RUBELMAR MAIA DE AZEVEDO CRUZ NETO

Taxa de resfriamento na soldagem: um novo entendimento

São Paulo

2018

RUBELMAR MAIA DE AZEVEDO CRUZ NETO

(Engenheiro Mecânico pela Universidade do Estado do Amazonas - EST/UEA e
Mestre em Engenharia Mecânica pela Universidade Federal do Rio de Janeiro -
COPPE/UFRJ)

Taxa de resfriamento na soldagem: um novo entendimento

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Ciências.

Área de Concentração:
Engenharia Metalúrgica e de Materiais

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi

São Paulo

2018

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, _____ de _____ de _____

Assinatura do autor: _____

Assinatura do orientador: _____

Catálogo-na-publicação

Cruz Neto, Rubelmar Maia de Azevedo

Taxa de resfriamento na soldagem: um novo entendimento / R. M. A. Cruz Neto -- versão corr. -- São Paulo, 2018.
326 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais.

1.calorimetria com nitrogênio líquido 2.metodologia de superfície de resposta 3.eficiência térmica na soldagem a arco 4.balanço de energia 5.taxa de resfriamento I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica.
Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais II.t.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho ao meu amado Tio e Padrinho:

Amílcar Azevedo

AGRADECIMENTOS

Ao que transcende o tempo e a criação pelo tempo compartilhado junto aos meus entes queridos.

À minha esposa e companheira de vida Ana Elisa Freire Ponciano, minha grande força, por todo carinho e amor, sem você eu não teria conseguido.

A todos os meus familiares, em especial ao meu pai e amigo Rubelmar Filho e à sua esposa Denise de Azevedo pelo incentivo, à minha mãe Fatima do Socorro pelo amor, à minha querida avó Petinha e ao meu Tio Paulo pelas orações, ao meu sogro Ponciano por todo o apoio dado ao longo destes anos, à minha irmã Danielle Maruzzia e ao meu sobrinho Marcos Beleza Filho pelo companheirismo, à minha irmã pela lei Daniela Ponciano e à minha sogra Maria do Céu pelo carinho, e aos meus irmãos João Bernardo, Giulia e Natássia, ao meu cunhado Alexandre Filho e aos meus sobrinhos Alexandre Neto, Enzo, David e Miguel por me servirem de inspiração.

Ao meu orientador Prof. Dr. Sérgio Duarte Brandi pelas aulas maravilhosas recheadas de música, pelos momentos de filosofia e por ter me motivado e incentivado a evoluir como profissional e como ser humano.

Ao meu fiel amigo, vizinho, irmão mais velho e companheiro de estudos Jaime Soeiro Casanova Junior, por toda força e por todos os cafezinhos durante esses anos, e à sua meiga esposa Carla Casanova pela amizade.

Aos meus amigos *do lado de cá* Gustavo Suto, Glauber Rocha, Cíntia Fumi pelos momentos maravilhosos dentro e fora do Museu da Matemática.

Aos meus amigos e colegas de laboratório: Antonio do Nascimento Silva, Anderson Clayton do Nascimento Ribeiro, Dario Magno Batista Ferreira, Evandro Armani de Pauli, Thiago Ferreira Martins, Regina Calixto, André Luiz de Carvalho, Cristiana Maria Freire, Laura Borges, Suellen Neves e Silene Alves. Em especial gostaria de agradecer aos Tecnólogos Jeferson de Carvalho e Nicollas Arruda pelo enorme apoio durante os experimentos.

Aos amigos do PMT e companheiros de jornada Cesar Narita, Lina Varon, Gisele Amaral, Arthur Nishikawa, Leidy Hernandez, Dany Centeno, Rafael Maia pela amizade e momentos de alegria durante esses anos.

Aos funcionários e guerreiros da USP: Suellen Cristine Cardoso Alves Nappi, Vera Lúcia dos Santos, Patrícia dos Santos, Antônio Lívio da Silva Nunes, Regina Aparecida Soares Pereira, José Rubens Beserra de Carvalho, Joana Francisca,

Jucélia Barreto, Dirceu da Cruz e Gilmara Aparecida dos Santos. Sem o trabalho de vocês não existiria o nosso trabalho.

Ao grande José Manuel Pena Coto por transformar os momentos de “tirar uma xérox” em conversas agradabilíssimas sobre os mais variados temas.

Às auxiliares da limpeza que eficientemente organizavam e limpavam nossos laboratórios, em especial à sra. Vera.

Ao amigo de infância Luiz Angelo Peixoto pela amizade, pela hospedagem e pelas conversas filosóficas.

Aos amigos Luis Paulo Raposo da Câmara, Bruno Dino e Tatiana Pedrosa pela amizade e por deixarem a *selva de pedra* um pouco mais *manauara*.

Aos amigos e ex-companheiros de UEA: Tatiany Mafra, Valéria Perna, Gino Andrade, Luimar Corrêa Filho, João D’Anuzio de Azevedo, Jucileide V. Paiva e Gustavo da Silva Neto pela amizade e por todas as conversas ao longo destes anos.

Ao grande garçom e poeta Osmar dos Santos do icônico Bar Rei das Batidas pelos belos momentos de descontração e alegria.

À FAPEAM pelo auxílio financeiro na forma de bolsa de doutorado durante esta grande aventura que é um doutorado em engenharia.

*“Pois transbordando de flores
A calma dos lagos zangou-se
A rosa-dos-ventos danou-se
O leito do rio fartou-se
E inundou de água doce
A amargura do mar
Numa enchente amazônica
Numa explosão atlântica
E a multidão vendo em pânico
E a multidão vendo atônita
Ainda que tarde
O seu despertar.”*

Rosa dos Ventos – Chico Buarque

A jornada da gota prateada

(Rubelmar Neto)

Me desprendi do antigo todo,
E tudo agora é luz,
Sou gota e agora posso voar,
Me sinto radiante de alegria,
Sou parte da luz,
Mal consigo me conter,
Minha parte de fora vem para dentro e a de dentro vem para fora,
Perco algumas partes de mim,
Mas recebo tanto que não posso reclamar,
Alguns irmãos infelizmente se perdem,
E acabam saindo da grande luz azul,
Olho para baixo e vejo um lago,
Onde nadam alguns irmãos com outros que ainda não reconheço,
Mergulho no lago e ele me abraça,
Não consigo parar de nadar,
Vejo redemoinhos a minha volta,
Não sei onde começo e onde acabo,
Estou me tornando lago,
Chego no fundo e toco aqueles que estavam quase sem movimento,
Eles também se alegram e se tornam lago também,
O centro do lago me chama,
Mas sou pego por uma onda
Sou lago agora,
Pequenas partes de mim atravessam vagorosamente através da fronteira,
Aquele que me separa do oceano prateado rígido feito pelo homem,
Estou menos radiante agora e sinto dificuldade de me movimentar,
Da fronteira crescem raízes que tentam seguir a luz,
Não sei mais onde começo e onde acabo,
Estou me tornando oceano,
O azul se apaga e o meu vermelho agora começa a perder o brilho,
Fui gota e agora sou tudo,
Sou parte de um novo todo.

RESUMO

Desde meados do século XX, métodos analíticos, numéricos e experimentais foram utilizados para quantificar a eficiência térmica na soldagem a arco, isto é, a razão entre a energia do arco elétrico e a energia que é entregue ao material durante a soldagem. Conhecendo-se a eficiência térmica, as dimensões da chapa e as propriedades térmicas do metal de base, torna-se possível prever as taxas e tempos de resfriamento a partir de modelo analíticos. Consequentemente, permitindo a previsão das transformações de fase, garantindo que os valores das propriedades da junta soldada se enquadrem dentro de um intervalo desejado. Os modelos de previsão de taxa de resfriamento derivados a partir dos modelos analíticos de Rosenthal são válidos apenas no regime *quase estacionário*. Todavia, estes modelos costumam ser utilizados com pouco critério, mesmo em situações em que este regime não é alcançado. Portanto, para o desenvolvimento de modelos mais precisos e acurados para previsões das taxas de resfriamento, torna-se necessário entender como os termos do balanço de energia se desenvolvem durante a soldagem, até atingir o regime *quase estacionário*. Este trabalho tem como objetivo desenvolver um entendimento mais abrangente dos fatores que impactam nos valores de taxas de resfriamento em juntas soldadas. Realizaram-se ensaios de calorimetria com nitrogênio líquido para diferentes tempos de soldagem, como também, foram coletados ciclos térmicos em diferentes posições ao longo do cordão, buscando entender como as variações no balanço de energia, ao longo da soldagem, impactam no material. A partir da Metodologia de Superfície de Resposta, foram obtidos os modelos empíricos da energia entregue ao material e da eficiência térmica do arco. Um novo entendimento acerca do balanço de energia na soldagem foi alcançado, servindo de base para o desenvolvimento e validação de um modelo preditivo de taxa de resfriamento, válido para diferentes condições de fluxo de energia no material.

Palavras-chave: calorimetria com nitrogênio líquido, metodologia de superfície de resposta, eficiência térmica na soldagem a arco, balanço de energia, taxa de resfriamento.

ABSTRACT

Since the early 20th century, numerical and experimental methods have been used to quantify the thermal arc efficiency in welding, *i.e.*, the ratio between the electric arc energy and the energy delivered to the material during welding. Knowing the thermal arc efficiency, the sample dimensions and the thermal properties of the base metal, it is possible to predict the cooling rates by analytical models. Consequently, allowing the prediction of phase transformations in the material, ensuring that values of welded joint properties are within a desired range. Cooling rate prediction models derived from Rosenthal's analytical models are valid only in quasi-stationary state. However, these models are used with little criterion, even in situations where this state is not achieved. Therefore, to development of more accurate and precise models for the prediction of cooling rate it become necessary to understand the evolution of the energy balance during the welding until the quasi-stationary state was reached. This work aims to develop a more comprehensive understanding of the factors that affect the cooling rate in welded joints. Calorimetry tests with liquid nitrogen were carried out for different welding times, and thermal cycles were collected at different positions along the weld bead, to understand how the variations in the energy balance during the welding affect the material. From the Response Surface Methodology, the empirical models of delivered energy and the thermal arc efficiency were obtained. A new understanding about the energy balance in the welding was found, that was used for the development and validation of a predictive model of cooling rate, valid for different condition of energy flow in the material.

Keywords: liquid nitrogen calorimetry, response surface methodology, thermal efficiency of arc welding, energy balance, cooling rate.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Distribuição de temperaturas durante uma soldagem obtida através de uma câmera termográfica [4].....	45
Figura 1.2 – Diagrama das perdas de energia durante a soldagem a arco.....	47
Figura 2.1 – Distribuição de temperaturas do arco elétrico do processo MIG/MAG simuladas numericamente [15].....	50
Figura 2.2 – Distribuição de temperaturas do processo TIG com arco pulsado obtidas através de uma câmera termográfica durante a soldagem [16].	51
Figura 2.3 – Fluxos de calor em chapas <i>finas</i> e <i>grossas</i> (Adaptado de [6]).	52
Figura 2.4 – Vista lateral apresentando a distribuição de temperaturas durante a soldagem (a) numa <i>chapa grossa</i> e (b) numa <i>chapa intermediária</i> [18].	53
Figura 2.5 – Modelo esquemático simples para o balanço de energia na soldagem [19].	53
Figura 2.6 – Modelo para o balanço de energia na soldagem TIG contemplando as perdas de energia no eletrodo e superfícies livres do material [19].	54
Figura 2.7 – Modos de transferência de energia via calor na soldagem para a) passe com penetração total e b) passe com penetração parcial [21]. 1 – Convecção; 2 – Radiação; 3 – Condução.	54
Figura 2.8 – Imagens termográficas obtidas na face inferior durante a soldagem para passes com a) penetração parcial e b) penetração total [21].	55
Figura 2.9 – Apresentação esquemática do balanço de energia na soldagem MIG/MAG [7,22,23].	55
Figura 2.10 – Ciclos térmicos e repartição térmica na soldagem a arco(adaptado de [24]).	57
Figura 2.11 – Repartição térmica verdadeira em 3D e projetada em 2D para chapa grossa $\tau = 0,87$	58
Figura 2.12 – Evolução dos ciclos térmicos ao longo do cordão durante os regimes <i>transiente</i> e <i>quase estacionário</i> [29].....	59
Figura 2.13 – Diagrama apresentando os termos do balanço de energia (E_a , E_b e E_r) na soldagem.....	61
Figura 2.14 – Métodos de simulação de transferência de calor utilizados na soldagem [39]	64

Figura 2.15 – Variação das propriedades térmicas com a temperatura - aço carbono 1020 [40].	67
Figura 2.16 – Transformação de fase no ciclo térmico de soldagem simulado fisicamente [43].	68
Figura 2.17 – Entalpia de fusão (calor latente de fusão) na formulação do calor específico volumétrico (a) e da entalpia (b) [45].	68
Figura 2.18 – a) Ciclos térmicos simulados via Elementos Finitos com radiação e sem radiação como condição de contorno. b) Comparação entre a energia perdida via convecção e via radiação simulada numericamente para diferentes valores do coeficiente de convecção e emissividade [39].	69
Figura 2.19 – Representação gráfica tridimensional da solução de chapa grossa [4,39].	71
Figura 2.20 – Isotermas interpoladas a partir das soluções do modelo de <i>chapa grossa</i> de Rosenthal para $I = 300\text{ A}$, $U = 28\text{ V}$, $vs = 4\text{ mm/s}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,8$, $\rho c = 0,005\text{ J/mm}^3\text{C}$ e $\lambda = 0,025\text{ W/mm}^\circ\text{C}$.	71
Figura 2.21 – Isotermas obtidas a partir do modelo de chapa grossa de Rosenthal para $I = 300\text{ A}$, $U = 28\text{ V}$, $vs = 4\text{ mm/s}$, $T_f = 1520^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,8$, $\rho c = 0,005\text{ J/mm}^3\text{C}$ e $\lambda = 0,025\text{ W/mm}^\circ\text{C}$.	72
Figura 2.22 – Representação gráfica tridimensional da solução de <i>chapa fina</i> de Rosenthal (adaptado de [42]).	73
Figura 2.23 – Isotermas de 650°C e 275°C simuladas a partir do modelo de chapa fina de Rosenthal para uma liga de alumínio, $I = 110\text{ A}$, $U = 15\text{ V}$, $vs = 4\text{ mm/s}$, $T_f = 650^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,6$, $\rho c = 0,0027\text{ J/mm}^3\text{C}$, $\lambda = 0,149\text{ W/mm}^\circ\text{C}$ e $d = 2\text{ mm}$.	73
Figura 2.24 – Representação gráfica das isosuperfícies de 650°C e 275°C obtidas a partir do modelo de <i>chapa fina</i> de Rosenthal para $I = 110\text{ A}$, $U = 15\text{ V}$, $vs = 4\text{ mm/s}$, $T_f = 650^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,6$, $\rho c = 0,0027\text{ J/mm}^3\text{C}$, $\lambda = 0,149\text{ W/mm}^\circ\text{C}$ e $d = 2\text{ mm}$.	74
Figura 2.25 – Disposição das fontes real e imaginárias sobre uma chapa intermediária [47].	74
Figura 2.26 – Isotermas em uma chapa intermediária [2].	75
Figura 2.27 – Posicionamento arbitrário do modelo de <i>Fontes Distribuídas</i> para o ajuste da isoterma de fusão ao formato do cordão.	77

Figura 2.28 – Aplicação do modelo de <i>Fontes Puntiformes Distribuídas</i> para a obtenção das isotermas em uma soldagem multipasses; TF: temperatura de fusão; P1: primeiro passe; P2: segundo passe.....	77
Figura 2.29 – Figura original da taxa de resfriamento na linha central do cordão (a 1000 °F) em função da espessura da chapa, com os outros parâmetros mantidos constantes, apresentando a transição de chapa fina (fluxo 2D) para chapa grossa (fluxo 3D) [5].....	80
Figura 2.30 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ [49].	81
Figura 2.31 – Ciclos térmicos simulados na linha central do cordão - $Hr = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_{crit} = 650 \text{ °C}$; $\rho_c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $\alpha = 5 \text{ mm}^2/\text{s}$; $T_f = 1520 \text{ °C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$	82
Figura 2.32 – a)Taxa de resfriamento C (°C/s) versus espessura da chapa d (mm); b) Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ - $Hr = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_c = 650 \text{ °C}$; $\rho_c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $\alpha = 5 \text{ mm}^2/\text{s}$; $T_f = 1520 \text{ °C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$	83
Figura 2.33 – Taxa de resfriamento C (°C/s) versus espessura da chapa d (mm) - $Hr = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_c = 650 \text{ °C}$; $\rho_c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$	84
Figura 2.34 – Erro do modelo de <i>chapa fina</i> em relação ao modelo de <i>chapa intermediária</i> para $0,1 \leq \tau \leq 0,75$	86
Figura 2.35 – Erro do modelo de <i>chapa grossa</i> em relação ao modelo de <i>chapa intermediária</i> a para $\tau \geq 0,75$	86
Figura 2.36 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ com as transições entre os regimes de fluxo de energia sugeridas neste estudo.	87
Figura 2.37 – Influência do aumento dos parâmetros de soldagem sobre a eficiência η_a para o processo soldagem TIG (a) e MIG/MAG (b) [53].....	89
Figura 2.38 – Ponto de medição das temperaturas para o ajuste do modelo do analítico para a obtenção da eficiência do arco [19].	93
Figura 2.39 – Eficiência do arco estimada em regime transiente utilizando o Método do Problemas Inversos [34,63].....	94
Figura 2.40 – Medição da eficiência do arco em um processo de soldagem TIG: a) calorímetro de fluxo de água; b) aquecimento e resfriamento da água em função do tempo [32,33,52].	96

Figura 2.41 – Representação do calorímetro de Essers e Walter [54], elaborado por Sgarbi [64].	97
Figura 2.42 – Calorímetro de efeito Seebeck utilizado por Giedt <i>et al.</i> [61]. a) configuração do dispositivo e b) princípio de funcionamento (adaptado por Arevalo [11]).	98
Figura 2.43 – Calorímetro de efeito de caixa isolada: a) Montagem do calorímetro e b) Dimensões do corpo de prova [71].	99
Figura 2.44 – Calorímetro de efeito de caixa isolada de Pépe <i>et al.</i> [72].	99
Figura 2.45 – Esquema do recipiente <i>dewar</i> de 8 l, da balança, do N ₂ L e do N ₂ G [39].	100
Figura 2.46 – Esquema geral do sistema de medição de massa perdida de N ₂ L [74].	100
Figura 2.47 – Medição da massa vaporizada de N ₂ L tanto para a chapa após a soldagem e para a chapa em condições ambientes [11].	101
Figura 2.48 – Sistema de monitoramento da massa de N ₂ L vaporizada no ensaio de calorimetria [76].	102
Figura 2.49 – a) Impacto do tempo de soldagem e b) impacto do tempo do trajeto da chapa até o <i>Dewar</i> nos valores de eficiência do arco obtidos através de calorimetria com N ₂ L [3].	103
Figura 2.50 – Dispositivo para automatizar o transporte da chapa até o <i>Dewar</i> no ensaio de calorimetria [11].	103
Figura 2.51 – a) Valores da energia absorvida por comprimento de solda <i>H_{Abs}</i> (J/mm) obtidos via calorimetria com N ₂ L para ensaios com diferentes valores de comprimento de cordão <i>l_c</i> (mm); b) Valor extrapolado da energia bruta disponível <i>H_b</i> (J/mm) para <i>l_c</i> = 0 (adaptado de Liskevych [7]).	104
Figura 2.52 – a) Valor extrapolado da energia bruta disponível <i>H_b</i> (J/mm) para <i>l_c</i> = 0 e diferentes distâncias de queda; b) Valor extrapolado da energia bruta disponível <i>H_b</i> (J/mm) para distância de queda hipoteticamente igual a zero (adaptado de Liskevych [7]).	105
Figura 2.53 – Distância de queda no calorímetro de N ₂ L de Liskevych [7].	106
Figura 2.54 – Valores publicados das médias de eficiência do arco para o processo TIG CCEN a) obtidos através de experimentos (calorimetria) e b) obtidos através de simulações computacionais, ambos em função do ano de publicação [20].	107

Figura 2.55 – Valores publicados das médias de eficiência do arco a) para o processo TIG e b) para o processo MIG/MAG em função do ano de publicação.	108
Figura 2.56 – Valores agrupados das médias de eficiência do arco para o processo MIG/MAG, com aço carbono como material de base, obtidos através de calorimetria com N ₂ L, em função do ano de publicação.	109
Figura 4.1 – a) Equipamento de soldagem e b) mapa de soldagem.	115
Figura 4.2 – Posicionamento do cordão.	116
Figura 4.3 – Deslocador linear.	116
Figura 4.4 – Nomenclatura dos corpos de prova.	125
Figura 4.5 – Sistema de aquisição de dados, à esquerda SAPT® para aquisição dos dados de temperatura e à direita o SAP® para aquisição dos dados dos parâmetros de soldagem.	126
Figura 4.6 – a) Esquema do posicionamento dos termopares para a implementação da metodologia de <i>Granjon</i> ; b) termopares soldados na face oposta (imagem obtida após a soldagem).	127
Figura 4.7 – Sequência de cortes para a obtenção dos corpos de prova para análise metalográfica.	128
Figura 4.8 – Lupa ZEISS® utilizada para a obtenção das macrografias e medidas do cordão de solda.	128
Figura 4.9 – Macrografia de um cordão de solda com algumas medidas fornecidas através do software <i>AxioVision</i> da ZEISS®.	129
Figura 4.10 – Etapas para a obtenção da macrografia do cordão na face soldada.	130
Figura 4.11 – a) Microdurômetro e b) tela do software da EMCOTEST® com a malha de pontos.	131
Figura 4.12 – a) Macrografia da seção transversal do cordão de solda; b) Mapa de impressões de microdureza; c) Tela de visualização dos resultados de microdureza do <i>software</i> da EMCOTEST®.	132
Figura 4.13 – Mapa de impressões de microdureza da face superior da chapa. ...	132
Figura 4.14 – a) Principais componentes da bancada experimental para os ensaios de calorimetria: 1 – Dispositivo de para a movimentação do corpo de prova; 2 – Dewar; 3 – Balança digital e b) posicionamento do dispositivo em relação ao deslocador linear e em relação à mesa de suporte.	133

Figura 4.15 – Sequência da movimentação do corpo de prova até o <i>dewar</i> para o ensaio de calorimetria com N_2L , a sequência das imagens é de cima para baixo e da esquerda para a direita.	134
Figura 4.16 – a) Recipiente <i>dewar</i> de aproximadamente 10 litros posicionado em cima da balança para o ensaio de calorimetria e b) sistema de monitoramento de variação de massa de N_2L	135
Figura 4.17 – Dados de massa durante o ensaio de calorimetria obtidos através da análise dos <i>frames</i> da filmagem do visor da balança digital.	136
Figura 4.18 – Chapa posicionada no dispositivo de movimentação, alguns instantes antes do início do ensaio de calorimetria a) após a soldagem e b) à temperatura ambiente.....	136
Figura 4.19 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria [7]....	137
Figura 4.20 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria.	139
Figura 4.21 – Relação entre a massa da amostra m_{CP} e a massa de nitrogênio vaporizada $mvap, 0$ durante ensaios de calorimetria à temperatura ambiente.....	141
Figura 4.22 – Comparativo entre as funções ajustada neste estudo e no estudo de Pépe [3].	142
Figura 5.1 – Diagrama da relação entre o balanço de energia no material, a energia absorvida por comprimento de solda Hr (J/mm) e o <i>regime quase estacionário</i>	147
Figura 5.2 – Esquema com apresentando a separação entre os tempo de soldagem e o tempo de movimentação do corpo de prova até o <i>Dewar</i> (adaptado de Vilarinho [93]).	148
Figura 5.3 – Parâmetros selecionados no equipamento de soldagem.	148
Figura 5.4 – Valores médios dos parâmetros de soldagem calculados a cada 0,25 s - CP1T-10. a) tensão média aritmética $UMed$; b) corrente média aritmética $IMed$; c) potência instantânea média $PaInst$	150
Figura 5.5 – Massa depositada md versus comprimento do cordão lc	151
Figura 5.6 – Energia do arco Ea versus comprimento do cordão lc	152
Figura 5.7 – Energia absorvida no ensaio de calorimetria $Eabs$ versus comprimento do cordão lc	154
Figura 5.8 – Densidade linear de energia absorvida no ensaio de calorimetria $Habs$ versus comprimento do cordão lc	155

Figura 5.9 – Eficiência térmica calculada através dos ensaios de calorimetria em função dos valores de comprimento de cordão l_c	157
Figura 5.10 – Balanço de energia de soldagem obtido através de metodologia numérico experimental proposta no presente estudo para <i>chapa de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, va de 3,6 m/min; vs de 5,345 mm/s, DBCP de 12 mm e tensão nominal de 19V.</i>	158
Figura 5.11 – ANOVA entre os valores de H_a dos ensaios de calorimetria e dos ensaios de ciclos térmicos; C – ensaios de calorimetria e T – Ensaios de ciclos térmicos.....	160
Figura 5.12 – ANOVA entre os valores de H_a dos ensaios de calorimetria e dos ensaios de ciclos térmicos (apenas CP1T-01 e CP1T-02); C – ensaios de calorimetria e T – Ensaios de ciclos térmicos.	161
Figura 5.13 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de <i>Granjon</i> - CP1T-01. T1 - T7 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.	162
Figura 5.14 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de <i>Granjon</i> - CP1T-02. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.	162
Figura 5.15 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de <i>Granjon</i> - CP1T-03. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.	163
Figura 5.16 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de <i>Granjon</i> - CP1T-04. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.	163
Figura 5.17 – Temperaturas máximas dos ciclos térmicos $T_{m\acute{a}x}$ versus posição do termopar em relação ao ponto de abertura do arco l_c – a) CP1T-01 b) CP1T-02 c) CP1T-03 e d) CP1T-04.	164
Figura 5.18 – Taxas de resfriamento R calculadas no intervalo de 500 a 400°C versus comprimento do cordão l_c . – a) CP1T-01 b) CP1T-02 c) CP1T-03 e d) CP1T-04..	166

Figura 5.19 – Comparativo entre as exponenciais assintóticas ajustadas dos CP1T-01, CP1T-02, CP1T-03 e CP1T-04 para a) temperatura máxima $T_{\text{máx}}$ b) taxa de resfriamento C	168
Figura 5.20 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-01.....	169
Figura 5.21 – Mapas de microdureza <i>Vickers</i> (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-01.....	169
Figura 5.22 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-02.....	170
Figura 5.23 – Mapas de microdureza <i>Vickers</i> (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-02.....	170
Figura 5.24 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-03.....	171
Figura 5.25 – Mapas de microdureza <i>Vickers</i> (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-03.....	171
Figura 5.26 – Valores médios de microdureza <i>Vickers</i> (DV) com carga de 500 g versus comprimento do cordão l_c – a) CP1T-01 b) CP1T-02 c) CP1T-03.	174
Figura 5.27 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-01.	176
Figura 5.28 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-01.....	176
Figura 5.29 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-02.	177

Figura 5.30 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-02.	177
Figura 5.31 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-03.	178
Figura 5.32 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-03.	178
Figura 5.33 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria.	179
Figura 5.34 – Mapa de microdureza <i>Vickers</i> composto por 5043 impressões de dureza, obtidas na face soldada do CP1T04.	180
Figura 5.35 – Mapa de microdureza <i>Vickers</i> em 3D da face soldada do CP1T-04.	180
Figura 5.36 – Valores médios de microdureza <i>Vickers</i> (DV) com carga de 500 g versus comprimento do cordão <i>lc</i> – CP1T-04.	181
Figura 5.37 – Montagem do mapa de impressões de dureza com as micrografias– CP1T-04.	183
Figura 5.38 – Montagem do mapa de dureza com as micrografias– CP1T-04.	183
Figura 5.39 – Micrografias (200X) centradas nos pares das a) 13 ^a e 14 ^a , b) 33 ^a e 34 ^a , c) 53 ^a e 54 ^a , d) 73 ^a e 74 ^a , e) 93 ^a e 94 ^a , f) 113 ^a e 114 ^a impressões dureza da 21 ^a linha do mapa de dureza do CP1T04.	184
Figura 5.40 – Micrografias (500X) centradas em relação a a) 13 ^a , b) 33 ^a , c) 53 ^a , d) 73 ^a , e) 93 ^a , f) 113 ^a impressões dureza da 21 ^a linha do mapa de dureza do CP1T04.	185
Figura 5.41 – Micrografias obtidas através do microdurômetro com as impressões de dureza e suas respectivas medições (na superfície atacada) obtidas em a) 0, b) 0,2, c) 0,4, d) 0,6, e) 0,8, f) 1,0, g) 1,2, h) 1,4, i) 1,6, j) 1,8, l) 2,0, m) 2,2, n) 2,4, o) 2,6 e p) 2,8 mm em relação ao ponto de abertura do arco – CP1T04.	186
Figura 5.42 – Micrografias obtidas através do microdurômetro com as impressões de dureza e suas respectivas medições (na superfície atacada) obtidas em a) 0, b) 2, c) 4, d) 6, e) 8, f) 10, g) 12, h) 14, i) 16, j) 18, l) 20, m) 22, n) 24, o) 26 e p) 28 mm em relação ao ponto de abertura do arco – CP1T04.	187
Figura 5.43 – Comparação entre funções assintóticas dos diferentes fenômenos para a) CP1T-01 e b) CP1T-02.	188

Figura 5.44 – Gráficos adimensionais para comparação das funções assintóticas dos diferentes fenômenos para a) CP1T-01 e b) CP1T-02.....	189
Figura 5.45 – Ensaio teste (CP2T-Teste01) - Implementação da metodologia de <i>Granjon</i> . T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.	192
Figura 5.46 – Ensaio teste (CP2T-Teste01) – Valores de taxa de resfriamento ao longo do cordão calculados a partir de diferentes intervalos de temperatura.	193
Figura 5.47 – Ensaio teste (CP2T-Teste02) – Termopares soldados na face oposta na linha paralela à linha central do cordão (LCC) e termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.....	195
Figura 5.48 – Ensaio teste (CP2T-Teste02) - Verificação do tempo decorrido entre o término da soldagem até o momento em que a energia atinge as bordas laterais da chapa. T1 – T4 – termopares soldados na face oposta em uma linha paralela à linha central do cordão (LCC); T5 e T6 - termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.	196
Figura 5.49 – Imagens dos CP com os cordões de solda após os ensaios de calorimetria para: a) CP2C-01, b) CP2C-02, c) CP2C-03, d) CP2C-04, e) CP2C-05, f) CP2C-06, g) CP2C-07, h) CP2C-08, i) CP12C-09, j) CP2C-10, l) CP2C-11, m) CP2C-12, n) CP2C-13, o) CP2C-14 e p) CP2C-15.....	198
Figura 5.50 – Superfície de Ha com a projeção do gráfico de contorno vs versus Pa	210
Figura 5.51 – Superfície de Hr com a projeção do gráfico de contorno vs versus Pa	210
Figura 5.52 – Superfície de ηr com a projeção do gráfico de contorno Pa versus vs	211
Figura 5.53 – Macrografias: a) CP2C-01, b) CP2C-02, c) CP2C-03, d) CP2C-04, e) CP2C-05, f) CP2C-06, g) CP2C-07, h) CP2C-08, i) CP12C-09, j) CP2C-10, l) CP2C-11, m) CP2C-12, n) CP2C-13, o) CP2C-14 e p) CP2C-15.....	212
Figura 5.54 – Macrografias ordenadas de acordo com a espessura relativa τ : a) CP2C-09, b) CP2C-06, c) CP2C-10, d) CP2C-05, e) CP2C-02, f) CP2C-01, g) CP2C-04, h) CP2C-14, i) CP12C-15, j) CP2C-13, l) CP2C-11, m) CP2C-03, n) CP2C-08, o) CP2C-12 e p) CP2C-07.....	213
Figura 5.55 – Superfície de rec com a projeção do gráfico de contorno vs versus Pa - $d = 6,4\text{ mm}$	220

Figura 5.56 – Superfície de <i>rec</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>Pa</i> versus <i>d</i> - <i>vs</i> = 5,8335 mm/s.....	221
Figura 5.57 – Superfície de <i>rec</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i> - <i>Pa</i> = 3,525 kW.....	221
Figura 5.58 – Superfície de <i>lac</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>Pa</i>	222
Figura 5.59 – Superfície de <i>pec</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>Pa</i> - <i>d</i> = 6,4 mm.....	222
Figura 5.60 – Superfície de <i>pec</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>Pa</i> versus <i>d</i> - <i>vs</i> = 5,8335 mm/s.....	223
Figura 5.61 – Superfície de <i>pec</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i> - <i>Pa</i> = 3,525 kW.....	223
Figura 5.62 – Superfície de <i>Af, c</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>Pa</i> - <i>d</i> = 6,4 mm.....	224
Figura 5.63 – Superfície de <i>Af, c</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>Pa</i> versus <i>d</i> - <i>vs</i> = 5,8335 mm/s.....	224
Figura 5.64 – Superfície de <i>Af, c</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i> - <i>Pa</i> = 3,525 kW.....	225
Figura 5.65 – Superfície de <i>Ar, c</i> com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i>	225
Figura 5.66 – Superfície de δc com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>Pa</i> - <i>d</i> = 6,4 mm.....	226
Figura 5.67 – Superfície de δc com a projeção do gráfico de contorno <i>Pa</i> versus <i>d</i> - <i>vs</i> = 5,8335 mm/s.....	226
Figura 5.68 – Superfície de δc com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i> - <i>Pa</i> = 3,525 kW.....	227
Figura 5.69 – Superfície de ηf com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>Pa</i> - <i>d</i> = 6,4 mm.....	227
Figura 5.70 – Superfície de ηf com a projeção do gráfico de contorno <i>Pa</i> versus <i>d</i> - <i>vs</i> = 5,8335 mm/s.....	228
Figura 5.71 – Superfície de ηf com a projeção do gráfico de contorno <i>vs</i> versus <i>d</i> - <i>Pa</i> = 3,525 kW.....	228

Figura 5.72 – Funções ajustadas a partir das temperaturas máximas dos ciclos térmicos $T_{máx}$ versus posição do termopar em relação ao ponto de abertura do arco l_c para a) CP2T-06, b) CP2T-05, c) CP2T-11, d) CP2T-09, e) CP2T-08, f) CP2T-03, g) CP2T-01, h) CP2T-02, i) CP12T-10, j) CP2T-07, l) CP2T-04, m) CP2T-12.	231
Figura 5.73 – Macrografias ordenadas de acordo com a espessura relativa τ : a) CP2T-06, b) CP2T-05, c) CP2T-11, d) CP2T-09, e) CP2T-08, f) CP2T-03, g) CP2T-01, h) CP2T-02, i) CP12T-10, j) CP2T-07, l) CP2T-04, m) CP2T-12.	232
Figura 5.74 – Espessura relativa τ versus temperatura adimensional θ , apresentando o ponto de transição do regime de <i>chapa intermediária</i> para o regime de <i>chapa grossa</i>	234
Figura 5.75 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ ...	237
Figura 5.76 – Mapas de dureza, com espaçamento entre impressões de 0,25 mm, ordenados de acordo com a espessura relativa τ , para: a) CP2T-06, b) CP2T-05, c) CP2T-11, d) CP2T-09, e) CP2T-08, f) CP2T-03, g) CP2T-01, h) CP2T-02, i) CP12T-10, j) CP2T-07, l) CP2T-04, m) CP2T-12.	238
Figura 5.77 – Perfis de microdureza da região central do cordão de solda, com espaçamento longitudinal ao cordão (eixo x) de 0,5 mm e espaçamento transversal ao cordão (eixo y) de 0,25 mm, ordenados de acordo com a espessura relativa τ , para: a) CP2T-06, b) CP2T-05, c) CP2T-11, d) CP2T-09, e) CP2T-08, f) CP2T-03, g) CP2T-01, h) CP2T-02, i) CP12T-10, j) CP2T-07, l) CP2T-04, m) CP2T-12.	239
Figura 5.78 – Superfície de DV, QE com a projeção do gráfico de contorno δc versus $R2D$ - DV, MB = 140 HV0,5.	243
Figura 5.79 – Superfície de DV, QE com a projeção do gráfico de contorno δc versus RMP - DV, MB = 140 HV0,5.	243
Figura A.1 – Isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de <i>chapa intermediária</i>	257
Figura A.2 – Isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de <i>chapa intermediária</i> de Rosenthal cortadas por um plano ortogonal à face soldada e ortogonal em relação ao eixo x	257
Figura A.3 – Vista frontal das isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de <i>chapa intermediária</i> de Rosenthal.	257
Figura D.1 – Calibração do deslocador linear da tocha/pistola de soldagem.	264

Figura G.1 – Gráficos dos resíduos da regressão linear múltipla da massa vaporizada $mv_{vap,0}$ nos ensaios de calorimetria à temperatura ambiente – seção 4.8.3.	268
Figura G.2 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta Ha obtida via MSR – seção 5.2.3.....	268
Figura G.3 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta Ha obtida via MSR – seção 5.2.3.....	269
Figura G.4 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta Hr obtida via MSR – seção 5.2.3.....	269
Figura G.5 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta Hr obtida via MSR – seção 5.2.3.....	270
Figura G.6 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta ηr obtida via MSR – seção 5.2.3.....	270
Figura G.7 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta ηr obtida via MSR – seção 5.2.3.....	271
Figura G.8 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta rec obtida via MSR – seção 5.2.4.....	271
Figura G.9 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta rec obtida via MSR – seção 5.2.4.....	272
Figura G.10 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta lac obtida via MSR – seção 5.2.4.....	272
Figura G.11 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta lac obtida via MSR – seção 5.2.4.....	273
Figura G.12 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta pec obtida via MSR – seção 5.2.4.....	273
Figura G.13 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta pec obtida via MSR – seção 5.2.4.....	274
Figura G.14 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta Af, c obtida via MSR – seção 5.2.4.....	274
Figura G.15 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta Af, c obtida via MSR – seção 5.2.4.....	275
Figura G.16 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta Ar, c obtida via MSR – seção 5.2.4.....	275

Figura G.17 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta Ar, c obtida via MSR – seção 5.2.4.....	276
Figura G.18 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta δc obtida via MSR – seção 5.2.4.....	276
Figura G.19 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta δc obtida via MSR – seção 5.2.4.....	277
Figura G.20 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta ηf obtida via MSR – seção 5.2.4.....	277
Figura G.21 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta ηf obtida via MSR – seção 5.2.4.....	278
Figura I.1 – Ensaio teste (CP2T-Teste03) – Termopares soldados na face oposta na linha paralela à linha central do cordão (LCC) e termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.	282
Figura I.2 – CP2T-Teste03 - Verificação do tempo decorrido entre o término da soldagem até o momento em que a energia atinge as bordas laterais da chapa. T1 – T3 – termopares soldados na face oposta em uma linha paralela à linha central do cordão (LCC); T4- termopar soldado na face oposta na borda lateral da chapa.....	283
Figura J.1 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em Ha - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	284
Figura J.2 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em Ha – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	284
Figura J.3 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em Hr - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	285
Figura J.4 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em Hr – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	285
Figura J.5 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em ηr - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	286
Figura J.6 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em ηr – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	286

