

OLGA LISKEVYCH

**CALOR IMPOSTO LÍQUIDO: UM NOVO
CONCEITO PARA QUANTIFICAÇÃO DO APORTE
TÉRMICO EM SOLDAGEM A ARCO**



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

2014

OLGA LISKEVYCH

**CALOR IMPOSTO LÍQUIDO: UM NOVO
CONCEITO PARA QUANTIFICAÇÃO DO APORTE
TÉRMICO EM SOLDAGEM A ARCO**

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

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Américo Scotti

UBERLÂNDIA – MG

2014

Слава Україні! Героям Слава!

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

L769c Liskevych, Olga, 1988-
2014 Calor imposto líquido: um novo conceito para quantificação
do aporte térmico em soldagem a arco / Olga Liskevych. -
2014.
149 p. : il.

Orientador: Américo Scotti.
Tese (doutorado) – Universidade Federal de Uberlândia,
Programa
de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica.
Inclui bibliografia.

1. Engenharia mecânica - Teses. 2. Soldagem elétrica -
Teses. 3. Calorimetria - Teses. I. Scotti, Américo, 1955-. II.
Universidade Federal de Uberlândia. Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

CDU: 621

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, Prof. Dr. Américo Scotti, pela paciência, ensinamentos, discussões e confiança;

Ao CNPq, pela bolsa de estudo e recursos para realização deste trabalho;

Ao Laprosolda/UFU pelo apoio técnico e laboratorial.

SUMÁRIO

CAPÍTULO I – Introdução	1
CAPÍTULO II – Revisão Bibliográfica	4
2.1 – Conceituação de parâmetros térmicos usados em soldagem	4
2.2 – Modelos descritivos do fluxo de calor nos processos de soldagem a arco....	9
2.3 – Métodos experimentais, numéricos e analíticos para determinar o fluxo de calor em soldagem	14
2.3.1 – Métodos calorimétricos para medição do calor imposto e eficiência térmica dos processos de soldagem.....	14
2.3.2 – Métodos numéricos para determinação do calor imposto e eficiência térmica na soldagem.....	24
2.3.3 – Resultados encontrados na literatura para eficiências térmicas do processo MIG/MAG	25
2.4 – Erros, incertezas e limitações dos métodos de medição dos parâmetros térmicos em soldagem	28
CAPÍTULO III – Fluxo de Calor em Soldagem a Arco	31
3.1 – Proposta de um modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco	31
3.2 – Definição para parâmetros térmicos (calor absorvido, calor imposto efetivo e calor imposto líquido).....	34
3.2.1 – Calor imposto efetivo	35
3.2.2 – Calor absorvido	35
3.2.3 – Calor imposto líquido.....	35
CAPÍTULO IV – Medição do Calor Absorvido e Calor Imposto Líquido....	36
4.1 – Seleção de um ensaio calorimétrico.....	36
4.2. – Bancada experimental	37

4.2.1	– O calorímetro criogênico automatizado.....	37
4.2.2	– Recipiente de armazenamento de nitrogênio líquido.....	40
4.2.3	– Sistema de aquisição de dados.....	41
4.2.4	– Determinação do calor absorvido e energia de soldagem.....	42
4.3	– Materiais e insumos	46
4.3.1	– Nitrogênio líquido.....	46
4.4	– Procedimento para realização do ensaio calorimétrico criogênico.....	47
4.5	– Erros intrínsecos do ensaio calorimétrico criogênico	49
4.6	– Repetitividade dos resultados (erros aleatórios).....	51
CAPÍTULO V – Determinação dos Erros Intrínsecos do Ensaio de Calorimetria Criogênica.....		54
5.1	– Erro devido ao comprimento do cordão de solda ($\epsilon_{(L)}$).....	55
5.1.1	– Metodologia e Desenvolvimento Experimental.....	55
5.1.1	– Resultados e Discussão.....	56
5.2	– Erro devido à espessura da placa de teste ($\epsilon_{(e)}$).....	60
5.2.1	– Metodologia e Desenvolvimento Experimental.....	60
5.2.2	– Resultados e Discussão.....	62
5.3	– Erro devido à largura da placa de teste ($\epsilon_{(l)}$)	67
5.3.1	– Metodologia e Desenvolvimento Experimental.....	67
5.3.2	– Resultados e Discussão.....	70
5.4	– Erro devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição ($\epsilon_{(t)}$)	79
5.4.1	– Metodologia e Desenvolvimento Experimental.....	79
5.4.2	– Resultados e Discussão.....	80
5.5	– Determinação do erro total (ϵ_{total}).....	86
5.6	– Rendimento térmico	88

CAPÍTULO VI - Proposta de uma Metodologia para Determinação do Calor Imposto Líquido Usando Calorímetro de Nitrogênio Líquido Automatizado 91

CAPÍTULO VII – Validação da Metodologia Proposta para Diferentes Condições de Soldagem 97

7.1 – Testes com variação da corrente de soldagem usando o processo MIG/MIG..... 97

7.1.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental..... 97

7.1.2 – Resultados e Discussão..... 99

7.2 – Testes com variação do comprimento de arco usando o processo TIG..... 103

7.2.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental..... 103

7.2.2 – Resultados e Discussão..... 104

7.3 – Testes com diferentes materiais das placas de teste (aço carbono e aço inoxidável austenítico)..... 108

7.3.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental..... 109

7.3.2 – Resultados e Discussão..... 111

CAPÍTULO VIII – Conclusões e Trabalhos Futuros 117

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS..... 120

APÊNDICE A – Calibração da Velocidade de Soldagem..... 125

APÊNDICE B – Discussão da Coerência da Extrapolação do Valor de Calor Absorvido Medido pelo Calorímetro para Obtenção do Calor Imposto Líquido (discussão da banca de exame de qualificação) 129

APÊNDICE C – Cálculo da Largura das Placas de Teste com Base nas Equações do Modelo Analítico de Rosenthal 134

APÊNDICE D – Determinação do Valor de uma Largura Termicamente Infinita 140

APÊNDICE E – Influência das Distâncias entre o Fim e/ou Início do Cordão de Solda e as Arestas da Placa de Teste nas Medições Calorimétricas..... 146

LISKEVYCH, O. **Calor Imposto Líquido: um Novo Conceito para Quantificação do Aporte Térmico em Soldagem a Arco**. 2014. 149 p. Teste de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia. Uberlândia – MG.

Resumo

O conhecimento mais detalhado e preciso dos fenômenos térmicos envolvidos no processo de soldagem é de grande importância, tanto para os que desenvolvem simulações de transformações metalúrgicas e geração de tensões térmicas, como para os usuários de forma geral, que precisam entender essa fenomenologia para tomar decisões. Em termos de fenômenos térmicos, os parâmetros mais representativos na engenharia de soldagem são o calor imposto e seus derivados (tais como rendimento térmico e rendimento de fusão). No entanto, as literaturas científica e técnica são muito divergentes quanto aos valores de calor imposto. Também não discutem o real fluxo de calor dentro da chapa. Testes iniciais demonstraram que estas inconsistências existem devido aos erros sistemáticos e aleatórios que ocorrem durante as medições do calor imposto. Assim, o objetivo maior deste trabalho foi desenvolver uma abordagem metodológica para determinação do calor imposto por um processo de soldagem, que seja mais representativo do calor que realmente difunde pela peça e isento da influência dos métodos e parâmetros de ensaio, de tal forma que possa ser usado genericamente em cálculos de soldagem que necessitem deste parâmetro. Para este fim, como base metodológica, foi desenvolvido um modelo descritivo de fluxo de calor na região de soldagem. Em seguida, foi proposta uma metodologia para determinação de um calor imposto isento dos erros de medição (chamado aqui de calor imposto líquido) aplicado à calorimetria criogênica. Esse procedimento foi validado para várias condições de soldagem. Os resultados obtidos demonstraram um adequado funcionamento da metodologia proposta, independentemente do processo de soldagem e suas variáveis. Espera-se que, com a aplicação do calor imposto líquido, os cálculos e simulações envolvidos na engenharia de soldagem sejam mais robustos, uma vez que se dispensa o uso de um parâmetro impreciso, como o rendimento térmico.

Palavras-chave: Soldagem; Fluxo de Calor; Medição de Calor Imposto; Calorimetria Criogênica.

LISKEVYCH, O. **Net Heat input: a new concept for quantification of thermal transfer into workpiece in arc welding.** 2014. 149 p. PhD Thesis. Federal University of Uberlandia. Uberlandia – MG.

Abstract

A more detailed and accurate study of the thermal phenomena involved in arc welding processes is of great importance for both simulation developers of metallurgical transformations and residual stresses generation and users in general, whom need to understand this phenomenology to take decisions. In terms of thermal phenomena, heat input and its derivatives (such as thermal efficiency and fusion efficiency are the most representative parameters in welding engineering. However, scientific and technical literatures are very divergent on heat input values. In addition, they do not discuss the actual heat flow inside the plate. Initial tests demonstrated that these inconsistencies are due to systematic and random errors that occur during heat input measurements. Thus, the major purpose of this work was to develop a methodological approach to determine the heat input due to a welding process, which would be more representative of the heat that actually diffuses inside the workpiece and free of the assessment method and parameter influence. Thus, this actual heat input could be generally used in calculations that require this welding parameter. As methodological base, a descriptive model of heat flow in the welding region was developed. Then, a methodology to determine a heat input value free of measurement errors (here called as net heat input) was proposed and applied to cryogenic calorimetry. This procedure was validated using several welding conditions. The results demonstrated the proper functioning of the proposed methodology, regardless the welding process and its variables. It is expected that, with the application of the net heat input values, the calculations and simulations involved in welding engineering turn into more robust, since the use of such imprecise parameter as thermal efficiency is dispensed.

Keywords: Welding; Heat Flux; Heat Input Measurement; Cryogenic calorimetry.

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

O estudo sobre os fenômenos térmicos (fluxo e intensidade do calor) nos processos de soldagem a arco elétrico é de grande importância, pois é o comportamento do calor na região de solda que governa o resultado final da soldagem, determinando tanto as transformações metalúrgicas quanto o comportamento físico do metal relacionado com a geração de tensões/deformações. Os aspectos metalúrgicos, por sua vez, definem as propriedades mecânicas da junta (resistência à ruptura, ao desgaste, à corrosão, etc.) e o grau de sensibilidade à fissuração a frio. Os fenômenos térmicos agem, assim, indiretamente sobre a qualidade, fiabilidade e aspectos econômicos da fabricação da junta soldada. Dessa maneira, muitos pesquisadores procuram determinar o comportamento térmico de uma peça sob a ação de soldagem.

Entretanto, apesar da sua importância e vários estudos sobre esse assunto, ainda existem conceitos mal-entendidos e fenômenos pouco pesquisados. Existem modelos numérico-computacionais que lidam com o fluxo de calor em soldagem, como encontrado nos trabalhos de Mishra e DebRoy (2005), Cângani (2010), Bag e De (2010), etc. Porém, existe uma falta de um modelo descritivo abrangente, que demonstre o fluxo de calor desde sua geração e perdas para o eletrodo e para a redondeza da coluna do arco até sua difusão dentro da peça, a não ser de forma bem básica, como apresentam os trabalhos do DuPont e Marder (1995) e de Stenbacka (2012). A elaboração de um modelo permitiria aos usuários um entendimento qualitativo dos princípios físicos dos fenômenos envolvidos e ajudaria nas formas de quantificar os fenômenos térmicos na soldagem.

Do ponto de vista aplicativo, os conhecimentos do fluxo de calor na soldagem se resumem na determinação do "calor imposto" e no seu emprego nos cálculos que o

necessitam (previsão do tempo de resfriamento, temperatura de preaquecimento, microestrutura da solda, etc.). Mas mesmo a definição do calor imposto se encontra em contradições. Embora fontes representativas da comunidade envolvida com a tecnologia da soldagem, tais como a Sociedade Americana de Soldagem (AWS, 2001), claramente definam "calor imposto" como a energia entregue para a peça, muitas vezes o termo de "calor imposto" é usado no lugar de "energia de soldagem" e vice-versa. Por exemplo, Cortez et al. (2010), estudando a influência do calor imposto na microestrutura e propriedades mecânicas de juntas soldadas, usa a equação da energia de soldagem (resultado do produto da tensão média pela corrente média dividido pela velocidade de soldagem) e chama a grandeza de "calor imposto". DuPont e Marder (1995), Funderburk (1999), Joseph (2001), Zeemann (2003) etc, usam a mesma terminologia.

Sabe-se que calor imposto pode ser calculado a partir da energia de soldagem, mas precisaria, no mínimo, ter essa energia multiplicada pelo rendimento térmico (que representaria as perdas de energia do arco para o meio externo à peça). Mas como a determinação do rendimento térmico não é tão simples, se usa normalmente valores tabelados de precisão duvidosa, como apontou Stenbacka (2012). Qual seria a consequência desta abordagem para a soldagem? Mesmo as normas, recomendações e procedimentos de soldagem normalmente apenas determinam os limites em que o calor imposto previsto tem que se enquadrar. Estes métodos fornecem certa segurança ao usuário, mas nem sempre refletem os fenômenos que realmente acontecem durante a soldagem. Como consequência, os usuários não conseguem identificar o grau de conservadorismo (ou risco) que se aplica nos resultados.

Mesmo o significado real de calor imposto parece não ser muito discutido e esclarecido. Na maioria dos casos, o conceito de calor imposto subentende apenas a quantidade de calor transferido do arco para a peça, medida, por exemplo, através da calorimetria. Mas será que todo o calor transferido para a peça age sobre as alterações metalúrgicas ou governam a dilatação e contração do metal? Pode-se imaginar que sempre existirá uma parcela de calor entregue para a peça que sai pela superfície antes de se difundir para dentro da mesma. E o calor usado para a fusão do metal, como se comporta? Será que um alto rendimento de fusão significa pouco calor difundido para a chapa (menos distorções, resfriamento mais brusco, etc.)? Desta forma, recente-se de um novo termo para os estudos térmicos na soldagem, significado físico do qual refletiria a parcela do calor imposto que realmente afeta a velocidade de resfriamento.

Uma outra preocupação para os usuários de soldagem surge em relação à medição do calor imposto. Entre os diferentes métodos disponíveis, os mais confiáveis e difundidos são as técnicas experimentais, que utilizam diferentes calorímetros, que podem ser baseados em medições da transferência do calor para outro meio (estático e dinâmico), como água ou alumínio, ou no efeito Seebeck ou ainda na determinação do calor latente de evaporação de um meio cujo calor de soldagem foi transferido para ele. Por que os valores medidos por distintos métodos calorimétricos para uma mesma condição de soldagem diferem entre si, como demonstrou Arevalo (2012)? Além disto, seria o calor que é determinado através de calorimetria o "calor imposto" (usado por tantos pesquisadores em modelagem)? Não há qualquer evidência de que todo o calor transferido para a peça permanece nela até a medição e nem de que todo o calor medido influencie as transformações metalúrgicas.

Dessa maneira, o principal objetivo desse trabalho foi desenvolver uma metodologia para determinar o calor imposto em soldagem que seja mais representativo do calor que realmente difunde pela peça (governando os fenômenos metalúrgicos e físicos) e isento da influência dos métodos e parâmetros de ensaio, de tal forma que possa ser usado genericamente em cálculos de soldagem que necessitem deste parâmetro (previsão do tempo de resfriamento, da temperatura de preaquecimento, tamanho da zona afetada pelo calor, etc.)¹. Com esse intuito, foi proposto dividir a realização do trabalho em várias etapas, a saber:

- Elaborar um modelo descritivo do fluxo de calor (inclusive das suas entradas, suas parcelas e perdas) na região de soldagem a arco, para permitir um melhor entendimento das limitações dos métodos utilizados para determinar o calor imposto;
- Selecionar um método (ensaio) para determinar o calor imposto;
- Determinar os erros aleatórios e sistemáticos do ensaio e formas de minimizá-los;
- Desenvolver, avaliar e validar uma metodologia para determinar o calor imposto, com minimização dos erros aleatórios e sistemáticos;

¹ Um modelo mais abrangente para fluxo de calor em soldagem tem como entradas o calor imposto e a geometria da fonte de calor, as quais são ajustadas por índices, como no caso do rendimento térmico (η_i) para calor imposto. A determinação mais precisa do calor imposto dispensaria o uso do η_i , aumentando assim a robustez do modelo.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Um levantamento bibliográfico dos principais assuntos relacionados foi feito para uma avaliação adequada dos possíveis resultados obtidos nesse trabalho. Assim, ênfase foi dada aos conceitos teóricos relacionados com fluxo de calor em processos de soldagem, modelos descritivos do fluxo de calor, métodos de medição (experimentais e numéricos) de calor imposto e seus possíveis erros e incertezas, assim como os resultados reportados por outros autores em relação ao assunto.

2.1. Conceituação de parâmetros térmicos usados em soldagem

Na literatura corrente, o tema fluxo de calor em soldagem é abordado sob diferentes indicadores, como eficiência térmica do processo (mais comum), energia de soldagem, calor imposto devido ao processo de soldagem e eficiência de fusão. Muitas vezes, as definições desses indicadores, assim como os métodos para determinar ou quantificá-los, são mal compreendidas e existem até contradições nas publicações técnicas e científicas. Por isto, neste item introdutório é feita uma revisão da aplicação dos termos que serão constantemente usados ao longo do presente trabalho, visando conceituá-los e padronizar a terminologia a ser usada.

O fluxo de calor em soldagem entre o arco e a peça, ou seja, a taxa de energia térmica (calor) entregue a uma dada superfície, é proporcional à energia de soldagem E_s (conhecida também como a energia gerada pela fonte de calor). A energia de soldagem, por sua vez, é a "força" governante do sistema e pode ser definida como o produto de divisão da potência elétrica do arco por velocidade de soldagem. Na prática, a energia de soldagem é comumente calculada pela Eq. 2.1:

$$E_s = P_a / V_s \quad \text{Eq. 2.1.}$$

onde P_a é potência elétrica do arco e V_s é a velocidade de soldagem.

É importante ressaltar que na literatura especializada encontram-se divergências entre autores sobre o método a ser utilizado para o cálculo da potência do arco (usada nos cálculos da energia de soldagem). O método mais comum é o da Potência Média Aritmética ($P_{a \text{ aritm}}$), no qual o cálculo é feito através do produto dos valores médios de tensão e corrente, conforme a Equação 2.2.

$$P_{a \text{ aritm}} = U_{\text{aritm}} \times I_{\text{aritm}} \quad \text{Eq. 2.2}$$

onde:

$$U_{\text{aritm}} = \sum_{i=1}^n U_i / n \quad \text{Eq. 2.3}$$

$$I_{\text{aritm}} = \sum_{i=1}^n I_i / n \quad \text{Eq. 2.4}$$

n = número de pontos da amostragem.

Um segundo método (Potência Eficaz) utiliza os valores RMS de tensão e corrente de uma dada amostragem (Eq. 2.5).

$$P_{a \text{ RMS}} = U_{\text{RMS}} \times I_{\text{RMS}} \quad \text{Eq. 2.5}$$

onde:

$$U_{\text{RMS}} = \sqrt{\sum_{i=1}^n U_i^2 / n} \quad \text{Eq. 2.6}$$

$$I_{\text{RMS}} = \sqrt{\sum_{i=1}^n I_i^2 / n} \quad \text{Eq. 2.7}$$

n = número de pontos da amostragem.

Outro método, menos utilizado, é o da Potência Instantânea, sendo adotada, neste caso, a média aritmética da multiplicação da tensão pela corrente feita pontualmente para uma determinada amostragem (Eq. 2.8).

$$P_{inst} = (\sum_{i=1}^n (U_i \times I_i)) / n \quad \text{Eq. 2.8}$$

n = número de pontos da amostragem.

Finalmente, mesmo que não encontrado na literatura de soldagem, teria o método da Potência Instantânea RMS, obtida através do valor eficaz do produto da tensão e corrente pontuais, como demonstrado na Equação 2.9.

$$P_{inst\ RMS} = \sqrt{(\sum_{i=1}^n (U_i \times I_i)^2) / n} \quad \text{Eq. 2.9}$$

n = número de pontos da amostragem.

A maioria das máquinas de soldagem possui medidores, analógicos ou digitais, que fornecem médias aritméticas das leituras dos valores eficazes (RMS) da corrente e tensão de soldagem (apesar de muitos usuários acharem que estão lendo a média aritmética dos respectivos valores). Alguns pesquisadores têm usado estes valores RMS de corrente e tensão para definir a potência, sem discutir a consequência desta abordagem sobre seus resultados. Sabe-se que o valor RMS só é igual ao valor médio quando o sinal for constante (sem oscilações, o que aconteceria, por exemplo, quando a resistência e/ou sinal da fonte não variam no tempo). No entanto, segundo Needham (1985), o arco de soldagem não obedece a lei de Ohm e a tensão do arco não é proporcional à corrente de soldagem. Em outras palavras, o arco embora tenha uma carga resistiva, não exibe uma resistência constante.

Dilthey e Killing (1990), ao estudarem o calor imposto em soldagem com corrente constante, senoidal e pulsada, concluíram que os valores médios aritméticos e valores eficazes (RMS) apresentaram diferenças tanto para corrente, como para tensão. Entretanto, de acordo com Bosworth (1991), o valor RMS pode ser satisfatório para muitas aplicações de soldagem onde o aporte térmico não precisa ser controlado ou especificado. Mas, quando o material a ser soldado é sensível ao efeito do calor, como aços tratados termicamente, o aporte térmico precisa ser corretamente definido para evitar possíveis perdas de propriedades mecânicas, alterações metalúrgicas e

geométricas da união. Já para Needham (1985), no caso de soldagem com processos MIG/MAG com fonte do tipo tensão constante, a potência do arco deve ser calculada pelo produto da média dos valores de tensão, que são praticamente constantes, pela média dos valores de corrente sobre o tempo de interesse, ou seja, a Potência Média Aritmética.

Porém, no trabalho realizado por Hsu e Soltis (2002), os valores da potência calculados a partir de leituras do medidor analógico foram comparados com valores da potência instantânea, obtidos a partir de dados da corrente e tensão. Segundo eles, medidores analógicos podem subestimar a energia de soldagem por uma média de 12 % no caso da corrente pulsada, diferença esta quase inexistente para os outros tipos de sinais. Por sua vez, nos trabalhos de Bosworth (1991) e Joseph (2001), fazendo uso de calorimetria e calculando a eficiência térmica, foi concluído que a Potência Instantânea é o método mais apropriado para determinar o calor imposto. Nenhuma explicação teórica para as diferenças acima mencionadas foi dada pelos autores.

No entanto, Nascimento et al. (2007) analisaram todos os métodos acima mencionados e respectivas consequências sobre os cálculos da energia de soldagem. Os autores demonstraram que o método da Potência Média Aritmética pode ser aplicado em alguns casos, em que não há qualquer variação da corrente e da tensão (como no caso GMAW com transferência spray), mas é mais seguro usar o método Potência Instantânea. Eles explicam as conclusões com base no Teorema de Esperança, que em resumo diz que um produto de multiplicação de médias de duas amostragens é o mesmo que a média dos produtos de multiplicação das mesmas amostragens apenas no caso quando as duas variáveis são completamente independentes. Contudo, na maioria dos processos de soldagem, tensão e corrente são altamente correlacionadas entre si. Melfi (2010) mostra que recentemente o método da Potência Instantânea como meio para calcular a energia de soldagem foi adicionado na edição da norma ASME Seção IX QW-409.1 para soldagem com onda controlada (como corrente pulsada).

Um outro indicador mencionado é o calor imposto. O significado de calor imposto é definido pela Associação Americana de Soldagem (AWS, 2001) como a parcela da energia de soldagem (livre de perdas do arco para o ambiente) que realmente foi entregue para a peça devido o processo de soldagem. Para a grande surpresa, muitas vezes na literatura técnica e até mesmo científica, o calor imposto é referido como energia de soldagem e vice versa. Vários autores, tais como Funderburk (1999), Joseph (2001), Zeemann (2003), Cortez et al (2010) e até mesmo a norma ASME Seção IX

QW-409.1, conforme citado por Melfi (2010), determinaram o calor imposto como simplesmente um produto da corrente média e tensão média dividido pela velocidade de soldagem. Neste caso, as perdas da energia de soldagem para o ambiente (inclusive, para o eletrodo, bico de contato, gás de proteção) por radiação, convecção e/ou condução são desconsiderados (SCOTTI et al., 2012). Esse calor imposto é normalmente determinado através dos métodos experimentais ou numéricos (Item 2.3).

A entre a energia de soldagem e o calor imposto é expressa pelo rendimento térmico de um processo de soldagem (η_{term}). Esse rendimento é também denominado na literatura como eficiência térmica, eficiência do processo, eficiência ou rendimento do arco de soldagem etc., mas todas fazem referência à uma mesma equação (Eq. 2.11):

$$\eta_{term} = Q_i / E_s \quad \text{Eq. 2.11}$$

onde: Q_i é o calor imposto (a parcela que realmente foi entregue para a peça) e E_s é a energia de soldagem referida acima.

Os valores do rendimento térmico dos processos de soldagem a serem usados nos devidos cálculos de soldagem normalmente são recomendados pelas normas e apresentam uma faixa bem ampla sujeita a muitas incertezas, como conclui no seu trabalho Haelsing et al. (2012). Na prática, é muito comum o uso do rendimento térmico como simplesmente uma constante presente nos modelos teóricos, ajustada para minimizar as diferenças entre resultados teóricos e experimentais. Mas, como esse conceito é amplamente usado para avaliação do desempenho dos processos de soldagem, para previsão das transformações metalúrgicas e ultimamente ainda nos modelos numéricos de fluxo de calor, os pesquisadores procuram determinar o rendimento térmico com maior precisão (por exemplo, DUTTA et al., 1994; KENNEY et al. 1998; HSU e SOLTIS, 2003; PEPE et al., 2010; e vários outros)

A eficiência de fusão (η_f), conhecida também como rendimento de fusão, é o outro conceito importante para análise dos processos de soldagem. Esse parâmetro relaciona o calor que realmente foi utilizado para promover a fusão de material (Q_f) com a energia elétrica fornecida pela fonte de soldagem (E_s). Porém, Reis et al. (2011) destingem tal conceito em duas formas, como eficiência efetiva de fusão (ou líquida) e eficiência bruta de fusão. O primeiro termo correlaciona o calor que realmente foi utilizado para promover a fusão de material com o calor que realmente foi imposto pelo

arco de soldagem (livre das perdas), ou seja, com o calor imposto. E o segundo correlaciona o calor que realmente foi utilizado para promover a fusão de material com a energia de soldagem.

Apesar de ser pouco mencionada na literatura, a eficiência de fusão torna-se um parâmetro que realmente interessa quando se quer aumentar a produtividade de uma operação de soldagem, ou seja, obter a maior relação taxa de fusão por energia imposta. Além disso, como citado por Reis et al. (2011), soldas com baixo rendimento de fusão resultam num aquecimento excessivo do metal de base e aumentam as chances de danos térmicos e distorções. Fuerschbach and Eisler (1999) mostraram que para Laser CO₂ o rendimento bruto de fusão (a partir da potência do laser) varia de 30 a 50% e é função da velocidade de soldagem. Já para Karkhin et al. (2003), este valor é de cerca de 48%. Para o processo TIG CA, Reis et al. (2011), testando vários materiais, acharam o rendimento bruto de fusão de 7,51 a 7,95% para aço carbono, de 8,69 a 9,9% para aço inoxidável e de 2,19 a 4,24% para o alumínio, dependendo do nível de corrente. Os valores de η_f obtidos por simulação numérica (modelo bidimensional para a fonte de calor de alta potência) demonstraram que 48% do calor imposto são utilizados para fusão do material (RADAJ, 1992).

2.2. Modelos descritivos do fluxo de calor nos processos de soldagem a arco

Apesar de sua ampla utilidade, os processos de soldagem a arco ainda estão longe de serem controlados com precisão, assim como de terem previsões seguras sobre o seu comportamento físico. Como devidamente apontam Tanaka e Lowke (2007) na introdução do seu trabalho, isso acontece em parte pela falta de entendimento completo dos fenômenos envolvidos. Assim, ao longo dos anos, tentativas de se aprofundar nos seus fundamentos teóricos do têm sido feitas. Por exemplo, têm sido criados modelos que descrevem e explicam o balanço energético na região de soldagem e seu comportamento em geral. E os modelos descritivos assumem grande importância, por facilitar o entendimento dos fenômenos, em contraste com os numéricos e analíticos, que apesar de permitir quantificações, nem sempre deixam claro para os usuários a base fenomenológica.

Mas mesmo com a importância dos modelos descritivos, pouco se encontra na literatura corrente de soldagem. Um dos modelos mais básicos que se encontra na literatura está apresentado na Figura 2.1. Ele simplesmente divide o arco voltaico nas regiões de queda catódica, anódica e da coluna de plasma. Na descrição desse modelo,

Zijp (1990) menciona que as perdas no arco voltaico (região plasmática) acontecem por três mecanismos: radiação, convecção e condução. Ainda segundo o autor, a radiação é um resultado das colisões não elásticas das partículas e a condução é baseada nas colisões elásticas. Ambos os mecanismos dependem principalmente da natureza e da velocidade relativa das partículas, i.e. da composição e da temperatura do plasma. Convecção acontece devido à velocidade do fluxo de plasma como um todo

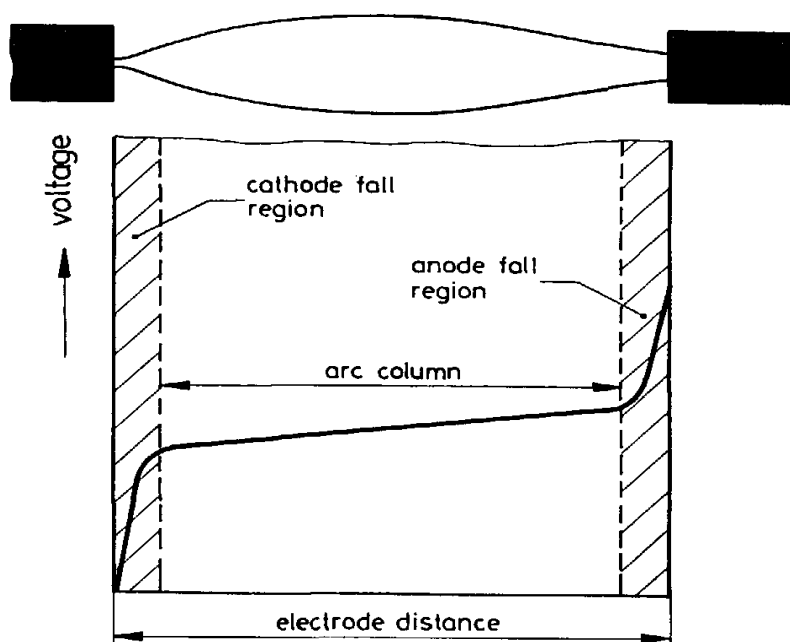


Figura 2.1 – O modelo simples do arco apresentado por Zijp (1990)

Um outro modelo descritivo foi encontrado no trabalho do DuPont e Marder (1995), no qual eles estudaram a eficiência térmica para vários processos de soldagem (Fig. 2.2). Segundo estes mesmos autores, a maioria da energia total é fornecida pelo arco de soldagem enquanto uma pequena parte é gerada pelo eletrodo. Por sua vez, a energia gerada pelo arco e eletrodo ($E_{\text{arco+eletrodo}}$) é distribuída em duas formas; uma parte é perdida para o ambiente (E_{perdas}) e a parte restante vai para o material de base. A energia que entra no material de base também é dividida em duas formas, uma parte é utilizada para fundir o material de base ($E_{\text{fusão}}$) enquanto a outra parte é transferida por condução fora da zona de fusão ($E_{\text{metal base}}$).

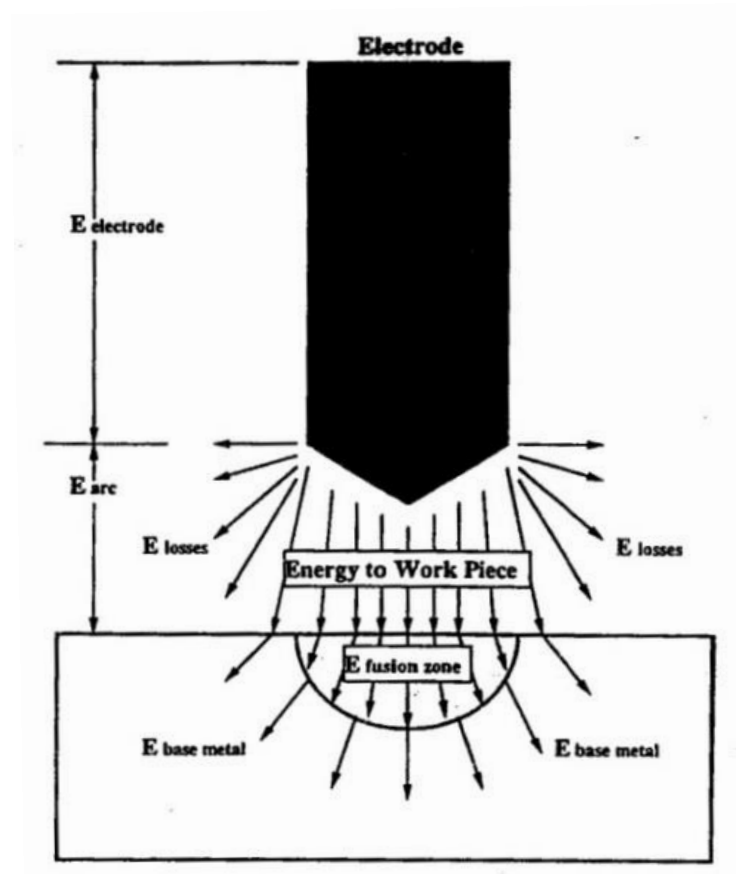


Figura 2.2 – Modelo de distribuição de energia na soldagem a arco (DUPONT e MARDER,1995)

O modelo de DuPont e Marder (1995) é mais abrangente do que o de Zijp (1990) e pode ser expresso pela Eq. 2.12:

$$E_{\text{arco+eletrodo}} = E_{\text{perdas}} + E_{\text{fusão}} + E_{\text{metal de base}} \quad \text{Eq. 2.12}$$

Já o modelo descritivo de Tanaka e Lowke (2007), feito para o processo de soldagem TIG, passa a incluir tanto o balanço de energia térmica quanto o balanço de massa na região de solda (Fig. 2.3). Elaborado como base teórica para um modelo numérico para estudo de perfis geométricos de solda, esse modelo bem mais abrangente aponta não apenas os ganhos e perdas de energia, mas também os mecanismos de transferência da mesma entre o eletrodo, plasma do arco, poça de fusão e o meio ambiente.

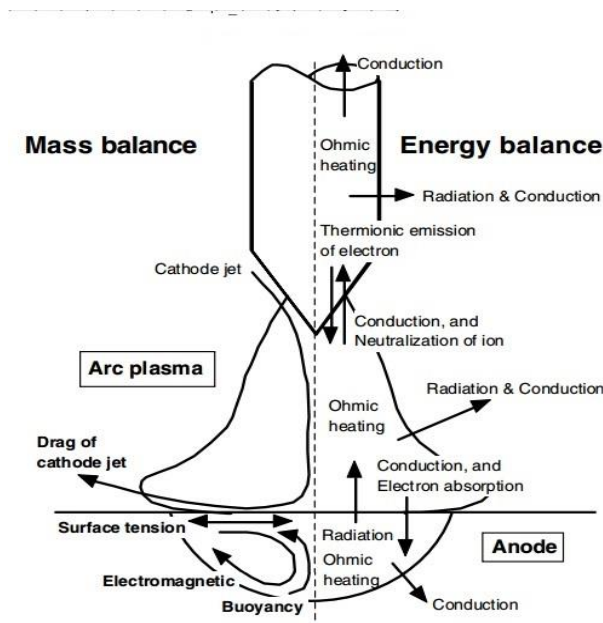


Figura 2.3 – Modelo para apresentação de balanço de energia e massa na região de solda (TANAKA e LOWKE, 2007)

Todos os modelos anteriores foram elaborados para o processo de soldagem com eletrodo não consumível, não tomando em conta o papel da transferência metálica nos processos térmicos que acontecem na região da solda. Entretanto, Kim et al. (1991) apresentaram um modelo para as possíveis trocas de calor que acontecem dentro de uma gota metálica (Fig. 2.4). Segundo os autores, há uma troca contínua da energia térmica armazenada (S). O aquecimento da gota suspensa (ganho de energia) acontece devido à resistência elétrica (G) e à interação com o plasma (q_p). As perdas de calor acontecem por condução para o eletrodo sólido (q_k), por radiação (q_r) para o meio ambiente, por convecção (q_c) para o gás de proteção e devido à evaporação na superfície (q_v). A circulação interna de calor (q_{nc}) pode ser induzida pelas forças eletromagnética, de tensão superficial, de gravidade e/ou de cisalhamento. Ainda no seu trabalho, Kim et al. (1991) chegaram à conclusão de que devido à natureza transiente da convecção dentro da gota de metal líquido, assim como da significância relativa de tantos fenômenos térmicos envolvidos, e às condições de contorno mal quantificadas a partir dos experimentos, uma solução precisa do balanço de energia dentro da gota é muito difícil.

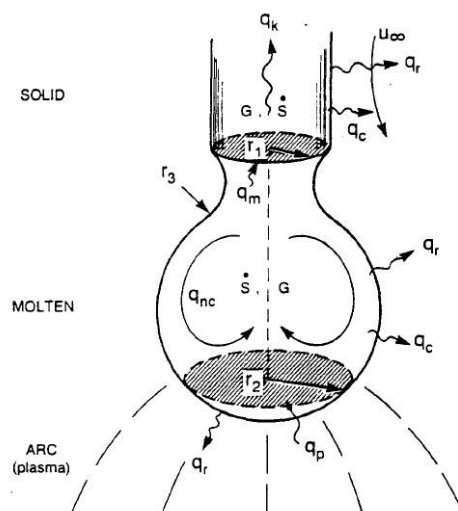


Figura 2.4 – Apresentação esquemática dos fenômenos térmicos na gota de metal líquido em transferência (KIM et al., 1991)

Os modelos citados acima, apesar de transmitirem o conhecimento geral, não esclarecem o que acontece com a parcela da energia de soldagem que foi entregue para a peça. O que é conhecido até agora, se resume em afirmação de vários autores de que uma parte da energia se usa para fusão do material de base (formação do cordão de solda) e a outra se difunde para dentro da peça. Porém, o modelo apresentado no trabalho mais recente de Stenbacka (2012) sugere esquematicamente que há perdas ainda para o ambiente da parcela do calor que foi difundida para dentro da peça através das suas superfícies inferior e superior (Fig. 2.4). Entretanto, não foram encontrados nem os mecanismos de troca de calor dentro da peça e a partir da poça de fusão, nem citações das perdas de calor através da raiz (no caso de penetração total) e reforço do cordão de solda, principalmente, por radiação.

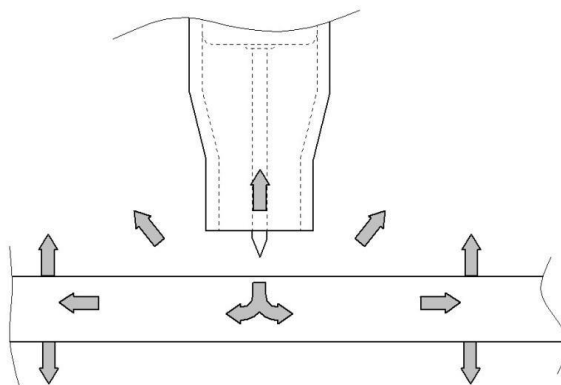


Figura 2.5 – Apresentação esquemática da transferência de calor para o processo TIG (STENBACKA, 2012)

2.3. Métodos experimentais, numéricos e analíticos para determinar o fluxo de calor em soldagem.

A medição ou determinação do fluxo de calor em soldagem é uma tarefa de alta complexidade e sujeita a erros. Como citam Giedt et al. (1989), a principal razão deve-se ao fato do arco de soldagem ser um meio não uniforme (termicamente, como em relação à composição), com altos gradientes térmicos, cujas propriedades são altamente dependentes de qualquer variação nas condições de soldagem. Nem por isto, vários estudos são voltados a determinar quantitativamente esses fenômenos.

Duas diferentes abordagens estão disponíveis para se estudar fluxo de calor em soldagem. Uma delas usa testes calorimétricos, enquanto a outra aposta em modelos numéricos calibrados com parâmetros medidos (tais como, penetração do cordão de solda, tamanho da ZF ou a temperatura, medida, normalmente, por termopar a certa distância do cordão de solda). Os dois métodos apresentam faixas muito amplas de resultados, sugerindo haver uma grande quantidade de erros e incertezas. Por exemplo, em uma revisão abrangente da literatura realizada por Stenbacka (2012), os valores de eficiência de arco encontrados ao longo dos anos variam entre 22 e 80 % para o processo TIG.

2.3.1. Métodos calorimétricos para medição do calor imposto e eficiência térmica dos processos de soldagem

Em testes calorimétricos, mede-se a parcela da energia de soldagem que foi transferida para a peça devido à soldagem. Segundo a classificação de Dutta et al. (1994), as técnicas conhecidas podem ser agrupadas baseando-se em princípios de funcionamento do calorímetros, a saber:

- 1) Resfriamento da placa de teste durante e após a soldagem por fluxo de água (o calor imposto é determinado com base na variação da temperatura do líquido);
- 2) Imersão da placa de teste em nitrogênio líquido exatamente após a soldagem (o calor imposto na placa de teste é determinado a partir da massa evaporada do nitrogênio líquido);
- 3) Realização da soldagem na placa de teste posicionada no fundo de um calorímetro fechado (o calor transferido para a peça é determinado a partir

das temperaturas monitoradas nas superfícies da placa de teste durante soldagem e tempo de resfriamento);

Os principais métodos baseados nesses princípios são descritos a seguir.

a) Calorímetro de Água

Um dos métodos experimentais mais utilizados para medição do calor transferido para peça e da eficiência térmica em processos de soldagem é o calorímetro de água. O primeiro deles foi descrito por Essers (1981). No caso, uma placa está submersa em água com apenas uma superfície (superior) descoberta para a formação do cordão de solda (Fig. 2.6). A variação da temperatura da água é constantemente monitorada por termopares. Uma constante homogeneização da água é garantida através de um misturador.

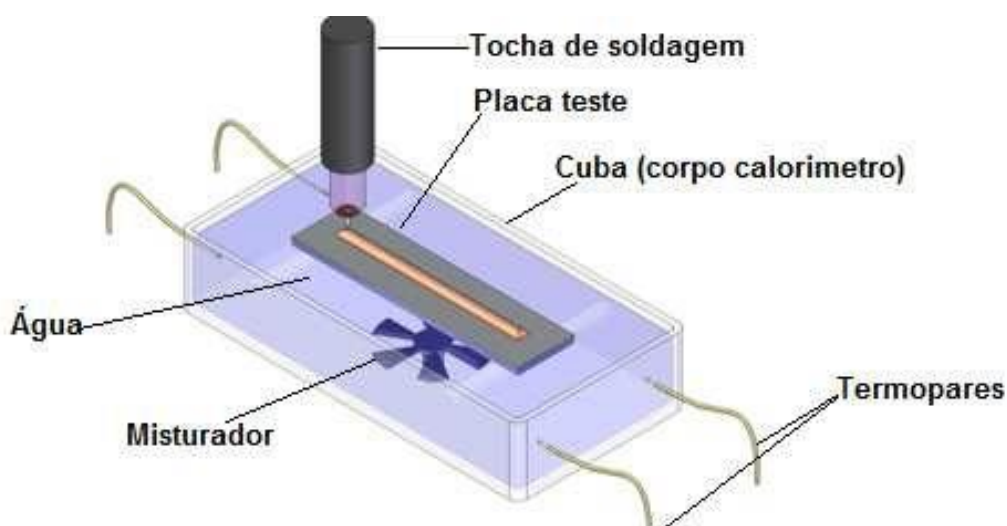


Figura 2.6 – Apresentação esquemática do calorímetro de água apresentado por Esser (1981)

Este tipo de calorímetro também foi utilizado por vários autores para a determinação do calor imposto em vários processos de soldagem. Bosworth (1991) estudou assim os fenômenos térmicos envolvidos no processo MIG/MAG-Pulsado. No caso desta pesquisa, a variação de temperatura da água foi medida com um termopar tipo K, uma junta fria de referência e um voltímetro. Para vários comprimentos de cordão (10, 20, 30 e 60 segundos de formação de cordão) feitos em condições de

soldagem constantes, o calor imposto foi calculado por meio da lei de resfriamento de Newton.

