-300-6, 300-8 e 300-9 apresentam uma melhor repetibilidade, tendo um comportamento estável e homogêneo durante todo o processo de evaporação (Fig. 5.16). A máxima diferença de massa evaporada de N₂L foi de 2% e o valor meio de massa evaporada foi de $453,9 \pm 5,2$ g, como pode ser verificado na Tab. 5.9.

Tabela 5.9- Valores da massa inicial e final das placas teste PSOLD3006, 3008 e 3009 e da massa evaporada de N₂L

PLACA	Massa placa teste			Massa N2 líquido		
	m_{PI} [g]	m_{PF} [g]	m_C [g]	m_{FS} [g]	m_{IP} [g]	Δm_S [g]
PSOLD3006	410,8	422,0	11,2	8928,3	8898,3	452,0
PSOLD3008	412,8	423,9	11,1	8928,3	8902,1	450,1
PSOLD3009	426,7	438,4	11,7	8928,3	8907,1	459,6

Como modo de verificar os resultados obtidos de repetibilidade para os testes feitos previamente foi realizado um conjunto adicional de três testes com parâmetros de soldagem diferentes e uma maior espessura da placa teste correspondente a 6,35 mm, como é apresentado na Tab. 5.10. Estes testes apresentaram repetibilidade satisfatória com uma diferença de N₂L evaporado de 2%, com um valor médio de massa evaporada de 1200,8 ± 6 g, podendo ser verificado na Tab. 5.11 e Fig. 5.17.

Tabela 5. 10 - Parâmetros iniciais processo GMAW e condições iniciais do ambiente e das placas testes PSOLD6351 a PSOLD6355

PLACA	Parâmetros iniciais processo de soldagem					Condições iniciais do ambiente e placa			
	U (V)	V_a [m/min]	DBCP [mm]	V_s [cm/min]	Gás	m_{PI} [g]	T_p [°C]	T_a [°C]	H_r [%]
PSOLD6351	34	7	18	41,4	Ar + 25CO ₂	899,5	23	24,8	69
PSOLD6352	34	7	18	41,4	Ar + 25CO ₂	900,1	23	25,6	65
PSOLD6353	34	7	18	41,4	Ar + 25CO ₂	896,4	25	25,9	61

Tabela 5.11- Valores da massa inicial e final das placas teste PSOLD6351 a PSOLD6353 e da massa evaporada de N₂ líquido

PLACA	Massa placa teste			Massa N ₂ L		
	m_{PI} [g]	m_{PF} [g]	m_C [g]	m_{FS} [g]	m_{IP} [g]	Δm_S [g]
PSOLD6351	899,5	926,2	26,7	9120,2	8848,9	1197,5
PSOLD6352	900,1	926,4	26,3	9120,5	8839,3	1207,6
PSOLD6353	896,4	923,0	26,6	9120,3	8845,9	1197,4

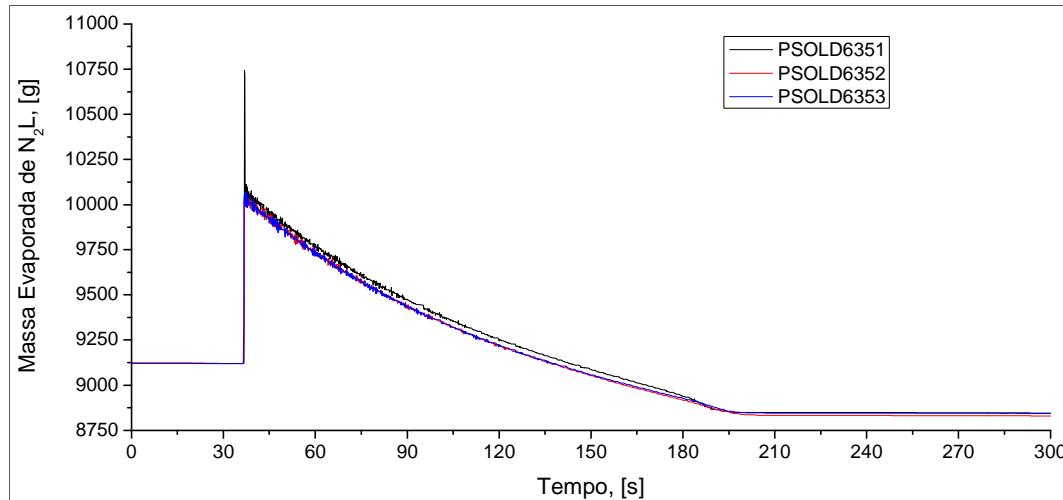


Figura 5.17-Curvas de massa evaporada de N₂L devido á energia imposta com processo GMAW curto-círcuito, avaliando repetibilidade do sistema com placas PSOLD6351 a PSOLD6353

5.3. Avaliação do calorímetro de fluxo contínuo de água

5.3.1. Avaliação do sistema em condições ambiente

Os testes preliminares realizados com o calorímetro de fluxo contínuo consistiram em monitorar o comportamento dos sinais de saída dos quatro termopares (dois na entrada e dois na saída) e o sinal do medidor de fluxo de água. Na Figura 5.18 pode-se observar como o comportamento da temperatura para a passagem de água em condições ambientais se mantém relativamente estável para os quatro sinais com uma média de 23°C e uma diferença máxima de 0,1°C. A temperatura média dos quatro termopares foi comparada com a temperatura medida com o termômetro digital HD-200 e sonda para imersão TP-3000, apresentando uma diferença media de 0,3°C.

Como foi visto no Item 3.2.6 o medidor de fluxo tem como sinal de saída um trem de pulsos que é transformado, por sua vez, em um sinal de tensão por meio de um circuito conversor. Para a calibração do medidor de fluxo se parte do fato que o nível de água no recipiente de armazenamento sempre está constante (mantendo o mesmo volume de água) e a válvula de saída é manipulada em cinco posições diferentes, ou seja, cinco caudais de água diferentes que vão a ser refletidos pelo monitoramento do medidor de vazão em um determinado valor de tensão. Cada valor de tensão implica uma valor da vazão que foi medido através de uma proveta em um tempo de 10 s. A Figura 5.19 mostra a calibração do medidor de vazão.

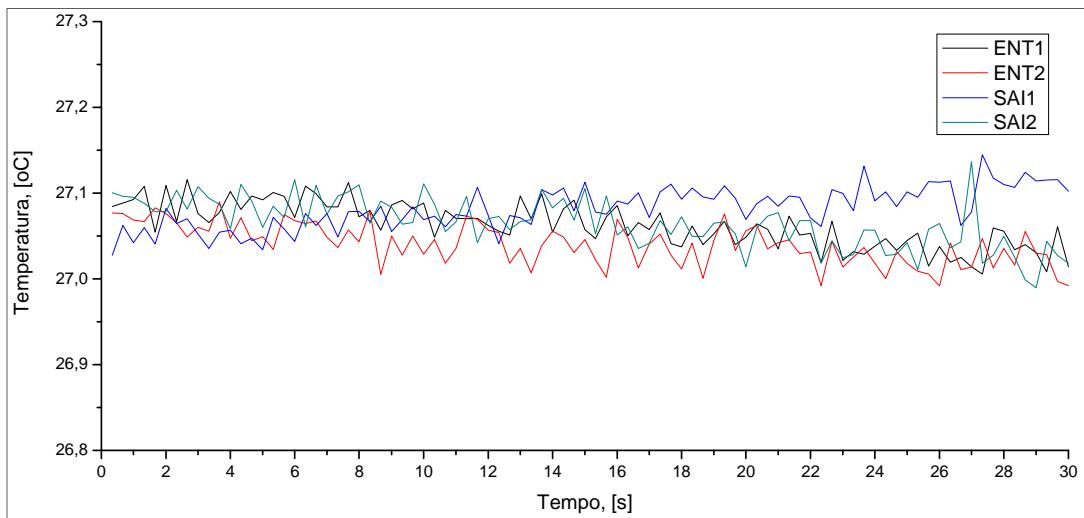


Figura 5. 18- Sinal de monitoramento dos quatro termopares em condições ambientais ($T_a=27,1$ e $U_r=35\%$)

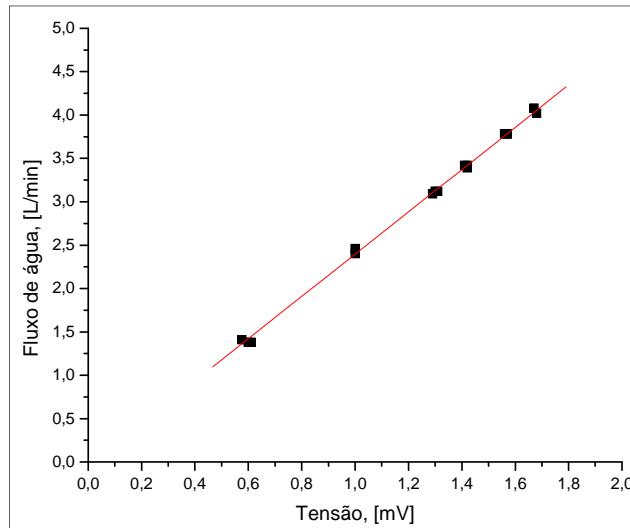


Figura 5. 19- Curva de calibração para o sensor medidor de vazão

5.3.2. Avaliação do comportamento do calorímetro com energia imposta de soldagem

Para a avaliação do calorímetro de fluxo contínuo foi utilizado o processo GTAW polaridade direta com corrente de 160 A, distância eletrodo-peça de 4 mm, argônio comercialmente puro como proteção gasosa (15 L/min) e espessura de placa de 6,35 mm, além das recomendações para o bom funcionamento do equipamento listadas no Item 4.4.3. O fluxo de água mínimo reportado para este tipo de calorímetro foi de 1,2 L/min (ZIJP, 1990) argumentando que menores valores de vazão afetam a medição da energia imposta devido à evaporação de água mudando as condições de transferência de calor. Para as condições de soldagem estabelecidas foi utilizado como ponto partida o fluxo reportado por Zijp (1990)

obtendo resultados pouco favoráveis devido à evaporação da água no sistema. Também foram realizados vários testes com fluxo de água de 4,2 L/min, obtendo o resfriamento acelerado da placa teste sem ter tempo suficiente para monitorar a diferença de temperatura, assim se decidiu trabalhar com um fluxo de água intermédio de aproximadamente 2,3 L/min.

O monitoramento mostra que a temperatura apresenta aumento gradual durante o tempo de soldagem entre 5 e 128 segundos e posteriormente o resfriamento entre 128 e 540 s (conforme mostrado na Fig. 5.20), sendo que o pico de temperatura representa o momento final da formação do cordão de solda. Também se pode observar na Fig. 5.20 que o sinal correspondente a saída 1 (T_{2w-1}) (mais perto da placa teste) apresenta uma maior perturbação durante o processo de soldagem, podendo-se considerar dois fenômenos. O primeiro, que o efeito do campo magnético durante o processo de soldagem tem influência no monitoramento do sinal do termopar e o segundo fenômeno, onde se considera que o tempo para trocar calor entre o fluxo de água e o início do cordão de solda é menor monitorando maiores valores temperatura. Para o sinal de entrada 2 (T_{1w-2}) se observa um leve aumento da temperatura durante o processo de soldagem e resfriamento da placa teste. Isto pode ser causa de uma recirculação dentro do corpo do calorímetro.

Para o sinal do medidor de vazão (Fig. 5.21), se observa claramente uma maior flutuação durante o tempo de soldagem, sendo mais severa à medida que a tocha se aproxima do medidor de vazão. Portanto, se percebe que o campo magnético gerado no processo de soldagem tem influência no sinal do medidor de vazão.

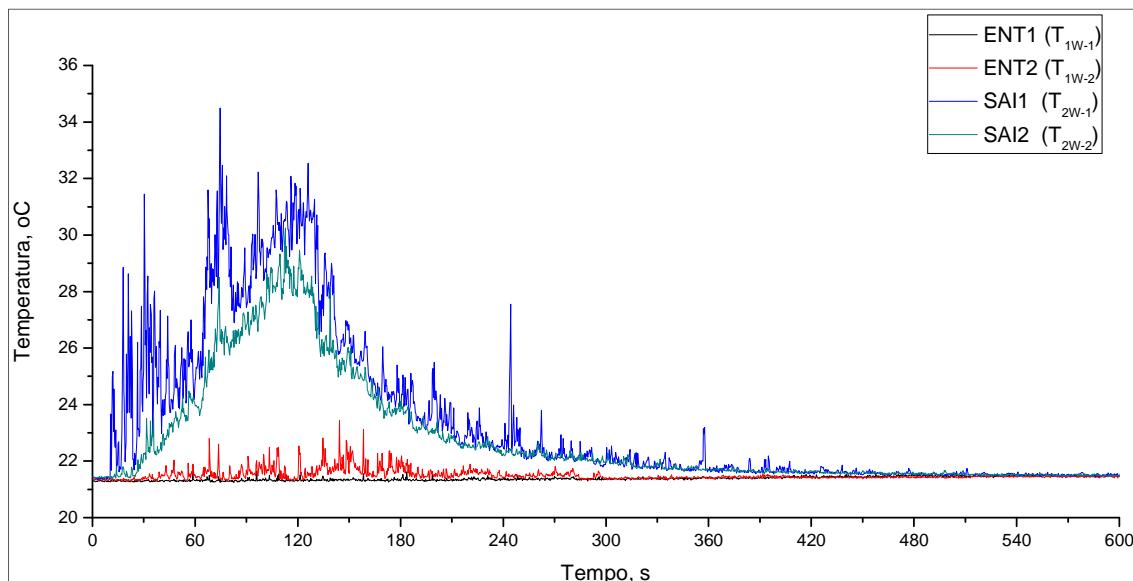


Figura 5. 20- Monitoramento da temperatura durante e após do processo de soldagem GTAW

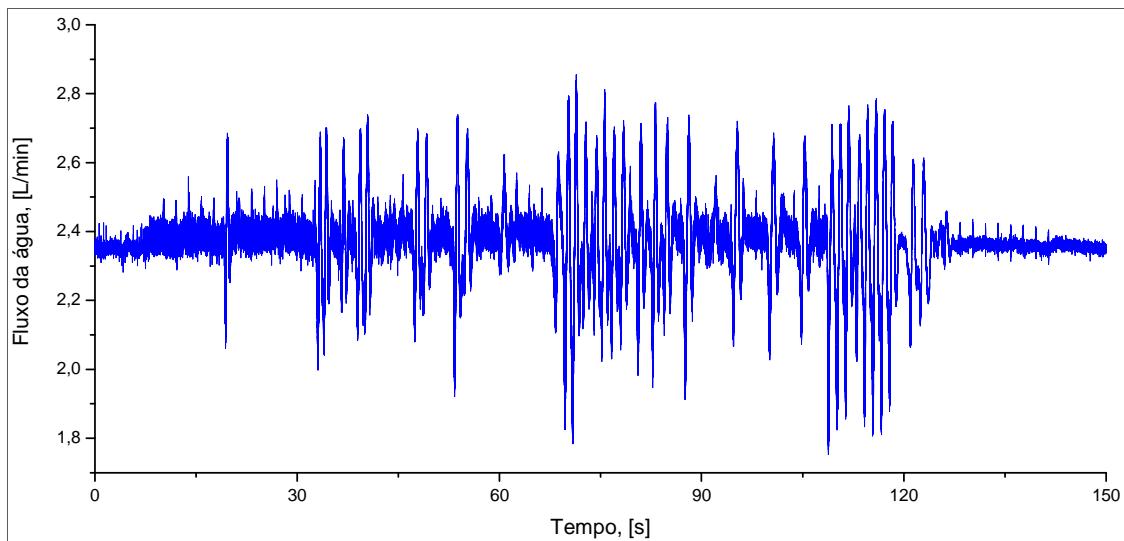


Figura 5. 21- Monitoramento do medidor de fluxo durante o processo de soldagem

Outra característica fundamental para o correto funcionamento do calorímetro de fluxo contínuo é a espessura da chapa, que deve ser escolhida de acordo com o nível de energia do processo, já que elevadas condições de energia podem levar à perfuração da chapa prejudicando o monitoramento dos sinais de temperatura e fluxo de água. Desta forma, foram realizados dois testes com placa de 3,2 mm de espessura (como as utilizadas com o calorímetro de N₂L) com corrente de 100 A e 150 A, comprimento de arco de 3 mm e velocidade de soldagem de 20 cm/min., onde a formação do cordão de solda com corrente de 100 A se realizou de forma satisfatória sem mostrar perturbações na poça de fusão, como pode ser observado na Fig. 5.22 (a). Para o teste realizado com corrente de 150 A ocorreu perfuração na placa teste, perdendo a condição estável de fluxo de água e afetando de forma direta o monitoramento da temperatura de saída, Fig. 5.22 (b). Acredita-se que a perfuração aconteceu devido à pressão que é gerada pelo aumento de temperatura da água que existe dentro do corpo do calorímetro afetando a poça de fusão durante a formação do cordão de solda. Portanto, decidiu-se trabalhar com duas espessuras de chapa 3,2 mm para processo GTAW corrente de 100 A e 6,35 mm para processo GTAW corrente de 150 A e processo GMAW com transferência por curto circuito e goticular. (Na Figura 5.22 (c) pode-se observar o cordão formado para GTAW corrente de 150 A em placa de 6,35 mm de espessura).



Figura 5.22- (a) Cordão com GTAW ($I= 100$ A; $La= 3$ mm; $Vs= 20$ cm/min; $Lc = 8$ cm; espessura de 3,2 mm) (b) Cordão com GTAW ($I=150$ A; $La= 5$ mm; $Vs= 15$ cm/min; $Lc= 16$ cm e espessura de 3,2 mm) e (c) cordão para GTAW ($I=150$ A; $La= 5$ mm; $Vs= 15$ cm/min; $Lc= 16$ cm e espessura de 6,35 mm)

5.4. Testes com processos derivativos de GMAW para conseguir correntes de 115 A e 155 A

Na avaliação dos processos GMAW derivativos se optou por realizar testes mantendo-se um mesmo nível de corrente e taxa de deposição, baseados em parâmetros de soldagem apresentados em trabalhos prévios por outros autores (OJO 2005, COSTA, 2011, NASCIMENTO, 2011), partindo dos parâmetros utilizados por Costa (2011) para processo curto-convencional e GMAW curto-círcuito controlado (STT, RMD e CMT), para união de dutos de aço ao carbono com passe único. Os parâmetros de regulagem de cada processo foram mantidos fixos e a velocidade de alimentação foi avaliada em dois níveis, 2,3 m/min. e 3,3 m/min., procurando manter a mesma quantidade de material depositado por comprimento de solda e um nível de corrente média similar para cada um dos processos (Fig. 2.24, pg 34).

Na Tabela 5.12 são apresentados os parâmetros de soldagem que foram obtidos para cada um dos processos. O processo STT foi tomado como ponto de referência para os valores de corrente média, obtendo-se um nível baixo de corrente de 115 A ± 5 A e um nível alto de 155 A ± 5 A. Para manter os mesmos níveis de corrente nos outros processos, foi alterada a DBCP até atingir os valores obtidos para STT, com exceção do processo CMT onde também foi necessário variar o comprimento do arco para chegar aos níveis de corrente requeridos. Para a variação da DBCP, teve-se em conta um valor mínimo de 10 mm, devido à limitação de acesso à junta e possibilidade do arco queimar o bico de contado e como valor máximo 25 mm, limitada pelo excesso de aquecimento do arame-eletrodo e

perda de sua rigidez mecânica (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). Ressalta-se que o indicado neste caso é manter a DBCP entre 10 e 15 mm, característica de condição operacional de curto-círcuito.