Figura J.7 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>rec</i> - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	287
Figura J.8 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>rec</i> – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	287
Figura J.9 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>lac</i> - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	288
Figura J.10 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>lac</i> – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	288
Figura J.11 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>pec</i> - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	289
Figura J.12 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>pec</i> – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	289
Figura J.13 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>Af,c</i> - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	290
Figura J.14 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>Af,c</i> – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	290
Figura J.15 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>Ar,c</i> - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	291
Figura J.16 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em <i>Ar,c</i> – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	291
Figura J.17 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em δc - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	292
Figura J.18 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em δc – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	292
Figura J.19 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em ηf - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	293

Figura J.20 – Gráfico de <i>Pareto</i> dos efeitos padronizados dos fatores em ηf – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	293
Figura L.1 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Ha – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.	294
Figura L.2 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Ha – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	294
Figura L.3 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Ha - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	295
Figura L.4 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Ha - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	295
Figura L.5 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Hr – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.	296
Figura L.6 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Hr – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	296
Figura L.7 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Hr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	297
Figura L.8 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Hr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	297
Figura L.9 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em ηr – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.	298
Figura L.10 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em ηr – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.....	298
Figura L.11 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em ηr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	299
Figura L.12 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em ηr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.....	299

Figura L.13 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>rec</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	300
Figura L.14 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>rec</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	300
Figura L.15 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>rec</i> - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	301
Figura L.16 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>rec</i> - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	301
Figura L.17 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>lac</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	302
Figura L.18 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>lac</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	302
Figura L.19 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>lac</i> - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	303
Figura L.20 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>lac</i> - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	303
Figura L.21 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>pec</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	304
Figura L.22 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>pec</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	304
Figura L.23 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>pec</i> - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	305
Figura L.24 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em <i>Af,c</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	305
Figura L.25 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em <i>Af,c</i> – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	306

Figura L.26 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Af, c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	306
Figura L.27 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Ar, c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	307
Figura L.28 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Ar, c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	307
Figura L.29 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em Ar, c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	308
Figura L.30 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em Ar, c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	308
Figura L.31 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em δc – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	309
Figura L.32 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em δc – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	309
Figura L.33 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em δc - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	310
Figura L.34 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em δc - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	310
Figura L.35 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em ηf – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.	311
Figura L.36 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em ηf – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.....	311
Figura L.37 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em ηf - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	312
Figura L.38 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em ηf - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.....	312

Figura L.39 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores $DV, MB, \delta c$ e $R2D$ em DV, QE - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.3.3.....	313
Figura L.40 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores $DV, MB, \delta c$ e RMP em DV, QE - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.3.3.....	313
Figura M.1 – Gráfico de contorno de Ha – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.	314
Figura M.2 – Gráfico de contorno de Ha - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3..	314
Figura M.3 – Gráfico de contorno de Hr – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.	315
Figura M.4 – Gráfico de contorno de Hr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3..	315
Figura M.5 – Gráfico de contorno de ηr – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.	316
Figura M.6 – Gráfico de contorno de ηr - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3..	316
Figura M.7 – Gráfico de contorno de rec – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	317
Figura M.8 – Gráfico de contorno de rec - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4..	317
Figura M.9 – Gráfico de contorno de lac – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	318
Figura M.10 – Gráfico de contorno de lac - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	318
Figura M.11 – Gráfico de contorno de pec – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	319
Figura M.12 – Gráfico de contorno de pec - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	319

Figura M.13 – Gráfico de contorno de Af, c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	320
Figura M.14 – Gráfico de contorno de Af, c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	320
Figura M.15 – Gráfico de contorno de Ar, c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	321
Figura M.16 – Gráfico de contorno de Ar, c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	321
Figura M.17 – Gráfico de contorno de δc – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	322
Figura M.18 – Gráfico de contorno de δc - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	322
Figura M.19 – Gráfico de contorno de ηf – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.	323
Figura M.20 – Gráfico de contorno de ηf - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método <i>Forward Selection</i> com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.	323

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1: Valores típicos de η [52].....	88
Tabela 4.1: Propriedades mecânicas do metal de base ASTM A36 [78].	114
Tabela 4.2: Composição química do metal de base ASTM A36.....	114
Tabela 4.3: Composição química do metal de adição ER70S-6.....	114
Tabela 4.4: Valores dos níveis dos fatores.....	123
Tabela 4.5: Planejamento experimental de <i>Box-Behnken</i> (PBB) para três fatores.	124
Tabela 4.6: Comparação das taxas de evaporação do N ₂ L em diferentes condições ambientais para chapas de aço carbono ASTM A36 de diferentes massas.	140
Tabela 4.7: Comparação entre modelos de previsão de massa vaporizada no ensaio de calorimetria com nitrogênio líquido para chapas de aço carbono na temperatura ambiente.....	141
Tabela 5.1: Parâmetros de soldagem dos ensaios de calorimetria para diferentes valores de lc	149
Tabela 5.2: Modelo de md obtido via regressão linear.	152
Tabela 5.3: Modelo de Ea obtido via regressão linear.....	153
Tabela 5.4: Dados obtidos através dos ensaios de calorimetria com nitrogênio líquido para a obtenção dos valores de E_{abs} H_{abs} e η_{abs} . para diferentes valores de lc	153
Tabela 5.5: Modelo de E_{abs} obtido via regressão linear.	154
Tabela 5.6: Modelo de H_{abs} obtido via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i>	156
Tabela 5.7: Modelo de η_{abs} obtido via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i>	157
Tabela 5.8: Eficiências térmica bruta e térmica líquida calculadas através dos ensaios de calorimetria.....	158
Tabela 5.9: Parâmetros de soldagem medidos nos ensaios de ciclos térmicos.	159
Tabela 5.10: Modelos de $T_{m\acute{a}x}$ obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i>	165
Tabela 5.11: Modelos de R obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i>	167
Tabela 5.12: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-01.	173
Tabela 5.13: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-02.	173

Tabela 5.14: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-03.	173
Tabela 5.15: Modelos de DV obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg-Marquardt</i> – CP1T-01, CP1T-02 e CP1T-03.	175
Tabela 5.16: Modelo de DV obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg-Marquardt</i> - CP1T-04.	181
Tabela 5.17: Valores de η_{norm} , κ e ϕ para o ponto $lc = 24\text{ mm}$ para o CP1T-01 e o CP1T-02.	190
Tabela 5.18: Modelos ajustados a partir de valores C calculados a partir de diferentes intervalos de temperatura ΔT –CP2T-Teste01.	194
Tabela 5.19: Planejamento experimental de <i>Box-Behnken</i> (PBB), apresentando os valores dos níveis codificados, planejados e experimentais dos três fatores utilizados.	197
Tabela 5.20: Parâmetros de soldagem de calorimetria para implementação da MSR.	199
Tabela 5.21: Dados obtidos através dos ensaios de calorimetria para a obtenção dos valores experimentais das respostas Hr e η_r do planejamento via MSR.	200
Tabela 5.22: Análise dos pontos centrais do planejamento PBB – calorimetria.	201
Tabela 5.23: Coeficientes dos modelos quadráticos completos das respostas Ha , Hr , η_r	203
Tabela 5.24: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos completos de Ha , Hr , η_r	203
Tabela 5.25: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos completos de Ha , Hr , η_r no R^2	205
Tabela 5.26: Valores de R^2 , R^2_{ajust} e S dos modelos quadráticos completos de Ha , Hr , η_r	205
Tabela 5.27: Coeficientes β dos modelos quadráticos reduzidos de Ha , Hr , η_r	206
Tabela 5.28: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de Ha , Hr , η_r	207
Tabela 5.29: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de Ha , Hr , η_r no R^2	208
Tabela 5.30: Comparação entre os valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos e dos modelos reduzidos de Ha , Hr , η_r	208

Tabela 5.31: Erros dos valores preditos em relação aos valores experimentais das respostas Hr e ηr	209
Tabela 5.32: Parâmetros dimensionais do cordão dos ensaios de calorimetria - MSR.	214
Tabela 5.33: Análise dos pontos centrais do planejamento PBB – parâmetros dimensionais do cordão.	215
Tabela 5.34: Coeficientes dos modelos quadráticos completos de rec , lac , pec , Af, c , Ar, c , δc e ηf	215
Tabela 5.35: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos completos de rec , lac , pec , Af, c , Ar, c , δc e ηf	216
Tabela 5.36: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos completos de rec , lac , pec , Af, c , Ad, c , δc e ηf nos valores de R^2	216
Tabela 5.37: Valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos de Ha , Hr , ηr	217
Tabela 5.38: Coeficientes dos modelos quadráticos reduzidos de rec , lac , pec , Af, c , Ad, c , δc e ηf	218
Tabela 5.39: Valores de p dos termos dos modelos reduzidos de rec , lac , pec , Af, c , Ar, c , δc e ηf	218
Tabela 5.40: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de rec , lac , pec , Af, c , Ar, c , δc e ηf nos valores de R^2	219
Tabela 5.41: Comparação entre os valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos e dos modelos reduzidos de rec , lac , pec , Af, c , Ar, c , δc e ηf	219
Tabela 5.42: Experimentos realizados para a obtenção dos ciclos térmicos para diferentes valores de espessura relativa.	230
Tabela 5.43: Modelos de $T_{máx}$ obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i> para ensaios realizados com diferentes valores de espessura relativa.....	230
Tabela 5.44: Valores de $T_{máx}$, QE e θ ordenados em função dos valores de espessura relativa.....	233
Tabela 5.45: Modelo de $\tau = f(\theta)$ obtido via regressão não linear - método <i>Levenberg Marquardt</i>	234

Tabela 5.46: Valores de $C2D$, $C2,5D$ e $C3D$ calculados para os CP2T-05 e CP2T-06.	235
Tabela 5.47: Valores calculados de κ para ensaios com diversos valores de espessura relativa τ	236
Tabela 5.48: Modelo de $\kappa = f(\tau)$ obtido via regressão não linear - método <i>Levenberg Marquardt</i>	236
Tabela 5.49: Modelos de DV obtidos via regressão não linear com o método <i>Levenberg Marquardt</i>	240
Tabela 5.50: Valores de δc , DV , MB e DV , QE para os ensaios da seção 5.3.	241
Tabela 5.51: Modelos de DV , QE obtidos via regressão linear múltipla.	242
Tabela B.1: Soldagem MIG/MAG manual, FO: STT®.	258
Tabela B.2: Soldagem MIG/MAG manual, FO: Rapid X®.	258
Tabela B.3: Soldagem MIG/MAG automatizada, FO: Pulsado.	258
Tabela B.4: Soldagem MIG/MAG mecanizada FO: Pulsado.	258
Tabela C.1: Trabalhos da seção 2.2.4 apresentados por ordem cronológica.	259
Tabela D.1: Valores de vs para a verificação da calibração dos deslocador linear.	264
Tabela D.1: Ensaios de calorimetria na temperatura ambiente utilizados para a regressão linear múltipla.	265
Tabela H.1: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-01.	279
Tabela H.2: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-02.	279
Tabela H.3: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-03.	279
Tabela H.4: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-04.	279
Tabela H.5: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-05.	280
Tabela H.6: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-06.	280
Tabela H.7: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-07.	280

Tabela H.8: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-08.....	280
Tabela H.9: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-09.....	281
Tabela H.10: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-10.....	281
Tabela N.1: Comparação entre modelos de taxa de resfriamento. $T_c = 650\text{ }^{\circ}\text{C}$; $\rho_c = 0,0045\text{ J/mm}^3\text{.}^{\circ}\text{C}$; $T_0 = 25\text{ }^{\circ}\text{C}$; $\lambda = 0,041\text{ W/mm}^{\circ}\text{C}$; $d = 8\text{ mm}$	324

LISTA DE SIGLAS

CCEN	Corrente contínua e eletrodo negativo
CCEP	Corrente contínua e eletrodo positivo
CE	Carbono equivalente
CP	Corpo de prova
CV	Coeficiente de variação
DOE	<i>Design of Experiments</i>
FO	Formato de onda
GEP	Gráfico dos Efeitos Principais
GI	Gráficos das Interações
GPEP	Gráfico de <i>Pareto</i> dos Efeitos Padronizados
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
LCC	Linha central do cordão
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MEF	Métodos dos Elementos Finitos
MMQ	Método dos Mínimos Quadrados
MQC	Modelo Quadrático Completo
MQR	Modelo Quadrático Reduzido
MSR	Metodologia de Superfície de Resposta
N ₂ G	Nitrogênio Gasoso
N ₂ L	Nitrogênio Líquido
PCC	Planejamento Composto Central
PBB	Planejamento <i>Box-Behnken</i>

PFC	Planejamento Fatorial Completo
PFF	Planejamento Fatorial Fracionado
ZAC	Zona afetada pelo calor
ZF	Zona fundida
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
VC	Volume de controle

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos

c	Calor específico	$J/kg.^{\circ}C$
C	Taxa de resfriamento	$^{\circ}C/s$
d	Espessura do material	mm
D	Dureza	HV
DQ	Distância de queda no ensaio de calorimetria com N ₂ L (nitrogênio líquido)	mm
E	Energia	J
h	Coeficiente de convecção	$W/m^2.^{\circ}C$
H	Densidade linear de energia	J/mm
l	Comprimento	mm
L	Energia associada à mudança de entalpia durante uma transformação de fase	J/g
m	massa	kg
P	Potência	W
r	Vetor referente a um ponto qualquer no material e a fonte de calor	mm
t	Tempo	s
T	Temperatura	$^{\circ}C$ ou K
u	Umidade relativa do ar	$\%$
v	velocidade	mm/s

Letras gregas

α	Difusividade térmica	mm^2/s
Δ	Distância entre as fontes reais ou imaginárias	mm

ε	Emissividade	<i>adimensional</i>
η	Eficiência	%
κ	Taxa de resfriamento adimensional	<i>adimensional</i>
λ	Condutividade térmica	<i>W/m.°C</i>
ρ	Massa específica	<i>kg/mm³</i>
τ	Espessura relativa	<i>adimensional</i>
θ	Temperatura adimensional	<i>adimensional</i>

Subscritos

<i>a</i>	Referente ao arco elétrico
<i>abs</i>	Referente à energia absorvida em ensaios de calorimetria
<i>ali</i>	Referente à alimentação do arame
<i>b</i>	Referente à parcela de energia do arco entregue ao material
<i>crit</i>	Referente a uma condição crítica
<i>c</i>	Referente ao cordão de solda
<i>evap</i>	Referente à evaporação
<i>f</i>	Referente à fusão
<i>II</i>	Referente à Segunda Lei da Termodinâmica
<i>MB</i>	Referente ao metal de base
<i>N₂L</i>	Referente ao nitrogênio líquido
<i>p</i>	Referente à pressão constante, para o calor específico, e referente à parcela de energia transferida através das superfícies livres do corpo de prova metálico
<i>l</i>	Referente à parcela de energia do arco que permanece no material no regime quase estacionário
<i>QE</i>	Referente ao regime quase estacionário

r	Referente à parcela de energia do arco que permanece no material no regime quase estacionário
s	Referente à soldagem
vap	Referente à vaporização
0	Referente às condições ambientais ou iniciais do fenômeno

Sobrescritos

i	Referente a i-ésima parte
cod	Referente às valores codificados do níveis dos fatores
pla	Referente ao valor planejado
'	Referente a um novo sistema de coordenadas
2D	Referente a um fluxo de calor bidimensional
2,5D	Referente a um fluxo em uma <i>chapa intermediária</i>
3D	Referente a um fluxo de calor tridimensional

SUMÁRIO

RESUMO.....	IX
ABSTRACT.....	X
LISTA DE FIGURAS	XI
LISTA DE TABELAS	XXXI
LISTA DE SIGLAS.....	XXXVI
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XXXVIII
SUMÁRIO	XLI
1 INTRODUÇÃO.....	45
2 REVISÃO DE LITERATURA	49
2.1 TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA SOLDAGEM	49
2.1.1 <i>Fonte de calor na soldagem a arco</i>	<i>49</i>
2.1.2 <i>Regime do fluxo de energia por condução no material</i>	<i>51</i>
2.1.3 <i>Balanco de energia na soldagem</i>	<i>53</i>
2.1.4 <i>História térmica na soldagem a arco elétrico.....</i>	<i>56</i>
2.1.5 <i>Regimes transiente e quase estacionário na soldagem a arco</i>	<i>58</i>
2.1.6 <i>Conceituação dos termos do balanço de energia na soldagem</i>	<i>59</i>
2.1.7 <i>Eficiência de transferência de energia via calor na soldagem a arco</i>	<i>62</i>
2.1.8 <i>Métodos computacionais de simulação do fluxo de calor na soldagem ..</i>	<i>64</i>
2.1.9 <i>Modelos analíticos de Rosenthal.....</i>	<i>65</i>
2.1.10 <i>Modelo analítico de Fontes Puntiformes Distribuídas</i>	<i>76</i>
2.1.11 <i>Cálculo da taxa de resfriamento na soldagem.....</i>	<i>78</i>
2.1.12 <i>Aplicabilidade de metodologia clássica para o cálculo da taxa de resfriamento em chapas finas, grossas e intermediárias</i>	<i>81</i>
2.2 REVISÃO SOBRE OS MÉTODOS PARA A OBTENÇÃO DA EFICIÊNCIA DO ARCO.....	88
2.2.1 <i>Métodos de estimativa da potência do arco</i>	<i>89</i>
2.2.2 <i>Métodos computacionais para a obtenção da eficiência do arco e energia entregue ao material</i>	<i>92</i>

2.2.3	<i>Métodos experimentais para a obtenção da eficiência do arco e energia entregue ao material</i>	94
2.2.4	<i>Análise dos dados da literatura de eficiência térmica do arco</i>	106
2.3	CONSIDERAÇÕES ACERCA DO ENTENDIMENTO DOS FENÔMENOS RELACIONADOS A TRANSFERÊNCIA DE ENERGIA VIA CALOR NA SOLDAGEM A ARCO	109
3	OBJETIVOS	111
3.1	PROPOSTA DE TESE	111
3.2	OBJETIVOS DA TESE	112
4	MATERIAIS E MÉTODOS	113
4.1	MATERIAIS	113
4.1.1	<i>Metal de base</i>	113
4.1.2	<i>Metal de adição</i>	114
4.2	EXPERIMENTOS DE SOLDAGEM	115
4.2.1	<i>Equipamento de Soldagem</i>	115
4.2.2	<i>Posicionamento do cordão de solda</i>	115
4.3	PLANEJAMENTO DE EXPERIMENTOS (DOE)	116
4.3.1	<i>Contextualização sobre planejamento de experimentos</i>	116
4.3.2	<i>Planejamento de experimentos utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta</i>	122
4.4	NOMENCLATURA DOS CORPOS DE PROVA	125
4.5	ENSAIOS PARA A AQUISIÇÃO DOS CICLOS TÉRMICOS DE SOLDAGEM	126
4.5.1	<i>Sistema de aquisição de dados</i>	126
4.5.2	<i>Determinação do início do regime quase estacionário</i>	126
4.6	ANÁLISE METALOGRÁFICA	128
4.7	ENSAIOS DE DUREZA	131
4.8	ENSAIOS DE CALORIMETRIA COM NITROGÊNIO LÍQUIDO	133
4.8.1	<i>Bancada experimental</i>	133
4.8.2	<i>Cálculo da energia absorvida no ensaio de calorimetria</i>	137
4.8.3	<i>Validação dos ensaios de calorimetria para chapa na temperatura ambiente</i>	139
5	RESULTADOS E DISCUSSÕES	144
5.1	EFEITOS DO REGIME TRANSIENTE NA SOLDAGEM	144

5.1.1	<i>Determinação dos termos do balanço de energia na soldagem.....</i>	145
5.1.2	<i>Influência da variação do balanço de energia no material.....</i>	159
5.1.3	<i>Comparativo entre as funções assintóticas.....</i>	188
5.2	INFLUÊNCIA DA ESPESSURA RELATIVA SOBRE A EFICIÊNCIAS TÉRMICA LÍQUIDA E EFETIVA DE FUSÃO VIA METODOLOGIA DE SUPERFÍCIE DE RESPOSTA	191
5.2.1	<i>Validade do regime quase estacionário para os ensaios planejados</i>	191
5.2.2	<i>Valores planejados versus valores reais dos níveis dos fatores</i>	197
5.2.3	<i>Eficiência térmica líquida.....</i>	199
5.2.4	<i>Parâmetros dimensionais do cordão e eficiência de fusão.....</i>	211
5.3	DESENVOLVIMENTO DO MODELO PREDITIVO DE TAXA DE RESFRIAMENTO.....	229
5.3.1	<i>Determinação do início do regime de chapa grossa.....</i>	233
5.3.2	<i>Desenvolvimento de modelo para o cálculo da taxa de resfriamento em função da espessura relativa</i>	234
5.3.3	<i>Teste de eficácia do modelo proposto.....</i>	237
6	CONCLUSÕES.....	244
6.1	INFLUÊNCIA DO REGIME TRANSIENTE NA SOLDAGEM	244
6.2	INFLUÊNCIA DA ESPESSURA RELATIVA SOBRE OS VALORES DE EFICIÊNCIA TÉRMICA LÍQUIDA	245
6.3	MODELO PREDITIVO DE TAXA DE RESFRIAMENTO.....	245
6.4	PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS	246
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	247
	APÊNDICE A – REPARTIÇÃO TÉRMICA EM 3D VERSUS ZAC DA MACROGRAFIA	256
	APÊNDICE B – COMPARATIVO DOS MÉTODOS DE CÁLCULO DE POTÊNCIA DO ARCO PARA DIFERENTES FORMATOS DE ONDA.....	258
	APÊNDICE C – TABELA DE REVISÃO DOS TRABALHOS DE LITERATURA DA SEÇÃO 2.2.4.....	259
	APÊNDICE D – CALIBRAÇÃO DO DESLOCADOR LINEAR	264
	APÊNDICE E – ENSAIOS DE CALORIMETRIA NA TEMPERATURA AMBIENTE	265

APÊNDICE F – ANÁLISE DE REGRESSÃO DOS MELHORES SUBCONJUNTOS	267
APÊNDICE G – GRÁFICOS DOS RESÍDUOS DAS REGRESSÕES MÚLTIPLAS	268
APÊNDICE H – COMPARATIVO DOS MÉTODOS DE CÁLCULO DE POTÊNCIA PARA OS EXPERIMENTOS DE CALORIMETRIA DA SEÇÃO 5.1	279
APÊNDICE I – TESTE DE VERIFICAÇÃO DA CONDIÇÃO DE LARGURA INFINITA PARA PROCESSO COM MENOR VALOR DE VELOCIDADE DE SOLDAGEM..	282
APÊNDICE J – GRÁFICOS DE PARETO DOS EFEITOS PADRONIZADOS OBTIDOS PARA AS RESPOSTAS OBTIDOS VIA MSR.....	284
APÊNDICE L – GRÁFICOS DOS EFEITOS PRINCIPAIS E DAS INTERAÇÕES PARA AS RESPOSTAS OBTIDAS VIA MSR	294
APÊNDICE M – GRÁFICOS DE CONTORNO PARA AS RESPOSTAS OBTIDAS VIA MSR	314
APÊNDICE N – TESTE DO MODELO PROPOSTO DE TAXA DE RESFRIAMENTO A PARTIR DE DADOS EXPERIMENTAIS DE OUTROS AUTORES.....	324
ANEXO A – CERTIFICADO DE QUALIDADE DO METAL DE ADIÇÃO.....	326

1 INTRODUÇÃO

Denomina-se soldagem ao processo de união entre duas partes metálicas usando uma fonte de calor, com ou sem fusão e com ou sem aplicação de pressão. A solda é o resultado desse processo [1].

A fonte de calor na soldagem com arco elétrico é bastante concentrada, resultando em gradientes de temperaturas elevados na chapa durante a soldagem [2]. Consequentemente, apresenta também elevadas taxas de aquecimento e de resfriamento, afetando diretamente a microestrutura do material e, por conseguinte, alterando as propriedades mecânicas e/ou físico-químicas na junta soldada [1,3].

A **Figura 1.1** apresenta a distribuição de temperaturas durante uma soldagem obtida através de uma câmera termográfica [4]. É possível notar que em uma distância próxima a 10 mm, a partir da linha central do cordão, as temperaturas variam em torno de 1000 °C, mostrando o quão elevado é o gradiente de temperaturas.

Figura 1.1 – Distribuição de temperaturas durante uma soldagem obtida através de uma câmera termográfica [4].

Segundo Adams Jr. [5], obter o valor da temperatura instantânea em um ponto no material, próximo à fonte de calor, não seria de grande utilidade para interpretações metalúrgicas. Para a obtenção de informações úteis, necessitar-se-ia obter as curvas de temperatura *versus* tempo (ciclos térmicos da soldagem) para um ponto particular e, a partir destas curvas, calcular as temperaturas máximas alcançadas, como também as taxas de aquecimento e resfriamento.

O controle da taxa de resfriamento é particularmente importante para os casos em que pode ocorrer a formação do microconstituente martensita em alguns tipos de aços, quando submetidos ao tratamento térmico de têmpera. Nestes casos, esta taxa crítica de resfriamento é, muitas vezes, próxima às taxas de resfriamento encontradas em processos de soldagem [6].

A *American Welding Society* [6], no livro *Welding Handbook*, amplamente consultado por profissionais da engenharia, apresenta equações simplificadas para a previsão da taxa de resfriamento em juntas soldadas. Estes modelos analíticos, validos apenas no *regime quase estacionário*, possuem como dado de entrada a energia entregue ao material durante a soldagem, sendo esta uma parcela da energia do arco (devido às perdas), denominada como *heat input*, traduzido no Brasil como *aporte de calor ou calor imposto*.

Muitas vezes o termo *energia de soldagem* é usado no lugar de *calor imposto* e vice-versa [7]. Ainda existem autores [8–10] que calculam a energia de soldagem considerando apenas a energia do arco (produto da tensão pela corrente dividido pela a velocidade de soldagem), desconsiderando, conseqüentemente, as perdas no arco elétrico e superestimando a energia que é entregue ao material.

A falha de interpretação não se limita à terminologia utilizada, mas também quanto ao significado real de cada termo e seu respectivo impacto nas previsões soldagem. Seria a energia entregue à chapa (*calor imposto*) que deveria ser utilizada nos cálculos de taxa de resfriamento e previsão de transformações de fase na junta soldada? Pode-se imaginar que sempre existirá uma parcela da energia entregue para a peça que sai através das superfícies livres antes de se difundir para dentro da mesma [7]. Como também se pode imaginar que, uma parcela de energia é gasta na fusão do metal enquanto outra parcela de energia é novamente perdida pelas superfícies livres, após ter se difundido pelo material.

A **Figura 1.2** apresenta as perdas¹ de energia que ocorrem durante a soldagem. Observa-se que ao utilizar o *calor imposto* nos cálculos de taxa de resfriamento seriam omitidas as perdas de energia através das superfícies livres da chapa. Esta desconsideração das perdas de energia pelas superfícies via convecção e radiação pode ser uma fonte de incertezas nos cálculos de taxa e tempo de resfriamento.

Figura 1.2 – Diagrama das perdas de energia durante a soldagem a arco.

Diferentes métodos analíticos, numéricos e experimentais (calorimetria) foram utilizados na literatura para se tentar quantificar corretamente a energia entregue à chapa, todavia uma grande dispersão de resultados foi observada [3].

Segundo Arevalo [11], as soluções experimentais com o uso de calorimetria têm apresentado resultados satisfatórios, pois permitem envolver as principais variáveis associadas ao sistema complexo que é a soldagem.

De acordo com Liskevcyh [7], em relação aos resultados obtidos via calorimetria, não há qualquer evidência de que toda a energia transferida via calor para a peça permaneça até a medição e nem de que toda a energia medida influencie nas transformações de fase na ZAC e na ZF. Liskevcyh [7] desenvolve uma metodologia numérico/experimental para a obtenção da energia entregue à chapa

¹ A energia associada à variação de entalpia durante a fusão do metal não foi considerada. Visto que, adotou-se como hipótese, que a energia gasta para fundir o metal é *recuperada* na solidificação, sendo, consequentemente, ambos os termos cancelados no balanço de energia.

que, segundo a autora, é livre dos erros intrínsecos de medição. A autora sugere que este valor de energia, juntamente com a geometria da fonte de calor, deveria ser utilizado nos modelos de simulação, sendo necessário estimar as perdas de energia através das superfícies para maior acurácia [12]. No entanto, modelar as perdas de energia através das superfícies, via modelos de convecção e radiação, não é uma tarefa trivial, sendo esta uma possível fonte de incertezas (conforme será apresentado em detalhes na seção 2.1.9.1).

Ainda não há uma metodologia, experimental e/ou numérica, que permita obter, acuradamente, o valor de energia transferida através das superfícies livres, via radiação e convecção, possibilitando calcular a energia que de fato armazenada no material (*energia interna*) durante o regime *quase estacionário*. Portanto, para o desenvolvimento de modelos preditivos de taxa de resfriamento mais precisos e acurados, necessita-se, primeiramente, compreender como os termos do balanço de energia se desenvolvem durante a soldagem, até que o regime *quase estacionário* seja alcançado.

2 REVISÃO DE LITERATURA

Este capítulo é dividido em três partes principais. Na primeira parte (seção 2.1) são apresentados os principais conceitos relacionados à transferência de calor na soldagem a arco, sendo expostas as contribuições dos autores mais renomados da área acrescidas de algumas contribuições próprias². A segunda parte (seção 2.2) é uma extensa revisão de literatura com os principais métodos para a obtenção da *eficiência térmica do arco*, sendo confrontados os dados da literatura em busca de possíveis tendências. Por fim, na última parte (seção 2.3) se encontra uma breve discussão acerca do entendimento do balanço de energia na soldagem e sua relação com o desenvolvimento dos modelos preditivos de taxa de resfriamento.

2.1 Transferência de calor na soldagem

De acordo com Wainer *et al.* [1], o aporte de energia à junta soldada, a eficiência térmica do arco elétrico, a distribuição e os picos de temperatura, os tempos de permanência nessas temperaturas e as taxas de resfriamento são os principais fatores que devem ser considerados no estudo da transferência de calor em juntas soldadas. Nesta seção serão apresentados e discutidos estes fatores como também introduzidos conceitos relacionados ao balanço de energia na soldagem, à eficiência térmica do arco elétrico e aos regimes de transferência de energia via calor que ocorrem durante a soldagem a arco.

2.1.1 Fonte de calor na soldagem a arco

Na soldagem a arco elétrico a fonte de calor principal é o próprio arco elétrico. No entanto, as gotas metálicas (soldagem com adição de material) e a poça de fusão atuam como fontes de calor secundárias e talvez até os gases de proteção aquecidos pelo arco contribuam para o aquecimento da superfície soldada. A multiplicidade de fenômenos que ocorrem na soldagem será apresentada com mais detalhes na seção 2.1.3, esta seção será focada no entendimento do arco elétrico.

² Ao longo da seção 2.1 serão encontradas figuras elaboradas pelo autor do presente trabalho, principalmente nas seções relacionadas à *história térmica* e *modelos analíticos de Rosenthal*. O objetivo do presente autor foi o de tornar mais didáticos alguns conceitos expostos.

O arco elétrico pode ser definido como a descarga elétrica mantida através de um gás ionizado, iniciada por uma quantidade de elétrons emitidos do eletrodo negativo (catodo) aquecido e mantido pela ionização térmica do gás aquecido [1,13]. Segundo Vilarinho [14], o arco elétrico na soldagem é basicamente uma pequena região caracterizada por elevadas temperaturas, emissão de forte radiação luminosa, intenso fluxo de matéria e elevados gradientes de propriedades físicas.

A distribuição de temperaturas no arco elétrico é a “força motriz” de diversos fenômenos que ocorrem na poça de fusão. O *efeito Marangoni* e as forças de empuxo, entre outros fenômenos, são dependentes da distribuição de temperaturas na poça de fusão que, por sua vez, depende do gradiente de temperaturas do arco elétrico. A **Figura 2.1** apresenta a distribuição de temperaturas no arco elétrico, sendo o resultado das simulações computacionais realizadas por Hu e Tsai [15].

Figura 2.1 – Distribuição de temperaturas do arco elétrico do processo MIG/MAG simuladas numericamente [15].

A **Figura 2.2** apresenta a evolução do campo de temperaturas durante a pulsação do arco em um processo de soldagem TIG pulsado, obtido através de uma filmagem com câmera termográfica [16]. Este experimento demonstra o quanto a fonte de calor em um processo de soldagem com arco pulsado pode variar. Pode-se imaginar que o fluxo de energia via calor no material possivelmente não acompanha a frequência de oscilação da fonte de calor, devido à “inércia térmica” do material. No entanto, este fenômeno não é explicitado na literatura clássica.

Figura 2.2 – Distribuição de temperaturas do processo TIG com arco pulsado obtidas através de uma câmera termográfica durante a soldagem [16].

2.1.2 Regime do fluxo de energia por condução no material

Rosenthal [17] e Adams Jr. [5], em 1941 e 1958, respectivamente, realizaram estudos pioneiros em transferência de energia via calor na soldagem, e definiram os conceitos para *chapa fina* e *chapa grossa*. Esses conceitos não são relacionados somente à espessura do material, são relacionados, principalmente, ao fluxo de energia via calor no material, *i.e.*, se o mesmo é significativo em três ou somente duas dimensões.

Uma chapa pode ser considerada uma *chapa grossa* quando o fluxo de calor na soldagem é tridimensional (3D), voltado para baixo, bem como lateralmente, a partir da poça de fusão [6]. De acordo com Rosenthal [17], uma *chapa grossa* passa a ser infinita na espessura, ou seja, a fonte de calor não mais “enxerga” a superfície oposta. Neste regime é onde se encontram as máximas taxas de resfriamento no material. Dependendo da intensidade, estas taxas podem propiciar a formação de fases ou frações de fase indesejadas como, por exemplo, a martensita em *aços carbono* e o desbalanço de austenita e ferrita em *aços duplex*. Portanto, em muitas aplicações práticas não se deseja este regime de fluxo de energia.

Em contraste, durante a soldagem, uma chapa pode ser considerada como *chapa fina* quando o fluxo de calor a partir da poça de fusão é essencialmente lateral (2D), isto é, quando a diferença de temperatura é pequena entre as superfícies superior e inferior, em comparação com a temperatura de fusão do metal [6]. Adicionalmente, apresenta também espessura finita e o fluxo de calor é nulo na direção da espessura da chapa.

As diferenças entre os fluxos de calor numa *chapa fina* e numa *chapa grossa* estão representados esquematicamente na **Figura 2.3** [6]. Entretanto, há casos em que o fluxo de energia na soldagem não permite que a chapa seja definida como *fina* ou *grossa*, sendo classificada como *chapa intermediária*. Apresentando fluxo de energia nas três dimensões, próxima à zona de ligação (ZDL), similar à chapa grossa, transitando para um fluxo de calor em duas dimensões, similar à *chapa fina*, conforme se aumenta a distância da fonte de calor.

Figura 2.3 – Fluxos de calor em chapas *finas* e *grossas* (Adaptado de [6]).

De acordo com Perret [18], para *chapas grossas* a espessura não exerce influência significativa sobre a forma da difusão de energia via calor. Deste modo, o perfil das isotermas, a partir da isoterma de fusão (contorno da poça de fusão) até temperaturas inferiores, varia pouco e mantém um fluxo de calor em três dimensões. Por outro lado, em chapas de espessura finita, a influência da espessura é significativa, de tal modo que o fluxo de calor pode variar seguindo um comportamento que varia entre uma *chapa fina* (fluxo 2D) e uma *chapa grossa* (fluxo 3D). A **Figura 2.4** ilustra a diferença entre uma *chapa intermediária*, onde a espessura é finita, e uma *chapa grossa* onde a espessura passa a ser infinita.

Figura 2.4 – Vista lateral apresentando a distribuição de temperaturas durante a soldagem (a) numa *chapa grossa* e (b) numa *chapa intermediária* [18].

2.1.3 Balanço de energia na soldagem

Niles e Jackson [19], em 1975, elaboram um dos primeiros modelos descritivos para o balanço de energia na soldagem a arco, apresentado na **Figura 2.5**. Este modelo simples apresenta os fluxos de energia numa soldagem TIG autógena, isto é, sem adição de material. Os autores descrevem que, em relação à energia do arco, uma parcela é entregue à chapa e uma parcela é perdida para o meio ambiente. Em relação à energia entregue à chapa, uma parcela é gasta para fundir o metal de base e o restante se difunde pelo material.

Figura 2.5 – Modelo esquemático simples para o balanço de energia na soldagem [19].

Em 2012, Stenbacka [20] apresenta um modelo de balanço de energia para a soldagem TIG que contempla as perdas de energia através do eletrodo e das

superfícies do material (**Figura 2.6**), e menciona em seu estudo sobre a energia gasta para fundir o metal.

Figura 2.6 – Modelo para o balanço de energia na soldagem TIG contemplando as perdas de energia no eletrodo e superfícies livres do material [19].

Stenbacka [20] menciona apenas que as perdas de energia pelas superfícies superior e inferior ocorrem via radiação e via convecção, não discorrendo acerca da magnitude desses mecanismos. Já Quintino *et al.* [21] analisaram os modos de transferência de energia via calor que ocorrem na superfície inferior, quando se realiza uma soldagem com passes de penetração total e penetração parcial, conforme descrito na **Figura 2.7**. A **Figura 2.8** apresenta os resultados de termografia. Os autores obtiveram nos passes com penetração parcial, temperaturas próximas a 280°C na face inferior, não sendo a perda de energia via radiação significativa. Por outro lado, nos passes com penetração total, foram encontradas temperaturas na face inferior próximas a 1500°C, existindo, segundo os autores, perda de energia via radiação significativa. Vale atentar que Quintino *et al.* [21] não relacionam os resultados encontrados com os conceitos de *chapa fina*, de *chapa intermediária* e de *chapa grossa*.

Figura 2.7 – Modos de transferência de energia via calor na soldagem para a) passe com penetração total e b) passe com penetração parcial [21]. 1 – Convecção; 2 – Radiação; 3 – Condução.

Figura 2.8 – Imagens termográficas obtidas na face inferior durante a soldagem para passes com a) penetração parcial e b) penetração total [21].

Liskevych [7] reapresenta na **Figura 2.9**, publicada em trabalhos anteriores [22,23], um modelo descritivo do balanço de energia que ocorre durante a soldagem a arco. Foram contemplados neste modelo tanto os fluxos de energia no interior material e quanto os fluxos de energia através das superfícies livre do material, *i.e.*, os fluxos via convecção e radiação nas faces inferior e superior do material.

Figura 2.9 – Apresentação esquemática do balanço de energia na soldagem MIG/MAG [7,22,23].

Na **Figura 2.9** se encontra explicitada a diferença entre os mecanismos de transferência de energia na face oposta à face soldada, havendo radiação e convecção em temperaturas próximas à de fusão em *chapas finas*, enquanto que em *chapas grossas* há somente convecção natural³. Todavia, neste ponto cabe uma observação em relação ao modelo descritivo de Liskevych [7], somente para a situação em que a chapa é uma *chapa grossa*. Na *chapa grossa* a fonte de calor não “enxerga” a face inferior (espessura infinita), portanto, a temperatura da face inferior é igual à temperatura inicial da chapa (T_0). Sendo T_0 igual à temperatura ambiente (T_{amb}), não existiria convecção ocorrendo nesta face. No entanto, se $T_0 > T_{amb}$ o modelo descritivo de Liskevych [7] estaria correto, existindo, nesta condição, convecção natural à baixa temperatura na face inferior.