Uma derivação desse calorímetro com bastante utilização se baseia no fluxo contínuo de água e tem sua principal aplicação na determinação da capacidade calorífica de fluidos (RAMASWAMY, 1998; OVERBECK et al., 2009). Neste caso, um fluxo de água constante passa por um tubo que contém uma resistência elétrica localizada ao longo do eixo central (Fig. 2.7). A quantidade de calor dissipada (potência) é regulada pela relação tensão x corrente. A variação da temperatura da resistência elétrica é monitorada na saída (T_2) por meio de termopares, assim como a temperatura de referência (T_1) na entrada. Uma aplicação deste princípio em soldagem seria substituir a resistência elétrica por uma placa de teste e o circuito de regulação da tensão x corrente seria a potência do arco de soldagem.

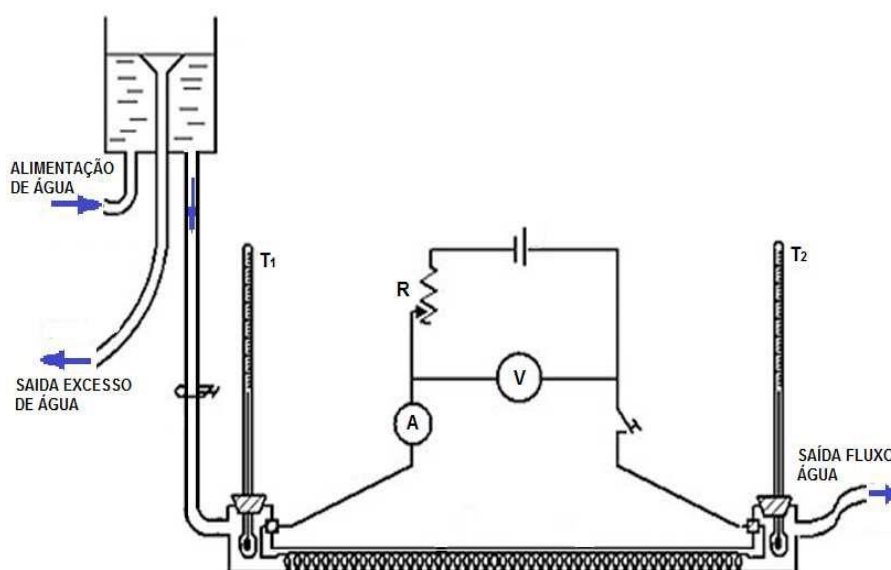


Figura 2.7 – Apresentação esquemática do calorímetro de fluxo contínuo (OVERBECK e PALMER, 2009)

Lu e Kou (1989) utilizam o princípio do calorímetro de fluxo contínuo de água para determinar a quantidade de calor imposto em processo de soldagem MIG/MAG. O calorímetro consiste em um corpo de aço inoxidável, placa de teste, selo de vedação (entre a placa de teste e o corpo de calorímetro), termopares e sistema de alimentação constante de água, como apresentado na Figura 2.8 O sistema de alimentação de água foi projetado para fornecer um fluxo constante de água. Os termopares são utilizados

para medir a temperatura de entrada (temperatura de referência, T_1) e a variação da temperatura na saída (T_2), causada pela troca de calor ao longo de soldagem e resfriamento progressivo da placa de teste, sendo estes sinais monitorados e registrados de forma contínua.

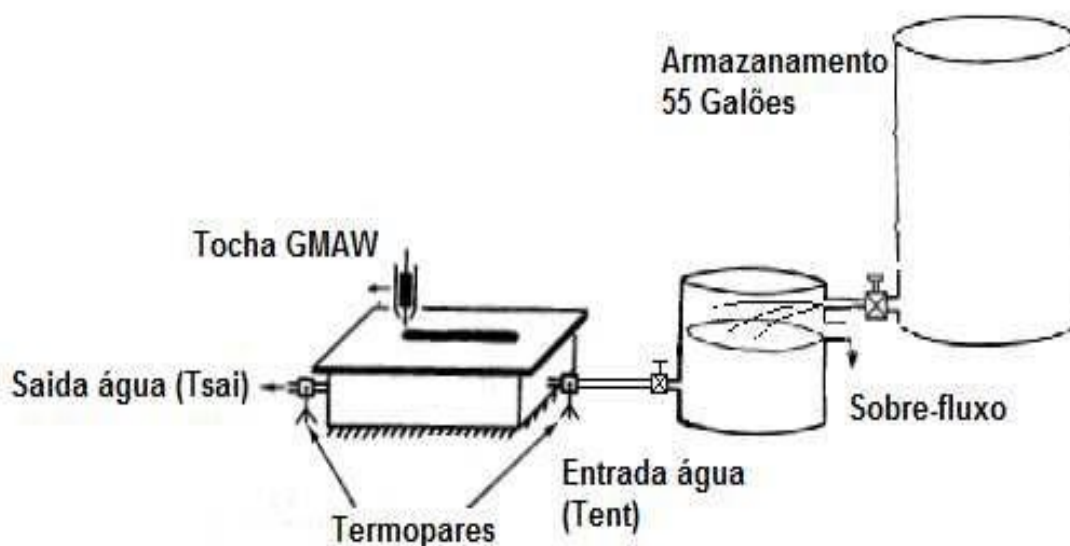


Figura 2.8 – Apresentação esquemática do calorímetro de fluxo contínuo (LU e KOU, 1989)

Mais uma versão do calorímetro de fluxo contínuo foi proposta por Zijp (1990) e utilizada mais tarde por Hiraoka et. al. (1998) para análise do calor imposto para processo TIG sem movimentação da tocha de soldagem (Fig. 2.9). Nesta configuração do calorímetro, o jato de água atinge a placa de teste exatamente no ponto oposto da atuação do arco. O monitoramento de temperatura na entrada e saída do calorímetro é feito continuamente por meio de termoresistores e termômetros. Além de estudar o calor imposto por processo de soldagem e respectivo rendimento térmico do processo, também foi analisada a troca de calor que acontece no eletrodo (catodo ou anodo) por meio de um sistema de resfriamento da tocha de soldagem.

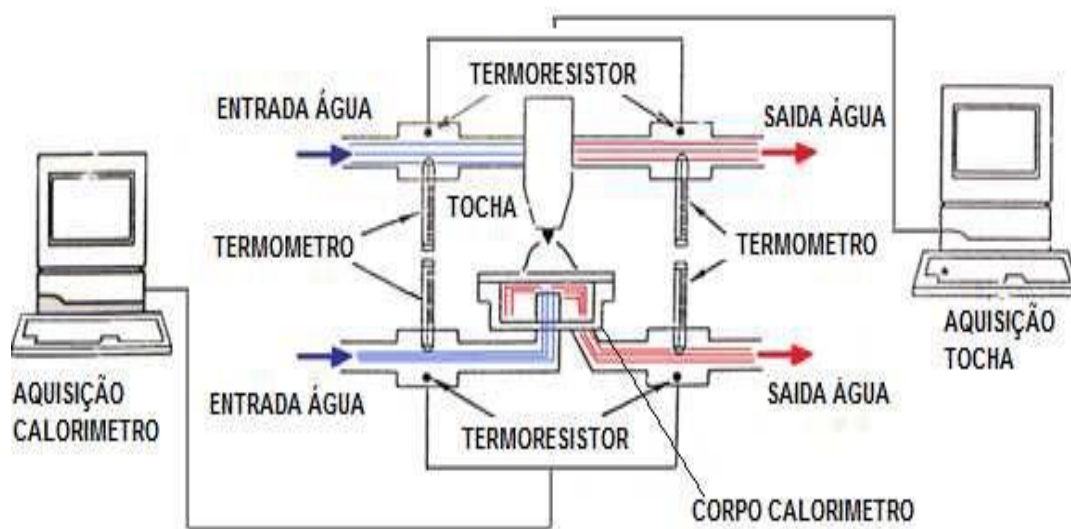


Figura 2.9 – Apresentação esquemática do calorímetro de fluxo contínuo versão Zijp (1990) e Hiraoka et. al. (1998)

Outra versão mais sofisticada do calorímetro de água foi recentemente apresentada por Haelsig et al. (2012). Para medir a "eficiência térmica efetiva" (segundo os autores, não há nenhum tipo de perda de energia durante a medição) de vários processos de soldagem e trabalhando com faixa ampla de espessuras (1-15 mm), a placa de teste foi posicionada com certo ângulo no recipiente calorimétrico termicamente isolado (Fig. 2.10). Essa colocação garante que as deformações (especialmente, das chapas finas) não influenciam nas medições. A tocha de soldagem é movimentada por um sistema robótico com velocidade constante, mantendo a mesma distância do topo da placa de teste. Simultaneamente com o deslocamento da tocha, o nível de água no recipiente calorimétrico é aumentado constantemente, eliminando assim a distância entre o local de imposição da energia de soldagem e o nível de água. O objetivo dessa abordagem é garantir que o calor transferido para a peça permaneça no ambiente do calorímetro, assim como que não exista algum filme de ar prejudicando as medições. Para obter uma distribuição homogênea da temperatura dentro do recipiente, a água é constantemente circulada por bomba. A temperatura é monitorada constantemente do início ao final de soldagem por termopares de alta sensibilidade posicionados dentro do recipiente calorimétrico.

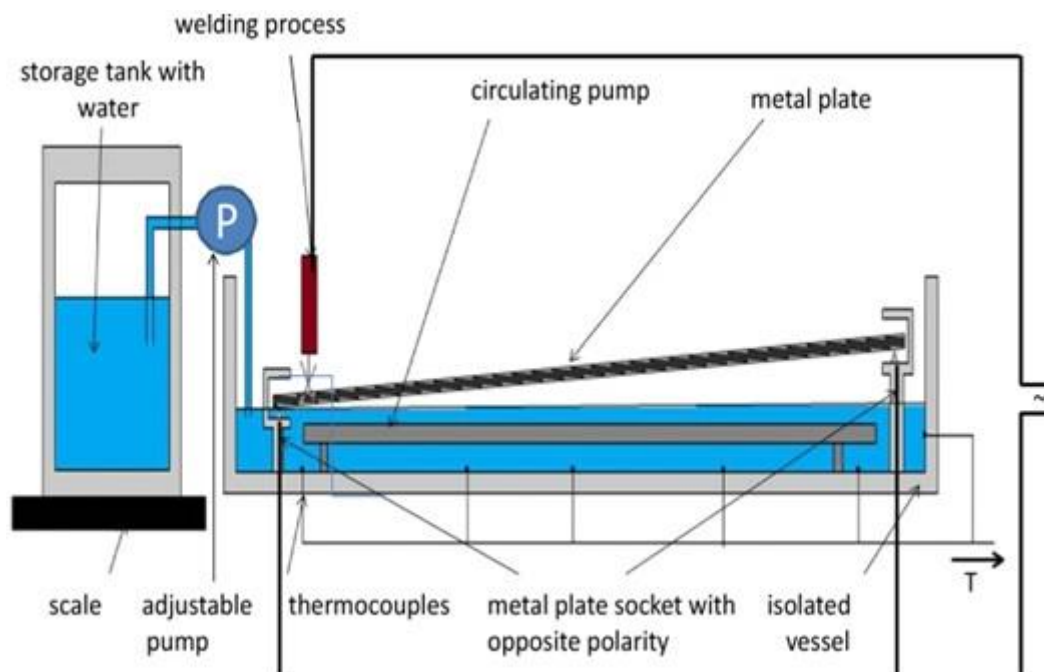


Figura 2.10 – Apresentação esquemática do calorímetro de água versão Haelsig et al. (2012)

b) Calorímetro de efeito Seebeck

Outro calorímetro utilizado para a medição do calor imposto nos processos de soldagem é o calorímetro de efeito Seebeck. Esse método é frequentemente usado para determinar as características térmicas do material e se baseia na utilização da “camada gradiente”. Quando acontece a condução de calor através de um material, uma diferença de temperaturas pode ser encontrada entre as duas superfícies (através da fixação de um par de termômetros elétricos posicionados em cada lado da camada). A taxa de transferência de calor neste caso pode ser encontrado através da Equação 2.13 (BENZINGER, 1949):

$$V_q = q \frac{D}{\lambda} \quad \text{Eq. 2.13}$$

onde:

V_q é a diferença de temperatura entre as superfícies da camada [°C];

q é o fluxo de calor [cal/s];

D é a espessura de camada [cm];

λ é a condutividade térmica específica do material da camada [cal/s×cm×°C].

O princípio do efeito Seebeck foi usado no calorímetro apresentado por Giedt et. al. (1989), para analisar os efeitos da variação dos parâmetros de soldagem no rendimento térmico do processo TIG (Fig. 2.11). A medição é realizada com um circuito de termopares colocados nas superfícies interna e externa da camada. Uma termopilha é formada por uma série desses circuitos, multiplicando a saída termelétrica do sistema. Essa combinação das termopilhas e camadas gradientes formam um medidor de taxa de calor, baseado no efeito termelétrico Seebeck.

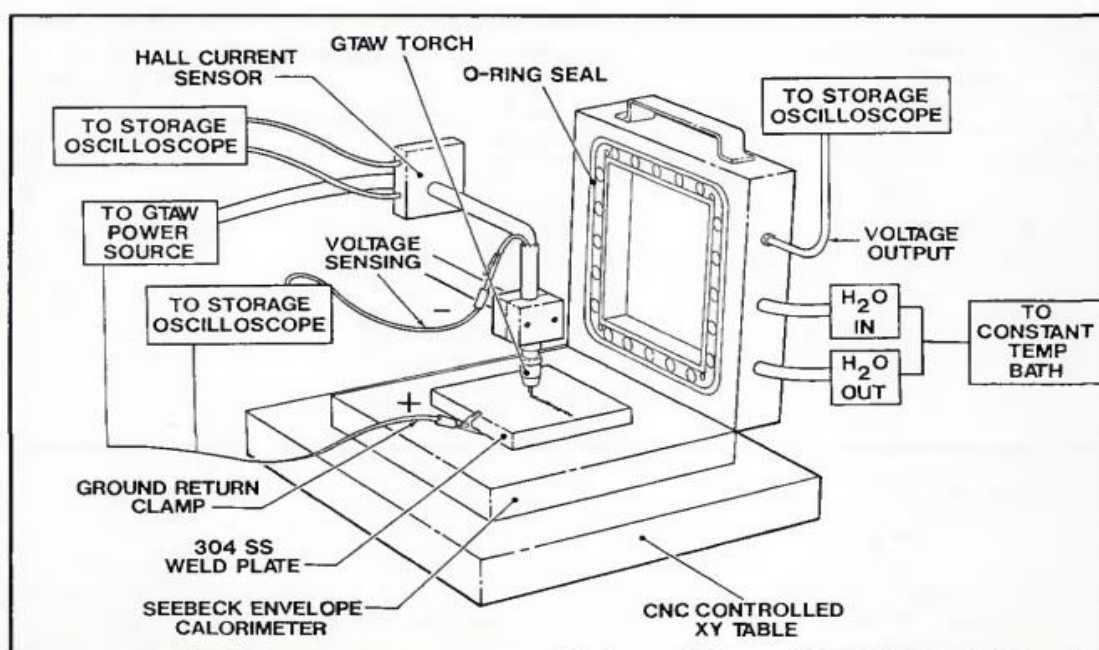


Figura 2.11 – Apresentação esquemática do calorímetro baseado no efeito Seebeck usado por Giedt et al. (1989)

c) *Calorímetro de caixa isolada*

Cantin e Francis (2005) utilizaram este tipo de calorímetro para quantificar o calor imposto no processo TIG soldando Alumínio 1350. A Figura 2.12 apresenta a configuração do calorímetro, onde a peça de trabalho é posicionada dentro de um recipiente 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. 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 resultasse em um acréscimo de

temperatura de 15 a 60°C dependendo das condições de soldagem. O material da peça de trabalho foi escolhido devido a sua alta condutividade térmica e, conseqüentemente, a homogeneização mais rápida da temperatura sob ação da fonte de calor. Para minimizar as perdas para o ambiente, o espaço entre as paredes internas do recipiente e as paredes da peça de trabalho (ao redor de 50 mm) foi preenchido com vermiculita (caracterizada por seu baixo valor de condutividade térmica).

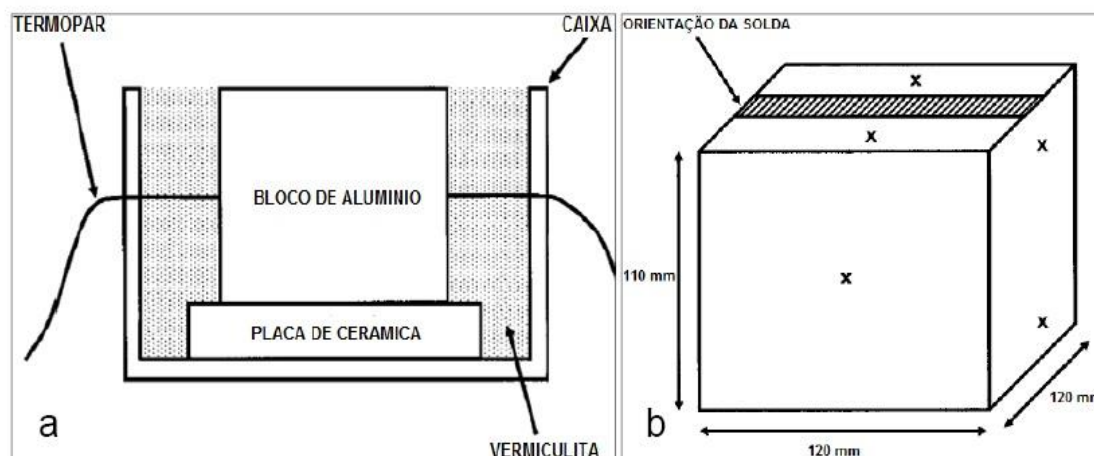
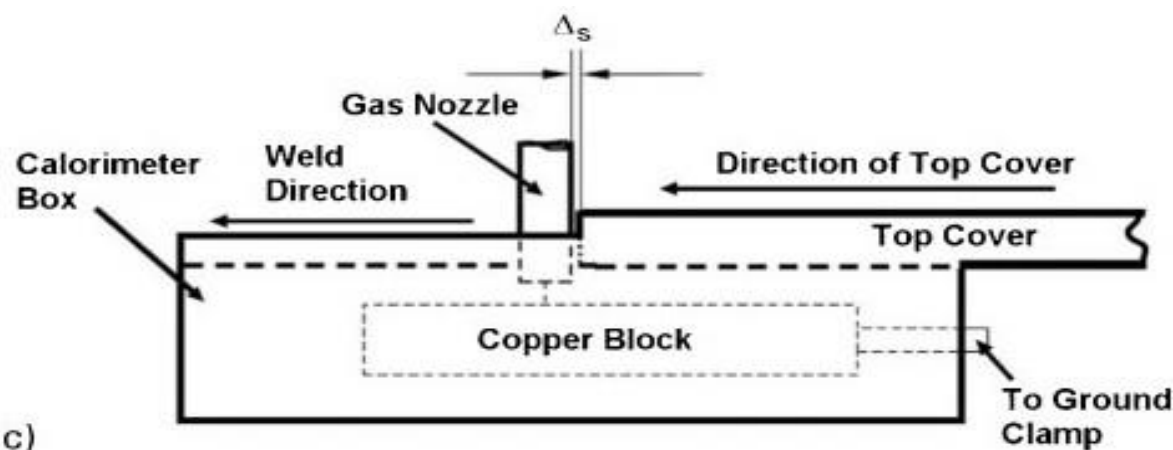


Figura 2.12 – Apresentação esquemática do calorímetro de caixa isolada versão Cantin e Francis (2005)

O projeto do calorímetro similar ao do trabalho de Cantin e Francis (2005) foi apresentado por Pépe et al. (2011) e pode ser observado na Figura 2.13. Este equipamento consiste de três partes principais, caixa, apoio para placa de teste e tampa. A caixa foi construída de poliuretano recoberta internamente com lamina de alumínio que tem como função refletir a energia por radiação na parte interna do calorímetro. O apoio da placa teste foi feito de cobre para, primeiramente, fornecer uma junção mais homogeneia com a placa de teste, e, em seguida, para monitorar a variação de temperatura antes, durante e após do processo de soldagem por meio de três termopares localizados no começo, meio e final do apoio de cobre. A tampa tem como função principal cobrir a parte interna do calorímetro para eliminar as perdas de calor para o ambiente durante a soldagem e é movimentada junto com a tocha de soldagem, fechando o calorímetro de forma gradual.



c) Figura 2.13 – Apresentação do calorímetro de caixa isolada junto com a movimentação da tocha de soldagem e o fechamento gradual da tampa do calorímetro (PEPE, et al. 2011)

Mais uma versão desse calorímetro foi utilizada por Soderstrom et al (2011) para a medição da quantidade de calor carregada por gotas em transferência no processo MIG/MAG. O dispositivo para esse fim foi composto de um poço de água dentro de um recipiente termicamente isolado. As gotas passaram através de um orifício no catodo refrigerado por água e foram capturadas no cadinho de cobre imerso no poço de água. Os termopares foram usados para medir a variação da temperatura do poço, que servia como base para os cálculos do calor carregado por gotas de metal líquido.

d) *Calorímetro de nitrogênio líquido*

O calorímetro de nitrogênio líquido tem sido utilizado recentemente por vários autores (KENNEY et. al., 1998; JOSEPH et al., 2003; HARWIG, 2001; SCOTTI, 2008; PEPE et al., 2010) para quantificar a calor de imposto em vários processos de soldagem. O calor absorvido pela chapa durante a formação do cordão de solda é transferido para o nitrogênio líquido, levando-o à ponto de ebulição. A energia associada à mudança de fase de líquido para vapor do nitrogênio pode ser avaliada como a energia perdida pela chapa. A análise calorimétrica está baseada na perda de massa do nitrogênio líquido. Com o conhecimento da massa evaporada e o calor latente de vaporização do nitrogênio pode-se determinar a quantidade de calor trocado, e consequentemente, a quantidade de calor que entrou na chapa devido ao processo de soldagem.

O calorímetro proposto por Kenney et al. (1998) é composto basicamente por um recipiente Dewar (um recipiente criogênico) posicionado sobre uma balança digital com interface direta para monitoramento da perda de massa de nitrogênio (Fig. 2.14).



Figura 2.14 – Apresentação esquematizada do calorímetro de nitrogênio líquido utilizado por Kenney et al. (1998)

A diferença dos calorímetros de nitrogênio líquido propostos pelos autores listados acima se baseia principalmente no tipo e capacidade do recipiente Dewar e na forma de monitorar a perda de massa de nitrogênio líquido. 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 nitrogênio por meio de uma WebCam posicionada na frente do display da balança digital (Fig. 2.15).



Figura 2.15 - Calorímetro de nitrogênio líquido utilizado por Scotti (2008)

2.3.2. Métodos numéricos para determinação do calor imposto e eficiência térmica na soldagem

Os métodos analíticos e numéricos (modelagem e simulação computacional) também são frequentemente usados para avaliar os fenômenos térmicos decorrentes nos processos de soldagem. Um dos primeiros modelos analíticos (bi e tri dimensionais) para o fluxo de calor na soldagem foi sugerido pelo Rosenthal (1941), porém com adoção de várias simplificações para a sua solução (tais como, condições quase-estacionárias, geometria da fonte de calor, etc.). Partindo deste modelo, outros autores (NILES e JACKSON, 1975; GIEDT et. al., 1989) analisam o fluxo de calor e rendimento térmico, determinados a partir de medição dos ciclos térmicos, mais ainda com restrições em relação a propriedades dos materiais estudados, condições de contorno e perdas de calor por radiação, convecção e condução. Posteriormente, com o aparecimento de computadores com maior capacidade de processamento, modelos mais avançados foram propostos e aplicados dentro do contexto da transferência de calor. Por exemplo, usando um método experimental com ajuda computacional, Dutta et. al., (1994) estimaram o rendimento térmico para GTAW a partir de condições quase-estacionárias com resultados que variavam em função de fatores tais como comprimento do arco, composição e fluxo de gás de proteção, ângulo do eletrodo e propriedades do material.

Os métodos numéricos mais recentes (MISHRA e DEBROY, 2005; GONÇALVES et al., 2006; BAG e DE, 2010) usam as técnicas inversas dos elementos finitos. Como cita Stenbacka (2012), analisando estes casos, a precisão do valor da eficiência térmica depende, entre os outros, do modelo de fonte de calor usada, propriedades do material estudado (densidade, condutividade térmica, emissividade, temperatura de fusão, etc.) e, especialmente, das alterações dessas propriedades em função da temperatura, assim como, da precisão de medição dos parâmetros correspondentes (profundidade de penetração, tamanho da ZF, etc.).

As técnicas de problemas inversos também foram usadas em estudos dos processos de soldagem. Katz e Rubinsky (1984) usaram esse método para soluções de um caso unidimensional, enquanto Hsu et al. (1986) sugeriram um modelo bidimensional. Pela aplicação dessa técnica (de problemas inversos), como cita Cângani (2010), conhece-se o fluxo de calor efetivamente entregue à chapa, uma vez que a temperatura na face oposta à soldagem é medida. Isso pode ser feito de várias maneiras, como medição sincronizada por termopares (o método mais comum), usando um

sistema óptico de duas cores (BARDIN et al., 2005) ou usando medição infravermelha (NOWACKI e WYPYCH, 2010). Já Silva et al. (2004) aplicaram as técnicas de problemas inversos em um programa computacional desenvolvido para um modelo térmico tridimensional discreto (tempo e espaço). Na conclusão de seu trabalho, os autores afirmam que este modelo apresentou um grande avanço sobre o modelo de Rosenthal.

A grande vantagem dos métodos numéricos é a capacidade de prever e minimizar as perdas de calor para o meio ambiente, o que normalmente não acontece nos métodos experimentais calorimétricos. Porém, como citam Pépe et al. (2011) na introdução do seu trabalho, esses métodos são sujeitos à outros tipos de imperfeição, tais como incerteza de medições por termopar, propriedades não exatamente conhecidas de material estudado e as condições de contorno que existem entre a placa de teste e o suporte.

2.3.3. Resultados encontrados na literatura para eficiências térmicas do processo MIG/MAG

De acordo com diversas formas para determinação do rendimento térmico (métodos experimentais e numéricos, itens 2.3.1 e 2.3.2), a Tabela 2.1, elaborada por Arevalo (2011), apresenta resultados de diversos autores para o processo de soldagem MIG/MAG, sendo classificados por tipo de calorímetro utilizado e modo aplicado de transferência metálica. Pode-se notar uma grande dispersão dos resultados, não só em função das variáveis do processo (material de base, gás de proteção, etc.) ou método calorimétrico, mas também devido à variância dos resultados de um mesma medida (erros aleatórios).

Tabela 2.1 – Resultados encontrados na literatura de eficiência térmica do processo MIG/MAG para os diferentes métodos calorimétricos (AREVALO, 2011).

Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
Material de base: Alumínio; Gás: Ar 100%, vazão 23,6 l/min; Transferência: Globular – Goticular; Arame-eletrodo: Alumínio 4043 e 5356; Diâmetro: 1,6mm; 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; DBCP: 19mm.	Calorímetro de fluxo contínuo de água (LU e KOU, 1989)	80,2% - 82,5% para Alumínio4043; 75,4% - 80,1% para Alumínio5356

Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
Material de base: Aço ASTM A36; Espessura: 6,4 mm; Transferência: Não especificada; Gás: Ar 100%, vazão 23,6 l/min; Arame-eletrodo: Aço Inox 308; Diâmetro: 1,2mm; Corrente: 230 – 375 A; Tensão: 27 – 35 V; Vs: 90 cm/min; DBDP: 12 mm.	Calorímetro efeito Seebeck (GIEDT et. al., 1989)	84,4% ± 4%
Material de base: Aço ASTM A36; Espessura: 12,7mm; Gás: 98% Ar + 2% O ₂ Transferência: Pulsada Arame-eletrodo: ER70S-6; Diâmetro: 1,2mm; Corrente: Ib=50 A; Ip=250A,350A,450A,550A; Va: 5,4 m/min; Vs: 30 cm/min; DBDP: 16 mm.	Calorímetro de nitrogênio líquido (KENNEY et. al., 1998)	69 – 77%
Material de base: Aço carbono; Gás: 82% Ar + 18% CO ₂ ; Transferência: Pulsada; Arame-eletrodo: ER70S-6; Diâmetro: 1,2mm; Va: 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 mm	Calorímetro de água (BOSWORTH, 1991)	79 – 87% para Va: 4.0 m/min 76 – 85% para Va: 9,9 m/min
Material de base: EN10025-S355JR; Gás: 82% Ar + 20% CO ₂ ; Transferência: CMT; Arame-eletrodo: EN440G3Sil; Diâmetro: 1,0 mm; Va : 3 – 7,8 – 9,4 m/min; Im: ----- ; Um: -----; Vs: 20, 50 e 80cm/min; DBCP: -----;	Calorímetro nitrogênio líquido (PEPE, 2010)	Média de 88%
Material de base: ASTM 1 A-36; Gás: Ar + 25%CO ₂ e 100 % CO ₂ ; Transferência: Curto-circuito convencional e STT; Arame-eletrodo: ER70S-6; Diâmetro: 1,2 mm; Va: 3,18 e 4,45 m/min; Im: -----; Um: 21 V; Vs: 30,5 cm/min; DBCP: 9,5 e 12,7 mm	Calorímetro de nitrogênio líquido (HSU e SOLTIS, 2003)	82-86% para curto-circuito convencional 76-86% para STT

Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
Material base: ASTM 1 A-36; Transferência: Goticular e Pulsado; Gás: Ar + 5% CO ₂ e Ar + 10% CO ₂ ; Arame-eletrodo: ER70S-6; Diâmetro: 1,2 mm; Va : 7,62 e 8,90 m/min; Im: -----; Um: 27 V; Vs: 30,5 cm/min; DBCP: 12,7 e 19 mm	Calorímetro de nitrogênio líquido (HSU; SOLTIS, 2003)	70 -73%

Tabela 2.2 – Resultados encontrados na literatura de eficiência térmica do processo TIG para os diferentes métodos calorimétricos (AREVALO, 2011)

Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
Eletrodo: W+2% Th, Dia: 4 mm; 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 e MARDER 1995)	67% ± 5%
Eletrodo: W+2% Th, Dia: 3,2 mm; Ângulo ponta: 60°; Polaridade: Direta (negativa); Gás: Ar 100%, He 100%; Corrente: 100 e 200 A; Vs: Não aplica (processo estático); La: 1 a 6 mm (cada 1 mm); 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: 3,2 mm; Ângulo ponta: 60°; Polaridade: Direta (negativa); Gás: Ar 100% (10 L/min); Corrente: 100 A; Vs: Não aplica (processo estático). La: 1 a 7 mm (cada 1mm); Material base: Cobre (espessura de 2, 5 e 10 mm);	Calorímetro de fluxo contínuo de água (ZIJP, 1990)	72 – 77 %

Parâmetros de soldagem	Tipo de calorímetro	Rendimento Térmico
Eletrodo: W+2%Th, Dia: 2,4 e 3,2 mm; 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: 3 mm; Material base: Aço inoxidável 304L	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: Alumínio 1350;	Calorímetro por condução (CANTIN; FRANCIS, 2005)	DCEN 76 – 89 % DCEP 55 – 60% AC 65 – 83%

2.4. Erros, incertezas e defeitos dos métodos de medição dos parâmetros térmicos em soldagem

O estudo do fluxo de calor na soldagem, tanto experimental quanto teórico, é bastante complexo, possui muitos aspectos ainda pouco compreendidos e, além disso, é sujeito a um grande número de erros e incertezas.

Analisando os procedimentos de medição nos ensaios calorimétricos, pode-se observar que muitos erros podem ser introduzidos devido às perdas não controláveis de calor antes do começo de medição (MALIN e SCIAMMARELLA, 2006). Segundo Stenbacka (2012), as perdas acontecem, ainda durante a soldagem (a partir das superfícies da placa de teste, para o ambiente ou para o sistema de fixação), assim como durante a translação da placa de teste para o recipiente do calorímetro. Assim, nas medições de calor imposto, realizados no trabalho do Bothwort (1991) utilizando o calorímetro de água, o tempo de espera entre o fim de soldagem e início de medição foi reportado de 15 segundos. Pépe et al. (2011) acharam uma queda de aproximadamente 10% na eficiência térmica (medida pela calorimetria criogênica) quando o tempo de translação da peça até o tanque de nitrogênio aumentou de 5 para 25 segundos.

Outra fonte de erros e incertezas pode ser observada no calorímetro de água apresentado no trabalho do Haelsing et al. (2012), voltado ao estudo da eficiência térmica de diversos processos de soldagem. Analisando a viabilidade da técnica de

medição elaborada, os autores afirmam que as perdas de calor de água para o ambiente podem ser desprezadas, apesar do recipiente usado nos ensaios ser aberto. No caso do calorímetro de caixa isolada, os próprios autores do trabalho, Pépe et al. (2011), citam a utilização inadequada das propriedades térmicas dos materiais soldados como uma fonte de incertezas. Em relação do calorímetro de efeito Seeback, pode ser dito que, apesar de apresentar uma boa precisão de resultados nos relatos, houve casos em que o tempo de medição levava até 6 horas, dependendo das condições de soldagem (FUERSCHBACH e KNOROVSKY, 1991).

Mesmo assim, as informações específicas sobre repetitividade e confiabilidade dos resultados obtidos na calorimetria, assim como sobre a análise dos erros randômicos e sistemáticos das técnicas aplicadas, são escassos (uma das poucas exceções foram as medições realizados por calorímetro criogênico por Pépe et al., 2011, que demonstraram 8% de erro, e Arevalo, 2011, que demonstrou a possibilidade de redução do erro sistemático pela automação do calorímetro criogênico). Entretanto, segundo Stenbacka (2012), que analisou várias pesquisas relacionadas com medição de eficiência térmica, é possível estimar um erro de 12% nos ensaios calorimétricos para procedimentos com "boa execução".

Quanto aos métodos numéricos de determinação da eficiência térmica e do calor imposto devido à soldagem, apenas alguns trabalhos avaliam a precisão dos valores encontrados e confirmam a sensibilidade dos modelos numéricos à variação dos parâmetros de entrada de forma explícita. Por exemplo, a variação das propriedades térmicas e coeficientes de transferência de calor com temperatura (LANDIM et al., 2003). Além disso, segundo Cângani (2010), apesar do grande número de trabalhos voltados para a análise térmica do processo de soldagem, poucos têm sido dedicados aos processos com mudança de fase e, ainda menos, com uso de medições experimentais, sendo que a maioria faz uso de dados simulados. As técnicas de problemas inversos que ao invés de termopares usam-se de câmeras termográficas ou outros sistemas ópticos (como usado por BARDIN et al., 2005; NOWACKI e WYPYCH, 2010), que, além de serem não confiáveis (pois necessitam ajuste de emissividade de precisão dos materiais testados, que ainda muda dependendo das condições ambientais), são de alto custo.

Assim, para uso dos valores de rendimento térmico, calor imposto etc., as condições nas quais estes parâmetros foram determinados não são considerados (material de base e suas propriedades, parâmetros de soldagem, condições ambientais

etc.), ou seja, o mesmo parâmetro medido ou determinado (dependendo da técnica usada) pode levar aos resultados diferentes na macroestrutura (penetração, ZAC) e propriedades mecânicas consequentes.

CAPÍTULO III

FLUXO DE CALOR EM SOLDAGEM A ARCO

Um modelo descritivo de fluxo de calor na soldagem a arco elétrico foi elaborado como base teórica para a realização do principal objetivo desse trabalho. Este modelo é uma continuidade de um modelo global que trata também da subsistência térmica de um arco voltaico e das formas de transferência de calor do arco para a chapa, elaborado por Scotti et al. (2012). Ao longo da elaboração deste modelo surgiram alguns termos para explicar um ou outro efeito ou fenômeno, portanto este assunto é tratado diferenciadamente no Item 3.2.

3.1. Proposta de um modelo descritivo do fluxo de calor em soldagem a arco

Considera-se uma chapa e o calor transferido (incluindo a transferência metálica, caso típico de processos com eletrodo consumível) e extraído do material metálico, como esquematizado na Figura 3.1. O fluxo de calor entra na peça a partir da energia de soldagem (potência elétrica do arco por velocidade de soldagem), que é a "força" governante do sistema.

Assume-se que a transferência de calor para a peça acontece principalmente através de três meios. Primeiro, na conexão arco-peça (o calor gerado na mancha anódica ou catódica), onde o calor é transferido por condução para a chapa formando a poça de fusão. Quanto maior é a corrente, mais calor é transferido para a superfície da chapa. É razoável dizer que mais de 80% de toda tensão do arco é consumida na conexão arco-peça e arco-eletrodo. Scotti et al. (2006), trabalhando com curto-circuito e gás de proteção composto por $\text{Ar} + \text{O}_2 + \text{N}_2$, descobriram que a queda de tensão na conexão do arco com o ânodo e o cátodo apresenta quase a queda de tensão total (a coluna do arco apresenta apenas 3,5 – 4% da tensão total do arco que inclui também o eletrodo e as gotas em transferência). Lenivkin et al. (1989) encontraram a queda no

cátodo de 13,2 V, a queda no ânodo de 7,25 V e o campo elétrico na coluna do arco de 2,9 V/mm para soldagem MIG/MAG de aço carbono com proteção de N₂ (12,4% para 1 mm do arco e 29,8% para 3 mm do arco). Dessa forma, este valor é predominante na transferência do calor do arco para a peça, mas mesmo assim seria impossível prever a porcentagem fixa que realmente entra na chapa (já que esta quantidade de calor depende de um grande número de variáveis, inclusive da composição do gás de proteção).

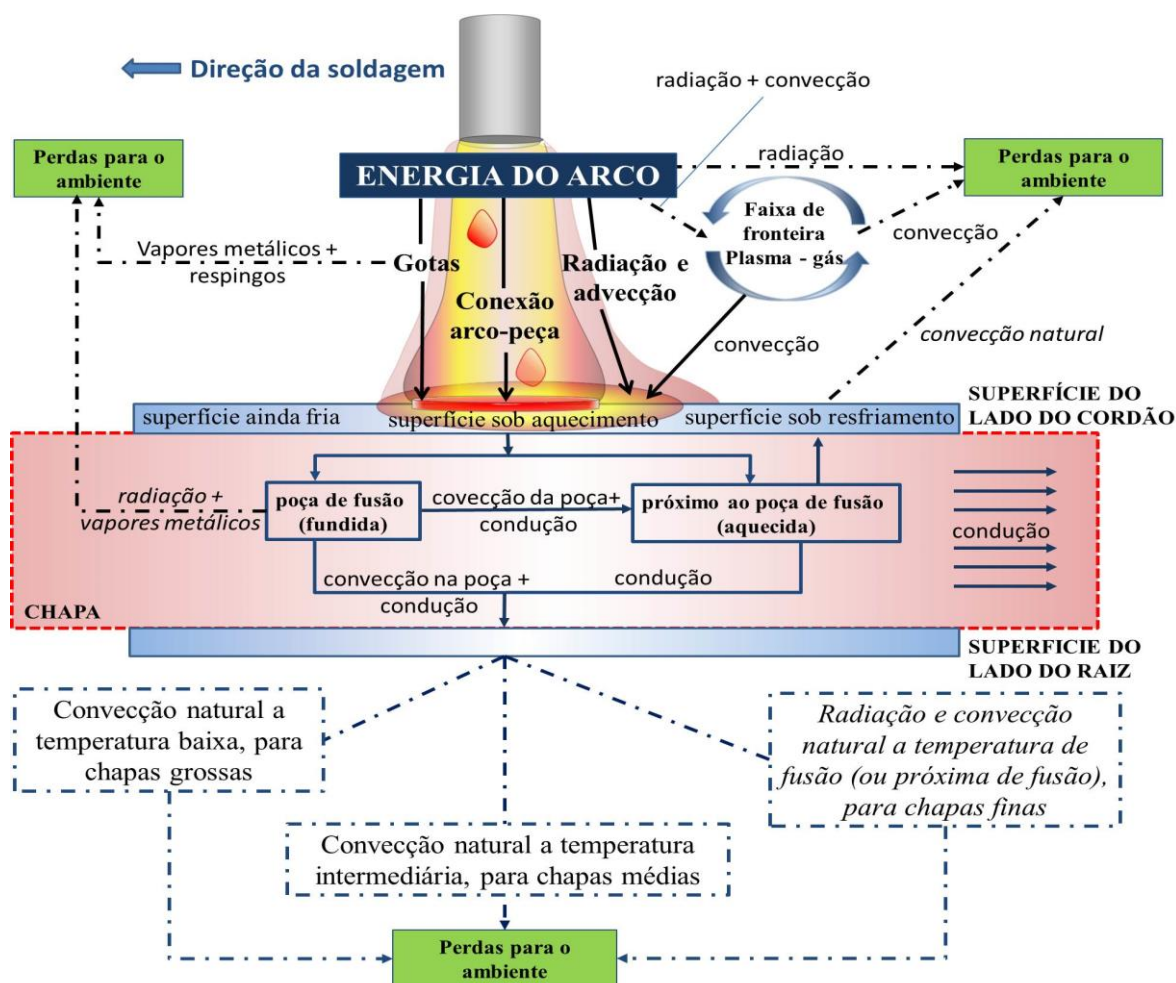


Figura 3.1 – Apresentação esquemática da entrada e da saída do calor na chapa durante soldagem (em *itálico* estão as perdas do calor que não influenciam as velocidades de resfriamento na ZAC)

O segundo meio da transferência do calor para a chapa representa o calor contido por gotas em transferência do eletrodo para a poça de fusão. Soderstrom et al. (2011) encontrou esta quantidade do calor como sendo 20 a 30% da energia total de soldagem (energia do arco, energia usada para aquecer a extensão do eletrodo e perdas), dependendo do material e tipo da transferência metálica. Vale lembrar que uma parcela

do calor carregado pelas gotas é perdida para o ambiente devido aos respingos e à evaporação metálica.

O terceiro meio envolve a parte da energia da coluna de plasma que é entregue para a chapa, principalmente na área adjacente à poça de fusão. A radiação da coluna de plasma é um meio de transferir o calor para a chapa, especialmente fora da conexão arco-peça (devido à alta temperatura dentro dessa região, o calor é transferido por condução, como é visto acima). Entretanto, o jato de plasma também carrega a energia do plasma (entalpia) para a chapa através da convecção forçada (movimento forçado do gás) e difusão. Portanto, uma parcela do calor da coluna de plasma se perde para o ambiente (diretamente, ou indiretamente), também por radiação (predominantemente) e convecção (há uma diferença entre a velocidade do fluxo do gás e o jato de plasma, aquecendo a fronteira da coluna de plasma - gás de proteção). Mas a parcela significativa desta perda de calor da coluna de plasma vai para a chapa (não considerada, então, como perda). Isso acontece por convecção, uma vez que a camada correspondente do gás aquecido não ionizado em torno também carrega a energia (entalpia).

Logo que o calor é transferido para a superfície, a maior parte dele vai difundir para dentro da chapa, mas uma parte é liberada de volta para o ambiente por convecção através da superfície ainda quente do cordão já solidificado (volume próximo atrás do arco). Este calor difundido vai tanto fundir uma parte do metal (a grande quantidade do metal vai fundir-se se, dependendo da concentração e intensidade e coeficiente de difusividade (condutividade térmica) do metal, o calor se acumula localmente antes de difundir pra dentro da chapa) quanto apenas se difundir para dentro da chapa (condução) não afetando diretamente o fenômeno de fusão. O calor que foi usado para fundir o metal depois é eventualmente transferido para a chapa por difusão. Mas uma parte deste calor na poça de fusão é perdida para o ambiente por radiação e convecção natural, através da superfície a alta temperatura do cordão solidificando (exatamente atrás do arco). A outra parcela do calor na poça de fusão também é perdida para o ambiente, tanto antes quanto durante a soldagem, pois tanto as gotas quanto o cordão de solda enquanto líquidos sofrem a evaporação e perda de massa (respingos). DuPont e Marder (1995) no seu trabalho citam que a evaporação e radiação da poça líquida durante a soldagem de aço foi estimada na ordem de 30 até 10 W. Mesmo considerando as perdas por convecção, estes autores citam que a perda total do calor durante a soldagem é aproximadamente de 125 W, o que representa por volta de 1% da potência total do arco (a quantidade é desprezível na calorimetria, de acordo com eles).