Tabela 5.12-Testes preliminares para obtenção de corrente baixa 115 A e alta 155 A em processo GMAW curto circuito convencional e em processo GMAW curto circuito controlado

Processo	V _s [cm/min]	V _a [m/min]	DBCP [mm]	Parametro particular	I _m [A]
STT_1	12	2,3	12	I _p =300A; I _b =80 A; Tailout= 5	118
STT_2	12	2,3	12	I _p =300A; I _b =80 A; Tailout= 5	119
STT_3	18	3,3	12	I _p =300A; I _b =80 A; Tailout= 5	155
STT_4	18	3,3	12	I _p =300A; I _b =80 A; Tailout= 5	154
RMD_1	12	2,3	12	Trim=80; ArcControl=25	130
RMD_2	12	2,3	12	Trim=80; ArcControl=25	135
RMD_3	12	2,3	15	Trim=80; ArcControl=25	126
RMD_4	12	2,3	15	Trim=80; ArcControl=25	126
RMD_5	12	2,3	18	Trim=80; ArcControl=25	118
RMD_6	12	2,3	18	Trim=80; ArcControl=25	117
RMD_7	12	2,3	18	Trim=80; ArcControl=25	118
RMD_8	18	3,3	18	Trim=80; ArcControl=25	150
RMD_9	18	3,3	16	Trim=80; ArcControl=25	154
RMD_10	18	3,3	16	Trim=80; ArcControl=25	155
CMT_1	12	2,3	12	CompArco=10	126
CMT_2	12	2,3	12	CompArco=-5	122
CMT_3	12	2,3	12	CompArco=-10	121
CMT_4	12	2,3	12	CompArco=-20	119
CMT_5	12	2,3	12	CompArco=-20	118
CMT_6	18	3,2	12	CompArco=-20	163
CMT_7	18	3,2	12	CompArco=-30	161
CMT_8	18	3,2	16	CompArco=-30	157
CMT_9	18	3,2	16	CompArco=-30	158

Para o processo GMAW-P, os parâmetros foram escolhidos com o objetivo de obter UGPP, conforme recomendado na literatura. Como descrito no Item 2.5.1 da Revisão Bibliográfica, a energia de pulso (I_p) e tempo de pulso (t_p) é usada para controlar a transferência metálica. Já na regulagem dos parâmetros de fase de base (tempo de base (t_b) e/ou corrente de base (I_b)) são usados para se obter uma corrente media (I_m) com valores abaixo da corrente de transição. Assim, utilizou-se os mapas apresentados por Ojo (2005) para corrente media de 120 A e 150 A, apresentados nas Figs. 2.15 e 2.16.

Foram realizados testes com o propósito de manter a mesma velocidade de alimentação e corrente media (I_m), obtidos nos processo GMAW curto-círcuito controlado. A escolha da corrente de pulso (275 A para as duas correntes medias de 120 A e 150 A) e tempo de pulso (7,6 ms e 6,6 ms para corrente de 120 A e 150 A respectivamente) foi tomada da região central da zona que garante UGPP, Fig. 2.15 e 2.16, os valores para a corrente de base e tempo de base também foram escolhidos da investigação de Ojo (2005).

A Tabela 5.13 apresenta os testes realizados para o processo GMAW-P, onde no primeiro teste se utiliza dados específicos do trabalho de Ojo (2005), obtendo-se um valor próximo da corrente media requerida (115 A), mas a velocidade de alimentação está acima do valor obtido para os processos GMAW curto circuito controlado. Com isto, decidiu-se realizar testes diminuindo-se a velocidade de alimentação, mas mantendo-se a corrente de pulso (I_p) e tempo de pulso (t_p). À medida que diminuía a velocidade de alimentação o comprimento do arco tendia a aumentar provocando instabilidade do mesmo. Para compensar este aumento no comprimento do arco, o tempo de base foi incrementado, mas em contrapartida a corrente de média diminuiu e a frequência de pulsação alcançou um valor de 21 Hz, que fica muito perto dos valores mínimos recomendados por Scotti e Ponomarev (2008).

Por este motivo decidiu-se trabalhar com a mesma taxa de deposição (mantendo-se a mesma relação de velocidade de alimentação e velocidade de soldagem) para todos os processos derivativos, com o propósito de ter um parâmetro de referência para a devida comparação dos testes finais. Os parâmetros que foram usados para o processo GMAW-P são ressaltados na Tab. 5.13.

Tabela 5.13- Parâmetros testes preliminares para obtenção de corrente de 115 A e 155 A em processo GMAW-P

Processo	I_p [A]	t_p [ms]	I_b [A]	t_b [ms]	DBCP [mm]	V_a [m/min]	I_m [A]
GMAW-P_1	275	7,6	60	7,6	22	3,5	119
GMAW-P_2	275	7,6	60	24	22	3	115
GMAW-P_3	275	7,6	60	24	22	2,3	109
GMAW-P_5	275	7,6	60	33	22	2,3	99
GMAW-P_6	275	7,6	60	40	22	2,3	93
GMAW-P_7	275	7,6	60	40	19	2,3	94
GMAW-P_8	275	7,6	60	35	19	2,3	97
GMAW-P_10	275	7,6	60	30	19	2,3	102
GMAW-P_11	290	7,6	60	40	19	2,3	95
GMAW-P_12	300	7,6	60	40	19	2,3	94
GMAW-P_15	300	7,6	70	40	16	2,3	99
GMAW-P_16	275	5,5	60	7,0	22	4	156

Para o processo GMAW-PV, os parâmetros foram escolhidos dos trabalhos prévios realizados por Nascimento, (2011). Os testes realizados tiveram como propósito obter uma corrente média de 115 A e 155 A, mantendo a mesma taxa de deposição. Os testes foram realizados com o formato de Onda D (Item 2.5.2 da Revisão Bibliográfica), onde se mantém o mesmo nível de corrente de pulso (I_p), tempo de pulso (t_p), corrente de base (I_b) e corrente no negativo (I_n) constantes para cada um dos níveis de corrente media propostos. Assim, a variação realizada foi no tempo em polaridade negativa. A Tabela 5.14 apresenta os testes realizados para obter os níveis de corrente.

Tabela 5.14- Parâmetros testes preliminares para obtenção de corrente de 115 A e 155 A em processo GMAW-PV

Processo	I_p [A]	I_b [A]	I_n [A]	t_p [ms]	t_{b1} [ms]	t_{b2} [ms]	t_n [ms]	V_a [m/min]	Tipo de onda	I_m [A]
GMAW-PV_1	250	40	-85	6,9	8,25	2,5	9,5	3,1	Onda D 30%	113
GMAW-PV_2	250	40	-85	6,9	7,75	3	8,2	3,1	Onda D 30%	111
GMAW-PV_3	250	40	-85	6,9	8,75	2	6	3,1	Onda D 20%	114
GMAW-PV_4	250	40	-85	6,9	9,75	1	5,5	3,1	Onda D 20%	114
GMAW-PV_5	250	40	-125	5,85	2,5	1,44	4,0	4	Onda D 50%	143
GMAW-PV_6	250	40	-125	5,85	2,5	1,44	3,5	4	Onda D 20%	154

CAPITULO VI

RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção se apresenta os resultados obtidos para os testes realizados para a avaliação dos equipamentos com processo GTAW, GMAW curto-circuito convencional e GMAW goticular. Assim como, o reporte dos resultados para os processos derivativos do GMAW (GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD, CMT).

6.1. Resultados para GTAW polaridade negativa (Calorímetro de N₂L)

A Tabela 6.1 apresenta os resultados obtidos para o rendimento térmico em processo GTAW CC-, assim como os valores de energia de soldagem (E_{sold}) e aporte térmico (E_{imp}) para cada um dos testes proposto no planejamento experimental (Item 3.3). Nesta tabela pode-se observar que a potência elétrica aumenta em um 48% quando a corrente aumenta de 100 A a 150 A para uma distância eletrodo-peça de 3 mm. Já para uma variação da distância eletrodo-peça de 3 mm a 5 mm com uma corrente de 150 A, nota-se um aumento de 12 % na potência elétrica.

Observa-se também nos dados da Tab. 6.1, que para um mesmo comprimento de arco acontece variação da tensão com o aumento ou diminuição da corrente. Isto ocorre pela alteração do ponto de trabalho (Fig. 6.1) das curvas de característica estática do arco (CEA) e da fonte (CEF), ou seja, para uma determinada corrente apresenta-se um valor de tensão diferente, para um comprimento de arco diferente. A Figura 6.1 apresenta de forma esquemática a variação da CEA para o comprimento de arco de 3 mm e 5 mm e a característica estática da fonte (CEF) para a corrente de 100 A e 150 A, apresentando o par tensão-corrente para cada condição.

Os resultados obtidos para a energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico foram analisados estatisticamente com análise de variância para cada um dos parâmetros propostos (ou variação dos fatores propostos) no planejamento experimental, onde se considera que o fator avaliado tem influência quando o nível de significância “p” é igual a 0,05 ou menor que este valor. Cabe ressaltar que todos os resultados apresentados neste trabalho foram baseados no cálculo de potência instantânea média.

Tabela 6.1- Resultados da potência elétrica, energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico em processo GTAW CC-

I [A]	L _a [mm]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m V	I _m A	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
100	3	15	8	TIG011	10,9	102	1112	445	319	71,8
			12	TIG005	10,6	101	1069	428	273	63,7
			16	TIG008	10,2	101	1029	412	287	69,6
		20	8	TIG013	10,8	102	1094	328	259	78,9
			12	TIG015	10,1	102	1028	309	229	74,3
			16	TIG017	10,3	102	1050	315	225	71,4
		25	8	TIG019	10,7	102	1087	261	205	78,7
			12	TIG021	10,4	102	1063	255	194	76,0
			16	TIG023	9,9	102	1011	243	167	69,0
	5	15	8	TIG026	11,3	101	1144	458	314	68,6
			12	TIG033	11,2	101	1130	452	302	66,9
			16	TIG040	10,9	101	1103	441	301	68,3
		20	8	TIG028	11,3	101	1139	342	246	72,0
			12	TIG035	11,1	101	1119	336	228	67,9
			16	TIG042	11,1	101	1121	336	222	65,9
		25	8	TIG030	12,0	101	1215	292	216	74,2
			12	TIG037	11,6	101	1174	282	203	72,0
			16	TIG045	11,0	101	1110	266	184	69,1
150	3	15	8	TIG048	11,1	150	1665	666	474	71,2
			12	TIG057	10,6	150	1594	638	426	66,7
			16	TIG060	10,5	150	1580	632	411	65,0
		20	8	TIG049	10,7	150	1595	478	355	74,2
			12	TIG058	10,1	150	1517	455	334	73,3
			16	TIG062	10,8	150	1622	487	334	68,6
		25	8	TIG050	10,7	150	1595	383	299	78,1
			12	TIG059	10,0	150	1500	360	268	74,4
			16	TIG063	10,2	150	1534	368	263	71,5
	5	15	8	TIG069	12,6	151	1891	756	513	67,9
			12	TIG072	11,6	150	1744	698	451	64,6
			16	TIG075	11,9	150	1785	714	435	60,9
		20	8	TIG070	12,1	150	1825	547	383	69,9
			12	TIG073	11,4	150	1715	514	345	67,0
			16	TIG076	11,4	150	1708	512	334	65,3
		25	8	TIG071	11,7	150	1755	421	309	73,3
			12	TIG074	11,6	150	1742	418	305	72,9
			16	TIG077	11,7	150	1756	421	292	69,3

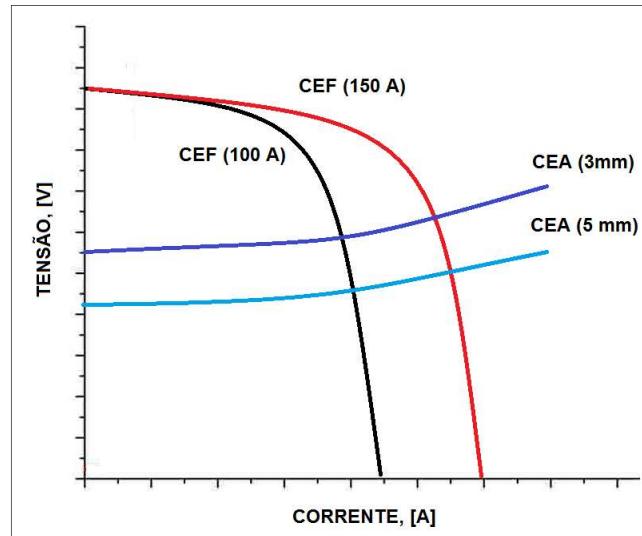


Figura 6.1- Representação das curvas estáticas da fonte para 100 A e 150 A e das curvas estáticas do arco para comprimento do arco de 3 mm e 5 mm

6.1.1. Análise da energia de soldagem

Como discutido anteriormente, a potência elétrica é o produto da tensão pela corrente e qualquer mudança nestes vai afetar de forma direta o resultado da potência e, portanto a energia de soldagem. Na Tabela 6.2 pode-se observar os níveis de significância para cada um dos fatores sobre a energia de soldagem. Na Figura 6.2(a) pode-se observar como a corrente influenciou significativamente a energia de soldagem, evidenciando um claro aumento da mesma com o aumento da corrente. Assim, a tensão também tem uma influencia direta sobre a energia de soldagem como pode ser visado na Fig. 6.2 (b), aumentando de forma proporcional com o aumento da tensão.

Tabela 6.2- Níveis de significância “p” para as variáveis sobre a energia de soldagem em processo GTAW CC-

Effect	SS	p
Intercept	69226040	0,000000
I	2959115	0,000000
La	164001	0,000000
Vs	5321	0,067853
Lc	28229	0,000111
I*La	28053	0,000027
I*Vs	8396	0,019987
La*Vs	2990	0,197615
I*Lc	5663	0,058661
La*Lc	401	0,788420
Vs*Lc	3458	0,417613

Na Figura 6.2 (c), observa-se uma queda significativa da energia de soldagem com o aumento da velocidade de soldagem, uma vez que o cálculo da energia é inversamente proporcional à velocidade de soldagem, como foi apresentado na metodologia de cálculo no Item 3.4. Já para a variação do comprimento do cordão (Fig. 6.2 (d)), nota-se uma diminuição significativa da energia de soldagem quando o comprimento vai de 8 cm para 12 cm e nenhuma tendência de 12 cm para 16 cm. A Tabela 6.3 apresenta os dados de tensão obtida em todos os testes (esta tabela foi tirada da Tab. 6.1 e resumida para maior facilidade de entendimento), onde se observa como a tensão apresenta maiores valores para o comprimento de 8 cm e um menor valor com diferença mínima para os comprimentos de 12 cm e 16 cm. A maior energia de soldagem apresentada no comprimento mais curto de cordão de solda é devida ao comportamento que tem a tensão do arco apresentando valores mais altos durante a etapa inicial do processo de soldagem e depois estabilizando em um determinado valor (Fig. 6.3). Assim, para cordões curtos a média da tensão vai tender a ser maior que para cordões com maior comprimento.

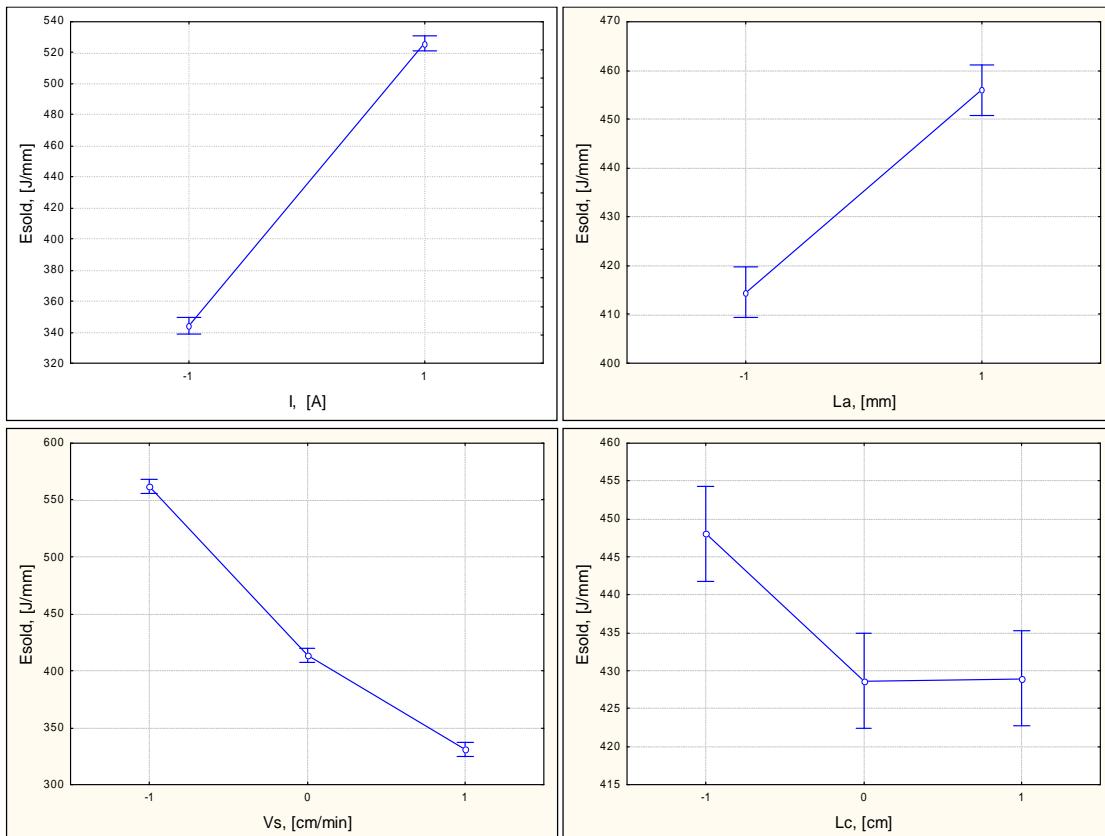


Figura 6.2- (a) Efeito da corrente (I) sob a energia de soldagem, (b) Efeito do comprimento do arco (L_a) sob a energia de soldagem, (c) Efeito da velocidade de soldagem (V_s) sob a energia de soldagem e (d) Efeito do comprimento do cordão (L_c) sob a energia de soldagem

Tabela 6.3- Valores da tensão média para os testes GTAW CC-

I [A]	L _a [mm]	Comprimento do cordão		
		8 cm	12 cm	16 cm
100	3	10,8	10,4	10,1
	5	11,5	11,3	11,0
150	3	10,8	10,2	10,5
	5	12,1	11,6	11,7

Observa-se que a queda de tensão mostrada na Fig. 6.3 se apresentou em todos os testes realizados. Isto poderia indicar que a placa teste houvesse sido posicionada de forma inclinada (diminuído a distância entre o eletrodo e a placa teste durante o percurso), provocando a queda gradual de tensão. Entretanto, destaca-se que este fato foi descartado, já que para todos os testes se verificou que a distância entre o eletrodo e a peça era a mesma do começo ao final, garantindo-se um comprimento de arco constante (embora não se podem descartar possíveis variações devido às deformações causadas pelo gradiente de temperatura durante o processo de soldagem, mas que pelo observado são mínimas ou quase nulas). O autor deste trabalho propõe que a queda de tensão pode estar associada a vários fatores, como o período de aquecimento do eletrodo, quando este precisa de maior energia para emitir (aumento da tensão para emitir elétrons com uma determinada corrente) e a facilidade para captar elétrons na região.

Também se propõe que a queda de tensão que se apresentou em todos os testes pode ser associada à troca de calor entre a coluna do arco e a placa teste, sendo esta dividida em duas partes, na primeira parte a coluna do arco apresenta uma troca de calor maior com a placa teste, já que em condições ambientais, o gradiente de temperatura é maior, aumentando assim a capacidade de absorver mais calor da coluna do arco (ao redor da zona anódica), e consequentemente maior desionização, em compensação desta perda de energia a tensão aumenta, mantendo assim o estado energético em equilíbrio (calor que entra tem que ser igual ao que sai). A segunda parte corresponde à condição onde a placa teste está a uma temperatura mais elevada, diminuindo o gradiente de temperatura entre a coluna do arco e a placa teste. Nesta condição a troca de calor diminuiria, sendo limitada as perdas por condução com o meio ambiente. Assim, para as condições dos testes propostos tem que cordões com menor comprimento apresentam um gradiente de temperatura maior que em cordões com maior comprimento, afetando a troca de calor da coluna do arco.