Conforme alerta o modelo descritivo de Liskevych [7], a forma como a energia escoar através do material, *i.e.*, se a chapa é *finas* ou *grossa*, determinará a magnitude dos mecanismos na face oposta (condução, convecção e radiação). Consequentemente, pode-se imaginar que a chapa ser *finas* ou *grossa* impactará até na quantidade de energia disponível para as possíveis transformações de fase.

2.1.4 História térmica na soldagem a arco elétrico

A **Figura 2.10** apresenta a *história térmica* da soldagem a arco, composta por: *isotermas*, *ciclos térmicos* e *repartição térmica*. As *isotermas* são os contornos de mesma temperatura em volta da fonte de calor, visualizadas no plano horizontal da **Figura 2.10**. O *ciclo térmico* é uma curva de temperatura em função do tempo, tendo uma etapa de aquecimento e uma de resfriamento, sendo a variação de temperatura num ponto fixo no material. Existindo infinitos pontos e, consequentemente, infinitos ciclos térmicos para uma mesma soldagem, visto que para cada ponto no espaço existe um correspondente ciclo térmico. Por fim, a *repartição térmica* é a curva de temperatura máxima em função da distância ortogonal à linha central do cordão (LCC), *i.e.*, distância ao longo do eixo y .

³ No modelo de *chapa grossa ideal* não existe face oposta à face soldada, visto que a espessura é infinita. No entanto, uma chapa real que se comportasse como uma *chapa grossa* teria a temperatura da face oposta à face soldada igual à temperatura ambiente ou de pré-aquecimento, não havendo, portanto, nenhum mecanismo de transferência de energia nesta superfície.

Figura 2.10 – Ciclos térmicos e repartição térmica na soldagem a arco(adaptado de [24]).

A repartição térmica é obtida, experimentalmente, através das temperaturas máximas dos ciclos térmicos em função da posição dos termopares ou, computacionalmente, através das projeções das dimensões máximas das isoterms simuladas. Para a melhor compreensão desta segunda forma de se obter a *repartição térmica*, elaborou-se no presente trabalho o gráfico em 3D da **Figura 2.11**. Os eixos x e y são os eixos de distância em mm (eixos da base), similar ao gráfico da **Figura 2.10**, com a fonte de calor se movimentando ao longo do eixo x , e o eixo vertical de temperatura T em $^{\circ}C$. As isoterms foram obtidas através da metodologia que será apresentada na seção 2.1.9, sendo a isoterma da temperatura de fusão a única toda preenchida (em preto). Os pontos em azul estão posicionados nas dimensões máximas de cada isoterma no eixo y e as curvas em vermelho são as *repartições térmicas*. As linhas tracejadas em azul conectam os pontos da *verdadeira repartição térmica* em 3D com a sua respectiva projeção em 2D, sendo esta última a forma mais comumente utilizada. Este gráfico explicita que a *verdadeira repartição térmica* não está em um plano na distribuição de temperaturas, sendo esta uma constatação aparentemente trivial. Entretanto, diversos autores [25–27], erroneamente, realizam cortes transversais nas isoterms (e isosuperfícies) com o intuito de validar suas simulações. Elaborou-se um breve estudo sobre o tema, apresentado no Apêndice A.

Figura 2.11 – Repartição térmica verdadeira em 3D e projetada em 2D para chapa grossa $\tau = 0,87$

2.1.5 Regimes *transiente* e *quase estacionário* na soldagem a arco

Em 1941, Rosenthal [17] observa que após um tempo decorrido do início da soldagem, alcança-se um regime de distribuição de temperaturas definido por ele como *regime quase-estacionário*. Deve-se imaginar um observador na fonte de calor, movendo-se a uma velocidade constante durante a soldagem. Se o *regime quase-estacionário* for alcançado, o observador não notará mudança na distribuição de temperatura a sua volta com o decorrer do tempo. Todavia, pode-se imaginar o regime *quase-estacionário* não sendo alcançado em soldagens a arco de peças de pequenas dimensões e/ou de materiais de maior condutividade térmica como, por exemplo, ligas de alumínio e de cobre [28]. Por outro lado, o *regime transiente*, caracterizado por uma variação constante do fluxo de energia e, conseqüentemente, variação na distribuição de temperaturas, sempre ocorrerá no início e no final da soldagem.

Cinco décadas mais tarde, em 1991, Granjon [29] sugere um experimento para determinar a transição do *regime transiente* do início da soldagem para o regime

quase-estacionário (se houver). A **Figura 2.12** apresenta os ciclos térmicos hipotéticos⁴ obtidos a partir de termopares inseridos ao longo de uma linha paralela à linha central do cordão, tendo como referência o *ponto 0* (início da soldagem). O autor ainda recomenda que a soldagem seja iniciada no meio da chapa, possivelmente para evitar os efeitos de borda. O regime *quase estacionário* é alcançado a partir do momento em que fossem obtidos valores redundantes de temperaturas máximas ($T_{máx}$) e/ou taxas de resfriamentos dos ciclos térmicos.

Figura 2.12 – Evolução dos ciclos térmicos ao longo do cordão durante os regimes *transiente* e *quase estacionário* [29].

2.1.6 Conceituação dos termos do balanço de energia na soldagem

Conforme descrito na **Figura 1.2** no *capítulo 1*, na soldagem a arco elétrico somente uma parcela da energia do arco elétrico é entregue à chapa, devido às perdas de energia do arco para o meio a sua volta. Após as perdas de energia através das superfícies, somente uma parcela da energia entregue à chapa, de fato, permanece no material. No balanço de energia existem três termos significativos que são: a *energia total do arco elétrico* (E_a), a *energia entregue à chapa* (E_b) e a *energia remanescente no material no regime quase estacionário* (E_r). No entanto, somente a

⁴ Granjon [29] não realiza o experimento, apenas discorre acerca dos possíveis resultados.

energia do arco e a energia entregue à chapa costumam ser mencionadas nos cálculos relacionados à transferência de calor na soldagem.

Devido ao fato do arco elétrico encontrar-se em movimento linear na soldagem, embora ocorram oscilações laterais em soldagens manuais, costuma-se apresentar os termos do balanço de energia na forma do que seria uma densidade linear de energia (H). O cálculo é efetuado obtendo a potência do arco elétrico e dividindo-a pela velocidade de deslocamento da fonte de calor, ou seja, a velocidade de soldagem. O resultado é apresentado usualmente em unidades de kJ/m , kJ/cm ou kJ/mm . Este valor da densidade linear de energia do arco é utilizado principalmente em modelos para a previsão do fluxo de energia, taxa de resfriamento, tensões residuais, quantidade de hidrogênio remanescente, entre outros fenômenos que ocorrem na junta soldada.

Há uma confusão na literatura em relação à terminologia utilizada para a *densidade linear de energia do arco elétrico*, i.e., o valor representado em unidade de energia por unidade de comprimento. Alguns autores utilizam o termo *energia de soldagem*, enquanto outros utilizam o termo *calor imposto*, *aporte de energia* ou *aporte de calor*. Estes mesmos termos também são utilizados para se referir à *densidade linear de energia entregue à chapa*. Portanto, torna-se necessária uma discussão mais profunda acerca da correta terminologia em relação aos termos do balanço de energia apresentados como densidade linear.

O termo *calor imposto* (do inglês *heat input*) não será utilizado neste estudo, pois este termo pode resultar em um equívoco em relação aos conceitos da termodinâmica. Calor e energia não são a mesma coisa e possuem naturezas termodinâmicas distintas, já que energia é *propriedade termodinâmica* e o calor não é propriedade termodinâmica. Calor é apenas o nome dado para a transferência de energia que ocorre através de uma diferença de temperaturas. Portanto, o termo *calor imposto* poderia levar a um entendimento de que o calor é transferido para a chapa durante a soldagem, o que estaria incorreto, pois o que é de fato transferido para a chapa durante a soldagem é a energia.

O termo *energia de soldagem* também não será utilizado neste estudo, pois este termo foi utilizado em diversos trabalhos anteriores com diferentes significados. Também se pode notar que este termo se apresenta vago de significado, podendo ser utilizado para se referir a qualquer um dos três termos do balanço de energia conceituados no início desta seção.

Neste estudo, será adotado o termo *energia do arco por comprimento de solda* (H_a) para se referir à densidade linear de energia do arco elétrico. Para a densidade linear de energia entregue à chapa será utilizado o termo *energia bruta por comprimento de solda* (H_b). Para a energia remanescente no material no *regime quase estacionário*, representada na forma de densidade linear, será adotado o termo *energia remanescente por comprimento de solda* (H_r). Há situações onde se torna conveniente utilizar os respectivos valores dos termos do balanço de energia em *joules*, ou seja, utilizar os valores de E_a , E_b e E_r (**Figura 2.13**).

A partir do estudo de Liskevych *et al.* [23], em 2013, torna-se evidente que todos os pesquisadores, desde Apps e Milner [30], em 1955, que realizaram experimentos de calorimetria na soldagem, pensaram ter obtido através de seus ensaios o valor de E_b . Entretanto, segundo Liskevych *et al.* [23], existe uma diferença significativa entre a *energia absorvida* (E_{abs}) nos ensaios de calorimetria e os valores de E_b . Esta diferença é proveniente dos erros intrínsecos de medição de cada um dos diferentes métodos de calorimetria utilizados ao longo dos anos. Erros estes relacionados às perdas de energia para o meio durante e/ou depois da execução da soldagem.

Liskevych [7], em 2014, desenvolveu uma metodologia numérico/experimental para a obtenção de H_b . Para a obtenção de E_r , ou H_r , a autora sugere a implementação de modelos que considerem a radiação e a convecção para o cálculo da energia perdida pelas superfícies. Todavia, a implementação destes modelos não é trivial e sujeita a muitos erros, conforme será apresentado na seção 2.1.9.1.

Figura 2.13 – Diagrama apresentando os termos do balanço de energia (E_a , E_b e E_r) na soldagem.

2.1.7 Eficiência de transferência de energia via calor na soldagem a arco

Segundo a American Welding Society [6], se o objetivo for determinar de maneira precisa os efeitos do arco elétrico no material soldado se torna necessário conhecer o valor de H_b , podendo ser obtido através da eq.(1):

$$H_b = \eta_a \times H_a = \eta_a \times \frac{P_a}{v_s} \quad (1)$$

Sendo: P_a a potência do arco elétrico em W ; v_s a velocidade de soldagem em mm/s . e η_a a eficiência de transferência de energia via calor do arco elétrico para o material. A eficiência η_a é um número adimensional, que varia entre 0 e 1, podendo ser calculado através da seguinte relação:

$$\eta_a = \frac{H_b}{H_a} \quad (2)$$

ou em valores percentuais,

$$\eta_a = \frac{H_b}{H_a} \times 100 \quad (3)$$

O objetivo de muitos estudos foi então obter o valor de η_a , tanto experimentalmente via ensaios de calorimetria [30–33], quanto numericamente através de simulações computacionais [19,34,35]. A eficiência η_a por vezes já foi chamada de *eficiência da soldagem*, *eficiência térmica do arco*⁵ e *eficiência do processo* [3]. É importante notar que, no fator η_a somente são contempladas as perdas de energia do arco elétrico, não sendo contempladas as perdas de energia através das superfícies livres do material. Portanto, faz-se necessário conceituar um novo fator η_r , definido neste estudo como *eficiência térmica líquida da soldagem*. No fator η_r são contempladas também as perdas de energia através das superfícies. Uma vez que o valor de η_r é obtido, pode-se calcular H_r através da eq.(4):

⁵ O termo *eficiência térmica do arco* (η) será utilizado ao longo do texto quando for necessário se referir a um valor de eficiência de forma generalizada. Ou seja, será utilizado o símbolo η ao ser apontado um valor obtido por algum autor que não especificar exatamente à que termo do balanço de energia o mesmo se referia. Já o termo η_b será utilizado quando for necessário se referir, especificamente, à razão de H_b por H_a .

$$H_r = \eta_r \times H_a = \eta_r \times \frac{P_a}{v_s} \quad (4)$$

Vale atentar que, seguindo o raciocínio de Liskevych *et al.* [23], nos ensaios de calorimetria são obtidos os valores da energia absorvida por comprimento de solda H_{abs} , segundo a eq.(5):

$$H_{abs} = \eta_{abs} \times H_a = \eta_{abs} \times \frac{P_a}{v_s} \quad (5)$$

onde η_{abs} é a eficiência calculada através dos ensaios de calorimetria.

Conforme descrito na literatura [19,36,37], existe ainda a *eficiência de fusão* (η_f), obtida através de:

$$\eta_f = \frac{E_f}{E_a} = \frac{H_f}{H_a} \quad (6)$$

sendo H_f a energia gasta para a formação da poça de fusão, em J/mm , calculado, segundo Reis [37], através de:

$$H_f = \rho A_{f,c} c_p (T_f - T_0) + \rho A_f L_f \quad (7)$$

sendo ρ a massa específica da liga metálica do metal de base (g/mm^3), $A_{f,c}$ é a área fundida do cordão⁶, c_p o calor específico à pressão constante do metal de base ($J/g \cdot ^\circ C$); T_f a temperatura de fusão ($^\circ C$); T_0 e temperatura inicial da chapa ou de pré-aquecimento ($^\circ C$) e L_f a entalpia de fusão (J/g)⁷. Em 2013, Hanaee *et al.* [38] modelaram a eficiência na soldagem a partir da *Segunda Lei da Termodinâmica*, através do balanço de *exergia*, conforme descrito na eq.(8):

$$\eta_{II} = \frac{\text{exergia da geração da poça de fusão}}{\text{exergia total}} \quad (8)$$

⁶ Área da seção transversal do cordão referente ao volume de metal de base fundido na soldagem, *i.e.*, na visualização de uma macrografia da seção transversal do cordão de solda, é a área do cordão que fica abaixo na linha referente à superfície do material.

⁷ Chamado por vezes de *calor latente de fusão*.

Após algumas manipulações e assumindo a *exergia total* sendo igual à potência do arco P_a , Hanaee *et al.* [38] obtiveram a eq.(9):

$$\eta_{II} = \frac{v_s m_f (c_{p,mb} (T_f - T_0) + L_f)}{P_a \times l_c} - \frac{v_s m_f (T_0 (c_{p,mb} \ln(T_f/T_0) + L_f/T_f))}{P_a \times l_c} \quad (9)$$

onde m_f é a massa da poça de fusão e l_c é o comprimento do cordão.

2.1.8 Métodos computacionais de simulação do fluxo de calor na soldagem

Acerca da simulação da transferência de calor na soldagem, Araújo [39] comenta que:

“O processo de soldagem é um sistema físico de elevada complexidade, isto porque envolvem transformações microestruturais e uma ou mais fontes móveis. Sendo assim, é relativamente onerosa uma modelagem do sistema completo. Desta forma, muitos trabalhos vêm sendo realizados nesta área, alguns com simplificações e outros com uma complexidade maior”.

A **Figura 2.14** apresenta os diversos métodos aplicados nas simulações de transferência de calor na soldagem. Cada método possui uma vantagem e uma desvantagem, os modelos analíticos possuem um tempo computacional menor, entretanto, são limitados a geometrias mais simples em comparação com os métodos numéricos [18]. Neste estudo, foram escolhidos os métodos analíticos para a simulação da distribuição de temperaturas, da taxa de resfriamento, do tempo de resfriamento e da temperatura de pico em juntas soldadas. Por este motivo dar-se-á um foco maior na revisão de literaturas dos modelos analíticos de simulação.

Figura 2.14 – Métodos de simulação de transferência de calor utilizados na soldagem [39]

2.1.9 Modelos analíticos de Rosenthal

Rosenthal [17], em 1941, desenvolve os modelos para a obtenção da distribuição de temperaturas para *chapa grossa*, *finas* e *intermediária* a partir da *Lei de Fourier*, sendo a equação diferencial parcial do fluxo de calor dada por:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = 2\lambda \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10)$$

onde T é a temperatura, t o tempo, λ a condutividade térmica, x , y , z as coordenadas cartesianas e o eixo x paralelo à direção de soldagem. Assumindo que o *regime quase estacionário* foi alcançado, pode-se substituir x por uma nova coordenada x' , tal que:

$$x' = x - v_s t \quad (11)$$

Aplicando-se (11) em (10), tem-se:

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -2\lambda v_s \frac{\partial T}{\partial x'} + 2\lambda \frac{\partial T}{\partial t} \quad (12)$$

A partir da condição de *regime quase estacionário*, as temperaturas não variam com o tempo, no novo sistema de coordenadas, em relação à fonte de calor, logo, a derivada em relação ao tempo desaparece e a eq.(12) se torna

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x'^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = -2\lambda v_s \frac{\partial T}{\partial x'} \quad (13)$$

A eq.(13) é a equação diferencial do fluxo de calor na soldagem no *regime quase estacionário*. Para a solução da eq.(13), Rosenthal [17] precisou adotar várias hipóteses simplificadoras, tais como:

- I. Regime *quase estacionário* de distribuição de temperaturas;
- II. Propriedades térmicas constantes;
- III. Fonte puntiforme (*chapa grossa*), fonte linear (*chapa fina*) e fonte puntiforme com somatório de fontes imaginárias (*chapa intermediária*);

- IV. Não há fontes ou sumidouros de energia no interior do material, não são levadas em conta as reações exotérmicas e endotérmicas nas transformações de fases;
- V. Entalpia de fusão e de solidificação omitido dos cálculos;
- VI. Não há transferência de energia via calor através das superfícies;

2.1.9.1 Discussão acerca das hipóteses simplificadores de Rosenthal

Em relação à *Hipótese I*, vale atentar que erros podem ser gerados em experimentos de soldagem, caso *regime quase estacionário* não seja alcançado. Por exemplo, se este regime não for alcançado, ao observar a ZAC e a ZF no plano transversal ao cordão de solda, possivelmente estas zonas terão extensões distintas ao longo do cordão. Estas diferenças na ZAC e ZF ao longo do cordão refletem as diferenças ocorridas no próprio fluxo de calor e, conseqüentemente, nas taxas de resfriamento, nas transformações de fase. Então, se fossem realizados, por exemplo, ensaios de impacto *Charpy V*, e retirados corpos de prova, em uma dada distância, em diferentes regiões ao longo do comprimento cordão, resultados diferentes de tenacidade ao entalhe poderiam ser encontrados.

Em relação à *Hipótese II*, na soldagem a arco, as temperaturas costumam variar desde a temperatura ambiente até a temperatura de fusão da liga metálica, por este motivo as propriedades térmicas podem variar bastante, principalmente no caso de aços, conforme mostra a **Figura 2.15**. Todavia, obter as curvas das propriedades térmicas em função da temperatura para uma liga específica nem sempre é simples, e nem sempre está disponível na literatura. Uma vez que as curvas das propriedades sejam conhecidas, Rosenthal [17] sugere que sejam corrigidos os valores das propriedades a cada temperatura simulada, até que se obtenha um ajuste satisfatório da solução da equação de transferência de calor.

Em relação à *Hipótese III*, Rosenthal comenta que aproximar a fonte de calor a uma fonte puntiforme (ou linear) é uma boa aproximação para a soldagem a arco elétrico, já que neste caso a fonte de calor é bastante concentrada. Entretanto, Rosenthal [17] alerta que esta aproximação seria bastante grosseira para uma fonte de calor menos concentrada como, por exemplo, na soldagem a gás.

Figura 2.15 – Variação das propriedades térmicas com a temperatura - aço carbono 1020 [40].

Na soldagem a arco há casos em que utilizar uma fonte de calor puntiforme para representar o arco elétrico nem sempre se apresenta como uma boa aproximação. Esta simplificação falha principalmente quando se tem um cordão mais largo que profundo, ou quando se tem um cordão em forma de cálice (ou *finger*), onde a penetração é bem acentuada. Como será visto na seção 2.1.10, Myhr e Grong [41,42] desenvolveram o modelo de *Fontes Puntiformes Distribuídas* (FPD), a partir do modelo de Rosenthal, com o intuito de representar melhor a fonte de calor na soldagem a arco elétrico. Com o modelo de FPD torna-se possível representar melhor o formato do cordão (isoterma da temperatura de fusão) e, por conseguinte, representar melhor a distribuição de temperaturas na ZAC.

Em relação à *Hipótese IV*, na soldagem as transformações de fase são dependentes das elevadas taxas de aquecimento e, principalmente, das taxas de resfriamento. Analisando-se a etapa de resfriamento, uma quantidade de energia poderá ser liberada pelas transformações de fase na ZAC dependendo das taxas de resfriamento e dos tempos de resfriamento. Poder-se-ia imaginar que a energia liberada na transformação não teria efeito significativo nos ciclos térmicos de soldagem. No entanto, conforme observado na literatura [43,44], é possível visualizar o efeito em ciclos térmicos experimentais da liberação de energia causada por uma transformação de fase, conforme mostra a **Figura 2.16**. Fica evidente que, a utilização da *Hipótese IV*, pode ser fonte de erros quando se comparam ciclos térmicos reais aos simulados teoricamente. Estes erros aumentam à medida que uma maior quantidade de energia for liberada na reação de transformação de fase.

Figura 2.16 – Transformação de fase no ciclo térmico de soldagem simulado fisicamente [43].

Nas ligas metálicas a fusão inicia na *temperatura solidus* (T_s) e se completa na *temperatura liquidus* (T_L). Durante a fusão, o calor específico volumétrico ($\rho \times c$) sofre uma inflexão, devido à entalpia de fusão (calor latente de fusão) [45], conforme pode ser observado na **Figura 2.17**. Consequentemente, a adoção da *Hipótese V* pode induzir imprecisões no formato da ZF simulada em relação à ZF experimental.

Figura 2.17 – Entalpia de fusão (calor latente de fusão) na formulação do calor específico volumétrico (a) e da entalpia (b) [45].

De acordo com Rosenthal [17], a *Hipótese VI* é validada por observações experimentais e justificada pelo fato de que a condutividade térmica dos metais é, de maneira geral, bem elevada. Tais valores de condutividade térmica tornam o mecanismo de condução de energia via calor no interior do material muito mais significativo que a convecção e radiação através das superfícies. No entanto, Rosenthal [17] alerta que nos aços de baixa condutividade (tipicamente aços inoxidáveis), a validade da *Hipótese VI* deve ser reavaliada.

Araújo [39] apresenta os ciclos térmicos simulados na **Figura 2.18a**, obtidos através do Método dos Elementos Finitos (MEF), para avaliar a influência do mecanismo de radiação nos ciclos térmicos de soldagem. O autor conclui que a radiação influencia nos ciclos térmicos e que este mecanismo é mais significativo em temperaturas maiores, devido à equação que representa o mecanismo de transferência de calor por radiação apresentar a temperatura elevada à quarta potência. Araújo [39] estuda a influência dos coeficientes de convecção e de emissividade na energia perdida pelas superfícies, para várias temperaturas, conforme mostrado na **Figura 2.18b**. Pode-se observar que, a partir de $800\text{ }^{\circ}\text{C}$, a radiação passa a ser predominante (com exceção da curva para $h = 50\text{ W/m}^2\text{K}$). Concluiu-se que os mecanismos de convecção e de radiação podem influenciar no fluxo de energia no material, e terão mais influência quanto maiores forem os valores dos seus coeficientes de emissividade e de convecção. Vale atentar que, a determinação destes coeficientes não é trivial, e que se torna uma outra possível fonte de incertezas na simulação computacional.

Figura 2.18 – a) Ciclos térmicos simulados via Elementos Finitos com radiação e sem radiação como condição de contorno. **b)** Comparação entre a energia perdida via convecção e via radiação simulada numericamente para diferentes valores do coeficiente de convecção e emissividade [39].

2.1.9.2 Modelo de Chapa Grossa

O modelo matemático para solução de transferência de calor em uma *chapa grossa* (espessura infinita) utiliza uma fonte puntiforme e foi desenvolvido pela primeira vez por Rosenthal (1941), que realizou experimentos para a validação do

modelo proposto. Admitindo que o fluxo de energia via calor no material ocorre nas três direções, conforme **Figura 2.19**, em *regime quase estacionário*, na temperatura T e a uma distância r da fonte de calor, pode ser obtida através de:

$$T(x, y, z) = \frac{P_b}{2\pi \lambda} \exp\left(\frac{v_s x'}{2 \alpha}\right) \times \left[\frac{1}{r} \exp\left(\frac{v_s r}{2 \alpha}\right)\right] + T_0 \quad (14)$$

Rearranjando-se os termos da eq.(14), chega-se a eq.(15),

$$T(x, y, z) = \frac{P_b}{2\pi \lambda r} \exp\left[-\frac{v_s}{2\alpha}(r + x')\right] + T_0 \quad (15)$$

onde α é a difusividade térmica em mm^2/s , calculada segundo a eq.(16):

$$\alpha = \frac{\lambda}{\rho \times c} \quad (16)$$

sendo $\rho \times c$ é o calor específico volumétrico do metal de base. O vetor r liga um ponto M qualquer à fonte de calor localizada na origem do sistema, calculado através de

$$r = \sqrt{(x')^2 + y^2 + z^2} \quad (17)$$

A potência P_b é a potência do arco P_a livre das perdas de energia do arco elétrico para o meio, calculada através da seguinte relação:

$$P_b = \eta_a \times P_a \quad (18)$$

No entanto, sugere-se neste estudo, quando possível, que seja utilizada a potência P_r . A potência P_r é obtida a partir da potência P_a descontando as perdas de energia do arco e perdas de energia através das superfícies do material, podendo ser calculada de maneira análoga à H_r :

$$P_r = \eta_r \times P_a \quad (19)$$

Figura 2.19 – Representação gráfica tridimensional da solução de chapa grossa [4,39].

Para obter uma isoterma de uma temperatura qualquer, é preciso transformar a eq.(14) em uma equação transcendental, eq.(20), sendo necessário implementar métodos numéricos de obtenção de raízes, tais como *Newton-Raphson* e *Bisseção*. Escolhendo valores de x , z e T , encontra-se o valor de y correspondente, quando o valor da função δ se aproximar de zero. Variando-se o eixo em x , e obtendo-se os valores y correspondentes, é possível obter vários pontos e interpolar o perfil da isoterma (**Figura 2.20**). As isotermas simuladas para várias temperaturas podem ser visualizadas na **Figura 2.21**.

$$\delta(x, y, z) = T(x, y, z) - \frac{P_b}{2\pi\lambda} \exp\left(\frac{v_s x'}{2\alpha}\right) \times \left[\frac{1}{r} \exp\left(\frac{v_s r}{2\alpha}\right)\right] - T_0 \quad (20)$$

Figura 2.20 – Isotermas interpoladas a partir das soluções do modelo de *chapa grossa* de Rosenthal para $I = 300 \text{ A}$, $U = 28 \text{ V}$, $v_s = 4 \text{ mm/s}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,8$, $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3\text{C}$ e $\lambda = 0,025 \text{ W/mm}^\circ\text{C}$.

Figura 2.21 – Isotermas obtidas a partir do modelo de chapa grossa de Rosenthal para $I = 300 \text{ A}$, $U = 28 \text{ V}$, $v_s = 4 \text{ mm/s}$, $T_f = 1520^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,8$, $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3^\circ\text{C}$ e $\lambda = 0,025 \text{ W/mm}^\circ\text{C}$.

2.1.9.3 Modelo de *Chapa Fina*

O modelo matemático para a solução da transferência de calor em uma *chapa fina* (espessura finita) utiliza uma fonte de calor linear que possui comprimento igual ao da espessura d da chapa, também foi desenvolvido por Rosenthal [17]. Este modelo utiliza funções de *Bessel* de segundo tipo e ordem zero para a obtenção da solução.

$$T(x, y, z) = \frac{P_b}{2\pi \lambda d} \exp\left[-\frac{v_s x'}{2\alpha}\right] K_0\left[\frac{v_s r}{2\alpha}\right] + T_0 \quad (21)$$

onde

$$r = \sqrt{(x')^2 + y^2} \quad (22)$$

A *chapa fina* caracteriza-se também por não possuir gradiente de temperatura ao longo de sua espessura, e seu fluxo de energia via calor é bidimensional no plano x - y . A **Figura 2.22** exibe um esboço da isoterma de uma *chapa fina*.

Figura 2.22 – Representação gráfica tridimensional da solução de *chapa fina* de Rosenthal (adaptado de [42]).

Realizando a mesma sequência de passos descrita para a obtenção das isotermas para uma *chapa grossa*, obtiveram-se as isotermas a partir do modelo de *chapa fina* de Rosenthal (eq.(21)), conforme se pode ver na **Figura 2.23**. Obtendo os pontos de uma isoterma em diversos planos x - y ao longo do eixo z (da espessura), pode-se obter as isosuperfícies de temperatura na **Figura 2.24**. Pode-se observar que as isosuperfícies são perpendiculares aos planos x - y , característica do modelo de *chapa fina*.

Figura 2.23 – Isotermas de 650 e 275°C simuladas a partir do modelo de *chapa fina* de Rosenthal para uma liga de alumínio, $I = 110 \text{ A}$, $U = 15 \text{ V}$, $v_s = 4 \text{ mm/s}$, $T_f = 650^\circ\text{C}$, $T_0 = 20^\circ\text{C}$, $\eta = 0,6$, $\rho c = 0,0027 \text{ J/mm}^3\text{C}$, $\lambda = 0,149 \text{ W/mm}^\circ\text{C}$ e $d = 2 \text{ mm}$.

Figura 2.24 – Representação gráfica das isosuperfícies de 650°C e 275°C obtidas a partir do modelo de *chapa fina* de Rosenthal para $I = 110\text{ A}$, $U = 15\text{ V}$, $v_s = 4\text{ mm/s}$, $T_f = 650^{\circ}\text{C}$, $T_0 = 20^{\circ}\text{C}$, $\eta = 0,6$, $\rho c = 0,0027\text{ J/mm}^3\text{C}$, $\lambda = 0,149\text{ W/mm}^{\circ}\text{C}$ e $d = 2\text{ mm}$.

2.1.9.4 Modelo de Chapa Intermediária

O modelo para a solução da transferência de calor em uma *chapa intermediária*, desenvolvido por Rosenthal [17], foi adimensionalizado posteriormente por Christensen *et al.* [46]. Neste modelo é utilizada uma série de fontes imaginárias para a convergência da solução, cuja precisão depende da quantidade de termos (ou fontes) utilizados, conforme apresentado na **Figura 2.25**.

Segundo Grong [42], este modelo é capaz de calcular gradientes de temperatura que simulam comportamentos que vão desde *chapas finas* até *chapas grossas*. Portanto, é considerado um modelo de maior robustez.

Figura 2.25 – Disposição das fontes real e imaginárias sobre uma chapa intermediária [47].

As Eqs. (23) e (24) são a solução de Rosenthal para o modelo de *chapa intermediária*, e fornecem informações sobre a distribuição de temperatura em um *regime quase estacionário*, em todas as direções [17].

$$T - T_0 = \frac{P_b}{2\pi\lambda} \exp\left(-\frac{v_s x'}{2\alpha}\right) \left[\sum_{i=-\infty}^{i=+\infty} \frac{1}{r_i} \exp\left(-\frac{v_s}{2\alpha} r_i\right) \right] \quad (23)$$

onde:

$$r_i = \sqrt{x^2 + y^2 + (z - 2id)^2} \quad (24)$$

Sendo r_i é o vetor distância que tem como origem a fonte de calor em *mm*. É importante notar que se $i = 0$, a eq.(23) se torna igual a eq.(14) do modelo de *chapa grossa*.

A **Figura 2.26** exibe os resultados de uma simulação com o modelo de chapa intermediária, apresentando as isotermas em todas as vistas [2]. Neste caso simulado, o fluxo de calor existe nas três direções, próximo da poça de fusão e, à medida que se distancia da poça de fusão, tende a se tornar bidimensional, não sendo mais significativo na direção da espessura. Este resultado indica que, o modelo de *chapa intermediária* consegue reproduzir os comportamentos de *chapa grossa* e *chapa fina*, constatando a afirmação de Grong [42].

Figura 2.26 – Isotermas em uma chapa intermediária [2].

2.1.10 Modelo analítico de Fontes Puntiformes Distribuídas

O modelo de analítico de *Fontes Puntiformes Distribuídas* (FPD) proposto por Myhr e Grong [41,42], é uma expansão do modelo de fonte puntiforme de Rosenthal [17], considerando uma distribuição arbitrária de fontes puntiformes. Esta distribuição de fontes resulta em uma melhor representação do arco elétrico como fonte de calor, possibilitando reproduzir melhor o formato do cordão (zona fundida). A distribuição de temperaturas, no regime *quase estacionário*, pode ser obtida através de uma série de fontes reais e imaginárias (ou fictícias), conforme descrito através da eq.(25):

$$T(x, y, z) = \frac{P_b^i}{4\pi\lambda} \exp\left(-\frac{v_s x}{2\alpha}\right) \sum_{\beta=1}^m \left[\sum_{\varepsilon=-n}^n \left[\sum_{j=-\infty}^{+\infty} \left(\frac{1}{r_j} \exp\left(-\frac{v_s}{2\alpha} r_j\right) \right) + \sum_{k=-\infty}^{+\infty} \left(\frac{1}{r_k} \exp\left(-\frac{v_s}{2\alpha} r_k\right) \right) \right] \right] + T_0 \quad (25)$$

onde r_j e r_k são os vetores relacionam um ponto qualquer com a posição de cada fonte puntiforme, n é o número total de fontes em uma linha e m é o número total de linhas de fontes, conforme mostrado na **Figura 2.27**. As distâncias r_j e r_k e a potência P_b^i são calculados a partir das equações:

$$r_j = \sqrt{x^2 + (y + \varepsilon \times \Delta_y)^2 + (z - 2jd - \Delta_{z,\beta})^2} \quad (26)$$

$$r_k = \sqrt{x^2 + (y + \varepsilon \times \Delta_y)^2 + (z - 2kd + \Delta_{z,\beta})^2} \quad (27)$$

$$P_b = \sum_i P^i \quad (28)$$

onde j e k são as fontes imaginárias⁸ necessárias para a convergência da solução, Δ_y é a distância horizontal entre as fontes e Δ_z é o deslocamento da linha de fontes em relação a superfície superior da chapa ($z = 0$).

⁸ Sendo comumente dispostas simetricamente distribuídas em relação à fonte real.

Figura 2.27 – Posicionamento arbitrário do modelo de *Fontes Distribuídas* para o ajuste da isoterma de fusão ao formato do cordão.

Figura 2.28 – Aplicação do modelo de *Fontes Puntiformes Distribuídas* para a obtenção das isotermas em uma soldagem multipasses; TF: temperatura de fusão; P1: primeiro passe; P2: segundo passe.

A **Figura 2.28** apresenta um exemplo de aplicação do modelo de Fontes distribuídas para reproduzir os contornos das isotermas no plano y - z (ZAC). Pode-se observar que, com este modelo, passa a ser possível deslocar as fontes para o interior do material e reproduzir a ZF de passes de diferentes formas. Torna-se possível também a previsão das zonas reafetadas pelos passes subsequentes.

2.1.11 Cálculo da taxa de resfriamento na soldagem

Rosenthal [17] e Adams [5] derivaram equações para o cálculo da taxa de resfriamento, que ocorre na linha central do cordão de solda, logo após a poça de fusão, para os casos onde o fluxo de calor na chapa é bidimensional ou tridimensional. Entretanto, é necessário conhecer o comportamento do fluxo de calor na chapa para escolher corretamente qual equação utilizar para o cálculo da taxa de resfriamento.

2.1.11.1 Taxa de resfriamento para *chapas grossas*

Na soldagem com arco elétrico, a taxa de resfriamento ($^{\circ}\text{C/s}$) para uma *chapa grossa*, na linha central do cordão de solda, foi derivada do modelo para uma chapa de espessura infinita por Rosenthal [17], podendo ser calculada através de

$$C^{3D} = -\frac{2\pi\lambda(T_{crit} - T_0)^2}{H_b} \quad (29)$$

onde T_{crit} é a temperatura de interesse ou crítica ($^{\circ}\text{C}$), T_0 é a temperatura inicial ou de pré-aquecimento da chapa ($^{\circ}\text{C}$), e H_b a energia bruta comprimento de solda em J/mm^9 .

2.1.11.2 Taxa de resfriamento para *chapa fina*

Na soldagem com arco elétrico, a taxa de resfriamento para uma *chapa fina* na linha central do cordão de solda foi derivada por Adams [5] a partir do modelo de chapa de espessura finita de Rosenthal [17], podendo ser expressa por

$$C^{2D} = -2\pi\lambda\rho c \left(\frac{d}{H_b}\right)^2 (T_{crit} - T_0)^3 \quad (30)$$

onde d é a espessura da chapa em mm .

⁹ Sugere-se neste estudo utilizar o H_r no lugar de H_b tanto na equação de *chapa grossa* quanto na equação de *chapa fina*.

2.1.11.3 Taxa de resfriamento para *chapa intermediária*

A **Figura 2.29** apresenta os resultados obtidos por Adams Jr. [5]¹⁰, pode-se observar as diferenças nos valores de taxa de resfriamento, na linha central do cordão de solda, obtidos com as eqs.(29) e (30) para *chapa grossa* e *chapa fina*. Entretanto, conforme ilustra Machado [48], a intersecção entre as curvas não indica uma alteração no regime de fluxo de energia, devendo existir uma outra função (incógnita), correspondente à *região de transição*, que representa a taxa de resfriamento para *chapas intermediárias*.

Segundo recomendação da American Welding Society [6], a taxa de resfriamento de qualquer processo de soldagem que consista de um único passe com penetração total pode ser calculada através da eq.(30) para *chapa fina*. Todavia, nem sempre é fácil identificar se a chapa é *grossa* ou *fina* através do número de passes, pelo fato de haver penetração total ou não, ou pela própria espessura da chapa. Por este motivo, foi proposto por Adams Jr. [5] utilizar um parâmetro adimensional τ , conhecido como *espessura relativa*, obtido através de¹¹:

$$\tau = d \sqrt{\frac{\rho c (T_{crit} - T_0)}{H_b}} \quad (31)$$

De acordo com o procedimento descrito pela *American Welding Society* [6], a eq.(29) de *chapa grossa* deve ser empregada nos cálculos da taxa de resfriamento quando o valor de τ for maior do que 0,9, enquanto que a eq.(30) de *chapa fina* se aplica quando τ for inferior a 0,6. Já para valores de τ entre 0,6 e 0,9, o regime seria o de *chapa intermediária*, transição entre *chapa fina* e *chapa grossa*. Para este regime de transição, a *American Welding Society* [6] propõe o seguinte procedimento: estando o valor de τ entre 0,6 e 0,75¹², deve-se utilizar o modelo de *chapa fina* e para valores entre 0,75 e 0,9, deve-se utilizar o modelo de *chapa grossa*. Segundo a

¹⁰ O presente autor não gostaria de macular os resultados originais obtidos por Adams Jr., portanto, como forma de respeito, as informações expostas no gráfico não foram traduzidas para o português.