A maior parte do calor que se difunde para a chapa vai ser distribuída para dentro da chapa (lateralmente), resfriando as partes mais quentes, mais perto do cordão, e aquecendo as partes mais frias, longe do cordão, até o equilíbrio térmico seja atingido na chapa toda. O resto das perdas da superfície (convecção natural) não apresenta mais significância quando o aspecto metalúrgico é considerado, pois a temperatura já está abaixo da temperatura de transformação da maioria dos materiais. Por outro lado, a velocidade de resfriamento como uma consequência do processo de condução do calor é o fator governante para transformações metalúrgicas. Por fim, dependendo da espessura da chapa, o calor se difunde através da espessura e atinge a raiz. Dependendo da espessura da chapa e do coeficiente da condutividade térmica, as perdas do calor podem acontecer por três meios: a) perdas por convecção natural a temperatura baixa, se a chapa for grossa o suficiente para não ter a superfície aquecida significativamente (para uma dada energia do arco); b) perdas por radiação e convecção da poça na raiz a alta temperatura e perdas por convecção (raiz do cordão solidificado), se a chapa for fina suficiente para ter o lado oposto aquecido até temperatura de fusão; c) convecção natural a temperatura média, se a espessura da chapa é intermediária.

3.2. Definição de parâmetros térmicos (calor absorvido, calor imposto efetivo e calor imposto líquido)

A importância de saber como o calor é entregue para a chapa e como ele é distribuído para dentro da chapa tem o propósito de levantar uma discussão do significado do “calor imposto”. O modelo proposto (Fig. 3.1) permite visualizar como o uso de calor imposto de forma genérica em cálculos baseados em modelos analíticos simplificados leva apenas à aproximações, mas com grandes imprecisões e sem condições de levar em conta a influência de condições de contorno (comprimento de arco, nível de corrente, etc.) sobre o fluxo de calor em soldagem. Ressalta-se, entretanto, que o modelo descritivo global demonstra o quanto complexo é o fenômeno e como é difícil quantificá-lo de forma adequada.

Para facilitar essa tarefa, ao longo desse trabalho foram adotados três termos que descrevem os fenômenos térmicos na soldagem, cada um dos quais tem o significado físico diferente dos outros, mas na tradição de soldagem todos se chamariam apenas de “calor imposto”.

3.2.1. *Calor imposto efetivo*

O termo do “calor imposto efetivo” é proposto para descrever a parcela da energia de soldagem (livre de perdas do arco para o ambiente) que realmente afeta a velocidade de resfriamento, i.e., o calor interno que se difunde realmente para dentro da chapa através da ZAC do cordão. Como visto no modelo da Figura 3.1, as perdas marcadas em *itálico* não influenciam a velocidade de resfriamento, por saírem antes de se difundirem pela ZAC. Isso significa que, para o mesmo calor imposto medido em testes calorimétricos, o calor efetivo pode ser diferente e, conseqüentemente, as velocidades de resfriamento nas diferentes partes do metal também. O calor imposto efetivo depende do processo de soldagem, da espessura da chapa, dos parâmetros de soldagem, etc. Quanto maior é o calor imposto efetivo, mais lenta é a velocidade de resfriamento na ZAC.

3.2.2. *Calor absorvido*

Os resultados de medição nos testes calorimétricos costumam-se ser chamados de calor imposto. Entretanto, qualquer método de calorimetria, por carregar erros intrínsecos (descritos no Item 4.3), mede apenas uma parcela (a maior) da energia que realmente entrou na placa de teste devido à soldagem. Assim, para os fins desse trabalho é proposto chamar a energia medida através dos testes calorimétricos de *calor absorvido* pela placa de teste.

3.2.3. *Calor imposto líquido*

O *calor imposto líquido* seria um conceito mais aproximado ao conceito do calor imposto comumente usado na soldagem. Isto é uma parcela da energia de soldagem que realmente entra na superfície da placa de teste antes de se difundir para dentro da mesma e se perder para o ambiente. Exatamente esse valor deveria ser usado nos cálculos típicos para soldagem (previsão da velocidade de resfriamento, tamanho da ZAC, etc.) ao invés do valor obtido através dos testes calorimétricos (chamado anteriormente de calor absorvido).

Baseado nos conceitos propostos, outro desafio tecnológico seria o de se encontrar um método (experimental e/ou numérico) para determinar o calor imposto líquido e o calor imposto efetivo, o que poderia levar a recomendações e previsões mais realísticas em soldagem.

CAPÍTULO IV

METODOLOGIA PARA MEDIÇÃO DO CALOR ABSORVIDO E CALOR IMPOSTO LÍQUIDO

4.1. Seleção do ensaio calorimétrico

Analisando os métodos calorimétricos descritos no Item 2.3.1 da Revisão Bibliográfica, observa-se que sempre existem particularidades no princípio de funcionamento de cada um ou na montagem dos mesmos, o que dificulta a execução do ensaio e/ou prejudica a precisão das medições do calor imposto devido o processo de soldagem. Por exemplo, o calorímetro de fluxo de água (RAMASWAMY, 1998; OVERBECK et al., 2009), apesar de ser de fácil operacionalidade, tem baixa robustez, pois baseia-se na diferença de temperaturas entre a entrada e saída de água. Se a vazão da água for alta, a sensibilidade de medida é baixa (pequeno ΔT). Se a vazão for baixa, além de água poder perder calor (resfriar) de forma significativa entre os pontos de medida, pode haver sobreaquecimento de água devido à raiz de solda e formação de vapor, como citam no seu trabalho Arevalo e Vilarinho (2012). Este fato implica em baixa acurácia.

Os métodos calorimétricos que utilizam o princípio de contato entre a placa de teste e outro material (Seeback ou caixa isolada), seja cobre ou cerâmica, podem levar a erros de medição devido ao contato imperfeito entre as superfícies. Também, para cálculo do calor imposto, neste caso é necessário saber com precisão a condutividade térmica do material soldado. Além disso, a montagem dos termopares para cada teste significativamente complica a realização dos ensaios (especialmente, do caixa isolada).

A outra preocupação é que os três métodos mencionados acima levam em consideração apenas uma superfície (a de baixo) da placa de teste a ser soldada, desconsiderando assim as perdas de calor nas demais superfícies, especialmente as perdas por radiação do cordão de solda (apenas na versão do calorímetro de caixa

isolada utilizado por Pépe et al. (2011), a parte dessas perdas foi parcialmente restringida por fechamento gradual da tampa e utilização de um filme de lâmina de alumínio).

Entre os ensaios calorimétricos aplicados às condições de soldagem, o método de calorimetria criogênica apresenta uma grande facilidade operacional e resultados bastante consistentes. Entretanto, nos trabalhos prévios com o calorímetro de nitrogênio líquido (KENNEY et. al., 1998; JOSEPH e HARWIG, 2001; SCOTTI, 2008; PEPE, 2010), pode-se observar que todos têm a intervenção do operador de forma direta, como na liberação da placa teste e no transporte da placa teste desde o ponto de solda até o recipiente do calorímetro. Juntamente com 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), o fator humano (a velocidade de translação da placa de teste por operador e sua constância) altera de forma direta a medição da massa perdida de nitrogênio líquido que é relacionada ao calor imposto. Por exemplo, no trabalho do Pépe et al. (2011), as variâncias de medição foram avaliadas em $\pm 1,5\%$ para ensaios com calorímetro de caixa isolada contra $\pm 8\%$ para ensaios realizados com calorimetria criogênica. Supõe-se, que essa grande diferença foi promovida pelo transporte manual da placa de teste para os ensaios calorimétricos.

Assim, para os fins desse trabalho, foi proposto usar um calorímetro criogênico (pela sua facilidade operacional), mas automatizado, visando garantir que as medições sejam independentes do operador, e consequentemente com maior repetitividade dos resultados. A bancada experimental montada para realização dos testes com calorímetro de nitrogênio líquido está descrita a seguir.

4.2. Bancada experimental

A bancada experimental para este trabalho é composta por 3 conjuntos básicos, o equipamento para soldagem por arco elétrico, o calorímetro criogênico e o sistema de aquisição e monitoramento dos dados de soldagem e do calorímetro, como esquematicamente apresentado na Figura 4.1.

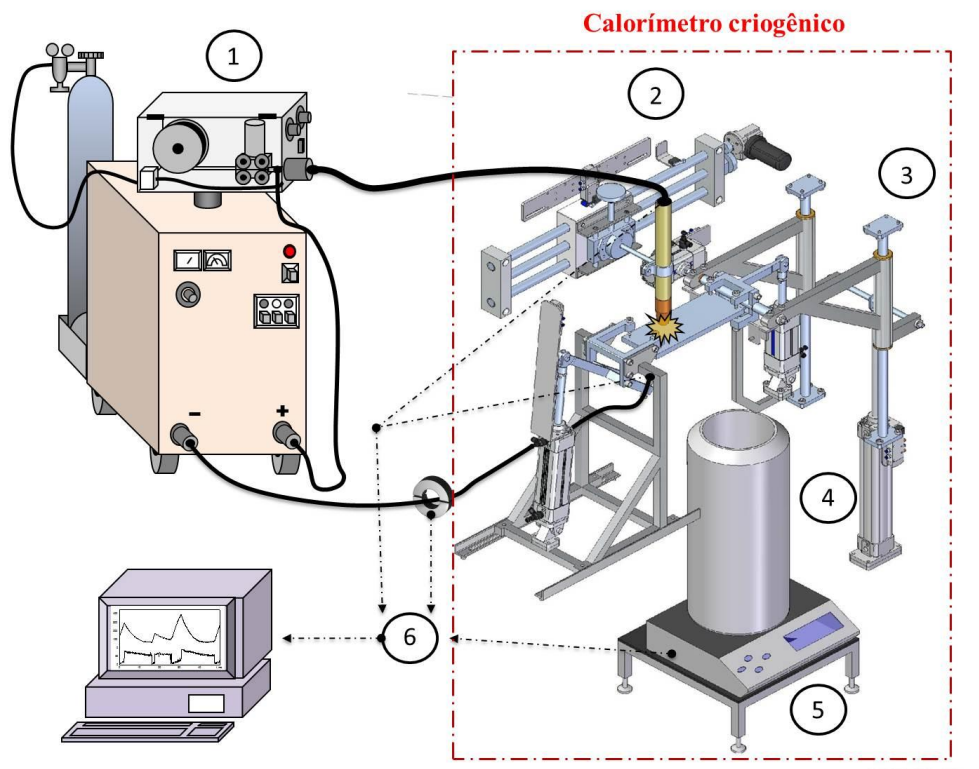


Figura 4.1 - Apresentação esquemática da bancada experimental: 1 - equipamento de soldagem; 2 - sistema de deslocamento da tocha de soldagem; 3 - sistema pneumático de fixação e deslocamento da placa de teste; 4 - recipiente criogênico; 5 – balança digital; 6 - sistema de aquisição de dados.

4.2.1. O Calorímetro criogênico automatizado

Como visto no Item 2.3.1 da Revisão Bibliográfica, um calorímetro criogênico se baseia na colocação de uma placa de teste após soldada dentro de um recipiente calorimétrico e na medição da massa evaporada de nitrogênio líquido. Como explicado no item anterior, neste trabalho foi utilizado um calorímetro de nitrogênio líquido automatizado.

O objetivo principal da utilização de um calorímetro criogênico automatizado é garantir a menor intervenção possível do operador, ou seja, reduzir a variabilidade dos resultados por este erro aleatório. A presente bancada experimental foi projetada² para ter um sistema mecânico com capacidade de:

- a) realizar as soldagens de forma automatizada, permitindo regular com precisão o comprimento do cordão e velocidade de soldagem;

² O projeto completo de construção e funcionamento desse calorímetro, elaborado no Laprosolda, pode ser encontrado no trabalho do Arevalo (2011).

- b) prender e transladar a placa de teste do ponto de soldagem até o recipiente criogênico de forma automática, portanto com repetitividade, sem interferência humana;
- c) monitorar e arquivar a perda de nitrogênio líquido durante o teste.

A Figura 4.2 apresenta a sequência de operação do uso do calorímetro (soldagem, deslocamento das placas de teste e imersão das placas de teste no recipiente), chamando-se atenção para os seguintes detalhes operacionais:

- A placa de teste é fixada por duas garras com interferência mínima no contato. É importante mencionar que o procedimento seja feito de tal forma que o início e o fim do cordão estejam afastados dos pontos de garras, com intuito de não deixar as perdas de calor acontecer para o sistema de fixação;
- Chaves de fim de curso permitem definir o percurso desejado da tocha de soldagem (início e o final do cordão de solda), tendo uma faixa de 5 a 250 mm de deslocamento no eixo longitudinal;
- Através de uma interface I/O de controle do motor, regula-se a velocidade de soldagem³ e tempo de espera (para a tocha retornar depois de imersão da chapa no nitrogênio líquido);
- No caso, a única ação que o operador deve realizar depois de fixação da placa de teste é acionar o botão de início de soldagem, sincronizado, de forma independente, com o acionamento de deslocamento da tocha;
- Quando o processo de formação do cordão de solda é finalizado (vista A da Figura 4.2), o fim de curso elétrico é ativado para dar sequência ao sistema pneumático de deslocamento da placa de teste, levando-a desde o ponto de soldagem até o recipiente criogênico (essa sequência de passos pode ser observada na Figura 4.2, vistas B e C);

Nota: vale notar que a velocidade do sistema pneumático foi restringida por reguladores de vazão, limitando nominalmente seu tempo de deslocamento para o valor mínimo de 3,5 segundos (o tempo nominal entre o fim de soldagem e imersão completa da placa de teste no nitrogênio). O tempo real para esta regulação foi determinado em testes preliminares (10 testes) ser de $3,64 \pm 0,20$ segundos, apresentando uma boa repetitividade.

³ procedimento e resultados de calibração da velocidade de soldagem são apresentados no Apêndice A

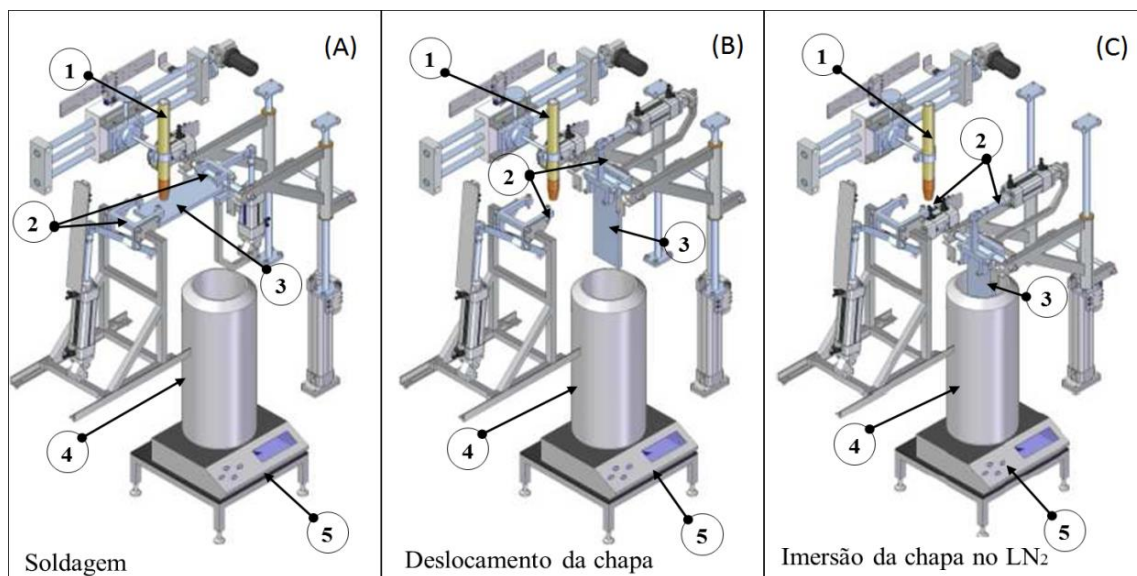


Figura 4.2 - Apresentação esquemática das etapas principais de funcionamento do calorímetro criogênico automatizado, onde: 1-tocha; 2-sistema pneumático de fixação e deslocamento da chapa; 3-chapa; 4- recipiente calorimétrico; 5- balança.

4.2.2. Recipiente de armazenamento de nitrogênio líquido

Uma vez que o processo de soldagem implica com um aporte considerável de energia, a medição do calor imposto através do método de calorimetria criogênica é relacionada com evaporação de quantidades consideráveis de nitrogênio líquido, sendo necessário ter um recipiente com alta capacidade de armazenamento. Para manter o nitrogênio em seu estado líquido é necessário isolá-lo do ambiente. O dispositivo mais conhecido para esta função é o recipiente Dewar. De modo geral, este recipiente consiste em uma garrafa que contém vácuo entre duas paredes, uma interna e outra externa, inibindo a troca de calor com o ambiente, como ilustra a Figura 4.3(a). Neste trabalho foram utilizados dois recipientes. Um maior com capacidade de 100 litros (Figura 4.3(b)), para armazenar o nitrogênio líquido sob pressurização, e um menor com capacidade máxima de 8 litros e capacidade de trabalho de 6 litros (Figura 4.3(c)), para ser usado nos testes calorimétricos. As dimensões gerais desse recipiente são 420 mm de altura interna, 150 mm diâmetro interno e 220 mm de diâmetro externo.

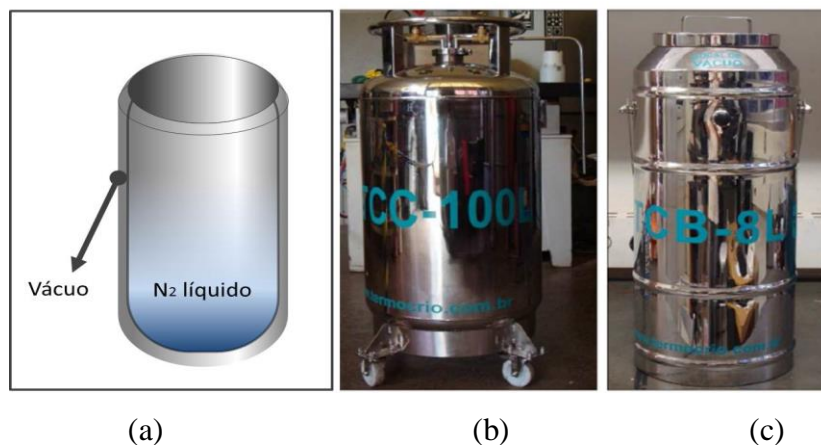


Figura 4.3 – (a) Princípio de funcionamento dos recipientes Dewar; (b) Recipiente Dewar de armazenamento com capacidade 100 L; (c) Recipiente Dewar de trabalho com capacidade de 8 L.

4.2.3. Sistema de aquisição de dados

A aquisição de dados na bancada experimental encontra-se dividida em duas partes: 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 N₂ líquido. A Figura 3.4 apresenta esquematicamente a montagem do sistema de aquisição de dados, cujos elementos são: sensor Hall (para medição da corrente de soldagem), placa condicionadora dos sinais elétricos, placa de aquisição e um microcomputador para registro dos dados.

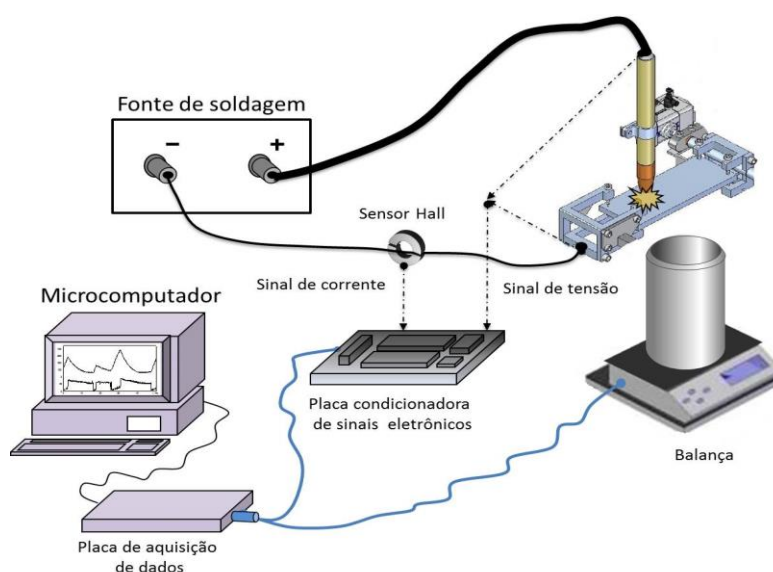


Figura 4.4 - Apresentação esquemática dos elementos e montagem do sistema de aquisição dos sinais elétricos.

O monitoramento da massa evaporada do nitrogênio líquido foi realizado através da saída de sinal da balança MARK serie M (resolução de 0,1 g, limite de 38 kg) tendo uma interconexão direta com o computador. A taxa de aquisição para os sinais da balança foi de 10 Hz.

Os sinais relacionados ao processo de soldagem (corrente e tensão) foram capturadas pela placa de aquisição NI-USB6215, com uma interfase de processamento de sinal no programa LabView. Conforme a descrição da parte eletrônica da bancada por Arevalo (2001), os sinais de saída do sensor Hall tem intervalo de corrente de -120 a +120 mA (correspondente a entrada de ± 500 A) e, após a passagem pelo conversor corrente-tensão apresentam valores de -5,64 a +5,64 V, sendo que na saída do filtro (o mesmo descrito para o sinal de tensão para uma faixa de ± 100 V) apresenta um intervalo de -8,96 a +8,96 V. A taxa de aquisição para os sinais de tensão e corrente foi de 2000 Hz a 14 bit. Dessa forma, a resolução das medições de corrente é de 0,06 A e da tensão de 0,01 V.

4.2.4. *Determinação do calor absorvido e energia de soldagem*

A medição do calor absorvido através da calorimetria criogênica envolve duas fases. A primeira delas consta da a medição da massa evaporada de nitrogênio líquido devido à energia imposta pelo processo de soldagem e a segunda é a massa evaporada de nitrogênio devido à energia que tem a placa à temperatura ambiente. Estes processos podem ser vistos na Figura 4.5.

O processo de medição da massa evaporada do nitrogênio líquido começa com o registro dos dados iniciais de temperatura ambiente (T_a), umidade relativa (U_r), temperatura superficial da placa de teste (T_{cp}) e massa inicial da placa de teste (m_{cp}). É importante que o nitrogênio líquido se estabilize dentro do recipiente antes da soldagem começar. O início da aquisição de dados é sincronizado com ativação da velocidade de soldagem (V_s) e abertura do arco, lembrando-se que aquisição de dados está dividida em duas partes, sinais elétricos do processo de soldagem e sinal elétrico da medição de massa evaporada de N_2 (item 4.2.3). Ao finalizar o cordão de solda, a placa de teste é levada e liberada no recipiente criogênico, de tal maneira que o calor absorvido pela chapa durante a formação do cordão de solda é transferido para o nitrogênio líquido, levando-o a ponto de ebulição. A aquisição de massa evaporada de nitrogênio continua até chegar ao equilíbrio entre a placa teste e o nitrogênio líquido. O tempo de aquisição

depende do calor imposto pela soldagem, das dimensões geométricas da chapa, tempo de soldagem etc., e varia de 200 até 300 segundos até o nitrogênio líquido se estabilizar de novo.

Quando a aquisição de dados é finalizada, a placa de teste é retirada do recipiente criogênico e deixada até ser aquecida à temperatura ambiente. Ao chegar até a temperatura adequada (medida através do termômetro de laser), a placa de teste é pesada e inserida na cuba criogênica novamente para uma nova sequência de medição. Como a energia que a placa de teste possui à temperatura ambiente é bem menor do que a energia obtida durante a soldagem, o tempo de aquisição é bem menor (120-150 segundos). Dessa maneira, cada teste terá dois arquivos gerados (medição após a soldagem e à temperatura ambiente) que serão tratados nos programas Matlab e Origin para seu posterior estudo.

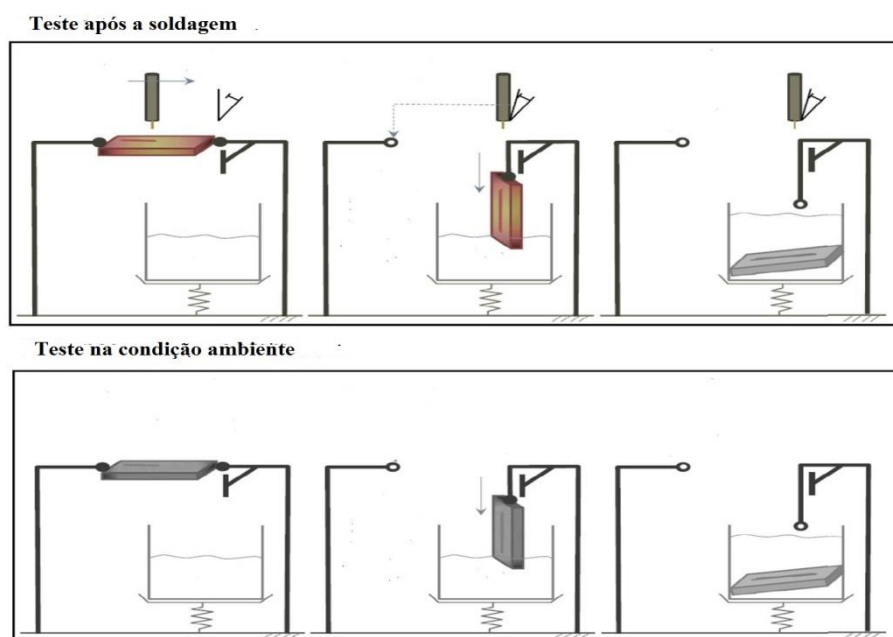


Figura 4.5 – Apresentação esquemática dos testes calorimétricos após a soldagem (a primeira etapa) e na condição ambiente (segunda etapa)

Para experimentos realizados após a soldagem (que envolve maior quantidade da energia absorvida), o recipiente de trabalho (de menor capacidade) deve ser reenchido para cada teste. Já para os testes nas condições ambientais (que é relacionado com menor energia absorvida pela placa de teste) o recipiente pode ser reenchido uma vez para 3-4 testes.

A Figura 4.6 ilustra o gráfico típico (tanto para testes após a soldagem, quanto

testes nas condições ambientais) construído pelos dados de medição da massa do nitrogênio líquido. O primeiro trecho do gráfico caracteriza a etapa quando a cuba está apenas com nitrogênio estabilizado. Na segunda etapa a placa de teste foi inserida na cuba (salto de massa), em resultado a massa é composta pela massa da cuba, do nitrogênio líquido e da placa de teste. No terceiro trecho o nitrogênio se evapora até a chapa entrar em equilíbrio térmico com o ambiente criogênico. A quarta etapa caracteriza o fim da medição, quando todo o sistema está em equilíbrio.

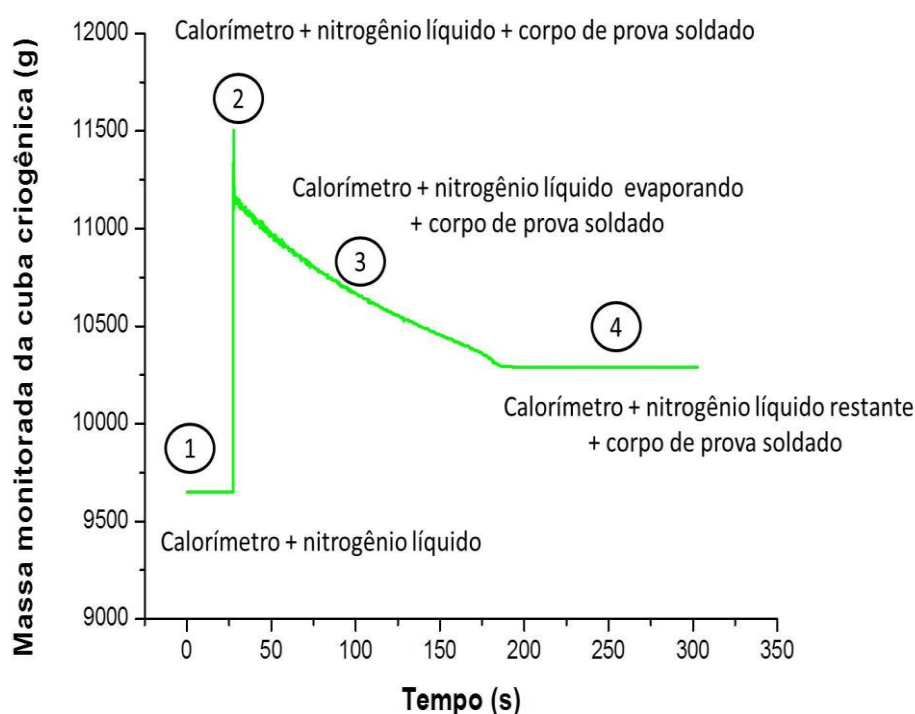


Figura 4.6 – Gráfico típico dos dados de pesagem do calorímetro na hora do teste

Assim, a análise calorimétrica é baseada na perda de massa do nitrogênio líquido. Com o conhecimento da massa evaporada e conhecendo o calor latente de vaporização (Item 4.5.1) do nitrogênio líquido, é possível determinar a quantidade de calor trocado e, conseqüentemente, a quantidade de calor que foi entregue para a placa de teste devido o processo de soldagem. O cálculo do calor absorvido pela placa de teste é representado pela Equação 1.

$$C_{abs} = C_{abs\ sold} - C_{abs\ TA} \quad \text{Eq. 4.1}$$

onde:

C_{abs} é o calor absorvido pelo corpo (J);

$C_{abs\ sold}$ é o calor absorvido pela placa de teste devido à soldagem (J);

$C_{abs\ TA}$ é o calor absorvido pela placa de teste devido a temperatura ambiente (J).

Por sua vez:

$$C_{abs\ sold} = L_{vap}(m_{in\ cal} - (m_{f\ cal} - m_{cp})) \quad \text{Eq. 4.2}$$

$$C_{abs\ TA} = L_{vap}(m_{in\ cal\ TA} - (m_{f\ cal\ TA} - m_{cp})) \quad \text{Eq. 4.3.}$$

onde:

$C_{abs\ sold}$ é o calor absorvido pela placa de teste devido à soldagem (J);

$C_{abs\ TA}$ é o calor absorvido pela placa de teste devido a temperatura ambiente (J);

L_{vap} é o calor latente de vaporização do nitrogênio líquido (kJ/kg)

$m_{in\ cal}$ é a massa inicial do calorímetro (incluindo o nitrogênio líquido) para o teste após a soldagem (g), corresponde à etapa 1 na Fig. 4.6;

$m_{f\ cal}$ é a massa final do calorímetro (com restante do nitrogênio líquido) para o teste após a soldagem (g), corresponde a etapa 4 na Fig. 4.6;

m_{cp} é a massa da placa de teste depois de soldado (g);

$m_{in\ cal\ TA}$ é a massa inicial do calorímetro (incluindo o nitrogênio líquido) para o teste à temperatura ambiente (g), corresponde à etapa 1 na Fig. 4.6;

$m_{f\ cal\ TA}$ é a massa final do calorímetro (com restante do nitrogênio líquido) para o teste à temperatura ambiente (g), corresponde à etapa 4 na Fig. 4.6.

Na apresentação de resultados é mais conveniente apresentar o valor do calor absorvido por unidade de comprimento de cordão (J/mm). Por sua vez, o comprimento do cordão é determinado através do tempo de soldagem (obtido através de oscilogramas da corrente e tensão, como é visto na Figura 4.7) e a velocidade de soldagem (cujo valor foi determinado com precisão no Apêndice A). Este valor sempre foi conferido por comprimento de cordão medido. A medição do comprimento do cordão se refere à distância entre os centros das extremidades de cada cordão de solda.

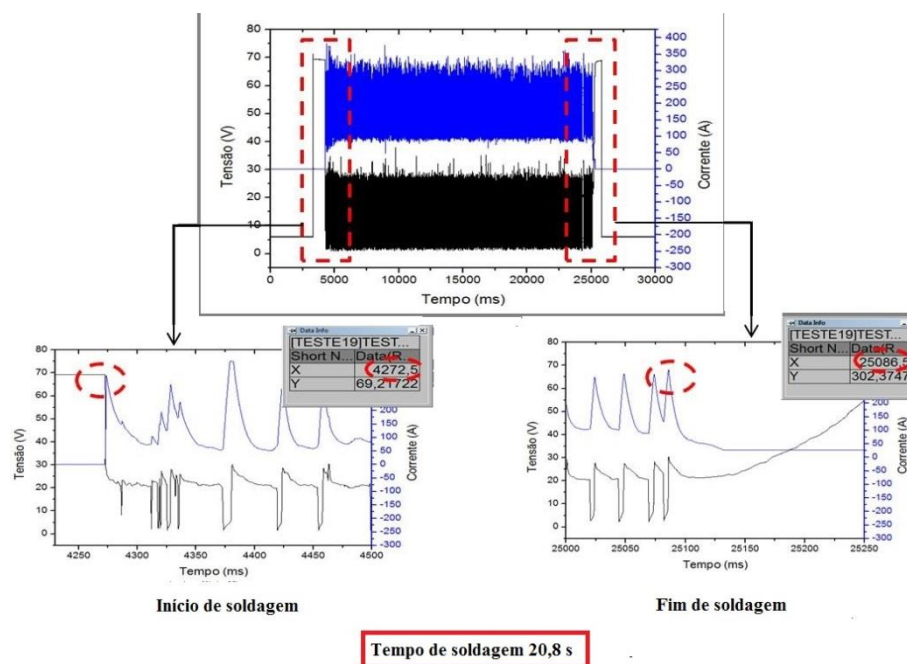


Figura 4.7 – Determinação do tempo de soldagem a partir das oscilogramas da corrente e tensão

Para todos os testes as chapas foram pesadas na balança de alta resolução (0,01 g) também antes da soldagem, para verificar o volume do material depositado (que tem que ser o mesmo para garantir a comparabilidade dos resultados).

A energia de soldagem foi calculada pela Equação 4.4, onde a potência elétrica consumida para manter o arco aberto ao longo do processo de soldagem da chapa é determinada a partir das potências instantâneas (V_s representa a velocidade de soldagem, I_i a corrente instantânea, U_i a tensão instantânea e n o número das amostras de medição discreta dos sinais elétricos).

$$E_s = \frac{P_i}{V_s} = \frac{\sum_{i=1}^n I_i U_i}{n} \quad \text{Eq. 4.4}$$

4.3. Materiais e insumos

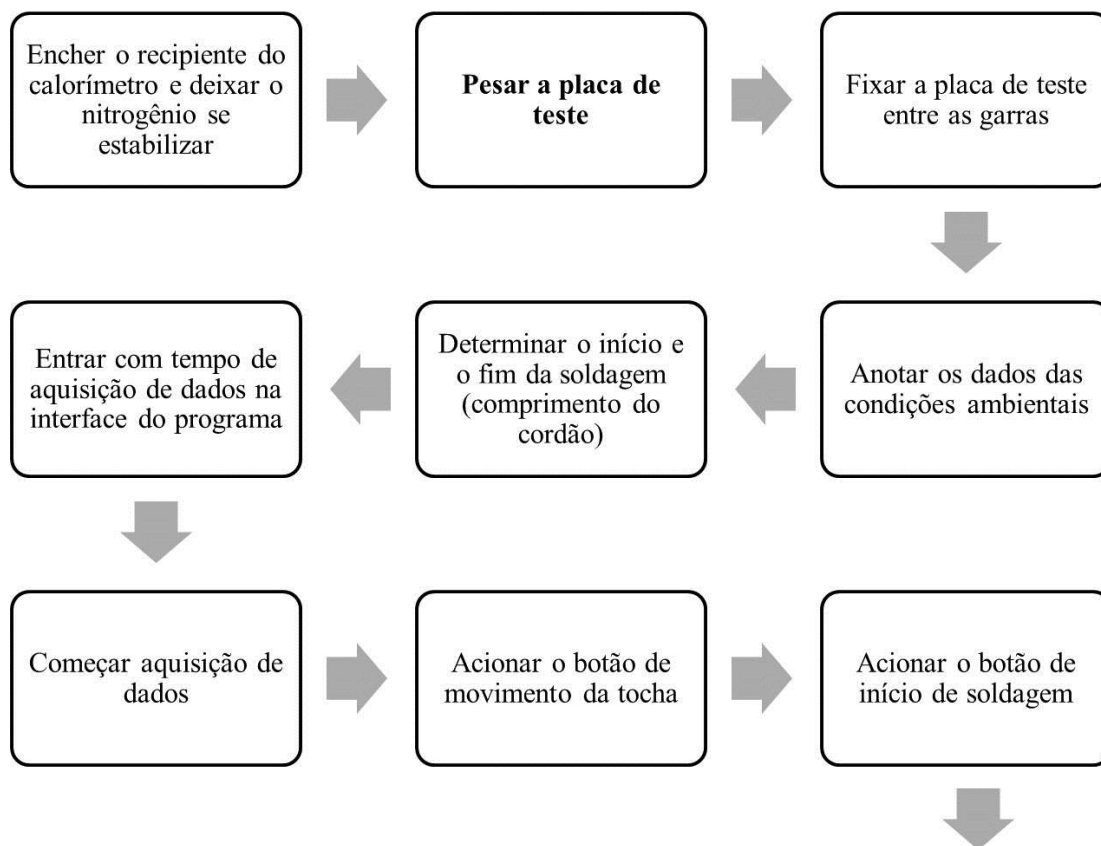
4.3.1. Nitrogênio líquido

O nitrogênio líquido no presente trabalho foi utilizado para quantificar o calor absorvido pela placa de teste devido o processo de soldagem relacionando a perda de

massa evaporada com a energia imposta. O nitrogênio líquido é um líquido criogênico, ou seja, é um gás liquefeito tendo sua temperatura de ebulição ao redor de $-195.8\text{ }^{\circ}\text{C}$. Devido às baixas temperaturas que apresenta o nitrogênio líquido os equipamentos especiais devem ser utilizados para a sua conservação (item 4.2.2), como é o caso dos recipientes Dewar que tem como função isolar o N_2 do ambiente. Com o conhecimento das propriedades do nitrogênio, especialmente do calor latente de evaporação (L_{vap}), e a massa perdida do nitrogênio líquido durante os testes, pode-se estimar a quantidade de energia transferida para a placa de teste devido ao processo de soldagem (item 4.4.1). Para a realização dos cálculos, o valor de calor latente de vaporização foi utilizado de $198,4\text{ J/g}$ (MESSER, 2011).

4.4. Procedimento para realizar o ensaio da calorimetria criogênica

O procedimento resumido para realização dos testes do ensaio da calorimetria criogênica é apresentado esquematicamente nos fluxogramas da Figura 4.8.



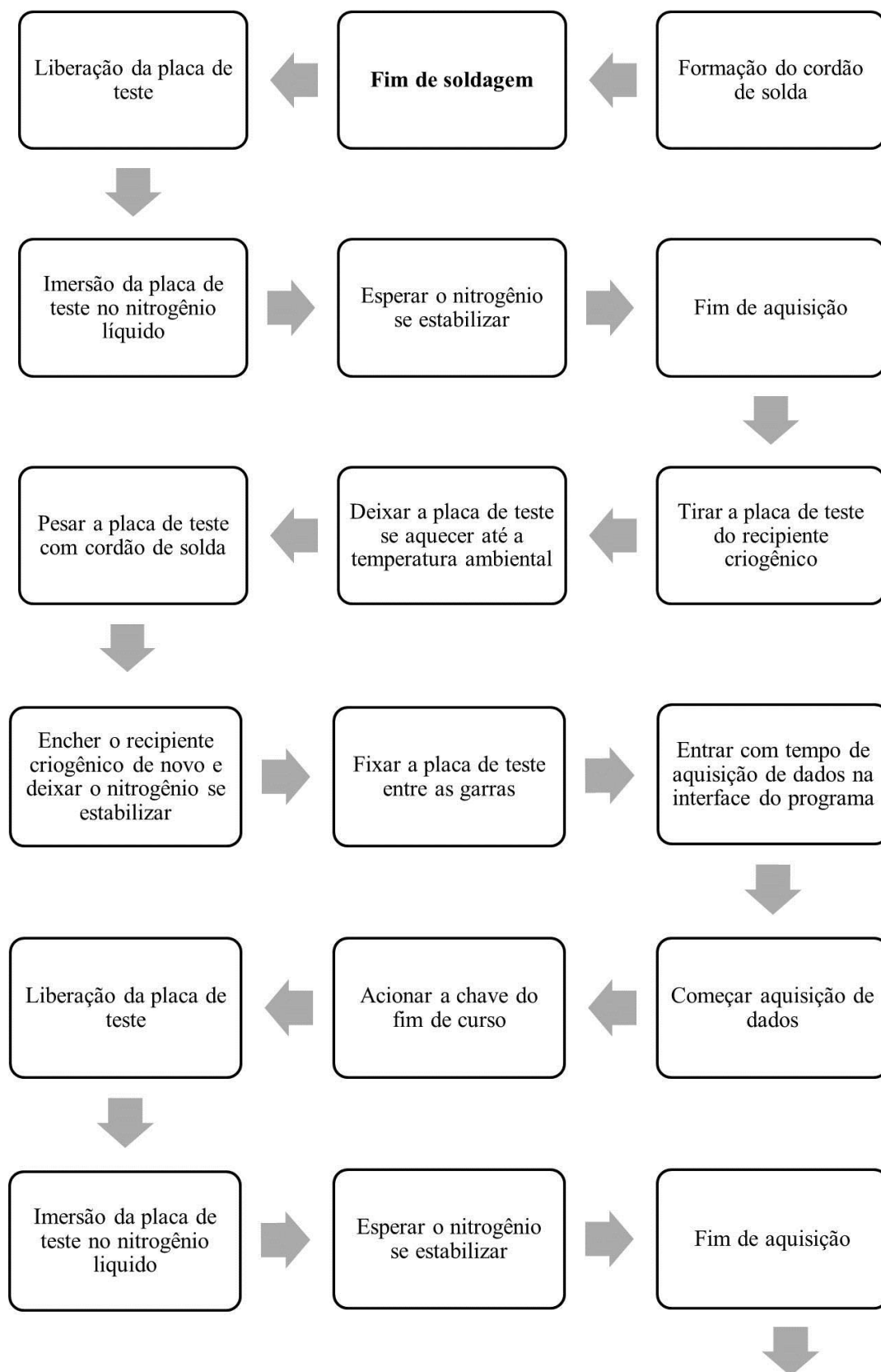




Figura 4.8 – Apresentação esquemática do procedimento experimental dos ensaios da calorimetria criogênica

4.5. Erros intrínsecos do ensaio calorimétrico criogênico

Como já foi analisado na revisão da literatura, nem sempre os métodos que envolvem a medição do calor imposto e estimação do rendimento do processo de soldagem são realizados da forma adequada. O primeiro passo que tem que ser tomado é avaliar os possíveis erros de medição (sistemáticos ou não), chamados daqui para frente de erros intrínsecos do sistema (ou método). Não se está considerando outras fontes de erros aleatórios, como instabilidade do processo de soldagem, características dos sistemas de medição (balança, etc.) ou aquisição de dados, etc., até por que se vai trabalhar com equipamentos de soldagem eletrônicos (mais robustos e de regulação mais precisas) e manipuladores de tocha de precisão.

Portanto, daqui para frente se tratará dos erros do sistema da medição calorimétrica, a saber, método de calorimetria criogênica. Assim, foram identificados os seguintes erros intrínsecos:

a) *Erro devido à influência do operador*

Quando a placa de teste é transportada do ponto de soldagem para o recipiente com nitrogênio líquido manualmente por operador, é lógico assumir que em cada teste a velocidade instantânea durante o deslocamento e o tempo de deslocamento da placa de teste até o recipiente de nitrogênio líquido, este último dependente da distância e trajetória do deslocamento, sejam diferentes. Consequentemente, a convecção natural do ar vai resfriar a peça com velocidade diferenciada dependendo da velocidade instantânea de traslado, da distância e da trajetória, ou seja, é uma fonte de erro intrínseco. Portanto, para fins desse trabalho, todo o processo a partir do começo de soldagem até o fim de medição da massa perdida do nitrogênio foi automatizado e a trajetória fixada. Essas medidas não eliminaram esse erro intrínseco, mas, pelo menos, o transformaram

de randômico em um erro sistemático, com possibilidade subsequente de eliminação. Por exemplo, pela automatização do manuseio da placa de teste (parâmetro melhor representado no caso deste calorímetro pela distância entre a posição da placa de teste durante a soldagem e o nível de nitrogênio líquido no recipiente), o tempo entre o fim de soldagem e o momento em que a placa de teste entra no recipiente de calorímetro criogênico torna-se constante. Esta distância deve ser a menor possível, pois quanto mais tempo demora a placa de teste para entrar no nitrogênio líquido, mais calor se perde para o ambiente e a maior diferença ocorre entre o calor imposto líquido e o calor absorvido. Mas este erro (sistemático) não pode ser evitado.

b) Erro devido ao comprimento do cordão de solda

Como saber qual é o comprimento do cordão ideal para determinar o calor absorvido? Se o cordão for muito longo (maior tempo de soldagem), o calor começa se perder pela superfície de topo do cordão antes da medição, o que interfere na medição final do calor absorvido pela peça. Por outro lado, o cordão muito pequeno, além de ainda apresentar perdas, mesmo que menores, não representa o processo de soldagem, pois a solda ainda não entrou em regime. Além disso, estatisticamente fica difícil avaliar parâmetros de soldagem com cordões muito curtos, como corrente, tensão etc. Desta forma, para cada comprimento de cordão (e cada condição de soldagem, processo, consumíveis e parâmetros) vai se ter um valor medido. Mas não se trata de um erro aleatório, pois para um dado comprimento de cordão, a aleatoriedade é mínima (ver item 4.6), e sim um erro sistemático.

c) Erro devido aos parâmetros geométricos da placa de teste

Todas as dimensões da placa de teste (espessura, largura, comprimento), além de serem iguais para todos os testes, têm que ser escolhidas para que as placas de teste não percam parcelas significativas do calor imposto entre a passagem da mesma entre o local de soldagem e o recipiente do calorímetro. Ou seja, para a maior confiabilidade dos experimentos, as dimensões devem ser termicamente infinitas. Quanto ao comprimento da placa de teste, é mais importante falar da posição do cordão de solda em relação às arestas longitudinais. Ou seja, se o cordão estiver muito próximo às arestas haverá perdas de calor antes do início de

medição. Assim, pode-se falar que o comprimento da placa de teste tem que ser termicamente infinito para uma dada posição e comprimento do cordão de solda.