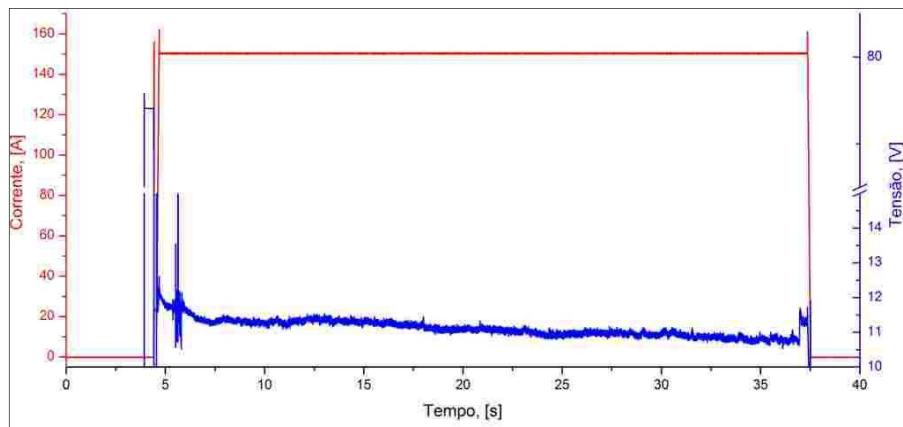


Figura 6. 3- Sinal de corrente e tensão para o teste TIG020 do processo GTAW

6.1.2. Análise do aporte térmico

A Tabela 6.4 apresenta os níveis de significância “p” obtidos pela análise de variância global dos fatores do aporte térmico, mantendo a mesma metodologia utilizada para a energia de soldagem. O aporte térmico tem um aumento significativo com o aumento da corrente, Fig. 6.4 (a), sendo o mesmo comportamento que para a energia de soldagem (Item 9.9), com menores valores, devido a que não toda a energia fornecida pelo arco entra na placa teste (perdas por convecção/radiação). Do mesmo modo, pode-se observar um comportamento similar para o comprimento do arco (aumento da tensão), onde o aporte térmico aumenta com o aumento do comprimento do arco apresentando menores valores devido às perdas de calor, Fig. 6.4 (b). A explicação das perdas será analisada com mais detalhe no rendimento térmico.

Tabela 6. 4- Níveis de significância “p” das variáveis para o aporte térmico em processo GTAW CC-

Effect	SS	P
Intercept	3302319	0,000000
I	129011	0,000000
La	1904	0,000606
Vs	109134	0,000000
Lc	8753	0,000000
I*La	590	0,030888
I*Vs	5263	0,000012
La*Vs	544	0,106459
I*Lc	388	0,190672
La*Lc	76	0,704004
Vs*Lc	830	0,14749

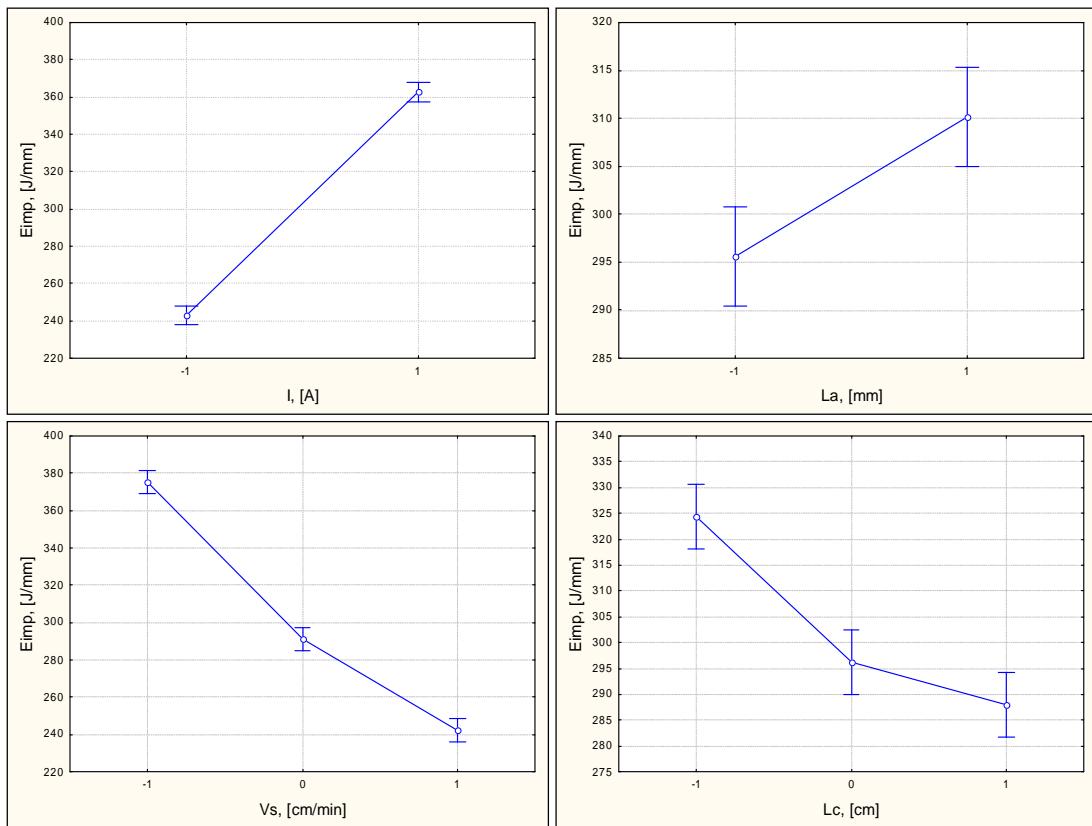


Figura 6.4- (a) Efeito da corrente (I) sobre o aporte térmico, (b) efeito do comprimento do arco (La) sobre o aporte térmico, (c) efeito da velocidade de soldagem (Vs) sobre o aporte térmico e (d) efeito do comprimento do cordão (Lc) sobre o aporte térmico

Pode-se observar na Fig. 6.4(c) como o aporte térmico apresenta uma diminuição significativa com o aumento da velocidade de soldagem, apresentando o mesmo comportamento da energia de soldagem. Já para o comprimento do cordão se observa uma diminuição significativa do aporte quando o comprimento varia entre 8 cm para 12 cm e uma menor tendência a diminuir quando o comprimento varia de 12 cm para 16 cm. Como pode ser verificado na Fig. 6.4 (d), esta diminuição se deve à maior perda de calor que acontece durante a formação do cordão, ou seja, em comprimentos curtos o cordão já formado tem menos tempo de contato com ambiente, diminuindo a quantidade de calor trocada. O contrário acontece com maiores comprimentos, onde o cordão já formado tem um contato mais prolongado com o ambiente, tendo maiores perdas de calor.

6.1.3. Análise do rendimento térmico

Os níveis de significância “ p ” obtidos para a análise do rendimento térmico (Tab. 6.5) mostram que todos os fatores têm uma influência marcante sobre a resposta de rendimento térmico, tendo valores de “ p ” inferiores a 0,05.

Tabela 6.5- Níveis de significância “p” para as variáveis sobre o rendimento térmico em processo GTAW CC-

Effect	SS	p
Intercept	178115,5	0,000000
I	16,0	0,036498
La	101,6	0,000029
Vs	226,6	0,000001
Lc	177,6	0,000005
I*La	0,3	0,764979
I*Vs	9,1	0,257220
La*Vs	21,0	0,057646
I*Lc	5,2	0,444588
La*Lc	6,0	0,394846
Vs*Lc	22,1	0,177412

O comportamento do rendimento térmico tem uma tendência significativa a diminuir com o aumento da corrente, apresentando uma queda de 71,0% a 69,7% para 100 A e 150 A respectivamente (Fig. 6.5 (a)). Mas a tendência da energia de soldagem apresentada no Item 2.1.2 levaria a pensar que o rendimento térmico se comportaria da mesma forma. Este fato é devido, provavelmente, às perdas de calor por convecção e radiação que aconteceram durante o tempo de soldagem, que têm uma influência maior que o aumento da corrente. Niles (1975) em um estudo para GTAW variando diferentes parâmetros, como a corrente e os gases de proteção, reporta que o rendimento térmico cai de 60% a 35% para correntes de 125 A e 225 A, respectivamente. Lima e Silva et al (2003) demonstraram a mesma tendência, corroborando para este resultado e medindo com problemas inversos rendimentos térmicos da ordem de 86% para 40 A, 75% para 70 A e 65% para 100 A. Por outro lado, outros estudos (Giedt, 1989; Dupont, 1995) mostram que a tendência do rendimento térmico é de manter-se em um mesmo nível para diferentes níveis de corrente.

A variação de corrente no processo GTAW, mantendo-se constantes os outros parâmetros de soldagem (L_a e V_s), influí na penetração para o cordão de solda como é conhecido (Giedt, 1989). O objetivo deste trabalho não é estudar as características geométricas do cordão para diferentes condições de soldagem, mas pode dar outra noção do porquê se apresenta a queda de rendimento térmico com o aumento da corrente. A Figura 6.6 mostra o esquema do formato de cordão obtido para os dois níveis de corrente (100 A e 150 A), observando-se que o cordão de 150 A tem uma maior penetração e reforço de raiz, comparados com o cordão de 100 A. Com o aumento da área do reforço da raiz, aumenta-se a troca de calor com o meio ambiente por convecção e radiação, como pode ser verificado na Fig. 6.7 (vale lembrar que todas as placas testes tinham uma espessura de 3 mm), nestas imagens pode-se observar como um maior valor de corrente aumenta a área do reforço de raiz, devido ao aumento da penetração no cordão de solda.

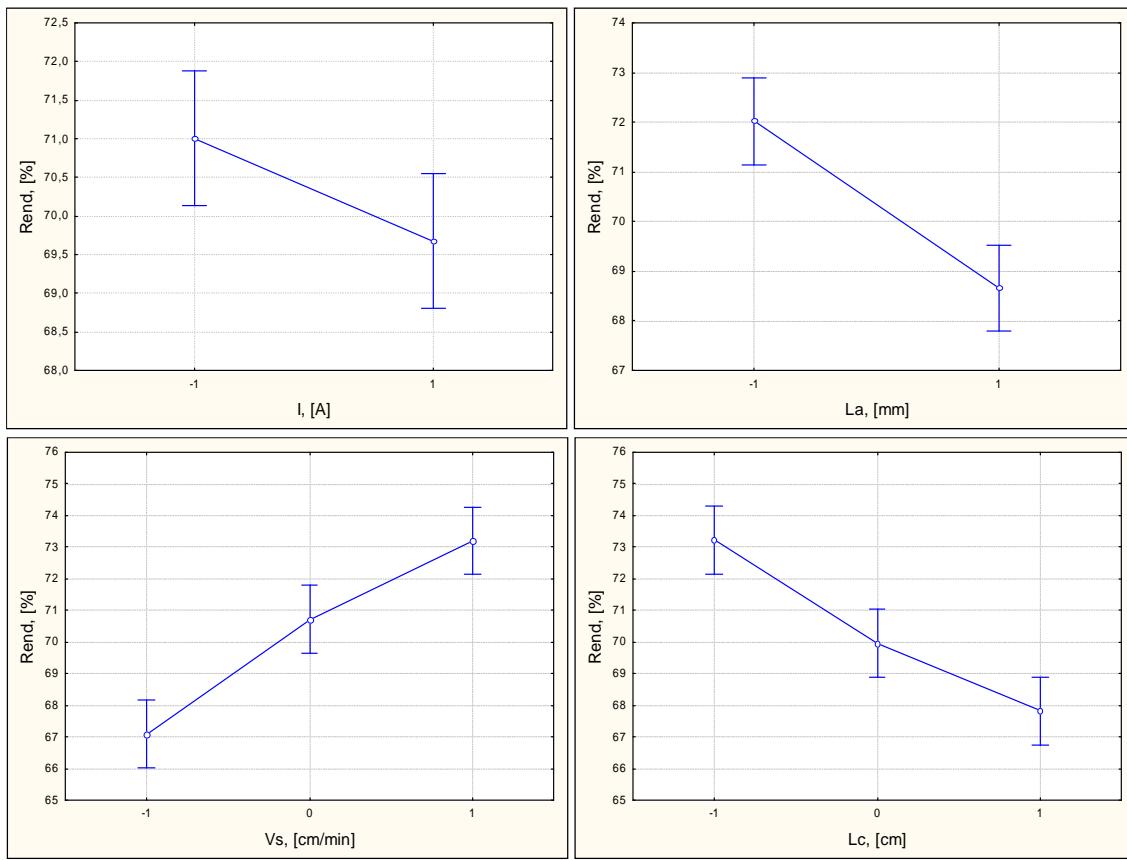


Figura 6.5- (a) Efeito da corrente (I) sobre a eficiência térmica, (b) efeito do comprimento do arco (La) sobre a eficiência térmica, (c) efeito da velocidade de soldagem (Vs) sobre a eficiência térmica e (d) efeito do comprimento do cordão (Lc) sobre a eficiência térmica

Assim, acredita-se que menor espessura de placa teste apresentaria menores rendimentos térmicos, conforme citado por Zijp, (1990), onde o rendimento térmico foi menor para chapas com espessura de 2 mm quando comparadas com chapas de 5 e 10 mm de espessura (esta comparação do rendimento térmico para diferentes espessuras de corpo de prova foram realizadas com corrente constante de 100A e variação do comprimento do arco).

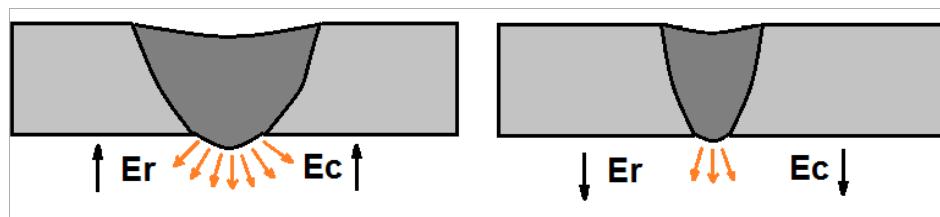


Figura 6.6. Esquema da forma do cordão para processo GTAW CC- com corrente de 150 A e 100 A em placa com 3 mm de espessura

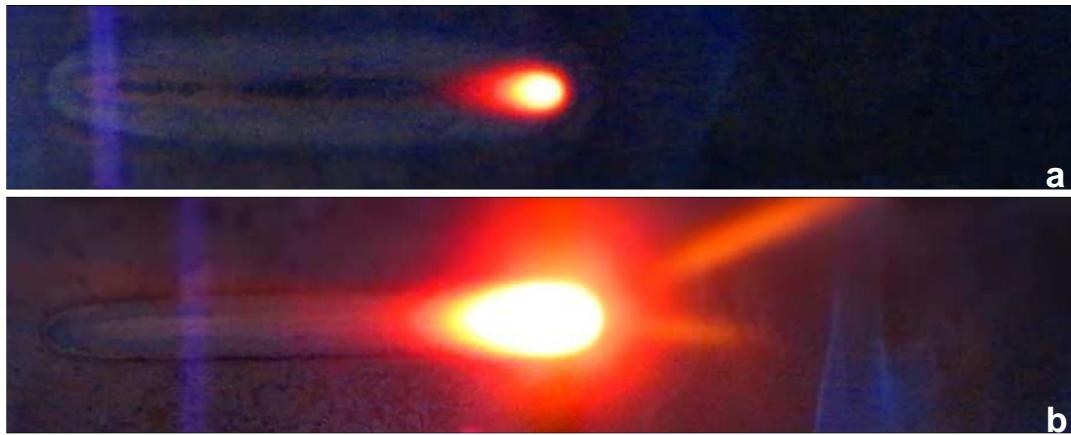


Figura 6.7- Imagens da raiz do cordão durante o processo de soldagem GTAW CC- com parâmetros de soldagem: $L_a = 3$ mm, $V_s = 20$ cm/min., argônio puro e (a) 100 A e (b) 150 A

Apesar de que o incremento do comprimento do arco (tensão do arco) aumentou o aporte térmico, o rendimento térmico apresenta uma queda significativa, como pode ser observado na Fig. 6.5 (b). Este efeito pode estar acontecendo devido a que as perdas de calor na coluna do arco são maiores do que a energia produzida pelo aumento da tensão, sendo esta diretamente influenciada pelas dimensões da coluna de plasma, onde um maior comprimento do arco leva a uma maior área de contato com o ambiente, como pode ser verificado esquematicamente na Fig. 6.8. Este mesmo comportamento foi reportado por Apps (1955) que estudou o fluxo de calor em processo GTAW, reportando uma queda no rendimento térmico de 78% a 75% para 2 mm e 7 mm de comprimento de arco, respectivamente. Hiraoka (1998) também reporta em seus estudos do processo GTAW com diferentes tipos de proteção gasosa a queda da eficiência térmica com o incremento do comprimento do arco.

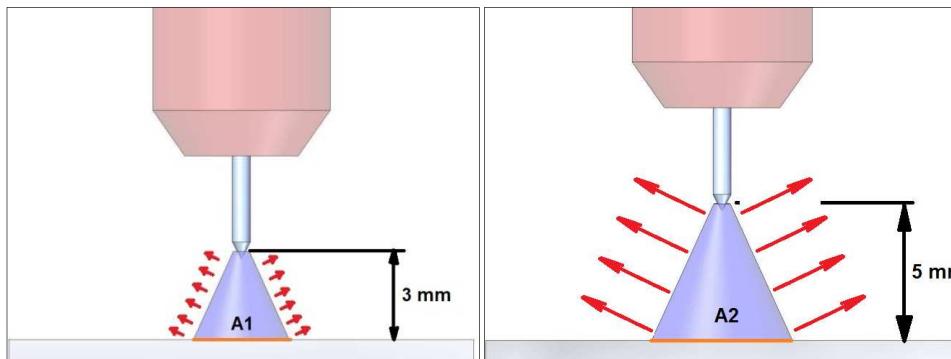


Figura 6.8- Esquema mostrando a variação do comprimento do arco em processo GTAW

A eficiência térmica apresenta um aumento significativo com o aumento da velocidade de soldagem, como mostrado na Fig. 6.5 (c). Sugere-se que isto é em função da

alteração de regime de transferência de calor na raiz, como explicado no âmbito das Figs 6.6 e 6.7, uma vez que quanto menor a velocidade de soldagem, maior será penetração e maiores perdas térmicas acontecerão do lado da raiz da solda. Além disto, há de se considerar que em um cordão feito mais rapidamente, há menor tempo de se trocar calor entre a chapa e o meio ambiente, até o momento em que a placa de teste entra no N₂L, afetando o rendimento térmico devido à forma de medição. Uma terceira observação se dá pela formação do cordão diferenciada do cordão, o que leva menores velocidades de soldagem à formação de maiores cordões (maior volume), alterando-se a quantidade de calor latente, ou seja, aquele que não altera a temperatura do material, não alterando a troca térmica com o meio ambiente (haja vista que diferença de temperatura entre o meio e a chapa é o mesmo). Vale ressaltar ainda que esta consideração de aumentar o rendimento térmico com o aumento da velocidade de soldagem vai até certo ponto, já que velocidades de soldagem demasiada elevadas também podem afetar de forma negativa o calor imposto (MEACKER e STABLEIN, 1986; VILARINHO, 2009).

Por fim, observa-se na Fig. 6.5(d) que o rendimento térmico sofre uma queda significativa para maiores comprimentos de cordão, onde o tempo de formação do cordão afeta diretamente o calor imposto, já que as perdas de calor durante a formação do mesmo influenciam de forma negativa a eficiência térmica do processo.

O rendimento térmico para o processo GTAW CC- foi de 70% com um rendimento máximo de 79% e mínimo de 61 %, para as condições de soldagem preestabelecidas para este trabalho. Estes valores estão muito próximos aos de trabalhos já realizados por outros autores como Colling (1979) e Smartt (1985), que reportam rendimento térmico de 67% a 80 % e Dupont (1985) reporta 70%. Zijp (1990) em seu estudo do processo GTAW obtém rendimento térmico de 70% a 75% com eletrodo na polaridade negativa e condições semelhantes de placa teste e comprimento de arco para uma corrente de 100 A. Já Giedt et. al. (1989) reporta rendimento global de 80% para soldas realizadas sobre placas de aço inoxidável 304L e espessura de 12,7 mm, acreditando-se que o material base influencia de forma direta o aporte térmico.

6.2. Resultados para GMAW curto-círcuito convencional e GMAW transferência goticular (Calorímetro de N₂L)

Os testes realizados para o processo GMAW curto-círcuito convencional e GMAW transferência goticular foram realizados segundo o planejamento experimental apresentado no Item 3.3.2. A Tab. 6.6 e Tab. 6.7 apresentam os resultados da potência elétrica, energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico para a combinação da variação dos

parâmetros de soldagem, como, velocidade de alimentação (V_a), velocidade de soldagem (V_s) e comprimento do cordão de solda (L_c).