¹¹ Ao invés de se utilizar H_b , sugere-se neste estudo utilizar H_r , calculado através de $\eta_r H_a$, similar à sugestão realizada para o cálculo dos valores de taxa de resfriamento.

¹² Ponto médio do intervalo.

American Welding Society [6], o erro obtido ao utilizar este procedimento, para os cálculos de taxa de resfriamento, não excederia 15%¹³.

Signes [49] reapresenta os resultados obtidos por Jhaveri *et al.* [50] no gráfico da taxa de resfriamento adimensional κ em função de τ^2 . O valor de τ indicado por Signes [49] na **Figura 2.30** para a transição da *chapa fina* para *intermediária* é de aproximadamente 0,55 e para a transição da *chapa intermediária* para *grossa* é de aproximadamente 1,10, sendo estes valores obtidos através do cálculo das raízes quadradas dos valores constantes na abscissa do gráfico da **Figura 2.30**. Enquanto que os valores de τ indicados para as mesmas transições pela *American Welding Society* [6] são, respectivamente, iguais a 0,6 e 0,9.

Figura 2.29 – Figura original da taxa de resfriamento na linha central do cordão (a 1000 °F) em função da espessura da chapa, com os outros parâmetros mantidos constantes, apresentando a transição de chapa fina (fluxo 2D) para chapa grossa (fluxo 3D) [5].

¹³ Não é informado no texto os detalhes do cálculo deste erro, nem se este erro seria em relação à valores teóricos ou experimentais.

Figura 2.30 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ^2 [49].

2.1.12 Aplicabilidade de metodologia clássica para o cálculo da taxa de resfriamento em chapas finas, grossas e intermediárias

Conforme descrito na seção 2.1.11.3, uma das metodologias mais utilizadas para o cálculo da taxa de resfriamento na soldagem é a apresentada no livro *Welding Handbook* da AWS [6], por sua simplicidade e facilidade de implementação. Segundo a AWS [6], ao se obter o valor de taxa de resfriamento através das equações de *chapa fina* e de *chapa grossa*, no intervalo de $0,6 \leq \tau \leq 0,9$, obter-se-iam erros abaixo dos 15%, tendo-se como referência os valores através do modelo de *chapa intermediária*¹⁴. Dando continuidade ao estudo anterior de Cruz Neto *et al.* [51], nesta seção será investigada a aplicabilidade da metodologia clássica para o cálculo da taxa de resfriamento proposta pela AWS [6]. Com este propósito serão comparados os valores obtidos com os modelos de *chapa fina*, *chapa intermediária* e *chapa grossa*.

Utilizando-se as Eqs. (29) e (30), respectivamente, para *chapa grossa* e para *chapa fina*, obtêm-se os valores de taxa de resfriamento ao se inserir os dados referentes às propriedades termofísicas do metal de base e os valores referentes à H_b , ou H_r . Por serem de fácil utilização, estas equações são amplamente utilizadas na indústria. Para obter o valor de taxa de resfriamento através do modelo de *chapa intermediária* de Rosenthal, é necessário, primeiramente, obter o qual número mínimo de fontes imaginárias para a convergência da série da eq.(23). O número de fontes

¹⁴ Supôs-se que a referência adotada pela AWS foi o próprio modelo de *chapa intermediária*. Todavia, no texto do *Welding Handbook* não fica claro a referência adotada para o cálculo do erro relativo.

varia de acordo com a precisão requerida da solução e características do próprio fluxo de energia via calor no metal. Por exemplo, para valor de $\tau = 0,1$, foram necessários quase cem termos para a convergência da série¹⁵, para um erro requerido de 10^{-6} .

A **Figura 2.31** apresenta os ciclos térmicos obtidos na linha central do cordão (LCC) logo após a poça de fusão¹⁶, utilizando o modelo de chapa intermediária, para diferentes valores de espessura relativa τ . Os ciclos térmicos foram obtidos na LCC devido as equações para o cálculo de taxa de resfriamento, eqs.(29) e (30), terem sido deduzidas também na LCC. Para obter a taxa de resfriamento obtém-se a derivada no ponto referente à temperatura crítica. Vale atentar que, antes do cálculo do ciclo térmico, necessita-se obter a localização do final da poça de fusão, com o intuito de evitar cair na descontinuidade da solução. Visto que, a solução de *Rosenthal* é descontínua para temperaturas acima da temperatura de fusão, *i.e.*, a solução só é aplicada fora da região da *poça de fusão*¹⁷.

Figura 2.31 – Ciclos térmicos simulados na linha central do cordão - $H_r = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_{crit} = 650 \text{ °C}$; $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $\alpha = 5 \text{ mm}^2/\text{s}$; $T_f = 1520 \text{ °C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$.

¹⁵ Para simulações de soldagens com o valor de $\tau > 0,5$ costumam ser necessários em torno de 15 à 20 termos para a convergência da solução.

¹⁶ Estes ciclos térmicos não apresentam a forma característica com um “cume” pois são obtidos a partir do ponto de descontinuidade da solução, *i.e.*, são obtidos na etapa de resfriamento logo após a isoterma de fusão.

¹⁷ Importante atentar que a “poça de fusão” não existe no modelo de Rosenthal, o equivalente no modelo seria a isosuperfície da temperatura de fusão.

Uma vez que os ciclos térmicos foram calculados, tornou-se possível obter os valores de taxa de resfriamento para um dado valor de temperatura crítica T_{crit} . Foram obtidos os ciclos térmicos e as taxas de resfriamento para diferentes valores de espessuras do material e, conseqüentemente, para diferentes valores de espessura relativa, visto que o valor de H_r foi mantido constante para todas as simulações. A **Figura 2.32a** apresenta a taxa de resfriamento C em função da espessura, nota-se que o valor de C tende a um valor constante a partir de, aproximadamente, 25 mm de espessura do material. Dividindo-se todos os valores de taxa de resfriamento por seus valores máximos, obtiveram-se os valores de taxa de resfriamento adimensional κ em função da espessura relativa τ (**Figura 2.32b**). Vale ressaltar que, o regime de *chapa grossa* é alcançado quando o valor de κ atinge um valor próximo de 1.

Figura 2.32 – a) Taxa de resfriamento C ($^{\circ}\text{C/s}$) versus espessura da chapa d (mm); b) Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ - $H_r = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_c = 650 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot ^{\circ}\text{C}$; $\alpha = 5 \text{ mm}^2/\text{s}$; $T_f = 1520 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $T_0 = 20 \text{ }^{\circ}\text{C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$.

Interpolando¹⁸ os dados de C e de κ apresentados na **Figura 2.32**, encontram-se, respectivamente, a curva de variação de C em função da espessura d e a curva de variação de κ em função da espessura relativa τ . De posse destas curvas, torna-se possível realizar a comparação com os valores obtidos através dos modelos de *chapa fina* e *chapa grossa* para diferentes valores de espessura d e espessura relativa τ , conforme descrito na próxima subseção.

¹⁸ As interpolações foram realizadas no software *Wolfram Mathematica*.

2.1.12.1 Comparação entre os modelos analíticos para o cálculo da taxa de resfriamento

A **Figura 2.33** apresenta dos valores de taxa de resfriamento obtidos através das equações de *chapa fina* e de *chapa grossa*, e obtidos através da metodologia descrita nesta seção para a *chapa intermediária*. Para a comparação entre os modelos de cálculo da taxa de resfriamento foram utilizados os seguintes dados: $H_r = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_{crit} = 650 \text{ °C}$; $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $\alpha = 5 \text{ mm}^2/\text{s}$; $T_f = 1520 \text{ °C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$ e $v_s = 4 \text{ mm/s}$. Pode-se observar que, existe uma convergência de resultados entre os modelos de *chapa fina* e de *chapa intermediária* para valores de espessura abaixo de 12 mm , aproximadamente. E a partir de, aproximadamente, 25 mm de espessura, os valores obtidos com o modelo de *chapa intermediária* convergem para os valores obtidos com a eq.(29) de *chapa grossa*. A convergência de resultados nos intervalos de espessura mencionados era esperada e serve de validação das simulações com o modelo de *chapa intermediária*. Vale atentar que, os valores obtidos com a eq.(29) de *chapa grossa* não variam com a espessura, devido a espessura ser considerada infinita para este modelo.

Figura 2.33 – Taxa de resfriamento C ($^{\circ}\text{C/s}$) versus espessura da chapa d (mm) - $H_r = 1,2 \text{ kJ/mm}$; $T_c = 650 \text{ °C}$; $\rho c = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot \text{°C}$; $T_0 = 20 \text{ °C}$; $v_s = 4 \text{ mm/s}$.

Também é importante notar na **Figura 2.33** que, por definição, na *chapa grossa* é onde se encontram os valores máximos de taxa de resfriamento. Entretanto, os valores obtidos com a eq.(30) de *chapa fina* ultrapassam os valores de *chapa grossa* a partir de valores de espessura de, aproximadamente, 18 mm. Estes valores obtidos com a eq.(30) de *chapa fina* a partir de 18 mm não são coerentes, e o propósito de representa-los graficamente é demonstrar os erros que seriam obtidos ao se utilizar esta equação sem nenhum critério.

Conforme descrito na seção 2.1.11, segundo a *American Welding Society* [6], a chapa pode ser considerada uma *chapa fina* quando $\tau < 0,6$ e pode ser considerada uma *chapa grossa* para $\tau > 0,9$, e no intervalo $0,6 \leq \tau \leq 0,9$ a chapa é considerada uma *chapa intermediária*. Obter o valor da taxa de resfriamento a partir do modelo de *chapa intermediária* exige mais etapas de cálculo em relação ao requerido ao se utilizar as eqs.(29) e (30) de *chapa grossa* e de *chapa fina*, respectivamente. Portanto, com o intuito de fornecer mais praticidade aos profissionais da área da soldagem, a *American Welding Society* [6] sugere utilizar a eq.(30) de chapa fina até o valor de $\tau = 0,75$, e recomenda utilizar a eq.(29) de *chapa grossa* para valores de τ acima desse valor, informando que o erro desta simplificação não ultrapassa o valor de 15%.

Para a comparação entre os valores de taxas de resfriamento obtidos com os modelos de *chapa fina* e de *chapa intermediária*, no intervalo de τ recomendado pela *American Welding Society* [6], construiu-se o gráfico de dois eixos da **Figura 2.34**. No eixo da esquerda apresentam-se os valores de taxa de resfriamento em $^{\circ}\text{C/s}$, e no eixo da direita apresenta-se o erro relativo entre os modelos em valores percentuais. Pode-se observar que o erro entre os modelos começa a se tornar significativo um pouco antes de do valor de τ de 0,6, e chega a um valor máximo próximo de 20% no valor de espessura referente ao valor de τ igual a 0,75.

Para a comparação entre os modelos de *chapa grossa* e *chapa intermediária*, construiu-se o gráfico da **Figura 2.35**, de forma análoga à construção do gráfico da **Figura 2.34**. Pode-se observar na **Figura 2.35** que, no valor de τ igual a 0,75, foi encontrado um valor de erro próximo de 40%, e no valor de τ de 0,9 o erro ainda é bastante significativo, próximo de 10%. Portanto, constatou-se que ao se adotar a metodologia descrita pela *American Welding Society* [6], erros superiores a 15% são encontrados, tendo-se como referência os valores obtidos com o modelo de *chapa intermediária*.

Figura 2.34 – Erro do modelo de *chapa fina* em relação ao modelo de *chapa intermediária* para $0,1 \leq \tau \leq 0,75$.

Figura 2.35 – Erro do modelo de *chapa grossa* em relação ao modelo de *chapa intermediária* a para $\tau \geq 0,75$.

2.1.12.2 Novos intervalos para a utilização das equações de *chapa fina* e de *chapa grossa*

Analisando as curvas de erro, pode-se notar que os valores de τ de 0,6 e 0,9 para as transições entre os regimes de fluxo de energia não se apresentam satisfatórios, visto que os valores de erro relativo nesses pontos estão próximos de 10%. Percebeu-se a necessidade de redefinir os intervalos de τ para o uso das

equações de *chapa fina* e *chapa grossa*. Adotando-se como critério erros abaixo de 1%, foram encontrados novos valores de τ para as transições entre os regimes. Para a transição da *chapa fina* para a *chapa intermediária* foi encontrado o valor de τ igual a 0,50. Já para a transição da *chapa intermediária* para a *chapa grossa* chegou-se ao valor de τ igual a 1,2, ficando mais próximos aos valores encontrados por Signes [49]. A **Figura 2.36** apresenta a taxa de resfriamento adimensional κ em função da espessura relativa τ , similar ao gráfico da **Figura 2.30** elaborado por Signes [49]. Os valores de τ sugeridos, neste estudo, para as transições entre os regimes são representados através das retas verticais tracejadas. Ou seja, abaixo do valor τ de 0,5 poder-se-ia utilizar a equação de *chapa fina* com erros inferiores a 1% em relação aos valores obtidos com o modelo de *chapa intermediária*. De forma análoga, poder-se-ia utilizar a equação de *chapa grossa* para o valor de τ maior que 1,2.

Figura 2.36 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ com as transições entre os regimes de fluxo de energia sugeridas neste estudo.

Vale ressaltar, as curvas de taxa de resfriamento foram obtidas a partir de um valor fixo de eficiência η_r . Todavia, adotou-se o valor fixo de η_r como uma primeira simplificação, sabendo-se através da revisão de literatura, descrita em detalhes na seção 2.2, que os valores de η_r podem variar com a própria espessura relativa τ . A possível influência de τ sobre os valores de η_r é uma das principais motivações dos estudos apresentados na seção 5.2, de modo a obter um modelo mais acurado para a previsão de taxa de resfriamento para diferentes valores τ .

2.2 Revisão sobre os métodos para a obtenção da eficiência do arco

Ao longo dos anos, conforme será descrito em detalhes na seção 2.2.4, uma grande dispersão foi encontrada em relação aos valores obtidos pelos diferentes autores, utilizando diferentes métodos, para determinar a eficiência térmica do arco de um processo de soldagem a arco elétrico (TIG, MIG/MAG e etc). Para contornar este problema, tabelas similares à **Tabela 2.1** [52] foram desenvolvidas, sendo amplamente utilizadas na prática da engenharia, podendo ser encontradas em normas de engenharia e procedimentos de soldagem. Segundo Liskevych [7], estas tabelas fornecem segurança ao usuário, mas nem sempre refletem os fenômenos que ocorrem durante a soldagem, consequentemente, os usuários não conseguem prever as incertezas e os riscos oriundos desta prática.

Tabela 2.1: Valores típicos de η [52].

Processo de Soldagem	η (%)
Eletrodo revestido	65 a 85
MIG/MAG	65 a 85
TIG (CC+)	50 a 80
TIG (CA)	20 a 50
Arco submerso	80 a 99
Oxi-gás	25 a 80

Embora a **Tabela 2.1** apresente valores razoáveis que são baseados na natureza dos processos de soldagem a arco, não é somente o processo de soldagem que influencia o valor da eficiência térmica do arco, conforme atestam Haelsig e Mayr [53]. Os autores realizaram um estudo da influência dos parâmetros de soldagem sobre η . Os autores apresentaram na **Figura 2.37** os resultados em um *diagrama teia de aranha* para os processos TIG e MIG/MAG. Nestes diagramas, a área em cinza escuro delimita o quanto os valores de eficiência podem variar ao se alterar os parâmetros de soldagem. A direção da seta representa a mudança requerida no valor do parâmetro de soldagem com o intuito de aumentar a eficiência. Por exemplo, uma seta apontando para dentro indica que ao se reduzir o valor do parâmetro se obtém um aumento no valor de eficiência. O contrário é verdadeiro, onde uma seta que aponte para fora indica um ganho de eficiência ao se aumentar o valor do parâmetro.

Conforme descreve a eq.(2), apresentada na seção 2.1.7, para o cálculo da eficiência térmica bruta η_a são necessários os valores da energia do arco por comprimento de solda H_a e da energia bruta por comprimento de solda H_b . Para obter H_a , necessita-se da potência do arco P_a e da velocidade de soldagem v_s , e para obter H_b existem diferentes métodos experimentais e computacionais, disponíveis na literatura [12,19,32,34,54,55]. Nos tópicos a seguir serão descritos os diferentes métodos utilizados para obter P_a e H_b e, conseqüentemente, obter η_a , ou simplesmente o valor de η^{19} .

Figura 2.37 – Influência do aumento dos parâmetros de soldagem sobre a eficiência η_a para o processo soldagem TIG (a) e MIG/MAG (b) [53].

2.2.1 Métodos de estimativa da potência do arco

O valor de P_a e, por conseguinte, o valor de η_a , pode variar de acordo com o método utilizado para o cálculo da potência [11,55–57]. Bosworth [58] observou uma variação de 30% entre os valores de P_a calculados através dos diferentes métodos. Os métodos mais utilizados estão descritos a seguir:

2.2.1.1 Potência Média Aritmética do Arco

A potência média aritmética do arco (P_a^{Med}) é o método mais comum para estimar a potência do arco, calculado segundo a eq.(32):

¹⁹ Vale atentar para a diferença conceitual, adotada neste estudo, entre η_a e η (seção 2.1.7).

$$P_a^{Med} = U^{Med} \times I^{Med} \quad (32)$$

onde U^{Med} e I^{Med} são, respectivamente, a tensão média aritmética e a corrente média aritmética, obtidos através de

$$U^{Med} = \sum_{i=1}^n \frac{U_i}{n} \quad (33)$$

$$I^{Med} = \sum_{i=1}^n \frac{I_i}{n} \quad (34)$$

sendo n o número de pontos da amostragem.

2.2.1.2 Potência Média Quadrática RMS do arco

A potência média quadrática RMS do arco (P_a^{RMS}), do termo em inglês *Root Mean Square*, utiliza o produto dos valores RMS da tensão e corrente:

$$P_a^{RMS} = U^{RMS} \times I^{RMS} \quad (35)$$

onde,

$$U^{RMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{U_i^2}{n}} \quad (36)$$

e

$$I^{RMS} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{I_i^2}{n}} \quad (37)$$

2.2.1.3 Potência Instantânea Média do Arco

A potência instantânea média do arco (P_a^{Inst}) é obtida através das médias dos valores do produto da tensão pela corrente obtidos a cada ponto da amostragem:

$$P_a^{Inst} = \frac{\sum_{i=1}^n (U_i \times I_i)}{n} \quad (38)$$

2.2.1.4 Potência Quadrática Instantânea RMS do Arco

A potência quadrática instantânea RMS do arco ($P_a^{InstRMS}$) é obtida através da média dos valores instantâneos (a cada ponto) da potência RMS:

$$P_a^{Inst} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \frac{(U_i \times I_i)^2}{n}} \quad (39)$$

2.2.1.5 Potência Integral do Arco

O cálculo de potência através da integral da curva de potência não é comumente utilizado na literatura [7,11,55,57–59], tendo sido citado por Quintino [21] como sendo o método mais acurado. Primeiramente deve-se calcular a energia do arco E_a em *joules* durante um intervalo de tempo Δt , segundo a integral:

$$E_a = \int_{t_i}^{t_f} (U_i \times I_i) dt \quad (40)$$

onde t_i e t_f são respectivamente, os tempos inicial e final do intervalo de tempo Δt . Uma vez que se tenha calculado E_a , a potência em *watts*, pode ser obtida através de

$$P_a^{Integ} = \frac{E_a}{\Delta t} \quad (41)$$

Se o número n (número de pontos da amostragem) for considerado elevado para um intervalo de tempo Δt , pode-se utilizar um método mais simples de integração sem prejuízo significativo para o resultado do cálculo de potência. Por exemplo, poderia se utilizar o *método dos trapézios* que é tanto mais preciso quanto menor for o espaço entre os pontos da amostragem.

2.2.1.6 Comparativo entre os métodos de cálculo potência do arco

Nascimento *et al.* [56,57] comparam os diferentes métodos para o cálculo da potência do arco para o processo MIG/MAG, utilizando o *Teorema da Esperança*. Os autores encontraram que a diferença entre os métodos é constante, independentemente do valor de energia do arco e do tipo de transferência metálica, significando um erro sistemático, caso seja utilizado um método que não fosse o mais exato. Nascimento *et al.* [56,57] concluíram que os melhores métodos são *potência instantânea média* e *potência instantânea RMS*, pois podem ser aplicados mesmo se as variáveis da tensão e da corrente sejam dependentes.

Outros autores [55,58,60], no entanto, apontam que o melhor ideal para o cálculo da potência do arco é o da *potência instantânea média*, podendo ser aplicado para qualquer formato de onda, pulsado ou não. Neste estudo será adotado o método da *potência instantânea média*.

No *Apêndice B* deste estudo se encontra um comparativo dos métodos para o cálculo de potência para soldagens com diferentes formatos de onda (FO).

2.2.2 Métodos computacionais para a obtenção da eficiência do arco e energia entregue ao material

Para a obtenção da energia entregue ao material E_b , diferentemente dos métodos puramente experimentais, como, por exemplo, por calorimetria, os métodos numéricos e analíticos, usualmente, utilizam alguns dados experimentais somente para calibrar o modelo. Os dados mais utilizados para calibrar modelos são: penetração do cordão de solda, tamanho da ZF ou a temperatura, medida, normalmente, por termopar, a certa distância da margem do cordão de solda [7].

2.2.2.1 Métodos Analíticos

Um dos primeiros estudos a utilizar um modelo analítico para estimar η_a e E_b foi realizado por Niles e Jackson [19], em 1975. Conforme descrito na **Figura 2.38**, os autores obtiveram os ciclos térmicos experimentais a uma distância “y” da zona de ligação, e compararam com a temperatura de pico obtida através do modelo analítico

de *chapa grossa*. Os autores ajustavam o valor da potência P_b do modelo de *chapa grossa* através do ajuste do valor de η_a . O valor de η_a era finalmente encontrado quando a temperatura calculada se tornava próxima da temperatura medida experimentalmente, a partir dos termopares. Por um lado, esta metodologia contemplaria as perdas de energia através das superfícies do material, *i.e.*, contemplaria as perdas por convecção e radiação. Por outro lado, as incertezas associadas às hipóteses simplificadoras dos modelos analíticos como, por exemplo, propriedades térmicas constantes e simplificação da fonte de calor, se propagam para os valores calculados da eficiência térmica do arco. Posteriormente, outros autores [61,62], utilizaram a mesma metodologia de Niles e Jackson [19], ao invés de utilizar ciclos térmicos experimentais, utilizaram medidas da geometria da poça de fusão.

Figura 2.38 – Ponto de medição das temperaturas para o ajuste do modelo do analítico para a obtenção da eficiência do arco [19].

2.2.2.2 Métodos numéricos (*Problemas Inversos*)

Gonçalves *et al.* [34,63], utilizaram modelagem estocástica, *i.e.*, utilizaram o *Método dos Problemas Inversos* (MPI) para estimar o valor de η_a em regime transiente. Estimativas realizadas a partir de ciclos térmicos experimentais, sendo apresentada pela primeira vez a eficiência térmica do arco estimada durante o processo de soldagem (**Figura 2.39**).

Todavia, a técnica robusta utilizada por Gonçalves *et al.* [34,63], apesar de fornecer inclusive os valores de eficiência durante o regime transiente, ainda apresenta incerteza similar à relatada na modelagem analítica. Por exemplo, incertezas oriundas da escolha das propriedades térmicas e da modelagem dos

mecanismos de transferência de energia via radiação e convecção, se propagam para os valores estimados de eficiência.

Figura 2.39 – Eficiência do arco estimada em regime transiente utilizando o Método do Problemas Inversos [34,63].

2.2.3 Métodos experimentais para a obtenção da eficiência do arco e energia entregue ao material

Conforme descrito na seção 2.2.2, o cálculo da eficiência do arco através de simulações computacionais necessita de modelos robustos normalmente sujeitos a incertezas difíceis de serem minimizadas. Estas incertezas se devem ao fato de que, modelar a soldagem a arco, implica considerar os fenômenos complexos que ocorrem, simultaneamente, no arco elétrico e no material sendo soldado. As soluções experimentais com o uso de calorimetria apresentam resultados satisfatórios [11], pois permitem calcular a energia entregue ao material sem a necessidade de modelar o conjunto de fenômenos complexos da soldagem.

O ato de medir a troca de energia que se dá em forma de calor entre corpos ou sistemas é chamado de calorimetria. Os calorímetros são os equipamentos utilizados nestas medições e a sua concepção e construção podem ser de diversas formas [64].

Alguns autores [7,20,65] classificam os calorímetros, utilizados em processos de soldagem, em relação ao princípio de funcionamento, em três grandes grupos:

1. Resfriamento da placa teste durante e após o processo de soldagem por fluxo de água, o cálculo da eficiência é realizado a partir das diferenças de temperaturas que a água alcança;
2. Imersão da placa teste em nitrogênio líquido imediatamente após a soldagem, o cálculo da eficiência é realizado a partir da quantidade de nitrogênio vaporizado (medida em perda de massa);
3. Realização da soldagem na placa de teste posicionada no fundo de um calorímetro fechado, o cálculo da eficiência é realizado a partir das temperaturas medidas na superfície da placa teste.

Segundo Stenbacka [20], existem variações dos métodos de funcionamento descritos acima. Os diferentes tipos de calorímetros utilizados na soldagem estão descritos a seguir.

2.2.3.1 Calorímetro de água

Os calorímetros que utilizam água, tanto o de fluxo de água como o de recipiente de água, por sua simplicidade de construção e manuseio foram utilizados por diversos autores [11,30,68–70,32,33,46,53,54,64,66,67] ao longo dos anos. Alguns autores [3,7,11,64], em seus trabalhos de revisão, apontam Essers e Walter [54], em 1981, como os primeiros a utilizar um calorímetro de água. Entretanto, um calorímetro de fluxo de água foi utilizado anos antes, em 1965, no trabalho clássico de Christensen *et al.* [46], apesar dos detalhes referentes à construção e manuseio deste calorímetro não terem sido descritos.

Os calorímetros de água variam um pouco na construção de autor para autor, no entanto, o princípio de funcionamento é o mesmo. O experimento consiste em colocar uma superfície do corpo de prova (CP) em contato com a água (em movimento ou não), e monitorar o aumento de temperatura da água durante e após a soldagem. Como as propriedades térmicas da água são bem conhecidas, a partir do ciclo térmico da água é possível quantificar o quanto de energia é transferida através do CP. Vale

atentar que, neste experimento, supõe-se que *toda* a energia é transferida do CP para a água, isto é, que as perdas de energia das demais superfícies para o meio são pouco significativas, não sendo esta constatação comprovada na literatura. Lu e Kou [32,33,52] apresentam o esquema de funcionamento do calorímetro de fluxo de água, mostrado na **Figura 2.40**.

A **Figura 2.41** apresenta o funcionamento do calorímetro de água de Essers e Walter [54], sendo esta representação elaborada por Sgarbi [64]. Ao invés de uma entrada e uma saída de água, se tem apenas um misturador para garantir que a água não alcance a temperatura de ebulição, condição esta que deve ser evitada na calorimetria com água.

Figura 2.40 – Medição da eficiência do arco em um processo de soldagem TIG: a) calorímetro de fluxo de água; b) aquecimento e resfriamento da água em função do tempo [32,33,52].

Vale ressaltar, uma possível limitação do calorímetro de água, não relatada na literatura, consiste no fato de que durante a execução do ensaio, o CP é submetido a um resfriamento forçado, resultante do contato da água com a superfície inferior do CP. Este resfriamento é consequência da cessão de energia do CP para a água, reproduzindo, por exemplo, uma condição de contorno similar à existente em uma *soldagem em serviço*²⁰, não reproduzindo as condições típicas de soldagem²¹. Ou

²⁰Soldagem realizada comumente para a manutenção de tubulações que transportam derivados do petróleo, sendo o processo executado sem a interrupção do fluido que escoar na tubulação.

²¹ Por *condições típicas* pode-se entender como uma soldagem realizada sem a troca de energia com um fluido de trabalho.

seja, pode-se imaginar que a troca de energia com a água pode vir a afetar o fluxo de energia no material e nas perdas de energia através das superfícies, alterando, consequentemente, o próprio valor medido da eficiência do arco²².

Figura 2.41 – Representação do calorímetro de Essers e Walter [54], elaborado por Sgarbi [64].

2.2.3.2 Calorímetro de efeito Seebeck

O calorímetro de efeito *Seebeck* funciona através do princípio da “camada gradiente” [11]. Ou seja, envolvendo o CP soldado em um material de condutividade térmica conhecida, o fluxo de energia por condução pode ser quantificado medindo-se as temperaturas em pontos diferentes ao longo da espessura. No calorímetro de efeito *Seebeck*, as medições de temperatura são realizadas por meio de sensores denominados de *thermopiles*, um conjunto de termopares ligados em séries que envolvem todo o calorímetro [39]. Giedt *et al.* [61], em 1989, utilizam pela primeira vez um calorímetro de efeito *Seebeck* para analisar os efeitos da variação dos parâmetros de soldagem na eficiência do arco em um processo de soldagem TIG. Nos ensaios realizados por Giedt *et al.* [61], a tampa do calorímetro é fechada imediatamente após o fim da soldagem, e o tempo até que o equilíbrio térmico seja alcançado é medido. O tempo encontrado ficou em torno de 6 horas. A configuração do dispositivo é apresentada na **Figura 2.42a** e o princípio de funcionamento na **Figura 2.42b**.

²² Recaindo-se neste caso no erro clássico da *metrologia dimensional*, onde o instrumento de medição afeta o próprio valor medido.

Figura 2.42 – Calorímetro de efeito Seebeck utilizado por Giedt *et al.* [61]. a) configuração do dispositivo e b) princípio de funcionamento (adaptado por Arevalo [11]).

É importante observar que existem duas fontes de incertezas nos ensaios com calorímetro de efeito *Seebeck*, as propriedades térmicas dos materiais e o tempo longo até que o equilíbrio seja alcançado no experimento. Erros nas propriedades térmicas resultam em erros no cálculo do fluxo de energia. O longo tempo do ensaio pode promover perdas de energia no sistema difíceis de serem quantificadas.

2.2.3.3 Calorímetro de Caixa Isolada

Cantin e Francis [71], em 2005, utilizam um calorímetro de caixa isolada para medir a eficiência do processo MIG/MAG em um corpo de prova de alumínio. O bloco de alumínio a ser soldado foi inserido dentro de uma caixa com base de cerâmica, o espaço entre o bloco e a caixa foi preenchido com vermiculita (isolante térmico), conforme mostra a **Figura 2.43a**. O intuito de utilizar a base de cerâmica e as laterais de vermiculita foi o de reduzir as perdas de energia para a vizinhança. Os autores fizeram oito furos no corpo de prova de alumínio, onde foram inseridos termopares para o monitoramento das temperaturas antes, durante e após a soldagem. As dimensões do bloco e a orientação de soldagem podem ser vistos na **Figura 2.43b**.

Pépe *et al.* [72], em 2011, apresentam o calorímetro de caixa isolada da **Figura 2.44a**, realizando com algumas modificações em relação ao calorímetro de Cantin e Francis [71]. O novo calorímetro possui três partes principais, a caixa, o corpo de prova de cobre e a tampa. Pépe *et al.* [72] revestiram o interior da caixa com alumínio com o intuito de refletir a energia via radiação de volta para o corpo de prova. Conforme descrito na **Figura 2.44b**, a tampa se move junto com a tocha de soldagem TIG para

reduzir as perdas de energia para o meio. Os autores apontam como ponto positivo desta metodologia o baixo tempo de ensaio, entre 5 e 6 min, e apontam como ponto negativo a necessidade de se adotar valores das propriedades do material, sendo esta uma possível fonte de incertezas.

Figura 2.43 – Calorímetro de efeito de caixa isolada: a) Montagem do calorímetro e b) Dimensões do corpo de prova [71].

Figura 2.44 – Calorímetro de efeito de caixa isolada de Pépe *et al.* [72].

2.2.3.4 Calorímetro de nitrogênio líquido

Smartt *et al.* [73], em 1985, foram os primeiros a utilizar um calorímetro de nitrogênio líquido para obter a eficiência do arco em um processo de soldagem. A **Figura 2.45** apresenta os componentes do calorímetro, sendo composto de uma cuba criogênica (*dewar*) e de uma balança para monitorar a perda de massa. O experimento consiste em inserir a chapa, imediatamente após a soldagem, no *dewar* com nitrogênio líquido (N_2L), conforme descrito na **Figura 2.46**. Ao entrar em contato com a chapa, o nitrogênio absorve energia e muda do estado líquido para o gasoso.

Conhecendo-se o a energia de mudança de fase do nitrogênio, torna-se possível quantificar o quanto de energia a chapa soldada inseriu no volume de controle (VC), adotando-se como VC o próprio *dewar*.

Figura 2.45 – Esquema do recipiente *dewar* de 8 l, da balança, do N₂L e do N₂G [39].

Figura 2.46 – Esquema geral do sistema de medição de massa perdida de N₂L [74].

Para obter a energia absorvida E_{abs} referente à transferência de energia do arco elétrico para o material, deve-se realizar o ensaio de calorimetria em duas etapas. Na primeira etapa, deve-se inserir a chapa imediatamente após a soldagem e realizar a medição da massa vaporizada. No entanto, vale atentar que, tendo-se como referência o próprio N₂L, a chapa ao ser inserida no *Dewar* contém duas parcelas de energia, a transferida pelo arco elétrico e a proveniente do não equilíbrio térmico entre o N₂L e a chapa. Visto que, antes da soldagem, o N₂L se encontra a -195 °C enquanto que a chapa se encontra à temperatura ambiente (próximo de 25°C). Por este motivo, na segunda etapa, deve-se retirar a chapa do *Dewar* e esperar a mesma atingir o equilíbrio com o ambiente e, após o equilíbrio ser alcançado, deve-se inserir

novamente a chapa no *Dewar* e realizar uma segunda medição. A **Figura 2.47** apresenta as duas etapas do ensaio de calorimetria com N_2L .

Figura 2.47 – Medição da massa vaporizada de N_2L tanto para a chapa após a soldagem e para a chapa em condições ambientes [11].

Como requisito do experimento, a chapa deve ficar totalmente submersa. Arevalo [11] faz duas recomendações em relação à quantidade de nitrogênio no *dewar*. A primeira é que o *dewar* deve ser preenchido até no máximo 75% de sua capacidade, com o propósito de evitar respingos de nitrogênio no instante do mergulho da chapa. A segunda recomendação é que a camada de nitrogênio gasoso (N_2G) não fique muito espessa, pois pode atrapalhar a vaporização do nitrogênio. A diferença entre os calorímetros de N_2L apresentados na literatura está principalmente no tipo e capacidade do recipiente *Dewar* e na forma de monitorar a perda de massa de N_2L [11]. Alguns autores [7,11,31,39,55,75] monitoram a perda de massa através de uma interface com o computador como, por exemplo, através do programa *LabVIEW*®. Enquanto outros autores [3,72,76] monitoram a perda de massa através de um *WebCam* posicionada em frente ao *display* da balança (**Figura 2.48**).

Diferentemente dos calorímetros de água, de efeito *Seebeck* e de *caixa isolada*, os ensaios com calorímetros de N_2L não interferem nos mecanismos de transferência de calor durante a soldagem. O que vêm a ser a maior vantagem da calorimetria com

N₂L é também a sua maior desvantagem. Devido ao fato do ensaio ser realizado após a soldagem, o tempo de execução da soldagem e o tempo do trajeto da chapa até o *Dewar* impactam no valor da energia medida no ensaio e, conseqüentemente, no valor final da eficiência calculada.

Figura 2.48 – Sistema de monitoramento da massa de N₂L vaporizada no ensaio de calorimetria [76].

Pépe [3], em 2010, realiza vários ensaios para investigar os efeitos do tempo de execução da soldagem (*Welding Time*) e do tempo de trajeto da chapa até o *dewar* (*Delay Time*) nos valores de eficiência, conforme apresentado na **Figura 2.49**. O autor notou uma diminuição de mais de 10% no valor da eficiência quando tempo de execução foi aumentado de 5 para 25 s, e encontrou que o tempo de trajeto também impacta de maneira significativa no valor da energia absorvida no ensaio. No entanto, Pépe [3] não encontra uma forma de mitigar estes erros, sugerindo apenas que sejam adotados os valores de 3% para o erro referente ao tempo de execução de uma soldagem de 10s, e 2% para o erro referente ao transporte da chapa, para um tempo de trajeto de 5 s. Arevalo [11], em 2011, constrói um dispositivo para automatizar a movimentação da chapa até o *Dewar*, apresentado na **Figura 2.50**, com o propósito de controlar melhor o tempo do trajeto e diminuir o erro humano (aleatório) no transporte.

Figura 2.49 – **a)** Impacto do tempo de soldagem e **b)** impacto do tempo do trajeto da chapa até o Dewar nos valores de eficiência do arco obtidos através de calorimetria com N_2L [3]

Figura 2.50 – Dispositivo para automatizar o transporte da chapa até o Dewar no ensaio de calorimetria [11].

Conforme mencionado na seção 2.1.6, existe uma diferença entre a *energia absorvida* E_{abs} nos ensaios de calorimetria e os valores da energia entregue à peça E_b . Na calorimetria com N_2L , esta diferença ocorre devido a alguns erros intrínsecos de medição, provenientes das perdas de energia através das superfícies do material que ocorrem durante e após a soldagem. Pépe [3] e Arevalo [11] identificaram os erros inerentes à calorimetria com N_2L , mas não conseguiram elaborar uma metodologia para diminuir ou eliminar tais erros. Liskevych [7] então elabora uma metodologia numérico/experimental para diminuir e/ou eliminar estes erros intrínsecos de medição, permitindo que se obtenha o valor da *energia bruta disponível por comprimento de solda* H_b , em J/mm , com maior acurácia.

Segundo Liskevych [7], deve-se primeiramente considerar o erro intrínseco relacionado ao comprimento do cordão de solda l_c . Pois, para uma velocidade de soldagem constante, quanto maior for maior o valor de l_c , maior será o tempo de soldagem e, conseqüentemente, maior o tempo que as superfícies do material terão para perder energia para o meio. Este fenômeno foi primeiramente observado por Pépe [3] e, posteriormente, por Arevalo [11], após análise dos resultados dos ensaios de calorimetria com N_2L . Liskevych [7] confirma este fenômeno, obtendo que, quanto menor o valor de l_c , maior o valor da energia absorvida por comprimento de solda H_{abs} , conforme pode-se ver na **Figura 2.51a**. A autora então propõe que seja aproximada uma função exponencial a partir dos valores de H_{abs} . O valor H_b é então obtido ao se extrapolar o valor da função para $l_c = 0$ (**Figura 2.51b**).

Figura 2.51 – a) Valores da energia absorvida por comprimento de solda H_{Abs} (J/mm) obtidos via calorimetria com N_2L para ensaios com diferentes valores de comprimento de cordão l_c (mm); **b)** Valor extrapolado da energia bruta disponível H_b (J/mm) para $l_c = 0$ (adaptado de Liskevych [7]).

Vale atentar que, extrapolando-se o valor da função exponencial para de $l_c = 0$, a partir dos valores de H_{abs} em J/mm , encontra-se o valor de H_b em J/mm , sendo o valor de H_b mais elevado em relação aos valores de H_{abs} . Para o cálculo de H_b ou E_b não poderiam ser utilizados os valores da energia absorvida E_{abs} em *joules*, já que o valor de E_{abs} tende a zero quando o valor l_c tende a zero, como será descrito com mais detalhes na seção 5.1.