Analiticamente, o erro intrínseco total (ε_{total}) poderia ser representado como a soma de todos os erros citados acima (assumindo que estes erros sejam independentes), como demonstra a Equação 5.1:

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{(t)} + \varepsilon_{(L)} + \varepsilon_{(l)} + \varepsilon_{(e)} + \varepsilon_{(a,b)} \quad \text{Eq. 5.1}$$

onde $\varepsilon_{(t)}$ é o erro devido o tempo entre o fim de soldagem e início de medição calorimétrica; $\varepsilon_{(L)}$ é o erro devido ao comprimento do cordão de solda; $\varepsilon_{(l)}$ é o erro devido a largura da placa de teste, $\varepsilon_{(e)}$ é o erro devido a espessura da placa de teste, $\varepsilon_{(a,b)}$ é o erro devido a posição do cordão na chapa em relação às arestas de início e fim da chapa. A forma de avaliação quantitativa e correções dos respectivos erros intrínsecos descritos acima será apresentada no Capítulo V.

4.6 – Repetitividade dos resultados (erros aleatórios)

Com finalidade de verificar a repetitividade dos resultados dos testes calorimétricos e, conseqüentemente, a confiabilidade do método escolhido, uma série de testes (soldagem e medição calorimétrica) foram realizados na mesma condição (processo, consumíveis e parâmetros) sobre um mesmo material, em duas espessuras (de 3,2 e 9,56 mm) e varrendo uma faixa ampla de comprimentos de cordão (de 5 até 70 mm). Cada solda foi duplicada para avaliar a variância dos resultados.

A Tabela 4.1 demonstra os parâmetros de soldagem monitorados e os valores calculados da energia de soldagem e do calor absorvido total e calor absorvido por comprimento de solda (o método dos cálculos está descrito no Item 4.2.4). A Figura 4.9 demonstra o alto grau de repetitividade dos testes calorimétricos para duas espessuras da placa de teste (3,2 e 9,56 mm) trabalhando com vários comprimentos do cordão de solda, confirmando, assim, a confiabilidade do método de calorimetria criogênica automatizada.

Tabela 4.1 – Parâmetros monitorados, medidos e calculados para testes de repetitividade (para espessuras de 3,2 e 9,56 mm)

Tes te	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente (A)	Tensão (V)			
Espessura da chapa de 3,2 mm						
1	71	149	20	33,2	467,7	619,3
2	29	150	20	13,9	479,4	619,8
3	21	150	20	10,3	488,1	621,5
4	12	150	20	6,1	508,3	620,7
5	6	151	20	3,1	519,1	621,2
Espessura da chapa de 3,2 mm (repetido)						
6	69	150	20	32,4	469,2	620,2
7	33	152	20	15,9	480,7	618,9
8	21	151	20	10,2	486,5	619,7
9	9	152	20	4,6	509,1	621,5
10	5	150	20	2,6	518,7	620,4
Espessura da chapa de 9,56 mm						
11	70	152	20	36,3	517,9	621,2
12	29	150	20	15,1	521,5	620,6
13	20	152	20	10,5	523,7	621,5
14	12	150	20	6,3	526,1	621,9
25	6	154	20	3,2	528,3	623,2
Espessura da chapa de 9,56 mm (repetido)						
16	72	151	20	37,3	518,3	619,8
17	27	150	20	14,0	520,0	621,2
18	19	152	20	9,9	522,9	621,7
19	11	150	20	5,8	527,1	621,4
20	7	153	20	3,7	528,5	622,7

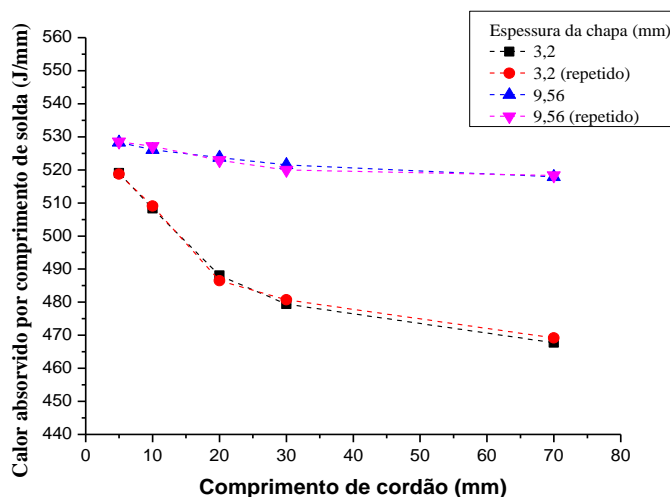


Figura 4.9 – Apresentação gráfica dos testes de repetitividade para medição do calor absorvido para comprimentos de cordões de solda diferentes (espessura da chapa testada de 3,2 e 9,56 mm)

Outro parâmetro com qual se procurou confirmar a repetitividade foi o tempo que a placa de teste leva para percorrer a sua trajetória nos presentes experimentos (tempo de queda da placa de teste no recipiente calorimétrico). Fixando uma distância de queda de 350 mm, foram realizadas 10 operações, obtendo-se uma média $3,64 \pm 0,20$ s. Deve-se destacar a concordância destes resultados com os de Arevalo (2011), que foi de 3,5 s.

CAPÍTULO V

DETERMINAÇÃO DOS ERROS INTRÍNSECOS DO ENSAIO DE CALORIMETRIA CRIOGÊNICA

No capítulo anterior foram listados e discutidos os erros intrínsecos em medições do calor absorvido com o calorímetro criogênico automatizado, a saber:

- a) Erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição ($\varepsilon_{(t)}$);
- b) Erro intrínseco devido ao comprimento do cordão de solda ($\varepsilon_{(L)}$);
- c) Erro intrínseco devido à espessura da placa de teste ($\varepsilon_{(e)}$);
- d) Erro intrínseco devido à largura da placa de teste ($\varepsilon_{(l)}$);
- e) Erro intrínseco devido a posição do cordão na chapa em relação às arestas de início e fim da chapa ($\varepsilon_{(a,b)}$);

Também foram apresentados as equações para determinação do erro intrínseco total (ε_{total}) e do calor imposto líquido isento dos erros intrínsecos (CIL_{total}), Equações 5.1⁴ e 5.2, respectivamente:

$$\varepsilon_{total} = \varepsilon_{(t)} + \varepsilon_{(L)} + \varepsilon_{(l)} + \varepsilon_{(e)} + \varepsilon_{(a,b)} \quad \text{Eq. 5.1}$$

$$CIL_{total} = Cabs + \varepsilon_{total} = Cabs + \varepsilon_{(t)} + \varepsilon_{(L)} + \varepsilon_{(l)} + \varepsilon_{(e)} + \varepsilon_{(a,b)} \quad \text{Eq. 5.2}$$

onde $Cabs$ é calor absorvido por placa de teste devido o processo de soldagem para um dado comprimento de cordão, dimensões geométricas da peça e tempo entre o fim de soldagem e início de medição calorimétrica.

No presente capítulo serão descritos a metodologia, os procedimentos

⁴ Como mencionado no Item 4.5, este equacionamento é válido assumindo que os erros sejam independentes. Mas, como será visto mais adiante, não se conseguiu por esta metodologia medir isoladamente cada erro, dificultando assim dizer se os mesmos sejam independentes ou não.

experimentais e os resultados obtidos nos testes calorimétricos para quantificação desses erros intrínsecos e, conseqüentemente, do calor imposto líquido total através dos testes da calorimetria criogênica.

O erro intrínseco devido a posição do cordão na chapa em relação às arestas de início e fim da chapa ($\epsilon_{(a,b)}$) para todos os testes experimentais deste trabalho foi eliminado por usar a placa de teste de comprimento termicamente infinito para dada energia de soldagem e comprimento/posição do cordão de solda. A validação desta afirmação pode ser encontrada no Apêndice E.

5.1 – Erro intrínseco devido ao comprimento do cordão de solda ($\epsilon_{(L)}$)

5.1.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental

Para avaliar o efeito do comprimento do cordão de solda nas medições do calor absorvido pelas placas de teste, foram realizados ensaios calorimétricos após soldagens por simples deposição de material sobre chapas de aço carbono (com dimensões 200 x 100 x 6 mm). Os comprimentos nominais dos cordões variaram de 110 a 5 mm (o menor tamanho que foi possível realizar se resumiu em abertura momentânea do arco voltaico). A Tabela 5.1 apresenta os parâmetros monitorados durante as mencionadas soldagens e a respectiva energia de soldagem. Lembrando-se que a energia de soldagem foi determinada a partir do método das Médias das Potências Instantâneas (maiores detalhes no Item 4.2.4). Também que a medição do comprimento do cordão se refere à distância entre os centros das extremidades de cada cordão de solda (esta medição foi conferida com o valor estimado do comprimento de cordão a partir da velocidade de soldagem e tempo de soldagem, cujo procedimento se encontra no Item 4.2.4). Considerando o caráter sistêmico do processo MIG/MAG com transferência metálica por curto-circuito, os parâmetros de soldagem evidenciam a boa repetitividade das condições experimentais.

Tabela 5.1 – Condições de testes para determinação do erro intrínseco devido ao comprimento do cordão de solda no valor do calor absorvido

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
1	112	152	20	620,5
2	71	154	20	621,3

3	36	155	20	620,8
4	22	153	20	621,5
5	9	152	20	620,7
6	5	151	20	622,3

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 6 mm; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 25,8°C e 78% de umidade.

5.1.2 – Resultados e Discussão

A Tabela 5.2 apresenta os resultados de cálculos dos calores absorvidos total e por comprimento do cordão de solda (a metodologia das medições e cálculos está apresentada no Item 4.2.4), enquanto a Figura 5.1 representa graficamente o efeito do comprimento do cordão de solda sobre o calor absorvido pela chapa. Pode-se observar pela figura que para comprimentos do cordão mais longos o valor do calor absorvido por comprimento de solda é menor. Isso se explica pelo fato de que, quanto maior é o cordão (maior tempo de soldagem), mais calor se perde para o meio ambiente antes mesmo da soldagem terminar (por radiação e convecção), conforme o modelo da Figura 5.2, e também antes de entrar no calorímetro. Para os cordões menores, a quantidade do calor perdido não é tão grande, pois a quantidade de calor imposto é pequena e esse calor se propaga mais fácil pela chapa do que se perde para ambiente. Já quando o cordão é maior, há tempo suficiente para o calor sair da placa de teste antes da mesma entrar no calorímetro.

Tabela 5.2 – Energia de soldagem e calor absorvido para diferentes comprimentos do cordão de solda, conforme condições paramétricas da Tabela 5.1

Teste	Comprimento do cordão (mm)	Energia de soldagem (J/mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)
1	112	620,5	54,6	487,9
2	71	621,3	35,0	492,9
3	36	620,8	17,9	497,1
4	22	621,5	11,1	506,2
5	9	620,7	4,7	517,6
6	5	622,3	2,6	525,8

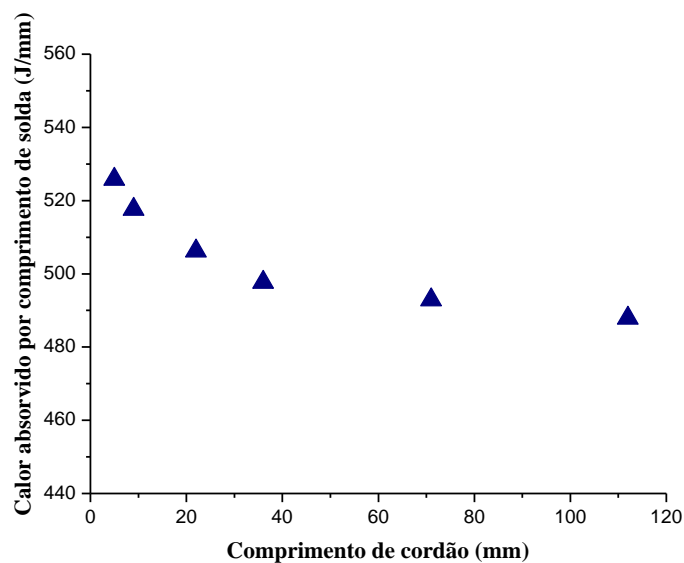


Figura 5.1 – Efeito do comprimento do cordão de solda sobre o calor absorvido pelas placas de teste nas condições expressas na Tabela 5.1

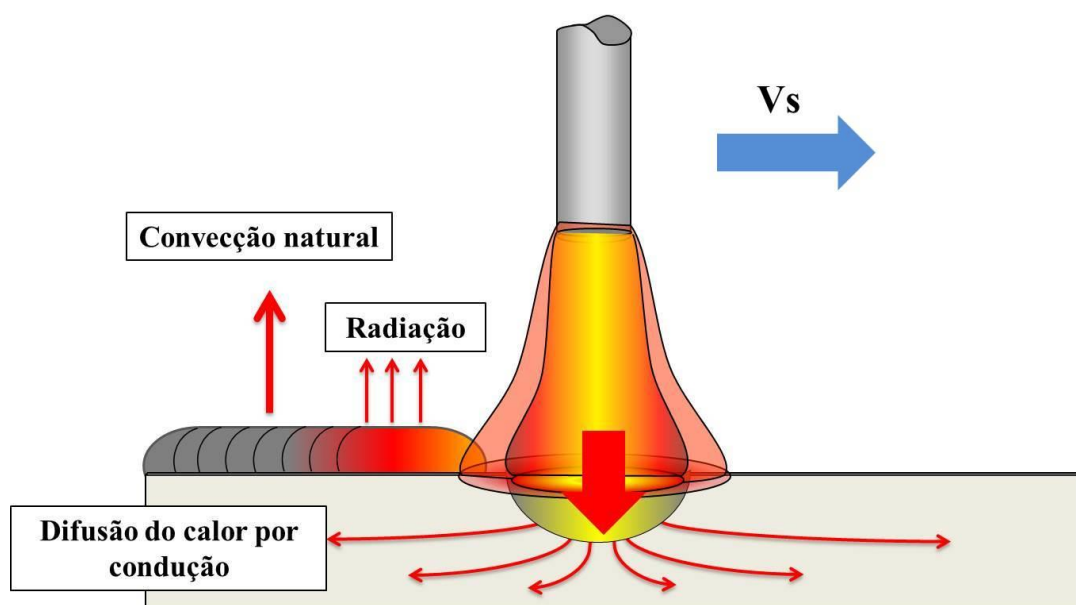


Figura 5.2 – Apresentação esquemática das perdas de calor ocorrentes a partir da superfície do cordão de solda durante soldagens

Ainda pela Figura 5.1, quanto menor o cordão, o valor de calor absorvido pelo comprimento de solda seria mais próximo do sem as perdas. O extremo seria um cordão de comprimento nulo, ou seja, sem tempo para o calor se perder para o meio ambiente e/ou difundir para dentro da chapa. Este calor seria, então, totalmente determinado pelo ensaio. Assim, o calor que entra na superfície da chapa para um cordão de comprimento nulo seria aquela parcela da energia de soldagem, livre de perdas do arco para o

ambiente, que participa na formação do cordão, denominada no Item 3.2 como *calor imposto líquido*.

Analiticamente, é possível achar o valor determinando a curva de ajuste dos valores de energia absorvida por unidade de comprimento do cordão para diferentes comprimentos de cordão e extrapolando a mesma para um comprimento de cordão tendendo a zero ($\lim_{L \rightarrow 0} C_{abs}$), assumindo que cordão de comprimento nulo inexistente. Esta determinação é ilustrada pela Figura 5.4. O ponto de extrapolação passa a ser referenciado como *Calor Imposto Líquido (CIL)* para o comprimento do cordão igual a zero. As operações matemáticas de ajuste da curva e extrapolação dos dados do calor absorvido em virtude do comprimento do cordão neste trabalho foram feitas com ajuda do programa Origin, como apresentados na Tabela 5.3.

Deve-se chamar atenção de que neste caso se está falando de energia (calor absorvido) por unidade de comprimento de solda e não energia total absorvida pela peça. Para evitar esta possível confusão, no Apêndice B está demonstrada a diferença destes dois casos, já que se fosse considerado a energia total absorvida pela peça, extrapolação para um cordão de comprimento tendendo para zero seria para uma energia nula.

Desta forma, o erro intrínseco devido ao comprimento de cordão $\varepsilon_{(L)}$ seria dado pela diferença entre valor de calor absorvido por comprimento de solda de um dado comprimento de solda ($C_{abs} (L \neq 0)$) e o valor extrapolado para um comprimento zero, ou seja, o CIL para comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$), como sintetizado pela Equação 5.3.

$$\varepsilon_{(L)} = CIL - C_{abs} (L \neq 0) , \quad \text{Eq. 5.3}$$

onde $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} C_{abs}$.

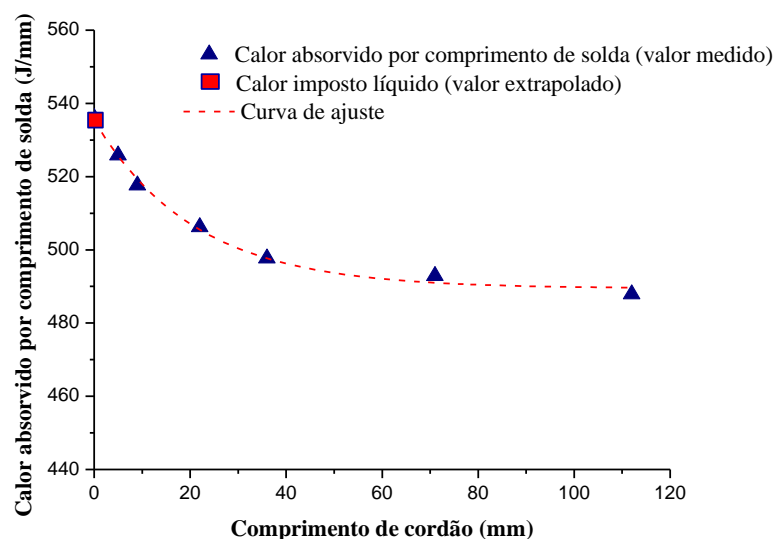


Figura 5.4 – Apresentação gráfica de extrapolação dos valores do calor imposto absorvido em virtude do comprimento do cordão para os pontos da Tabela 5.2

Tabela 5.3 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.2 e o valor do CIL extrapolado para comprimento de cordão tendendo a zero

Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} C_{abs}$) (J/mm)
	R ²	p-value	534,00
$C_{abs} = 489,09 + 44,91e^{-L/22,00}$	0,985	$2,96 \cdot 10^{-8}$	

Aplicando-se as abordagens acima descritas para os dados da Tabela 5.2, obteve-se o valor do calor imposto líquido de 534,00 J/mm. Assim, por exemplo, para um teste com um cordão de 22 mm de comprimento, o erro intrínseco da medição do C_{abs} devido ao comprimento do cordão ($\epsilon_{(L=22)}$) seria, de acordo com a Equação 5.1, de $534,00 - 506,2 = 27,8$ J/mm, ou seja, de 5,2%. Entretanto, esse valor é válido apenas para as dadas condições de soldagem e medição (comprimento do cordão, espessura da chapa de teste, tempo de demora entre o fim de soldagem e o momento que a placa de teste entra no nitrogênio líquido), ou seja, não está livre de outros tipos de erros intrínsecos.

Vale a pena de ressaltar que o fato do calor absorvido por comprimento de solda reduzir-se gradualmente com o aumento do cordão de solda (ou seja, maiores tempos de soldagem) já fora observado anteriormente para a calorimetria criogênica no trabalho do

Pépe et al. (2011), os quais apontaram um erro de 12% na eficiência térmica entre o menor (5 s) e maior (25 s) tempo de soldagem. Entretanto, esses autores não propuseram uma forma de eliminar este efeito. Por sua vez, os resultados do Arevalo (2012), apesar de não quantificados neste sentido, demonstram uma relação inversa (não linear) entre o tempo de soldagem (avaliado por comprimento de solda) e o calor absorvido. Esses autores, por conservadorismo, propuseram que os testes calorimétricos devem ser realizados com um menor cordão de solda possível e as comparações feitas entre comprimentos de cordão iguais.

5.2 – Erro intrínseco devido à espessura da placa de teste (ϵ_e)

5.2.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental

Para avaliar as alterações que a espessura da placa de teste pode fazer nas medições do calor absorvido nos testes calorimétricos, foram realizados experimentos com várias espessuras da chapa a ser soldada. A faixa de espessuras foi escolhida de uma maneira que permitisse atingir a penetração total sem perfuração na chapa mais fina (de 3,2 mm) para as dadas condições de soldagem e que, por outro lado, não prejudicasse o equipamento devido ao seu peso no caso da soldagem das chapas mais grossas (maiores de 9,56 mm de espessura).

Para cada uma de 5 espessuras testadas foram feitos os cordões de simples deposição de vários comprimentos (aproximadamente de 5, 10, 20, 30 e 70 mm) mantendo sempre os mesmos parâmetros ajustados de soldagem (como para comprimentos de aproximadamente 50 mm, parece não haver alterações significantes nos valores de calor absorvido, já que a solda entra em regime, a quantidade dos testes foi reduzida em relação ao item anterior)

Simultaneamente, para as espessuras limites foram realizadas filmagens com a câmera termográfica para obter os campos da temperatura na superfície da chapa ao longo de todo o processo de soldagem e resfriamento da chapa. Ainda para suportar a análise térmica do efeito da espessura, após todos os procedimentos de filmagem, testes calorimétricos e pesagens, as chapas de duas espessuras (a mais fina de 3,2 mm e a mais grossa de 9,56 mm) foram cortadas com a finalidade de obter as secções transversais dos cordões. As amostras foram lixadas, polidas e devidamente quimicamente atacadas para análise macrográfica do tamanho da zona fundida, zona afetada pelo calor, penetração, etc.

Os valores dos parâmetros monitorados durante a soldagem podem ser encontrados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Condições de testes para determinação do erro intrínseco devido à espessura da placa de teste no valor do calor absorvido.

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Espessura da chapa de 3,2 mm				
1	71	150	20	619,3
2	29	152	20	619,8
3	21	150	20	621,5
4	12	151	20	620,7
5	6	150	20	621,2
Espessura da chapa de 4,75 mm				
6	68	150	20	620,0
7	31	150	20	622,4
8	19	153	20	619,2
9	11	151	20	622,8
10	5	150	20	623,4
Espessura da chapa de 6,3 mm				
11	74	152	20	619,7
12	27	151	20	619,9
13	18	153	20	621,0
14	10	150	20	620,8
15	7	151	20	622,1
Espessura da chapa de 7,95 mm				
16	67	152	20	622,5
17	31	151	20	621,9
18	22	153	20	622,7
19	8	153	20	620,7
20	5	150	20	624,1
Espessura da chapa de 9,56 mm				
21	70	152	20	621,2
22	29	150	20	620,6
23	20	150	20	621,5
24	12	151	20	621,9
25	6	153	20	623,2

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 27,2°C e 61% de umidade de umidade.

5.2.2 – Resultados e Discussão

A Tabela 5.5 contém os resultados dos cálculos do calor absorvido total e do calor absorvido por unidade do comprimento do cordão de solda para todas as espessuras testadas. Também contém os valores da energia de soldagem calculados pelo método das Médias das Potências Instantâneas, que se apresentam em uma média 620 J/mm.

Tabela 5.5 – Os dados da energia de soldagem e do calor absorvido para vários comprimentos do cordão de solda e várias espessuras da placa de teste, conforme as condições da Tabela 5.4.

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Espessura da chapa de 3,2 mm</i>				
1	71	33,2	467,7	619,3
2	29	13,9	479,4	619,8
3	21	10,3	488,1	621,5
4	12	6,1	508,3	620,7
5	6	3,1	519,1	621,2
<i>Espessura da chapa de 4,75 mm</i>				
6	68	32,7	480,7	620,0
7	31	15,2	489,1	622,4
8	19	9,5	499,3	619,2
9	11	5,7	514,0	622,8
10	5	2,6	521,6	623,4
<i>Espessura da chapa de 6,3 mm</i>				
11	74	36,3	490,9	619,7
12	27	13,4	497,7	619,9
13	18	9,1	505,1	621,0
14	10	5,2	517,4	620,8
15	7	3,7	523,8	622,1
<i>Espessura da chapa de 7,95 mm</i>				
16	67	33,4	498,7	622,5
17	31	15,8	508,5	621,9
18	22	11,3	512,9	622,7
19	8	4,2	520,4	620,7
20	5	2,6	525,4	624,1
<i>Espessura da chapa de 9,56 mm</i>				
21	70	36,3	517,9	621,2
22	29	15,1	521,5	620,6
23	20	10,5	523,7	621,5
24	12	6,3	526,1	621,9
25	6	3,2	528,3	623,2

A Figura 5.5 graficamente ilustra como as várias espessuras da placa de teste afetam as determinações do calor absorvido. Observa-se que, apesar de um mesmo nível de energia de soldagem aplicado, o calor absorvido foi maior para maiores espessuras da chapa. Além disso, quanto menor a espessura da chapa maior a inclinação da curva característica do calor absorvido por comprimento de solda. Os comportamentos característicos observados são explicados pelo fato das chapas de espessuras diferentes perderem a energia de forma diferenciada. Tanto as chapas grossas quanto as chapas finas perdem calor pela superfície do cordão de solda e pelo lado da raiz (lado oposto da chapa). Entretanto, as chapas finas perdem calor pela raiz da junta por convecção e, principalmente, por radiação com maior facilidade (por ter penetração total), como demonstra o modelo da Figura 5.6.

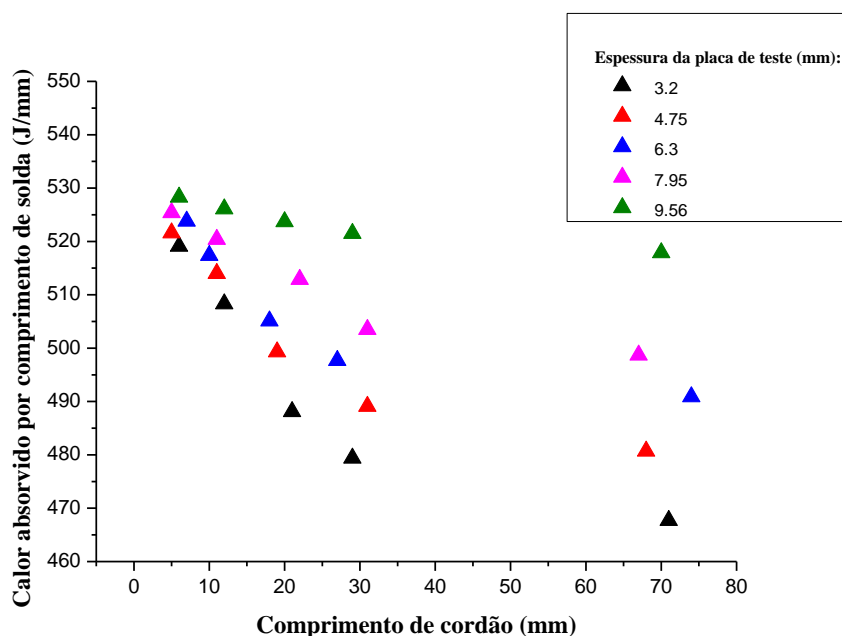


Figura 5.5 – Apresentação gráfica da influência da espessura das chapas de teste, para diferentes comprimentos do cordão de solda, sobre o valor do Calor Absorvido

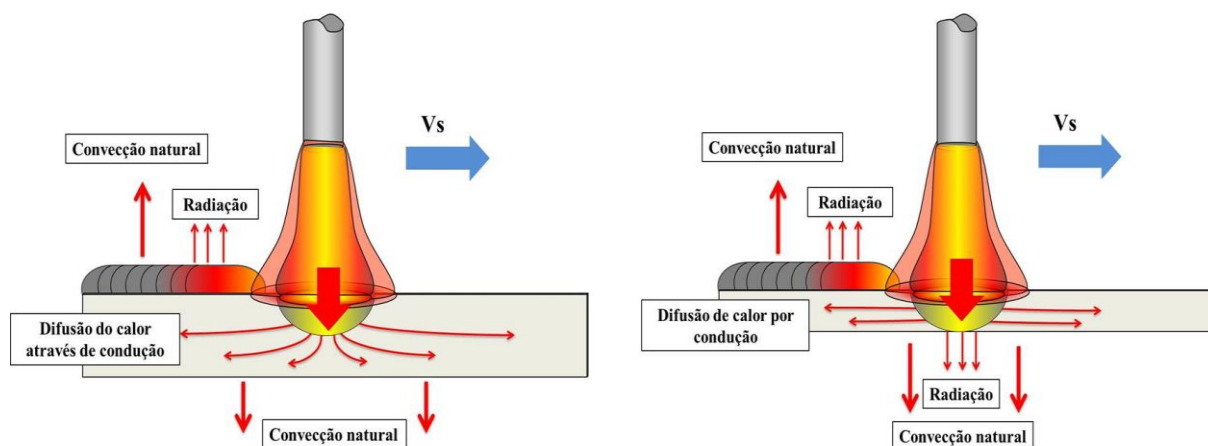


Figura 5.6– Apresentação esquemática da distribuição e perdas do calor nas chapas de várias espessuras

As imagens termográficas apresentadas na Figura 5.7 confirmam o modelo demonstrado na Figura 5.6, mostrando claramente temperaturas maiores medidas na fase da raiz de solda da chapa mais fina. Na chapa com penetração parcial, a temperatura mais alta capturada ao longo da soldagem foi de 280°C, que é relativamente baixa para perdas de calor por radiação térmica. A chapa com penetração total, por sua vez, atingiu a temperatura de fusão (1550°C) na face oposta, além de apresentar uma grande área do material acima de uma temperatura sujeita à radiação.

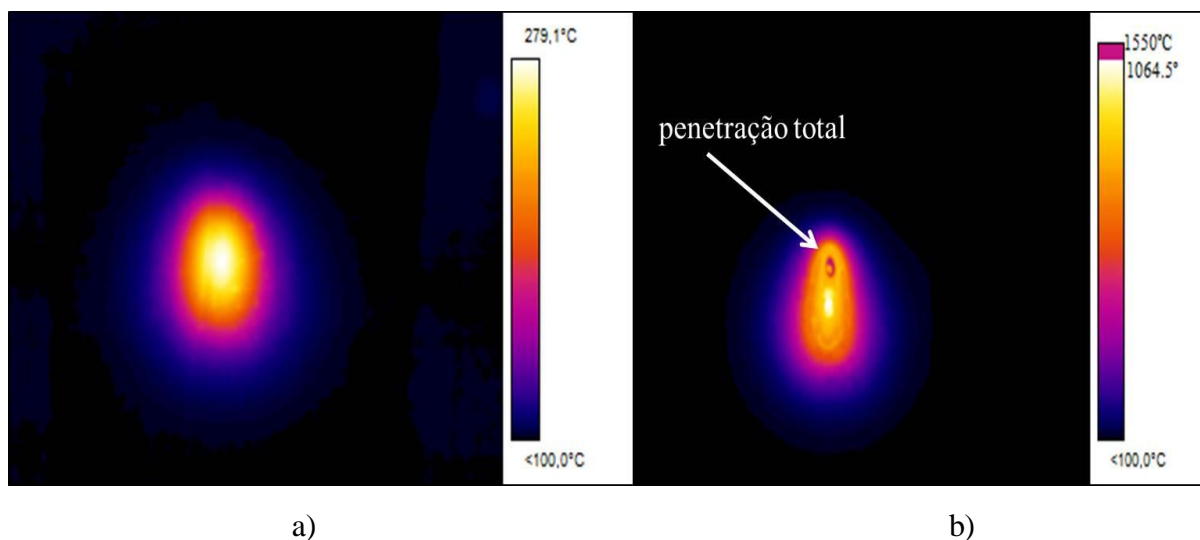


Figura 5.7 – Imagens da câmera termográfica capturadas ao longo da soldagem da chapa grossa de 9,56 mm (a) e da chapa fina de 3,2 mm (b)

As macrografias (Fig. 5.8) das seções transversais dos cordões de solda das mesmas chapas comprovam a influência espessura da placa de teste sobre o modo com que o calor vai se distribuir dentro da chapa, mostrando que na chapa fina uma grande região da ZAC (em que o material atingiu provavelmente 723°C) faceou o lado oposto da chapa, em contraste com a chapa grossa.

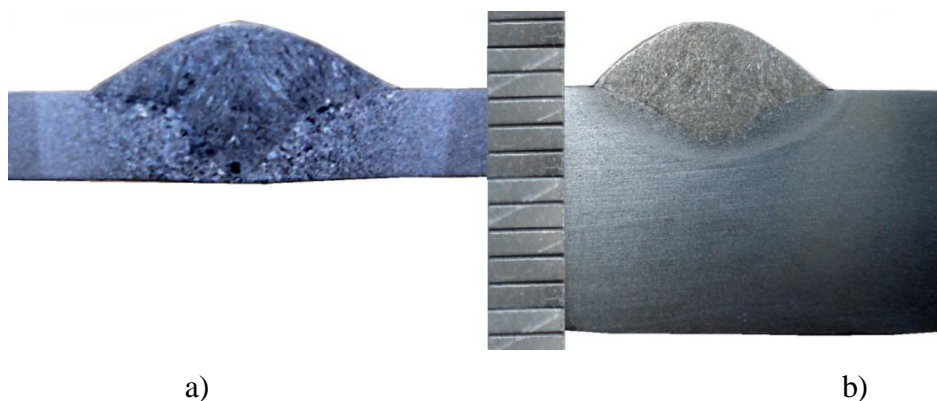


Figura 5.8 – Seções transversais dos cordões de solda para as chapas de diferentes espessuras: (a) chapa fina de 3,2 mm; (b) chapa grossa de 9,56 mm

Com finalidade de determinar os valores do calor imposto líquido para cada uma das espessuras testadas, foram obtidas as curvas de ajuste dos valores do calor absorvido por comprimento do cordão de solda, como ilustra a Figura 5.10. As equações dessas curvas, assim como os valores do calor imposto líquido para cada uma das espessuras (lembrando que $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} C_{abs}$) e os valores extrapolados para o tamanho de cordão tendendo a zero são apresentados na Tabela 5.6.

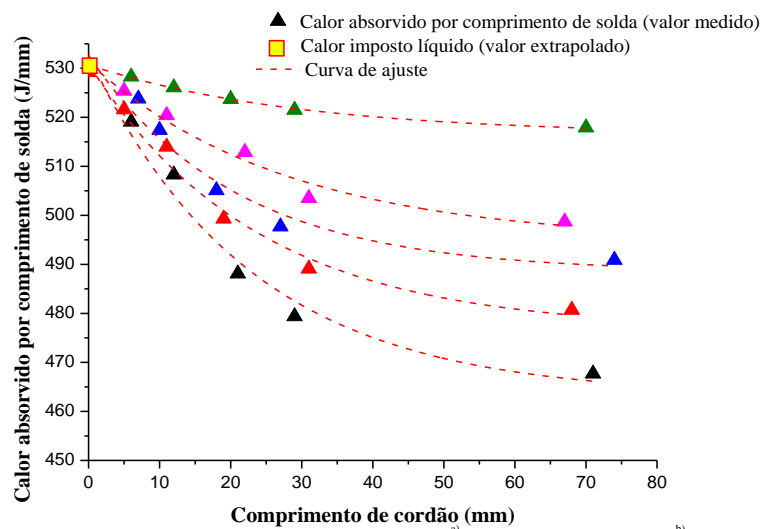


Figura 5.10 – Apresentação gráfica da extrapolação das curvas do calor absorvido para obtenção do valor do calor imposto líquido (para várias espessuras da placa de teste)

Tabela 5.6 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.5 para várias espessuras da placa de teste e o valor do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero

Espessura da chapa (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	Prob > F	
3,2	$\text{Cabs} = 463,12 + 69,47e^{-L/22,73}$	0,971	$3,6 \cdot 10^{-7}$	532,58
4,75	$\text{Cabs} = 476,84 + 54,66e^{-L/23,07}$	0,982	$8,9 \cdot 10^{-8}$	531,49
6,3	$\text{Cabs} = 488,44 + 44,03e^{-L/20,71}$	0,950	$2,1 \cdot 10^{-7}$	532,47
7,95	$\text{Cabs} = 495,58 + 35,41e^{-L/29,06}$	0,985	$1,5 \cdot 10^{-8}$	531,99
9,56	$\text{Cabs} = 516,74 + 14,34e^{-L/27,32}$	0,997	$1,5 \cdot 10^{-11}$	531,08

É interessante notar na Figura 5.10, que as curvas de ajuste para todas as espessuras convergiram para um único valor de 531,92 J/mm (apresentando uma variância insignificativa, a saber, 0,64 J/mm). Considerando que por definição o calor imposto líquido independeria da geometria da peça (pois representa a parcela que aporta sobre a chapa, mas ainda não se difundiu), este comportamento comprova que o calor imposto líquido está sendo adequadamente determinado. Desta forma, o erro intrínseco devido a espessura da placa de teste $\varepsilon_{(e)}$ vai existir em qualquer medição, mas seu valor vai depender do comprimento do cordão. Ou seja, não se consegue isolar esses dois erros intrínsecos (e o erro devido ao comprimento do cordão sempre vai existir), já que

$\varepsilon_{(e)}$ é dado pela diferença entre valor de calor absorvido por comprimento de solda de um dado comprimento de solda e uma dada espessura de chapa ($Cabs_{(L \neq 0, e \neq 0)}$) e o valor extrapolado para um comprimento zero, ou seja, o CIL para comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$) para uma dada espessura de chapa, como sintetiza a Equação 5.4.

$$\varepsilon_{(e)} = CIL - Cabs_{(L \neq 0, e \neq 0)} \quad , \quad \text{Eq. 5.4}$$

onde $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} Cabs_{(e \neq 0)}$.

Assim, este erro só inexistiria se a soldagem feita, em qualquer espessura, tivesse um cordão de comprimento nulo. Exemplificando utilizando um cordão de 22 mm usado no item anterior e a Equação 5.2, o Erro intrínseco da medição devido ao comprimento do cordão ($\varepsilon_{(L=22)}$) para a espessura de 6,3 mm foi de 29,2 J/mm (5,5%), mas este erro passa a ser de 41,8 J/mm (7,9%) ao se usar o mesmo comprimento de cordão, mas uma espessura de 3,2 mm. Mesmo que $\varepsilon_{(e)}$ embuta o $\varepsilon_{(L)}$, ele ainda existe. Por exemplo, usando um cordão mais longo (71 mm), o erro intrínseco da medição devido ao comprimento do cordão ($\varepsilon_{(L=71)}$) para a espessura de 6.3 mm passa para 42,5 J/mm (7,9%) e para 62,2 J/mm (11,7%) com a espessura de 3,2 mm. Ou seja, $\varepsilon_{(e)}$ aumentou com a redução da espessura, mas torna-se maior ainda se calculado a partir de testes com comprimentos de cordão mais longos. Pode-se imaginar que, se fosse possível isolar $\varepsilon_{(e)}$ de $\varepsilon_{(L)}$, $\varepsilon_{(e)}$ seria nulo quando a espessura fosse tal (espessura infinita) que o calor nunca atingisse a superfície oposta.

5.3 – Erro intrínseco devido à largura da placa de teste ($\varepsilon_{(l)}$)

5.3.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental

De forma semelhante à da espessura, teoricamente uma largura infinita também não levaria a erros na determinação do CIL. Mas na prática, qualquer que seja a largura (e espessura), o erro intrínseco devido ao comprimento do cordão vai existir. Naturalmente será menor caso a largura seja maior. Por isto, para determinar o erro intrínseco devido à largura, procura-se trabalhar com a maior largura possível.

Inicialmente, como base teórica para determinar a largura limite da placa de teste (a largura a partir de qual a chapa passa a ser considerada como de largura infinita, para as dadas condições de soldagem), foram realizados cálculos com base em equações que

descrevem o fluxo de calor na soldagem (modelo analítico de Rosenthal). O Apêndice C apresenta a abordagem teórica e os resultados obtidos por esses cálculos, chamando-se atenção de que uma nova forma de aplicar o modelo de Rosenthal foi proposta neste trabalho e aplicada nesses cálculos. Segundo os cálculos, para o calor absorvido pela placa de teste durante a soldagem não se perder pelas laterais antes da medição calorimétrica começar, a largura mínima da chapa de espessura de 3,2 mm deve ser de 84 mm (para as dadas condições de soldagem).

Para verificar o proposto nos dois parágrafos anteriores, uma série de testes calorimétricos com soldas de simples deposição em vários comprimentos de cordão (aproximadamente de 5, 10, 20, 30 e 50 mm) foi realizada para duas espessuras (9,56 e de 3,2 mm) e variando-se a largura das placas de teste, mas mantendo-se os mesmos parâmetros de soldagem. A largura da placa de teste foi variada de acordo com possibilidades do equipamento, sendo a mais larga de 110 mm e a mais estreita de 40 mm (chapas com larguras maiores do que 110 mm poderiam danificar o recipiente criogênico, devido ao seu tamanho, e as chapas com larguras menores do que 40 mm poderiam gerar complicações quando da fixação). Os valores dos parâmetros monitorados durante a soldagem podem ser encontrados na Tabela 5.7 (para a chapa fina) e na Tabela 5.8 (para a chapa grossa).

Tabela 5.7 – Condições de testes para determinação do erro intrínseco devido à largura da placa de teste no valor do calor absorvido. (para a espessura de 3,2 mm).

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Largura da chapa de 110 mm				
1	54	150	20	620,2
2	27	153	20	619,9
3	19	151	20	619,7
4	12	151	20	621,5
5	5	152	20	621,0
Largura da chapa de 100 mm				
6	52	151	20	620,7
7	30	150	20	622,0
8	22	150	20	621,3
9	9	151	20	620,5
10	7	151	20	621,6
Largura da chapa de 90 mm				
11	50	150	20	620,8
12	31	151	20	621,7

13	22	152	20	622,1
14	10	150	20	621,1
15	5	153	20	620,6
<i>Largura da chapa de 80 mm</i>				
16	50	150	20	620,7
17	28	150	20	619,9
18	21	152	20	621,5
19	11	153	20	623,0
20	6	151	20	621,2
<i>Largura da chapa de 70 mm</i>				
21	49	150	20	619,6
22	30	150	20	620,2
23	20	152	20	620,2
24	11	151	20	621,0
25	5	150	20	619,7
<i>Largura da chapa de 60 mm</i>				
26	53	153	20	620,2
27	31	150	20	619,7
28	20	153	20	621,7
29	9	151	20	620,8
30	6	150	20	621,0
<i>Largura da chapa de 40 mm</i>				
31	51	153	20	619,5
32	34	150	20	620,7
33	19	151	20	620,5
34	9	150	20	619,9
35	5	153	20	620,5

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 3,2 mm; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 27,9°C e 72% de umidade.

Tabela 5.8 – Parâmetros monitorados, medidos e calculados para testes de análise da largura da placa de teste no calor absorvido (para a espessura de 9,56 mm).