Tabela 6.6 – Valores obtidos da potência elétrica, energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico para processo GMAW curto-círcuito convencional

U [V]	V_a [m/min]	V_s [cm/min]	L_c [cm]	Placa	U_m [V]	I_m [A]	P_{inst} [W]	E_{sold} [J/mm]	E_{imp} [J/mm]	η_{term} [%]
19	3	30	10	MIG02	19,5	122	2480	496	407	82,1
			15	MIG11	19,6	126	2562	512	398	77,7
		40	10	MIG04	19,5	123	2495	374	286	76,3
			15	MIG13	19,5	128	2593	389	303	77,9
	4	30	10	MIG06	20,0	164	3341	668	516	77,2
			15	MIG15	20,0	166	3363	673	525	78,0
		40	10	MIG09	20,1	167	3399	510	411	80,7
			15	MIG17	19,9	168	3384	508	391	77,1

Tabela 6.7- Valores obtidos da potência elétrica, energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico para processo GMAW transferência goticular

U [V]	V_a [m/min]	V_s [cm/min]	L_c [cm]	Placa	U_m [V]	I_m [A]	P_{inst} [W]	E_{sold} [J/mm]	E_{imp} [J/mm]	η_{term} [%]
29	6,5	30	10	MIG20	28,5	247	7039	1408	931	66,2
			15	MIG24	28,6	248	7078	1416	991	70,0
		40	10	MIG21	28,6	246	7019	1053	775	73,6
			15	MIG25	28,8	244	6985	1048	750	71,5
	8,5	30	10	MIG22	28,0	282	7909	1582	1241	78,5
			15	MIG26	27,6	286	7985	1597	1258	78,8
		40	10	MIG23	28,0	281	7881	1182	900	76,1
			15	MIG28	28,1	287	8055	1208	897	74,2

Nota-se entre os dois processos a diferença de potência elétrica é quase o dobro, (média de 7494 W para transferência goticular quando comparado com transferência por curto circuito, média de 2952 W). Isto se deve às características de cada processo para a transferência metálica. Uma das principais características da transferência por curto circuito é que acontece em baixos níveis de tensão (13 a 23 V) e corrente (40 a 210 A) comparado com a transferência goticular que acontece com tensões de 24 a 40V e corrente superior a 200 A. Por isto, pode-se notar um claro aumento na potência elétrica.

Os resultados obtidos e apresentados nas Tab. 6.6 e Tab. 6.7 foram analisados estatisticamente com análise de variância segundo os parâmetros propostos no planejamento experimental, realizando-se um processo de análise semelhante ao usado com processo GTAW CC- (Item 6.1).

6.2.1. Energia de soldagem

A Tabela 6.8 apresenta os níveis de significância dos fatores sobre a energia de soldagem, observa-se que a velocidade de alimentação e a velocidade de soldagem têm uma influência significativa sobre a energia de soldagem.

Tabela 6.8 -Níveis de significância “p” para as variáveis sobre energia de soldagem em processo GMAW curto-círcito convencional

Effect	GMAW Curto-Círculo		GMAW-Goticular	
	SS	p	SS	p
Intercept	2214168	0,004528	13763809	0,001443
V _a	41278	0,03313	52009	0,023459
V _s	44515	0,031905	285465	0,010017
L _c	27	0,711449	243	0,314898
V _a *V _s	200	0,409205	536	0,221778
V _a *L _c	45	0,641554	186	0,351537
V _s *L _c	48	0,631015	1	0,945334

A velocidade de alimentação mostra uma influência significativa sobre a energia de soldagem para o processo GMAW curto-círcito convencional e GMAW goticular, como pode ser verificado na Fig. 6.9, sendo esta diretamente vinculada com a corrente, ou seja, o acréscimo da velocidade de alimentação do arame-eletrodo conduz ao aumento da corrente (SCOTTI e PONOMAREV, 2008). A energia de soldagem é diretamente proporcional à corrente obedecendo à relação de potência elétrica (Eq. 2.1). Também se pode observar como o processo com transferência goticular apresenta maiores valores de energia de soldagem (média 1312 J/mm) em relação à transferência por curto circuito convencional (média 516 J/mm), para os parâmetros propostos neste trabalho.

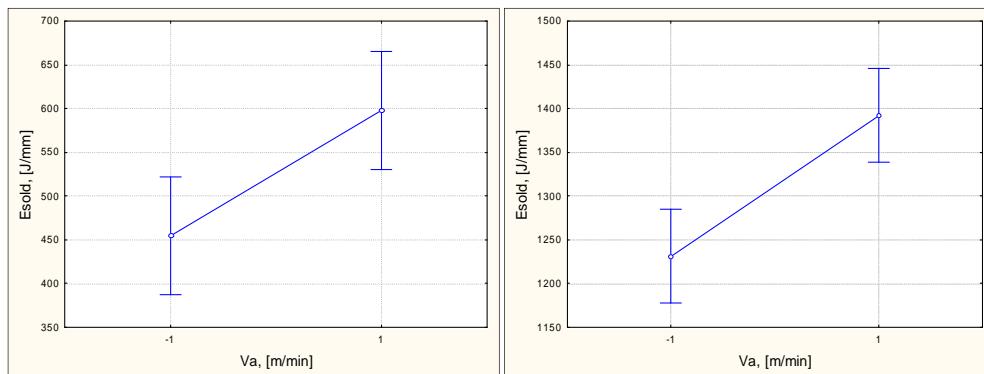


Figura 6.9- Efeito da V_a sobre a energia de soldagem, (esquerda) para processo GMAW curto-círcito conv. (-1 e 1; 3 e 4 m/min) e (direita) para GMAW-Got. (-1 e 1; 6,5 e 8,5 m/min.)

A velocidade de soldagem influencia de forma inversamente proporcional à energia de soldagem. A Figura 6.10 (a) mostra que a energia de soldagem cai de ~600 J/mm para ~450 J/mm com o aumento da velocidade de 30 cm/min a 40 cm/min para o processo GMAW curto circuito convencional, significando uma queda de aproximadamente 33%. Para o processo GMAW goticular apresenta-se a mesma queda porcentual devido a que se utilizou a mesmas velocidades de soldagem. Para os cálculos se considerou que o comprimento de cordão foi de 10 cm e 15 cm para todos os testes realizados.

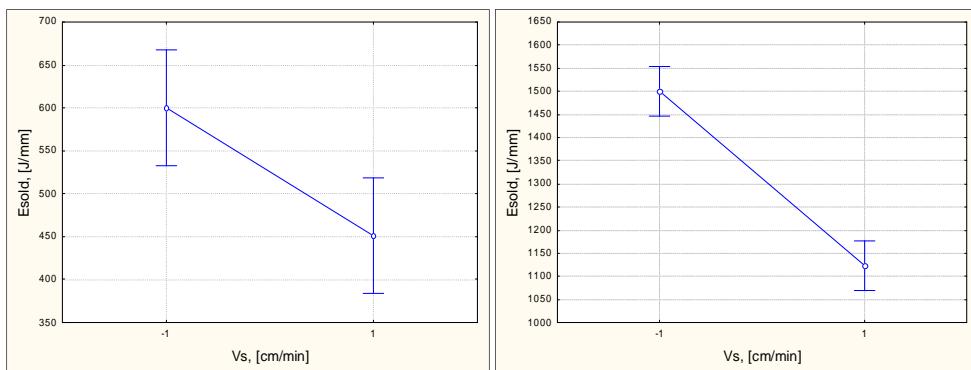


Figura 6. 10- Efeito da Vs sobre a energia de soldagem, (esquerda) para processo GMAW curto-circuito convencional e (direta) para GMAW- Goticular (-1 e 1; 30 e 40 cm/min.)

Como visto na Tab. 6.8 a influência do comprimento do cordão sobre a energia de soldagem tem um nível de significância de 0,71 para GMAW curto circuito e 0,31 para GMAW goticular, ou seja, a influência deste parâmetro não foi estatisticamente significante. Na Fig. 6.11, se apresenta uma leve tendência de aumento da energia de soldagem, quando o comprimento do cordão vai de 10 a 15 cm, mas esta mudança de energia é inferior a 1% (desprezível). Considera-se este comportamento lógico, já que a energia de soldagem não tem dependência no comprimento do cordão, devido a que é calculada a partir do monitoramento e aquisição dos sinais de tensão e corrente.

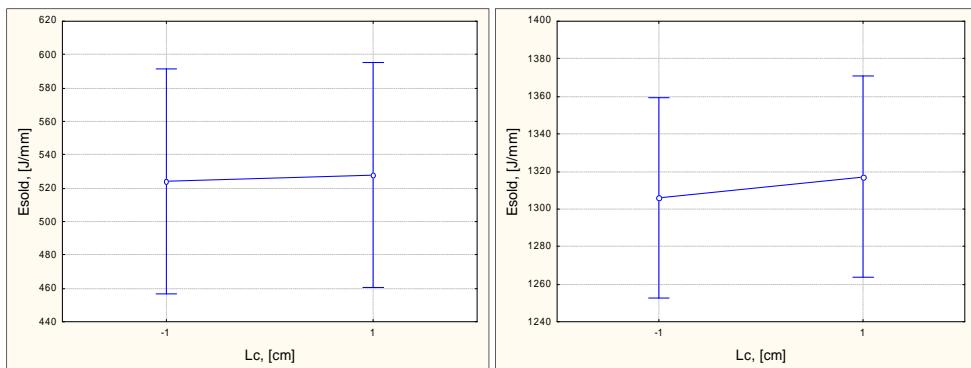


Figura 6. 11- Efeito L_c de solda sobre a energia de soldagem, (esquerda) para processo GMAW curto-circuito convencional e (direta) para GMAW- Goticular (-1 e 1; a 10 e 15 cm)

6.2.2. Aporte térmico de soldagem

A análise do aporte térmico segue a mesma metodologia utilizada para a energia de soldagem, sendo analisadas de acordo com o nível de significância “p” que se obtiveram para cada uma das variáveis do processo de soldagem, apresentadas na Tab. 6.9.

Tabela 6. 9 - Níveis de significância “p” para os fatores sobre aporte térmico em processo GMAW curto-círculo convencional e GMAW Goticular

Effect	GMAW Curto-Círculo		GMAW-Goticular	
	SS	p	SS	p
Intercept	1309685	0,010960	7494065	0,005405
V _a	25165	0,078674	90039	0,049210
V _s	25870	0,077604	151311	0,037991
L _c	1	0,963975	279	0,603193
V _a *V _s	54	0,772224	11609	0,135249
V _a *L _c	47	0,787681	55	0,802533
V _s *L _c	1	0,967003	1363	0,357687

A Figura 6.12 mostra como o aporte térmico tende aumentar com o aumento da velocidade de alimentação (corrente) para os dois processos GMAW curto circuito e GMAW goticular. Este comportamento é esperado, pois a energia de soldagem age de igual forma para a mesma variação de velocidade de alimentação, mas com valores inferiores devido às perdas de energia por convecção e radiação (também considerando perdas por vapores metálicos e respingos), que se apresentam durante e após do processo de soldagem. Para o processo GMAW curto circuito convencional, Fig. 6.12 (esquerda), nota-se um aumento do aporte térmico conforme aumenta a velocidade de alimentação, correspondendo a 30%. Já no processo GMAW goticular, Fig. 6.12 (direta), o aumento foi de 25% para os dois níveis de velocidade de alimentação propostos. O aumento da velocidade de soldagem de 30 cm/min a 40 cm/min induz uma queda no aporte térmico para os dois processos de soldagem, Fig. 6.13 de forma semelhante àquela encontrada para a energia de soldagem (Item 6.2.1), sendo inferior nos dois níveis de V_s, devido às perdas de calor que se apresentam durante e depois do processo de soldagem.

Com o aumento do comprimento do cordão se esperaria uma diminuição no aporte térmico, devido ao aumento do tempo de exposição do cordão já formado com o meio ambiente, induzindo maiores perdas por convecção e radiação. A Figura 6.14 (esquerda) mostra que a variação do comprimento de solda não tem uma influência significativa para GMAW curto circuito convencional, não sendo maior a 0,3%. Para o processo GMAW goticular, Fig. 6.14 (direta), a tendência também é desprezível (variação é de aproximadamente 1%). Assim se acredita-ia que a diferença entre os comprimentos dos

cordões de solda não foi suficiente para conseguir notar um efeito mais significativo no calor imposto.

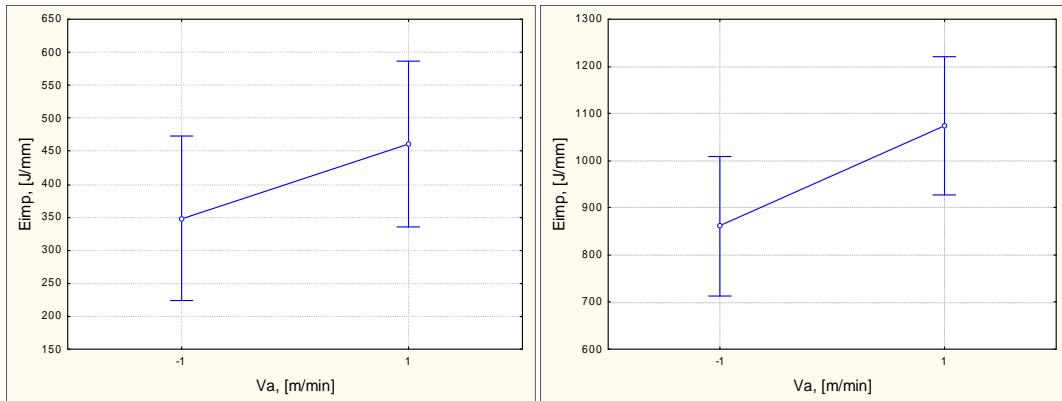


Figura 6.12- Efeito da V_a sobre o aporte térmico, (esquerda) para processo GMAW curto-círculo conv (-1 e 1; 3 e 4 m/min.) e (direta) para GMAW- Goticular (-1 e 1; 6,5 e 8,5 m/min.)

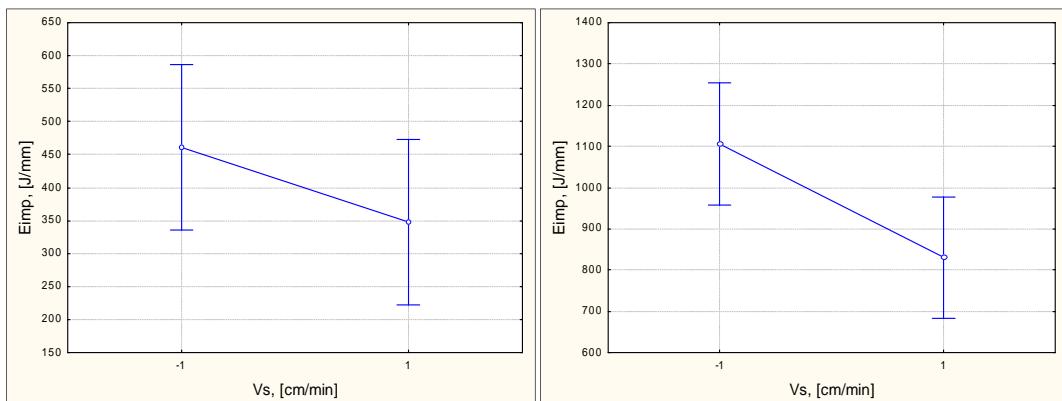


Figura 6.13- Efeito da V_s sobre o aporte térmico, (esquerda) para processo GMAW curto-círculo convencional e (direta) para GMAW- Goticular (-1 e 1; a 30 e 40 cm/min.)

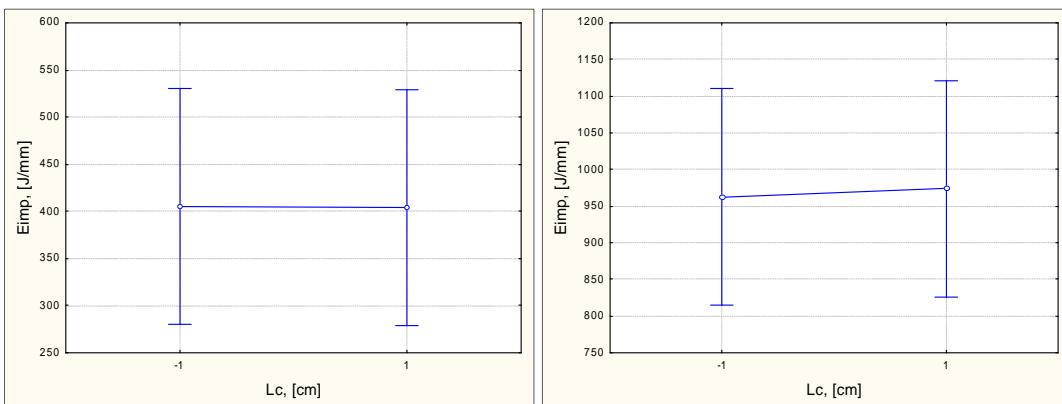


Figura 6.14- Efeito do L_c de solda sobre o aporte térmico, (esquerda) para processo GMAW curto-círculo convencional e (direta) para GMAW- Goticular (-1 e 1; 10 e 15 cm)

6.2.3. Rendimento térmico

A Tabela 6.10 apresenta os níveis de significância obtidos para o rendimento térmico devido à variação entre os fatores propostos. Pode-se observar que a maioria dos fatores não apresenta influência sobre o rendimento térmico nos dois processos, a exceção da velocidade de alimentação para o processo GMAW goticular, onde se pode notar uma aproximação ao critério de 0.05, evidenciando uma influencia da V_a sobre o rendimento térmico.

Tabela 6. 10 - Níveis de significância “p” para os fatores sobre aporte térmico em processo GMAW curto-círcuito convencional e GMAW Goticular

Effect	GMAW Curto-Círcuito		GMAW-Goticular	
	SS	p	SS	p
Intercept	47298,86	0,007960	43350,36	0,004052
V_a	0,32	0,869100	86,21	0,090251
V_s	0,03	0,962606	0,55	0,674952
L_c	0,23	0,888757	0,00	0,976809
$V_a \cdot V_s$	0,51	0,836832	31,57	0,147445
$V_a \cdot L_c$	6,66	0,516635	1,45	0,530085
$V_s \cdot L_c$	1,20	0,755875	8,18	0,276275

No caso do processo GMAW curto-círcuito convencional, o aumento da velocidade de alimentação não apresentou efeito significativo sobre o rendimento térmico, mantendo-se uma média de 79,4% para os dois níveis de V_a , ou seja, a faixa de corrente trabalhada não apresenta efeito sobre o rendimento térmico para os testes propostos neste trabalho, como pode ser observado na Fig. 6.15 (esquerda). Este comportamento no rendimento térmico não era o esperado já que uma maior velocidade de alimentação significa o aumento da corrente média, elevando assim a energia de soldagem e, portanto, o aporte térmico, o que poderia aumentar perdas térmicas do sistema. Neste caso, os dois níveis de corrente apresentaram a mesma relação entre o aporte térmico e energia de soldagem, acreditando-se que as perdas por radiação, convecção, vapores metálicos e respingos aumentaram em igual proporção.

Para o processo GMAW goticular, notou-se que o rendimento térmico aumenta de 70,3% a 76,9%, Fig. 6.15 (direta), quando a V_a aumenta de 6,5 a 8,5 m/min, sendo este um aumento significativo como pode ser verificado no índice “p” dado na Tab. 6.10 (o índice ‘p’ para esta variável foi de 0.090, mas não foi descartado pela aproximação com o valor 0.05). O aumento da V_a leva ao aumento da corrente como foi dito previamente, ou seja, para os parâmetros propostos neste trabalho passa de 246 A a 284 A, aumentando-se o aporte térmico. Mas o aumento da V_a implica na variação de outras características que devem ser levadas em conta, já que para uma mesma DBCP (neste caso 20 mm), diminui-se o

comprimento do arco e aumenta o comprimento livre do eletrodo, como pode ser observado na Fig. 6.16, podendo atuar de forma positiva ou negativa o aporte térmico, segundo as condições de soldagem.