Nos ensaios de calorimetria com N_2L , também ocorrem perdas de energia no intervalo entre o final da soldagem e o início da medição, *i.e.*, no tempo decorrido na movimentação do corpo de prova até o *dewar*. Sendo este fenômeno quantificado pela primeira vez por Pépe [3] (**Figura 2.49**). Com o intuito de diminuir o erro intrínseco de medição relacionado com este tempo, Liskevych [7] sugere obter o valor de H_b para diferentes distâncias de queda (DQ), conforme se pode observar na **Figura 2.52a**. A **Figura 2.52b** apresenta o valor final de H_b que, segundo Liskevych [7], está praticamente livre dos erros intrínsecos de medição, pode ser obtido extrapolando uma função linear de ajuste para $D = 0$. O esquema demonstrando a distância de queda na bancada experimental de Liskevych [7] pode ser visualizado na **Figura 2.53**.

Figura 2.52 – a) Valor extrapolado da energia bruta disponível H_b (J/mm) para $l_c = 0$ e diferentes distâncias de queda; **b)** Valor extrapolado da energia bruta disponível H_b (J/mm) para distância de queda hipoteticamente igual a zero (adaptado de Liskevych [7]).

Uma vez que o valor final de H_b seja obtido, Liskevych [7] sugere que este valor, juntamente com a geometria da fonte de calor, deve ser utilizado pelos modeladores para previsões de transformações metalúrgicas. Todavia, vale um alerta, em modelagens numéricas como, por exemplo, as que utilizam *MEF*, além do valor de H_b ainda deveriam ser consideradas as perdas de energia através das superfícies que

ocorrem durante a soldagem. Não sendo uma tarefa trivial a quantificação acurada destas perdas de energia via simulações computacionais. Visto que, deveriam ser consideradas as atuações simultâneas de diversos fenômenos complexos, como por exemplo, a transferência de energia e de massa entre o plasma (arco elétrico) e a poça de fusão e metal de base, radiação e convecção desde altas temperaturas (próximas a de fusão do material) até a temperatura ambiente, e ainda a transferência metálica das gotas (quando houver) e sua interação com a poça de fusão.

Figura 2.53 – Distância de queda no calorímetro de N_2L de Liskevych [7].

2.2.4 Análise dos dados da literatura de eficiência térmica do arco

Em 2012, Stenbacka [20] realiza uma revisão acerca dos métodos experimentais e numéricos utilizados, ao longo dos anos, para a obtenção da eficiência do arco para o processo TIG com corrente direta e eletrodo negativo (CCEN). Conforme pode-se ver na **Figura 2.54**, uma dispersão significativa nos resultados é encontrada tanto para os autores que utilizaram experimentos de calorimetria quanto para os que utilizaram simulações computacionais. Stenbacka [20] sugere que esta dispersão resulta do fato de que poucos autores estimaram os erros sistemáticos ou aleatórios em seus experimentos de calorimetria e/ou modelos de simulação. Ele ainda menciona a importância de se entender a diferença entre *acurácia* e *precisão*. Ou seja, um dispositivo (calorímetro) com boa *precisão*, que apresente uma boa *repetibilidade*, *i.e.*, com erros aleatórios pouco significativos, não

necessariamente fornece um resultado com boa *acurácia*, pois *acurácia* significa a diferença entre o valor medido e o “valor verdadeiro” que se deseja medir.

Erros elevados podem ser introduzidos nos resultados obtidos via ensaios calorimétricos devido às perdas não controláveis de energia que ocorrem antes da leitura no calorímetro, durante e após a soldagem [20,72]. Conforme citado na seção 2.1.6, estas perdas de energia que ocorrem, durante e após a soldagem, são as responsáveis pela diferença entre a energia absorvida nos ensaios calorimétricos e a energia que realmente foi entregue à chapa. Sendo este o motivo mais provável da elevada dispersão encontrada no estudo de Stenbacka [20].

Figura 2.54 – Valores publicados das médias de eficiência do arco para o processo TIG CCEN **a)** obtidos através de experimentos (calorimetria) e **b)** obtidos através de simulações computacionais, ambos em função do ano de publicação [20].

Nem toda a parcela energia perdida durante o processo de soldagem deve ser reduzida a fim de se obter uma medição com maior *acurácia*, nos ensaios de calorimetria. Visto que as perdas de energia que ocorrem através das superfícies do material durante a soldagem, no regime *quase estacionário*, são uma característica do próprio processo. Já aquelas perdas que ocorrem após o término do processo de soldagem, que impactam nos resultados de medição, via calorimetria por N_2L , devem ser reduzidas.

Seguindo o raciocínio de Stenbacka [20], elaborou-se neste estudo uma revisão dos dados encontrados na literatura para a eficiência do arco, para os processos MIG/MAG e TIG, até a presente data. O propósito desta pesquisa foi o de investigar se alguma tendência entre os resultados poderia ser encontrada. Foram agrupados os resultados provenientes dos trabalhos experimentais e de simulação, desde 1955 até 2016. Os dados para o processo TIG podem ser visualizados na **Figura 2.55a**, e

para o processo MIG/MAG, na **Figura 2.55b**. Os valores utilizados para a montagem dos gráficos, bem como as observações pertinentes de cada experimento, encontram-se disponíveis no *Apêndice C*.

Figura 2.55 – Valores publicados das médias de eficiência do arco **a)** para o processo TIG e **b)** para o processo MIG/MAG em função do ano de publicação.

Pode-se observar na **Figura 2.55** que nenhuma tendência foi encontrada para os processos TIG e MIG/MAG. Poder-se-ia imaginar que nos trabalhos mais recentes, devido à evolução dos métodos experimentais e/ou numéricos, os resultados convergiriam para valores mais próximos. No entanto, como se pode ver nos resultados publicados a partir de 2010, a dispersão entre os resultados parece aumentar. Estes resultados confirmam estudos recentes na literatura [3,7,53,75], que atestam que os valores de eficiência não podem ser vinculados a um processo de soldagem, pois variam bastante sobre a influência de cada parâmetro do processo (corrente, tensão, mistura de gás de proteção, e etc).

Visto que nenhuma tendência foi encontrada para o processo TIG e para o processo MIG/MAG, pensou-se em separar o conjunto de dados em grupos menores para averiguar se uma tendência seria encontrada. Foram separados os dados publicados por processo, material de base e método utilizado. Os resultados dos estudos que utilizaram o processo MIG/MAG, calorimetria por N_2L e aços carbono como material de base podem ser visualizados na **Figura 2.56**. Pode-se observar que, mais uma vez, uma tendência não foi encontrada, mesmo agrupando os estudos por processo, método e material de base. Estes resultados demonstram os erros que podem ser obtidos ao serem adotados valores genéricos de eficiência do arco.

Figura 2.56 – Valores agrupados das médias de eficiência do arco para o processo MIG/MAG, com aço carbono como material de base, obtidos através de calorimetria com N_2L , em função do ano de publicação.

2.3 Considerações acerca do entendimento dos fenômenos relacionados a transferência de energia via calor na soldagem a arco

Conforme se pode observar na seção 2.2.4, desde meados do século passado, diversos estudos, experimentais e numéricos, foram realizados buscando obter a eficiência térmica do arco η para diferentes processos de soldagem, utilizando diferentes metais de base e parâmetros de soldagem. De posse do valor de η , pode-se obter a energia entregue ao material e, através de modelos matemáticos, pode-se estimar os valores de taxas e tempos de resfriamento. Isto torna possível prever as transformações de fase que ocorrem no material, garantindo que os valores das propriedades da junta soldada se enquadrem dentro de um intervalo desejado. Entretanto, após análise dos dados da literatura, constatou-se que os fenômenos de transferência de energia via calor na soldagem são estudados separadamente, visto que autores [12,32,54,67,73,74] que dedicaram seus estudos para a obtenção da eficiência do arco, costumam deixar o desenvolvimento dos modelos de previsão de taxa e tempo de resfriamento a cargo de outros autores [5,17,41,77]. Para estes

últimos autores a eficiência do arco η costuma se tornar apenas um fator de ajuste, *i.e.*, os valores de η são ajustados para que os resultados simulados fiquem mais próximos dos medidos experimentalmente. Ou seja, estes autores não costumam se preocupar com o balanço de energia que ocorre no material, e, por muitas vezes, ignoram termos do balanço no desenvolvimento de seus modelos, visto que, quantificar as perdas de energia através das superfícies, não é uma tarefa trivial. Como consequência desta visão desacoplada dos fenômenos, pode-se imaginar que incertezas foram propagadas para os próprios modelos preditivos, tornando-os menos acurados. Este raciocínio será utilizado e expandido na etapa de elaboração de hipóteses do presente estudo (*seção 3.1*).

3 OBJETIVOS

Neste capítulo serão apresentadas as hipóteses que fundamentaram esta tese de doutorado, como também serão apresentados os objetivos deste estudo.

3.1 Proposta de Tese

Os modelos de previsão de taxa de resfriamento, derivados a partir dos modelos analíticos de Rosenthal, são validos apenas no regime *quase estacionário*²³. No entanto, estes modelos costumam ser utilizados com pouco critério, mesmo em situações onde este regime não é alcançado.

Para o melhor entendimento, aplicação e desenvolvimento de modelos mais precisos e acurados para a previsão das taxas e tempos de resfriamento, torna-se necessário entender como os termos do balanço de energia se desenvolvem durante a soldagem, até atingir o regime *quase estacionário*. Isto é, conhecer o que afeta as perdas de energia através das superfícies, o que afeta o regime de fluxo de energia no material e entender quando o regime *quase estacionário* é alcançado, de fato, na soldagem.

Para o melhor entendimento da taxa de resfriamento na soldagem, foram formuladas as seguintes hipóteses:

- As transferências de energia através das superfícies livres do material, durante a soldagem, interferem no regime de escoamento de energia (*chapa grossa, fina ou intermediária*), como também nos gradientes térmicos no material, influenciando, conseqüentemente, nos valores da taxa de resfriamento e propriedades físicas finais da junta soldada;
- Nos modelos analíticos deve-se utilizar a parcela da energia do arco que de fato permanece no material, descontando-se as perdas de energia através das superfícies livres, quando o regime *quase estacionário* é atingido.

²³ Rosenthal utiliza o regime quase-estacionário como uma hipótese simplificadora para a resolução da equação diferencial parcial que rege o fenômeno de transferência de calor na soldagem, conforme descrito na seção 2.9 deste estudo.

Estas hipóteses foram formuladas a partir da ideia de que se pode determinar, com maior acurácia, o gradiente de temperaturas e, conseqüentemente, os valores de taxa de resfriamento, obtendo-se o balanço de energia na soldagem através de ensaios de calorimetria com N₂L.

3.2 Objetivos da Tese

O objetivo geral desta tese é desenvolver um entendimento mais abrangente dos fatores que impactam nos valores de taxas de resfriamento em juntas soldadas, contemplando a influência dos termos do balanço de energia durante a soldagem. Com este intuito propõe-se como objetivos específicos:

- Investigar a duração e os efeitos do regime transiente no balanço de energia, nos gradientes de temperatura e nas propriedades físicas do material através de ensaios de calorimetria, de ciclos térmicos e de microdureza.
- Obter um modelo empírico da *eficiência líquida da soldagem*²⁴ em função da potência do arco, da velocidade de soldagem e da espessura, a partir do método de *Superfície de Resposta*.
- Desenvolver e validar um modelo preditivo mais acurado para o cálculo de taxa de resfriamento em juntas soldadas válido para diferentes valores de espessura relativa.

²⁴ Termo conceituado na seção 2.1.7.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

Na primeira parte deste capítulo são descritos os materiais e equipamentos utilizados nos ensaios. Na sequência, apresentam-se os detalhes do planejamento experimental de *Superfície de Resposta* para a obtenção dos resultados apresentados na seção 5.2. Por fim, são apresentados os detalhes dos ensaios de caracterização dos materiais, de dureza, de ciclos térmicos de soldagem e de calorimetria.

4.1 Materiais

4.1.1 Metal de base

Desde o início deste estudo tentou-se evitar a existência de possíveis *efeitos de borda*²⁵ que pudessem interferir no fluxo de energia próximo da fonte de calor, impossibilitando que o regime quase estacionário fosse alcançado. Portanto, a largura e o comprimento das chapas deveriam ser os maiores possíveis, *i.e.*, as chapas deveriam ter largura e comprimentos *infinitos*²⁶. Todavia, as dimensões do recipiente criogênico (*dewar*) oferecem restrição em relação às dimensões das chapas, visto que as chapas deveriam ser inseridas dentro do *dewar* nos ensaios de calorimetria. Após testes de inserção, definiram-se os valores de largura e de comprimento iguais a, respectivamente, 120 e 200 *mm*. Em relação à espessura, selecionaram-se três valores nominais (d^{nom}) de modo a se obter maior variação nos valores de *espessura relativa*, conforme descrito detalhadamente na seção 4.3.2.

Em todos os experimentos foram utilizadas chapas do aço ASTM A36. Selecionou-se o aço ASTM A36 por ser um aço carbono estrutural muito utilizado na indústria e por ser utilizado por alguns autores [7,11,39] em estudos de calorimetria. Portanto, os resultados obtidos por estes autores poderão servir como futura base de comparação. Outro motivo para a escolha do ASTM A36 é que a *ASTM International* [78] delimita os valores das propriedades mecânicas, conforme apresentado na **Tabela 4.1**, diferentemente do que ocorre com o aço carbono SAE 1020 (comumente

²⁵ Condição em que as isotermas alcançam as bordas do material que, conforme ilustra Bezerra [45], resulta em uma concentração de energia próxima às bordas, devido a transferência de energia via convecção nas arestas ser menor que a transferência via condução no interior do material.

²⁶ Este valor infinito não é infinito de fato, apenas o valor de comprimento e largura onde não existiria mais a possibilidade da existência do *efeito de borda*.

utilizado no lugar do ASTM A36). A composição química e o carbono equivalente (*CE*) das chapas estão apresentados na **Tabela 4.2**. Existem várias equações para o cálculo do carbono equivalente, escolheu-se a formulação sugerida pelo *International Institute of Welding* (IIW).

Tabela 4.1: Propriedades mecânicas do metal de base ASTM A36 [78].

d^{nom} (mm)	Limite de Resistência (MPa)	Limite de Escoamento (MPa)
ASTM	400-550	≥ 250
4,75	492	334
6,35	453	341
7,94	437	354

Tabela 4.2: Composição química do metal de base ASTM A36.

d^{nom} (mm)	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cr (%)	Mo (%)	Ni (%)	V (%)	Cu (%)	CE (%)
ASTM	0,26 máx.	0,4 máx.	-	0,04 máx.	0,05 máx.	-	-	-	-	0,2 mín.*	-
4,75	0,180	0,140	0,620	0,014	0,007	0,020	0,000	0,010	0,002	0,010	0,289
6,35	0,140	0,007	0,546	0,017	0,010	0,014	0,000	0,006	0,001	0,005	0,235
7,94	0,100	0,226	0,890	0,018	0,007	0,029	0,002	0,012	0,001	0,006	0,256

*teor mínimo de 0,2% de Cu apenas quando solicitado.

4.1.2 Metal de adição

Em todos os experimentos utilizou-se o metal de adição (arame sólido) *ER70S-6*, diâmetro de 1,2 mm de acordo com *AWS A5.01*. A **Tabela 4.3** apresenta a composição química e o carbono equivalente (*CE*). Vale atentar que o *CE* do metal de adição é maior que os valores de *CE* do metal de base, fato que terá influência nos resultados dos ensaios de dureza, conforme será visto nos capítulos 6, 7 e 8.

Tabela 4.3: Composição química do metal de adição ER70S-6.

C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Cr (%)	Mo (%)	Ni (%)	V (%)	Cu (%)	CE (%)
0,083	0,830	1,430	0,013	0,015	0,027	0,010	0,019	0,002	0,100	0,337

4.2 Experimentos de soldagem

4.2.1 Equipamento de Soldagem

Em todos os ensaios de soldagem foi adotado o processo de soldagem MAG com a mistura de 75%Ar-25%CO₂, vazão do gás de 15 l/min, distância bico de contato à peça (DBCP) de 12 mm e velocidade de alimentação de 3,6 m/min. Utilizou-se o equipamento *Lincoln Electric S500* (**Figura 4.1a**) com o *mapa de soldagem*²⁷ n. 21 para soldagem com tensão constante (**Figura 4.1b**).

Figura 4.1 – a) Equipamento de soldagem e b) mapa de soldagem.

4.2.2 Posicionamento do cordão de solda

As soldagens foram realizadas sem chanfro com simples deposição, ou seja, foram realizados cordões sobre chapa com comprimento de cordão l_c controlado. Foram adotados valores de l_c de 100 mm para os ensaios de ciclos térmicos e 70 mm para os ensaios de calorimetria²⁸. Com o objetivo de evitar que um possível efeito de borda interferisse no fluxo de energia próximo ao arco elétrico, os cordões foram centralizados na chapa com 50 mm da borda frontal e 60 mm das bordas laterais (**Figura 4.2**). Para o controle da velocidade de soldagem v_s , utilizou-se um deslocador

²⁷ Os *mapas de soldagem* armazenam configurações pré-selecionadas de formato de onda de corrente.

²⁸ Adotou-se o valor menor de l_c de 70 mm com o intuito de aumentar a distância do final de cordão para o ponto de conexão da chapa com o suporte do calorímetro, com o objetivo de evitar ou reduzir a transferência de energia via condução nesta região.

linear (**Figura 4.3**), os ensaios para a verificação da calibração do deslocador linear se encontram no *Apêndice D*. Seguindo recomendação de Liskevych [7], as soldagens foram iniciadas com v_s constante, i.e., acionou-se o deslocador linear no mínimo 5 s antes da abertura do arco, evitando o transiente inicial de velocidade.

Figura 4.2 – Posicionamento do cordão.

Figura 4.3 – Deslocador linear.

4.3 Planejamento de experimentos (DOE)

4.3.1 Contextualização sobre planejamento de experimentos

Durante a etapa inicial dos experimentos, houve o questionamento sobre qual seria a melhor forma de se variar os *fatores*²⁹ de modo a se ter mais informações acerca da influência dos mesmos sobre as *respostas*³⁰. A primeira escolha foi utilizar

²⁹Variáveis independentes que podem ter os seus valores (*níveis*) controlados pelo experimentalista. Não confundir com os *cofatores*, variáveis independentes que só podem ser observadas e não controladas pelo experimentalista.

³⁰ Variável dependente que é o foco do estudo.

a *experimentação clássica*, variando-se um fator de cada vez, respeitando-se a condição *ceteris paribus*, *i.e.*, mantendo-se constantes todos os demais fatores, analisando a influência isolada de cada fator sobre a resposta. Todavia, segundo Brandi [79], utilizando a *experimentação clássica* não se torna possível investigar as possíveis interações entre os fatores, *i.e.*, como os fatores se influenciam mutuamente. Portanto, conforme Barros Neto *et al.* [80] comentam, contrariando talvez o *bom-senso*³¹, deve-se variar todos os fatores simultaneamente, obtendo-se, deste modo, as informações acerca das interações, sendo este fenômeno de ocorrência frequente, segundo os autores.

Existem diversos arranjos experimentais que permitem encontrar as relações entre os fatores (X) e uma resposta (Y), considerando as interações entre os fatores, que fornecem como produto final um *modelo matemático empírico*³², mesmo sem o conhecimento dos fenômenos físicos envolvidos [81]. Estes arranjos experimentais são definidos como *Planejamento de Experimentos* (DOE, da expressão em inglês *Design of Experiments*). Estas técnicas foram inicialmente desenvolvidas e aplicadas no setor agrícola, na década de 1920, pelo estatístico e geneticista *Sir. Ronald A. Fisher* [82]. Durante os anos 30, as técnicas de DOE ganharam força por serem bem sucedidas em aplicações de controle de qualidade na indústria, devido principalmente aos esforços de Tippet [83], conforme comentam Pvarn e Street [84].

Os *planejamentos fatoriais* são comumente utilizados na etapa *varredura de fatores*, *i.e.*, identificação dos fatores que mais afetam a resposta em estudo [85]. O *planejamento fatorial completo* 2^k (PFC), 2 níveis e k fatores, é o arranjo que contempla todas as combinações possíveis dos níveis dos fatores [85]. Para dois fatores X_1 e X_2 a resposta Y pode ser representada através de:

$$Y = \hat{Y} + \varepsilon \quad (42)$$

em que ε representa o ruído ou erro observado no valor experimental Y e $\hat{Y}$ representa o valor estimado da resposta através do modelo de regressão. Se o valor de ε for

³¹ Barros Neto *et al.* [80] alertam sobre o perigo de se basear no *bom senso*, na introdução de seu livro sobre planejamento de experimentos (DOE). Os autores refletem sobre uma passagem do belíssimo livro de René Descartes, de 1637, o *Discurso sobre o Método*, que diz: "...todos se acham tão abundantemente providos (de bom senso) que mesmo aqueles mais difíceis de se contentar com outros assuntos comumente não desejam mais bom senso do que já têm".

³² Alguns autores adotam o termo *modelo preditivo*.

considerado baixo, considera-se que o modelo estimado $\hat{Y}$ representa satisfatoriamente o real comportamento da resposta Y em estudo. Para um PFC, $\hat{Y}$ pode ser representado através de um *modelo empírico de primeira ordem*³³:

$$\hat{Y} = f(X_1, X_2) = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_1 X_2 \quad (43)$$

O último termo da eq.(41) representa a interação entre os fatores X_1 e X_2 e β_0 , β_1 , β_2 e β_3 são os *coeficientes de regressão*. Para k fatores a eq.(42) se torna:

$$\hat{Y} = \beta_0 + \sum_{i=1}^k \beta_i X_i + \sum_{i < j}^k \sum \beta_{ij} X_i X_j \quad (44)$$

Segundo Montgomery [85], uma preocupação potencial no uso dos PFC é a hipótese de linearidade dos efeitos dos fatores. Tendo somente dois níveis, não se torna possível inserir e ajustar³⁴ termos quadráticos no modelo, não sendo possível fornecer uma elevada curvatura na superfície ajustada quando esta for requerida. Naturalmente, não é necessária uma linearidade perfeita, podendo os modelos de primeira ordem obtidos via PFC apresentarem um bom desempenho mesmo quando a hipótese de linearidade se verificar apenas aproximadamente [85]. Vale ressaltar que, inserindo-se *pontos centrais*³⁵ ao PFC, torna-se possível testar a hipótese de linearidade, averiguando se um modelo de primeira ordem seria uma boa aproximação. Nos casos onde a hipótese de linearidade não pode ser aceita, a utilização dos PFC não seria recomendada. Outra limitação deste clássico DOE consiste no número elevado de ensaios, que aumenta exponencialmente com o número de fatores. Esta segunda limitação pode ser minimizada ao se utilizar um planejamento fatorial fracionado (PFF), uma derivação do PFC com um número de ensaios reduzido, com prejuízo nas informações obtidas em relação às interações entre os fatores.

³³ Em um gráfico 3D (dois eixos de fatores e um de resposta) um *modelo de primeira ordem* (linear) seria visualizado como uma superfície plana sem curvatura. Entretanto, a adição dos termos de interação exerce um efeito de “torção” no plano, representando *sutilmente* uma possível não linearidade do fenômeno.

³⁴ Faz-se uma analogia com o ajuste de uma função do segundo grau, sendo necessário no mínimo 3 pontos para o correto ajuste da função.

³⁵ São experimentos realizados no ponto médio entre os níveis máximos e mínimos.

Em 1951, Box e Wilson [86] apresentam no artigo intitulado *On the Experimental Attainment of Optimum Conditions* uma metodologia DOE mais robusta do que os planejamentos fatoriais, a metodologia de superfície de resposta (MSR), permitindo representar a resposta Y através de modelos polinomiais *quadráticos* ou *cúbicos*. Segundo Barbetta e Lehrer [87], a MSR pode ser entendida como uma combinação de técnicas de *planejamento de experimentos*, *análise de regressão*³⁶ e *métodos de otimização*³⁷. Montgomery [85] ainda comenta que, provavelmente, a MSR é a mais amplamente utilizada e bem-sucedida técnica de otimização baseada em planejamento de experimentos.

Para dois fatores X_1 e X_2 , modelos quadráticos e cúbicos para a resposta estimada $\hat{Y}$ podem ser visualizados através das Eqs. (42) e (43), respectivamente:

$$\hat{Y}^{quadrático} = \beta_0 + \beta_1 X_1 + \beta_2 X_2 + \beta_3 X_1 X_2 + \beta_4 X_1^2 + \beta_5 X_2^2 \quad (45)$$

e

$$\hat{Y}^{cúbico} = \hat{Y}^{quadrático} + \beta_6 X_1^2 X_2 + \beta_7 X_1 X_2^2 + \beta_8 X_1^3 + \beta_9 X_2^3 \quad (46)$$

Segundo Mendes [88], raramente todos os termos de um modelo quadrático ou cúbico serão necessários em uma aplicação real, e se os limites para os fatores forem bem definidos, será improvável necessitar de modelos de terceira ordem. Sobre a utilização destes modelos polinomiais, Montgomery [85] ressalva que, é pouco provável que um modelo polinomial seja uma aproximação razoável do verdadeiro relacionamento funcional sobre todo o espaço das variáveis independentes, mas, para uma *região relativamente pequena*³⁸, tais modelos funcionam bem, de forma geral.

Vale ressaltar, não são utilizados somente modelos quadráticos ou cúbicos na MSR. Em uma etapa inicial do estudo, pode-se partir de um modelo de primeira ordem como uma primeira estimativa, conforme aponta Montgomery [85]. Como também,

³⁶ Por *análise de regressão* entende-se como a etapa onde se obtém o modelo empírico que melhor representa a relação entre os fatores e a resposta, *i.e.*, a etapa de ajuste do modelo polinomial, sendo para a MSR comumente ajustados modelos polinomiais de segunda ordem.

³⁷ O termo *otimização* muitas vezes é utilizado sem rigor em trabalhos onde se obtém apenas os valores máximos ou mínimos dentre os valores encontrados experimentalmente. Todavia, dentro deste contexto, o termo *otimização* se refere a uma *otimização não-linear*, *i.e.*, para uma única resposta seria encontrar os pontos de máximo ou de mínimo da função quadrática ou cúbica.

³⁸ Por *região relativamente pequena* pode-se entender como a região contida dentro do domínio dos níveis utilizados. Visto que um modelo obtido via análise de regressão, diferentemente de um modelo fenomenológico, não é válido para valores dos fatores além dos níveis máximos ou abaixo dos níveis mínimos.

pode-se começar por um modelo de segunda ordem e, após análise de variância (ANOVA), se os termos quadráticos não forem considerados significativos, obter-se-ia um modelo de primeira ordem mais representativo. Todavia, existem duas possibilidades para um modelo de primeira ordem mais representativo para a região observada. A primeira possibilidade é que o fenômeno é melhor representado por um modelo de primeira ordem, não havendo, portanto, a necessidade de utilizar a MSR. A segunda possibilidade consiste de a região ensaiada estar distante das regiões de ótimo. Neste caso, se o estudo for de otimização, a literatura [80,85] recomenda utilizar métodos de busca das regiões dos ótimos como, por exemplo, os métodos *Steepest Descent* ou *Steepest Ascent*. Encontrada as regiões dos ótimos, novos ensaios devem ser realizados e um novo modelo deve ser ajustado, desta vez um modelo quadrático ou cúbico, para que enfim os pontos ótimos das respostas possam ser encontrados.

Os dois DOE mais utilizados em MSR são o *Planejamento Box-Behnken* (PBB) e o *Planejamento Composto Central* (PCC). O PCC foi o primeiro a ser desenvolvido, apresentado em 1951 por Box e Wilson [86] no artigo acima citado, é formado por três blocos de experimentos: um *fatorial* completo FC^{39} , um bloco de *pontos centrais* e um bloco de pontos extras denominado *pontos axiais*⁴⁰. A principal vantagem e desvantagem do PCC consiste neste planejamento necessitar de cinco níveis para cada fator. Por um lado, ter cinco níveis costuma facilitar o ajuste do modelo. Por outro lado, pode dificultar a execução dos ensaios por restrições operacionais. Posteriormente, em 1960, Box e Behnken [89] desenvolvem o PBB baseado em um planejamento de experimentos fatorial incompleto de três níveis, não apresentando os níveis axiais do PCC. Tem-se como vantagens do PBB o número menor de ensaios e não apresentar experimentos onde todos os fatores estão nos níveis máximos ou mínimos ao mesmo tempo, reduzindo a probabilidade de possíveis problemas operacionais nos ensaios. Entretanto, vale ressaltar, não se pode afirmar que o PCC seja melhor que o PBB em todos os cenários ou vice-versa, devendo cada caso ser analisado isoladamente. Na área da soldagem, por exemplo, alguns autores decidiram por utilizar o PCC [90,91] enquanto outros preferiram o PBB [92]. Neste estudo foi

³⁹ Antes do término de um PCC, poderiam ser obtidas informações primárias ao término do bloco de PFC como, por exemplo, informações sobre os fatores mais significativos e até mesmo o ajuste de um modelo de primeira ordem, o que vem a ser uma possível vantagem deste DOE.

⁴⁰ Também denominados como *pontos de estrela*, são pontos deslocados por um fator α (comumente com o valor de $\sqrt{2}$) em relação aos pontos centrais.

utilizado o PBB. O motivo da escolha deste DOE, como também os critérios de escolha dos fatores e níveis serão descritos na seção 4.3.2.

Não importa se o DOE utilizado é um PFC ou um planejamento segundo MSR, após a etapa a execução dos ensaios, inicia-se a etapa da *regressão linear múltipla*⁴¹, *i.e.*, estimação dos coeficientes β dos modelos de primeira ordem ou superior. Para a estimação dos coeficientes utiliza-se o Método dos Mínimos Quadrados (MMQ), que consiste da minimização dos quadrados dos resíduos (*res*), sendo $res = Y_i - \hat{Y}_i$. Por exemplo, para um modelo com somente os termos lineares e sem as interações, a função do MMQ a ser minimiza, para k fatores, pode ser descrita por:

$$L = \sum_{i=1}^n res_i^2 = \sum_{i=1}^n (Y_i - \hat{Y}_i)^2 = \sum_{i=1}^n \left(Y_i - \beta_0 - \sum_{j=1}^k \beta_j X_{ij} \right)^2 \quad (47)$$

sendo n o número de observações experimentais. A função L deve ser minimizada em relação aos coeficientes $\beta_0, \beta_1, \dots, \beta_k$. Portanto, para encontrar os valores de β que minimizam a função L , deve-se resolver o sistema de equações lineares formado pelas k equações $\partial L / \partial \beta_k = 0$ (uma para cada fator). Após a devida manipulação algébrica⁴² das equações, o sistema pode ser representado através da seguinte notação matricial:

$$M_Y = M_X \times M_\beta \quad (48)$$

sendo M_Y e M_X , respectivamente, as matrizes dos valores observados das respostas (vetor coluna) e dos valores observados dos fatores, e M_β a matriz incógnita dos coeficientes β (vetor coluna). A matriz M_β poderia ser obtida através da operação $M_X^{-1} \times M_Y$, mas só seria possível para o caso de M_X ser uma matriz quadrada. Todavia, as matrizes M_X costumam ser retangulares, *i.e.*, costumam ter mais linhas (n observações) do que colunas ($k + 1$ fatores), impossibilitando a inversão de M_X e, consequentemente, a obtenção dos coeficientes β . Esta questão teria certamente

⁴¹ O “linear” de *regressão linear múltipla* não se deve a ordem do polinômio, está relacionado com a ordem dos coeficientes. O motivo do termo “linear” ser utilizado é que em funções polinomiais os coeficientes são de primeira ordem, independente da ordem do polinômio. Já o “múltipla” de *regressão linear múltipla* se deve ao fato de ser uma regressão com duas ou mais variáveis independentes (fatores).

⁴² O passo-a-passo da manipulação algébrica foi omita neste trabalho mas esta passagem pode ser encontrada no livro *Introdução ao Controle Estatístico da Qualidade* do Montgomery[85].

impedido a difusão e popularização das técnicas de DOE, mas foi solucionada com o advento da *matriz inversa generalizada de Moore-Penrose* (ou *matriz pseudo-inversa*⁴³). A partir da matriz pseudo-inversa de M_X , pode-se então obter a matriz M_β , conforme descrito na eq.(49):

$$M_\beta = (M_X^T \times M_X)^{-1} M_X^T \times M_Y \quad (49)$$

onde $(M_X^T \times M_X)^{-1} M_X^T$ é a matriz pseudo-inversa de M_X , sendo necessário que $M_X^T \times M_X$ não seja uma matriz singular. A eq. (49) fornece a solução geral para o ajuste de um modelo por MMQ, não importando quantas sejam as observações ou quantos sejam os fatores [80].

4.3.2 Planejamento de experimentos utilizando a Metodologia de Superfície de Resposta

Conforme descrito no *Capítulo 3*, um dos objetivos principais deste estudo é investigar os efeitos da mudança dos valores de espessura relativa τ sobre o balanço de energia e, conseqüentemente, sobre os valores de eficiência líquida de soldagem η_r (termo conceituado na *seção 2.1.7*). Em vista disso, foram escolhidos como fatores algumas das variáveis independentes necessárias para o cálculo de τ através da eq.(31) (*seção 2.1.11.3*). Por exemplo, escolhendo-se como fator o produto $\rho \times c$ (calor específico volumétrico), diferentes materiais teriam que ser utilizados nos ensaios, escolhendo-se a espessura da chapa d , diferentes espessuras de chapas seriam necessárias. Por fim, foram escolhidos como fatores a potência do arco P_a , a velocidade de soldagem v_s e a espessura da chapa d ⁴⁴.

Após a escolha dos fatores, seguiu-se para a próxima etapa, a determinação da quantidade de níveis (em função do DOE) e os seus respectivos valores máximos e mínimos. Havendo uma restrição em relação aos valores dos níveis, para cada

⁴³ Surgiu com os trabalhos de *E. H. Moore*, em 1920, tendo sido formalizada, em 1956, por *Penrose* [107], conforme descrito na literatura [108,109]. Vale citar que *Box* e *Wilson* [86] utilizaram a matriz *pseudo-inversa* em seus estudos, em 1951, anteriormente à formalização de *Penrose*. Curiosamente, a *matriz pseudo-inversa* costuma ser omitida em diversos estudos que se utilizam de técnicas de DOE.

⁴⁴ Escolheu-se d como um fator somente após a verificação da disponibilidade de diferentes espessuras com o fornecedor, visto que usar chapas para as espessuras requeridas poderia ter impactos não desejados, como variação da propriedade de dureza, elevados custos, entre outros não previstos.

ensaio, os valores combinados dos níveis de cada fator deveriam fornecer um valor de τ dentro do intervalo de *chapa intermediária*. Esta restrição foi necessária para que os modelos empíricos resultantes da MSR fornecessem informações acerca da influência da mudança de regime de escoamento sobre as respostas. Primeiramente, adotou-se o PCC com cinco níveis para cada fator, para três níveis resulta em um total de 20 ensaios (2^3 do fatorial completo, 6 pontos axiais e 6 pontos centrais). Realizando os experimentos preliminares, para obter a variação de τ desejada, em uma primeira configuração, tentou-se variar os níveis de P_a entre um intervalo de 2 kW a 4 kW. Todavia, com os demais parâmetros de soldagem fixos (seção 4.2.1), não foi possível obter um cordão contínuo, sem interrupção do arco, com valores tão baixos de P_a . Encontrou-se que para a realização satisfatória do processo de soldagem, os valores de P_a deveriam ficar entre 3 kW e 4 kW, resultando em um espaçamento de 0,2 kW entre os níveis. O valor do nível de P_a se mostrou o mais difícil de se controlar, havendo por vezes variações próximas de 0,15 kW em relação ao valor do nível planejado. Esta oscilação nos valores de P_a , próximas ao espaçamento entre os níveis (0,2 kW), acabou por impossibilitar a utilização do PCC. Portanto, utilizou-se neste estudo o PBB com três níveis e três fatores, totalizando 15 ensaios, resultando em uma diminuição no número de ensaios em relação ao que seria efetuado com o PCC. A **Tabela 4.4** apresenta os valores dos níveis máximos e mínimos de cada um dos fatores e a **Tabela 4.5** apresenta o planejamento experimental segundo o PBB.

Tabela 4.4: Valores dos níveis dos fatores.

valor	valor codificado	P_a^{pla} (kW)	v_s^{pla} (mm/s)	d^{pl} (mm)
mínimo	-1	3,00	5,00	4,76
médio	0	3,50	5,83	6,35
máximo	1	4,00	6,67	7,94

Podem-se observar na **Tabela 4.5** os valores do tempo de soldagem t_s para cada ensaio, calculados para um comprimento de cordão l_c de 70 mm. O motivo da escolha deste valor foi apresentado na seção 4.2.2. Como também, podem ser observados os valores estimados⁴⁵ de τ variando entre 0,37 e 0,71, compreendendo

⁴⁵ Utilizou-se o termo “estimado” pois os valores de τ foram calculados para um valor fixo de η de 0,75, enquanto que estudos como os de Quintino *et al.* [21] apontam η como função τ . Entretanto, devido ao não conhecimento da relação entre η e τ , necessitou-se, a priori, adotar um valor fixo para η .

trecho do regime de *chapa fina* e um trecho do regime de *chapa intermediária*, próximo ao intervalo de variação desejado. Para os cálculos de τ , foram utilizados como fixos os valores de ρc igual a $0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ [42], T_c igual a $650 \text{ }^\circ\text{C}$ ⁴⁶ e T_0 igual a $25 \text{ }^\circ\text{C}$.

Tabela 4.5: Planejamento experimental de *Box-Behnken* (PBB) para três fatores.

<i>SP</i>	<i>SR</i>	P_a^{cod}	v_s^{cod}	d^{cod}	P_a^{pla} (kW)	v_s^{pla} (mm/s)	d^{pla} (mm)	τ (-)	t_s (s)
1	3	-1	-1	0	3,050	5,00	6,35	0,52	14,00
2	4	1	-1	0	4,000	5,00	6,35	0,46	14,00
3	7	-1	1	0	3,050	6,67	6,35	0,61	10,50
4	2	1	1	0	4,000	6,67	6,35	0,53	10,50
5	20	-1	0	-1	3,050	5,83	4,76	0,42	12,00
6	19	1	0	-1	4,000	5,83	4,76	0,37	12,00
7	15	-1	0	1	3,050	5,83	7,94	0,71	12,00
8	16	1	0	1	4,000	5,83	7,94	0,62	12,00
9	13	0	-1	-1	3,525	5,00	4,76	0,37	14,00
10	14	0	1	-1	3,525	6,67	4,76	0,42	10,50
11	17	0	-1	1	3,525	5,00	7,94	0,61	14,00
12	18	0	1	1	3,525	6,67	7,94	0,70	10,50
13	5	0	0	0	3,525	5,83	6,35	0,53	12,00
14	6	0	0	0	3,525	5,83	6,35	0,53	12,00
15	22	0	0	0	3,525	5,83	6,35	0,53	12,00

SP: sequência programada de ensaios; SR: sequência real dos ensaios; ^{"cod"}: referente aos valores codificados; ^{"pla"}: referente aos valores planejados

Pode-se observar também na **Tabela 4.5** que, para a obtenção dos dados para a implementação da MSR, foram realizados ao todo vinte e dois ensaios⁴⁷, dos quais foram utilizados somente os quinze necessários para o PBB. O motivo disso se deve ao fato de que alguns ensaios falharam ou por problemas na execução da soldagem⁴⁸ ou por problemas durante os ensaios de calorimetria⁴⁹. A numeração adotada na nomenclatura dos corpos de prova (seção 4.4) será a da *sequência programada* (SP), variando de 1 até 15 (sendo os três últimos os pontos centrais).