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Largura da chapa de 110 mm				
1	48	151	20	620,7
2	31	152	20	622,3
3	18	153	20	620,8
4	13	150	20	619,9
5	7	150	20	621,0
Largura da chapa de 100 mm				
6	54	152	20	622,7
7	31	150	20	621,5
8	22	151	20	619,1
9	10	150	20	619,5

10	5	150	20	620,4
<i>Largura da chapa de 90 mm</i>				
11	52	152	20	622,0
12	31	153	20	618,9
13	19	150	20	620,5
14	13	150	20	621,4
15	5	152	20	621,7
<i>Largura da chapa de 80 mm</i>				
16	53	151	20	620,3
17	29	151	20	620,8
18	19	150	20	619,9
19	9	153	20	622,1
20	6	151	20	621,2
<i>Largura da chapa de 70 mm</i>				
21	54	152	20	621,5
22	27	152	20	625,3
23	20	150	20	620,7
24	11	150	20	619,0
25	6	153	20	622,4
<i>Largura da chapa de 60 mm</i>				
26	53	151	20	620,8
27	31	150	20	620,5
28	20	153	20	620,7
29	9	150	20	619,1
30	6	150	20	622,4
<i>Largura da chapa de 40 mm</i>				
31	55	152	20	619,9
32	34	150	20	619,7
33	20	151	20	621,4
34	11	152	20	620,9
35	6	153	20	621,2

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 9,56 mm; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1,2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 30,2°C e 67% de umidade.

Simultaneamente com soldagem das placas com larguras limites foram realizadas filmagens com a câmera termográfica, para suportar as análises dos resultados com os campos da temperatura na superfície da chapa (do lado da raiz da solda) ao longo de todo o processo de soldagem e resfriamento da peça.

5.3.2 Resultados e Discussão

Os resultados de cálculos do calor absorvido (total e por unidade de comprimento) para as diferentes larguras de placas de teste com espessura de 3,2 mm são apresentados na Tabela 5.9. A Figura 5.11 ilustra graficamente o efeito das larguras das placas de

teste sobre as medições do calor absorvido. Observa-se que para as larguras de 110, 100, 90 e até de 80 mm não houve muita variação no calor absorvido (desconsiderando as variações devido ao comprimento do cordão, já discutidas no Item 5.1). Para as demais larguras testadas, quanto menor for a largura menor é o calor absorvido por comprimento de solda, o que comprova que a largura da placa de teste a ser usada nos ensaios calorimétricos pode gerar um erro intrínseco.

Tabela 5.9 – Calor absorvido para várias larguras da placa de teste em função do comprimento do cordão de solda para condições da Tabela 5.7 (espessura de 3,2 mm)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Largura da chapa de 110 mm</i>				
1	54	27,9	516,2	620,2
2	27	14,0	519,5	619,9
3	19	9,9	522,7	619,7
4	12	6,3	525,1	621,5
5	5	2,6	527,9	621,0
<i>Largura da chapa de 100 mm</i>				
6	52	27,0	517,9	620,7
7	30	15,6	519,8	622,0
8	22	11,5	523,0	621,3
9	9	4,7	526,5	620,5
10	7	3,7	528,7	621,6
<i>Largura da chapa de 90 mm</i>				
11	50	25,9	518,0	620,8
12	31	16,1	520,1	621,7
13	22	11,5	522,8	622,1
14	10	5,3	525,9	621,1
15	5	2,6	527,7	620,6
<i>Largura da chapa de 80 mm</i>				
16	50	25,8	515,2	620,7
17	28	14,5	517,5	619,9
18	21	10,9	519,4	621,5
19	11	5,7	521,8	623,0
20	6	3,1	524,6	621,2
<i>Largura da chapa de 70 mm</i>				
21	49	25,0	510,4	619,6
22	30	15,4	511,9	620,2
23	20	10,3	513,8	620,2
24	11	5,7	516,2	621,0
25	5	2,6	519,0	619,7
<i>Largura da chapa de 60 mm</i>				
26	53	26,7	503,7	620,2

27	31	15,7	505,3	619,7
28	20	10,1	506,0	621,7
29	9	4,6	510,1	620,8
30	6	3,1	513,3	621,0
<i>Largura da chapa de 40 mm</i>				
31	51	25,2	492,9	619,5
32	34	16,9	497,1	620,7
33	19	9,5	499,8	620,5
34	9	4,5	502,5	619,9
35	5	2,5	505,9	620,5

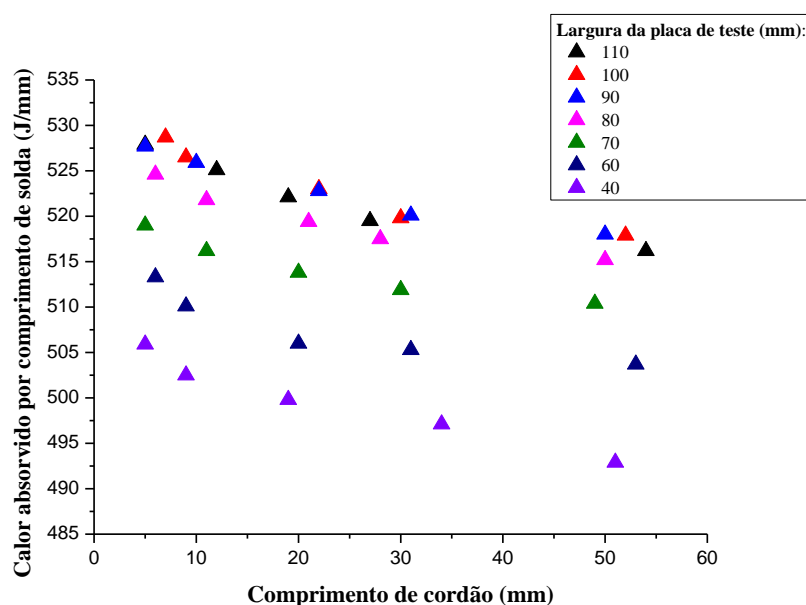


Figura 5.11 – Apresentação gráfica da influência da largura da placa de teste no valor do calor absorvido (para a espessura da chapa de 3,2 mm)

De forma análoga, os resultados do calor absorvido (total e por unidade de comprimento) para as larguras da placa de teste com espessura de 9,56 mm são apresentados na Tabela 5.10, enquanto a Figura 5.12 ilustra o comportamento. Estes resultados se encontram em concordância com a tendência dos testes com a espessura de 3,2 mm, ou seja, para as larguras de 110, 100, 90 e até de 80 mm não há muita variação em calor absorvido para os mesmos comprimentos de cordão. Esses resultados, juntamente com os anteriores (espessura de 3,2 mm) sugerem que a largura limite é de 90 mm (sendo conservador, já que com 80 mm começa já haver algum distanciamento), para a dada condição de soldagem. Para as demais larguras testadas, quanto menor for a largura, menor é o calor absorvido por comprimento de solda. Portanto, a largura da

placa de teste a ser usada nos ensaios calorimétricos pode gerar um erro intrínseco independentemente da espessura da placa de teste testada.

Tabela 5.10 – Os dados da energia de soldagem e do calor absorvido para várias larguras da placa de teste em função do comprimento do cordão de solda para condições da Tabela 5.8 (espessura de 9,56 mm)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Largura da chapa de 110 mm</i>				
1	48	24,8	516,2	620,7
2	31	16,1	520,5	622,3
3	18	9,4	523,2	620,8
4	13	6,8	524,8	619,9
5	7	3,7	527,9	621,0
<i>Largura da chapa de 100 mm</i>				
6	54	28,0	518,3	622,7
7	31	16,1	519,8	621,5
8	22	11,5	523,4	619,1
9	10	5,3	525,9	619,5
10	5	2,6	529,7	620,4
<i>Largura da chapa de 90 mm</i>				
11	52	26,9	519,0	622,0
12	31	16,1	520,1	618,9
13	19	9,9	522,8	620,5
14	13	6,8	525,9	621,4
15	5	2,6	528,1	621,7
<i>Largura da chapa de 80 mm</i>				
16	53	27,3	514,5	620,3
17	29	15,0	516,2	620,8
18	19	9,9	519,4	619,9
19	9	4,7	523,4	622,1
20	6	3,1	526,3	621,2
<i>Largura da chapa de 70 mm</i>				
21	54	27,6	511,1	621,5
22	27	13,8	512,9	625,3
23	20	10,3	515,8	620,7
24	11	5,7	521,4	619,0
25	6	3,1	525,2	622,4
<i>Largura da chapa de 60 mm</i>				
26	50	25,2	503,7	620,8
27	33	16,7	507,3	620,5
28	21	10,6	510,0	620,7
29	12	6,1	516,1	619,1
30	5	2,6	522,3	622,4

<i>Largura da chapa de 40 mm</i>				
31	55	27,2	496,9	619,9
32	34	16,9	500,1	619,7
33	20	10,0	504,8	621,4
34	11	5,5	510,5	620,9
35	6	3,0	517,9	621,2

É importante ressaltar que a largura-limite determinada a partir dos cálculos do modelo Rosenthal (Apêndice C), que apresentou um valor de 84 mm, está em concordância com o valor obtido experimentalmente (que estaria entre 80 e 90 mm). Ou seja, o modelo Rosenthal, com toda sua simplicidade, mostrou ser uma ferramenta adequada para estimar a largura das placas de teste (pelo menos para faixas de energias de soldagem não tão discrepantes da atual).

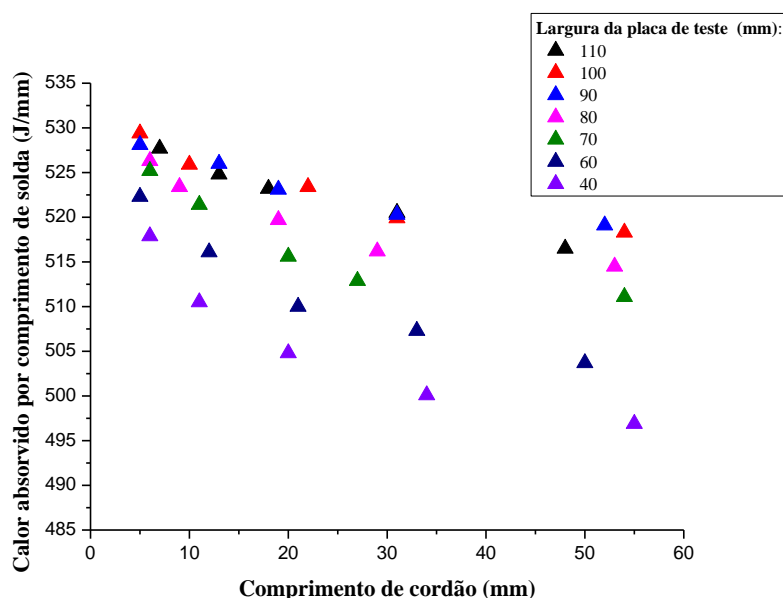


Figura 5.12 – Apresentação gráfica da influência da largura da placa de teste no valor do calor imposto absorvido (para a espessura da chapa de 9,56 mm)

Figura 5.13 apresenta os campos termográficos obtidos para as chapas mais grossas (espessura de 9,56 mm), tanto referente à soldagem da chapa de menor largura (60 mm) como da chapa mais larga (100 mm). A temperatura da borda da chapa de 60 mm de largura alcançou um valor de 210°C, enquanto a temperatura da borda da chapa de 100 mm de largura não atingiu 100°C. Isso justifica as maiores perdas de calor por convecção (gradiente com a temperatura ambiente) da chapa menos larga.

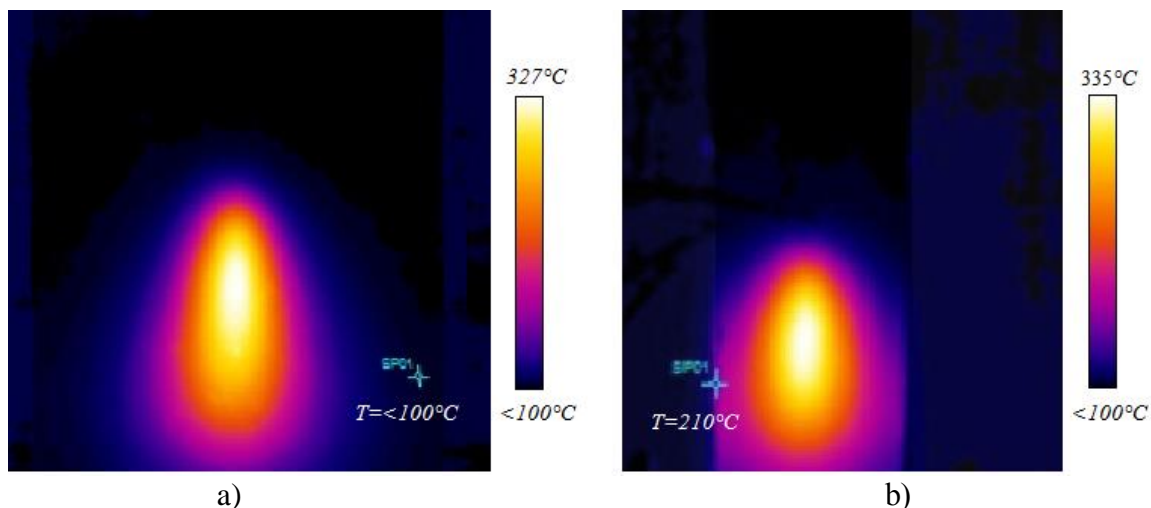


Figura 5.13 – Imagens termográficas capturadas ao longo das soldagens da chapa espessa de 9,56 mm, para largura de 100 mm (a) e 60 mm (b), onde o símbolo ✚ indica a aresta da chapa

Para analisar a influência da largura da placa de teste no valor do calor imposto líquido, as curvas das Figuras 5.11 e 5.12 foram extrapoladas até o comprimento de cordão tendendo a zero ($L \rightarrow 0$) e os valores respectivos de $CIL_{(L \rightarrow 0)}$ foram determinados, lembrando que $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} Cabs$. As Figuras 5.14 e 5.15 demonstram graficamente as curvas de ajuste do calor absorvido pela unidade do comprimento de solda, para a espessura maior e menor, respectivamente. Observa-se que a extrapolação das curvas para o caso de soldagem das placas de teste com espessura de 9,56 resultou no mesmo valor do calor imposto líquido, enquanto o calor imposto líquido para os testes com a espessura de 3,2 mm apresentou uma maior variação, sendo quase igual para as larguras de 110 a 80 mm e apresentando queda significativa para as larguras de 70 a 40 mm.

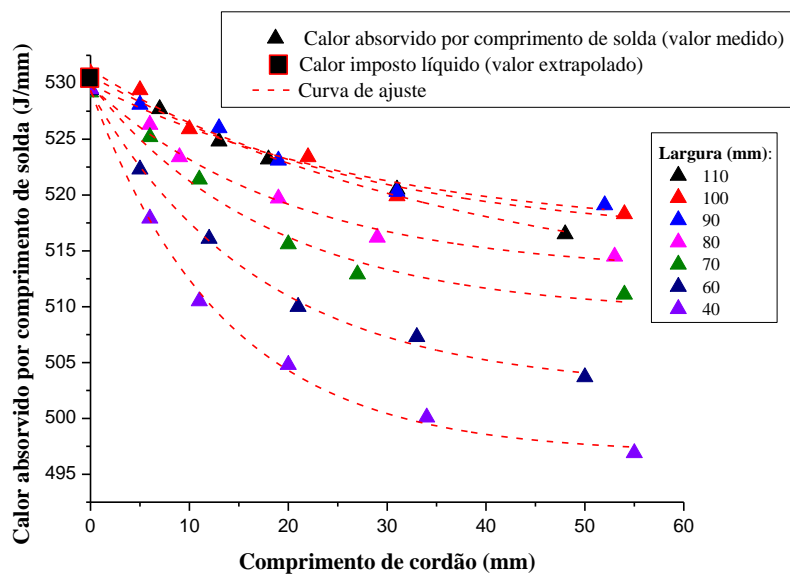


Figura 5.14 – Apresentação gráfica da extrapolação das curvas do calor absorvido para obtenção do valor do calor imposto líquido para várias larguras da placa de teste (espessura de 9,56 mm)

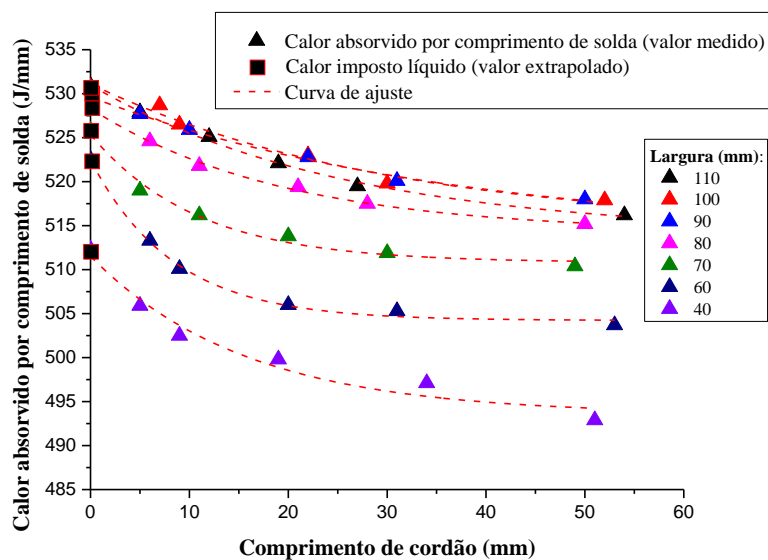


Figura 5.15 – Apresentação gráfica da extrapolação das curvas do calor absorvido para obtenção do valor do calor imposto líquido para várias larguras da placa de teste (espessura de 3,2 mm)

As Tabelas 5.11 e 5.12 apresentam, respectivamente para as duas espessuras testadas, os valores do calor imposto líquido $CIL_{(L \rightarrow 0)}$ obtidos a partir de extrapolação

das curvas de ajuste do calor absorvido pelas placas de teste de diferentes larguras em função do comprimento de cordão.

Tabela 5.11 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.9 para várias larguras da placa de teste e os valores do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$, ($e = 3,2mm$))

Largura da chapa (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
110	$\text{Cabs} = 513,68 + 17,32e^{-L/27,14}$	0,984	$7,2 \cdot 10^{-7}$	531,02
100	$\text{Cabs} = 512,31 + 16,50e^{-L/21,55}$	0,960	$1,7 \cdot 10^{-6}$	530,82
90	$\text{Cabs} = 514,46 + 15,46e^{-L/33,19}$	0,993	$3,7 \cdot 10^{-7}$	529,92
80	$\text{Cabs} = 513,95 + 13,95e^{-L/20,93}$	0,988	$3,5 \cdot 10^{-7}$	527,89
70	$\text{Cabs} = 510,61 + 14,01e^{-L/11,83}$	0,984	$1,4 \cdot 10^{-8}$	524,62
60	$\text{Cabs} = 504,14 + 17,48e^{-L/8,90}$	0,972	$9,8 \cdot 10^{-7}$	521,62
40	$\text{Cabs} = 487,05 + 20,25e^{-L/43,19}$	0,948	$3,1 \cdot 10^{-6}$	507,30

Tabela 5.12 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.10 para várias larguras da placa de teste e os valores do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$, ($e = 9,56mm$))

Largura da chapa (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
110	$\text{Cabs} = 508,57 + 22,05e^{-L/46,47}$	0,978	$9,5 \cdot 10^{-7}$	530,60
100	$\text{Cabs} = 517,16 + 15,67e^{-L/19,98}$	0,948	$2,4 \cdot 10^{-6}$	530,93
90	$\text{Cabs} = 517,56 + 13,83e^{-L/20,80}$	0,949	$1,7 \cdot 10^{-6}$	531,40
80	$\text{Cabs} = 512,90 + 16,61e^{-L/20,36}$	0,980	$2,4 \cdot 10^{-9}$	529,50
70	$\text{Cabs} = 509,29 + 20,48e^{-L/18,69}$	0,970	$8,3 \cdot 10^{-9}$	529,70
60	$\text{Cabs} = 502,28 + 26,33e^{-L/18,25}$	0,991	$1,1 \cdot 10^{-6}$	528,61
40	$\text{Cabs} = 496,59 + 31,65e^{-L/14,42}$	0,989	$1,6 \cdot 10^{-6}$	528,24

A partir dos valores das Tabelas 5.11 e 5.12, pode-se perceber que $CIL_{(L \rightarrow 0)}$, ($e = 9,56mm$) apresentou uma variância insignificativa dos valores ($CIL_{\text{médio}} = 529,85 \pm 1,18$ J/mm), ou seja, no caso de soldagem da chapa mais grossa, a largura não impõe grandes erros intrínsecos, principalmente para larguras acima de 90 mm (para as dadas condições de soldagem). Já para a menor espessura, valores diferentes de $CIL_{(L \rightarrow 0)}$, ($e = 3,2mm$) foram obtidos, dependendo da largura testada. Essa diferença pode ser explicada com base nos erros intrínsecos da medição. Para a espessura de 9,56 mm, o erro intrínseco da geometria da placa de teste se deve principalmente à largura (para os testes

com largura menor do que 90 mm), enquanto para espessura de 3,2 mm há dois erros intrínsecos relacionados com a geometria da peça, ou seja, da própria espessura da chapa (que por sua vez depende também do erro intrínseco devido ao comprimento do cordão, como discutido no item 5.2.2) e da largura da chapa (de novo, para as larguras menores do que 90 mm). Estes resultados demonstram que a metodologia proposta deve ser preferencialmente aplicada em chapas mais espessas e largura infinita (presença de apenas um erro intrínseco da geometria da placa de teste). Em caso contrário, a determinação do CIL dependerá de um método de extrapolação (a ser explicado no item 5.4, analogamente ao aplicado na determinação do efeito do tempo entre o fim de soldagem e início de medição).

Desta maneira, por semelhança com o Item 5.2, o erro intrínseco devido à largura da placa de teste $\varepsilon_{(l)}$ (na condição de chapa espessa suficiente para uma dada energia de soldagem) é dado pela diferença entre valor de calor absorvido por comprimento de solda de um dado comprimento de solda e uma dada largura e espessura (espessa) de chapa ($Cabs_{(L \neq 0, l \neq 0, e \gg 0)}$) e o valor extrapolado para um comprimento zero, ou seja, o CIL para comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$) para uma dada largura e espessura de chapa, como sintetiza a Equação 5.5.

$$\varepsilon_{(l)} = CIL - Cabs_{(L \neq 0, l \neq 0, e \gg 0)}, \quad \text{Eq. 5.5}$$

onde $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} Cabs_{(l \neq 0, e \gg 0)}$.

Por exemplo, usando a Tabela 5.11 (para chapas de 9,56 mm de espessura), o erro intrínseco devido à largura de uma placa de teste com largura de 80 mm, espessura 9,56 mm e comprimento de cordão de 20 mm, ou seja, $\varepsilon_{(L = 20, l = 80, e \gg 0)}$, em relação ao Calor Imposto Líquido calculado pela Equação 5.3 foi de 13,6 J/mm (2,5%). Já para uma largura de 40 mm, o $\varepsilon_{(L = 20, l = 40, e \gg 0)}$ passou a ser de 24,7 J/mm (4,6%). Lembrando ainda que o erro devido ao comprimento de cordão de solda $\varepsilon_{(L)}$ continua ser embutido nas medições, pois para uma largura de placa de teste de 80 mm e um comprimento de cordão de 53 mm esse erro $\varepsilon_{(L = 53, l = 80, e \gg 0)}$ passa a ser de 15 J/mm (2,8%) e aumenta ainda mais para um teste com o mesmo comprimento de cordão, mas com a menor largura (40 mm), $\varepsilon_{(L = 53, l = 40, e \gg 0)}$ de 32,6 J/mm (6,1%).

5.4 – Erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição ($\epsilon_{(t)}$)

5.4.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental

Os tempos entre o fim de soldagem e começo de medição foram representados pelas diferentes distâncias que a placa de teste pode percorrer desde a liberação a partir das garras até a submersão completa no nitrogênio líquido. Essa distância é esquematicamente apresentada na Figura 5.16. Assim, os testes para determinar o erro devido ao tempo foram realizados para 4 diferentes distâncias de queda da placa de teste (ajustadas pela altura da boca do recipiente criogênico). Considerando que o nível do nitrogênio sempre foi estabilizado 100 mm abaixo da boca do recipiente, as distâncias de queda foram de 550, 445, 420 e 395 mm.

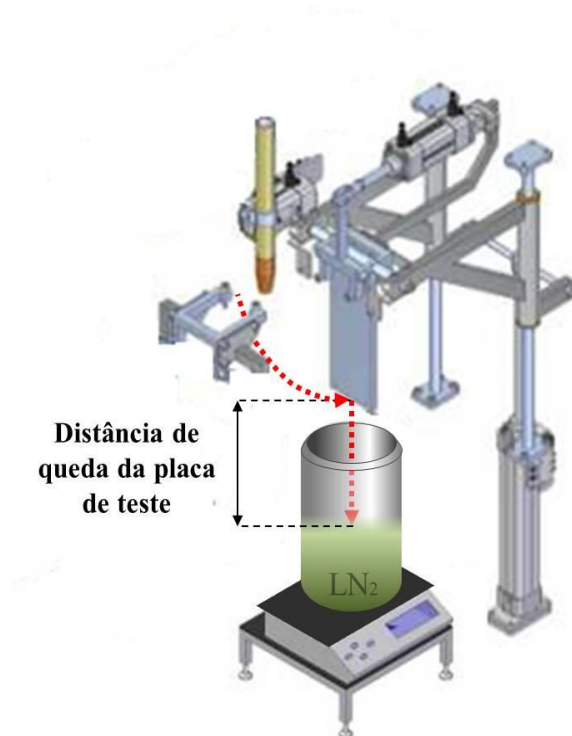


Figura 5.16 – Apresentação esquemática da distancia de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro

As soldagens foram feitas com simples deposição de material sobre chapa para vários comprimentos do cordão de solda (aproximadamente de 5, 10, 20, 30 e 50 mm), mantendo-se os mesmos parâmetros de soldagem. As dimensões das placas de teste foram de 100 x 200 mm x 7,95 mm de espessura (que, de acordo com os testes anteriores, a largura é infinita e a espessura considerada como bastante espessa para não atingir a penetração total e não perder o calor por radiação, para a dada condição de

soldagem). A Tabela 5.13 apresenta os parâmetros de soldagem monitorados, medidos e calculados para testes de análise do tempo entre o fim de soldagem e início de medição no calor absorvido.

Tabela 5.13 – Condições de testes para determinação do erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição no calor imposto absorvido

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Distância de queda de 550 mm				
1	52	152	20	622,5
2	34	151	20	620,4
3	21	153	20	620,1
4	13	151	20	620,5
5	8	150	20	619,7
Distância de queda de 445 mm				
6	52	153	20	622,5
7	30	150	20	620,2
8	24	152	20	621,3
9	11	151	20	619,8
10	7	150	20	621,5
Distância de queda de 420 mm				
11	49	150	20	620,7
12	32	151	20	619,8
13	21	150	20	619,8
14	12	150	20	620,2
15	6	153	20	621,8
Distância de queda de 395 mm				
16	51	151	20	621,5
17	28	152	20	619,3
18	19	150	20	620,3
19	11	150	20	621,5
20	6	153	20	620,2

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 32,3°C e 63% de umidade.

5.4.2 – Resultados e discussão

A Tabela 5.14 apresenta os valores do calor absorvido (total e por comprimento de solda) para as diferentes distâncias de queda. Observa-se que, quanto maior é a distância de queda (maior tempo entre o fim de soldagem e início de medição), menor é o calor absorvido pela placa de teste medido através da calorimetria criogênica. Isso acontece

devido às perdas do calor que ocorrem depois que o arco está apagado, mas a placa de teste ainda não atingiu o recipiente calorimétrico. Entre esses dois momentos acontecem as perdas por radiação da parte do cordão de solda que acabou de solidificar, perdas por convecção da parte do cordão que já está resfriando, e perdas por convecção a partir de todas as superfícies da placa de teste, como pode ser observado na Figura 5.17. Além disso, durante a queda da placa de teste o calor se perde com maior velocidade (comparando com o momento quando a placa está estática), devido ao aumento da velocidade do fluxo de ar.

Tabela 5.14 – Os dados da energia de soldagem e do calor absorvido para vários comprimentos do cordão de solda e diferentes distâncias de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro, conforme as condições da Tabela 5.13

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Distância de queda de 550 mm</i>				
1	52	24,4	470,1	622,0
2	34	16,3	478,2	621,3
3	21	10,2	487,2	622,6
4	13	6,5	497,9	619,7
5	8	4,1	509,4	621,2
<i>Distância de queda de 445 mm</i>				
6	52	24,8	477,2	621,2
7	30	14,5	484,1	621,7
8	24	11,9	494,4	620,5
9	11	5,6	507,8	619,5
10	7	3,6	516,9	620,1
<i>Distância de queda de 420 mm</i>				
11	49	24,2	494,6	621,5
12	32	16,1	501,8	619,8
13	21	10,7	510,9	620,5
14	12	6,2	520,6	622,4
15	6	3,2	528,3	621,6
<i>Distância de queda de 395 mm</i>				
16	51	25,7	503,7	621,5
17	28	14,4	514,1	620,4
18	19	9,9	522,2	619,6
19	11	5,8	530,1	620,9
20	6	3,2	537,7	621,3

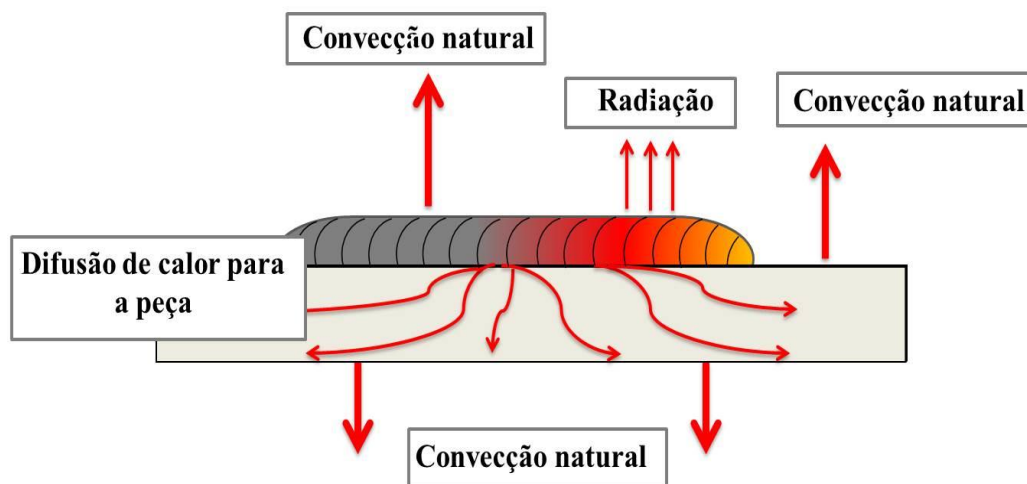


Figura 5.17 – Apresentação esquemática da distribuição e perdas do calor entre o fim de soldagem e início de medição do calor absorvido

As tendências descritas anteriormente podem ser observadas na Figura 5.18, a qual apresenta graficamente as curvas de calor absorvido pela placa de teste em função do comprimento de cordão para as diferentes distâncias de queda da placa de teste no calorímetro.

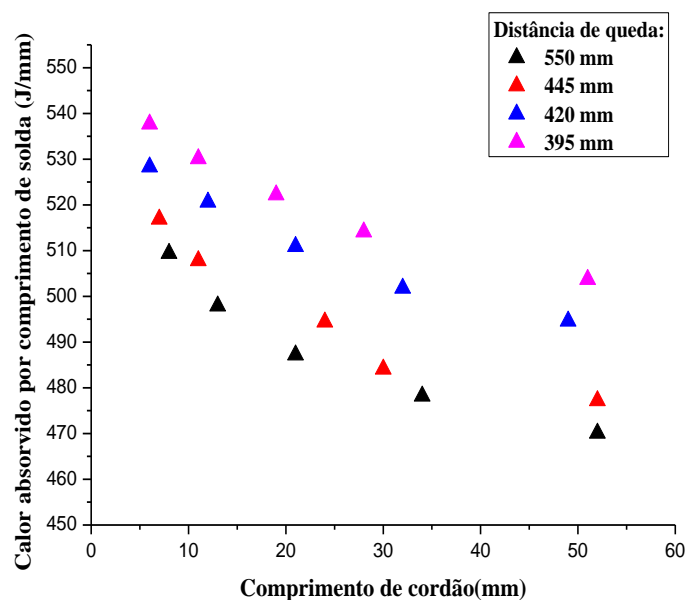


Figura 5.18 – Calor absorvido em função do comprimento do cordão para várias distâncias de queda

A Tabela 5.15 apresenta os valores do CIL obtido a partir das curvas de ajuste do calor absorvido da Figura 5.16 e as respectivas equações das curvas de ajuste, lembrando que $CIL = \lim_{L \rightarrow 0} Cabs$ para qualquer distância de queda. A Figura 5.19 demonstra graficamente o processo de extrapolação das curvas de calor absorvido até o comprimento de cordão tendendo a zero.

Tabela 5.15 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.14 para várias distâncias de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro e os valores do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$)

Distância de queda da placa de teste (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} Cabs$) (J/mm)
		R ²	p-value	
550	$Cabs = 467,00 + 64,97e^{-L/18,18}$	0,993	$3,7*10^{-6}$	531,96
445	$Cabs = 471,41 + 62,75e^{-L/21,21}$	0,971	$1,9*10^{-5}$	534,16
420	$Cabs = 484,41 + 54,30e^{-L/28,89}$	0,998	$6,6*10^{-7}$	538,72
395	$Cabs = 495,52 + 52,29e^{-L/27,43}$	0,998	$6,1*10^{-7}$	547,82

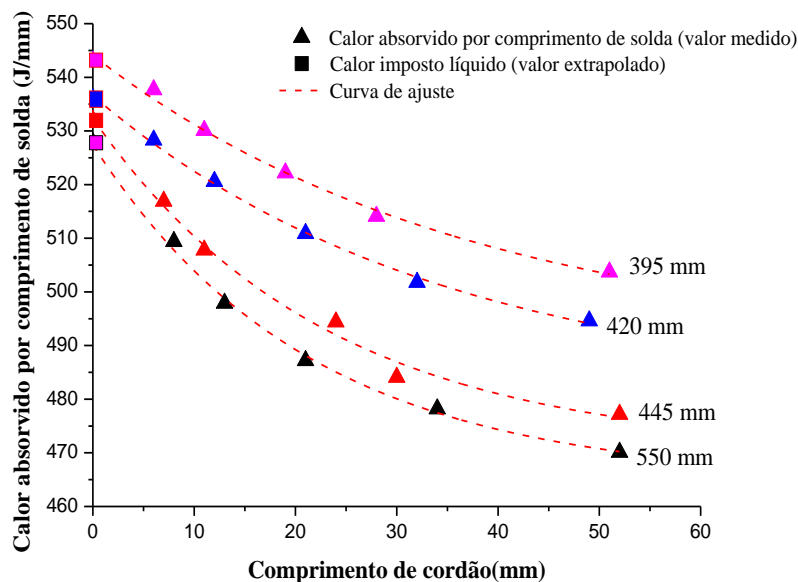


Figura 5.19 – Apresentação gráfica da extrapolação das curvas do calor absorvido para obtenção do valor do calor imposto líquido para várias alturas de queda da placa de teste no calorímetro

Após a extrapolação das curvas de calor absorvido para o comprimento de cordão tendendo a zero e obtenção dos valores do $CIL_{(L \rightarrow 0)}$ para as diferentes alturas de queda da placa de teste (bastante espessa, com largura e comprimento infinitos para as dadas condições de soldagem), pode-se determinar o erro intrínseco devido ao tempo que a placa de teste leva a cair no recipiente de calorímetro ($\varepsilon_{(t)}$). Para as perdas de calor não acontecerem durante este percurso, este tempo teria que ser igual zero ($t \rightarrow 0$), ou seja, a distância de queda teria de ser nula. Porém, a partir dos valores obtidos do calor imposto líquido para as diferentes distâncias de queda (lembrando, que distância de queda é que representa o tempo entre o fim de soldagem e início de medição do calor absorvido) é possível determinar o calor imposto líquido medido exatamente depois de soldagem acabar. Para esse fim, deve-se traçar a relação entre a distância da queda e o calor imposto líquido determinado na Tabela 5.15, como mostra o gráfico da Figura 5.20.

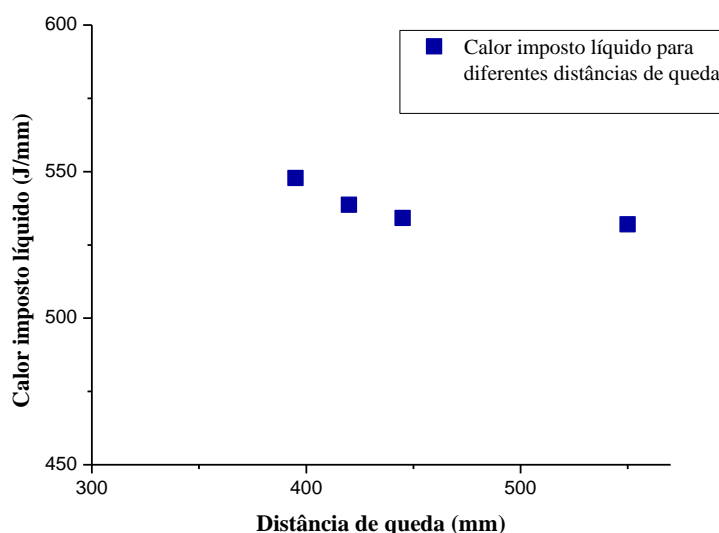


Figura 5.20 – Calor imposto líquido determinado para diferentes distâncias de queda da placa de teste no calorímetro em função da distância de queda

Porém, para extrapolar o valor do Calor Imposto Líquido obtido para as diferentes distâncias de queda para a condição da distância (ou tempo) tendendo a zero ($C_{abs} (L \rightarrow 0, l \neq 0, e \gg 0, t \rightarrow 0)$) é necessário linearizar a relação apresentada na Figura 5.20, possível através do uso da escala logarítmica no eixo Y, como ilustra a Figura 5.21. A Tabela 5.16 apresenta os cálculos desta extrapolação.

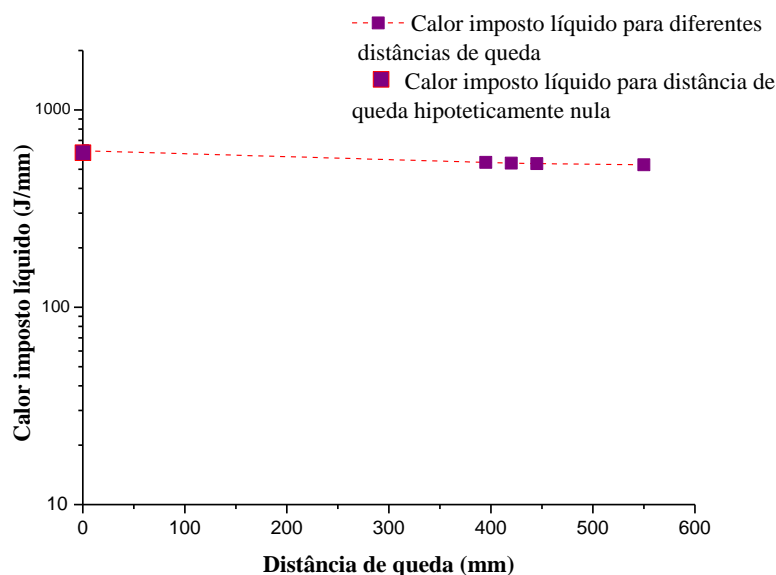


Figura 5.21 – Apresentação gráfica da extrapolação dos valores de calor imposto líquido, determinado para várias distâncias de queda da placa de teste, para a distância igual zero.

Tabela 5.16 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.15 para várias distâncias de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro e valor do CIL extrapolado para a distância de queda tendendo a zero ($CIL_{(t \rightarrow 0)}$)

Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido ($CIL = \lim_{L \rightarrow 0} C_{abs}$) (J/mm)
	R^2	p-value	
$CIL = 573,2 - 0,085t$	0,731	$2,3 \cdot 10^{-3}$	573,20

Desta maneira, pode-se determinar o erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição do calor absorvido $\varepsilon_{(t)}$ através da determinação do calor imposto líquido para diferentes alturas de queda. Deve-se lembrar de que neste caso esse calor imposto líquido não aparece diretamente da extrapolação para a condição de comprimento de cordão ($CIL_{(L \rightarrow 0)}$), como foi feito para o efeito da espessura e da largura (desde que fosse infinita). Deve-se também eliminar o efeito do tempo, extrapolando para uma distância de queda tendendo a zero ($CIL_{(t \rightarrow 0)}$). Aliás, procedimento semelhante teria de ser feito para descobrir o Calor Imposto Líquido para os casos da determinação do efeito da largura quando a espessura é pequena.

A estimação do erro em uma medida é dado pela diferença entre valor do CIL para comprimento de cordão e distância de queda tendendo a zero $CIL_{(L \rightarrow 0, t \rightarrow 0)}$ e um

valor de calor absorvido por comprimento de solda de um dado comprimento de solda e uma dada distância de queda ($C_{abs} (L \neq 0, t \neq 0)$), como sintetiza a Equação 5.6.

$$\varepsilon_{(l)} = CIL_{(L \rightarrow 0, t \rightarrow 0)} - C_{abs} (L \neq 0, t \neq 0) \quad , \quad \text{Eq. 5.6}$$

onde $CIL_{(L \rightarrow 0)} = \lim_{L \rightarrow 0} C_{abs} (L \neq 0, t \neq 0)$ e $CIL_{(t \rightarrow 0)} = \lim_{t \rightarrow 0} CIL(L \rightarrow 0)_{(t \neq 0)}$.

Assim, o erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição ($\varepsilon(t)$) para altura de queda de 550 mm (que representa o maior tempo de demora) seria de $573,2 - 527,8 = 45,4$ J/mm (7,9%), considerando que este erro já é livre de erros intrínsecos devido ao comprimento de cordão e geometria da placa de teste (erros eliminados através da extrapolação demonstrado na Figura 5.19). Levando à consideração, por exemplo, o erro intrínseco devido ao comprimento de cordão de solda, o erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição ($\varepsilon(t)$) passa a ser de 86 J/mm (15%) para um cordão de 20 mm e de 103,1 J/mm (18%) para um cordão de 52 mm.

5.5 –Determinação do erro intrínseco total (ε_{total})

Nos itens anteriores deste capítulo, foi observada a influência que cada parâmetro do ensaio pode ter sobre a medição do Calor Absorvido e, conseqüentemente, na determinação do Calor Imposto Líquido. Assim, pôde-se concluir que as medições calorimétricas (ou seja, calor absorvido) dependem do comprimento do cordão de solda (tempo de soldagem), da geometria (espessura e largura) da placa de teste a ser usada nas medições, da posição do cordão em relação às arestas inicial e final da chapa e do percurso da placa de teste até o recipiente (tempo entre o fim de soldagem e início de medição). Por outro lado, o Calor Imposto Líquido, por definição e também por demonstração prática, não depende de nenhum destes parâmetros, pois erros intrínsecos devido aos fatores citados podem ser eliminados analiticamente. Ou seja, o CIL só depende da energia de soldagem e da forma como ela foi entregue para a peça (parâmetros elétricos e geometria da fonte de calor).

Dessa maneira, o valor do calor imposto líquido CIL_{total} determinado para a condição de soldagem usada nesse capítulo (com energia de soldagem de aproximadamente de 620 J/mm), após eliminação de todos os erros intrínsecos

consideráveis do método calorimétrico de nitrogênio líquido, foi de 573 J/mm. Esta diferença (620 – 573 J/mm) representa as perdas de energia do processo antes da mesma ser entregue para a peça a ser soldada, mas não os erros intrínsecos do processo de medição.

De acordo com a Equação 5.1 proposta no início deste capítulo, o erro intrínseco total das medições calorimétricas criogênicas se resume à soma dos erros devido a cada parâmetro de teste (comprimento de cordão, espessura da chapa, etc.). Aparentemente seria, então, apenas a somatória dos erros. Entretanto, não é possível determinar experimentalmente cada um desses erros separadamente. Por exemplo, quando da eliminação do erro intrínseco devido à espessura da placa de teste ou do tempo entre o fim de soldagem e início de medição, o erro devido ao comprimento do cordão de solda estava embutido, fato inerente à metodologia proposta e empregada. Portanto, a equação referida pode ser considerada analiticamente ou como um meio descritivo dos fenômenos, mas na prática não há como usá-la.

Entretanto, o erro intrínseco total (ou seja, somatória dos erros) para cada medição realizada pode ser determinado quantitativamente rearranjando a Equações 5.2 e usando o C_{abs} medido em qualquer teste. Assim, temos para as condições de ensaio deste capítulo:

$$\varepsilon_{total} = CIL_{total} - C_{abs} \quad \text{Eq. 5.7}$$

onde, para o caso deste capítulo, CIL_{total} é igual a 573 J/mm e C_{abs} é o calor absorvido determinado para qualquer condição ou parâmetro durante a realização do ensaio.