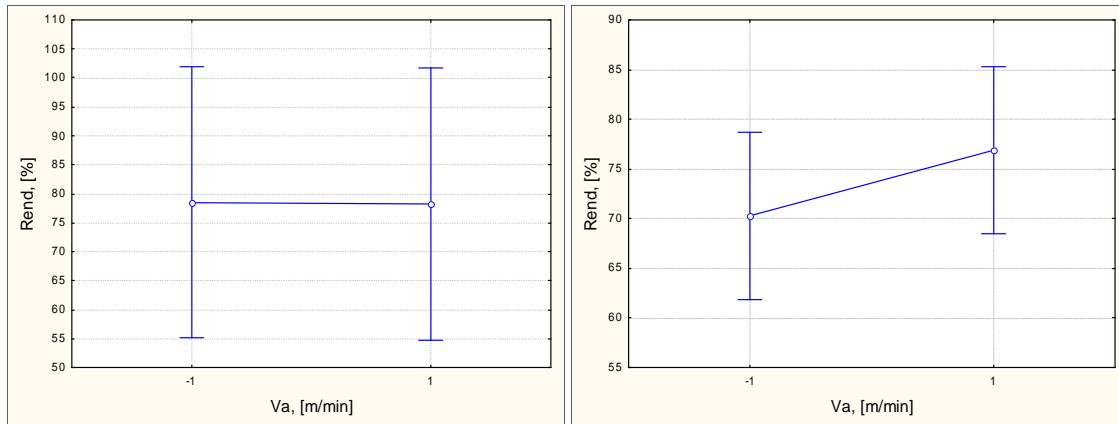


Figura 6.15- Efeito da V_a sobre o rendimento térmico, (a) processo GMAW curto-circuito convencional (-1 e 1; 3 e 4 m/min.) e (b) GMAW- Goticular (-1 e 1; 6,5 e 8,5 m/min.)

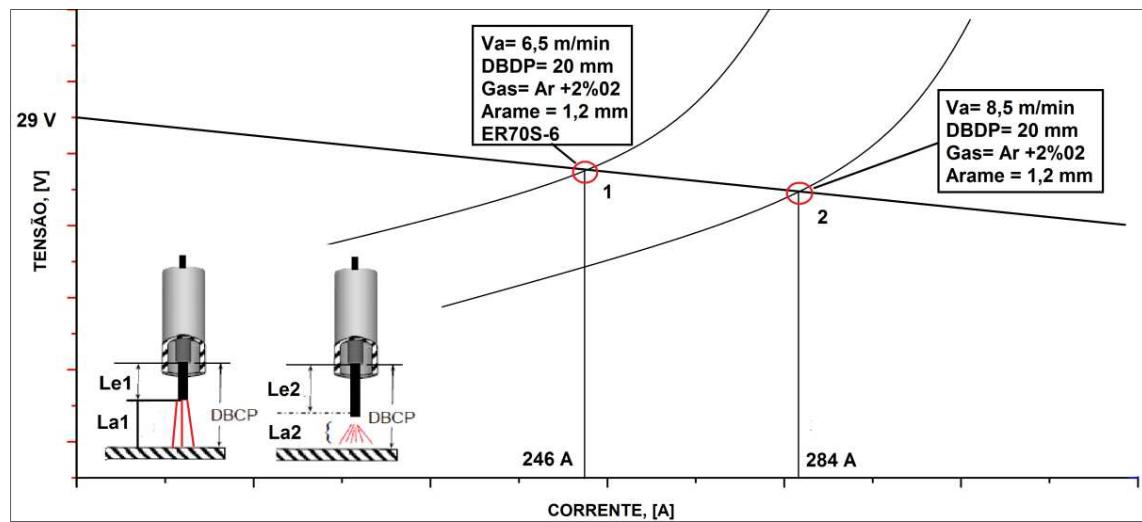


Figura 6. 16- Representação do comportamento do arco em função da V_a

Em relação à variação da velocidade de soldagem não se apresenta um comportamento significativo para nenhum dos processos, como mostrado na Fig. 6.17. Dois aspectos podem estar atuando. O primeiro refere-se ao planejamento experimental em si. Uma vez que se alterou tanto a tensão quanto velocidade de alimentação e de soldagem concomitantemente, outros parâmetros podem estar inter-relacionados, como o comprimento do arco, por exemplo. Sugere-se que esta não seja a causa principal, pois durante a análise estatística, as interações entre os fatores também não se mostraram

significantes. O segundo aspecto tem a ver com o próprio fenômeno do processo, onde diferentemente do processo GTAW, há um grande fluxo de massa do eletrodo para a peça, não sendo possível (de forma direta) desacoplar a taxa de fusão da corrente. Assim, como colocado anteriormente, uma maior velocidade de alimentação implica em uma maior corrente, mas maior massa também é depositada, o que torna a interação e análise mais complexa. Assim, sugere-se como trabalho futuro avaliar mais fatores ao longo do planejamento que possam contribuir para a alteração do rendimento térmico.

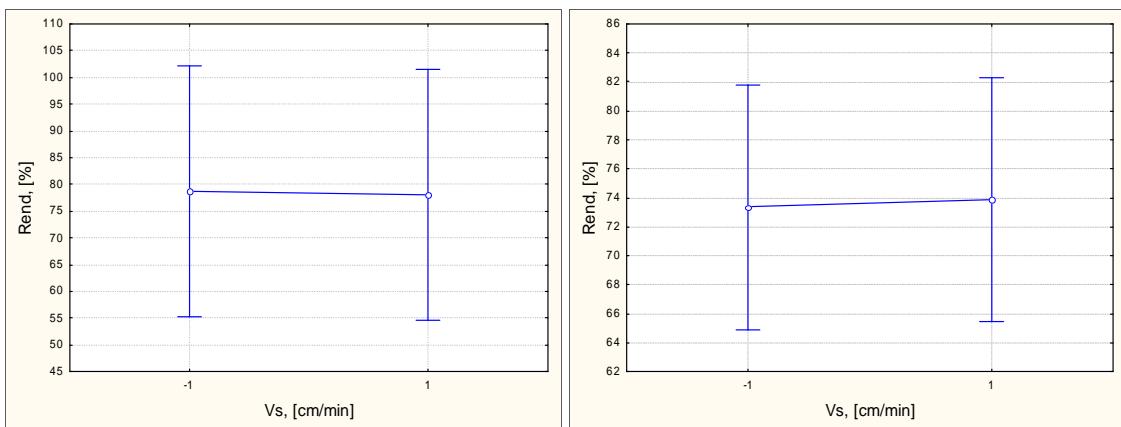


Figura 6.17- Efeito da V_s sobre o rendimento térmico, (a) para processo GMAW curto-circuito convencional e (b) para GMAW- Goticular (-1 e 1; 30 e 40 cm/min.)

Com a variação do L_c de 10 a 15 cm o comportamento do rendimento térmico não apresenta mudanças significativas para os parâmetros propostos, como pode ser verificado na Fig. 6.18, já que a variação do L_c tanto para a energia de soldagem como para o aporte térmico não foram representativas. No entanto, deve-se ter em conta que comprimentos curtos ou excessivamente longos para estudos de rendimento térmico em processos de soldagem podem afetar de forma negativa os resultados. Para comprimentos curtos poderia acontecer a não estabilização do arco mostrando resultados poucos favoráveis para o processo e para comprimentos longos as perdas de calor por convecção e condução do cordão aumentariam prejudicando a medição do calor imposto. Este aspecto deve-se ter em conta desde o ponto de vista de duração de formação do cordão (tempo de soldagem).

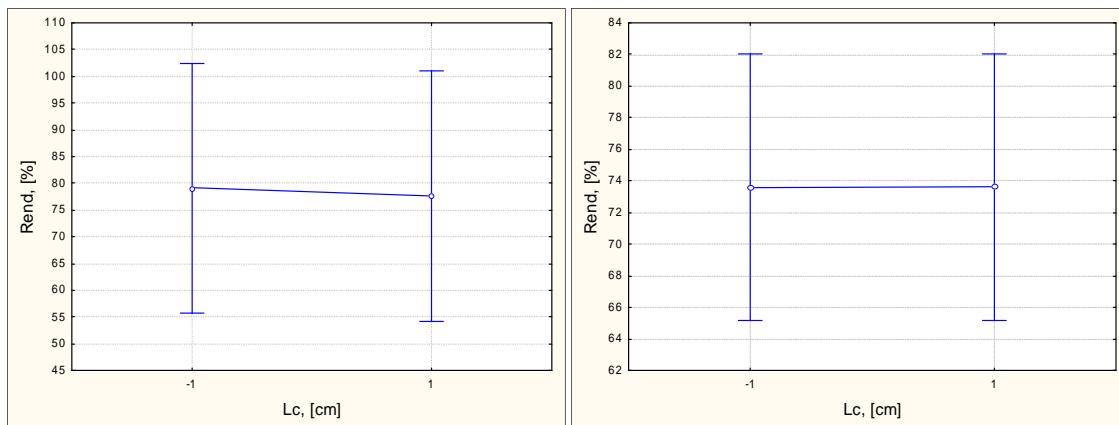


Figura 6.18- Efeito do Lc de solda sobre o rendimento térmico, (a) processo GMAW curto-círcuito convencional e (b) GMAW- Goticular (-1 e 1; 10 e 15 cm)

Os resultados de rendimento térmico global com os parâmetros estabelecidos para este trabalho foram de 79,4% e 73,6% para GMAW curto circuito e GMAW goticular, respectivamente. Sugere-se que o menor comprimento do arco experimentado na transferência por curto-círcito seja o principal fator para esta maior eficiência, o que reduz as perdas do arco para a atmosfera, conforme discutido no âmbito da Fig 6.8. Além do comprimento do arco a corrente poderia ter um efeito negativo no rendimento térmico, similar ao apresentado no processo GTAW (Item 6.1), devido a que aumentariam as perdas por conveção e radiação no processo de formação do cordão de solda, tendo uma possível influência na raiz do cordão (esta âmbito não foi analisado para GMAW com o mesmo detalhe que para o processo GTAW).

Comparando estes resultados com os apresentados na literatura, observa-se uma boa aproximação para GMAW goticular com 73% reportado por Hsu (2003). Por outro lado, para o processo GMAW curto-círcito o resultado reportado neste trabalho foi de 79,4% sendo inferior 8% ao resultado reportado por Hsu (2003) que foi de aproximadamente 86%.

6.3. Resultados para os processos STT, RMD, CMT, GMAW-P e GMAW-PV para parâmetros de soldagem estabelecidos (Calorímetro de N2L)

Na Tabela 6.11 são apresentados os resultados para os processos, STT, RMD, CMT, GMAW-P e GMAW-PV, segundo o planejamento experimental apresentado no Item 3.3.4 e os parâmetros conseguidos nos testes preliminares (Item 5.4), onde foram realizadas soldas para dois níveis de corrente (115 A e 155 A) mantendo-se constante a relação V_a/V_s em todos os processos e testes realizados.

Pode-se observar que o processo GMAW-P e GMAW-PV apresentam os maiores valores de potência elétrica em relação aos processos STT, RMD e CMT para os dois níveis

de corrente (Fig. 6.19). A maior potência elétrica para estes processos é devido ao modo de transferência metálica, já que para o processo GMAW-P a transferência é do tipo goticular requerendo maior comprimento de arco e, portanto maior valor de tensão (21,2 a 25,7 V em GMAW-P e 21,9 a 23,8 V em GMAW-PV).

Tabela 6. 11- Resultados do rendimento térmico para os processos STT, RMD, CMT, GMAW-P e GMAW-PV

	I [A]	V _a [cm/min]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
STT	115	2,3	12,3	15	VAR27	18,4	119	2147	1055	774	73,4
	115	2,3	12,3	15	VAR28	18,4	119	2134	1045	780	74,7
	155	3,3	17,6	15	VAR29	16,6	154	2606	851	681	79,9
	155	3,3	17,6	15	VAR30	16,6	154	2629	892	692	77,5
											76,4
RMD	I [A]	V _a [cm/min]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
	115	2,3	12,3	15	VAR25	17,5	118	1906	903	741	82,0
	115	2,3	12,3	15	VAR26	17,5	118	1917	902	722	80,1
	155	3,3	17,6	15	VAR22	17,5	156	2651	957	730	76,3
											76,2
CMT	I [A]	V _a [cm/min]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
	115	2,2	11,2	15	VAR31	10,7	114	1646	861	649	75,4
	115	2,2	11,2	15	VAR32	10,9	113	1658	863	652	75,6
	155	3,3	17,0	15	VAR33	12,0	156	2464	816	622	76,3
											77,2
											76,1
GMAW-P	I [A]	V _a [cm/min]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
	115	3	15,8	15	VAR03	21,2	113	2773	1049	744	70,9
	115	3	15,8	15	VAR11	21,5	113	2816	1031	725	70,3
	155	4	21,3	15	VAR12	25,7	154	4368	1184	813	68,7
											68,9
											69,7
GMAW-PV	I [A]	V _a [cm/min]	V _s [cm/min]	L _c [cm]	Placa	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
	115	3	15,8	15	VAR01	21,9	115	2775	1462	860	58,9
	115	3	15,8	15	VAR02	22,1	115	2793	1512	867	57,3
	155	4	21,3	15	VAR06	23,7	154	3898	1408	816	57,9
											57,9
											58,0

No processo STT, observa-se que passando do nível de corrente de 115 A a 155 A, o rendimento térmico tem um leve aumento passando de 74,0% a 78,7%, evidenciando menos perdas de calor por convecção, radiação e outros mecanismos (como vapores metálicos, perdas por respingos, etc). O valor global do rendimento térmico para o processo

STT obtido para este trabalho foi de 76,4%, sendo este valor menor do que os resultados reportados por outros autores (HSU, 2003 e PEPE, 2011 com aproximadamente 85% de rendimento térmico). No caso do CMT estes mesmos autores e o trabalho reportado por Scotti (2008) apresentam rendimento térmico global de 86% sendo superior ao reportado neste trabalho de 75,4% para corrente de 115A e 76,8% para corrente de 155A.

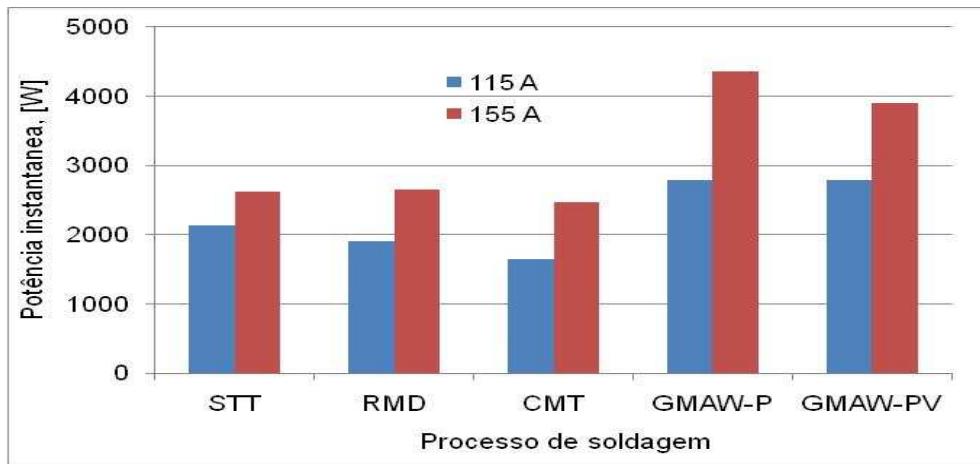


Figura 6. 19- Comparaçao da potênci a elétrica entre os processos derivativos do GMAW

Uma possível causa dos menores valores de rendimento térmico no processo STT e CMT quando comparados com os reportados na literatura, são os parâmetros empregados na realização dos testes. Fazendo uma comparação simples com os resultados obtidos por Pepe (2011), observa-se que o tempo de formação do cordão de solda não foi superior a 25 segundos, embora quando o tempo de soldagem (o formação do cordão de solda) é igual ou superior a 25 segundos o rendimento térmico sofre uma queda de 12%. Para o desenvolvimento deste trabalho e com os parâmetros de soldagem apresentados previamente o menor tempo de soldagem utilizado foi de 42,3 segundo, evidenciando uma diferença significativa. Com isto poder-se-ia considerar que durante a formação do cordão de solda estão acontecendo excessivas perdas de calor para o entorno afetando de forma negativa os resultados de rendimento térmico no presente trabalho.

Para o caso do processo RMD foram reportados rendimentos térmicos de 81,0% e 76,3% para corrente de 115 A e 155 A, respectivamente, sendo este comportamento maior ao já apresentado para o processo STT e CMT. Para este processo não foram encontrados dados na literatura científica, apenas dados fornecidos pelo fabricante onde reportam que o aporte térmico é 5% a 20% inferior ao processo GMAW convencional (CHU, 2007). Considera-se que os dados encontrados são aceitáveis (valores baixos de rendimento

térmico), haja vista que as condições operacionais são similares àquelas dos processos STT e CMT.

Ressalta-se que além da possibilidade de regular os parâmetros convencionais como V_a , V_s , Tipo e tamanho do eletrodo e proteção gasosa, estes processos derivativos possuem regulagens próprias, que podem causar diferença na quantificação do rendimento térmico devido a que o formato de onda para o processo de soldagem é modificado de acordo com estas regulagens como o *Tail out* para o processo STT, o *Trim* e *Arc Control* para o processo RMD e *Comprimento de arco* e *Controle dinâmico* para o processo CMT. Uma vez que se utilizou envelopes operacionais reportados por Costa (2011) utilizados para soldagem de dutos de aço ao carbono, sugere-se que os rendimentos térmicos de cada um dos processos tendem a ser próximos mesmo, pois foram selecionados para uma mesma aplicação. Assim, para a investigação acerca do efeito de cada parâmetro, deve-se proceder a um maior envelope de trabalho, o que não é objetivo do presente trabalho.

O comportamento do rendimento térmico no processo GMAW-P apresenta uma queda de 70,6% a 68,8% para uma corrente média de 115 A e 155 A respectivamente (Tab. 6.11). A queda do rendimento térmico pode estar relacionada ao comportamento da tensão do arco que passa de 21,4 V a 25,5 V como é apresentado na Tab. 6.11, poder-se-ia considerar que o comprimento do arco aumenta e ao mesmo tempo a área de troca de calor com o ambiente, aumentando as perdas por convecção e condução. Comparando o rendimento térmico de 69,7% para o processo GMAW-P aos resultados encontrados na literatura como Allum (1985) com 62% a 72%, Kenney (1998) com 73% e Joseph (2003) com 70%, considera-se que houve uma boa aproximação dos resultados neste trabalho. Por outro lado, há um desacordo com os resultados reportados por Bosworth (1999), reportando rendimento térmico de 75% a 80%.

Na avaliação do rendimento térmico para os diferentes modos de transferência metálica para os processos GMAW, o processo GMAW-PV foi o que apresentou o valor mais baixo de rendimento térmico com uma média de 58%, sem apresentar variação significativa com o aumento do nível de corrente de 115 A para 155 A (Tab. 6.11). Nos dois níveis de corrente a forma de onda utilizada foi de 20%EN, mas com diferentes níveis de corrente no negativo de -80 A (para 115 A) e de -125 A (para 155 A). Harwig (2001) reporta que calor imposto no processo GMAW-PV é no mínimo 25% menor que quando comparado com o processo GMAW-P e quase a metade quando comparado com transferência goticular em tensão constante para uma mesma velocidade de alimentação. Na condição CC+, o arco está diretamente ancorado com a gota metálica de modo que esta é destacada numa condição superaquecida e seu calor é transferido para a poça de fusão o que contribui para um aumento de fusão. Na condição CC-, o arco está ancorado na extensão sólida do

eletrodo e apesar de ter um maior aproveitamento do calor gerado para a fusão do arame eletrodo, este está disperso sobre uma maior área, destacando a gota com um menor conteúdo de calor (MACHADO, 2009). Para a condição de escala do arco quando passa à polaridade negativa, este muda de dimensões constantemente aumentando seu comprimento e consequentemente a troca de calor com o ambiente, afetando de forma negativa o valor de rendimento térmico.

Como complemento, as Fig. 6.20 a Fig. 6.29 apresentam os sinais de tensão e corrente obtidos para cada um dos processos derivativos apresentados na Tab. 6.11.