Vale ressaltar que, conforme será descrito na seção 4.8 e no capítulo 5, anterior à etapa de obtenção de dados para a MSR, foram realizados diversos ensaios de

⁴⁶ Adotou-se o valor de T_c igual a $650 \text{ }^\circ\text{C}$ por ser o ponto médio do intervalo de $800 \text{ }^\circ\text{C}$ a $500 \text{ }^\circ\text{C}$, intervalo comumente adotado para se estudar transformações de fase em aços carbono.

⁴⁷ 22 ensaios pós soldagem mais os respectivos ensaios em temperatura ambiente, totalizando 44 ensaios de calorimetria. Visto que, cada ensaio de calorimetria após a soldagem vem seguido do seu respectivo ensaio na temperatura ambiente, conforme descrito em detalhes na seção 5.7.

⁴⁸ Início do cordão fora da posição planejada, início da soldagem sem o gás de proteção, valor de potência fora do nível desejado, entre outros problemas comuns da pesquisa na área da soldagem.

⁴⁹ Tempo de deslocamento do CP acima de 5 s, impacto no CP na borda do *dewar*, vaporização excessiva no nitrogênio líquido, entre outros problemas comuns à ensaios dessa natureza.

calorimetria, podendo-se dividir estes ensaios em dois grupos com propósitos distintos. O primeiro grupo de ensaios foi realizado em caráter exploratório, visando identificar possíveis falhas na execução dos ensaios de calorimetria. Já o segundo grupo de ensaios foi realizado visando compreender melhor a influência do regime transiente no balanço de energia durante a soldagem. Os resultados encontrados neste último grupo se mostraram significativos, sendo apresentados na primeira seção do capítulo de resultados (seção 5.1).

4.4 Nomenclatura dos corpos de prova

Visando a melhor compreensão, os resultados desta tese serão divididos em duas etapas distintas, como de fato ocorreu ao longo dos experimentos. A primeira etapa ou *etapa 1* da tese é composta de todos os ensaios realizados anteriormente à etapa de obtenção de dados para a implementação da MSR. Sendo os resultados da *etapa 1* apresentados, principalmente, em *apêndices* e na *seção 5.1*. Já a etapa 2, etapa principal de resultados, é composta pelos ensaios realizados para a MSR mais os ensaios realizados posteriormente para a obtenção dos ciclos térmicos. Sendo os resultados da etapa 2 apresentados nas seções 5.2e 5.3.

A **Figura 4.4** apresenta a nomenclatura adotada para os corpos de prova, o primeiro dígito (1 ou 2) representa a etapa onde se enquadra o experimento, o segundo dígito (C ou T) representa se foi um ensaio de calorimetria ou de ciclo térmico, e os dois últimos dígitos, após o *hífen*, representam a numeração do ensaio. Por exemplo, o **CP2T-01** é o CP da etapa 2, de um ensaio de ciclo térmico “T”, número do ensaio “01”.

Figura 4.4 – Nomenclatura dos corpos de prova.

4.5 Ensaios para a aquisição dos ciclos térmicos de soldagem

4.5.1 Sistema de aquisição de dados

A **Figura 4.5** apresenta os sistemas SAPT[®] e SAP[®], ambos da empresa IMC, utilizados nos experimentos para a aquisição de dados. Os dados instantâneos de temperatura foram obtidos através do sistema SAPT[®], enquanto que os parâmetros de soldagem tensão do arco, corrente de soldagem e velocidade de alimentação do arame⁵⁰ foram obtidos através do sistema SAP[®]. Tanto os dados de temperatura quanto os dados referentes aos parâmetros de soldagem foram adquiridos a uma taxa de 5000 pontos por segundo⁵¹.

Figura 4.5 – Sistema de aquisição de dados, à esquerda SAPT[®] para aquisição dos dados de temperatura e à direita o SAP[®] para aquisição dos dados dos parâmetros de soldagem.

4.5.2 Determinação do início do regime quase estacionário

Conforme descrito em detalhes na seção 2.1.5, Granjon [29] propõe uma metodologia para a determinação do início do regime quase estacionário⁵², sugerindo soldar termopares, na face soldada, ao longo de uma linha paralela à linha central do

⁵⁰ Os dados de velocidade de alimentação do arame não foram coletados em todos os ensaios, pois, em alguns experimentos, notou-se que o sensor quando não posicionado corretamente, acabava por interferir na alimentação do arame.

⁵¹ Esta elevada taxa de aquisição é necessária em ensaios de soldagem para a correta visualização dos formatos de onda de corrente e tensão, uma taxa uma ordem de grandeza menor, por exemplo, poderia não ser capaz de revelar o formato de onda. Já para os dados de temperatura, esta taxa de aquisição se mostrou capaz de revelar transformações de fase, em outros estudos realizados no laboratório de soldagem da USP.

⁵² Para o caso do regime quase-estacionário puder ser de fato alcançado, podendo este não ser alcançado dependendo dos parâmetros de soldagem, geometria e material utilizados.

cordão. Foi feita, neste estudo, uma adequação da metodologia proposta por Granjon [29], soldando-se os termopares na linha central do cordão⁵³, mas na face oposta à face soldada, e não mais na face soldada como o mesmo propuzera. Sendo o primeiro termopar posicionado diretamente abaixo do ponto de abertura do arco, podendo-se visualizar o esquema proposto na **Figura 4.6a**. A **Figura 4.6b** apresenta os termopares soldados na face oposta, sendo a imagem obtida logo após a soldagem⁵⁴.

(a)

(b)

Figura 4.6 – a) Esquema do posicionamento dos termopares para a implementação da metodologia de Granjon; **b)** termopares soldados na face oposta (imagem obtida após a soldagem).

⁵³ Rigorosamente, não seria exatamente na linha central do cordão e sim em uma linha paralela à linha central localizada em outro plano.

⁵⁴ Pode-se visualizar a camada de óxido “familiar” com o formato alongado proveniente da soldagem.

4.6 Análise metalográfica

Após a realização dos experimentos de soldagem, as chapas seguiam para as etapas de corte. Primeiramente, realizavam-se os cortes longitudinais à frio⁵⁵, cortes paralelos ao cordão, e após esta etapa, efetuavam-se os cortes transversais nas linhas previamente marcadas, conforme se pode visualizar na **Figura 4.7**. Após estas etapas de corte, as faces a serem analisadas eram embutidas e seguiam para a etapa de polimento. As amostras eram então polidas em uma politriz automática com pasta de diamante até $1\mu\text{m}$ e atacadas com reagente químico Nital 2%, solução de ácido nítrico 2 ml (HNO_3) + 98 ml de álcool etílico ($\text{C}_2\text{H}_6\text{O}$), para a obtenção das macrografias. Utilizou-se a Lupa ZEISS® (**Figura 4.8**), juntamente com o software do equipamento AxioVision®, para a obtenção das macrografias e medidas⁵⁶ do cordão de solda. A **Figura 4.9** apresenta uma macrografia com as respectivas medidas.

Figura 4.7 – Sequência de cortes para a obtenção dos corpos de prova para análise metalográfica.

Figura 4.8 – Lupa ZEISS® utilizada para a obtenção das macrografias e medidas do cordão de solda.

⁵⁵ Com lubrificação contínua para o não aquecimento da chapa.

⁵⁶ Penetração, largura, reforço e diluição do cordão.

Figura 4.9 – Macrografia de um cordão de solda com algumas medidas fornecidas através do software *AxioVision* da ZEISS®.

Com o propósito de investigar as mudanças microestruturais e de microdureza ao longo do cordão, durante o regime transiente do início da soldagem, foram obtidas as macrografias e realizados os ensaios de dureza, *não convencionalmente*⁵⁷, na própria face soldada. Para a obtenção destes corpos de prova, foram realizados cortes até a obtenção de trechos retangulares preservando, aproximadamente, 40 mm de cordão, desde o seu início (**Figura 4.10a**). Após as etapas de corte, as amostras eram lixadas manualmente, desbastando o cordão de solda até que o mesmo ficasse no mesmo plano da face soldada. Durante o processo de lixamento, tomou-se o cuidado de preservar⁵⁸ a linha marcada referente ao ponto de abertura do arco, como se pode observar na **Figura 4.10b**. A **Figura 4.10c** apresenta o resultado do primeiro teste,

⁵⁷ Não convencionais pois comumente na área da soldagem são realizadas as macrografias, as micrografias, bem como os ensaios de dureza nas seções transversais do cordão e não na face da soldagem.

⁵⁸ Durante o processo de lixamento a linha que marcava o ponto de abertura do arco era consumida aos poucos. Quando a linha começava a sumir, primeiramente próximo às bordas, o processo de lixamento era então interrompido e a linha marcada novamente.

sem embutimento, para a obtenção da macrografia na face superior da chapa (face soldada). Neste primeiro teste, obteve-se dificuldade de garantir a planicidade da face sem o embutimento da amostra, visto que sem o embutimento não se tornava possível utilizar a politriz automática. Realizou-se uma segunda tentativa com a amostra embutida⁵⁹, utilizando-se a politriz automática, obtendo-se desta vez um resultado satisfatório (**Figura 4.10d**). Na **Figura 4.10d** ainda é possível visualizar, próximo às bordas do material, alguns trechos da linha marcada referente ao ponto de abertura do arco. Os trechos da linha marcada foram conectados através de uma linha vermelha, tornando possível visualizar o ponto de abertura do arco na macrografia.

Figura 4.10 – Etapas para a obtenção da macrografia do cordão na face soldada.

⁵⁹ Para o embutimento foram necessários cortes para a retirada das arestas da amostra, de modo a evitar acúmulo de tensões durante o embutimento que poderiam resultar em trincas no baquelite.

4.7 Ensaios de Dureza

Em todos os ensaios de microdureza *Vickers* realizados neste trabalho, utilizou-se um microdurômetro automático⁶⁰ da marca EMCOTEST® (**Figura 4.11a**) com a carga de 500g. Para a obtenção dos mapas de dureza das seções transversais, foram utilizadas aproximadamente mil impressões com espaçamento de 0,3 mm⁶¹. A **Figura 4.11b** apresenta a tela do *software* da EMCOTEST® na etapa de configuração da malha de pontos. Uma vez que os cordões apresentavam simetria, com o objetivo de diminuir o tempo de ensaio⁶², os mapas foram obtidos somente da metade dos CP.

Figura 4.11 – a) Microdurômetro e b) tela do *software* da EMCOTEST® com a malha de pontos.

A **Figura 4.12** apresenta a macrografia da seção transversal do cordão, o mapa de impressões de microdureza e a tela do *software* EMCOTEST® mostrando os resultados de microdureza em um gradiente de cores.

A **Figura 4.13** apresenta o mapa de impressões de microdureza da face superior do CP apresentado na **Figura 4.10**, utilizando também o espaçamento de 0,3 mm.

⁶⁰ O fato do microdurômetro ser automático fornece grande versatilidade ao ensaio, visto que poderia ser simplesmente inviável realizar, por exemplo, mil impressões de dureza manualmente.

⁶¹ A norma recomenda que o espaçamento entre impressões seja de, no mínimo, duas vezes e meia o comprimento médio da diagonal, de modo a evitar que uma impressão afete o valor da impressão vizinha. Neste estudo, o valor médio da diagonal no metal de base, região de menor dureza, fica em torno de 80 µm. Portanto, o espaçamento de 0,3 mm está de acordo com a recomendação da norma.

⁶² Com aproximadamente mil pontos, o tempo de ensaio ficava em torno de 20 horas.

Figura 4.12 – a) Macrografia da seção transversal do cordão de solda; **b)** Mapa de impressões de microdureza; **c)** Tela de visualização dos resultados de microdureza do *software* da EMCOTEST®.

Figura 4.13 – Mapa de impressões de microdureza da face superior da chapa.

4.8 Ensaios de calorimetria com nitrogênio líquido

Na seção 2.2.3, foram descritas as vantagens e desvantagens de cada método experimental (calorimetria) apresentado na literatura para a obtenção da energia entregue ao material e eficiência do arco. Neste estudo escolheu-se utilizar um calorímetro de N_2L . O motivo principal desta escolha consiste no fato que este sistema de medição não interfere no fluxo de energia no material durante a soldagem, já que a medição é realizada após o término da soldagem.

4.8.1 Bancada experimental

O projeto do calorímetro de N_2L utilizado neste estudo pode ser visualizado na **Figura 4.14**. A **Figura 4.14a** apresenta os componentes principais para o ensaio de calorimetria com N_2L : dispositivo para a movimentação do corpo de prova da posição horizontal até a cuba criogênica (*dewar*), *dewar* para armazenar o N_2L e balança para monitorar a vaporização do N_2L durante o ensaio de calorimetria. A **Figura 4.14b** apresenta o posicionamento do dispositivo de movimentação em relação ao deslocador linear e em relação à mesa de suporte⁶³.

Figura 4.14 – a) Principais componentes da bancada experimental para os ensaios de calorimetria: 1 – Dispositivo de para a movimentação do corpo de prova; 2 – Dewar; 3 – Balança digital e **b)** posicionamento do dispositivo em relação ao deslocador linear e em relação à mesa de suporte.

⁶³ Modificações não contempladas no projeto foram realizadas ao longo dos experimentos como, por exemplo, a fixação do dispositivo à mesa de suporte para a diminuição da oscilação do mesmo durante a movimentação do CP.

Neste trabalho, escolheu-se a posição plana de soldagem. Portanto, após o término da soldagem, necessita-se movimentar a chapa em 90° e soltá-la dentro do *dewar*, para o início do ensaio de calorimetria. A literatura [3,7,11,21] recomenda que o tempo de movimentação não exceda os 5s, pois caso o tempo exceda este valor, erros significativos pode ser alcançados no valor de energia medida no ensaio, conforme descrito na seção 2.2.3. Arevalo [11] foi o primeiro a automatizar esta movimentação, com o intuito de diminuir o erro humano neste processo, e obteve um tempo médio próximo dos 3,5 s. O dispositivo construído por Arevalo [11] foi utilizado em diversos estudos posteriores [7,12,23,39]. Com a finalidade de garantir um tempo de movimentação menor que 5s, projetou-se um dispositivo com um número menor de movimentos, em comparação ao dispositivo construído por Arevalo [11] (**Figura 2.50**). A **Figura 4.15** apresenta o dispositivo projetado neste estudo com apenas dois movimentos, a descida do corpo de prova seguida da liberação do mesmo no *dewar*.

Figura 4.15 – Sequência da movimentação do corpo de prova até o *dewar* para o ensaio de calorimetria com N₂L., a sequência das imagens é de cima para baixo e da esquerda para a direita.

Para os experimentos de calorimetria com N_2L foi utilizado um *dewar* com as dimensões de 175 mm de diâmetro interno e 400 mm de altura interna útil⁶⁴ com, aproximadamente, 10 litros de capacidade interna (**Figura 4.16a**). Tendo como objetivo amenizar o impacto do CP na leitura de massa, inseriu-se uma camada de borracha entre o *dewar* e a balança, conforme se pode visualizar na **Figura 4.16a**. Para a medição da massa do conjunto *dewar*- N_2L -CP foi utilizada uma balança digital da *Mettler Toledo*® com 30 kg de capacidade máxima e 5 g de resolução. Entretanto, 5 g de resolução não se mostrou adequado para a medição da massa depositada durante a soldagem⁶⁵, utilizando-se para este fim uma balança *Marte*® de 2 kg de capacidade máxima e 0,01g de resolução. Para a aquisição dos dados de massa durante o ensaio, utilizou-se uma *WebCam*⁶⁶ posicionada em frente do visor digital da balança (**Figura 4.16b**), similar à metodologia utilizada por Pépe [3]. Após a filmagem, os dados de massa (**Figura 4.17**) são obtidos através dos *frames* (ou quadros) do arquivo de vídeo⁶⁷.

Figura 4.16 – a) Recipiente *dewar* de aproximadamente 10 litros posicionado em cima da balança para o ensaio de calorimetria e **b)** sistema de monitoramento de variação de massa de N_2L .

⁶⁴ O recipiente *dewar* foi fabricado por encomenda com as suas dimensões idealizadas neste estudo, tendo duas dimensões escolhidas em das dimensões máximas dos CP. Escolheu-se o valor de 175 mm de diâmetro interno para garantir que o CP com 120 mm de largura entrasse no *dewar* com alguma folga, e o valor de 400 mm de altura interna útil foi idealizado de modo a garantir a total submersão do CP no N_2L .

⁶⁵ Para o cálculo da massa depositada são necessárias duas medições da massa do CP, uma antes e outra após a soldagem.

⁶⁶ Primeiramente foi considerado o uso de uma *WebCam*, mas adotou-se por fim a utilização da câmera de um celular, devido a qualidade superior da câmera e possibilidade de gravar os vídeos no mesmo.

⁶⁷ A obtenção dos dados de massa via análise dos frames do vídeo é um processo cansativo, demandando em torno de 40 min a 1 hora para cada ensaio, sendo um limitante desta metodologia.

Figura 4.17 – Dados de massa durante o ensaio de calorimetria obtidos através da análise dos frames da filmagem do visor da balança digital.

A **Figura 4.18a** apresenta o CP posicionado no dispositivo de movimentação, durante o processo de soldagem, momentos antes do início do ensaio de calorimetria pós soldagem. Já a **Figura 4.18b** apresenta o CP posicionado dispositivo de movimentação para o ensaio de calorimetria à temperatura ambiente.

(a)

(b)

Figura 4.18 – Chapa posicionada no dispositivo de movimentação, alguns instantes antes do início do ensaio de calorimetria **a)** após a soldagem e **b)** à temperatura ambiente.

4.8.2 Cálculo da energia absorvida no ensaio de calorimetria

O ensaio de calorimetria com N₂L consiste em determinar a massa de N₂L vaporizada⁶⁸ devido, somente, à troca de energia com o corpo de prova, descontando a massa de N₂L evaporada⁶⁹ devido à troca de energia com o meio. A **Figura 4.19** apresenta a curva de massa típica de um ensaio de calorimetria, sendo possível identificar quatro regiões distintas [7].

Figura 4.19 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria [7].

Na **Figura 4.19**, a *região 1* é referente ao momento antes da inserção do corpo de prova no *dewar*, onde ocorre somente a evaporação do N₂L, proveniente da troca de energia com o meio ambiente. A *região 2* é caracterizada pelo aumento de massa devido à inserção do corpo de prova no *dewar*. Na *região 3* ocorre uma vaporização mais acelerada do N₂L em virtude da troca de energia com o corpo de prova. A *região 4* se inicia a partir do momento em que CP e o N₂L atingem o equilíbrio térmico, no entanto, o N₂L continua a trocar energia com o meio, retornando a uma taxa de evaporação similar à da *região 1*.

Conforme descrito na seção 2.2.3, para a obtenção da energia absorvida E_{abs} no ensaio de calorimétrica, devido somente à transferência de energia do arco elétrico

⁶⁸ Vaporização: Mudança de fase de líquido para gasoso.

⁶⁹ Evaporação: Vaporização lenta que ocorre devido a troca de energia com o meio ambiente.

para a chapa, são necessários dois ensaios de calorimetria. No primeiro ensaio, realizado imediatamente após a soldagem, obtém-se a energia absorvida pelo N₂L ($E_{abs,s}$) resultante somente da troca de energia com o CP aquecido pelo arco elétrico⁷⁰. Analogamente, na segunda etapa, obtém-se a parcela da energia absorvida pelo N₂L ($E_{abs,0}$) resultante somente da troca de energia com o CP na temperatura ambiente. Após a obtenção dos valores de $E_{abs,s}$ e $E_{abs,0}$, E_{abs} pode ser obtido através de:

$$E_{abs} = E_{abs,s} - E_{abs,0} \quad (50)$$

ou

$$E_{abs} = L_{vap,N_2} (m_{vap,s} - m_{vap,0}) \quad (51)$$

sendo L_{vap,N_2} a entalpia de vaporização do nitrogênio, adotando-se o valor de 198,4 J/g⁷¹, e $m_{vap,s}$ e $m_{vap,0}$ são os valores de massa vaporizada de N₂L durante os ensaios de calorimetria, respectivamente, pós soldagem e na temperatura ambiente, calculados através de:

$$m_{vap,s} = m_{CP} + m_1 - m_2 - m_{eva} \quad (52)$$

$$m_{vap,0} = m_{CP} + m_1 - m_2 - m_{eva} \quad (53)$$

onde m_{CP} é a massa do CP, m_1 é referente ao ponto onde o CP começou a exercer influência na leitura de massa (ponto que separa a *região 1* da *região 2*), m_2 é referente ao ponto onde o CP entra em equilíbrio com o N₂L, m_{eva} é a massa evaporada no intervalo de tempo onde há troca de energia entre o CP e o N₂L (massa evaporada na *região 3*)⁷². A massa m_{eva} é obtida através:

$$m_{eva} = \Delta t \times R_{evap} = (t_2 - t_1) \times R_{evap} \quad (54)$$

⁷⁰ O CP aquecido após a soldagem, em relação ao N₂L, apresenta duas parcelas de energia, uma parcela é referente à energia transferida pelo arco elétrico e outra parcela é referente à massa do CP na temperatura ambiente. Visto que, o CP na temperatura ambiente está, aproximadamente, 200°C acima da temperatura do N₂L.

⁷¹ mesmo valor adotado por Arevalo [74] e Liskevych [7]

⁷² Este termo não é considerado no cálculo por alguns autores como Liskevych [7], talvez por não ter sido considerado como significativo.

onde R_{evap} é a taxa de evaporação do N₂L em kg/s ou g/min , Δt é o intervalo de tempo referente à transferência de energia entre o CP e o N₂L, obtido através dos tempos t_1 e t_2 , respectivamente, o tempo onde o CP começou a exercer influência na leitura de massa e o tempo onde o CP atingiu o equilíbrio com o N₂L.

Para obter os valores de m_1 e m_2 foi elaborada uma rotina em linguagem *WOLFRAM*, na plataforma *Wolfram Mathematica*®, onde são aproximadas funções para cada uma das regiões 1, 2, 3 e 4 da curva de massa. A **Figura 4.20** apresenta a curva de massa com as funções aproximadas⁷³ de cada região. Os pontos $\{m_1, t_1\}$ e $\{m_2, t_2\}$, em vermelho, são obtidos, respectivamente, através da solução de um sistema linear e através da solução de um sistema não linear.

Figura 4.20 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria.

4.8.3 Validação dos ensaios de calorimetria para chapa na temperatura ambiente

Com o propósito de investigar a influência de m_{CP} sobre os valores de $m_{vap,0}$, Pépe [3] realiza ensaios com diferentes valores de m_{CP} para um mesmo material do CP (aço carbono), encontrando uma relação linear entre $m_{vap,0}$ e m_{CP} . Pépe [3] então recomenda utilizar a equação ajustada de $m_{vap,0}$ ao invés do valor experimental,

⁷³ Nas regiões 1, 2 e 4 foi possível aproximar os pontos por funções polinomiais de primeira ordem, somente na região 3 foi preciso utilizar uma função não linear, obtendo-se um ajuste satisfatório ao se utilizar uma função polinomial logarítmica de segunda ordem.

informando que deste modo seriam obtidos valores mais acurados de $E_{abs,0}$. Seguindo a recomendação de Pépe [3], foram realizados os ensaios exploratórios apresentados na **Tabela 4.6**, para diferentes valores de m_{CP} para chapas de aço carbono ASTM A36, ensaios estes que deram início à *etapa 1* desta tese. Em relação às dimensões dos CP, utilizaram-se chapas de 200 mm de comprimento e 120 mm de largura⁷⁴, conforme descrito na *seção 4.1*, e 6,35 mm para a espessura nominal⁷⁵. Pode-se visualizar na **Tabela 4.6**, em todos os ensaios, encontrou-se um valor de R_{evap} maior na *região 1* ($R_{evap,1}$) do que na *região 4* ($R_{evap,4}$)⁷⁶. Neste estudo, para a obtenção dos valores m_{eva} , necessários para o cálculo $m_{vap,0}$, foram utilizados os valores de $R_{evap,4}$ ⁷⁷. Por fim, conforme se pode observar na **Figura 4.21**, encontrou-se uma relação linear entre m_{CP} e $m_{vap,0}$ similar à encontrada por Pépe [3], com um valor de R^2 próximo de 1 para o ajuste da reta (em vermelho).

Tabela 4.6: Comparação das taxas de evaporação do N₂L em diferentes condições ambientais para chapas de aço carbono ASTM A36 de diferentes massas.

Ensaio	Data	Hora	m_{CP} (g)	u_0 (%)	T_0 (°C)	$R_{evap,1}$ (g/min)	$R_{evap,4}$ (g/min)	$m_{vap,0}$
1	12/01/17	19:38	294,1	72 ± 5%	24,4 ± 1°C	4,86	2,93	121,7
2	12/01/17	20:05	294,1	74 ± 5%	23,9 ± 1°C	4,31	2,25	123,5
3	12/01/17	20:33	240,0	63 ± 5%	24,0 ± 1°C	4,29	2,65	103,9
4	13/01/17	18:42	294,1	72 ± 5%	23,9 ± 1°C	4,61	2,69	125,2
5	13/01/17	19:36	240,0	64 ± 5%	25,3 ± 1°C	4,24	2,89	100,3
6	13/01/17	20:40	240,0	69 ± 5%	24,9 ± 1°C	4,09	2,36	103,8
7	17/01/17	19:42	1206,6	72 ± 5%	24,6 ± 1°C	4,84	3,11	476,5
8	18/01/17	17:45	1197,5	79 ± 5%	23,1 ± 1°C	4,46	2,18	473,2
9	19/01/17	17:10	1211,7	78 ± 5%	22,9 ± 1°C	4,49	2,59	480,2
10	19/01/17	17:40	1206,8	79 ± 5%	22,7 ± 1°C	3,95	2,00	477,2
11	19/01/17	18:40	1197,5	79 ± 5%	22,5 ± 1°C	4,29	2,24	472,8
12	20/01/17	18:12	1213,6	72 ± 5%	24,4 ± 1°C	4,26	2,20	484,6
13	20/01/17	18:43	1208,1	73 ± 5%	23,4 ± 1°C	3,84	2,20	480,7
14	20/01/17	19:16	1203,9	76 ± 5%	22,7 ± 1°C	3,75	1,89	477,4
15	20/01/17	19:45	1197,5	77 ± 5%	22,6 ± 1°C	3,83	2,05	471,9

u_0 = umidade relativa do ar ambiente.

⁷⁴ Para a realização dos ensaios com CP's de menor massa (abaixo de 1kg), foram realizados cortes transversais nas chapas de 200 X 120 X 6,35 mm (Comprimento X Largura X Espessura).

⁷⁵ Durante toda a *etapa 1* foram utilizadas chapas de mesma espessura nominal de 6,35 mm.

⁷⁶ Formulou-se a hipótese de que, na *região 4*, a presença do CP oferece uma resistência mecânica para o movimento ascendente das bolhas de N₂G, visto que, comumente, a chapa fica inclinada dentro do *dewar* após o mergulho. Consequentemente, acaba ocorrendo a diminuição da taxa de evaporação.

⁷⁷ A região de interesse para o cálculo de m_{eva} é a *região 3*, onde a chapa já está inserida no *dewar*, podendo-se supor que nesta região o valor de R_{evap} é mais próximo de $R_{evap,4}$ do que de $R_{evap,1}$.

Figura 4.21 – Relação entre a massa da amostra m_{CP} e a massa de nitrogênio vaporizada $m_{vap,0}$ durante ensaios de calorimetria à temperatura ambiente.

A **Tabela 4.7** apresenta a comparação entre a função ajustada neste estudo com a função obtida por Pépe [3] para a previsão de $m_{vap,0}$, podendo-se constatar equivalência entre as funções, possivelmente por que em ambos os casos foram utilizadas chapas de aço baixo carbono⁷⁸.

Tabela 4.7: Comparação entre modelos de previsão de massa vaporizada no ensaio de calorimetria com nitrogênio líquido para chapas de aço carbono na temperatura ambiente.

Autor	Material	modelo	R^2
Neste estudo	ASTM A36	$m_{vap,0} = 9,3528 + 0,3883 m_{CP}$	0,9999
Pépe [3]	Aço Carbono*	$m_{vap,0} = 0,3747 m_{CP}$	0,9992

Como intuito de averiguar o quanto a mudança de material afetaria a vaporização do N_2L , foram realizados, neste estudo, ensaios com chapas de diferentes materiais. A comparação entre as funções ajustadas pode ser observada na **Figura 4.22**. Encontrou-se que o material do CP afeta de forma significativa a vaporização do N_2L , não se podendo utilizar a função ajustada de um aço carbono, por exemplo, para prever a vaporização de N_2L ao se utilizar outro material.

⁷⁸ Pépe [3] não especifica o aço carbono utilizado mas apresenta a composição química do mesmo em seu trabalho. A composição química do aço de Pépe [3] é próxima à composição química apresentada na seção 5.1.1 para o aço ASTM A36, podendo-se afirmar que ambos são aços carbono similares.

Figura 4.22 – Comparativo entre as funções ajustada neste estudo e no estudo de Pépe [3].

Após o aparente sucesso em ajustar modelos de previsão $m_{vap,0}$ somente em função de m_{CP} ($R^2 \cong 1$), inclusive para diferentes materiais, excluiu-se, *a priori*, a hipótese de haver outros fatores significativos para $m_{vap,0}$ como, por exemplo, a temperatura ambiente T_0 ou a umidade relativa do ar H_0 . Uma vez que somente m_{CP} influenciasse no valor de $m_{vap,0}$, não haveria problema em realizar o segundo ensaio da chapa à T_0 horas após o primeiro ensaio (pós soldagem), mesmo que isso significasse realizar ensaios de em condições ambientais distintas⁷⁹. Sendo esta prática adotada neste estudo, não se seguindo, portanto, a recomendação da literatura [7,75] de realizar o ensaio à temperatura ambiente imediatamente⁸⁰ após o seu respectivo ensaio pós soldagem. Esta prática se mostrou ao mesmo tempo um erro e uma boa oportunidade. Mostrou-se um erro pois, conforme constatado *a posteriori*, a baixa variação entre os valores de T_0 nos experimentos exploratórios (**Tabela 4.6**) de, aproximadamente, 3°C, mascarou o efeito de T_0 sobre $m_{vap,0}$. Todavia, conforme os experimentos avançaram, a variação entre os valores máximos e mínimos de T_0 aumentou, de modo que se constatou que o modelo apresentado na **Tabela 4.7** foi perdendo eficácia gradualmente, até o ponto em que erros significativos

⁷⁹ Com valores de T_0 em H_0 diferentes em relação ao primeiro ensaio pós soldagem.

⁸⁰ Respeitando-se o tempo para o equilíbrio térmico do CP com o ambiente.

eram obtidos ao utilizá-lo. É importante frisar que mesmo de posse do modelo, não se deixou de realizar os ensaios de calorimetria na temperatura ambiente. Consequentemente, ao término da *etapa 2*, vários ensaios haviam sido realizados em várias condições ambientais, totalizando 53 ensaios dos quais foram aproveitados 47 (*Apêndice E*), sendo esta a boa oportunidade citada anteriormente. A partir deste banco de dados de experimentos, realizou-se uma regressão linear múltipla para a identificação dos fatores que de fato influenciam em $m_{vap,0}$ e, havendo mais algum fator além de m_{CP} , seria gerado um novo modelo. Primeiramente, através da *Regressão dos Melhores Subconjuntos*⁸¹ (*Apêndice F*), identificou-se que ao se utilizar como fatores as variáveis independentes: m_{CP} , T_0 , $R_{evap,1}$ e $R_{evap,4}$ se obtinham os menores valores de *erro quadrático S*, menor valor de *CP de Mallows*. Tendo sido identificados os fatores mais significativos em $m_{vap,0}$, obteve-se o novo modelo apresentado na eq.(55) via regressão linear múltipla, após exclusão dos termos não significativos utilizando o método *Stepwise*. Os *gráficos de resíduos* desta regressão se encontram no *Apêndice G*, podendo-se observar distribuição normal dos resíduos, atestando a qualidade da regressão.

$$\begin{aligned}
 m_{vap,0} = & 70,1 + 0,3428 m_{CP} + 7,05 T_0 - 48,7 R_{evap,1} - 36,3 R_{evap,4} \\
 & + 0,01046 m_{CP} R_{evap,1} - 2,036 T_0 R_{evap,4} \\
 & + 17,90 R_{evap,1} R_{evap,4}
 \end{aligned} \tag{55}$$

⁸¹ Tradução do inglês de *Best Subsets Regression*, técnica de “triagem” de fatores significativos em regressões múltiplas, disponível em *softwares* comerciais como *Minitab*.

5 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Conforme mencionado na *seção 4.4*, os experimentos foram desenvolvidos ao longo de duas etapas distintas, denominadas *etapas 1* e *2*. No entanto, para o melhor entendimento dos resultados, este capítulo será apresentado em três *seções*. Na primeira parte, *seção 5.1*, serão apresentados alguns dos resultados da *etapa 1*, enquanto que nas *seções 5.2* e *5.3* se apresentam os resultados da *etapa 2*. A *seção 5.1* engloba, principalmente, os resultados dos experimentos realizados com o intuito de investigar os efeitos do regime transiente na soldagem. Na sequência, encontra-se a *seção 5.2*, onde são apresentados e interpretados os modelos empíricos obtidos via MSR, focando principalmente nos resultados obtidos via calorimetria com N_2L . Na terceira e última parte, *seção 5.3*, são apresentados os resultados, respectivamente, dos experimentos para a obtenção dos ciclos térmicos e das simulações computacionais, ambos para chapas de diferentes *espessuras relativas*. Nesta última *seção* também será apresentado o *passo a passo* do desenvolvimento do modelo preditivo de taxa de resfriamento para diferentes valores de espessura relativa τ . Por fim, encerrando o capítulo, o modelo desenvolvido será testado em relação à sua capacidade preditiva, sendo utilizado em conjunto com um modelo empírico de previsão de dureza na zona fundida.

5.1 Efeitos do regime transiente na soldagem

Conforme mencionado nas *seções 2.1.9* e *3.1*, no desenvolvimento dos modelos analíticos de transferência de calor na soldagem, Rosenthal [17] assume a hipótese de que o *regime quase estacionário* fora alcançado. Ao adotar esta hipótese, Rosenthal [17] pôde então eliminar o termo referente ao tempo da equação diferencial parcial que descrevia o fenômeno de transferência de calor, simplificando por sua vez o processo de obtenção da solução. Consequentemente, os modelos de previsão de taxa de resfriamento, derivados a partir dos modelos analíticos de Rosenthal [17], são válidos apenas e tão somente no regime *quase estacionário*. Portanto, pode-se imaginar que, dentro do contexto desta tese, o entendimento de quando o *regime quase estacionário* é de fato alcançado se mostrou uma questão fundamental. Pois, tornava-se necessário garantir que os valores experimentais utilizados para o

desenvolvimento dos modelos fossem coletados após o *regime quase estacionário* ter sido de fato alcançado.

Com o propósito de investigar as consequências do *regime quase estacionário* não ser alcançado durante a soldagem, *i.e.*, investigar os efeitos do regime transiente do início do cordão, foram realizados os experimentos apresentados ao longo das subseções da seção 5.1. Para tanto, foi necessário desenvolver, primeiramente, uma metodologia numérico-experimental para a obtenção dos termos do balanço de energia na soldagem, conforme descrito na seção 5.1.1.

5.1.1 Determinação dos termos do balanço de energia na soldagem

5.1.1.1 Metodologia para o cálculo dos termos do balanço de energia

Para o cálculo dos termos dos balanços de energia são propostas três etapas de cálculo. Primeiramente, será utilizada a metodologia proposta por Liskevych [7,12] para o cálculo da *energia bruta por comprimento de solda* H_b . Na segunda etapa, propor-se-á neste estudo, calcular a *energia remanescente por comprimento de solda* H_r , obtida a partir dos valores de H_{abs} dos ensaios de calorimetria por N₂L no regime *quase estacionário*. Na terceira e última etapa, calcular-se-á H_p , energia perdida através das superfícies livres para as vizinhanças, por comprimento de solda, obtida a partir do balanço de energia na soldagem.

Primeiramente, sugere-se que o erro intrínseco de medição referente ao tempo de soldagem (ou comprimento do cordão) descrito pela literatura [3,7,11] não deva ser considerado um *erro de medição*. Pois, conforme mencionado na seção 2.2.4, as perdas de energia que ocorrem através das superfícies do material durante a soldagem, no regime *quase estacionário*, são uma característica do próprio processo.

Arevalo [11] analisou a influência do aumento do valor de l_c , utilizando o processo de soldagem TIG, nos valores da energia absorvida por comprimento de solda H_{abs} obtidos via calorimetria com N₂L. O autor encontrou que, variando-se o valor de l_c de 8 para 12 mm, o valor H_{abs} diminuiu significativamente, entretanto, não houve diminuição no valor de H_{abs} ao variar o valor de l_c de 12 para 16 mm. Arevalo [11] não elaborou hipóteses sobre esta aparente contradição acerca da influência de l_c sobre os valores de H_{abs} .

Posteriormente, Liskevych [7] realiza uma análise similar à de Arevalo [11], avaliando a influência do aumento de l_c sobre os valores de H_{abs} . Liskevych [7] utilizou na sua análise mais valores de l_c , conforme demonstrado na **Figura 2.51**. A curva obtida por Liskevych [7] (**Figura 2.51**) apresenta um comportamento assintótico dos resultados de H_{abs} para maiores valores de l_c , *i.e.*, a diferença entre os valores de H_{abs} tende a diminuir com o aumento de l_c , transformando a curva exponencial em uma reta. Todavia, Liskevych [7], similarmente à Arevalo [11], não apresenta justificativa ou elabora hipóteses do porquê da não variação de H_{abs} para maiores valores l_c . Elaborou-se, neste estudo, a hipótese de que o comportamento assintótico de H_{abs} tem como causa a mudança do *regime transiente* para o regime *quase estacionário*.