Por exemplo, usando a os dados de determinação do erro intrínseco devido à largura da placa de teste do Item 5.3 da Tabela 5.11, o erro intrínseco do ensaio com uma placa de teste com largura de 80 mm, espessura 9,56 mm e comprimento de cordão de 20 mm, ou seja, $\varepsilon_{(L=20, l=80, e \gg 0)}$, em relação ao Calor Imposto Líquido calculado pela Equação 5.3 foi de 13,6 J/mm (2,5%). O erro intrínseco total (ε_{total}) deste ensaio passa a ser de 9,3 % quando calculado pela Equação 5.7, usando como a referência o valor do Calor Imposto Líquido Total (CIL_{total}). Bem superior, por incluir todos os erros intrínsecos.

5.6 – Rendimento térmico

A partir dos resultados apresentados anteriormente é possível avaliar o rendimento térmico do processo de soldagem aplicado (MIG/MAG por curto-circuito) para todos os testes e as alterações do mesmo em função das variáveis analisadas. O coeficiente do rendimento térmico pode ser determinado através da Equação 5.8:

$$\eta = \frac{CIL}{E_s} \quad \text{Eq. 5.8}$$

onde CIL é o calor imposto líquido (valor extrapolado) determinado por meio dos testes calorimétricos de nitrogênio líquido e E_s é a energia de soldagem calculada através do método de potências instantâneas (Item 4.2.4).

A Tabela 5.17 demonstra os valores do rendimento térmico para todos os testes realizados considerando os erros intrínsecos envolvidos no processo de medição do calor absorvido devido o processo de soldagem. Como a energia de soldagem sempre foi mantida a mesma, o coeficiente do rendimento do processo de soldagem (MIG/MAG por curto-circuito, no caso) é diretamente dependente do calor imposto líquido.

Tabela 5.17 – Os valores do rendimento térmico para todos os testes realizados

Condições de teste calorimétrico	Calor imposto líquido (valor extrapolado)	Energia de soldagem	Rendimento térmico
	(J/mm)	(J/mm)	%
Análise da influência do comprimento do cordão de solda no calor absorvido (Item 5.1)	534,0 (Figura 5.5)	621,2 (valor médio para todos os testes da Tab. 5.3)	85,9%
Análise da influência da espessura da placa de teste no calor absorvido (Item 5.2)	531,92 (valor médio da Tab. 5.6)	621,4 (valor médio para todos os testes da Tab. 5.5)	85,3%
Análise da influência da largura da placa de teste no calor absorvido (Item 5.3)			

Condições de teste calorimétrico		Calor imposto líquido (valor extrapolado)	Energia de soldagem	Rendimento térmico
		(J/mm)	(J/mm)	%
Espessura da placa de teste de 3,2 mm	Largura da placa de teste de 110-80 mm	529,9 (valor médio da Tab. 5.11 para larguras de 110-80 mm)	621,1 (valor médio da Tab. 5.9 para larguras de 110-80 mm)	85,3%
	Largura da placa de teste de 70 mm	524,62 (valor da Tab. 5.11 para largura de 70 mm)	620,1 (valor médio da Tab. 5.9 para largura de 70 mm)	84,7%
	Largura da placa de teste de 60 mm	521,62 (valor da Tab. 5.11 para largura de 60 mm)	620,7 (valor médio da Tab. 5.9 para largura de 60 mm)	84,2%
	Largura da placa de teste: 40 mm	507,30 (valor da Tab. 5.11 para largura de 40 mm)	620,2 (valor médio da Tab. 5.9 para largura de 40 mm)	81,8%
Todas as larguras para espessura de 9,56 mm		529,85 (valor médio da Tab. 5.12)	620,95 (valor médio da Tab. 5.10)	85,4%
Análise da influência do tempo entre o fim de soldagem e início de medição no calor imposto absorvido (Item 5.6)				
Distância de queda da placa de teste	550 mm	531,72 (valor da Tab. 5.15 para distância de 550 mm)	621,2 (valor médio da Tab. 5.14 para distância de 550 mm)	85,6%
	445 mm	534,16 (valor da Tab. 5.15 para distância de 445 mm)	620,1 (valor médio da Tab. 5.14 para distância de 445 mm)	86,1%
	420 mm	538,72 (valor da Tab. 5.15 para distância de 420 mm)	621,2 (valor médio da Tab. 5.14 para distância de 420 mm)	86,7%
	395 mm	547,82 (valor da Tab. 5.15 para distância de 395 mm)	620,7 (valor médio da Tab. 5.14 para distância de 395 mm)	88,3%
Distância de queda da placa de teste de 0 mm; dimensões da placa de teste: 100x200 mm (infinitas para as dadas condições de soldagem); espessura da placa de teste: 7,95 (bastante espessa)		573,2 (Figura 5.20, valor extrapolado)	620,8 (valor médio da Tab. 5.14 para todas as distâncias)	91,2%

A partir dos resultados apresentados é possível explicar a variedade dos valores do rendimento térmico (para o mesmo processo) encontrados na literatura (Tabela 2.1 e Tabela 2.2 da Revisão bibliográfica). Observa-se que os testes realizados sem eliminação dos erros intrínsecos apresentaram os valores do rendimento térmico mais baixos. Por exemplo, um dos testes que apresentou o rendimento mais baixo é o Teste 1 da Tabela 5.14, que foi realizado com a maior distância de queda (grande erro devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição) e o cordão de solda mais longo (grande erro devido ao comprimento do cordão de solda). O calor imposto líquido determinado nesse teste foi de 470,1 J/mm e a energia de soldagem de 622,0 J/mm, resumindo no coeficiente de rendimento de 75,6%. O outro teste (Teste 31, Tab. 5.9) que apresentou o rendimento térmico de 79,6%, foi feito carregando em si vários erros intrínsecos, tais como comprimento de cordão grande (de 51 mm), largura e espessura da placa de teste não adequadas para dada energia de soldagem (40 mm e 3,2 mm respectivamente).

Esses rendimentos menores se encontram em grande contraste com rendimento determinado através do método, onde todos os erros intrínsecos foram eliminados, ou seja, testes calorimétricos foram feitos com placas de teste com dimensões infinitas para dadas condições de soldagem, e os erros do comprimento do cordão e do tempo entre o fim de soldagem e início de medição foram corrigidas através das operações de extrapolação dos valores até essas variáveis iguais a zero. Neste caso, o coeficiente de rendimento térmico determinado foi de 91,2%.

Os procedimentos apresentados neste capítulo de eliminação dos erros intrínsecos podem ser aplicados a qualquer processo de soldagem, e até mesmo a qualquer método de calorimetria, quando o objetivo é determinar o calor imposto (ou rendimento térmico) com alta precisão. Para esse fim, uma proposta de metodologia foi elaborada e apresentada no capítulo a seguir.

CAPÍTULO VI

PROPOSTA DE UMA METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DO CALOR IMPOSTO LÍQUIDO USANDO CALORÍMETRO DE NITROGÊNIO LÍQUIDO AUTOMATIZADO

Para determinação do Calor Imposto Líquido através do ensaio calorimétrico de nitrogênio líquido (medição do Calor Absorvido) com minimização dos erros intrínsecos, é proposto neste trabalho adotar os seguintes passos:

- 1) Para um dado projeto (material, chanfro, etc.) e condições de soldagem (processo e parâmetros), realizar uma soldagem prévia, com o objetivo de determinar a energia de soldagem pelo método de Potências Instantâneas (Item 4.2.4), para estimar a geometria da placa de teste;
- 2) Determinar dimensões planares da placa de teste (a largura e o comprimento da placa), como ilustra a Figura 6.1. Na verdade, o importante não é o comprimento da placa em si e sim as distâncias mínimas entre as bordas que delimitam o comprimento e os pontos de início e fim do cordão de solda (doravante denominadas de distância a_i e distância a_f , respectivamente), que juntamente com o comprimento máximo de cordão (L) usado nos testes, 50 mm, definem o comprimento mínimo da placa de teste (c). Os valores máximos do comprimento e largura da placa de teste em si dependerão do calorímetro. As dimensões planares das placas de teste devem ser preferencialmente infinitas para a definida energia de soldagem, de tal forma que a determinação do Calor Imposto Líquido passe a independer desses parâmetros.

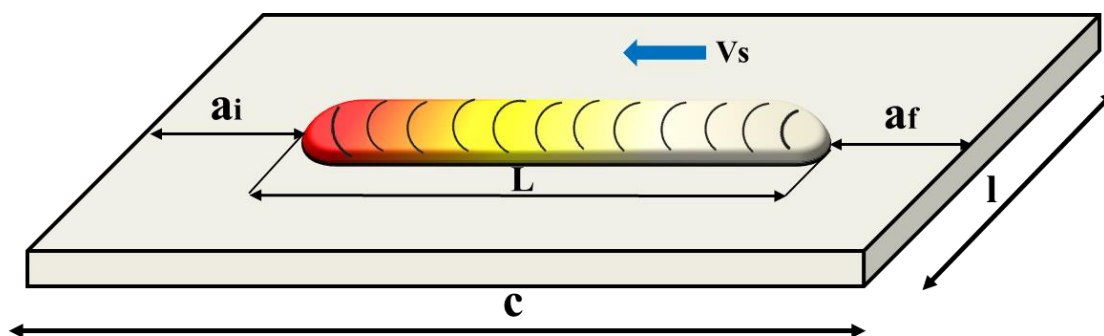


Figura 6.1 – Representação das dimensões planares de uma placa de teste com um cordão depositado

Propõem-se duas formas de conferir se as dimensões da placa de teste podem ser considerados como infinitas ou não para o propósito do ensaio:

- a) Realizar uma soldagem em separado com um cordão em seu tamanho máximo (por exemplo, a mesma para a determinação da energia de soldagem), filmando a face oposta da placa de teste com câmera termográfica ou medindo a temperatura nas bordas da peça com termopares ou pirômetros. A temperatura monitorada em qualquer das 4 bordas não pode exceder 200 °C (temperatura crítica para aços ao carbono em que a radiação passa a ser significativa) durante a soldagem e até aproximadamente 3 segundos do término da soldagem (tempo que representa o momento que a placa de teste esteja totalmente inserida no recipiente calorimétrico);
- b) Usar de forma orientativa as equações de Rosenthal (Apêndice D) para determinar os valores mínimos da largura da placa (l) e das distâncias entre as bordas longitudinais e os pontos de início e fim do cordão de solda (a_i e a_f). Considerando que o modelo analítico de Rosenthal possui muitas simplificações, necessita-se ainda de testes experimentais para comprovar os cálculos. Para tal, testes calorimétricos têm de ser realizados usando-se as placas de teste com diferentes “ c ”, “ a_i ” e “ a_f ”, por exemplo, 10 mm maior, igual e 10 mm menor do que o calculado (comprimento do cordão tem que ser igual para fornecer a comparabilidade das medições). Somente quando para as duas maiores dimensões (larguras ou distâncias) os calores absorvidos apresentarem o mesmo valor, a placa pode ser considerada como de dimensões infinitas a partir do menor valor dessas duas dimensões.

Nos casos em que ou a largura ou o comprimento da placa de teste não possam ser usados na condição “infinita”, por limitação do equipamento de ensaio, a solução é determinar o valor estimado do Calor Imposto Líquido analiticamente para uma largura tendendo para largura termicamente infinita, por exemplo, como proposto e demonstrado no Apêndice D.

- 3) Selecionar a espessura da placa de teste com maior espessura possível (dependendo da capacidade do equipamento), lembrando que quanto maior é a espessura da placa de teste, menos sensível é a medição aos erros intrínsecos devido à espessura;
- 4) Uma vez determinadas as dimensões da placa de teste, realizam-se os testes calorimétricos para determinar o CIL total, eliminando os erros intrínsecos devido ao comprimento de cordão e à distância de queda da placa de teste.
 - a) Inicialmente se realizam testes, na condição de soldagem e placa de teste definidos, com no mínimo três alturas da boca do recipiente calorimétrico diferentes. Para cada teste com distintas distâncias de queda, tem de se fazer no mínimo quatro testes com comprimentos de cordão desiguais. Resumindo, no mínimo 12 testes⁵. Para melhor ajuste de curvas, sugere-se fazer três comprimentos diferentes de tamanhos menores (por exemplo, de 5, 10 e 20 mm) e um cordão de comprimento maior (por exemplo, de 50 mm).;
 - b) A partir dos calores absorvidos (Cabs) de cada teste, faz-se a extrapolação dos valores para cada distância de queda para comprimentos de cordão tendendo a zero, para determinar os valores do calor imposto líquido (CIL) carregando os erros intrínsecos devido a cada altura (como ilustrado pela Figura 6.3);
 - c) Em seguida, esses valores obtidos de calor imposto líquido devem ser plotados em função da distância de queda de forma linearizada (eixo Y em escala logaritma), como exemplificado na Figura 6.4, e determinado

⁵ - A quantidade mínima de testes (referente à variações da distância de queda e comprimento do cordão) é justificada de acordo com quantidade mínima de pontos necessários para extrapolação da função linear (três pontos para distância de queda) e exponencial (quatro pontos para comprimento de cordão).

por extrapolação o valor do CIL para uma distância de queda da placa de teste igual zero.

- 5) O valor de CIL obtido ao fim da etapa 4 é o calor imposto líquido total para as dadas condições de soldagem, ou seja, a parcela de calor que foi entregue para a peça antes de difundir para dentro da mesma ou perder em parte para o ambiente livres dos erros intrínsecos devido ao ensaio calorimétrico por criogenia.

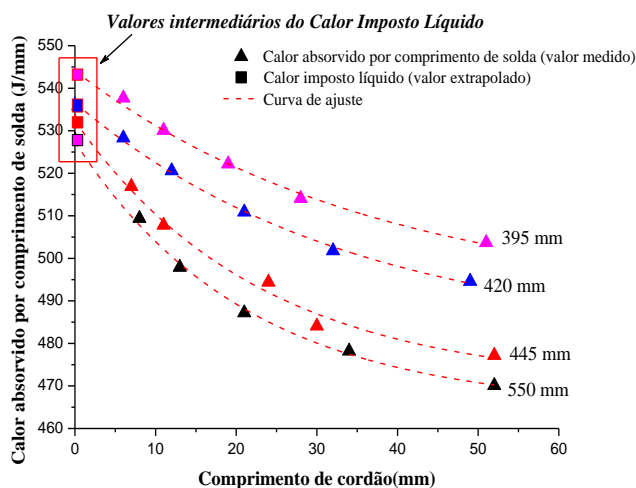


Figura 6.3 – Exemplo de extrapolação as curvas de calor absorvido por unidade de solda em função do comprimento de cordão para obtenção dos valores *intermediários* do calor imposto líquido (modificado da Figura 5.19), através de curvas de ajuste do tipo $y = a + be^x$

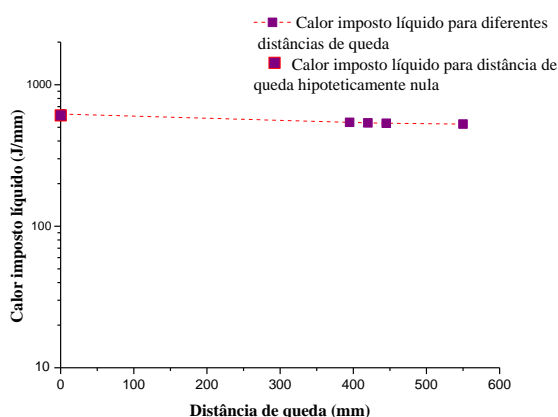


Figura 6.4 – Exemplo de extrapolação dos valores intermediários do calor imposto líquido em função da distância de queda da placa de teste para obtenção do calor imposto líquido, através de uma curva de ajuste do tipo $y = a + bx$

Há uma maneira de diminuir a quantidade dos testes necessários para determinação do calor imposto líquido de 12 para apenas 4. Entretanto, o valor final do CIL terá menor acurácia. Para tal, propõe-se realizar os testes para as 4 diferentes alturas de queda, mas apenas para o menor comprimento do cordão. Os valores do calor absorvido devem ser plotados em função da distância de queda e extrapolados até a distância igual zero aplicando a linearização. Aplicando esta ideia no caso das condições de soldagem do Item 5.4.2, plotando os dados da Tabela 5.14 para os menores comprimentos de cordão para cada altura de queda, obteve-se o CIL através da extrapolação, conforme mostrado na Figura 6.4. Os dados estatísticos da curva de ajuste estão apresentados na Tabela 6.1. Aplicando este método com menor quantidade de testes, o valor do CIL foi de 548,7 J/mm. Este valor apresenta 4,2 % de erro em relação ao CIL de 573 J/mm determinado no capítulo anterior. Este erro deve ao erro intrínseco devido ao comprimento do cordão de solda, já que o mesmo não foi corrigido. Para encontra-lo, basta tirar a diferença entre o CIL para a distância de queda em que foi determinado o efeito do comprimento de cordão de solda e o Cabs com o menor comprimento de cordão para este mesmo levantamento do efeito do comprimento de cordão de solda. Esta diferença deve ser acrescida ao valor de CIL extrapolado do estudo do efeito da distância de queda determinado no capítulo anterior.

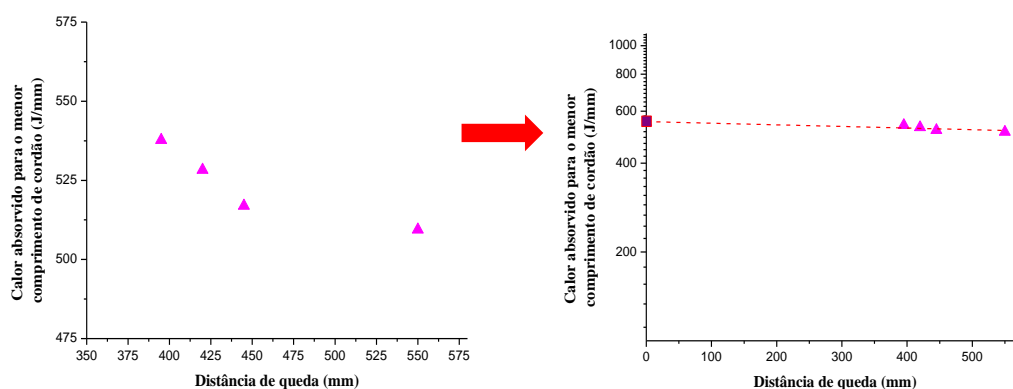


Figura 6.5 – Exemplo de determinação do calor imposto líquido usando menor quantidade de testes (dados da Tabela 5.14 para os menores comprimentos de cordão), através da linearização dos pontos (o gráfico da esquerda para o da direita) e extrapolação pela curva de ajuste do tipo $y = a + bx$

Tabela 6.1 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 5.14 para várias distâncias de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro e valor do CIL extrapolado para a distância de queda zero ($CIL_{(t \rightarrow 0)}$)

Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido ($CIL = \lim_{t \rightarrow 0} C_{abs}(L = 6 \text{ mm})$) (J/mm)
	R ²	p-value	
$CIL = 548,6 - 0,047d$	0,764	0,051	548,7

Observação: chama-se atenção para o fato de que se trata de uma metodologia relativamente complexa e laboriosa, por exigir equipamentos sofisticados e aplicação de técnicas de extrapolação (estatísticas ou matemáticas) não tão comuns. Entretanto, ressalva-se de que aplicação desta metodologia não visa um engenheiro de soldagem, e sim, desenvolvedores de modelos numéricos ou pesquisadores que são mais afeitos a estas tecnologias.

CAPÍTULO VII

VALIDAÇÃO DA METODOLOGIA PROPOSTA PARA DIFERENTES CONDIÇÕES DE SOLDAGEM

Até esta etapa do trabalho, os testes experimentais foram feitos sempre para a mesma condição de soldagem (o mesmo processo, energia de soldagem, material de base, etc.). Já neste capítulo, a determinação do Calor Imposto Líquido foi feita para várias condições de soldagem. As variáveis foram escolhidas com finalidade de confirmar a adequabilidade da metodologia proposta. Ou seja, o objetivo não foi apenas estudar o efeito que uma ou outra variável faz sobre a medição do Calor Absorvido (Cabs) ou determinação do Calor Imposto Líquido (CIL), mas também validar a metodologia para condições de soldagem, cujos efeitos sobre o fluxo de calor estão sendo verificados.

7.1 – Testes com variação da corrente de soldagem usando o processo MIG/MIG

Premissa: para um mesmo processo e condições paramétricas de soldagem, mesmo material e mesmas dimensões das placas de teste (largura e comprimentos considerados infinitos), pode-se esperar que uma maior corrente de soldagem leve ao aumento na energia de soldagem, que por sua vez leve a um maior calor absorvido durante os ensaios calorimétricos, assim com a um maior calor imposto líquido determinado posteriormente.

7.1.1 – Metodologia e Desenvolvimento Experimental

Para fim deste estudo, a corrente de soldagem foi variada (em função da regulação da velocidade de alimentação) nos valores de 160 A e 140 A. Para essas duas correntes, soldagens de simples deposição foram feitas sobre placas de teste de aço ao

carbono de duas espessuras (3,2 mm e 6,3 mm). E para cada uma de séries de testes, o comprimento de cordão foi variado de 5 a 50 mm, resultando em 20 testes no total. As placas de teste tinham as dimensões planares de 200 x 100 mm e, como já demonstrado no Capítulo 5, assume-se que não haveria erros intrínsecos de medição devido a dimensões das placas de teste para os valores mencionados de energia de soldagem e comprimentos de cordão.

As Tabelas 7.1 e 7.2 apresentam os parâmetros monitorados durante as mencionadas soldagens e as respectivas energias de soldagem. A diferença de energia de soldagem para as duas correntes testadas apresentou em média 95 J/mm. Lembra-se de que a energia de soldagem foi determinada a partir do método das Médias das Potências Instantâneas (maiores detalhes no Item 4.2.4). Também que a medição do comprimento do cordão se refere à distância entre os centros das extremidades de cada cordão de solda (esta medição foi conferida com o valor estimado do comprimento de cordão a partir da velocidade de soldagem e tempo de soldagem, cujo procedimento se encontra no Item 4.2.4). Considerando o caráter sistêmico do processo MIG/MAG por curto-circuito, os parâmetros monitorados de soldagem e os valores calculados de energia evidenciam a boa repetitividade das condições experimentais.

Tabela 7.1 – Testes para validação do procedimento proposto para determinação do CIL para menor energia de soldagem (I=140 A)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Espessura da chapa de 3,2 mm				
1	53	141	20	571,3
2	31	139	20	570,8
3	19	139	20	570,5
4	11	142	20	571,7
5	6	140	20	571,3
Espessura da chapa de 6,3 mm				
6	50	142	20	573,1
7	29	142	20	572,4
8	19	141	20	572,1
9	12	142	20	570,8
10	7	140	20	571,9

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,4 m/min; DBCP de 12 mm; velocidade de soldagem de 32 cm/min;

altura de queda de 420 mm; condições ambientais dos testes: 27,3°C e 62% de umidade.

Tabela 7.2 – Testes para validação do procedimento proposto para determinação do CIL para maior energia de soldagem (I=160 A)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Espessura da chapa de 3,2 mm				
11	50	162	20	665,1
12	29	162	20	663,9
13	20	160	20	665,7
14	9	162	20	663,9
15	5	161	20	665,3
Espessura da chapa de 6,3 mm				
16	49	159	20	663,1
17	32	160	20	663,5
18	18	160	20	664,2
19	10	162	20	665,0
20	6	160	20	664,7

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100; MIG/MAG por curto-circuito, (Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min); arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,8 m/min; DBCP de 12 mm; velocidade de soldagem de 32 cm/min; altura de queda de 420 mm; condições ambientais dos testes: 27,3°C e 62% de umidade.

7.1.2 – Resultados e Discussão

As Tabelas 7.3 e 7.4 apresentam os valores de Calor Absorvido Total e do Calor Absorvido pela unidade do comprimento do cordão de solda para as correntes de 140 A (menor energia) e 160 A (maior energia), respectivamente.

Tabela 7.3 – Resultados dos testes calorimétricos para as condições paramétricas da Tabela 7.1 (I = 140 A, menor energia de soldagem)

Teste	Comprimento do cordão (mm)	Energia de soldagem (J/mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)
<i>Espessura da chapa de 3,2 mm</i>				
1	53	571,3	22,8	430,2
2	31	570,8	13,5	435,1
3	19	570,5	8,4	444,5
4	11	571,7	5,0	457,8
5	6	571,3	2,8	467,1

<i>Espessura da chapa de 6,3 mm</i>				
6	50	573,1	22,4	447,7
7	29	572,4	13,2	454,7
8	19	572,1	8,8	461,2
9	12	570,8	5,6	466,6
10	7	571,9	3,3	471,7

Tabela 7.4 – Resultados dos testes calorimétricos para as condições paramétricas da Tabela 7.2 (I = 160 A, maior energia de soldagem)

Teste	Comprimento do cordão (mm)	Energia de soldagem (J/mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)
<i>Espessura da chapa de 3,2 mm</i>				
1	50	665,1	25,6	512,2
2	29	663,9	15,1	520,1
3	20	665,7	10,6	529,7
4	9	663,9	4,9	540,9
5	5	665,3	2,7	549,1
<i>Espessura da chapa de 6,3 mm</i>				
6	49	663,1	26,4	539,0
7	32	663,5	17,4	543,2
8	18	664,2	9,9	547,2
9	10	665,0	5,5	550,2
10	6	664,7	3,3	553,2

A Figura 7.1 apresenta graficamente os valores determinados de Cabs por comprimento do cordão em função do comprimento de cordão para diferentes correntes de soldagem (energias de soldagem) e espessuras da placa de teste testadas. As tendências obtidas foram extrapoladas até o comprimento do cordão tendendo a zero e os valores do CIL foram obtidos. Os dados estatísticos de extrapolação e os valores do CIL são apresentados nas Tabelas 7.5 e 7.6.

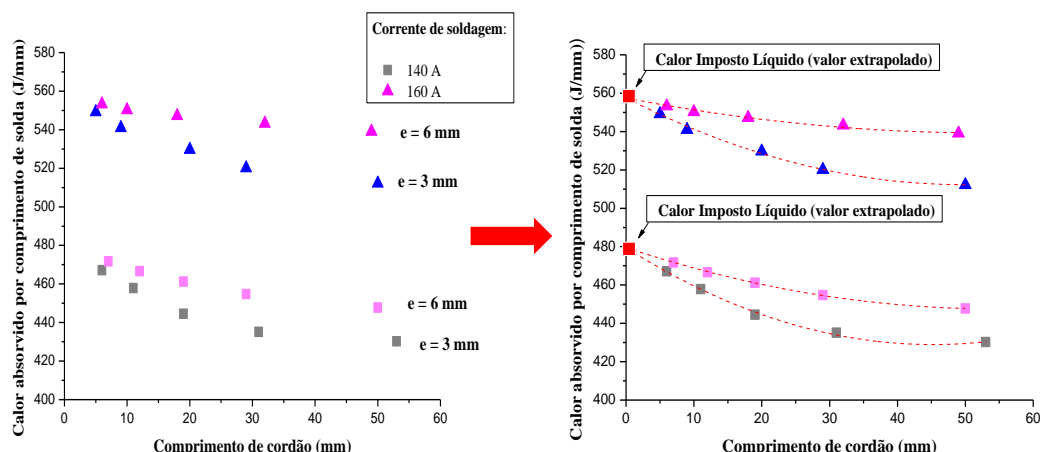


Figura 7.1 – Calores absorvidos (Cabs) medidos e valores extrapolados de Calor Imposto Líquido (CIL) em função dos comprimentos dos cordões de solda, para dois valores de corrente de soldagem e de espessura da placa de teste

Tabela 7.5 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 7.3 (I =140 A) para duas espessuras da placa de teste e o valor do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero

Espessura da chapa (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
3,2	$\text{Cabs} = 427,87 + 58,85e^{-L/15,26}$	0,994	$3,7 \cdot 10^{-6}$	480,82
6,3	$\text{Cabs} = 441,2 + 39,27e^{-L/27,39}$	0,999	$1,8 \cdot 10^{-7}$	480,58

Tabela 7.6 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 7.4 (I =160 A) para duas espessuras da placa de teste e o valor do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero

Espessura da chapa (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
3,2	$\text{Cabs} = 505,79 + 53,10e^{-L/23,32}$	0,991	$4,4 \cdot 10^{-6}$	558,89
6,3	$\text{Cabs} = 532,91 + 23,34e^{-L/37,27}$	0,989	$6,9 \cdot 10^{-7}$	556,25

Observe-se que, como previsto, para diferentes correntes e, consequentemente, energias de soldagem (aproximadamente 570 J/mm e 663 J/mm), o CIL também foi diferente (480,6 J/mm e 557,7 J/mm respectivamente), ou seja, quanto maior a energia de soldagem, maior o CIL. Estes valores do CIL não podem ser considerados como os

valores finais, pois o erro devido o tempo entre o fim de soldagem e início de medição calorimétrica não foi corrigido (os testes foram feitos para a mesma distância de queda). Entretanto, a partir destes resultados é possível concluir que:

- a) A metodologia de determinação do CIL funciona independentemente da corrente (energia) de soldagem aplicada;
- b) CIL depende da energia de soldagem usada, como foi definido no Capítulo III (modelo descritivo do fluxo de calor);
- c) CIL não depende da espessura da placa de teste usada, o que já foi visto anteriormente no Capítulo V (para a mesma corrente de soldagem, mas para espessuras da placa de teste diferentes o valor do CIL foi praticamente o mesmo).

Mas um dado chama atenção. Ao se calcular o rendimento térmico para os dois valores de corrente, os mesmos não são influenciados pela corrente, como mostra a Tabela 7.7. Apesar de parecer estranho, estes resultados são coerentes. O aumento da corrente deve aumentar o calor imposto e não necessariamente o rendimento térmico, pois aumenta também a energia de soldagem.

Tabela 7.7 – Memória de cálculo para determinação do efeito da intensidade de corrente sobre o rendimento térmico usando CIL como base e os dados das Tabelas 7.3 e 7.5 (para $I = 140$ A) e Tabelas 7.4 e 7.6 (para $I = 160$ A)

	Energia de soldagem média (J/mm)	Calor Imposto Líquido médio (J/mm)	Eficiência térmica (%)
$I = 140$ A	571,3	480,6	84
$I = 160$ A	664,7	557,7	84

Entretanto, o valor do rendimento térmico seria diferente se ao invés de se usar o CIL nos cálculos se usasse o valor de calor absorvido, como mostra a Tabela 7.8 para uma dada espessura e comprimento de cordão. Neste caso, maior corrente indica maior rendimento térmico, o que está de acordo com dados de Hsu e Soltis (2003), Arevalo (2012) e outros. Chama-se atenção de que calor absorvido normalmente tem o mesmo significado (e, conseqüentemente, o valor) de calor imposto descrito na literatura para medições calorimétricas.

Tabela 7.8 – Memória de cálculo para determinação do efeito da intensidade de corrente sobre o rendimento térmico usando o Cabs como base e dados da Tabela 7.5 (para $I = 140$ A) e Tabela 7.6 (para $I = 160$ A) para espessura de 3,2 mm e comprimento de cordão de 50 mm

	Energia de soldagem (J/mm)	Calor Absorvido (J/mm)	Eficiência térmica (%)
$I = 140$ A	571,3	430,2	75
$I = 160$ A	664,7	512,2	77

7.2 – Testes com variação do comprimento de arco usando o processo TIG

Premissa: a influência do comprimento de arco sobre a medição de Cabs e determinação do CIL é discutível. Por um lado, o aumento do comprimento do arco leva a um aumento da tensão de soldagem, o que, por sua vez, resulta em maior energia de soldagem (E_s). Pode-se assumir que, quanto maior a E_s maior o CIL e, conseqüentemente, o Cabs. Entretanto, não se pode dizer que a parcela referente a este aumento da E_s venha corresponder na mesma proporção ao um aumento do CIL (ΔE_s e ΔCIL não são necessariamente iguais, pois a transferência do calor do maior volume de gás ionizado para a chapa é um fenômeno complexo). Por outro lado, devido ao aumento do comprimento do arco, a área de troca de calor com o meio ambiente aumenta também, resultando em maiores perdas de calor, o que pode levar a valores relativamente menores de CIL e Cabs (ΔE_s e ΔCIL não são necessariamente iguais, uma vez que o crescimento do arco é linear e da área do arco é quadrática). Testes experimentais com aplicação da metodologia de determinação do CIL podem ajudar a responder qual dos dois efeitos citados prevalece.

7.2.1 – Metodologia e Desenvolvimento experimental

Para este caso, como comprimento de arco usou-se valores de 2 e de 4 mm para a mesma corrente de 150 A. Soldagens autógenas foram feitas em placas de teste de aço inoxidável, com dimensões 200 x 100 x 6,3 mm. Para cada uma das series de testes, o comprimento de cordão foi variado de 5 a 50 mm, resultando em 10 testes no total para os 2 diferentes comprimentos de arco testados.

A Tabela 7.9 apresenta os parâmetros monitorados durante as mencionadas soldagens e as respectivas energias de soldagem. Observa-se que a tensão de soldagem

aumentou junto com o aumento do comprimento de arco para todos os cordões realizados, resultando em maior energia de soldagem, o que já seria esperado.

Tabela 7.9 – Testes para validação do procedimento proposto para determinação do CIL para diferentes comprimentos de arco usando o processo TIG

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Comprimento de arco de 2 mm				
1	48	150	10,2	312,2
2	29	150	10,4	313,4
3	20	150	10,1	310,7
4	12	150	10,4	313,5
5	7	150	10,1	312,7
Comprimento de arco de 4 mm				
6	51	150	11,0	329,9
7	31	150	10,9	329,8
8	21	150	11,1	330,2
9	10	150	11,0	330,5
10	7	150	11,2	330,5

Obs.: chapas de aço AISI 304, 200 x 100 x 6,3 mm; TIG CC (100% de Ar com fluxo de 15 l/min); velocidade de soldagem de 32 cm/min; distância de queda de 420 mm; condições ambientais dos testes: 29,3°C e 65% de umidade.

7.2.2 – Resultados e Discussão

A Tabela 7.10 apresenta os valores do calor absorvido (total e por comprimento de solda) para as condições testadas. Observa-se que para comprimento de arco de 4 mm os valores de Cabs foram maiores do que de 2 mm para cada comprimento de solda, o que é justificável, assumindo-se que o efeito do aumento da energia de soldagem predomina sobre o efeito do aumento das perdas. As tendências do efeito dos dois comprimentos de arco são melhores observadas quando plotadas (Figura 7.2). A extrapolação das mesmas até um comprimento de cordão nulo tem a finalidade de se obter os valores do CIL (para distância de queda de 420 mm). Os dados estatísticos de extrapolação e os valores do CIL são apresentados na Tabela 7.11.

Tabela 7.10 – Energia de soldagem e calor absorvido para dois comprimentos de arco, conforme condições paramétricas da Tabela 7.9

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Comprimento de arco de 2 mm</i>				
1	48	11,3	234,7	312,2
2	29	6,8	235,4	313,4
3	20	4,7	236,1	310,7
4	12	2,9	238,2	313,5
5	7	1,7	242,4	312,7
<i>Comprimento de arco de 4 mm</i>				
6	51	13,0	254,5	329,9
7	31	7,9	255,7	329,8
8	21	5,4	257,2	330,2
9	10	2,6	260,0	330,5
10	7	1,8	263,1	330,5

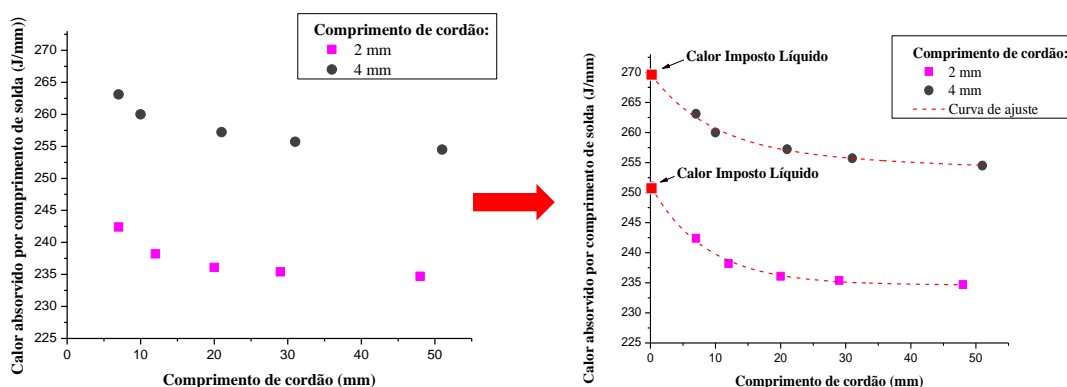


Figura 7.2 – Calores absorvidos (Cabs) medidos e valores extrapolados de Calor Imposto Líquido (CIL) em função dos comprimentos dos cordões de solda, para dois valores de comprimento de arco

Tabela 7.11 – Dados estatísticos da equação de ajuste dos pontos da Tabela 7.8 para diferentes comprimentos de cordão e o valor do CIL extrapolado para o comprimento de cordão tendendo a zero

Comprimento de arco (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
2	$\text{Cabs} = 234,390 + 21,64e^{-L/6,54}$	0,991	$8,7 \cdot 10^{-7}$	256,60
4	$\text{Cabs} = 242,31 + 27,4e^{-L/22,90}$	0,988	$6,3 \cdot 10^{-6}$	269,83

Dessa maneira, o CIL para comprimento de arco de 2 mm foi de 256,6 J/mm e para comprimento de arco de 4 mm alcançou um valor de 269,8 J/mm (7% maior), acompanhado o comportamento dos valores medidos do Cabs. A tendência de aumento do calor imposto medido por métodos calorimétricos (chamado de calor absorvido neste trabalho) junto com aumento do comprimento de arco usando o processo TIG já foi observada nos outros estudos. Por exemplo, Arevalo (2011) variando o comprimento de arco de 3 para 5 mm (mantendo a mesma corrente) obteve aumento de 12% na energia de soldagem e de 17,5% no calor absorvido (ou aporte térmico, como é chamado pelo autor). Estes resultados podem esclarecer as dúvidas apontadas na premissa deste item, ou seja, considerando que o aumento do comprimento de arco levou ao aumento do CIL, o efeito que prevalece neste caso é o do aumento da energia de soldagem (causado pelo aumento da tensão) e não o do aumento da área de troca de calor do arco (que levaria aos maiores perdas de calor e, conseqüentemente menores valores do CIL).

Com a finalidade de se verificar a influência do comprimento de arco na formação do cordão e suas dimensões geométricas foram feitas as secções transversais das soldas (Figura 7.3). Os respectivos valores geométricos podem ser encontrados na Tabela 7.12.

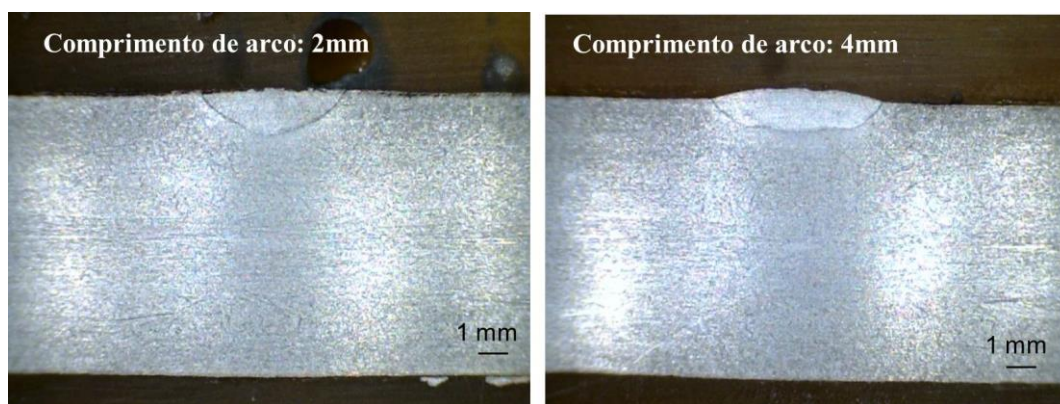


Figura 7.3 – Secções transversais dos cordões obtidos com comprimentos de arco de 2 mm e 4 mm

Tabela 7.12 – Parâmetros geométricos dos cordões obtidos com comprimentos de arco de 2 mm e 4 mm

Comprimento de arco (mm)	Largura (mm)	Penetração (mm)	Zona fundida (mm ²)
2	3,7	1,5	5,27
4	4,4	0,9	4,23

Os resultados obtidos a partir das macrografias demonstram que a largura do cordão com o comprimento de arco de 4 mm foi maior, enquanto a penetração e área de secção transversal da zona fundida foram maiores com o cordão com comprimento de arco de 2 mm. Esta diferença foi causada pelo arco mais concentrado no segundo caso.

Os valores encontrados do CIL não podem ser considerados como finais, pois o erro intrínseco devido ao tempo entre o fim de soldagem e início de medição não foi corrigido. Entretanto, a partir dos resultados pode ser concluído que a metodologia proposta funciona também para processo de soldagem TIG.

De forma análoga, foi calculado o rendimento térmico para os dois valores de comprimentos de arco, como mostra a Tabela 7.13. Houve um pequeno aumento do rendimento térmico quando o arco se torna maior (a se confirmar com replicações). Apesar de parecer estranho, este resultado pode ser explicável. O aumento do comprimento de arco faz aumentar a energia de soldagem. Por um lado, mais calor se perde para o ambiente. Assim, este maior valor de tensão corresponde a esta maior perda de calor (para manutenção do arco). Mas por outro lado, um maior volume de plasma poderia transferir mais energia (entalpia) para a peça por convecção forçada (ver modelo no Item 3.1).

Tabela 7.13 – Memória de cálculo para determinação do efeito do comprimento de arco sobre o rendimento térmico usando CIL como base e os dados da Tabela 7.10 e Tabela 7.11

	Energia de soldagem média (J/mm)	Calor imposto Líquido médio (J/mm)	Eficiência térmica (%)
a = 2 mm	312,5	256,6	80
a = 4 mm	330,2	269,8	82

Naturalmente o valor do rendimento térmico tornou-se menor ao se usar nos cálculos o valor de calor absorvido, como mostra a Tabela 7.14 para uma dada espessura e comprimento de cordão. Mas a tendência de se crescer levemente o rendimento térmico se manteve. Além disto, pode-se perceber que o calor imposto, seja o CIL ou o Cabs, está em acordo com os valores citados na literatura (Tabela 2.2 da Revisão Bibliográfica). Chama-se novamente atenção de que calor absorvido

normalmente tem o mesmo significado (e, conseqüentemente, o valor) de calor imposto descrito na literatura para medições calorimétricas.

Tabela 7.14 – Memória de cálculo para determinação do efeito do comprimento de arco sobre rendimento térmico usando o Cabs como base e dados da Tabela 7.10 para espessura de 3,2 mm e comprimento de cordão de 50 mm

	Energia de soldagem (J/mm)	Calor Absorvido (J/mm)	Eficiência térmica (%)
a = 2 mm	312,2	234,7	75
a = 4 mm	329,9	254,5	77

Finalmente, ao se compara o CIL para o processo MIG/MAG (Tabelas 7.5 e 7.6) e processo TIG (Tabela 7.11) em correntes aproximadas, pode-se verificar que o calor imposto é bem maior em MIG/MAG, mas o rendimento térmico é apenas pouco superior para o MIG/MAG. O maior calor imposto seria justificável tanto pela maior energia de soldagem (gases, comprimentos de arco e mecanismo de emissão de elétrons diferentes), como pela contribuição da massa fundida do arame-eletrodo. Já a semelhança em rendimento térmico ratifica que o fenômeno de perdas de calor no processo precisa ser discutido melhor.

7.3 – Testes com diferentes materiais das placas de teste (aço carbono e aço inoxidável austenítico)

Premissa: De acordo com o modelo descritivo apresentado no Capítulo III e a definição do Calor Imposto Líquido (que é uma parcela da energia de soldagem que realmente entra na superfície da placa de teste antes de se difundir para dentro da mesma e se perder para o ambiente), o material da placa de teste não deveria influenciar na determinação deste último. Pois se trata de um momento do processo de soldagem quando o material da peça a ser soldada (junto com as suas propriedades físicas e térmicas) não está participando do sistema ainda. Entretanto, uma vez que o calor entrou na peça, seria lógico de supor que a sua difusão para dentro da mesma seria diferente para diferentes materiais de base. Neste caso, a difusividade térmica seria a variável que governa o processo de distribuição de calor na peça. Por sua vez, a difusividade térmica das placas de teste diferente pode influenciar a medição do Calor Absorvido, já que as perdas de calor podem ser diferentes também (lembrando que os testes calorimétricos

medem a parcela da energia de soldagem que foi imposta na peça e permaneceu nela até o momento de medição).