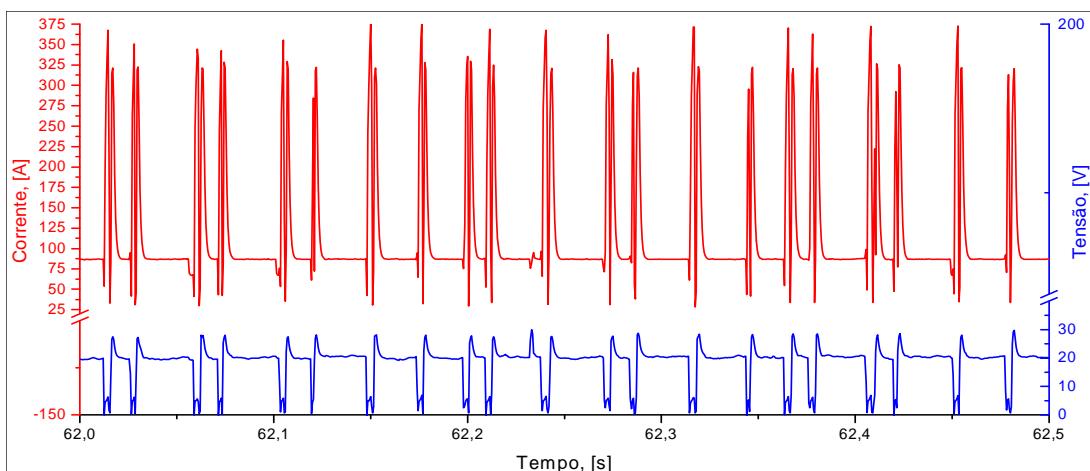


Figura 6. 20- Oscilograma para o processo STT com corrente media de $115\text{ A} \pm 5\text{ A}$

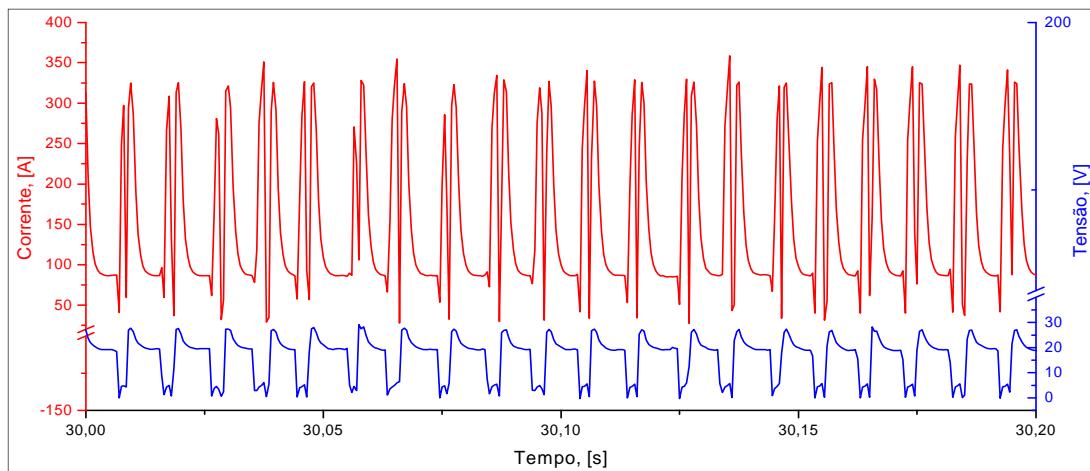


Figura 6. 21- Oscilograma para o processo STT com corrente media de $155\text{ A} \pm 5\text{ A}$

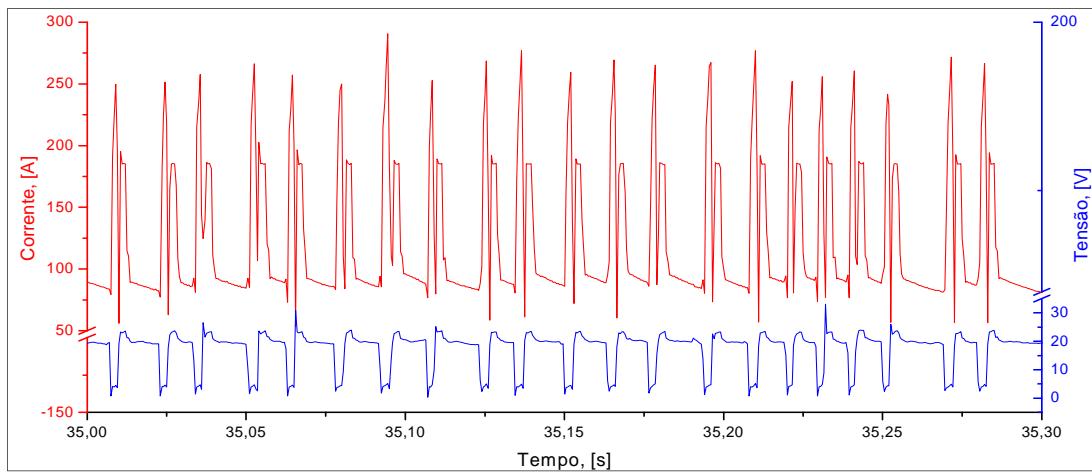


Figura 6. 22- Oscilograma para o processo RMD com corrente media de $115\text{ A} \pm 5\text{ A}$

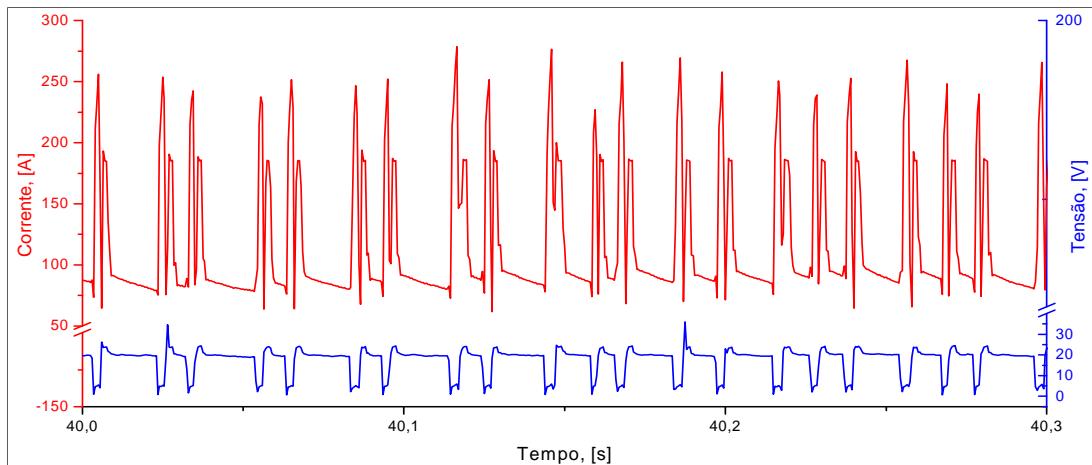


Figura 6. 23- Oscilograma para o processo RMD com corrente media de $155\text{ A} \pm 5\text{ A}$

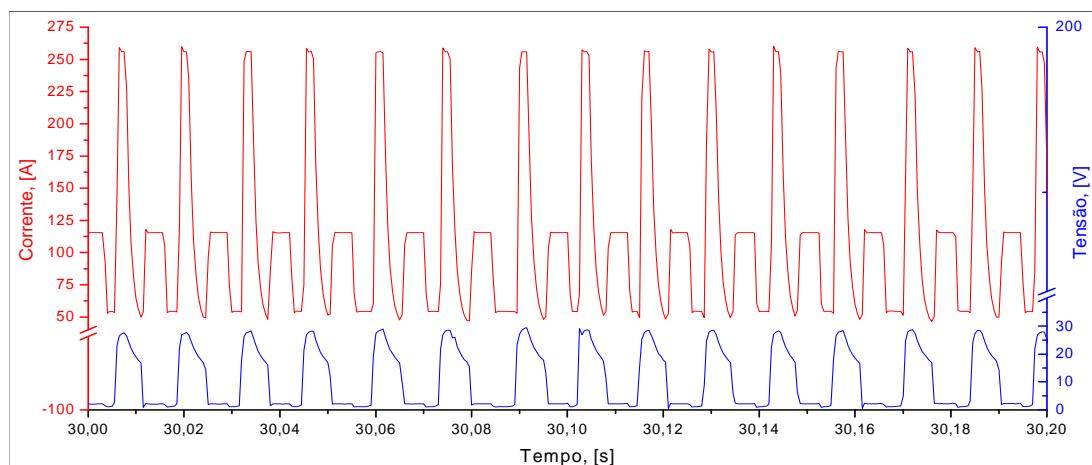


Figura 6. 24- Oscilograma para o processo CMT com corrente media de $115\text{ A} \pm 5\text{ A}$

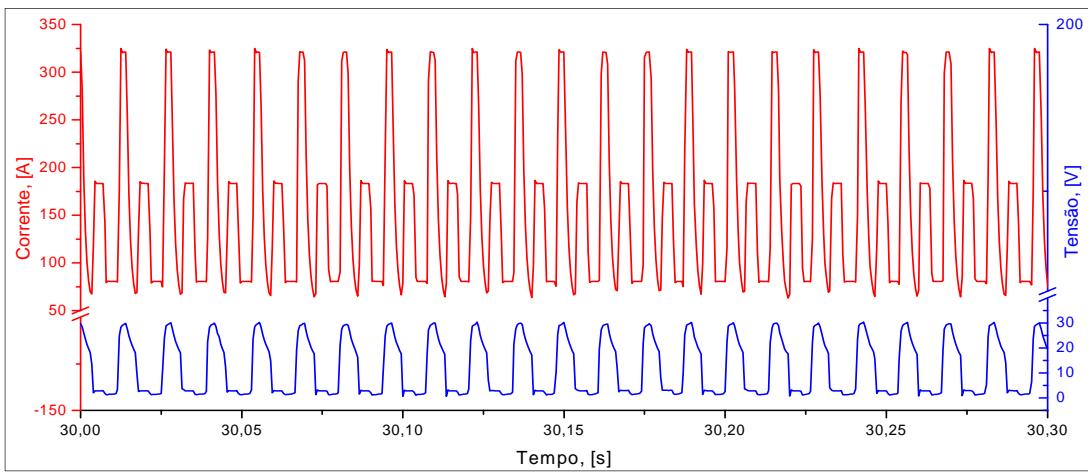


Figura 6. 25- Oscilograma para o processo CMT com corrente media de $155 A \pm 5 A$

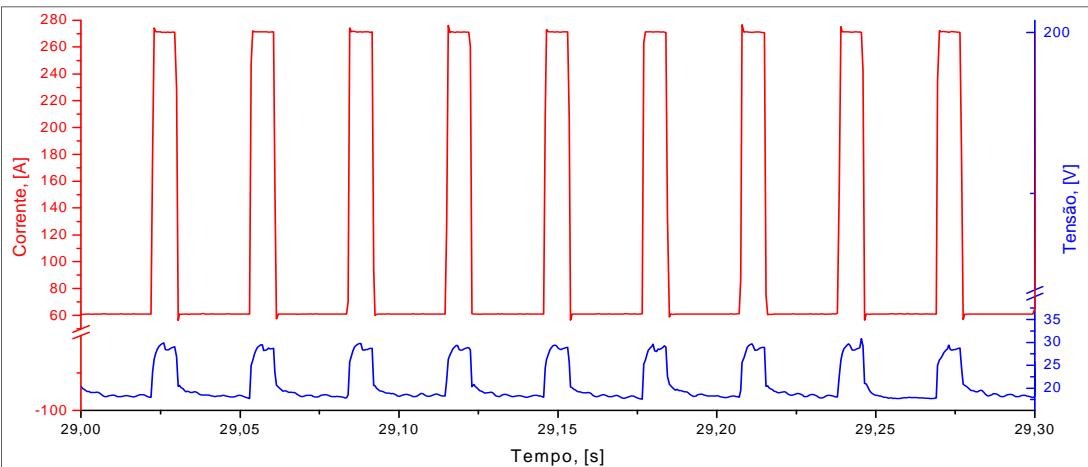


Figura 6. 26- Oscilograma para o processo GMAW-P com corrente media de $115 A \pm 5 A$

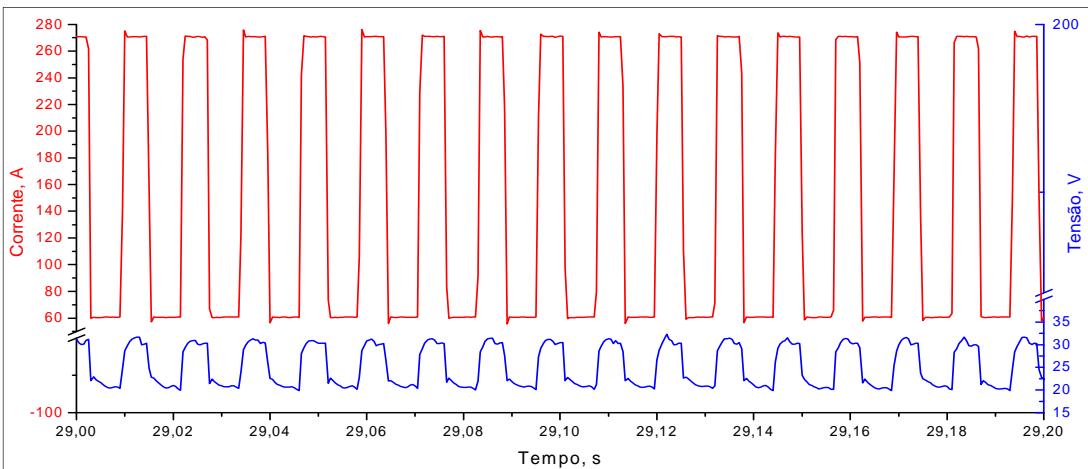
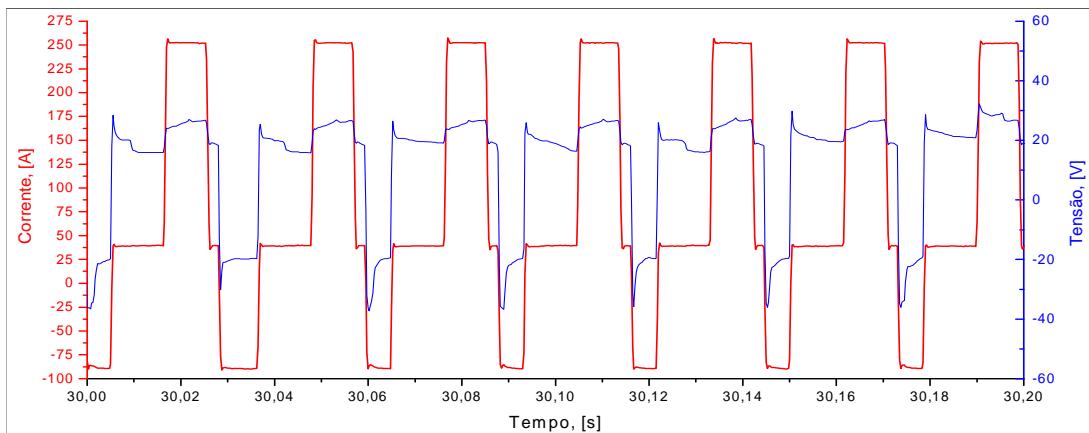
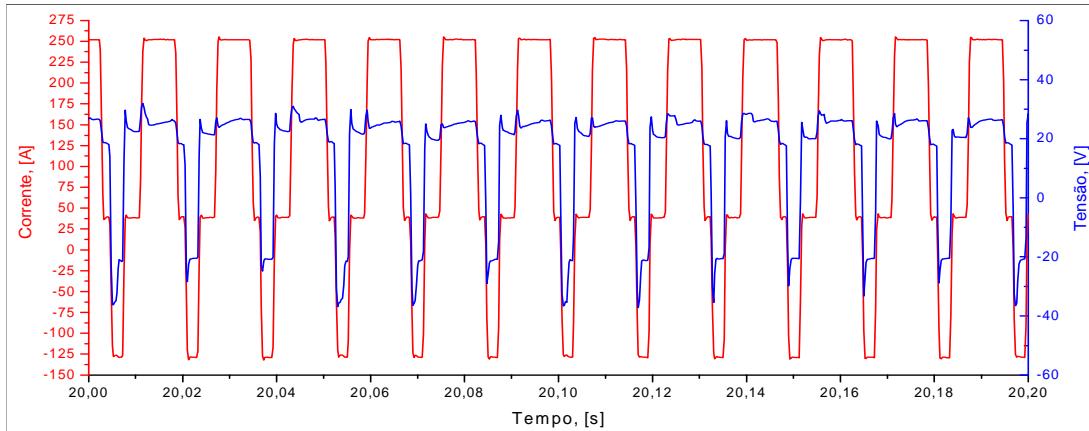


Figura 6. 27- Oscilograma para o processo GMAW-P com corrente media de $155 A \pm 5 A$

Figura 6. 28- Oscilograma para o processo GMAW-PV com corrente media de $115\text{ A} \pm 5\text{ A}$ Figura 6. 29- Oscilograma para o processo GMAW-PV com corrente media de $155\text{ A} \pm 5\text{ A}$

6.4. Comparação do rendimento entre o calorímetro de N_2L e calorímetro de fluxo contínuo para os processos GTAW, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular

Para comparar os dois calorímetros desenvolvidos, selecionou-se o maior e menor rendimento térmico obtido pelo calorímetro de N_2L para os processos GTAW, GMAW curto circuito convencional e GMAW goticular, apresentados nos Itens 6.1 e 6.2 respectivamente.

Para o processo GTAW, o maior rendimento térmico foi de 78,9% obtido para o teste TIG013, realizado com corrente continua polaridade negativa, $I = 100\text{ A}$, $L_a = 3\text{ mm}$, $V_s = 20\text{ cm/min}$, $L_c = 8\text{ cm}$ e o menor rendimento térmico corresponde a 60,9%, obtido para o teste TIG075 realizado com corrente continua polaridade negativa, $I = 150\text{ A}$, $L_a = 5\text{ mm}$, $V_s = 15\text{ cm/min}$ e $L_c = 16\text{ cm}$. Para os dois casos o gás de proteção foi argônio comercialmente puro e vazão de 13 L/min. Para o processo GMAW curto circuito convencional, o maior rendimento

térmico foi de 82% para o teste MIG02 realizado com tensão constante $U= 19$ V, $V_a= 3$ m/min, $V_s= 30$ cm/min, $L_c= 10$ cm e para o menor rendimento neste mesmo processo foi de 76% para o teste MIG04, realizado com $U= 19$ V, $V_a= 3$ m/min, $V_s= 40$ cm/min, $L_c= 10$ cm. Em ambos os casos foi utilizado Ar + 25%CO₂ como proteção gasosa e DBCP de 12 mm. Para o processo GMAW goticular, o maior rendimento térmico foi de 78,8% para o teste MIG26 realizado com $U=29$ V, $V_a= 8,5$ m/min, $V_s= 30$ cm/min, $L_c= 15$ cm e para o menor rendimento foi de 66,2% realizado com $U= 29$ V, $V_a= 6,5$ cm/min, $V_s= 30$ cm/min, $L_c= 10$ cm. Os resultados obtidos para estes parâmetros no calorímetro de N₂L são apresentados na Tab. 6.12 (na identificação da placa foi anexado o “-N₂L” para diferenciar os testes com o calorímetro de fluxo contínuo de água).

De acordo com os parâmetros previamente definidos, foram repetidos os testes com calorímetro de fluxo contínuo de água realizando uma réplica para cada conjunto de parâmetros proposto. A Tabela 6.13 apresenta os resultados obtidos com o calorímetro de fluxo contínuo da potência instantânea, energia de soldagem, aporte térmico e rendimento térmico (para a identificação do teste foi utilizado o mesmo número que para os testes realizados com N₂L, mas com a diferença que foi anexo o “-H₂O”).