Com intuito de tornar mais evidente a relação entre o comportamento assintótico da função de H_{abs} e o regime *quase estacionário*, elaborou-se o diagrama esquemático da **Figura 5.1**. Na parte inferior da **Figura 5.1** encontra-se o gráfico da E_{abs} , em kJ , e na parte superior encontra-se o gráfico de H_{abs} , em J/mm . Pode-se observar que os valores de E_{abs} medidos em um ensaio calorimétrico aumentam conforme se aumenta l_c . Já para os valores de H_{abs} , pode-se ver que os mesmos diminuem com o aumento de l_c até a função adquirir um comportamento assintótico. Para explicar o porquê do comportamento assintótico da função de H_{abs} , foram construídos os blocos acima dos gráficos. Os blocos representam o *volume de controle* (VC) que engloba somente a chapa metálica durante a soldagem a arco. As setas em verde, direcionadas para baixo, representam a energia que entra no VC proveniente do arco elétrico, representando o próprio valor de H_b . As setas em vermelho, direcionadas para cima, representam a energia que sai do VC através das superfícies do material, devido aos mecanismos de convecção e radiação. Para os menores valores de l_c , o tempo de soldagem é demasiado pequeno, havendo pouco tempo para que a energia, instantes antes adicionada ao material, seja dissipada através das superfícies. Conforme o valor de l_c aumenta, as áreas aquecidas nas superfícies também aumentam, incrementando, por conseguinte, a intensidade dos mecanismos de convecção e radiação. Todavia, o incremento nos mecanismos de convecção e radiação diminui com o tempo, havendo um momento em que estes assumem valores constantes. Consequentemente, a energia que permanece dentro do volume de controle, *i.e.*, a *energia remanescente por comprimento de solda* H_r , em

J/mm , também atinge um valor constante. Neste momento, a distribuição de temperaturas ao redor da fonte de calor assume a sua forma final e, por definição, o regime *quase estacionário* é alcançado.

Figura 5.1 – Diagrama da relação entre o balanço de energia no material, a energia absorvida por comprimento de solda H_r (J/mm) e o regime quase estacionário.

Vale atentar que, calculando-se o valor do assintótico da curva de H_{abs} , obter-se-ia o valor da energia absorvida por comprimento de solda do regime quase estacionário ($H_{abs,QE}$). Entretanto, este valor ainda não seria o valor de H_r . Pois, conforme ilustrado na **Figura 5.2**, ainda existirá uma parcela de energia perdida através das superfícies do material durante o intervalo de tempo t_m , tempo decorrido na movimentação do corpo de prova até o *dewar* com N_2L , após o término da soldagem. Seguindo este raciocínio, a relação entre $H_{abs,QE}$ e H_r é dada por:

$$H_r = H_{abs,QE} + H_{pm} \quad (56)$$

onde H_{pm} é a energia perdida na movimentação do corpo de prova até o *dewar* em J/mm . Contudo, para valores de t_m abaixo de 5 s, conforme recomendação da

literatura [3,7,11], o valor de H_{pm} pode ser considerado desprezível, podendo-se adotar que $H_r \cong H_{abs,QE}$.

Figura 5.2 – Esquema com apresentando a separação entre os tempo de soldagem e o tempo de movimentação do corpo de prova até o Dewar (adaptado de Vilarinho [93]).

Uma vez que H_b e H_r sejam conhecidos, todos os termos do balanço de energia podem, então, ser calculados, a energia perdida através das superfícies (H_p), em J/mm , pode ser calculada através da diferença entre os valores de H_b e H_r .

5.1.1.2 Experimentos de calorimetria ao longo dos regimes *transiente* e *quase estacionário*

Além dos parâmetros constantes citados na seção 4.2.1, nos ensaios de calorimetria desta seção, foram fixados os valores da velocidade de soldagem v_s em 5,345 mm/s e da tensão nominal em 19 V (**Figura 5.3**).

Figura 5.3 – Parâmetros selecionados no equipamento de soldagem.

Com o intuito de testar a metodologia descrita na seção 5.1.1, foram realizados ao todo 21 ensaios de calorimetria⁸² com diferentes valores de comprimento de cordão l_c . Todavia, descartaram-se 11 ensaios por não cumprirem com os requisitos do ensaio de calorimetria com N_2L ⁸³, restando os ensaios apresentados na **Tabela 5.1**.

Tabela 5.1: Parâmetros de soldagem dos ensaios de calorimetria para diferentes valores de l_c .

CP	l_c (mm)	t_s (s)	$m_{CP,i}$ (g)	$m_{CP,f}$ (g)	m_d (g)	U^{Med} (V)	I^{Med} (A)	P_a^{Inst} (W)	E_a (kJ)	H_a (J/mm)
1C-01	4,26	0,80	1197,33	1197,51	0,18	22,30	166,61	3661,27	2,92	685,00
1C-02	8,56	1,60	1202,74	1203,52	0,78	22,38	160,98	3563,07	5,70	666,63
1C-03	16,57	3,10	1212,24	1213,57	1,33	22,57	159,38	3580,58	11,10	669,90
1C-04	21,92	4,10	1203,13	1205,24	2,11	22,62	160,00	3603,15	14,78	674,13
1C-05	32,60	6,10	1201,46	1204,49	3,04	22,53	152,86	3420,89	20,87	640,03
1C-06	37,95	7,10	1194,24	1197,81	3,58	22,69	153,92	3475,31	24,67	650,21
1C-07	37,96	7,10	1208,81	1212,42	3,61	22,60	154,36	3468,78	24,63	648,99
1C-08	53,98	10,10	1201,40	1206,45	5,05	22,56	152,67	3432,13	34,66	642,13
1C-09	64,67	12,10	1192,24	1198,38	6,14	22,66	151,85	3427,17	41,47	641,20
1C-10	64,67	12,10	1201,60	1207,75	6,15	22,64	151,10	3402,85	41,17	636,65
$\bar{x}$:			1201,52			22,56	156,37	3503,52		655,49
s :			6,04			0,12	5,08	90,79		16,99
CV:			0,50 %			0,54 %	3,25 %	2,59 %		2,59 %

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min; v_s de 5,345 mm/s, DBCP de 12 mm e tensão nominal de 19V.

Na parte inferior da **Tabela 5.1** são apresentadas as médias ($\bar{x}$), os desvios padrões amostrais (s) e os coeficientes de variação (CV)⁸⁴ dos parâmetros medidos. Obteve-se um CV máximo de 3,25% para a corrente de soldagem I^{Med} e apenas 2,59% para H_a , sendo ambos os valores considerados baixos, ou seja, dentro da tolerância comumente adotada na engenharia de 5%. Entretanto, cabe uma ressalva em relação à variação de H_a , apesar do baixo valor de CV, pode-se observar uma tendência de aumento do valor de H_a conforme se diminui o tempo de soldagem t_s . Isto se deve ao fato de que na abertura do arco, imediatamente após o período de tensão em vazio, tem-se um breve período de instabilidade da corrente, caracterizado por um pico de corrente e, conseqüentemente, um pico nos valores de potência do arco (P_a). Portanto, conforme se diminui t_s , os valores mais elevados de P_a do início

⁸² Mais precisamente, foram realizados 21 pares de ensaios, um ensaio pós soldagem somado ao respectivo ensaio na temperatura ambiente, totalizando 42 ensaios de calorimetria.

⁸³ Respingo excessivo, choque na chapa na boca do dewar, tempo de movimentação superior a 5s, fluxo de ar excessivo próximo ao dewar, entre outros inconvenientes.

⁸⁴ Também conhecido como *desvio padrão relativo*, razão do desvio padrão pela média.

da soldagem tendem a se tornar mais representativos no cálculo da potência instantânea média P_a^{Inst} , resultando no aumento de H_a . Para a melhor visualização deste fenômeno, foram calculados os valores de U^{Med} , I^{Med} e P_a^{Inst} a cada 0,25 s, podendo-se visualizar na **Figura 5.4** os valores mais elevados de I^{Med} e P_a^{Inst} no início da soldagem.

Figura 5.4 – Valores médios dos parâmetros de soldagem calculados a cada 0,25 s - CP1T-10. **a)** tensão média aritmética U^{Med} ; **b)** corrente média aritmética I^{Med} ; **c)** potência instantânea média P_a^{Inst} .

Vale atentar que, para os cálculos de calorimetria se necessita do valor da massa final do CP ($m_{CP,f}$), massa do CP após a soldagem⁸⁵, não sendo necessário a medição da massa inicial do CP ($m_{CP,i}$), massa do CP antes da soldagem. Contudo, em todos os ensaios foram medidos os valores de $m_{CP,i}$ e $m_{CP,f}$, obtendo-se o valor da massa depositada (m_d) durante a soldagem⁸⁶. A partir dos valores de m_d foi possível realizar uma verificação em relação à estabilidade do processo, uma vez que, ainda havia a preocupação do período inicial de instabilidade do arco pudesse interferir no valor de H_b , que ofereceria uma restrição em relação ao emprego na metodologia proposta para o cálculo do balanço de energia⁸⁷. Formulou-se a seguinte hipótese acerca da influência de t_s sobre os valores de m_d . Se todos os ensaios correspondessem a um mesmo nível, *i.e.*, se instabilidade inicial do arco não afetasse significativamente o processo, seria plausível obter uma relação linear entre m_d e t_s (ou entre m_d e l_c ⁸⁸). A **Figura 5.5** apresenta os valores de experimentais de m_d em função dos valores de l_c .

Figura 5.5 – Massa depositada m_d versus comprimento do cordão l_c .

⁸⁵ No ensaio de calorimetria a chapa é inserida no *dewar* somente após a soldagem.

⁸⁶ Repetiu-se este procedimento em todos os ensaios de calorimetria realizados posteriormente.

⁸⁷ Na metodologia proposta, pressupõe-se um valor de energia bruta por comprimento de solda (H_b) constante, mesmo para valores menores de tempo de soldagem (ou comprimento de cordão).

⁸⁸ Vale lembrar que neste estudo o deslocador linear foi sempre acionado instantes antes do início da soldagem de modo de se ter a velocidade de soldagem constante durante todo tempo de arco aberto. Consequentemente, tanto faz neste estudo se referir a *tempo de soldagem* ou *comprimento de cordão*.

A **Tabela 5.2** apresenta o resultado da regressão linear utilizando como modelo uma equação linear⁸⁹. Os valores elevados ($\cong 1$) do R^{290} e do R^2_{ajust} indicam como verdadeira a relação linear entre m_d e l_c . Portanto, o bom ajuste pode indicar a não significância da instabilidade inicial do arco sobre os fenômenos estudados.

Tabela 5.2: Modelo de m_d obtido via regressão linear.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$m_d = -0,14491 + 0,09738 l_c$	0,99854	0,99836

De modo a continuar a investigação sobre a influência da instabilidade inicial do arco, analogamente ao estudo de m_d , analisou-se desta vez a influência de l_c sobre a energia do arco E_a . Novamente, se a instabilidade inicial do arco não fosse significativa, seria razoável imaginar uma relação linear entre E_a e l_c . A **Figura 5.6** apresenta os valores de E_a em função de l_c , podendo-se observar uma possível relação linear entre ambos, relação a ser confirmada após análise dos valores de R^2 .

Figura 5.6 – Energia do arco E_a versus comprimento do cordão l_c .

⁸⁹ Soa redundante “regressão linear para uma função linear”, entretanto, conforme descrito na seção 4.3, utiliza-se *regressão linear* mesmo para modelos de ordem superiores. O “linear” de regressão linear é proveniente da exigência de linearidade dos coeficientes, condição necessária para o uso do *método dos mínimos quadrados* (MMQ), e não linearidade em relação a função regredida.

⁹⁰ Não confundir o *coeficiente de determinação* R^2 com o *coeficiente de correlação* (*coeficiente de Person*) r^2 . Na correlação se pressupõe um par de variáveis aleatórias, sendo neste caso l_c uma variável *não* aleatória. Já R^2 se refere a uma correlação, neste caso, não entre m_d e l_c , mas sim entre a resposta predita pelo modelo e a resposta experimental.

A **Tabela 5.3** apresenta equação linear ajustada, visualizada na **Figura 5.6**, e as estatísticas da regressão linear. Novamente, obtiveram-se valores elevados de R^2 e R^2_{ajust} , apontam como verdadeira a relação linear entre E_a e l_c . Consequentemente, atestando a não significância da instabilidade inicial do arco nos fenômenos estudados⁹¹, permitindo o uso da metodologia proposta para o cálculo dos termos do balanço de energia.

Tabela 5.3: Modelo de E_a obtido via regressão linear.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$E_a = -0,46855 + 0,63325 l_c$	0,99973	0,99969

A **Tabela 5.4** apresenta os termos descritos na seção 4.8, necessários para a obtenção dos valores de E_{abs} , H_{abs} e η_{abs} . Vale atentar que os valores de $E_{abs,0}$, necessários para o cálculo de E_{abs} , foram obtidos através da eq. (55), em função dos valores de T_0 , $R_{evap,1}$ e $R_{evap,4}$, conforme descrito no final da seção 4.8.3. Analisando a **Tabela 5.4**, pode-se constatar que o valor da energia absorvida (E_{abs}) aumenta conforme se aumenta o valor de l_c , visualizando-se esta relação na **Figura 5.7**. Este resultado já era esperado, pois P_a , e v_s foram mantidos constantes, portanto, quanto maior o valor de l_c maior também o tempo de contato da chapa com a fonte de calor.

Tabela 5.4: Dados obtidos através dos ensaios de calorimetria com nitrogênio líquido para a obtenção dos valores de E_{abs} , H_{abs} e η_{abs} para diferentes valores de l_c .

CP	l_c (mm)	T_0 (°C)	$R_{evap,1}$ (g/min)	$R_{evap,4}$ (g/min)	Δt (s)	$m_{vap,s}$ (g)	$E_{abs,s}$ (kJ)	$E_{abs,0}$ (kJ)	E_{abs} (kJ)	H_{abs} (J/mm)	η_{abs} (%)
1C-01	4,26	24,2	4,32	2,25	112,92	488,0	96,82	94,51	2,31	543,26	79,31
1C-02	8,56	28,9	4,74	2,51	116,06	511,5	101,48	97,10	4,38	512,20	76,83
1C-03	16,57	23,9	4,00	1,93	117,32	525,9	104,33	96,17	8,16	492,25	73,48
1C-04	21,92	25,7	4,35	2,58	118,63	533,0	105,74	95,15	10,59	482,89	71,63
1C-05	32,60	29,5	4,84	2,18	119,87	569,6	113,02	98,21	14,81	454,05	70,94
1C-06	37,95	28,9	4,74	2,35	123,28	575,9	114,26	96,99	17,27	455,12	70,00
1C-07	37,96	29,2	4,55	2,11	121,57	584,6	115,98	98,70	17,28	455,31	70,16
1C-08	53,98	28,4	4,83	2,38	126,96	615,2	122,05	97,50	24,55	454,89	70,84
1C-09	64,67	26,8	4,98	2,09	124,59	632,0	125,38	96,45	28,93	447,40	69,78
1C-10	64,67	27,5	4,71	2,69	126,64	631,7	125,32	96,55	28,77	444,85	69,87

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min; v_s de 5,345 mm/s, DBCP de 12 mm e tensão nominal de 19V.

⁹¹ Rigorosamente, esta conclusão seria restrita aos níveis de potência estudados e para tempos mínimos de soldagem próximos a 4 s, abaixo deste valor seria possível um resultado contrário.

Figura 5.7 – Energia absorvida no ensaio de calorimetria E_{abs} versus comprimento do cordão l_c .

A **Tabela 5.5** apresenta os coeficientes da equação linear apresentada na **Figura 5.7**, os valores de R^2 e R^2_{ajust} da regressão linear indicam como verdadeira a relação linear entre E_{abs} e l_c , similar ao gráfico conceitual apresentado na **Figura 5.1**. Cabe ressaltar que se encontrou um valor para o coeficiente independente próximo a 0,7, sendo o valor ideal rigorosamente igual a zero, visto que não se teria sentido físico para E_{abs} diferente de zero quando l_c é igual a zero. O valor do coeficiente independente diferente de zero, provavelmente, é proveniente dos erros experimentais dos ensaios de calorimetria.

Tabela 5.5: Modelo de E_{abs} obtido via regressão linear.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$E_{abs} = 0,71008 + 0,437 l_c$	0,99959	0,99954

A **Figura 5.8** apresenta os valores de H_{abs} ⁹² em função de l_c . Seguindo a metodologia utilizada por Liskevych [7], ajustou-se aos valores experimentais uma função exponencial assintótica, curva tracejada em vermelho, via *regressão não linear*⁹³ utilizando o método *Levenberg-Marquardt*. O valor de H_b é então obtido ao se

⁹² Os valores de H_{abs} são obtidos ao se dividir os valores de E_{abs} pelos seus respectivos valores de comprimento de cordão l_c .

⁹³ Neste caso já não se utiliza MMQ devido a não linearidade dos coeficientes, sendo necessário utilizar métodos iterativos como *Levenber-Marquard* ou *Gauss-Newton*.

extrapolar a função ajustada para l_c igual a zero⁹⁴, sendo demarcado no gráfico através de um marcador quadrado e através de uma linha horizontal pontilhada em preto (marcando o valor de H_b ao longo do cordão). A linha horizontal superior tracejada em azul indica o valor médio de H_a ⁹⁵, e a linha inferior em vermelho representa a assíntota da função ajustada, ou seja, representa o valor de H_{abs} para o regime quase estacionário, conforme descrito na seção 5.1.1. Portanto, a diferença entre a linha tracejada em azul e a linha em vermelho representa a parcela total de H_a perdida para as vizinhanças. Ao observar a diferença entre a linha pontilhada em preto e a curva tracejada em vermelho, pode-se notar a evolução da energia transferida via convecção e radiação através das superfícies livres do material, desde zero até o seu valor máximo no ponto onde o regime quase estacionário é alcançado. Em suma, todos os termos do balanço de energia, bem como as suas variações ao longo do cordão, podem ser observados na **Figura 5.8**.

Figura 5.8 – Densidade linear de energia absorvida no ensaio de calorimetria H_{abs} versus comprimento do cordão l_c .

⁹⁴ No valor de l_c exatamente igual a zero ainda não se teria soldagem, portanto, o valor de H_b é então obtido para $\lim_{l_c \rightarrow 0} H_{abs}$.

⁹⁵ Uma vez que a variação de H_a para diferentes valores de l_c não se mostrou significativa, torna-se possível representar H_a no gráfico através de um valor médio, assumindo um valor constante para o mesmo ao longo do cordão.

A **Tabela 5.6** apresenta os coeficientes da função exponencial assintótica estimados através de uma regressão não linear, utilizando-se o método *Levenberg-Marquardt* com o apoio do *software Origin®*. Novamente foram obtidos valores elevados de R^2 e R^2_{ajust} , validando a escolha da função exponencial assintótica para representar a variação de H_{abs} em função de l_c . Vale atentar que o coeficiente independente da exponencial assintótica representa justamente o valor do assintótico.

Tabela 5.6: Modelo de H_{abs} obtido via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt*.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$H_{abs} = 444,8709 + 125,34932 e^{-0,06267 l_c}$	0,98126	0,97590

A **Figura 5.9** apresenta os valores da η_{abs} para cada valor de l_c experimentado, obtidos através da razão de H_{abs} por H_a , ou através da razão de E_{abs} por E_a . Extrapolando-se a função ajustada, apresentada na **Tabela 5.7**, para um valor de l_c igual a zero, obtém-se desta vez o valor da *eficiência térmica bruta* η_b , *i.e.*, obtém-se a parcela de E_a (ou H_a) entregue ao material, descontando-se as perdas do arco elétrico para a vizinhança⁹⁶. O valor de η_b é representado através de um marcador de estrela e da reta horizontal pontilhada (superior à curva). Já a reta horizontal contínua (inferior à curva) representa o valor da assíntota da função ajustada, *i.e.*, representa o valor de eficiência estimada quando o regime quase estacionário é alcançado que, por sua vez, representa o próprio valor da eficiência térmica líquida η_r . Vale um alerta, ao adotar um valor de η de forma indiscriminada, sem o conhecimento da duração do regime transiente, incertezas podem ser propagadas para modelos analíticos derivados de *Rosenthal*. Uma vez que estes modelos são válidos apenas para o caso de o regime quase estacionário ter sido atingido⁹⁷. Por este motivo, defende-se no presente estudo a adoção de η_r quando estes modelos forem utilizados. Portanto, conforme será visto na próxima seção (seção 5.2), nos ensaios de calorimetria realizados para diferentes espessuras relativas, houve sempre a preocupação de garantir que o valor experimental de η_{abs} fosse obtido após o regime quase estacionário ter sido de fato alcançado. Todavia, vale ressaltar, ao se utilizar um

⁹⁶ Energia perdida para a vizinhança através de: respingo e evaporação de gotas metálicas, radiação de calor do arco para a vizinhança, *efeito Joule* no eletrodo, ionização do gás, energia retirada pelo fluxo do gás de proteção, conforme descrito na Figura 1.1.

⁹⁷ Podendo este regime não ser atingido. Visto que o regime transiente pode não ter fim, perdurando ao longo de toda a soldagem.

modelo de previsão ou simulação, numérico ou analítico, que venha a contemplar as transferências de energia através das superfícies, seria recomendado o uso de η_b ao invés de η_r . Pois em η_b não são incorporadas as transferências via convecção e radiação nas superfícies do material. No caso de modelos analíticos, onde se adotam, por hipótese simplificadora, superfícies adiabáticas, recomenda-se o uso de η_r .

Figura 5.9 – Eficiência térmica calculada através dos ensaios de calorimetria em função dos valores de comprimento de cordão l_c

Os valores de R^2 e R^2_{ajust} da regressão não linear para η_{abs} , apresentados na **Tabela 5.7**, se apresentam ligeiramente superiores aos valores dos mesmos para a regressão não linear de H_{abs} . Indicando que, a consideração da pequena variação nos valores de H_a para cada valor de l_c , ao invés da adoção de um valor médio de H_a , resultou em valores mais acurados de η_{abs} . Vale ressaltar que, o coeficiente independente da função ajustada de η_{abs} representa o próprio valor de η_r .

Tabela 5.7: Modelo de η_{abs} obtido via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt*.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$\eta_{abs} = 69,8931 + 13,81193 e^{-0,08541 l_c}$	0,98648	0,98261

A **Tabela 5.8** apresenta os valores estimados da eficiência térmica bruta η_b e da eficiência térmica líquida η_r , valores validos somente para os parâmetros de soldagem e materiais utilizados na presente seção. O quanto o valor de η_b se distancia de 100%, reflete o percentual de energia perdida do arco elétrico para as vizinhanças que foi, neste caso, aproximadamente igual a 16,3 %. Já a diferença entre η_b e η_r representa o percentual de energia perdida através das superfícies via convecção e radiação⁹⁸, neste caso de, aproximadamente, 13,8%⁹⁹. Portanto, a partir dos valores de η_b e η_r , torna-se possível quantificar todas as perdas de energia que ocorrem durante o processo de soldagem. A **Figura 5.10** reapresenta o diagrama da **Figura 1.2**, mas desta vez foram incluídos os valores percentuais das perdas de energia e das eficiências η_b e η_r .

Tabela 5.8: Eficiências térmica bruta e térmica líquida calculadas através dos ensaios de calorimetria.

η_a (%)	η_r (%)
83,71	69,89

Figura 5.10 – Balanço de energia de soldagem obtido através de metodologia numérico experimental proposta no presente estudo para *chapa de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min; v_s de 5,345 mm/s, DBCP de 12 mm e tensão nominal de 19V.*

⁹⁸ Há de se levar em consideração também o percentual de energia consumida para a fusão do material, que é quantificado juntamente com o valor de energia transferida via convecção e radiação através das superfícies livres do material.

⁹⁹ Estes resultados foram uma surpresa para o autor do presente estudo, que julgava que as perdas através das superfícies do material fossem mais elevadas, sendo encontrado foi justamente o contrário.

5.1.2 Influência da variação do balanço de energia no material

Até este ponto do estudo, foram obtidas informações acerca da influência do regime transiente no balanço de energia na soldagem e as possíveis consequências da variação de η nos modelos preditivos e de simulação. Todavia, os efeitos desta variação no gradiente de temperaturas e nas propriedades físicas do material, ainda são desconhecidos, o que motivou a realização dos experimentos descritos nas próximas subseções.

5.1.2.1 Efeito no gradiente de temperaturas

Para a determinação da influência da variação do balanço de energia ao longo do regime transiente foram realizados ensaios de aquisição de ciclos térmicos, conforme proposto por Granjon [29], em seus experimentos conceituais¹⁰⁰. A metodologia utilizada neste estudo, uma versão modificada¹⁰¹ da metodologia de Granjon [29], encontra-se descrita em detalhes na seção 4.5.2. A **Tabela 5.9** apresenta os parâmetros de soldagem, bem como a variação dos mesmos entre cada ensaio, sendo obtidos valores baixos de CV, abaixo de 5%, indicando que os experimentos foram realizados em condições similares.

Tabela 5.9: Parâmetros de soldagem medidos nos ensaios de ciclos térmicos.

CP	l_c (mm)	t_s (s)	U^{Med} (V)	I^{Med} (A)	P_a^{Inst} (W)	E_a (kJ)	H_a (J/mm)
1T-01	96,96	18,14	22,27	158,07	3575,36	64,86	668,92
1T-02	97,92	18,32	22,62	157,38	3551,80	65,07	664,51
1T-03	97,95	18,34	22,74	162,28	3701,59	67,84	692,51
1T-04	99,95	18,70	22,64	163,05	3692,14	69,04	690,76
$\bar{x}$:	98,20	18,38	22,57	160,20	3630,22	66,70	679,18
σ :	1,26	0,23	0,21	2,88	77,65	2,07	14,52
CV:	1,28%	1,28%	0,91%	1,80%	2,14%	3,10%	2,14%

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min; v_s de 5,345 mm/s, DBCP de 12 mm e tensão nominal de 19V.

¹⁰⁰ Granjon [29] apenas descreve conceitualmente sobre o efeito do regime transiente no formato dos ciclos térmicos, picos de temperatura e taxas de resfriamento, não realizando experimentos físicos para testar a sua metodologia.

¹⁰¹ A principal modificação consistiu em colocar os ciclos na face oposta à face soldada, enquanto que Granjon [29] sugeriu coletar os ciclos térmicos na própria face soldada.

Conforme se pode observar na **Tabela 5.9**, foram utilizados, propositalmente, os mesmos parâmetros dos ensaios de calorimetria. Entretanto, após ANOVA (*teste Dunnett*¹⁰², *intervalo de confiança* de 95%¹⁰³), encontrou-se que a médias de H_a dos ensaios de calorimetria e dos ensaios de ciclos térmicos eram significativamente diferentes (**Figura 5.11**).

Figura 5.11 – ANOVA entre os valores de H_a dos ensaios de calorimetria e dos ensaios de ciclos térmicos; C – ensaios de calorimetria e T – Ensaios de ciclos térmicos.

Após o resultado da última ANOVA (**Figura 5.11**), realizou-se uma segunda ANOVA, excluindo-se da análise o CP1T-03 e o CP1T-04, por estarem acima da média de H_a dos ensaios de calorimetria. Desta vez, encontrou-se uma diferença não significativa entre as médias de H_a . Por este motivo, na seção 5.1.3, na etapa de comparação entre os diversos fenômenos estudados, só serão utilizados nesta seção o CP1T-01 e o CP1T-02.

¹⁰² O software *Minitab*® oferece algumas opções de testes para ANOVA como, por exemplo, o teste de *Fisher* e o de *Tukey*, em todos os testes se adota como hipótese nula “todas as médias são iguais”. Escolheu-se o teste de *Dunnett* pois é o que apresenta o teste de hipóteses mais eficaz [94], sendo necessário adotar um grupo de controle, neste caso, os ensaios de calorimetria.

¹⁰³ Escolhe-se sempre o valor “padrão” do *intervalo de confiança* de 95%, o que resulta em um *nível de significância* (α) de 0,05. Entretanto, seria correto adotar este valor α ? Sobre esta questão polêmica da estatística, *Fisher*, em 1956, perto do fim da vida, comenta: “na verdade nenhum pesquisador científico tem um nível de significância fixo a partir do qual, de ano a ano, em todas as circunstâncias, rejeite hipóteses; ele prefere considerar cada caso particular à luz de sua evidência e de suas ideias” [110].

Figura 5.12 – ANOVA entre os valores de H_a dos ensaios de calorimetria e dos ensaios de ciclos térmicos (apenas CP1T-01 e CP1T-02); C – ensaios de calorimetria e T – Ensaios de ciclos térmicos.

Nas **Figuras 5.13-16** podem ser observados os ciclos térmicos aquisitados nos experimentos, posicionando-se os termopares segundo a metodologia descrita na seção 4.5.2. Em todos os ensaios foi possível notar a tendência idealizada por Granjon [29], *i.e.*, notou-se o aumento picos dos ciclos térmicos de forma exponencial, conforme o tempo avança, até um momento onde os picos tendem a se aproximar em torno de um valor fixo (valor assintótico). A partir deste momento, pode-se então concluir que o regime quase estacionário foi alcançado. O melhor resultado foi obtido para o CP1T-02 (**Figura 5.14**), podendo-se notar a evolução dos picos até a obtenção de ciclos térmicos aproximadamente iguais (aquisitados pelos termopares T7 e T8). Em alguns casos, observam-se ciclos térmicos, aparentemente, fora da tendência, com valores maiores ou menores em relação ao que deveriam ter para a respectiva posição. No caso onde os termopares forneceram valores abaixo, comumente foi observado, após os ensaios, que os mesmos estavam mal soldados na chapa¹⁰⁴. Quando os termopares forneciam valores superiores, comumente se notava que as fitas adesivas que prendiam os mesmos haviam entrado em combustão, aquecendo-os de forma excessiva¹⁰⁵, resultando em valores mais elevados de temperaturas.

¹⁰⁴ Simplesmente não estavam soldados, apenas “encostandos” na superfície da chapa. Ou, quando soldados, apresentavam o ponto de curto-circuito muito acima da superfície do material, em outras palavras, as duas “pernas” do termopar estavam muito enroladas.

¹⁰⁵ Observado para temperaturas acima de 500°C, e dependia da posição de contato da fita.

Figura 5.13 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de Granjon - CP1T-01. T1 - T7 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.

Figura 5.14 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de Granjon - CP1T-02. T1 - T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.

Figura 5.15 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de *Granjon* - CP1T-03. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.

Figura 5.16 – Ciclos térmicos coletados por termopares localizados na linha central da face oposta para a implementação da metodologia de *Granjon* - CP1T-04. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.

Granjon [29] sugere que a variação das temperaturas máximas ($T_{m\acute{a}x}$), ou das taxa de resfriamento (C), em função do tempo de soldagem t_s , poderia ser descrita através de uma exponencial assintótica¹⁰⁶ $T_{m\acute{a}x} = f(t)$ ou $C = f(t)$. Entretanto, o tempo de início da aquisição dos dados de temperatura, antes da soldagem, não foi o mesmo para os diferentes ensaios, o que dificultaria a comparação entre as funções ajustadas. Portanto, realizou-se outra modificação na metodologia, aproximando-se uma função $T_{m\acute{a}x} = f(l_c)$, visto que, em todos os ensaios, posicionou-se o primeiro termopar à 0 mm em relação ao ponto de abertura do arco. A **Figura 5.17** apresenta os valores de $T_{m\acute{a}x}$ em função da posição de cada termopar (em relação à l_c).

Figura 5.17 – Temperaturas máximas dos ciclos térmicos $T_{m\acute{a}x}$ versus posição do termopar em relação ao ponto de abertura do arco l_c – a) CP1T-01 b) CP1T-02 c) CP1T-03 e d) CP1T-04.

¹⁰⁶ Não foi uma sugestão explícita, Granjon [29] apenas apresenta graficamente uma função.

Pode-se observar na **Figura 5.17** que em todos os ensaios foi possível ajustar uma função exponencial assintótica. Todavia, pode-se ver que a função ajustada para o CP1T-04 se encontra, aparentemente, fora da tendência, apresentando uma curvatura menos acentuada em relação às demais funções ajustadas. Este resultado atípico teve como causa o valor de $T_{máx}$ abaixo do normal obtido com termopar T3 (em 12 mm), ao se retirar este dado da regressão foi possível obter uma função ajustada similar às demais, identificando-se o T3 como um *outlier*¹⁰⁷. No entanto, escolheu-se deixar o valor de $T_{máx}$ do T3 na regressão do CP1T-04, tendo como objetivo demonstrar a influência negativa de um *outlier* no ajuste da função.

A **Tabela 5.10** apresenta os coeficientes das funções exponenciais assintóticas obtidos via regressão não linear para cada um dos CP's ensaiados, como também apresenta os valores do R^2 e do R^2_{ajust} para cada regressão. Os valores obtidos de R^2 e de R^2_{ajust} para os CP1T01, CP1T02 e CP1T03 se encontram acima de 0,92, sendo encontrados valores abaixo deste valor somente para o CP1T04. Novamente, os valores mais baixos de R^2 e de R^2_{ajust} para o CP1T-04, refletem a influência do *outlier*, citado anteriormente, sobre a qualidade da regressão. Neste estudo, propõe-se adotar os valores dos coeficientes independentes, valor do assintótico das funções assintóticas, como os valores de temperatura máxima do regime quase estacionário ($T_{máx, QE}$). Considerando as condições específicas dos experimentos descritos nesta seção, encontrou-se o valor médio de $T_{máx, QE}$ de, aproximadamente, 630°C.

Tabela 5.10: Modelos de $T_{máx}$ obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt*.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
1T-01	$T_{máx} = 630,3910 - 333,6779 e^{-0,1277 l_c}$	0,9676	0,9515
1T-02	$T_{máx} = 636,4085 - 298,9433 e^{-0,1331 l_c}$	0,9743	0,9640
1T-03	$T_{máx} = 616,2492 - 333,8170 e^{-0,2146 l_c}$	0,9498	0,9297
1T-04	$T_{máx} = 634,9647 - 243,8145 e^{-0,0750 l_c}$	0,8512	0,7917

Granjon [29] sugere que a metodologia aplicada a partir de $T_{máx}$, também poderia ser implementada a partir de C . Para este fim, foram calculados os valores os tempos decorridos entre 500 a 400°C, consequentemente, considerando-se para o cálculo o valor ΔT igual a 100°C. Não foram todos os ciclos térmicos aquisitados que

¹⁰⁷ Termo comumente utilizado na estatística que, segundo o *Minitab* [94], se refere a uma observação atipicamente grande ou pequena que pode ter um efeito desproporcional sobre os resultados.

ultrapassaram os 500°C, não sendo calculados, para estes casos, os valores de C . Vale ressaltar que, para estudos de previsão e/ou interpretação de transformações de fase em aços baixo carbono, o ideal seria obter os valores de C calculados a partir do intervalo de temperaturas de 800 a 500°C. Portanto, os valores de absolutos de C , calculados nesta seção, não serão associados diretamente com transformações de fase, discorrendo-se apenas sobre as possíveis consequências da variação percentual de C ao longo do cordão. A **Figura 5.18** apresenta os valores de C em função de l_c para todos os ensaios. Mesmo sendo utilizado um número menor de pontos, devido ao valor C não ter sido calculado para todos os ciclos, foi possível obter as funções exponenciais assintóticas para todos os ensaios.

Figura 5.18 – Taxas de resfriamento R calculadas no intervalo de 500 a 400°C *versus* comprimento do cordão l_c . – a) CP1T-01 b) CP1T-02 c) CP1T-03 e d) CP1T-04.

Na **Figura 5.18**, os dados C aparentam estar mais próximos da função ajustada¹⁰⁸, o que se reflete nos valores mais elevados de R^2 e R^2_{ajust} , acima de 0,97 (**Tabela 5.11**). Possivelmente, isto se deve ao fato do C ser calculado a partir do tempo decorrido entre duas temperaturas. Isto é, mesmo se houver *erro sistemático* significativo na leitura de temperatura, o que resultaria em leituras mais altas ou mais baixas, sendo pequena esta variação, pode-se imaginar que o tempo de resfriamento não seria muito afetado. Já as regressões de $T_{m\acute{a}x}$, como utilizam valores individuais de temperatura, acabam sendo mais sensíveis à presença de erros sistemáticos.

A regressão do CP1T-04 foi a única apresentar valores de R^2 e R^2_{ajust} abaixo de 0,99. Isso possivelmente se deve ao fato de somente para o CP1T-04 não se obteve $T_{m\acute{a}x}$ acima de 500°C em 12 mm, não sendo obtido o respectivo valor de C deste ponto. Por este motivo, selecionaram-se somente os três primeiros ensaios para o cálculo da taxa de resfriamento do quase estacionário (C_{QE}), obtendo-se o valor médio de C_{QE} de, aproximadamente, 17,9°C/s. A **Figura 5.19** apresenta o comparativo entre as funções ajustadas de $T_{m\acute{a}x}$ e de C .

Tabela 5.11: Modelos de R obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt*.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
1T-01	$C = 17,9944 + 28,3168 e^{-0,0641 l_c}$	0,9967	0,9934
1T-02	$C = 17,8352 + 25,7430 e^{-0,0596 l_c}$	0,9970	0,9950
1T-03	$C = 17,8086 + 26,8384 e^{-0,0687 l_c}$	0,9942	0,9903
1T-04	$C = 16,1695 + 23,5104 e^{-0,0547 l_c}$	0,9894	0,9787

Vale ressaltar que, em todos os ensaios, iniciou-se a movimentação do deslocador linear em torno de 30 mm antes da linha de referência, ponto onde o arco deveria ser aberto, de modo a garantir a velocidade constante durante todo o experimento. Todavia, devido a abertura do arco com a pistola de soldagem em movimento, observou-se uma variação de ± 1 mm entre o ponto real de abertura do arco e a linha de referência. Consequentemente, as curvas exponenciais da **Figura 5.19** podem estar deslocadas no eixo da abscissa em ± 1 mm, uma vez que os termopares foram soldados em relação à linha de referência, o que justificaria, em parte, a variação entre as funções no ponto de 0 mm.

¹⁰⁸ Significando *resíduos* mais baixos da regressão, termo introduzido na seção 4.3.1, referente a distância entre os valores da resposta experimental e os valores obtidos via modelo de regressão.

Figura 5.19 – Comparativo entre as exponenciais assintóticas ajustadas dos CP1T-01, CP1T-02, CP1T-03 e CP1T-04 para **a)** temperatura máxima $T_{\max}$ e **b)** taxa de resfriamento C .

5.1.2.2 Efeitos no formato do cordão e na microdureza

Conforme apresentado anteriormente (*subseção 5.1.2.1*), implementou-se com sucesso a metodologia proposta por Granjon [29], estimando-se as funções exponenciais assintóticas de $T_{\max}$ e de C . Tornando possível obter informações acerca da magnitude da variação dos valores de $T_{\max}$ e C ao longo do regime transiente. Entretanto, levantou-se uma questão: as variações dos fenômenos no regime transiente resultariam em variações significativas no material? Se o material fosse insensível às mudanças ao longo do regime transiente, não haveria a real necessidade de se implementar a metodologia proposta por Granjon [29]. Portanto, de modo a responder esta questão, foram analisadas as seções transversais do cordão de solda, observando-se as variações nos valores dos parâmetros dimensionais do cordão e nos valores de microdureza. O cordão foi seccionado a cada 8 mm, tendo-se como referência o ponto de abertura do arco (0 mm), sendo cortadas e preparadas as seções de acordo o descrito nas seções 4.6 e 4.7. As **Figuras 5.20, 5.22 e 5.24** apresentam as macrografias das seções analisadas dos CP1T-01, CP1T-02 e CP1T-03, enquanto que as **Figuras 5.21, 5.23 e 5.25** apresentam os respectivos mapas de dureza, obtidos apenas da metade direita de cada cordão¹⁰⁹.