7.3.1 – Metodologia e Desenvolvimento experimental

Com finalidade de verificar se o material da placa de teste pode influenciar sobre a medição do Cabs e consequentemente resultar em um erro intrínseco na determinação do CIL, placas de teste de materiais diferentes, a saber, de aço ao carbono e aço inoxidável austenítico, foram soldadas por processo TIG, mantendo-se todas as variáveis constantes (para garantir a mesma energia de soldagem). As soldagens autógenas foram feitas nas placas de teste com dimensões iguais para os dois materiais testados (200 x 100 x 6,3 mm). As chapas de aço carbono foram previamente e devidamente lixadas para evitar a oxidação e formação irregular do cordão de solda. Para cada um dos materiais, os testes calorimétricos foram realizados para quatro diferentes alturas de queda da placa de teste no recipiente calorimétrico, com a finalidade de se determinar os valores finais do Calor Imposto Líquido. Para cada altura testada, as soldagens foram feitas variando-se o comprimento de cordão de 50 a 5 mm, resumindo em 40 testes no total (20 para cada material de base testado).

As Tabelas 7.15 e 7.16 apresentam os parâmetros de soldagem monitorados, medidos e calculados para testes de validação da metodologia proposta e determinação do CIL usando aço carbono e aço inoxidável como variáveis do processo de medição calorimétrico.

Tabela 7.15 – Testes para validação do procedimento proposto para determinação do CIL para placas de teste de aço carbono

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Distância de queda de 550 mm				
1	48	105	10,3	221,9
2	30	105	10,6	222,3
3	21	105	10,7	222,3
4	11	105	10,4	221,5
5	6	105	10,4	223,1
Distância de queda de 445 mm				
6	48	105	10,6	221,8
7	30	105	10,7	222,4
8	19	105	10,6	221,9
9	12	105	10,5	222,7

10	7	105	10,6	221,8
<i>Distância de queda de 420 mm</i>				
11	50	105	10,5	222,6
12	29	105	10,7	223,2
13	20	105	10,4	222,7
14	9	105	10,6	222,2
15	6	105	10,4	221,6
<i>Distância de queda de 395 mm</i>				
16	51	105	10,6	222,3
17	31	105	10,5	222,9
18	22	105	10,6	221,8
19	13	105	10,6	223,0
20	6	105	10,5	221,8

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 6,3 mm; TIG CC (100% de Ar com fluxo de 15 l/min); comprimento de arco de 2 mm; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 28,0°C e 71% de umidade.

Tabela 7.16 – Testes para validação do procedimento proposto para determinação do CIL para placas de teste de aço inoxidável

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Parâmetros monitorados		Energia de soldagem (J/mm)
		Corrente média (A)	Tensão média (V)	
Distância de queda de 550 mm				
1	52	105	10,5	222,2
2	32	105	10,5	221,9
3	19	105	10,7	221,7
4	10	105	10,4	222,5
5	5	105	10,5	223,1
Distância de queda de 445 mm				
6	50	105	10,7	221,7
7	33	105	10,7	223,3
8	20	105	10,5	222,4
9	11	105	10,6	222,3
10	7	105	10,3	221,7
Distância de queda de 420 mm				
11	53	105	10,5	222,6
12	27	105	10,6	223,0
13	21	105	10,4	222,7
14	10	105	10,7	223,5
15	6	105	10,5	221,7
Distância de queda de 395 mm				
16	49	105	10,6	222,7
17	31	105	10,7	221,9
18	23	105	10,6	222,3
19	12	105	10,4	220,9
20	6	105	10,3	222,1

Obs.: chapas de aço inoxidável, 200 x 100 x 6,3 mm; TIG CC (100% de Ar com fluxo

de 15 l/min); comprimento de arco de 2 mm; velocidade de soldagem de 32 cm/min; condições ambientais dos testes: 24,9°C e 74% de umidade.

7.3.2 – Resultados e Discussão

A partir dos testes calorimétricos foram obtidos os valores do Cabs total e Cabs por comprimento de solda, tanto para aço carbono (Tabela 7.17) quanto para aço inoxidável (Tabela 7.18). Em ambos os casos foram variados a altura de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro e o comprimento do cordão de solda. Observa-se que o Cabs para os dois materiais testados (e mesmos comprimentos de cordão e alturas de queda) foi praticamente o mesmo, apresentando uma pequena variação. Considerando que a difusividade térmica do aço ao carbono é maior do que do aço inoxidável ($11,7 \times 10^{-6}$ contra $4,2 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$), os Cabs medidos para aço inox deveriam ser maiores, pois o calor teria maior dificuldade para se difundir para a peça e, conseqüentemente, se perder para o ambiente, logo maior parcela de calor (comparando com o aço ao carbono) iria permanecer na placa de teste. Entretanto, para a energia de soldagem usada, as dimensões das placas de teste foram termicamente infinitas, e, portanto, em nenhum dos dois casos o calor não teria chegado nas bordas das mesmas antes da medição calorimétrica começar (não houve perdas pelas bordas das placas de teste), logo o Cabs foi similar.

Tabela 7.17 – Resultados dos testes calorimétricos para as condições paramétricas da Tabela 7.15 (placas de teste de aço carbono)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Distância de queda de 550 mm</i>				
1	48	8,12	169,1	221,9
2	30	5,10	169,9	222,3
3	21	3,58	170,7	222,3
4	11	1,89	172,0	221,5
5	6	1,04	173,2	223,1
<i>Distância de queda de 445 mm</i>				
6	48	8,22	171,2	221,8
7	30	5,16	171,9	222,4
8	19	3,28	172,8	221,9
9	12	2,08	173,4	222,7
10	7	1,22	174,0	221,8

<i>Distância de queda de 420 mm</i>				
11	50	8,66	173,1	222,6
12	29	5,04	173,8	223,2
13	20	3,49	174,6	222,7
14	9	1,58	175,3	222,2
15	6	1,06	176,1	221,6
<i>Distância de queda de 395 mm</i>				
16	51	8,90	174,6	222,3
17	31	5,43	175,0	222,9
18	22	3,87	175,7	221,8
19	13	2,30	176,8	223,0
20	6	1,06	177,4	221,8

Tabela 7.18 – Resultados dos testes calorimétricos para as condições paramétricas da Tabela 7.16 (placas de teste de aço inoxidável austenítico)

Teste	Comprimento medido do cordão (mm)	Calor absorvido total (kJ)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)	Energia de soldagem (J/mm)
<i>Distância de queda de 550 mm</i>				
1	52	8,88	170,7	222,2
2	32	5,48	171,3	221,9
3	19	3,27	172,0	221,7
4	10	1,74	173,5	222,5
5	5	0,87	174,8	223,1
<i>Distância de queda de 445 mm</i>				
6	50	8,64	172,8	221,7
7	33	5,73	173,6	223,3
8	20	3,49	174,4	222,4
9	11	1,93	175,1	222,3
10	7	1,23	175,8	221,7
<i>Distância de queda de 420 mm</i>				
11	53	9,23	174,1	222,6
12	27	4,72	174,9	223,0
13	21	3,68	175,4	222,7
14	10	1,76	176,3	223,5
15	6	1,06	177,1	221,7
<i>Distância de queda de 395 mm</i>				
16	49	8,61	175,7	222,7
17	31	5,46	176,2	221,9
18	23	4,06	176,6	222,3
19	12	2,13	177,7	220,9
20	6	1,07	178,5	222,1

Conforme o procedimento proposto no Capítulo anterior, para determinar o Calor Imposto Líquido para cada uma das alturas de queda testadas, os valores obtidos do Cabs por comprimento de solda foram plotados em função do comprimento do cordão para experimentos tanto com aço carbono (Figura 7.4) quanto com aço inoxidável (Figura 7.5). Os respectivos dados estatísticos de extrapolação e os valores do CIL obtidos para cada altura de queda são apresentados nas Tabelas 7.19 e 7.20.

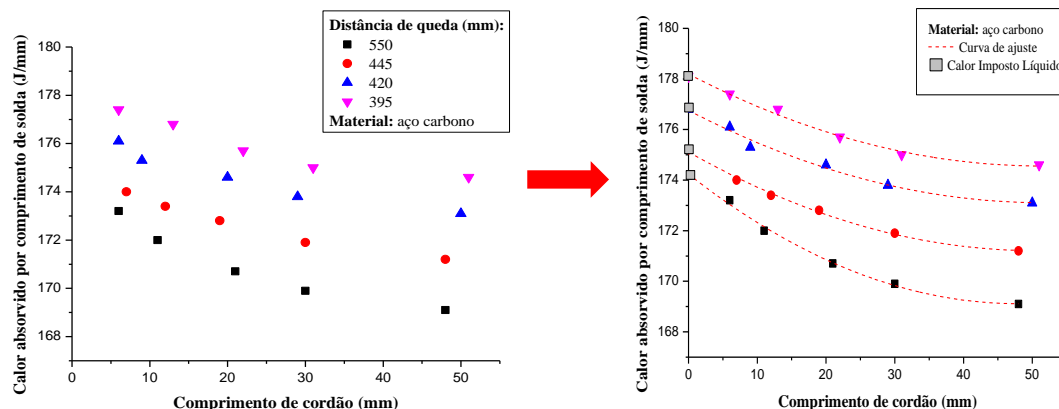


Figura 7.4 – Calores absorvidos (CA) medidos e valores extrapolados de Calor Imposto Líquido (CIL) em função dos comprimentos dos cordões de solda, para diferentes alturas de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro usando aço carbono como material de base

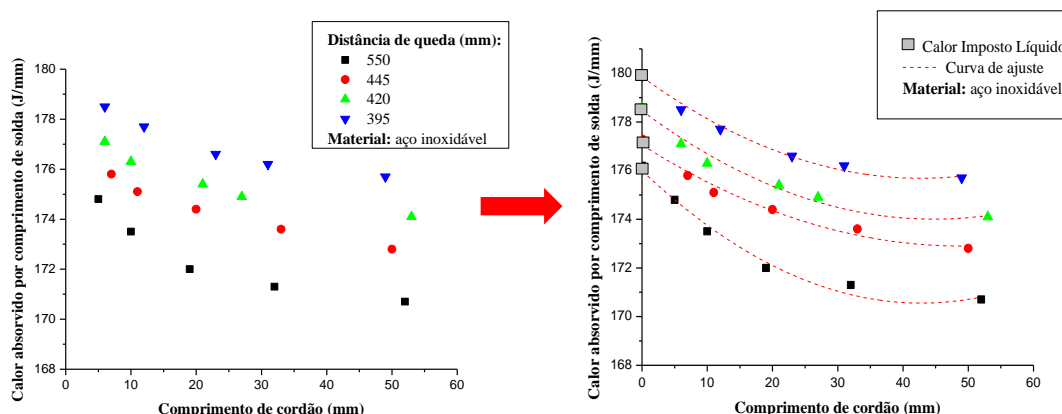


Figura 7.5 – Calores absorvidos (CA) medidos e valores extrapolados de Calor Imposto Líquido (CIL) em função dos comprimentos dos cordões de solda, para diferentes alturas de queda da placa de teste no recipiente do calorímetro usando aço inoxidável como material de base

Tabela 7.19 – Dados estatísticos das equações de ajuste dos pontos da Figura 7.4 para várias distâncias de queda da placa de teste e os valores do CIL extrapolados para o comprimento de cordão tendendo a zero (material de base: aço carbono)

Distância de queda (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
550	$\text{Cabs} = 168,66 + 6,23e^{-L/18,47}$	0,998	$1,3 \cdot 10^{-7}$	174,88
445	$\text{Cabs} = 170,29 + 4,74e^{-L/28,69}$	0,997	$7,9 \cdot 10^{-8}$	175,03
420	$\text{Cabs} = 172,56 + 4,34e^{-L/23,96}$	0,960	$1,1 \cdot 10^{-6}$	176,91
395	$\text{Cabs} = 174,07 + 4,51e^{-L/22,04}$	0,963	$9,9 \cdot 10^{-7}$	178,50

Tabela 7.20 – Dados estatísticos das equações de ajuste dos pontos da Figura 7.5 para várias distâncias de queda da placa de teste e os valores do CIL extrapolados para o comprimento de cordão tendendo a zero (material de base: aço inoxidável)

Distância de queda (mm)	Equação da curva de ajuste	ANOVA		Calor imposto líquido (CIL = $\lim_{L \rightarrow 0} \text{Cabs}$) (J/mm)
		R ²	p-value	
550	$\text{Cabs} = 170,64 + 6,07e^{-L/13,20}$	0,995	$2,5 \cdot 10^{-7}$	174,71
445	$\text{Cabs} = 171,89 + 4,79e^{-L/30,79}$	0,987	$3,4 \cdot 10^{-7}$	176,68
420	$\text{Cabs} = 173,82 + 4,35e^{-L/19,61}$	0,989	$3,1 \cdot 10^{-7}$	178,17
395	$\text{Cabs} = 175,38 + 4,34e^{-L/18,55}$	0,998	$3,9 \cdot 10^{-8}$	179,72

Para determinar o valor do CIL final e verificar se o material da placa de teste tem influência sobre os resultados dos testes calorimétricos, os valores do CIL obtidos para diferentes alturas de queda (Tabelas 7.19 e 7.20) foram plotados em função de alturas de queda e a tendência obtida foi extrapolada (aplicando o método de linearização) até a distância hipotética nula, conforme demonstrado na Figura 7.6 para aço carbono e na Figura 7.7 para aço inoxidável.

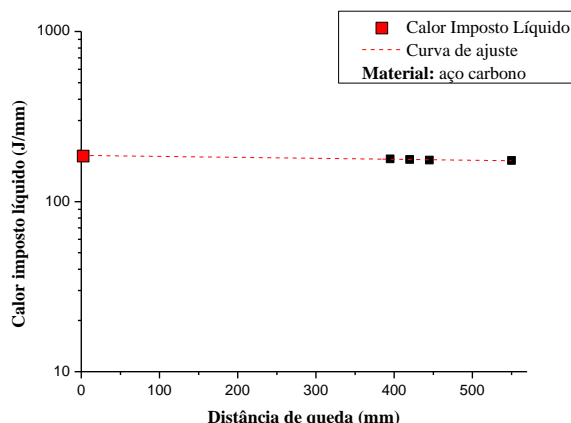


Figura 7.6 – Calor Imposto Líquido (CIL) em função da distância de queda da placa de teste no recipiente e extrapolação até a distância nula usando aço carbono como material de base

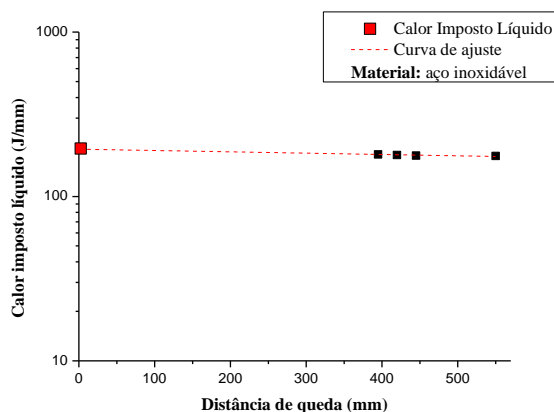


Figura 7.7 – Calor Imposto Líquido (CIL) em função da distância de queda da placa de teste no recipiente e extrapolação até a distância nula usando aço inoxidável como material de base

O CIL final (isento de erros intrínsecos de medição) obtido para testes com placas de teste de aço carbono foi de 186,8 J/mm e, no caso de testes com aço inoxidável de 194,3 J/mm, apresentando 4% de diferença. Essa diferença pode ser considerada insignificativa tomando em conta a pequena variância no Cabs nos testes experimentais e os uso dois procedimentos de extrapolação (até comprimento de cordão nulo e a distância de queda nula). Mesmo assim, a possibilidade do material de base gerar um erro intrínseco na determinação do CIL sempre deve ser considerada ao

realizar ensaios calorimétricos, especialmente, quando as dimensões das placas de teste não são termicamente infinitas para dadas condições de soldagem.

CAPÍTULO VIII

CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

Em função do objetivo proposto neste trabalho, ou seja, desenvolver uma metodologia para determinar calor imposto em soldagem que seja mais representativo do calor que realmente difunde pela peça e isento da influência dos métodos e parâmetros de ensaio, de tal forma que possa ser usado genericamente em cálculos de soldagem que necessitem deste parâmetro, as seguintes conclusões foram alcançadas:

- Em medições calorimétricas não se mede o calor imposto e sim o calor absorvido, que se diferencia de calor imposto por carregar consigo erros intrínsecos e aleatórios de medição;
- O parâmetro Calor Imposto Líquido (CIL) mostrou-se mais adequado para ser usado do que o termo mais popular Calor Imposto, por não carregar em sua determinação os erros intrínsecos e aleatórios das medições do mesmo;
- Os erros intrínsecos e aleatórios (englobados nos populares rendimentos térmicos, determinados experimentalmente e amplamente divulgados) são dependentes do tipo e procedimentos de ensaio, processos, parâmetros de soldagem, geometria e forma da placa de teste, portanto muito específicos para cada condição, justificando a variabilidade de valores de rendimento térmico encontrados na literatura e tornado os modelos de transferência de calor em junta soldada pouco robustos (o rendimento térmico passa a ser um fator de calibração e não um parâmetro);
- Como o Calor Imposto Líquido (CIL) representa o calor repassado ao material de base antes de se difundir para dentro e se perder pela superfície do metal, portanto livre de erros intrínsecos, este parâmetro, juntamente com o conhecimento da geometria da fonte de calor, pode ser usado por modeladores para previsão das transformações metalúrgicas com mais precisão e robustez;

- Em calorimetria criogênica, os erros aleatórios são passíveis de serem mitigados pela automação do ensaio;
- Em calorimetria criogênica, os erros intrínsecos são devidos à geometria da placa de teste (largura, comprimento e espessura), comprimento do cordão de solda durante cada teste e trajetória e velocidade de deslocamento da peça entre ponto de soldagem e recipiente de N₂L;
- A metodologia de ensaio proposta para determinar o calor imposto por um processo de soldagem é adequada e permite identificar e eliminar os erros intrínsecos de medição (tanto sistemáticos, quanto aleatórios);
 - ✓ O CIL não depende da espessura da placa de teste usada, portanto o erro devido a este fator é facilmente eliminado pelo procedimento proposto;
 - ✓ O erro intrínseco devido ao comprimento do cordão pode ser eliminado por extrapolação para um valor de comprimento de cordão tendendo a zero;
 - ✓ O erro intrínseco devido ao comprimento e largura da chapa pode ser eliminado ao se usar estas dimensões com comportamento de infinitas nas placas de teste ou através de correções por extrapolação de curvas analíticas que representem o efeito desses parâmetros sobre as medições dos calores absorvidos;
 - ✓ O erro intrínseco devido à trajetória e velocidade de deslocamento da peça entre ponto de soldagem e recipiente de N₂L também pode ser eliminado ao se extrapolar a tendência deste valor para uma valor de queda tendendo a zero;
- A aplicação desta metodologia confirmou que quanto maior a corrente (mantendo-se demais parâmetros do MIG/MAG constantes, consequentemente aumentando a energia de soldagem) maior o calor imposto líquido (CIL), mas o rendimento térmico não necessariamente varia (energia de soldagem e calor imposto aumentam proporcionalmente), desde que o rendimento térmico seja calculado pelo CIL e não pelo calor absorvido, como se apresenta na literatura (que por desconsiderar os erros intrínsecos da medição, que se tomam maiores para maiores correntes, apresentam que maior corrente leva a diferentes rendimentos térmicos);

- A aplicação desta metodologia mostrou que quanto maior o comprimento do arco (mantendo-se demais parâmetros do TIG constantes, consequentemente aumentando a energia de soldagem) maior o calor imposto líquido, mas aumenta também o rendimento térmico, calculados pelo CIL;
- A aplicação desta metodologia mostrou que o processo MIG/MAG aporta mais calor do que o processo TIG para uma mesma faixa de corrente, mas os rendimentos térmicos são semelhantes;
- A aplicação desta metodologia mostrou que a composição do material de base (aço inoxidável austenítico e aço comum ao carbono) tem pouca influência sobre o calor imposto líquido.

Com objetivo de aprimorar e complementar as informações conseguidas neste trabalho, assim como dar continuidade aos métodos descritos neste trabalho, as seguintes propostas podem ser adotadas:

- Realizar um estudo completo da identificação dos erros intrínsecos e levantar um procedimento de determinação do Calor Imposto Líquido para outros métodos de calorimetria aplicados à soldagem (por exemplo, calorímetro de fluxo contínuo);
- Continuar o estudo da influência dos vários parâmetros de soldagem (tais como, gás de proteção, formato da junta, etc.) na medição do Calor Absorvido e na determinação do Calor Imposto Líquido usando a metodologia proposta;
- Elaborar um modelo numérico para facilitar os cálculos e ajustes envolvidos no presente procedimento e agilizar a determinação do Calor Imposto Líquido para várias condições aplicadas;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AREVALO, H. D.; VILARINHO, L. O., “Desenvolvimento e avaliação de calorímetros por nitrogênio líquido e fluxo contínuo para medição de aporte térmico”, *Soldag. e insp.*, vol.17 (3), São Paulo, July/Sept., 2012.

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

AWS, *Standard Welding: terms and Definitions*, Standard AWS A3.0:2001, Jul 2001.

BAG, S. e DE, A., “Probing Reliability of Transport Phenomena Based Heat Transfer and Fluid Flow Analysis in Autogeneous Fusion Welding Process”, *Metall. & Material Transactions*, Vol 41A, Sep. 2010, pp. 2337-2347.

BARDIN, F.; MORGAN, S.; WILLIAMS S.; MCBRIDE, R.; MOORE, A., J.; JONES D. C.; HAND P.D., “Process control of laser conduction welding by thermal imaging measurement with a color camera”, *View Author Affiliations Applied Optics*, Vol. 44, Issue 32, pp. 6841-6848 (2005) <http://dx.doi.org/10.1364/AO.44.006841>

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

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

CÂNGANI, A. P. M., *Análise térmica do processo de soldagem TIG de amostras metálicas*, 2010, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia-MG.

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

CORTÉZ, V.H.L; MEDINA, G.Y.P.; VALDÉZ, F.A.R.; LÓPEZ, H.F., “Effects of the Heat Input in the Mechanical Integrity of the Welding Joints Welded by GMAW and LBW Process in Transformation Induced Plasticity Steel (TRIP) Used in the Automotive Industry”, *Soldagem & Inspeção*, São Paulo, Vol. 15, No. 3, p.233-240, Jul/Set 2010.

DUPONT, J. N., E MARDER, A. R., “Thermal Efficiency of Arc Welding Processes”, Department of Material Science and Engineering, 406s-416s, 1995.

DUTTA, P.; JOSHI, Y.; FRANCHE, C., “Determination of gas tungsten arc welding efficiencies”. *Experimental Thermal and Fluid Science*, vol. 1, Issue 1, July 1994, pp. 80-89.

ESSERS, W.; WALTER, R., “Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMAW and Plasma-GMA Welding”, *Welding Journal*, vol. 60, n. no 2 (1981): 37s-42s.

FUERSCHBACH, P. W. e EISLER, G. R. “Effect of very high travel speeds on melting efficiency in laser beam welding”. SAE Transactions: *Journal of Materials and Manufacturing*, v. 108, 1999.

FUERSCHBACH, P. W. e KNOROVSKY, G. A., “A study of melting efficiency in plasma arc and gas tungsten arc welding”, *Welding Journal*, 1991, 70, 287s-297s.

FUNDERBURK, R. S., “A Look at Heat Input”, *Welding Innovation*, Vol. XVI, No. 1, 1999.

GERY, D. et al., “Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding”, *Journal of Materials Processing Technology*, 167 (2005), pp. 393–401.

GIEDT, W. H. et al., “Welding Efficiency: Calorimetric and Temperature Field Measurements”. *Welding Journal*, 68 (1), 28s-32s, 1989.

GONÇALVES, C.V.; VILARINHO, L.O.; SCOTTI, A. E GUIMARAES, G., “Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques”, *Journal of Materials Processing Technology*, 172 (2006), pp. 42-51.

HAELSIG, A.; KUSCHB, M; MAYRC, P., “A new technology for designation the efficiency of gas shielded arc welding gives new findings”, 2nd Welding School, DOC XII-2031-11 (2012)

HARWIG, D.D., Arc Behavior and Metal Transfer in the VP-GMAW Process, Cranfield University: School on Industrial Manufacturing Science, 2003.

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*, vol. 12, n. 5 (1998): pp. 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 Research Conference Proceedings, Pine Mountain, GA, 2003, pp. 369-374.

HSU, Y.; RUBNSKI, B.; MAHIN, K., “An inverse finite element method for the analysis of stationary arc welding process”, *ASME Journal of Heat Transfer*, 1986.

JOSEPH, A.; HARWIG, D.; FARSON, D.F.; 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*, vol. 8, n. 6 (2003): 400-406.

JOSEPH, A.P., Assessing the Effects of GMAW-Pulse Parameters on Arc Power and Weld Heat Input, *MSc Dissertation*, The Ohio State University, USA, 2001, 101p.

KARKHIN, V. A. et al. "Effect of latent heat on thermal efficiency of base metal fusing". In: IIW/CRIST Workshop, 2003, St Petersburg, Russia. p. 318-327.

KATZ M.; RUBINSKY B., "An inverse finite element technique to determine the change of inter-face location in one-dimensional melting problem", *Numerical Heat Transfer*, vol. 7, 1984.

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 Mountain, Georgia, USA: Trends in Welding Research, 1998, pp; 355-361.

KIM, Y.-S.; MCEUGOT, D. M. e EAGAR, T. W., "Analyses of Electrode Heat Transfer in Gas Metal Arc Welding" *Welding Research Supplement*, Jan 1991, p. 20-31.

LANDIM, A. S.; VILARINHO, L. O.; CARVALHO, S. R.; LIMA E SILVA, S. M. M., "Estudos Dos Campos Térmicos No Processo De Soldagem TIG Usando Técnicas De Problemas Inversos", 13º POSMEC - Simpósio do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, Faculdade de Engenharia Mecânica, disponível em: <http://www.posgrad.mecanica.ufu.br/posmec/13/artigos/TRB217.pdf>

LENIVKIN, V. A.; DIURGEROV, N. G.; SAGIROV, K. H. N., "Technological Properties of the MIG/MAG Welding Arc", 1st ed., *Mashinostroenie*, Moscow, 1989 (in Russian).

LIMA e SILVA, 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.

LISKEVYCH, O.; QUINTINO, L.; VILARINHO, L. O.; SCOTTI, A., "Intrinsic errors on cryogenic calorimetry applied to arc welding", *Welding in the World*, March 2013.

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

MALIN, V. e SCIAMMARELLA, F., "Controlling Heat Input by Measuring Net Power", *Welding Journal*, July 2006, pp. 44-50.

MELFI, T., "New Code Requirements for Calculating Heat Input", *Welding Journal*, vol. 89 (6), 2010, pp. 61-65.

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

MISHRA, S. e DEBROY, T., "A heat-transfer and fluid-flow-based model to obtain a specific weld geometry using various combinations of welding variables", *J. Appl. Phys.*, 98, 2005, p.044902.

NASCIMENTO, S. A.; BATISTA, A. M.; NASCIMENTO, C. V.; SCOTTI, A. "Avaliação dos Métodos de Cálculo de Potência Elétrica em Soldagem a Arco", *Soldagem e inspeção*, vol. 12, n. 2 (2007): 97-106.

NILES, R. e JACKSON, C. E. "Weld Thermal Efficiency of the TIG Process", *Welding Journal*, 25s-32s, 1985.

NOWACKI, J. e WYPYCH, A., "Application of thermovision method to welding thermal cycle analysis", *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering* vol. 40 Issue 2 June 2010

OVERBECK, C.J.; MARSH, R.R.; PALMER, W.W., "Cenco Physics." *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).

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

PÉPE, N.; EGERLAND, S.; COLEGROVE, P.A.; YAPP, D.; LEONHARTSBERGER, A.; SCOTTI, A., "Measuring the Process Efficiency of Controlled Gas Metal Arc Welding Processes", *Sci. and Technol. of Weld. Join.*, 16 (5), 2011, p. 412-417.

RADAJ, D., *Heat Effects of Welding*. Springer-Verlag, 1992

RAMASWAMY, M. R.; ZAREIFARD, H. S., "A Calorimetric Approach for Evaluation of 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).

REIS, R. P.; COSTA, A. L. G.; SILVEIRA, F. M.; MOTA, P. R.; SOUZA, R. J.; SCOTTI, A., "Influência do material de base sobre o rendimento de fusão em soldagem a arco", *Soldag. e insp.*, vol.16, no.4, São Paulo, Oct./Dec. 2011.

ROSENTHAL, D., "Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting." *Welding Journal*, 20, n. 5 (Maio, 1941), 220s-234s.

SCOTTI, A.; LISKEVYCH, O.; QUINTINO, L.; VILARINHO, L., "Intrinsic errors on Cryogenic Calorimetry Applied to Arc Welding", IIW Commission IV - XII - SG 212 Intermediate Meeting, Berlin, BAM Institute, 2012.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. & COSTA, A. V., "A methodology for voltage drop determination in GMA welding: arcs with short-circuiting metal transfer", *Eur. Phys. J. Appl. Phys.*, EDP Sciences, 34, 2006, pp. 231-236.

SCOTTI, A.; REIS R.P.; LISKEVYCH O., "Modelo Descritivo do Fluxo de Calor em Soldagem a Arco Visando o Conceito de Calor Imposto Efetivo", *Soldag. e Insp.* São Paulo, Vol.17, Nº. 2, p.166-172, Abr/Jun 2012

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.

SODERSTROM, E.J.; SCOTT, K.M.; MENDEZ, P.F.; “Calorimetric Measurement of Droplet Temperature in GMAW”, *Welding Journal*, AWS, Apr 2011, 90 (1), pp. 1s-8s

STENBACKA, N., “Review of Arc Efficiency Values for Gas Tungsten Arc Welding”, IIW Commission IV-XII-SG212 Intermediate Meeting BAM, Berlin, Germany 18-20 April, 2012 Doc XII-xxxxx-12.

TANAKA, M.; LOWKE, J. J., “Predictions of weld pool profiles using plasma physics”, Topical Review, *Journal of Physics D: Applied Physics*, v. 40, R1-R23, 2007.

WATKINS, A. D., *Heat Transfer Efficiency in Gas Metal Arc Welding*, Thesis for the Degree of Master of Science, College of Graduate Studies, University of Idaho, April 1989.

ZEEMANN A., “Energia de Soldagem”, *Infosolda*, available on-line at <http://www.infosolda.com.br/artigos/metsol105.pdf>, 2003, (acesso em 12 de 04 de 2013)

ZIJP, J. *Heat transport during gas tungsten arc welding*. Maandag: Technische Universiteit Delft, 1990.

APÊNDICE A

CALIBRAÇÃO DE VELOCIDADE DE SOLDAGEM

Como o motor de deslocamento da tocha de soldagem possui uma inercia no início de movimento, a velocidade de deslocamento da tocha (velocidade de soldagem) se encontra variada ao longo do percurso (mais lenta no início e maior no fim), resumindo em velocidade de soldagem média variada dependendo da distancia percorrida (comprimento de solda). Arevalo (2011) levantou a curva de calibração do sistema de deslocamento da tocha de soldagem, porem, feita para um comprimento fixo de cordão de solda (20 cm). Como é visto na Figura A.1, a velocidade de soldagem de controle aproximadamente de 30 cm/min resultará em velocidade de soldagem real menor.

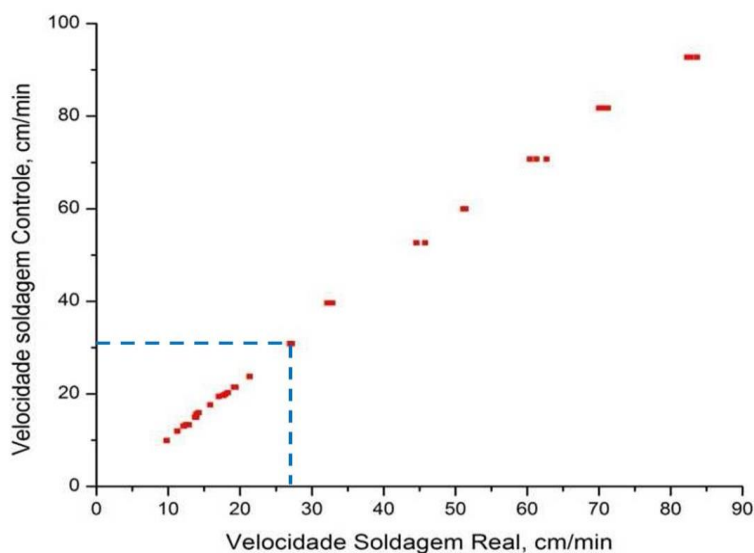


Figura A.1 – Curva de calibração sistema de deslocamento da tocha de soldagem (AREVALO, 2011)

Com finalidade de avaliar esse erro e, se for preciso, eliminar, os testes de calibração de velocidade de soldagem foram feitos utilizando a régua de calibração de velocidade com sensores magnéticos de alta confiabilidade (Figura A.2).

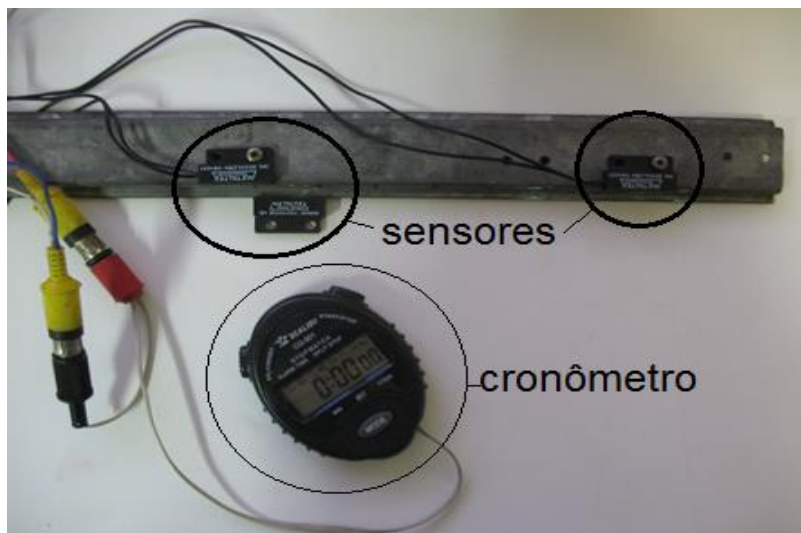


Figura A.2 - Régua de calibração e seus componentes

As três distâncias diferentes de deslocamento da tocha foram testadas se resumindo em 85, 50 e 20 mm. Para cada uma dessas distâncias foram feitos dois testes (de 3 repetições):

- 1) Com a tocha em repouso no ponto que representa o início de cordão. Neste caso (considerando a inercia de motor) a velocidade de soldagem seria variável ao longo do percurso, sendo menor no início e maior no fim;
- 2) Com a tocha já em andamento no ponto que representa o início de cordão. Neste caso a velocidade de soldagem seria constante ao longo de todo o percurso;

Velocidade de soldagem ajustada no controle movimentador da tocha foi de 34,0 cm/min (5,6 mm/s).

A Tabela A.1 apresenta os resultados obtidos de monitoramento de velocidade de soldagem.

Tabela A.1 - Resultados das velocidades de soldagem para cada comprimento de cordão.

Distância percorrida	Velocidade variada (teste 1)			Velocidade constante (teste 2)		
	Tempo cronometrado	Velocidade calculada	Velocidade média	Tempo cronometrado	Velocidade calculada	Velocidade média
(mm)	(s)	(mm/s)	(mm/s)	(s)	(mm/s)	(mm/s)
85	15,87	5,356	5,354	15,86	5,359395	5,358
	15,88	5,353		15,86	5,359395	
	15,88	5,353		15,87	5,356018	
50	9,35	5,348	5,350	9,33	5,359057	5,359
	9,35	5,348		9,33	5,359057	
	9,34	5,353		9,33	5,359057	
20	3,75	5,362	5,329	3,73	5,36193	5,357
	3,76	5,348		3,74	5,347594	
	3,75	5,362		3,73	5,36193	

Obs.: velocidade variada é em função do tempo gasto, que a tocha gastou partindo do repouso no ponto inicial e cronometrando até o fim, e a velocidade constante é em função do tempo gasto com a tocha já em andamento no ponto inicial e cronometrando até o fim.

Como é visto, a velocidade média tanto constante (5,36 mm/s), quanto a variável (5,33-5,35 mm/s) apresentaram os valores diferentes da velocidade de soldagem ajustada na caixa de controle (5,6 mm/s), apresentando no mínimo 0,34 mm/s de erro.

Comparando-se os valores da velocidade média variável com velocidade média constante, pode-se observar que a diferença entre elas foi maior para menores distâncias (menores comprimentos de cordão). À medida que distância foi aumentando, essa diferença torna-se menor, mas não desprezível. Isso se deve ao fato que no início do percurso a tocha tem que atingir a velocidade determinada, com aceleração. E quanto menor for o percurso, mais alterada torna-se a velocidade média. A Figura A.3 demonstra graficamente as tendências observadas. Vale a pena ressaltar, que para cada de três distâncias no caso da velocidade variada o tempo variou no máximo 0,02 s (Tab. A.3), apresentando uma boa repetitividade dos testes para a velocidade de soldagem.

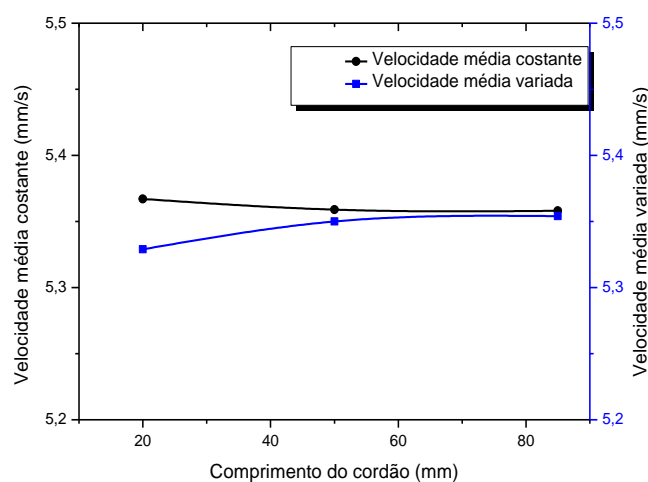


Figura A. 3 – Gráfico da velocidade variada e da velocidade constante em função da distância percorrida pela tocha de soldagem

Considerando os resultados apresentados anteriormente, os cordões de solda nos testes calorimétricos definitivos foram feitos sempre com tocha em andamento com finalidade de eliminar o erro da velocidade de soldagem (como foi visto, a velocidade feita de acordo com o teste 2 (velocidade constante) apresentou o mesmo valor para todos os testes (aproximadamente de 5,36 mm/s ou 32,2 cm/min)). Nos cálculos (de calor absorvido, energia de soldagem etc.), o valor de velocidade de soldagem foi de 5,36 mm/s (para velocidade regulada de 5,6 mm/s).

APÊNDICE B

DISCUSSÃO DA COERÊNCIA DA EXTRAPOLAÇÃO DO VALOR DE CALOR ABSORVIDO MEDIDO PELO CALORÍMETRO PARA OBTENÇÃO DO CALOR IMPOSTO LÍQUIDO

Quando o calor imposto líquido ($P \times t \times \eta_t$) é entregue para uma peça a ser soldada, a mesma demora a absorver o calor e entrar em equilíbrio térmico. Por isso, como demonstra a Figura B.1, sempre existe uma defasagem entre o calor imposto líquido (entrada) e o calor absorvido pela peça (resposta), já que, em condições típicas de soldagem, o tempo para difusão é maior do que o tempo para o aporte da energia. Além disto, a área sob a curva de resposta é menor do que a área sob a curva de entrada, devido à existência de perdas por radiação e convecção natural na superfície da chapa durante a absorção do calor (chapas não são de dimensões infinitas), que justificam a redução do calor após o pico de aquecimento. Mas como o tempo do fluxo de calor na chapa é maior do que o de entrada, o pico de “resposta” vai ser sempre também menor do que pico de “entrada”. O calor absorvido só seria igual ao de aporte (calor imposto líquido) se não houvessem estas perdas (as áreas seriam iguais, mesmo que os picos sejam diferentes).

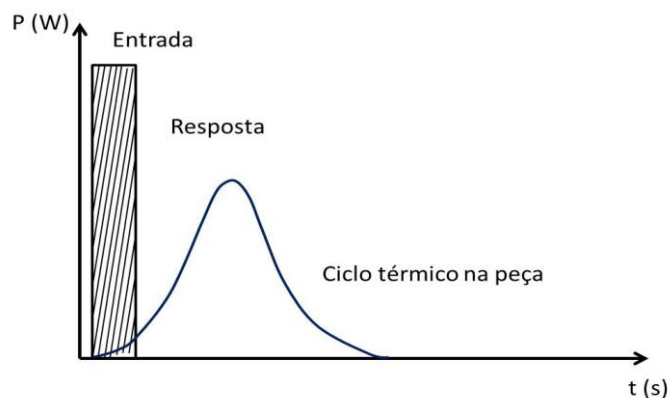


Figura B.1 – Apresentação esquemática de defasagem entre o calor imposto líquido (entrada) e o calor absorvido (resposta)

As Figuras B.2 e B.3 representam diferentes formas de entrega de energia em soldagem. Se as soldas fossem feitas com a mesma energia total (caso Figura B.2), independente do tempo de soldagem (ou comprimento de cordão, já que as soldas são feitas com a mesma velocidade), ter-se-ia que $E1 = E2 = E3$ (área sob a curva). Para menor t , o pico de potência será maior, diminuindo para valores maiores de t . No caso extremo de t tender para zero, o valor de P tenderia ao infinito. Mas no caso da Figura B.3, a energia total imposta cresceu com tempo de soldagem. Por analogia com a Figura 2, $E1 < E2 < E3$. Neste caso, no caso extremo de t tender para zero, o valor de P tende para zero também, como se procura demonstrar a seguir.

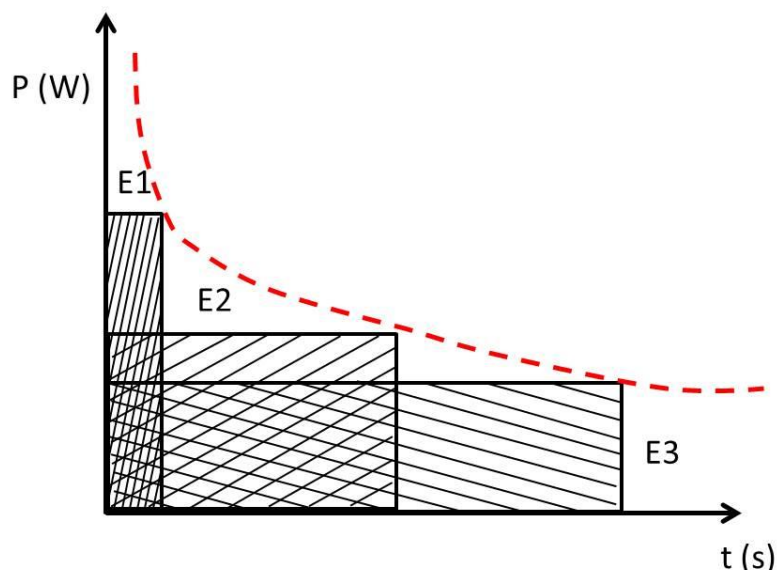


Figura B.2 – Forma de entrega de energia para a peça em que $E1 = E2 = E3$: maior potência, mas atuando durante menos tempo de atuação para que a energia total absorvida fosse a mesma (caso não real em soldagem, pois para comprimentos de cordão ou tempos de soldagem maiores ter-se-ia de reduzir a potência do arco)

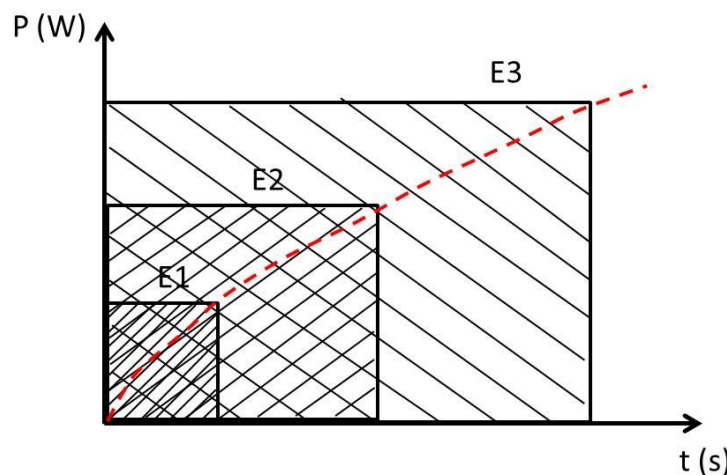


Figura B.3 – Forma de entrega de energia para a peça em que $E1 < E2 < E3$: a mesma potência, mas atuando em tempos maiores para que a energia absorvida total fosse aumentando (caso das soldagens neste trabalho, em que a potência de soldagem é a mesma independentemente dos comprimentos de cordão ou tempos de soldagem)

Tomando como exemplo os resultados da medição do calor absorvido total para a chapa de 6,3 mm (Tabela B.1), mas usando-se como entrada a energia de soldagem total (e não do calor absorvido por unidade de comprimento do cordão de solda), verifica-se que quanto maior a energia total de soldagem maior é o calor total absorvido pela placa de teste; a intercepção com o eixo Y aconteceria em zero (Figura B.4). É importante ressaltar que esta tendência, no caso real de soldagem, não é linear (ver equação do tipo polinomial), pois quanto maior o comprimento de solda, maiores são as perdas.