Tabela 6. 12- Resultados dos testes TIG013 e TIG075 no processo GTAW com N₂L

	TESTE	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]
GTAW	TIG013-N2L	10,8	102	1094	328	259	78,9
	TIG075-N2L	11,9	150	1785	714	435	60,9
GMAW curto-circuito	MIG02-N2L	19,5	122	2480	496	407	82,0
	MIG04-N2L	19,5	123	2495	374	286	76,0
GMAW goticular	MIG26-N2L	27,6	286	7985	1597	1258	78,8
	MIG20-N2L	28,5	247	7039	1408	931	66,2

Tabela 6. 13- Resultados obtidos para a repetição dos testes TIG013 e TIG075 com o Calorímetro de fluxo contínuo de água

	TESTE	U _m [V]	I _m [A]	P _{inst} [W]	E _{sold} [J/mm]	E _{imp} [J/mm]	η _{term} [%]	η _{Mterm} [%]
GTAW	TIG013_1-H2O	10,5	100	1053	316	209	66,1	67,4
	TIG013_2-H2O	10,3	100	1034	310	213	68,7	
	TIG075_1-H2O	12,9	151	1965	786	401	51	54,9
	TIG075_2-H2O	12,7	152	1934	774	456	58,9	
GMAW curto-circuito	MIG02_1-H2O	18,8	120	2153	431	324	75,3	72,5
	MIG02_2-H2O	18,8	120	2152	430	300	69,7	
	MIG04_1-H2O	18,8	120	2161	324	231	71,2	70,5
	MIG04_2-H2O	18,8	120	2153	323	226	69,9	
GMAW goticular	MIG26_1-H2O	28,1	287	8055	1611	1000	62,1	64,3
	MIG26_2-H2O	28	287	8050	1610	1071	66,5	
	MIG20_1-H2O	28,3	248	7005	1401	910	65	65,3
	MIG20_2-H2O	28,3	248	7000	1400	918	65,6	

Na Tabela 6.13 e Figura 6.20, observa-se que o rendimento térmico médio (η_{Mterm}) para os três processos avaliados com o calorímetro de fluxo contínuo de água apresentam resultados inferiores em relação aos obtidos com o calorímetro de N_2L para todos os testes, apresentando uma diferença média de 13,9% para GTAW, 10,4% para GMAW curto circuito convencional e 12% para GMAW goticular, além de serem inferiores aos resultados reportados na literatura (KOU, 1989; ZJP, 1990). Ao se realizar teste de hipótese entre os resultados, verifica-se que o nível de significância ao se testar amostragem diferente foi de 0,089, ou seja, embora não tenha 95% de confiabilidade, esta se apresenta alta, o que indica que os resultados obtidos por ambos os métodos são diferentes estatisticamente.

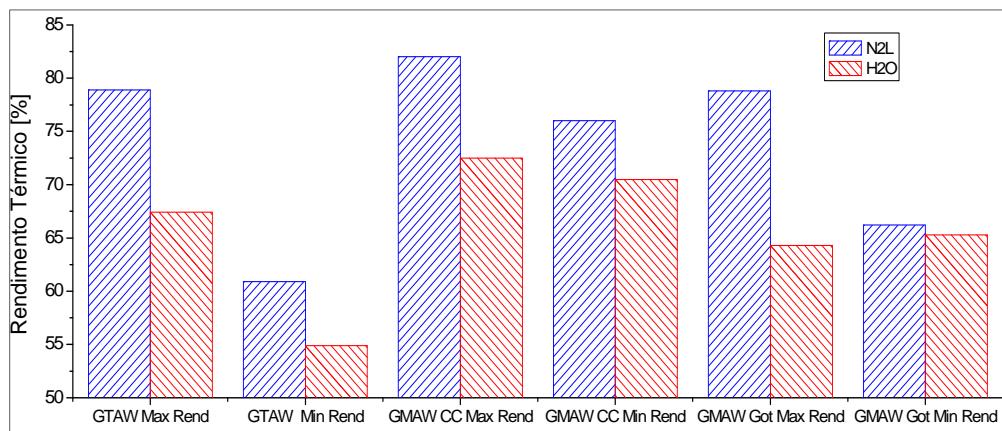


Figura 6.20 - Comparação dos valores obtidos para rendimento térmico entre os dois métodos (N_2L e H_2O)

Acredita-se que os baixos valores de rendimento térmico obtidos com o calorímetro de fluxo contínuo resultam das maiores perdas de calor por convecção com o ambiente e condução através dos parafusos de sujeição da placa teste. A perda por convecção aumenta devido ao maior tempo exposição da placa teste ao ambiente, não sendo menor que 300 s desde que começa o processo de soldagem até equilibrar de novo a temperatura dos termopares de saída com os de entrada. Este tempo depende do processo de soldagem e do fluxo de água que está passando no calorímetro (ver Item 5.3.2).

A evaporação da água na câmara interna pode ser outra das possíveis causas que prejudicou a medição do calor imposto. Este fato se apresentou especificamente no teste MIG26_1- H_2O , onde o fluxo de água (W) foi de 2,3 L/min., não sendo suficiente evitar a evaporação da água, formando uma bolha de vapor interna que evitou a troca de calor de forma efetiva entre a placa teste e o fluxo de água. A evaporação da água pode ser visualizada no sinal de fluxo de água devido ao aumento de pressão interna na câmara do calorímetro que diminui com o decorrer do tempo até estabilizar no valor de fluxo

determinado, como é apresentado na Fig. 6.21, tendo um sinal totalmente diferente ao explicado no Item 5.3.2.

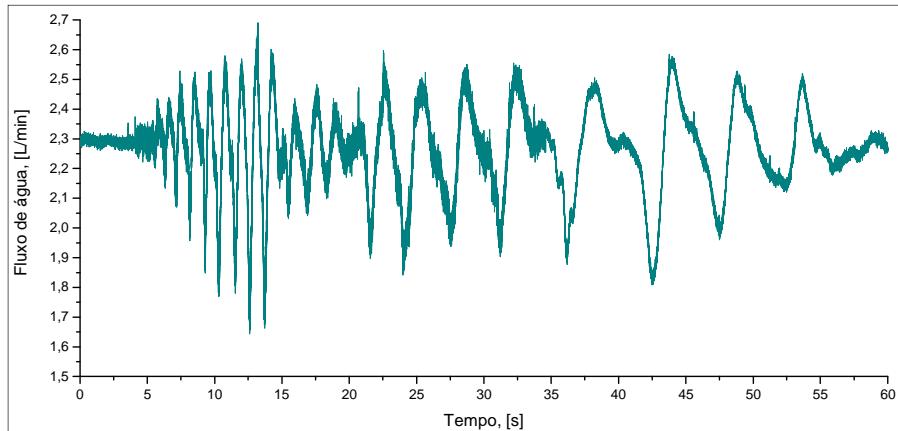


Figura 6.21 - Sinal de saída do medidor de vazão de água para o teste MIG26_1-H₂O

CAPITULO VII

CONCLUSÕES

A partir dos objetivos propostos para a construção dos calorímetros de N₂L e fluxo contínuo de água e avaliação dos processos de soldagem GTAW, GMAW curto-círcuito convencional, GMAW goticular e derivativos do GMAW (GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT) com os respectivos parâmetros de soldagem, é possível traçar as seguintes conclusões.

7.1. Quanto à construção e funcionamento dos equipamentos

7.1.1. Calorímetro de N₂L

- O calorímetro de N₂L foi capaz de medir o aporte térmico e rendimento térmico do processo de soldagem, com valores próximos àqueles verificados na literatura, com grande repetibilidade;
- Para os testes de funcionamento do calorímetro de N₂L envolvendo processos de soldagem se observou uma variação menor que 2% nas medidas de massa perdida de N₂L;
- O sistema de deslocamento pneumático da placa teste desde o ponto de formação do cordão de solda até o sistema de medição de massa evaporada de N₂L apresenta boa repetibilidade com um tempo médio de 3,64 segundos sem apresentar variações com o aumento de massa da placa teste (aumento da espessura);
- O sistema de monitoramento da massa evaporada no calorímetro de N₂L apresenta alta sensibilidade a forças externas;

- Erros de medição no monitoramento da massa evaporada de N₂L podem ser induzidos devido à parcial submersão da placa teste influindo no tempo de estabilização e na taxa de evaporação de N₂L;
- No monitoramento da massa evaporada de N₂L se observou que os resultados podem estar acima de 10% quando quantidade considerável de respingos de N₂L que saem da cuba criogênica;
- Para evitar perdas de N₂L em sua forma líquida quando a placa teste é submersa, o nível de N₂L não pode ser superior a 75% (6 Litros) da capacidade da cuba criogênica;
- A suspensão do N₂ em estado gasoso entre o bocal da cuba criogênica e o nível superior de N₂L afeta de forma significativa a taxa de evaporação por contato com o ambiente.

7.1.2. Calorímetro de fluxo contínuo (água)

- O calorímetro de fluxo contínuo foi capaz de medir o aporte térmico e rendimento térmico do processo de soldagem, com valores abaixo daqueles apresentados pelo calorímetro de N₂L e com maior dispersão de resultados;
- Para o correto funcionamento do calorímetro de fluxo contínuo deve-se garantir a completa ausência de ar dentro do sistema. Evitando entrada de ar nas conexões rosqueadas e pontos de entrada dos termopares (ou transdutor para a medição de temperatura) garantindo assim a condução de calor de forma mais homogênea entre a placa teste e o fluxo de água;
- O monitoramento do fluxo de água apresenta alta sensibilidade a variações do nível de água no recipiente de armazenamento, mudança na altura de entrada e saída ou variação na abertura da válvula de alimentação de água do calorímetro.

7.2. Quanto à avaliação do processo GTAW, GMAW curto-círcuito convencional e GMAW goticular com o calorímetro de N₂L e fluxo contínuo de água

- No processo GTAW para um mesmo comprimento de arco e velocidade de soldagem se observou que o acréscimo da corrente influencia de forma negativa o rendimento térmico do processo;
- Para os parâmetros propostos no processo GTAW se observou que o aumento do comprimento do arco influencia negativamente o rendimento térmico;
- Para os parâmetros propostos no processo GTAW o rendimento térmico teve aumento com o acréscimo da velocidade de soldagem;

- Para o processo GTAW observou-se que o aumento do comprimento do cordão de solda influí negativamente o rendimento térmico;
- Em relação ao processo GMAW curto circuito convencional observou-se que para os parâmetros propostos não se tiveram influencia significativa sobre o valor do rendimento térmico, mantendo um valor médio de 78,6%;
- Os resultados apresentados no processo GMAW curto-circuito convencional e GMAW goticular se observou que para os dois níveis de velocidade de alimentação não apresentaram influência significativa no rendimento térmico, com valor de 78,5% e 73,6% respectivamente;
- A variação da velocidade de soldagem nos dois níveis propostos não apresentou variação significativa para os processos GMAW curto-circuito convencional e GMAW goticular;
- Para o processo GMAW curto-circuito convencional e GMAW goticular se observou que os dois níveis de comprimento de solda propostos não apresentaram influencia significativa no rendimento térmico;
- Os rendimentos térmicos máximo e mínimo (78,9% e 60,9%) obtidos com o calorímetro de N₂L quando comparados com o calorímetro de fluxo contínuo para as mesmas condições de soldagem são inferiores nos dois casos (67,4% e 54,9%) com uma diferença media de 13,9%;
- Os rendimentos térmicos máximo e mínimo, 82,1% e 76,3% respectivamente, obtidos com o calorímetro de N₂L quando comparados com o calorímetro de fluxo contínuo para as mesmas condições de soldagem são inferiores nos dois casos (72,5% e 70,5) com uma diferencia media de 10,4%;
- O rendimento térmico máximo e mínimo (78,8% e 66,2%) obtidos com o calorímetro de N₂L quando comparados com o calorímetro de fluxo contínuo para as mesmas condições de soldagem são inferiores nos dois casos (64,3 e 65,3) com uma diferença média de 12,0%.

7.3. Quanto à avaliação dos processos GMAW derivativos (GMAW-P, GMAW-PV, STT, RMD e CMT)

- Observa-se que para os dois níveis de corrente nos processos GMAW curto-circuito controlado, o processo CMT apresenta menor valor de potência devido a o baixo valor de tensão média que apresenta este processo;
- Para os processos GMAW-P e GMAW-PV apresentam os maiores valores de potência quando comparados com os processos GMAW curto-circuito

controlado, devido a seu maior valor de tensão média (maior comprimento de arco);

- Para os processos GMAW curto circuito controlado observa-se maior rendimento térmico quando comparado com os processos GMAW-P e GMAW-PV;
- Os resultados de rendimento térmico para os dois níveis de corrente (115 A e 155 A) não apresentaram diferenças significativas em cada um dos processos avaliados;
- Para os parâmetros propostos o processo RMD apresentou o maior valor de rendimento térmico entre os processos GMAW curto-circuito controlado;
- O menor rendimento térmico encontrado foi para o processo GMAW-PV.

CAPITULO VIII

TRABALHOS FUTUROS

Com o intuito de aprimorar e complementar as informações conseguidas neste trabalho, são propostas as seguintes sugestões para dar continuidade nos trabalhos relacionados com o desenvolvimento do equipamento e estudo do aporte térmico para os diferentes processos de soldagem.

8.1. Quanto ao desenvolvimento do equipamento de N₂L

- Desenvolver um sistema para realizar soldas em diferentes posições com o objetivo de analisar a influência das diferentes posições de soldagem sobre aporte térmico e consequentemente no rendimento térmico;
- Com objetivo de ter uma maior automação do equipamento se propõe desenvolver uma interface que permita a ativação do equipamento por meio de um só comando, ou seja, através do início do programa de aquisição (LabView), o equipamento deve ter a capacidade de iniciar a aquisição de dados, abrir e fechar o arco de soldagem e ativar o sistema de movimentação da tocha;

8.2. Quanto à quantificação do aporte térmico nos diferentes processos de soldagem

- Para os processos GMAW curto-círcuito controlado, realizar testes para quantificar a energia imposta enfatizando nos parâmetros próprios de cada processo, com objetivo de analisar a influência destes parâmetros sobre o aporte térmico e, consequentemente, rendimento térmico;

- Realizar um comparativo entre os processos GMAW curto-círcito convencional e controlado mantendo o mesmo volume de cordão por unidade de comprimento em todos os processos com o propósito de analisar o desempenho em cada um destes;
- Correlacionar, a geometria do cordão (ou mesmo a microestrutura resultante), com os parâmetros do processo, aporte térmico e o rendimento térmico, com miras de analisar a importância do calor imposto assim como as perdas de calor durante o processo de soldagem;
- Para os diferentes processos GMAW analisar a influência do comprimento do arco e transferência metálica sobre o aporte térmico e rendimento térmico com apoio câmera de alta velocidade;
- Realizar um estudo mais detalhado da influência da proteção gasosa com diferentes misturas sob o aporte térmico no processo de soldagem GMAW convencional;
- Verificar a influência da espessura e material da placa teste sobre o aporte térmico nos processos de soldagem GTAW e GMAW;
- Verificar a influência das diferentes geometrias de chanfro sobre o calor imposto e rendimento térmico do processo;
- No processo GTAW realizar testes com diferentes tipos de eletrodo e materiais base com o fim de verificar a influência de cada um destes;
- Utilizar os resultados experimentais de aporte térmico sobre modelos analíticos com o propósito de comparar os resultados obtidos pelos dois métodos;
- Realizar um estudo dos efeitos dos parâmetros separados (tensão, corrente, velocidade de alimentação, velocidade de soldagem, etc) de forma geral.
- Realizar uma comparação do aporte térmico entre os processos, como GMAW goticular e GMAW curto-círcito convencional, GMAW-P e GMAW curto-círcito convencional, GMAW-PV e GMAW-P, GMAW curto-círcito convencional e CMT, STT, RMD.

CAPITULO IX

REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

“AIRLIQUIDE.” 2009. <http://encyclopedia.airliquide.com/Encyclopedia.asp?GasID=5> (acesso em 21 de 04 de 2011).

AKBARI, D.; SATTARI-FAR, E I. “Effect of the Welding Heat Input on Residual Stresses in Butt-Welds of Dissimilar Pipe Joints.” *International Journal of Pressure and Piping*, 2009: 769-776.

ALLUM, C.J.;QUINTINO, L. “Control of Fusion Characteristics in Pulsed Current MIG Welding - Part 2.” *Metal construction* 17 (1985): 21-24.

APPS, R. L., MILNER, E D. R.. “Heat Flow in Argon-Arc Welding.” *British Welding Journal* 2 (Maio 1955): 475-485.

ARAUJO, D. B. *Metodologia para Uso de Simulação Física no Estudo da ZAC e na Obtenção de Diagramas CCT para Soldagem*. 2008. 106p Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

BALLESTEROS, A. F. *Avaliação da Resistência de Juntas Soldadas Circunferenciais de Aço API 5L X-80 à Corrosão Sob Tensão na Presença de Sulfetos e Susceptibilidade à Fragilização por Hidrogênio*. 2009. 282p. Tese de Doutorado - Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.

BENZINGER, T.H.; KITZINGER, C. “Direct Calorimetry by Means of the Gradient Principle.” *The Review of Scientific Instrument* 12, n. 20 (1949): 849-860.

BONESSO, R. C. “Desenvolvimento e Avaliação de Hardware e Software para Sistema de Movimentação Linear Via Motor de Corrente Contínua.” Relatório fim de curso, Uberlândia, 2011.

BOSWORTH, M. “Effective Heat Input in Pulsed Current Gas Metal Arc Welding with Solid Wire Electrodes.” *Welding Journal* 70, 1991: 111s-117s.

CANTIN, G M.D.; FRANCIS, E J A. “Arc Power and Efficiency in Gas Tungsten Arc Welding of Aluminium.” *Science and Technology of welding and joining* 10, n. 2 (2005): 200-210.

- CHU, K.P. *Welding of Sheet Metal Using Modified Short Arc MIG/MAG Welding Process*. 53850 Lappeenranta, Finland: Lappeenranta University of Technology, 2007.
- COSTA, T.F. *Aplicação de Processos MAG Curto-Círculo Convencional e Controlado na Soldagem de Dutos de Aço ao Carbono*. 2011. 184p. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.
- “DELVAR AFZAR.” 2004. <http://www.delvarafzar.com/Nitrogen.pdf> (acesso em 21 de 04 de 2011).
- DUPONT, J.N.; MARDER, A.R. “A Comprehensive Study on the Arc and Melting Efficiencies of Arc Welding Processes.” *Proc. Trends in Welding Research*, 1985: 449-454.
- DUPONT, J.N.; MARDER, A. R. “Thermal Efficiency of Arc Welding Processes.” *Department of Material Science and Engineering*, 1995: 406s-416s.
- DUTTA, P.; JOSHI, Y; FRANCHE, Y, E C. “Determination of Gas Tungsten Arc Welding Efficiency.” *Experimental Thermal and Fluid Science*, n. 9 (1944): 80-89.
- ESSERS, W.; WALTER, R. “Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMAW and Plasma-GMA Welding.” *Welding Journal* 60, n. no 2 (1981): 37s-42s.
- FORTES, C. *Arames Tubulares*. Contagm: Apostila ESAB S/A, 2004.
- FUERSCHBACH, P. W. *Calorimetric Measurement of Energy Transfer Efficiency and Melting Efficiency in CO₂ Laser Beam Welding*. Albuquerque, New Mexico: Sandia National Laboratories, 1991.
- GIEDT, W. H.; TALLERICO, L. N; FUESCHBACH E P. W. “GTA Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements.” *Welding Journal* 68, n. 1 (1989): 28s-32s.
- GOMES, E. B. *Analise do Comportamento da Soldagem por Curto-Círculo Aplicado ao Processo Eletrodo Tubular Atraves de Metodologia Taguchi*. 2006. 119p. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Itajubá, Itajubá.
- GONÇALVES, C. V., L. O. VILARINHO, A. SCOTTI, E G. GUIMARÃES. “Estimation of Heat Source and Thermal Efficiency in GTAW Process by Using Inverse Techniques.” *Journal of Materials Processing Technology*, 2005: 42-51.
- GONÇALVES, R H. “Aporte Termico, Penetração e Rendimento de Deposição na Soldagem MIG/MAG em curto circuito controlado.” *3th Congresso Brasileiro de P&D em Petróleo e Gás*. Salvador, 2005. 1-5.
- HARWIG, D.D. *Arc Behavior and Metal Transfer in the VP-GMAW Process*. Cranfield University: School on Industrial Manufacturing Science, 2003.
- HASHIMOTO, T.; MORIMOTO, E T. “Reduction of Spatter Generation on Gas Shielded Arc Welding from the Viewpoint of Welding Material.” *Welding International* 5 (2007): 331-336.

HIMMERLBAUER, K. "A Revolution in Welding Technology." <http://www.fronius.com> (acesso em 27 de 06 de 2010).