Tabela B.1 – Dados medidos e calculados para a soldagem de placa de teste de 6,3 mm

Comprimento de cordão (mm)	Tempo de soldagem (s)	Potência elétrica (W)	Energia de soldagem total (kJ)	Es por comprimento de solda (J/mm)	Calor absorvido total (kJ)
112	20,9	3325,9	69,5	620,5	54,6
71	13,2	3330,2	44,1	621,3	35,0
36	6,7	3327,5	22,3	620,8	17,9
22	4,1	3331,2	13,7	621,5	11,1
9	1,8	3326,9	5,9	620,7	4,7

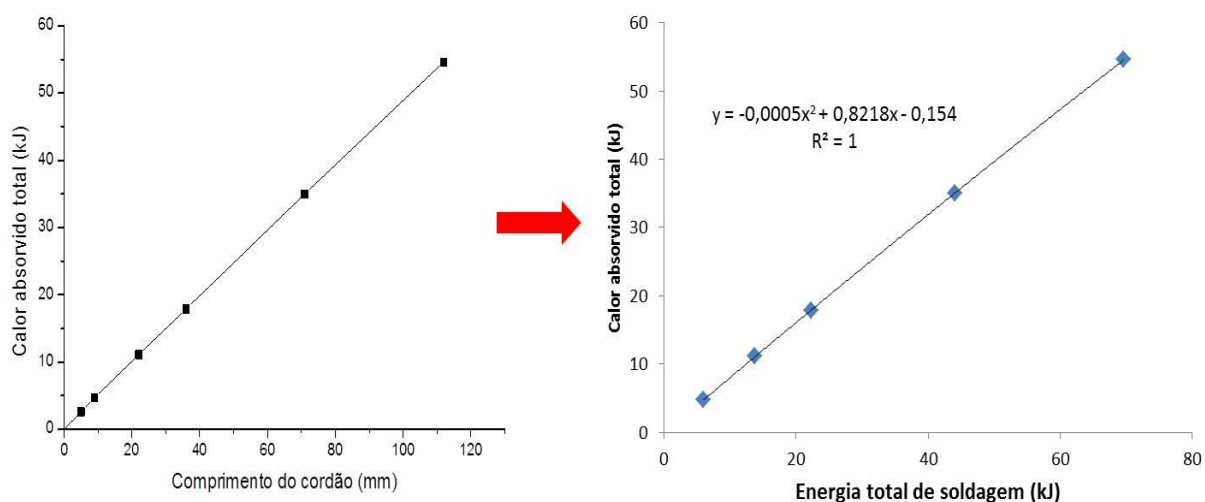


Figura B.4 – Apresentação gráfica da tendência do calor absorvido pela placa de teste dependendo da energia total de soldagem

Pode-se observar a mesma tendência para o caso de outras espessuras (Fig. B.5), ou mesmo as distâncias de queda da placa de teste no calorímetro na hora de medição (Fig. B.6). Como demonstram as figuras, quanto maior é a energia total de soldagem, maior é o calor total absorvido pela placa de teste. Naturalmente, quanto mais se perde antes da medição (menores espessuras e maiores alturas), menores são as inclinações das curvas. Mas todas elas teriam a intercepção no ponto zero.

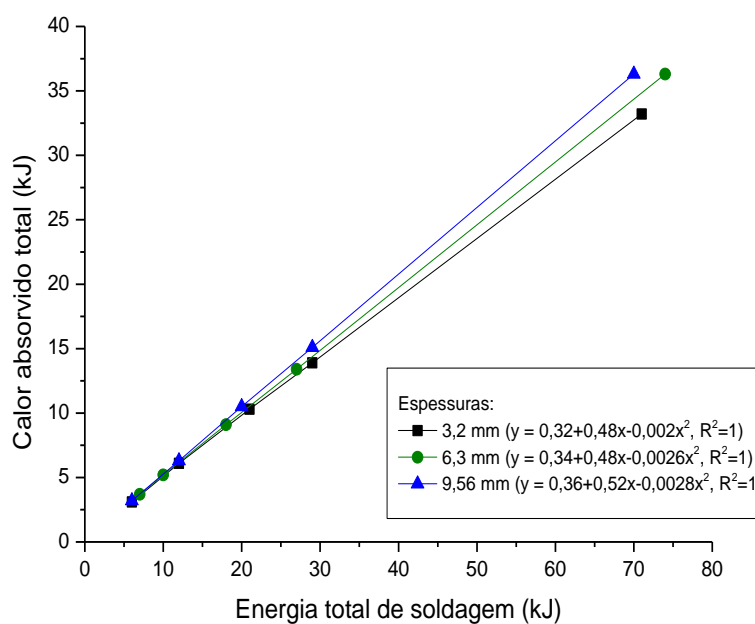


Figura B.5 – Apresentação gráfica da tendência do calor absorvido pela placa de teste dependendo da energia total de soldagem para varias espessuras da chapa

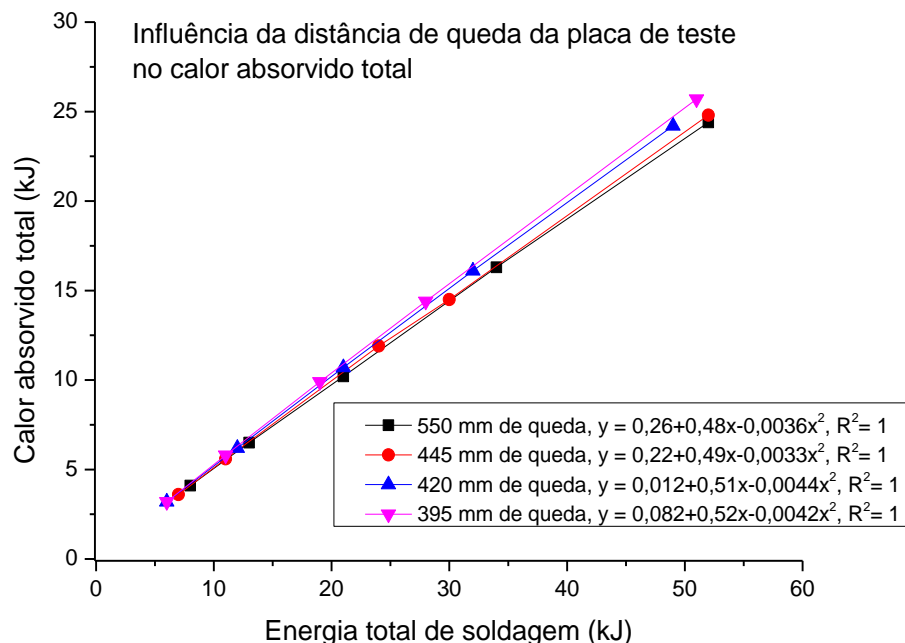


Figura B.6 – Apresentação gráfica da tendência do calor absorvido pela placa de teste dependendo da energia total de soldagem para varias distancias de queda da placa de teste no calorímetro

Da mesma forma que a extrapolação para a intercepção é coerente para as curvas em que o aporte do calor se fez pela energia total de soldagem, seria lógico também poder fazer a extrapolação para o caso das curvas de calor absorvido pelo comprimento do cordão de solda para um cordão nulo. Ressalva-se que a extrapolação para um cordão com comprimento nulo significa que o calor a partir da energia de soldagem chegou na superfície da peça, mas ainda não difundiu para a mesma (conceito do calor imposto líquido), como esperado e explicado pela Figura B.1. Ou seja, não poderia mesmo haver ainda o cordão.

APÊNDICE C

CÁLCULO DA LARGURA DAS PLACAS DE TESTE COM BASE NAS EQUAÇÕES DO MODELO ANALÍTICO DE ROSENTHAL

O modelo analítico do Rosenthal (1941) propõe equações para determinar quantitativamente vários parâmetros na soldagem relacionados com fluxo de calor. Apesar de possuir uma série de simplificações, esse modelo reflete de uma forma geral os fenômenos térmicos na soldagem.

1. Abordagem teórica

Para determinar a largura limite da placa de teste a ser usada nos ensaios calorimétricos usando as equações do Rosenthal, previamente a espessura *relativa* da placa de teste tem que ser definida. O conceito da espessura relativa de uma placa de teste a ser testada não está baseado na espessura em si da chapa, mas se, em função da dimensão do cordão, o calor vai se difundir de forma bidirecional ou multidirecional (Figura C.1).

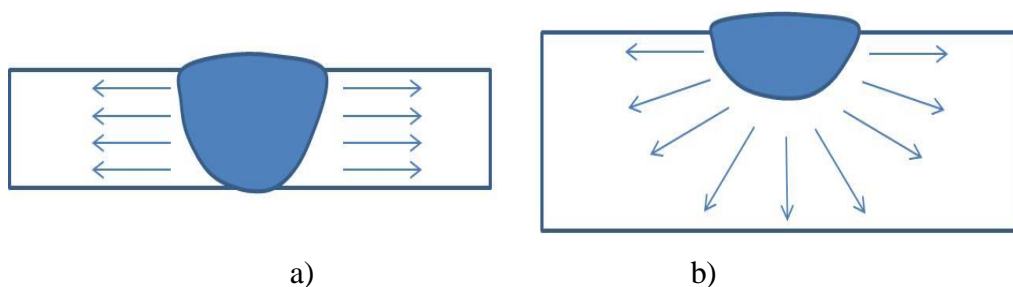


Figura C.1 – Apresentação esquemática do fluxo de calor bidimensional (a) e multidirecional (b)

De acordo com o modelo, a forma da fonte de calor é simplificada para um ponto na superfície da chapa ou uma linha que atravessa toda espessura da chapa (Figura C.2).

A primeira suposição é aplicável na deposição de um cordão de solda na superfície de uma chapa relativamente espessa e a segunda na soldagem de uma chapa fina com penetração total.

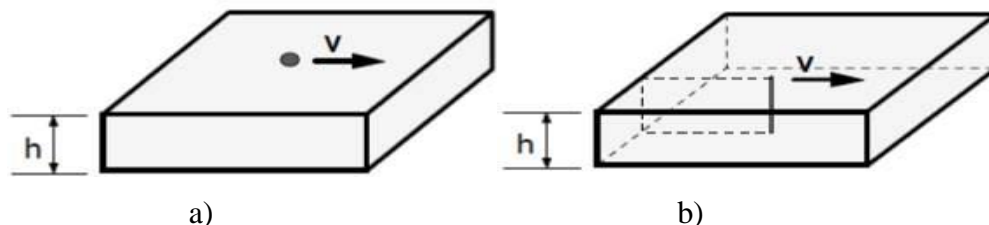


Figura C.2 – Apresentação esquemática da fonte de calor pontual (a) e linear (b)

Assim, a espessura relativa da placa de teste pode ser determinada através do Eq. C.1.

$$\tau = \frac{h}{h_{crit}} = h \sqrt{\frac{\rho c (T_f - T_0)}{H_L}} \quad \text{Eq. C.1}$$

onde:

h - espessura real da placa de teste que se quer avaliar (mm);

h_{crit} - espessura da chapa que acima ou abaixo da qual a chapa é considerada grossa ou fina, em função do τ encontrado (mm);

ρ - densidade do material (g/cm^3), para aço $\rho = 7,8 \text{ g/cm}^3$;

c - calor específico do material ($\text{J/g}^\circ\text{C}$), para aço $c = 0,63 \text{ J/g}^\circ\text{C}$;

T_f - temperatura esperada ser alcançada pelo material na sua face oposta ao cordão ($^\circ\text{C}$);

T_0 - temperatura inicial (ou pré-aquecimento) ($^\circ\text{C}$);

H_L - calor imposto líquido de soldagem (kJ/mm);

De acordo com o valor da espessura relativa obtido, a placa de teste pode ser considerada como grossa ($\tau > 0,9$) ou fina ($\tau < 0,6$). Para faixa $0,6 < \tau < 0,9$ (faixa de transição), os cálculos podem resultar em erros. Porém, alguns autores consideram que para $\tau = 0,75$ não se tem erros superiores a 15%, podendo-se adequar em aplicações variadas;

Em relação à temperatura esperada a ser alcançada pelo material na sua face oposta do cordão (T_f), existe uma grande variedade dos valores adotados para esse cálculo (por exemplo, a temperatura inicial de transformação para o aço). Mas, para os fins desse trabalho, foram aplicados os critérios elaborados por Prof. Américo Scotti:

Critério (a): Se for um cordão em que se espera penetração parcial, a temperatura a ser usada tem de ser baixa (por exemplo, 200 °C), para que atenda o conceito de fonte pontual, aplicável para chapas grossas (Fig. C.2a). Isto quer dizer que se por algum acaso τ for $< 0,9$, ou a energia usada está muito alta ou a espessura não é suficientemente espessa para evitar a penetração considerável neste dado material, o fluxo de calor deixe de ser multidirecional (típico para fonte pontual) e passa a ser bidirecional. Mas isto não quer dizer que se pode considerar que um valor de τ encontrado $< 0,9$ (ou melhor, $< 0,6$) aplicando $T_f = 200$ °C, a chapa possa ser considerada fina, pois para tal tem de se atender o critério (b).

Critério (b): Se for um cordão em que se espera penetração total do passe (abrangendo toda espessura), a temperatura a ser usada tem de ser a temperatura de fusão do material (°C), para que atenda o conceito de fonte linear (Fig. C.2b), conceito este usado no restante dos cálculos aplicáveis para chapas finas. Isto quer dizer que se por algum acaso τ for $> 0,6$, ou a energia usada está baixa ou a espessura é muito grande para se conseguir a penetração total. Mas isto não quer dizer que se pode considerar que um valor encontrado para $\tau > 0,6$ (ou mesmo $\tau > 0,9$) a chapa possa ser considerada grossa, pois primeiro tem de se aplicar o critério (a).

Caso não se atenda nem o critério (a) ou o critério (b), a aplicação das equações de Rosenthal carregarão maiores erros.

2. Cálculos e Resultados

De acordo com conceitos discutidos anteriormente, propõe-se aplicar os dois critérios para o caso real, e, no fim, determinar a largura mínima necessária que a placa de teste deve ter para realização adequada dos testes calorimétricos.

Para determinar a espessura relativa das placas de teste de varias espessuras reais, realizou-se os cálculos pela Equação C.1, aplicando os valores de 200 °C e 1540 °C para os critérios (a) e (b) respectivamente. Quanto o calor imposto, na grande maioria dos casos, o seu valor é obtido como resultado simples de multiplicação da energia de soldagem pelo fator de rendimento térmico. Entretanto, para dada condição foram aplicados valores reais do calor imposto líquido (de maior precisão), determinados experimentalmente e apresentados no Item 5.3.2 para varias espessuras testadas (Tabela

5.6). As Tabelas C.1 e C.2 demonstram os resultados obtidos de acordo com os Critérios (a) e (b) respectivamente.

Tabela C.1 - Espessura relativa calculada de acordo com o **Critério (a)**

Espessura da placa de teste (h)	T_f	T_o	Calor imposto líquido (H_L)	Espessura relativa (τ)
cm	°C	°C	J/cm	
0,320	200	25	5299	0,13
0,475	200	25	5292	0,19
0,630	200	25	5302	0,25
0,795	200	25	5304	0,32
0,956	200	25	5305	0,39

Pelo Critério (a) isolado, todas as placas de teste são relativamente finas ($\tau < 0,6$).

Tabela C.2 - Espessura relativa calculada de acordo com o **Critério (b)**

Espessura da placa de teste (h)	T_f	T_o	Calor imposto líquido (H_L)	Espessura relativa (τ)
cm	°C	°C	J/cm	
0,320	1540	25	5299	0,38
0,475	1540	25	5292	0,56
0,630	1540	25	5302	0,75
0,795	1540	25	5304	0,94
0,956	1540	25	5305	1,13

Pelo critério (b) isolado, só as placas de teste de 0,32 e 0,475 cm de espessura seriam finas ($\tau < 0,6$) e as de 0,795 e 0,956 cm seriam grossas ($\tau > 0,9$).

Conclusão: aplicando os dois critérios, pode-se dizer que só as placas de teste de 0,32 e 0,475 cm de espessura são realmente finas, ou seja, neste caso a fonte de calor linear é aplicável (e realmente deu penetração total, como pode ser observado na Fig. 5.9). Desta forma, só se pode aplicar as equações do Rosenthal nas duas chapas mais finas. Nas demais os cálculos darão erro.

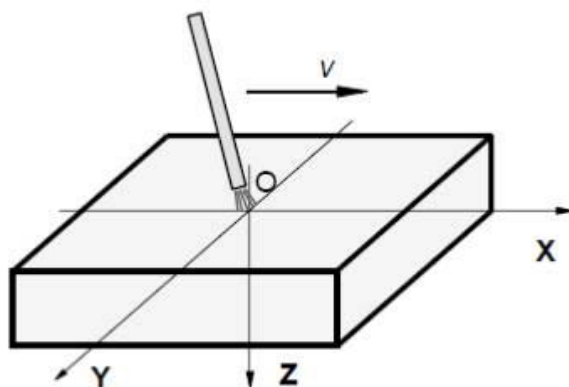


Figura C.3 – Sistema de coordenadas utilizada para o modelo do Rosenthal (estado quase estacionário)

Para que os cálculos sejam coerentes, a placa de teste deve ter uma largura maior do que um limite, que corresponde ao valor mínimo em que a largura da chapa deveria ser para se ter o comportamento como de largura infinita. Uma distância da linha central do cordão até qualquer ponto na superfície da chapa “Y” pode ser determinada conforme a Equação C.2. Considerando “X” com zero (ver Figura 3) para representar um ponto no centro do arco, é possível calcular qual o valor de “Y” em que a temperatura máxima alcançada (T_p) fosse ou a que representa a linha de fusão (para a dimensão da ZF) ou a que representa o início da transformação metalúrgica (para a dimensão da ZAC). Neste modelo, a temperatura varia apenas nas direções X e Y, permanecendo constante ao longo da espessura da peça. Está metodologia está coerente com o modelo da fonte de calor linear, na qual, por hipóteses, a temperatura em toda espessura é a mesma.

$$Y = \frac{\frac{1}{(T_p - T_0)} - \frac{1}{(T_f - T_0)}}{4,13 \rho h \frac{c}{H_L}} \quad \text{Eq. C.2}$$

onde:

c - calor específico do material (J/g°C), para aço $c = 0,63 \text{ J/g°C}$

h - espessura real do material (mm);

T_p - temperatura de pico (°C) que atinge teoricamente o contorno da ZF, ou seja, a temperatura de solidificação, ou o contorno da região da ZAC que se tem interesse em estudar a dimensão. Para se calcular a largura limite da placa de teste, deve-se colocar o T_p como um pequeno valor, como por exemplo 200 °C , de tal forma a considerar que quando alcançada não estaria mais afetando a difusão de calor;

T_f - temperatura de fusão do material (°C);

T_0 - temperatura inicial (ou pré-aquecimento) (°C);

HL - calor imposto líquido de soldagem (kJ/mm), Tabela 5.6;

A Tabela C.3 apresenta os resultados dos cálculos da largura mínima da placa de teste a ser usada nos testes calorimétricos. Os cálculos foram feitos apenas para as duas espessuras reais que corresponderam aos dois Critérios descritos anteriormente.

Tabela C.3 – Resultado de cálculo da largura mínima da placa de teste a ser usada nos testes calorimétricos

Espessura da placa de teste (h)	T_p	Calor imposto líquido (H_L)	Distância do centro do cordão (Y)	Largura mínima da placa de teste (L)
cm	°C	J/cm	cm	mm
0,320	200	5299	4,223944902	84,5
0,475	200	5292	2,774566504	55,5

Dessa maneira, a placa de teste a ser usada nos testes calorimétricos para as dadas condições de soldagem deve possuir no mínimo 84,5 mm de largura para que os resultados de medição de calor absorvido sejam coerentes. Como foi possível realizar os cálculos apenas para modelo da fonte de calor linear, ou seja, para espessuras das chapas relativamente finas (3,2 e 4,75 mm), supõe-se, que para as placas de teste mais grossas a largura mínima pode ser menor do que 84,5 mm, para que a mesma poderia ser considerada como infinita.

APÊNDICE D

DETERMINAÇÃO DO VALOR DE UMA LARGURA TERMICAMENTE INFINITA

Vão existir casos em que o valor da largura termicamente infinita não pode ser determinado experimentalmente conforme o procedimento descrito no Item 5.3. Exemplo desta situação seria quando a largura máxima da placa de teste permitida pela capacidade do calorímetro for fosse menor do que a largura infinita, para uma dada espessura e comprimento da placa de teste e energia de soldagem. Neste caso, um método analítico pode ser aplicado para estimar o erro intrínseco devido a este parâmetro, permitindo uma determinação ainda precisa do calor imposto líquido.

Uma forma proposta para tal é gerar uma equação genérica que represente o efeito da largura de uma placa de teste sobre o comportamento da difusão do calor (sempre tendo em mente que a partir de uma dada largura, a referenciada largura limite infinita, não haverá mais influência). Assim, teoricamente é esperado que o comportamento desse efeito possa ser representado por uma curva assintótica.

Para determinar a equação genérica, partiu-se do modelo analítico de Rosenthal para fonte de calor linear (detalhes de aplicação deste modelo podem ser encontrados no Apêndice B). Por esse modelo, é possível encontrar a temperatura T_p em qualquer distância da fonte de calor Y , conforme a Equação D.1:

$$\frac{1}{T_p - T_0} = \frac{4,13\rho C_p h Y}{Q} + \frac{1}{T_f - T_0} \quad \text{Eq. D.1}$$

onde:

T_p - temperatura de pico que se pretende determinar a partir deste modelo (°C);

T_0 - temperatura inicial, ou pré-aquecimento (°C);

ρ - é densidade de material (g/cm³);

C_p - calor específico do material (J/g°C);

Q - calor imposto líquido de soldagem (kJ/mm);

h - espessura real do material (mm);

T_f - temperatura de fusão do material (°C).

Colocando Y em evidência (Equação D.2), pode-se encontrar a distância em que uma dada temperatura T_p é atingida a partir do ponto de aplicação da fonte de calor para energia de soldagem, tipo de material e sua espessura conhecidos. Multiplicando-se esta distância por 2, encontra-se a largura necessária da peça para se obter a dada temperatura T_p na sua borda (considerando a simetria da placa de teste em relação a linha de fusão).

$$Y = \frac{\frac{1}{(T_p - T_0)} - \frac{1}{(T_f - T_0)}}{4,13 \rho h \frac{C_p}{Q}} \quad \text{Eq. D.2}$$

Aplicando-se uma ampla faixa de temperaturas T_p (por exemplo, de 900 até 25 °C) na Equação D.2, é possível se determinar quais as larguras em que essas temperaturas seriam alcançadas, como ilustra a Tabela D.1 para uma dada condição de soldagem (placa de teste de aço ao carbono de pequena espessura, sem pré-aquecimento e uma dada energia de soldagem). Porém, acredita-se que o valor inverso da temperatura ($1/T$) possa melhor representar o fenômeno desejado, pois se pode dizer que a largura não influencia mais o fluxo de calor quando a temperatura na superfície lateral para de crescer, ou seja, torna-se estável pois não há mais perdas de calor significantes por aquela dimensão. Da mesma forma, o calor imposto líquido determinado pelo ensaio calorimétrico para de crescer quando a largura da placa de teste tende a não ter perdas de calor naquela dimensão, ou seja, para a largura infinita. Desta forma, na Tabela D.1 é também apresentada a relação da variação da largura em função do inverso da temperatura .

Tabela D.1 – Planilha de cálculo para encontrar a relação da largura limite L em função da temperatura de pico T_p e $1/T_p$, para uma dada condição de soldagem

<i>Temperatura de pico</i>	<i>Fator perda de calor na borda da placa de teste</i>	<i>Distância da linha de fusão</i>	<i>Largura da placa de teste</i>
T_p (°C)	$1/T_p$ (1/°C)	Y (cm)	L (cm)
900	0,0011	0,06	0,13
800	0,0013	0,01	0,02
700	0,0014	0,01	0,02
600	0,0017	0,01	0,03
500	0,0020	0,02	0,04
400	0,0025	0,03	0,05
300	0,0033	0,04	0,08

<i>Temperatura de pico</i>	<i>Fator perda de calor na borda da placa de teste</i>	<i>Distância da linha de fusão</i>	<i>Largura da placa de teste</i>
200	0,0050	0,07	0,13
100	0,0100	0,17	0,34
80	0,0125	0,23	0,47
70	0,0143	0,29	0,57
60	0,0167	0,37	0,74
50	0,0200	0,52	1,05
40	0,0250	0,88	1,76
45	0,0222	0,66	1,31
30	0,0333	2,65	5,30
29	0,0345	3,32	6,63
28	0,036	4,43	8,85
27	0,037	6,64	13,29
26	0,038	13,30	26,59

Obs.: Espessura da placa de teste usada nos cálculos = 0,32 cm; temperatura inicial $T_0 = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$; Calor Imposto Líquido = 5400 J/cm; material aço comum ao carbono ($\rho = 7,8\text{ g/cm}^3$; $C_p = 0,63\text{ J/g}^{\circ}\text{C}$; $T_f = 1540\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Usando-se os dados da Tabela D.1, é possível traçar o comportamento da relação entre perdas ($1/T$) e a largura da placa de teste, como ilustrado pela Figura D.1. Como se pode ver, quanto maior a largura, mais estável vai se tornando o fator ($1/T$), de forma assintótica. Como visto acima, se o fator ($1/T$) para de crescer, quer dizer que não está havendo mais perdas de calor pelas arestas daquela largura. Assim, a partir da largura em que não haja mais crescimento de perda de calor, a largura passa a se comportar como infinita.

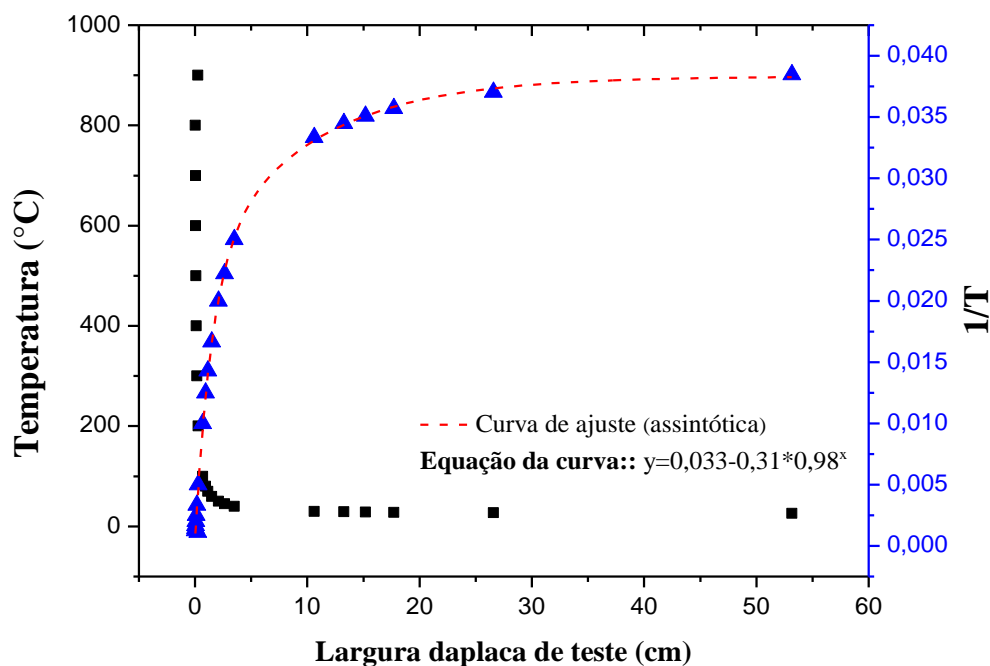


Figura D.1 – Curva de ajuste que representa o fator ($1/T$), o qual é proporcional à perdas de calor pelas superfícies laterais da placa, em função da largura das placas de teste, para as condições de soldagem apresentadas no rodapé da Tabela D.1

A Figura D.1 ilustra ainda a equação gerada conforme abordagem proposta, ou seja, uma equação do tipo assintótica em relação ao eixo das ordenadas, a saber:

$$Y = a + c b^x \quad \text{Eq. D.3}$$

onde “a”, “b” e “c” são os coeficientes determináveis por análise de regressão. No caso, estes coeficientes foram, respectivamente, 0,036, -0,035 e 0,470 tendo como índices estatísticos um $R^2 = 0,987$ e um $p\text{-value} = 1,7 * 10^{-6}$. Entretanto, estes coeficientes não são importantes, pois não quantificam os dados reais de calor imposto líquido. Assim, uma vez encontrada a equação genérica (Equação D.3) que simule o efeito da largura de uma placa de teste sobre o comportamento da difusão do calor no teste de calorimetria criogênica, torna-se mais fácil fazer com que dados gerados em experimentos se ajustem à curva (gerando novos coeficientes para a equação) do que gerar uma nova curva a partir de poucos pontos.

Para validar esta abordagem, pegou-se da Tabela 5.11 apenas os dados de 4 larguras (40, 50, 70 e 80 mm) menores do que a largura limite (90 mm) encontrada quando se utilizou todos os 7 valores da referida tabela. Aplicando-se estes 4 valores na equação D.3, obteve-se, como ilustra a Figura D.2, os coeficientes 532,85, -125,42 e 0,96, respectivamente para “a”, “b” e “c”. Os índices estatísticos para este ajuste de pontos foram $R^2 = 0,985$ e um $p\text{-value} = 7,2 \times 10^{-4}$. Ou seja, para as dadas condições, a equação para determinar os valores de CIL tanto acima como abaixo de 80 mm é:

$$Y = 532,85 - 125,42 \times 0,96^x \quad \text{Eq D.4}$$

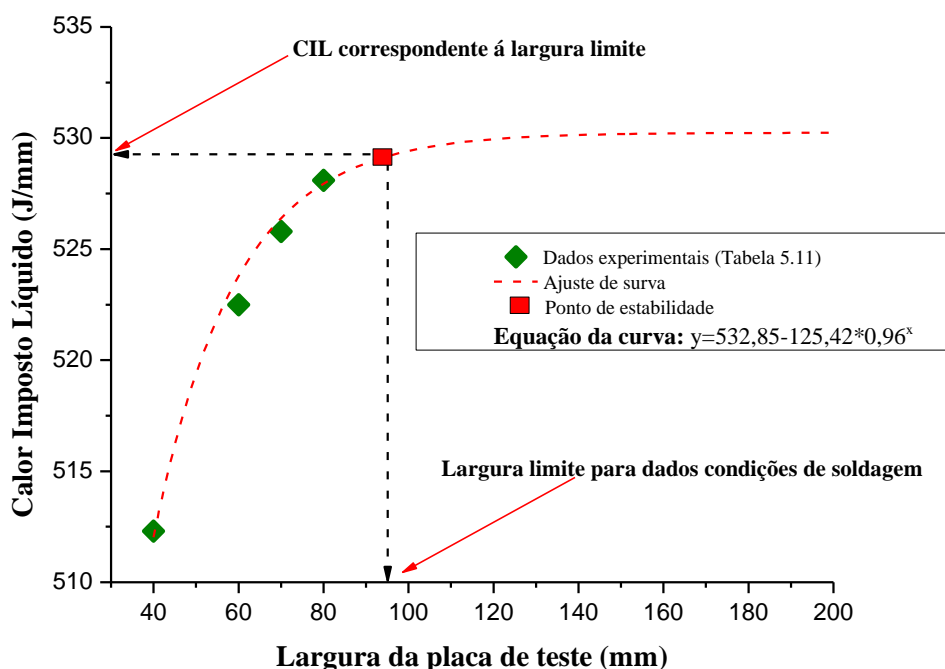


Figura D.2 – Ajuste de dados de medição do Calor Imposto Líquido para 4 larguras de placas de teste menores do que a largura infinita na Equação D.3

Determinando-se agora os valores estimados do calor imposto líquido (CIL) em função da largura pela Equação D.4 e comparando-os com os valores reais medidos, constrói-se a Tabela D.2. Pode-se perceber uma baixa variação entre os valores preditos e calculados, o que garante ao método analítico proposto uma boa confiabilidade para determinação também a largura termicamente infinita. Complementando, aplicando-se novamente o critério de que o CIL se torna estável quando a curva de ajuste do ponto inicia sua tendência assintótica, a largura da placa de teste termicamente infinita

estimada seria em torno de 95 mm, o que está em concordância com os resultados experimentais, onde valor da largura limite foi definido em torno de 90 mm.

Tabela D.2 – CIL estimado pelo método analítico e CIL determinado experimentalmente no Capítulo V

Largura da placa de teste	CIL estimado (J/cm) (Eq. E.4)	CIL experimental (J/cm) (Tabela 5.11)	Variação em relação ao valor experimental (J/cm)	Variação relativa (%)
110	531,44	531,02	0,42	0,3
100	530,73	530,82	-0,09	0,3
90	529,67	529,92	-0,25	0,2
80	528,06	527,89	0,17	0,2
70	525,65	524,62	1,03	0,0
60	522,02	521,62	0,40	-0,2
40	508,35	507,30	1,05	0,2

Concluindo-se, caso fosse este um caso em que não se teria como usar a largura limite infinita experimentalmente, por ser a placa de teste mais larga do que a capacidade do calorímetro, para uma dada espessura e comprimento da placa de teste e energia de soldagem, o resultado predito (para uma largura predita de 95 mm, que seria a partir de qual ela se comportaria como termicamente infinita) do CIL seria de 530,26 J/cm.

APÊNDICE E

INFLUÊNCIA DAS DISTÂNCIAS ENTRE O FIM E/OU INÍCIO DO CORDÃO DE SOLDA E AS ARESTAS DA PLACA DE TESTE NAS MEDIÇÕES CALORIMÉTRICAS

As distâncias entre o fim e/ou início do cordão de solda e as arestas da placa de teste (referenciadas como a_i e a_f na Figura E.1, respectivamente) podem também induzir erros intrínsecos nos resultados de medição do Calor Absorvido e, posteriormente, na determinação do Calor Imposto Líquido, caso não sejam termicamente infinitas. Se estas distâncias forem muito pequenas para uma dada energia de soldagem, as perdas de calor absorvido pela placa de teste devido o processo de soldagem podem acontecer através das faces delimitadas por essas arestas antes do início da medição calorimétrica.

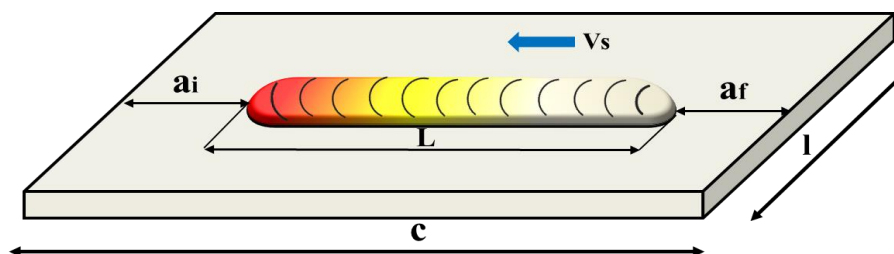


Figura E.1 – Representação das dimensões planares de uma placa de teste com um cordão depositado

Para verificar o efeito da dimensão a_f na medição do Calor Absorvido, 3 cordões de mesmo comprimento (aproximadamente de 25 mm) foram depositados em chapas com dimensões de 200 x 100 x 6 mm, variando-se o ponto inicial do cordão, de tal forma que a_f assumisse valores crescentes de 50, 70 e 100 mm, como ilustra a Figura E.2. A Tabela E.1 apresenta os valores obtidos da energia de soldagem e do calor absorvido por comprimento de solda para as diferentes distâncias a_f testadas. Pode-se observar que os calores absorvidos por comprimento de solda para todos os testes

apresentaram um valor médio de 514,8 J/mm com pouca variância, de 0,08% (inclusive, englobando a variância da energia de soldagem).

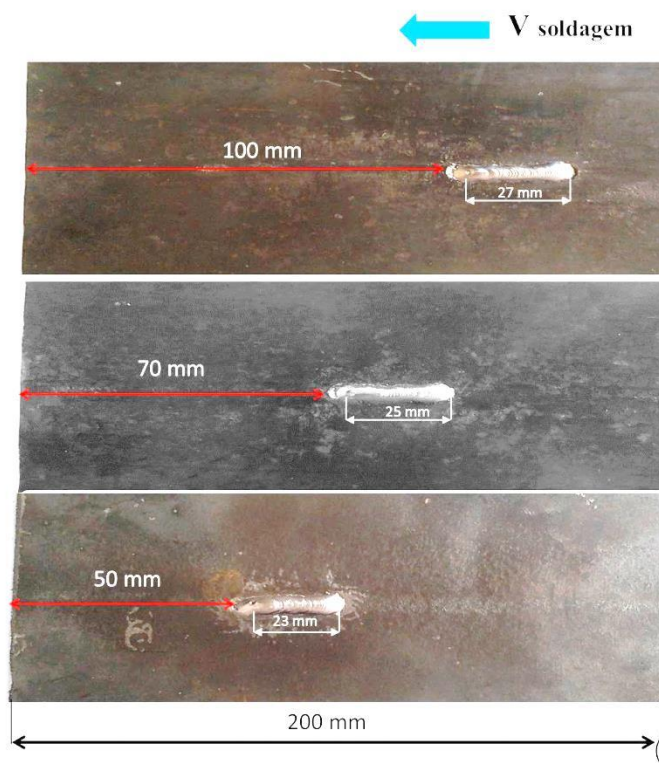


Figura E.2 – Cordões de solda obtidos para diferentes distâncias a_f (100, 70 e 50 mm)

Tabela E.1 – Energia de soldagem e calor absorvido por comprimento de solda para várias distâncias a_f testadas

Teste	Distância a_f (mm)	Energia de soldagem (J/mm)	Calor absorvido por comprimento de solda (J/mm)
1	100	620,5	514,8
2	70	621,1	515,0
3	50	620,8	514,6

Obs.: chapas de aço carbono, 200 x 100 x 6 mm; comprimento de cordão nominal 25 mm; altura der queda de 420 mm, MIG/MAG por curto-circuito, Ar+25CO₂ com fluxo de 15 l/min; arame-eletrodo AWS ER70S-6 de 1.2 mm a uma velocidade de alimentação de 3,6 m/min; velocidade de soldagem de 32 cm/min; corrente média de 150 A e tensão média de 20 V; condições ambientais dos testes: 28,8°C e 56% de umidade.

Um quarto teste foi realizado para ver o que aconteceria com uma distância a_f menor do que os 50 mm que foram considerados como padrão mínimo. Em soldagem com a mesma energia, mas com distância a_f menor (de aproximadamente 20 mm – Figura E.3), o calor absorvido por comprimento de solda apresentou um valor menor, de

493,6 J/mm, sendo de 4,2% a diferença quando comparado com os resultados obtidos com a distância a_f de 50 mm.



Figura E.3 – Cordão de solda obtido para distância a_f de 20 mm

Dessa maneira, pode ser concluído que para dada energia de soldagem e condições de medição calorimétrica as distâncias a_i e a_f podem ser consideradas como “seguras”, ou seja, aquelas que não causam a perda de calor por convecção através das arestas laterais da placa de teste, a partir de 50 mm (mesmo tendo em vista a diferença significativa de difusão de calor para frente da fonte de energia (na direção da a_f) e para trás (na direção da a_i)).

Considerando a_i e a_f usados no Capítulo V sempre forma maiores do que 50 mm (comprimento máximo de cordão foi cerca de 70 mm para comprimento total da placa de teste de 200 mm), demonstra-se, assim, que, para a dada energia de soldagem (por volta de 620 J/mm), as distâncias a_i e a_f usadas nos testes desse capítulo não induziram erro intrínseco no processo de medição.

Simultaneamente com as soldagens, foram realizadas filmagens com a câmera termográfica com finalidade de obter os campos térmicos na superfície oposta da chapa ao longo de todo o processo de soldagem e verificar se a temperatura chega a aumentar na aresta da placa de teste (que delimita a distância a_f), ou seja, se há perdas de calor por convecção a partir da aresta da placa de teste antes da medição calorimétrica começar. Na Figura E.4 podem ser observados os campos térmicos obtidos no momento do fim da soldagem (quando o arco apaga-se e a translação da placa de teste no recipiente do calorímetro é acionada), após de 5 e 8 s do fim de soldagem. As imagens comprovam os resultados obtidos experimentalmente (Tabela E.1), demonstrando que no momento em que a soldagem acaba, a temperatura da aresta que delimita a distância a_f não chega a aumentar (Figura E.4(a)). Já após 5 s (Figura E.4(b)) a temperatura começa a aumentar (calor imposto pelo arco se difundiu para dentro da chapa) e após 8 s a temperatura dessa aresta chega a 45°C, ou seja, a placa de teste começa ter perdas de

calor por convecção para ambiente. Entretanto, após 8 s a chapa soldada já estará dentro do recipiente do calorímetro (como foi demonstrado no Item 4.2.1, o tempo que a placa de teste leva a ser submersa completamente no nitrogênio líquido é de $3,64 \pm 0,20$ s) e todo o calor perdido já é contado na medição do Calor Absorvido.

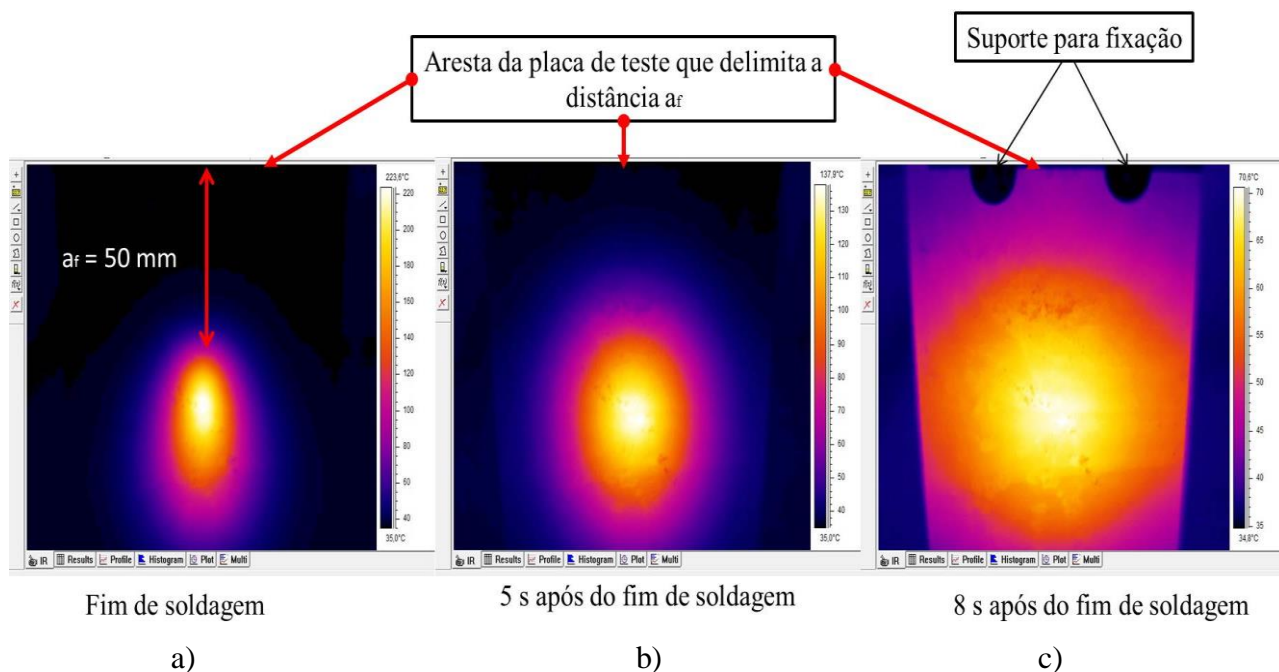


Figura E.4 – Imagens da câmera termográfica (a imagem é distorcida, ou seja, arestas da chapas não paralelas, devido ao ângulo entre a filmadora e a superfície da chapa)