HIRAOKA, K.; SAKUMA, N.; ZIJP, E. J. "Energy Balance in Argon-Helium Mixed Gas Tungsten (TIG) Arcs. Study of Characteristics of Gas Tungsten shielded by Mixed Gases (3rd report)." *Welding International* (Welding International) 12, n. 5 (1998): 372-379.

HSU, C.; SOLTIS, E. P. "Heat Input Comparison of STT vs. Short-Circuiting and Pulsed GMAW vs. CV Processes." *6th International Trends in Welding Resaerch Conference Proceedings*. Pine Mountain, GA: Herschel B. Smartt, Jhon M. Vitek, 2003. 369-374.

JOSEPH, A.; HARWIG, E. D. *Assessing the Effects of GMAW-Pulse Parameters on Arc Power and Weld Heat Input*. Ohio: The Ohio State University, 2001.

JOSEPH, A., HARWIG, D., FARSON, D.F., AND RICHARSON, R. "Measurement and Calculation of Arc Power and Heat Transfer Efficiency in Pulsed Gas Metal Arc Welding." *Science and Technology of Welding and Joining* 8, n. 6 (2003): 400-406.

KENNEY, K. L.; MILLER, K. S.; SMARTT, E H. B "Heat Transfer in Pulsed Gas Metal Arc Welding." *Fifth International Conference on Trends in Welding Research*. Pine Mountai, Georgia, USA: Trends in Weldin Research, 1998. 355-361.

KVASOV, F. V. "Special Features of Mechanized Welding with Controlled Electrode Metal Transfer." *Welding International* 14, n. 2 (2000): 158-161.

LIMAeSILVA, S. M.M.; VILARINHO, L. O; SCOTTI, A; GUIMARES, G. "Heat Flux Determination in the Gas-Tungsten-Arc welding process by Using a Three Dimensional Model in Inverse." *High Temperatures High Pressure* 35/36, n. 1 (2003): 117-126.

LU, J.; KOU, S. "Power Inputs in Gas Metal Arc Welding of Aluminum - Part 1." *Welding Journal*, 1989: 382s-388s.

LU, J.; KOU, S. "Power Inputs in Gas Metal Arc Welding of Aluminum - Part 2." *Welding Journal* 60, n. 11 (1989): 452s-456s.

MACHADO, I. G. *Soldagem e Tecnicas Conexas: Processos*. Porto Alegre: Editado pelo autor, 1996.

MACHADO, M. V. *Sistema Embarcado Sem Fio para Manitoramento de Sinais em Soldagem a Arco Eletrico com Abordagem Tecnologica*. 2011. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

MALMUTH, N. D., W. F. HALL, B. I. DAVIS, E C. D. ROSEN. "Trasiente Thermal Phenomena and Weld Geometry in GTAW." *Welding Journal*, September 1974: 388s-400s.

MARKUS, M. "CMT: Revolution in Digital GMA Welding." <http://www.fronius.com> (acesso em 2011 de 07 de 27).

MEACKER, H. H.; STABLEIN, E H. G. "What Keeps an arc Standing in a Croos FLow?" *IEEE. Trans. Plasma Sci*, 1986: 291-299.

MELFI, T. "New Code Requirements for Calculating Heat Input." *Welding Journal*, 2010: 61-63.

MESSER, 2011. http://www.messer.es/fichas_gases_publicaciones_tecnicas/fichas_gases/FT_Nitrogeno_liquido.pdf (acesso em 26 de 04 de 2011).

MESSLER, R. W. *Principles of welding: Process, Physics, Chemistry and Metallurgy*. Troy, NY: John Wiley and Sons, Inc, 1999.

MICROMECANICA I.C.I.E. Ltda. "Manual Técnico Master 2009/2010." 2010. <http://www.micromecanica.com.br> (acesso em 23 de 10 de 2010).

MILLER. *PipePro Welding System - Root-Fill-Cap Welding*. 2011. http://www.millerwelds.com/pdf/spec_sheets/PWS4-0.pdf (acesso em 11 de 07 de 2011).

NASCIMENTO, A.S. *Fenomenologia da soldagem MIG/MAG-PV e sua aplicabilidade para juntas sobrepostas e en V (passe de raiz)*. 2011. 172p. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia: Uberlândia,

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* 12, n. 2 (2007): 97-106.

NILES, R.W.; JACKSON, E C. "Weld Thermal Efficiency of the GTAW Process." *Welding Journal*, 1975: 25s-32s.

OJO, E. AND SCOTTI, A. *Determinação dos parâmetros de pulso na soldagem MIG/MAG pulsada- Parte I: Arame ER70S-6 de 1,2 mm e gás Ar+5%O2*. Uberlândia, MG, Brasil: LAPROSOLDA/UFU 24, 2005.

OVERBECK, C.J.; MARSH, R.R.; PALMER, W.W. "Cenco Physics." All content copyright Cenco Physics and Sargent-Welch, unless otherwise noted. 19 de Agosto de 2009. <http://blog.cencophysics.com/2009/08/continuous-flow-calorimeter/> (acesso em 06 de 06 de 2010).

PEN-HSIANG, C.; TSO-LIANG, T. "Numerical and experimental investigation of the residual stresses of the built-welded join." *Computational Material Science* 29 (2004): 511-522.

PEPE, N.; EGERLAND, S.; COLEGROVE, P. A.; YAPP, D; LEONHARTSBERGER, A.; SCOTTI, A. "Measuring the process efficiency of controlled gas metal arc welding processes." *Science and Technology of Welding and Joing*, 2011: 412-417.

PEPE, N. *Advances in Metal Arc Welding and Application to Corrosion Resistant Alloy Pipe*. 2010. 507p. Cranfield University, Cranfield, UK.

PICKIN, C. G.; YOUNG, K. "Cold Metal Transfer Process for Welding Aluminium Alloy." *Science and Tecnology of Welding and Joing* 11, n. 5 (2006): 583-585.

POSSEBON, S. *Utilização de MIG/MAG com Curto-Círcuito Controlado na Soldagem em Operação*. 2009. 132p. Disseratação de Mestrado. Universidade Federal de Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

- RAMASWAMY, M. R. ZAREIFARD AND H. S. "A Calorimetric Approach for Evaluation od Fluid-to-Particle Heat Transfer Coefficient Under Tube-Flow Condition." (Department of Food Science and Agricultural Chemistry, Macdonald Campus of McGill University, Ste. Anne de) 23, n. 495-502 (1998).
- ROSENTHAL, D. "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting." *Welding Journal* 20, n. 5 (Maio 1941): 220s-234s.
- SANTOS, T. F. *Soldagem com Corrente Alternada CA*. Florianopolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2008.
- SCOTTI, A. *Assessment of a Cryogenic Calorimeter to Quantify Heat Input in Arc Welding- An Executive Report*. Uberlândia, Brasil: Relatorio interno LAPROSOLDA/UFU, 2008.
- SCOTTI, A. & PONOMAREV, V. *Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, melhor desempenho*. Sao Paulo: Artliber Editora Ltda, 284p, 2008.
- SEGEEV, A. I.; MITULINSKAYA, A. V.; SERPILIN, K. L. "Select methods of measuring the energy parameters of welding with control of active power." *Paton Welding Journal* 2, n. 9 (1990): 650-653.
- STAVA, E. K. "The Surface-Tensio-Transfer power source: A New Low-Spatter Arc Welding Machine." *Welding Journal* 72, n. 1 (1993): 25-29.
- STAVA, E. K. "Waveform Control Speeds Root Pass." *Welding Design and Fabrication* 74, n. 2 (2001): 39.
- "TERAGON." 2010. <http://www.trgn.com/database/cryogen.html> (acesso em 21 de 04 de 2011).
- "UIGI." 2003/2011. <http://www.uigi.com/nitrogen.html> (acesso em 26 de 04 de 2011).
- VENTURA, G; RISEGARI, L. *The art cryogenics- Low temperature experimental techniques*. Linacre house, Jordan Hill, UK: Elsevier, 2008.
- VILARINHO, L; COSTA, A; SCOTTI, A. "A Contribution to Numerical and Experimental Determination of Electrode Temperature and Voltage Drop During GMAW." *Soldagem e Inspeção*, Abri/Junho 2005: 80-89.
- VILARINHO, L. O. "O arco TIG a 100 A e Argônio Puro é um Arco Especial?" *Soldagem e Inspeção* 14 (2009): 353-357.
- WASZINK, J. H.; VAN DEN HEUVEL, P. M. "Heat generation and heat flow in the filler metal in GMA welding." *Welding Journal*, 1982: 269s-278s.
- ZIJP, J. *Heat transport during gas tungsten arc welding*. Maandag: Technische Universiteit Delft, 1990.

FOLHA INTENCIONALMENTE DEIXADA EM BRANCO

ANEXO A

Representação do processo de evaporação do N₂L quando é submersa a placa em condições ambientais e calor do processo de soldagem com o programa desenvolvido em MatLab

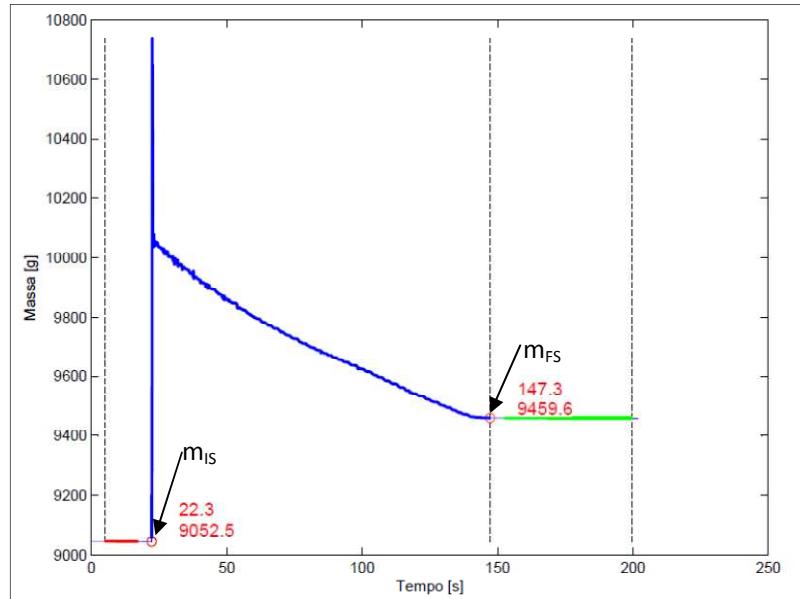


Figura A.1. - Processo de evaporação do N₂L quando é submersa a placa teste MIG09 com calor do processo de soldagem

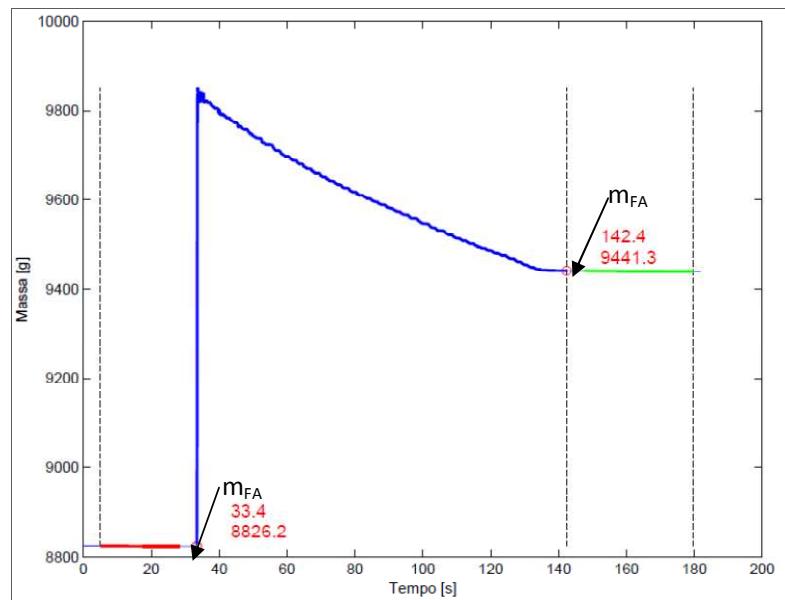


Figura A.2 - Processo de evaporação do N₂L quando é submersa a placa teste MIG09 em condições ambientais depois do processo de soldagem

ANEXO B

B.1. Aquisição de dados para o calorímetro de N₂L

Na Figura A.3.1 mostra a interface com LabVIEW para o monitoramento da aquisição de dados com calorímetro de N₂L. A seguir será listada cada uma das partes do programa para sua correta utilização por parte do usuário:

1. Monitoramento massa evaporada de N₂L [g];
2. Nível de massa de N₂L [g];
3. Tempo monitoramento balança. Ajustado de acordo com a medição a ser realizada, como foi explicado no item 4.2.2.3;
4. Monitoramento tensão (com valor médio e RMS) [V];
5. Monitoramento corrente (com valor médio e RMS) [A];
6. Tempo monitoramento soldagem, sendo ajustado de acordo com a velocidade de soldagem e comprimento do cordão [s];
7. Tempo decorrido de aquisição [s];
8. Diretório para guardar a aquisição;
9. Nome do arquivo;
10. Opção salva ou não salva arquivo.

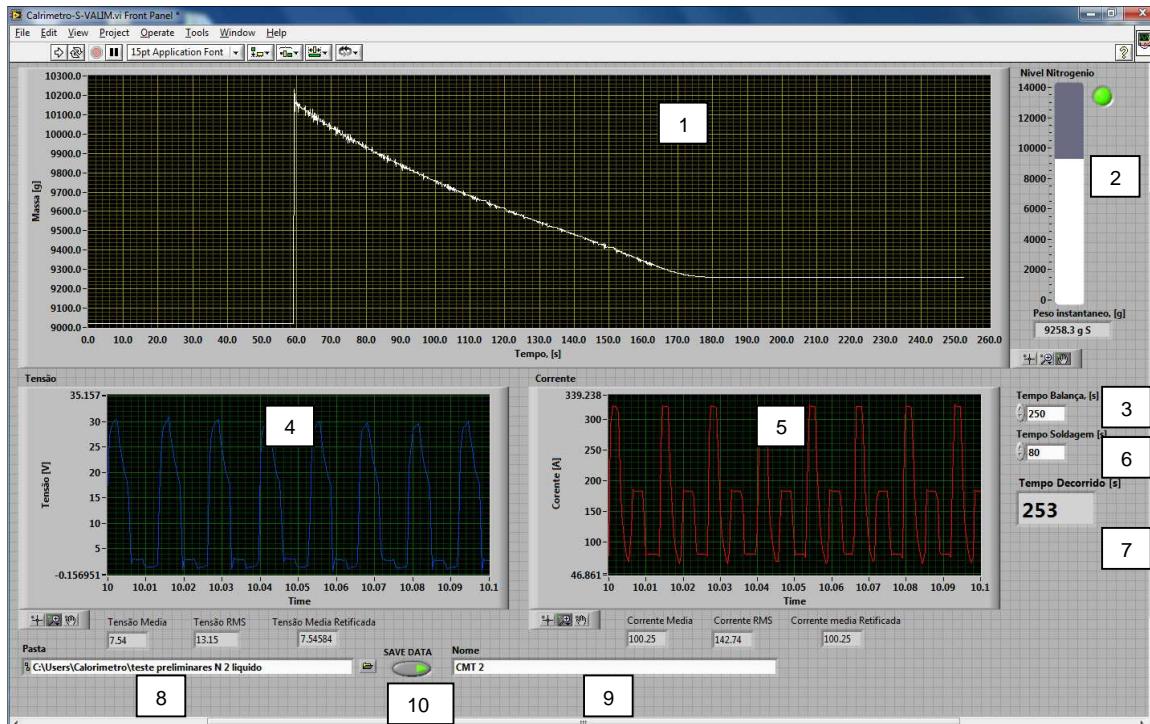


Figura B.1 - Interface da aquisição de dados em LabVIEW para o calorímetro de N₂L.

B.2. Aquisição de dados para o calorímetro de fluxo contínuo de água

Na Figura A3.2 mostra a interface com LabVIEW para o monitoramento da aquisição de dados com calorímetro de fluxo contínuo de água. A seguir será listada cada uma das partes do programa para sua correta utilização por parte do usuário:

1. Monitoramento tensão (com valor médio e RMS) [V];
2. Monitoramento corrente (com valor médio e RMS) [A];
3. Monitoramento vazão de água (com valor médio) [L/min];
4. Tempo de soldagem [s], sendo ajustado de acordo com a velocidade de soldagem e comprimento do cordão. Este tempo abarca Tensão, Corrente e vazão de água;
5. Monitoramento temperatura [°C];
6. Tempo de monitoramento da temperatura [s], sendo ajustado de acordo com o processo de soldagem e vazão de água (menor valor de vazão maior o tempo de resfriamento e para maior valor de vazão menor o tempo de resfriamento);
7. Tempo decorrido de aquisição [s];
8. Diretório para guardar a aquisição;
9. Nome do arquivo;
10. Opção salva ou não salva arquivo.

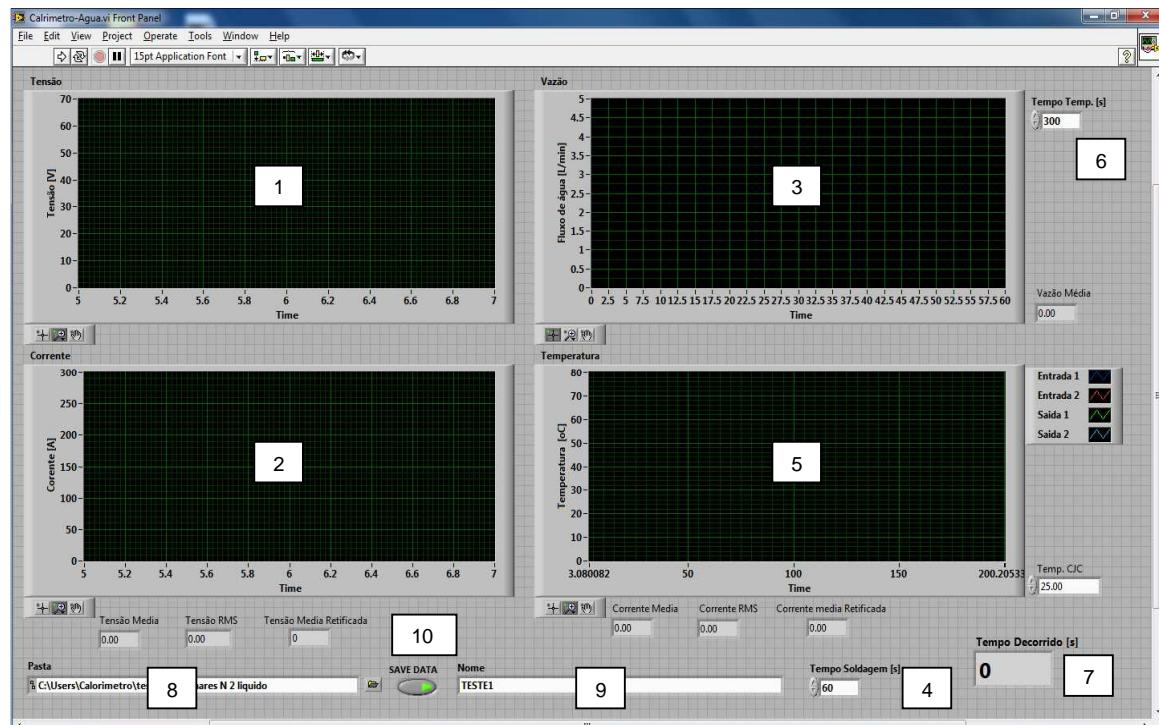


Figura B.2 - Interface da aquisição de dados em LabVIEW para o calorímetro de fluxo contínuo de água.

ANEXO C

Programa para a identificação do ponto de massa inicial (m_i) e massa final (m_f) para o cálculo da energia imposta em processo de soldagem por meio do calorímetro de fluxo contínuo

```

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'],'Abra o arquivo LVM');
dados=load([nomecaminho,nomearquivo]);
m=length(dados);
deltat=mean(dados(2:m,1)-dados(1:m-1,1))
ntini=round(tini/deltat);
npredif=round(tpredif/deltat);
nrepo=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),'r*');
% Testei diversas posições 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),'r');
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+nrepo,2)-dados(nfim,2))/(dados(pos2+nrepo,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+nrepo:nfim,1),dados(pos2+nrepo:nfim,2),'g','LineWidth',2)

dados(pos2,1)-dados(pos1,1)

```