¹⁰⁹ Devido ao eletrodo ter sido posicionado ortogonalmente em relação à da superfície da chapa, os cordões de solda obtidos neste estudo apresentam simetria em relação ao eixo z (eixo paralelo à espessura do material). Portanto, de modo a reduzir o tempo dos ensaios, foram obtidos os mapas de dureza somente da metade direita do cordão.

Figura 5.20 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-01.

Figura 5.21 – Mapas de microdureza *Vickers* (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-01.

Figura 5.22 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-02.

Figura 5.23 – Mapas de microdureza *Vickers* (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-02.

Figura 5.24 – Macrografias das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-03.

Figura 5.25 – Mapas de microdureza *Vickers* (carga de 500 g, espaçamento entre impressões de 0,3 mm) das seções transversais do cordão de solda a (a) 0 mm, (b) 8 mm, (c) 16 mm, (d) 24 mm, (e) 32 mm e (f) 40 mm em relação ao ponto de abertura do arco - CP1T-03.

Em uma primeira análise qualitativa das macrografias (**Figuras 5.20, 5.22 e 5.24**), já é possível notar que a ZAC e a penetração do cordão (pe_c) se apresentam menores na primeira seção (em 0 mm), comparando-se com as demais seções ao longo do cordão. Este resultado pode ser explicado através do entendimento dos mecanismos de transferência de energia via calor no início da soldagem. Devido a chapa estar mais *fria* no início da soldagem, *i.e.*, as temperaturas do material próximas à poça de fusão estão menores neste momento inicial do que estarão em instantes posteriores, a energia escoará via condução com maior velocidade neste instante inicial. Somado a isto, no instante inicial, tem-se ainda os mecanismos de convecção e radiação não significativos, fenômeno explicado e validado na *seção 5.1.1*, não havendo competição entre os modos de transferência de energia, permitindo que a energia transite majoritariamente via condução. Consequentemente, no início da soldagem, haverá uma menor quantidade de energia disponível para fundir o material, como também, para transformar o material próximo à poça de fusão, resultando, respectivamente, em um cordão com menor penetração¹¹⁰ e menor extensão de ZAC¹¹¹. Outra consequência é o gradiente mais elevado de temperaturas próximo à poça de fusão, evidenciado pela menor extensão da ZAC, o que resulta em valores de taxa de resfriamento também mais elevados no início da soldagem. Sendo este o resultado encontrado experimentalmente e apresentado na **Figura 5.18**. Estes resultados apontam para a existência de uma variação intrínseca do regime de fluxo de energia durante a soldagem, sendo no início da soldagem mais próximo ao de uma *chapa grossa*, estabilizando-se no regime quase estacionário no que será o seu fluxo final (*chapa fina, intermediária ou grossa*¹¹²).

Para uma análise quantitativa das macrografias, foram medidos os valores do reforço do cordão (re_c), da largura do cordão (la_c), da penetração do cordão (pe_c), da área fundida do cordão ($A_{f,c}$), da área do reforço do cordão ($A_{r,c}$) e da diluição do cordão (δ_c)¹¹³. Os resultados das medições estão apresentados nas **Tabelas 5.12-14**.

¹¹⁰ Apesar de que em uma soldagem MIG com transferência metálica de voo livre, provável caso deste estudo, a penetração também seria influenciada pela energia cinética das gotas.

¹¹¹ Este raciocínio é comumente utilizado para se justificar o menor valor de eficiência de fusão na soldagem de materiais com elevada condutividade térmica como, por exemplo, ligas de alumínio. Todavia, neste estudo, este mesmo raciocínio está sendo utilizado para se justificar as diferenças da ZAC e penetração ao longo do comprimento de cordão.

¹¹² Para o caso uma *chapa idealmente grossa*, no entanto, fica difícil imaginar como se daria uma possível variação no fluxo de energia no início da soldagem.

¹¹³ Razão entre da área fundida $A_{f,c}$ pela área total ($A_{f,c} + A_{r,c}$), sendo $A_{r,c}$ a área do reforço. Para o caso de uma soldagem autógena, tem-se que a diluição igual a 100%.

Os menores valores de $A_{f,c}$ e δ_c no início do cordão corroboram com as análises qualitativas das macrografias, realizadas anteriormente em relação à variação da ZAC e pe_c . Isto é, os resultados obtidos de $A_{f,c}$ e δ_c evidenciam uma variação da eficiência de fusão (η_f), resultante da variação nos mecanismos de transferência de energia via calor anteriormente citados. Analisando também as variações de re_c , la_c e pe_c , pode-se observar que, para um mesmo ensaio, tem-se parâmetros atingindo valores, aproximadamente, constantes a partir em 16 mm, enquanto outros parâmetros se estabilizam a partir de 24 mm. Portanto, utilizando como referência as variações dos parâmetros dimensionais do cordão, não foi possível determinar com acurácia o início do regime quase estacionário.

Tabela 5.12: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-01.

seção	re_c (mm)	la_c (mm)	pe_c (mm)	$A_{f,c}$ (mm ²)	$A_{r,c}$ (mm ²)	δ_c (%)
0 mm	2,73	7,54	1,48	3,81	14,83	20,44
8 mm	3,02	8,21	1,49	4,10	17,73	18,78
16 mm	2,58	7,86	2,03	6,05	13,81	30,46
24 mm	2,58	7,87	2,06	6,43	13,26	32,66
32 mm	2,53	7,83	2,13	6,54	13,31	32,95
40 mm	2,51	7,91	2,01	6,23	12,95	32,48

re: reforço do cordão; *la*: largura do cordão; *pe*: penetração do cordão; *A_f*: área fundida; *A_r*: área do reforço; *δ_c*: diluição.

Tabela 5.13: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-02.

seção	re_c (mm)	la_c (mm)	pe_c (mm)	$A_{f,c}$ (mm ²)	$A_{r,c}$ (mm ²)	δ_c (%)
0 mm	2,87	7,82	1,47	3,72	15,53	19,32
8 mm	2,97	8,21	1,51	4,05	16,70	19,52
16 mm	2,66	7,91	2,03	5,88	13,93	29,68
24 mm	2,54	7,92	2,01	5,51	13,21	29,43
32 mm	2,55	7,91	1,94	5,85	13,33	28,65
40 mm	2,54	7,88	2,00	5,71	12,89	30,70

re: reforço do cordão; *la*: largura do cordão; *pe*: penetração do cordão; *A_f*: área fundida; *A_r*: área do reforço; *δ_c*: diluição.

Tabela 5.14: Parâmetros dimensionais do cordão – CP1T-03.

Face	re_c (mm)	la_c (mm)	pe_c (mm)	$A_{f,c}$ (mm ²)	$A_{r,c}$ (mm ²)	δ_c (%)
0 mm	2,18	6,47	1,29	3,71	10,09	26,88
8 mm	3,08	8,43	1,50	4,52	18,03	20,04
16 mm	2,48	8,28	2,14	6,82	12,69	34,96
24 mm	2,51	8,27	2,25	7,13	13,27	34,95
32 mm	2,54	8,29	2,10	6,69	13,52	33,10
40 mm	2,21	8,24	2,46	6,99	13,17	34,67

re: reforço do cordão; *la*: largura do cordão; *pe*: penetração do cordão; *A_f*: área fundida; *A_r*: área do reforço; *δ_c*: diluição.

Em relação aos mapas de dureza (**Figuras 5.21, 5.23 e 5.25**), foram mais evidentes as variações de dureza na ZF. Em todos os ensaios, obtiveram-se maiores valores no início do cordão, diminuindo progressivamente até alcançarem valores próximos nas últimas seções. Foram calculadas as médias de dureza da ZF, a partir de 10 pontos posicionados ao longo de uma linha de referência, linha vertical virtualmente posicionada no centro geométrico de cada cordão¹¹⁴. A **Figura 5.26** apresenta as médias de dureza de cada seção, para cada ensaio, como também as funções exponenciais assintóticas ajustadas.

Figura 5.26 – Valores médios de microdureza *Vickers* (D_v) com carga de 500 g versus comprimento do cordão l_c – **a)** CP1T-01 **b)** CP1T-02 **c)** CP1T-03.

¹¹⁴ Nos ensaios da *etapa 1*, buscou-se obter a coluna de impressões de dureza mais próxima desta linha virtualmente posicionada no centro do cordão. Já nos ensaios posteriores, na *etapa 2*, teve-se o cuidado de posicionar a primeira coluna de impressões exatamente no centro geométrico do cordão.

A **Tabela 5.15** apresenta os coeficientes estimados das funções exponenciais assintóticas, obtidos via regressão não linear, obtendo-se para todos os ensaios, valores elevados de R^2 e R^2_{ajust} . Encontrou-se uma pequena variação entre os valores do assintóticos das funções ajustadas, com CV de 3,36%¹¹⁵ e valor médio de $D_{V,QE}$ (dureza do regime quase estacionário) de 216,2 HV0,5, aproximadamente.

Tabela 5.15: Modelos de D_V obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg-Marquardt* – CP1T-01, CP1T-02 e CP1T-03.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
1T-01	$D_V = 224,9501 + 49,0604 e^{-0,1192 l_c}$	0,9979	0,9964
1T-02	$D_V = 207,1552 + 48,8262 e^{-0,09157 l_c}$	0,9935	0,9892
1T-03	$D_V = 216,4641 + 54,6496 e^{-0,0991 l_c}$	0,9976	0,9960

Realizaram-se testes de ANOVA das médias de dureza das seções transversais, supondo que seriam obtidas diferenças não significativas para a partir do ponto onde o regime quase estacionário foi alcançado. Para a ANOVA, utilizou-se o teste *Dunnett*, selecionando-se sempre como grupo de controle a média de dureza da última seção. As **Figuras 5.27, 5.29 e 5.31** apresentam os resultados das ANOVA de cada um dos ensaios. Encontrando-se dois resultados distintos, para os CP1T-01 e CP1T-03, obtiveram-se diferenças não significativas a partir da seção de 16 mm, já para o CP1T-02 foram obtidas diferenças não significativas somente a partir de 24 mm. Como uma análise complementar, utilizou-se a técnica de dendrogramação¹¹⁶, escolhendo-se a partição em quatro agrupamentos por similaridade. Os dendrogramas gerados podem ser visualizados nas **Figuras 5.28, 5.30 e 5.32**. Para todos os ensaios, obteve-se o primeiro, o segundo e o terceiro agrupamentos formados, respectivamente, pelas médias das seções em 0, 8 e 16 mm. O quarto e último agrupamento (em roxo) foi sempre constituído pelas médias das três últimas seções. Caso o regime quase estacionário tivesse iniciado a partir de 16 mm, poder-se-ia imaginar que, em algum dos três ensaios, ter-se-ia a média da seção de 16 mm contida dentro do quarto agrupamento. Portanto, a partir dos resultados de ANOVA e de dendrogramação, conclui-se que o regime teve início a partir de 24 mm¹¹⁷.

¹¹⁵ Este valor do CV foi maior que os obtidos para os assintóticos de R (0,46%) e de $T_{máx}$ (1,33%).

¹¹⁶ Diferentemente da ANOVA que separa os dados em duas categorias, diferença significativa ou não significativa, a dendrogramação divide as observações em agrupamentos (*clusters*) por similaridade.

¹¹⁷ Na verdade, o regime quase estacionário pode ter tido início entre 16 e 24 mm, mas a análise fica aos pontos de onde foram extraídas as seções transversais.

Figura 5.27 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-01.

Figura 5.28 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-01.

Figura 5.29 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-02.

Figura 5.30 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-02.

Figura 5.31 – ANOVA das médias de dureza das seções transversais – Teste Dunnett, Intervalo de Confiança de 95% – CP1T-03.

Figura 5.32 – Dendrograma das médias de dureza das seções transversais (4 agrupamentos). 1 – Seção em 0 mm; 2 – Seção em 8 mm; 3 – Seção em 16 mm; 4 – Seção em 24 mm; 5 Seção em 32 mm; 6 – Seção em 40 mm – CP1T-03

5.1.2.3 Efeito na microestrutura

Como consequência das maiores taxas de resfriamento do início do cordão, obtiveram-se elevados valores de dureza. As variações nos valores de taxa de resfriamento devem ter causado também variações microestruturais que justificassem as variações nos valores de dureza. De modo a investigar estas variações microestruturais, foram obtidas micrografias ao longo do cordão do CP1T-04. Entretanto, desta vez, ao invés de serem analisadas as seções transversais, pensou-se em uma abordagem diferente, desbastando-se os cordões conforme metodologia descrita na seção 4.6, obtendo-se as macrografias e micrografias na própria face soldada (plano x-y). A **Figura 5.33** apresenta a macrografia¹¹⁸ da face soldada do CP1T-04, a seta em amarelo indicando o sentido da velocidade de soldagem, e em vermelho a linha vertical de referência indicando a posição de abertura do arco.

Figura 5.33 – Leitura dos dados de massa durante o ensaio de calorimetria.

Para a melhor compreensão da distribuição dos valores de microdureza ao longo do cordão, realizou-se um mapa de dureza na face soldada (**Figura 5.34**), com carga de 500 g e espaçamento entre impressões de 0,3 mm. A **Figura 5.35** apresenta o mesmo gráfico em 3D, sendo o eixo vertical o eixo dos valores de dureza.

¹¹⁸ O preparado desta macrografia foi mais difícil do que o preparo das demais, devido à dificuldade de se garantir a planicidade da superfície, necessária para os ensaios de microdureza, ao longo de toda a extensão do cordão analisada. Sendo esta uma limitação para este tipo de análise.

Figura 5.34 – Mapa de microdureza *Vickers* composto por 5043 impressões de dureza, obtidas na face soldada do CP1T04

Figura 5.35 – Mapa de microdureza *Vickers* em 3D da face soldada do CP1T-04.

Analisando a **Figura 5.35**, nota-se uma distribuição não uniforme dos valores de microdureza, aparentando ser proveniente de algum tipo de *ruído* experimental. Em relação a este *ruído*, há de se separar duas contribuições, a primeira está relacionada as incertezas de medição de equipamento. Já a segunda, entretanto, supõe-se não estar relacionada a algum tipo de erro experimental, e sim relacionada aos diferentes microconstituintes que compõe a microestrutura do material¹¹⁹.

¹¹⁹ Quanto menor a carga do indentador *Vickers*, pode-se supor que as variações nos valores obtidos de microdureza aumentariam, visto que, para um material multifásico, a cada impressão o indentador poderia cair em um microconstituente distinto, com propriedades também distintas.

A **Figura 5.36** apresenta os valores de microdureza obtidos a partir da linha de impressões mais próxima à linha central do cordão (LCC)¹²⁰. Apesar da variação, aparentemente acentuada, até mesmo para valores de dureza de impressões sucessivas, conforme apresentado na **Tabela 5.16**, ainda foi possível ajustar uma função exponencial assintótica similar¹²¹ às apresentadas na **Tabela 5.15**. Todavia, devido aos valores elevados de resíduos, os valores obtidos de R^2 e de R^2_{ajust} para o CP1T-04 foram menores em comparação aos obtidos para as regressões anteriores dos CP1T. Portanto, se o propósito for obter a tendência da variação de dureza ao longo do cordão, talvez seja melhor realizar regressões a partir de valores médios. Este raciocínio será utilizado em ensaio posteriores de microdureza ao longo do cordão, conforme será apresentado no final da seção 5.3.

Figura 5.36 – Valores médios de microdureza Vickers (D_V) com carga de 500 g versus comprimento do cordão l_c – CP1T-04.

Tabela 5.16: Modelo de D_V obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg-Marquardt* - CP1T-04.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
1T-04	$D_V = 202,3697 + 56,2396 e^{-0,09783 l_c}$	0,7646	0,7602

¹²⁰ Linha paralela a direção de soldagem, localizada no centro do cordão de solda, em muitos artigos em inglês aparece como *weld centerline*.

¹²¹ As regressões anteriores foram obtidas a partir de impressões no eixo z (eixo paralelo à espessura), enquanto esta última foi obtida a partir de impressões ao longo do eixo x (direção da soldagem). Uma vez que foi possível ajustar uma função assintótica com os coeficientes similares, pode-se concluir que este material não apresenta uma *anisotropia* significativa na ZF.

A **Figura 5.37** apresenta uma montagem do mapa de impressões de dureza com as micrografias de diferentes regiões ao longo do cordão, sendo a primeira micrografia à esquerda na parte superior retirada no ponto de abertura do arco. A **Figura 5.38** apresenta a mesma montagem, mas com o mapa de microdureza (**Figura 5.35**) sobreposto ao mapa de impressões. Para se relacionar a microestrutura com o mapa de dureza, seria necessário identificar a impressão de dureza mais próxima ao ponto de abertura do arco. Ou seja, necessitava-se identificar no mapa de impressões a linha mais próxima à LCC e a coluna mais próxima da linha de referência apresentada na **Figura 5.33**. Identificando-se a 21ª linha (de baixo para cima) do mapa de impressões como sendo a linha mais próxima à LCC, e a 13ª coluna como sendo a coluna mais próxima da linha vertical de referência. Portanto, as micrografias apresentadas na montagem da **Figura 5.37**, foram obtidas ao longo da 21ª linha, iniciando-se pela 13ª coluna de impressões de dureza. Primeiramente, escolheu-se o aumento de tal modo que se pudesse visualizar um par de impressões, afastadas por 0,3 mm (espaçamento do mapa). A **Figura 5.39** apresenta as mesmas micrografias em um maior tamanho, para melhor visualização. Entretanto, cabe uma ressalva, o primeiro ataque realizado com o reagente *Nital*, para obtenção das micrografias, não foi efetuado imediatamente após o ensaio de microdureza. Como consequência do tempo decorrido, foram constatados alguns pontos de oxidação no primeiro conjunto de micrografias. Necessitando-se preparar novamente a amostra, realizando-se novamente as etapas de polimento e ataque da superfície, tendo-se o cuidado de preservar as impressões de dureza. Constatou-se, contudo, que as impressões não foram desbastadas por igual, impossibilitando, conseqüentemente, possíveis comparações em relação as dimensões das impressões de dureza. As elevadas taxas de resfriamento do início do cordão induziram a formação de uma microestrutura com maior fração de ferrita acicular e menores frações de ferrita de contorno de grão e ferrita de *Widmanstätten* (**Figura 5.39a**), resultando nos elevados valores de dureza no início do cordão. Com o avanço da soldagem e decaimento das taxas de resfriamento, aumentaram-se progressivamente as frações de ferrita de contorno de grão e ferrita de *Widmanstätten*, resultando, conseqüentemente, em um decaimento nos valores de microdureza. Após o regime quase estacionário ter sido alcançado, a partir de 24 mm, visualiza-se uma microestrutura predominantemente formada por ferrita de contorno de grão e ferrita de *Widmanstätten* (**Figura 5.39e** e **Figura 5.39f**). O aumento das frações volumétricas de ferrita de contorno de grão e ferrita de

Widmanstätten e a redução da fração de ferrita acicular são um indício de que a velocidade de resfriamento está sendo reduzida. Quando as microestruturas entre duas regiões são bem similares, a dureza atinge um valor relativamente constante.

Figura 5.37 – Montagem do mapa de impressões de dureza com as micrografias– CP1T-04.

Figura 5.38 – Montagem do mapa de dureza com as micrografias– CP1T-04.

Figura 5.39 – Micrografias (200X) centradas nos pares das **a)** 13ª e 14ª, **b)** 33ª e 34ª, **c)** 53ª e 54ª, **d)** 73ª e 74ª, **e)** 93ª e 94ª, **f)** 113ª e 114ª impressões dureza da 21ª linha do mapa de dureza do CP1T04.

A **Figura 5.40** apresenta as micrografias em um maior aumento, centralizadas na primeira impressão de cada par de impressões apresentado na **Figura 5.39**. Podendo-se observar de forma mais nítida os detalhes dos microconstituintes como, por exemplo, a ferrita acicular no início do cordão (**Figura 5.40a** e **Figura 5.40b**), e a ferrita de contorno de grão nas últimas micrografias (**Figura 5.40e** e **Figura 5.40f**).

Figura 5.40 – Micrografias (500X) centradas em relação a **a)** 13ª, **b)** 33ª, **c)** 53ª, **d)** 73ª, **e)** 93ª, **f)** 113ª impressões dureza da 21ª linha do mapa de dureza do CP1T04.

Realizou-se um segundo ensaio de dureza com apenas uma linha de impressões, na mesma face do ensaio anterior. Todavia, desta vez, realizou-se o ataque antes do ensaio de dureza, preservando intactas as impressões, permitindo a comparação dimensional das impressões. A **Figura 5.41** apresenta as primeiras 15 impressões, e a **Figura 5.42** apresenta as impressões a cada 2 mm.

Figura 5.41 – Micrografias obtidas através do microdurômetro com as impressões de dureza e suas respectivas medições (na superfície atacada) obtidas em **a)** 0, **b)** 0,2, **c)** 0,4, **d)** 0,6, **e)** 0,8, **f)** 1,0, **g)** 1,2, **h)** 1,4, **i)** 1,6, **j)** 1,8, **l)** 2,0, **m)** 2,2, **n)** 2,4, **o)** 2,6 e **p)** 2,8 mm em relação ao ponto de abertura do arco – CP1T04.

Figura 5.42 – Micrografias obtidas através do microdurômetro com as impressões de dureza e suas respectivas medições (na superfície atacada) obtidas em **a)** 0, **b)** 2, **c)** 4, **d)** 6, **e)** 8, **f)** 10, **g)** 12, **h)** 14, **i)** 16, **j)** 18, **l)** 20, **m)** 22, **n)** 24, **o)** 26 e **p)** 28 mm em relação ao ponto de abertura do arco – CP1T04.

5.1.3 Comparativo entre as funções assintóticas

A **Figura 5.43** apresenta as funções ajustadas de η_{abs} , C e D_V para o CP1T-01 e CP1T-02. Vale ressaltar que se utilizou a mesma função de η_{abs} para ambos os CP's, conforme justificado na seção 5.1.2.1. Podem-se observar as assíntotas de cada uma das funções nas respectivas cores das curvas, em preto para η_{abs} em vermelho para C e em azul para D_V . O intuito ao agrupar as diferentes funções ajustadas consistia em buscar uma relação entre os diferentes fenômenos. Ou seja, buscava-se compreender a relação entre a variação do balanço de energia (através de η_{abs}), e a variação do gradiente de temperaturas no material (através de C) durante o regime transiente, como também, compreender o efeito de ambos no material, neste estudo, através dos valores de dureza. Contudo, em relação às funções ajustadas e suas variações, questionou-se o quão próximo uma função assintótica deve estar da sua assíntota para que se interprete não haver mais variação significativa no fenômeno estudado? Visto que, uma função assintótica jamais alcança, de fato, o seu valor assintótico¹²². No caso deste estudo, pode-se assumir que, a partir de 24 mm, ponto de início do regime quase estacionário, as funções de η_{abs} e C se encontram próximas o suficiente das suas respectivas assíntotas. Isto é, qualquer que seja a variação de η_{abs} e de C , estas já são desprezíveis para o material.

Figura 5.43 – Comparação entre funções assintóticas dos diferentes fenômenos para **a)** CP1T-01 e **b)** CP1T-02.

¹²² Uma função assintótica se aproxima indefinidamente do valor do assintótico sem jamais alcançá-lo.

Visando a melhor comparação entre as funções, foram construídos os gráficos adimensionais apresentados na **Figura 5.44**, sendo η_{norm} , κ e ϕ respectivamente, a eficiência normalizada, a taxa de resfriamento adimensional e a dureza adimensional. Os valores de η_{norm} , κ e ϕ foram obtidos dividindo-se as funções de η_{abs} , R e D_V pelos seus respectivos valores assintóticos (coeficientes independentes). Consequentemente, todas as assíntotas possuem valor unitário, permitindo comparar as funções em relação à aproximação do assintótico em uma mesma referência. Analisando-se os gráficos da **Figura 5.44**, observa-se, para ambos os CP's, que a variação de κ em relação ao assintótico, é muito superior em relação às variações de η_{norm} e ϕ . No ponto de abertura do arco, em 0 mm, enquanto η_{norm} e ϕ estão em torno de, respectivamente, 20% e 22% acima do assintótico, κ se encontra 150% acima do assintótico, estando fora da escala do gráfico neste ponto. Já em relação à estabilização dos fenômenos, *i.e.*, em relação à velocidade com que as funções se aproximam do assintótico, comparando-se η_{norm} e κ , constatou-se que η_{norm} se aproxima do assintótico mais rapidamente que κ . Este resultado pode significar que, mesmo após os mecanismos de convecção e radiação nas superfícies terem se estabilizado, o que seria refletido pela estabilização nos valores de η_{abs} , ainda poderia existir uma parcela de energia se propagando via condução no interior do material. Visto que, a energia fluindo poderia justificar a redução no gradiente de temperaturas e, consequentemente, justificar o porquê das taxas de resfriamento ainda estarem decaindo mesmo após a estabilização dos mecanismos nas superfícies.

Figura 5.44 – Gráficos adimensionais para comparação das funções assintóticas dos diferentes fenômenos para a) CP1T-01 e b) CP1T-02.

Também se pode observar na **Figura 5.44** que ϕ se aproxima primeiro do assintótico do que κ . Este comportamento pode ser explicado através da diferença entre os fluxos de energia via calor e de massa no interior do material. Visto que o fluxo de energia via condução em materiais metálicos é um mecanismo que depende, principalmente, do fluxo de elétrons livres no interior do material. Já a propriedade física da dureza está associada às transformações de fase que, para alguns dos microconstituintes e fases, depende da difusão intersticial de carbono, sendo este um fenômeno mais lento que o fluxo de elétrons livres. Buscando obter uma referência do início do regime quase estacionário nas curvas de η_{norm} e κ , foram obtidos os valores dos mesmos no ponto $l_c = 24 \text{ mm}$ (**Tabela 5.17**). Portanto, durante o regime transiente, tomando-se como referência os valores de dureza, concluiu-se que o material só é sensível a valores de taxa de resfriamento acima de 34% do valor do assintótico. Todavia, vale ressaltar que não se sabe como este valor pode variar para outros parâmetros de soldagem e/ou materiais¹²³, não se recomendando a utilização deste valor em caráter universal.

Tabela 5.17: Valores de η_{norm} , κ e ϕ para o ponto $l_c = 24 \text{ mm}$ para o CP1T-01 e o CP1T-02.

CP	η_{norm}	ϕ	κ
1T-01	1,0254	1,0125	1,3377
1T-02	1,0254	1,0262	1,3455
$\bar{x}$:		1,0194	1,3416
s :		0,0068	0,0039
CV:		0,6720%	0,2906%

Vale ressaltar que não se previu a intensidade deste aumento de dureza no início do cordão, em torno de 22% mais elevado em relação aos valores do quase estacionário. Este resultado sugere que estas variações de dureza do início do cordão deveriam ser normalizadas, de modo que os profissionais de soldagem pudessem considerá-las nos projetos envolvendo juntas soldadas e/ou revestimentos. Variações similares no início do cordão podem ocorrer com outras propriedades físicas como, tenacidade, resistência a corrosão, etc., visto que este fenômeno está associado à variação intrínseca do fluxo de energia no início da soldagem.

¹²³ Também não se sabe como o valor limite de 34% pode variar com a espessura relativa.

5.2 Influência da espessura relativa sobre a eficiências térmica líquida e efetiva de fusão via metodologia de superfície de resposta

Na seção 5.1, etapa 1 desta tese, foram investigados os efeitos do regime transiente no balanço de energia na soldagem, nos gradientes de temperaturas e nos valores de dureza da zona fundida. Os resultados evidenciaram a importância de se averiguar se o regime quase estacionário é de fato alcançado ou não. Visto que, obtiveram-se variações significativas nos valores de taxa de resfriamento e de dureza do cordão durante o período da soldagem referente ao regime transiente. Ou seja, nos estudos que adotam como premissa o regime quase estacionário, recomenda-se prudência, pois, caso este regime não seja realmente alcançado, incertezas podem se propagar para os resultados, dificultando a análise e a interpretação dos mesmos.

Uma vez que foram entendidos alguns dos efeitos do regime transiente na soldagem, buscou-se, nesta seção, investigar a influência da espessura relativa nas eficiências térmica líquida (η_r) e de fusão (η_f). Conforme descrito na seção anterior, obtém-se o valor η_r após o regime quase estacionário ter sido alcançado. Portanto, necessitou-se, primeiramente, garantir que o regime quase estacionário seria alcançado em todos ensaios previstos no planejamento, segundo metodologia de superfície de resposta (MSR). Para este fim, foram realizados os ensaios apresentados na seção 5.2.1.

5.2.1 Validade do regime quase estacionário para os ensaios planejados

Implementando a metodologia de Granjon [29], poder-se-ia investigar se o regime quase estacionário seria alcançado para cada ensaio do planejamento Box-Behnken (PBB). Todavia, não houve a necessidade de testar cada ensaio individualmente, necessitou-se somente testar o ensaio de menor valor de *espessura relativa* τ . Esta abordagem foi similar à utilizada por Liskevych [7] ao investigar a condição de largura infinita nos seus experimentos. Tendo em vista os níveis dos fatores utilizados no presente estudo, o ensaio mais crítico seria o que combinaria o maior nível de P_a (4 kW), menor nível de v_s (5 mm/s) e menor nível de d (4,8 mm), i.e., seria o ensaio (1,-1,-1) nos valores codificados. No entanto, tal combinação de níveis não ocorre, visto que uma das vantagens do planejamento PBB consiste do fato de não serem combinados em um ensaio somente níveis máximos ou mínimos, ou

combinação de ambos, sempre havendo pelo menos um dos fatores no nível central. O ensaio do planeamento PBB com menor valor de τ é o CP2C-09 que combina os valores de P_a igual a $3,5 \text{ kW}$, v_s igual a 5 mm/s e d igual a $4,8 \text{ mm}$, ensaio (0,-1,-1) nos valores codificados. Entretanto, visando uma análise mais conservadora, testou-se a combinação de níveis mais crítica (1,-1,-1), pois, sendo o regime quase estacionário alcançado para esta combinação, certamente seria alcançado para o CP2C-09 e para os demais ensaios do planeamento. A **Figura 5.45** apresenta o ensaio teste (CP2T-Teste01) onde foram obtidos os ciclos térmicos para a implementação da metodologia de Granjon [29], adquiridos na face oposta em uma linha paralela à LCC, a partir de termopares soldados em diferentes posições em relação ao ponto de abertura do arco. Em uma primeira análise, observam-se ciclos térmicos, aproximadamente, redundantes a partir do termopar T6, posicionado em 32 mm em relação ao ponto de abertura do arco. Este resultado serve uma primeira evidência de que o regime quase estacionário foi alcançado, entretanto, só se pode afirmar se o regime foi ou não alcançado após a análise dos ajustes das funções exponenciais assintóticas a partir dos valores de taxa de resfriamento.

Figura 5.45 – Ensaio teste (CP2T-Teste01) - Implementação da metodologia de *Granjon*. T1 – T8 representam as posições onde foram soldados os termopares na face oposta, em relação ao ponto de abertura do arco.

Na seção 5.1, implementou-se a metodologia de Granjon [29] a partir de valores de taxa de resfriamento (C) calculados em função do tempo decorrido no intervalo de temperatura de 500 a 400 °C, Δt_{5-4} , visto que as temperaturas máximas alcançadas ficavam em torno de 620 °C, impossibilitando o cálculo de C para um Δt_{8-5} ¹²⁴. Já no ensaio CP2T-Teste01, foram alcançadas temperaturas máximas próximas de 1000 °C, permitindo o cálculo de C para um Δt_{8-5} . Portanto, utilizou-se o ensaio CP2T-Teste01 para duas finalidades. Primeiramente, determinar se o regime quase estacionário seria, de fato, alcançado para um *chapa mais fina* do que os ensaios do planejamento PBB. Em segundo lugar, comparar os valores de C calculados para diferentes Δt . Se o valor calculado de C a partir do Δt_{5-4} ficasse próximo ao valor calculado a partir de Δt_{8-5} , tornar-se-ia possível utilizar os valores de C da seção 5.1 para interpretação de transformações de fase. A **Figura 5.46** apresenta os valores de taxa de resfriamento calculados a partir de diferentes intervalos de temperatura, ao longo do cordão.

Figura 5.46 – Ensaio teste (CP2T-Teste01) – Valores de taxa de resfriamento ao longo do cordão calculados a partir de diferentes intervalos de temperatura.

¹²⁴ Vale atentar que para as previsões de transformações de fase em aços carbono, comumente são utilizados diagramas de *Transformação por Resfriamento Contínuo* (TRC) onde os valores de taxa de resfriamento são calculados a partir de um Δt_{8-5} .

A **Tabela 5.18** apresenta os valores de R^2 e R^2_{ajust} e os coeficientes das equações obtidos via regressão não linear. Os valores elevados de R^2_{ajust} , acima de 0,96, indicam um ajuste satisfatório e, conforme foi demonstrado na seção 5.1, indicando que o regime quase estacionário foi realmente alcançado. Todavia, vale ressaltar que os valores das assíntotas das funções, valores de C do regime quase estacionário, variaram significativamente para os diferentes intervalos de temperatura estudadas, estando o valor de C obtidos via Δt_{5-4} do em torno de um terço do valor obtido via Δt_{8-5} . Este resultado acaba por impossibilitar o uso dos valores de C da seção anterior para possíveis relações diretas com a microestrutura do material.

Tabela 5.18: Modelos ajustados a partir de valores C calculados a partir de diferentes intervalos de temperatura ΔT –CP2T-Teste01.

ΔT	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
800-500	$C = 17,0414 + 32,9207 e^{-0,0658 l_c}$	0,9976	0,9964
700-400	$C = 12,3973 + 24,3386 e^{-0,0655 l_c}$	0,9971	0,9956
700-300	$C = 9,0918 + 14,9751 e^{-0,0561 l_c}$	0,9922	0,9884
500-400	$C = 5,8580 + 16,2556 e^{-0,0295 l_c}$	0,9974	0,9963
350-250	$C = 3,9299 + 3,6975 e^{-0,0566 l_c}$	0,9754	0,9655

Tendo sido alcançado o regime quase estacionário para o caso mais crítico, pôde-se assumir com segurança que o regime quase estacionário seria alcançado para todos os ensaios do planejamento PBB. No entanto, tendo em vista o objetivo de se mensurar a energia entregue ao material, levantou-se a hipótese que ainda poderiam haver perdas de energia através das bordas que, por serem de baixa intensidade, não interfeririam na distribuição de energia próxima ao cordão. Isto é, a chapa poderia não apresentar uma *largura infinita*¹²⁵ e, se fosse o caso, as perdas através das bordas poderiam impactar no valor de energia que se desejaria mensurar, tornando a medição menos acurada.

Com o intuito de se averiguar se a condição de *largura infinita* seria ou não válida, realizou-se um segundo ensaio teste (CP2T-Teste02), com os mesmos parâmetros do CP2T-Teste01. No entanto, desta vez foram soldados somente quatro termopares (T1, T2, T3 e T4) na face oposta na linha paralela à linha central do cordão

¹²⁵ Condição idealizada onde se pode assumir que a fonte de calor “não enxerga” as bordas do material, i.e., a energia não alcança as bordas laterais do material, não havendo, portanto, trocas de energia nestas regiões.

(LCC), posicionados em 30, 40, 50 e 60 mm em relação ao ponto de abertura do arco. Outra modificação em relação ao experimento anterior consiste que, neste ensaio, foram soldados dois termopares, T5 e T6, também na face oposta, mas posicionados nas bordas do material, em 0 e 50 mm em relação ao ponto de abertura do arco, respectivamente. A **Figura 5.47** apresenta a face oposta da chapa após a soldagem, onde podem ser observados todos os termopares e suas respectivas posições.

Figura 5.47 – Ensaio teste (CP2T-Teste02) – Termopares soldados na face oposta na linha paralela à linha central do cordão (LCC) e termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.

A **Figura 5.48** apresenta um gráfico de dois eixos onde podem ser observados os ciclos térmicos adquiridos na face oposta e os valores de tensão instantânea do arco elétrico. A primeira e a segunda linha tracejada vertical marcam os pontos de abertura e fechamento do arco elétrico, por conseguinte, o início (3,01 s) e o fim da soldagem (23,11 s). Obtendo-se um tempo de soldagem (t_s) de, aproximadamente, 20 s, sendo este o tempo programado no equipamento necessário para a execução de um cordão de 100 mm para v_s igual a 5 mm/s. Para a verificação da hipótese de *largura infinita*, foram observadas as temperaturas fornecidas através dos termopares T5 e T6, notando-se variação da temperatura da borda somente após 13 s do término da soldagem. Portanto, pôde-se concluir que durante o tempo de arco aberto a hipótese de *largura infinita* era verdadeira. Consequentemente, pôde-se assumir com

segurança¹²⁶ que não ocorreriam perdas de energia através das bordas para os ensaios planejados de calorimetria desta seção.

Figura 5.48 – Ensaio teste (CP2T-Teste02) - Verificação do tempo decorrido entre o término da soldagem até o momento em que a energia atinge as bordas laterais da chapa. T1 – T4 – termopares soldados na face oposta em uma linha paralela à linha central do cordão (LCC); T5 e T6 - termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.

Com o intuito de investigar o que ocorreria para uma soldagem com um valor menor de v_s , realizou-se um experimento similar ao do CP2T-Teste02. Observam-se os detalhes e resultados do experimento no *Apêndice I*. Notou-se neste ensaio um aumento de temperatura da borda antes do término da soldagem, tornando evidente a importância de se escolher corretamente o valor de v_s para ensaios de calorimetria.

A partir dos resultados dos experimentos realizados nesta subseção, pôde-se garantir, para todos os ensaios do planejamento PBB, que o regime quase estacionário seria alcançado e que não haveriam perdas de energia através das bordas laterais do material¹²⁷. Portanto, pôde-se assumir que os valores que seriam encontrados H_{abs} e η_{abs} , obtidos através dos ensaios de calorimetria, como sendo os valores de H_r e η_r .

¹²⁶ O tempo médio de movimentação do CP até o *dewar*, neste estudo, fica em torno de 3,5 s, estando abaixo do tempo encontrado de 13 s do término da soldagem até o aumento de temperatura das bordas.

¹²⁷ As condições tendo sido atendidas para os ensaios de menor valor de τ , pode-se assumir, logicamente, que as condições seriam atendidas para os ensaios do planejamento PBB que apresentam maiores valores de τ .

5.2.2 Valores planejados *versus* valores reais dos níveis dos fatores

Conforme apresentado na seção 4.3.2, foram escolhidos como fatores a potência do arco (P_a), a velocidade de soldagem (v_s) e espessura da chapa (d). Segundo descrito no Apêndice D, devido à boa calibração do deslocador linear, os valores de v_s definidos no equipamento ficam muito próximos dos valores reais, utilizando-se nas regressões os próprios valores definidos no equipamento. Em relação aos valores reais medidos de d , tendo-se como referência os valores de espessura nominal (d_{nom}), foram obtidos erros máximos abaixo de 2,3 %. Os valores experimentais de P_a foram calculados através do método da potência instantânea média (P_a^{Inst}). Todavia, houve dificuldade ao tentar controlar o valor de P_a^{Inst} próximo aos valores planejados de potência do arco (P_a^{pla}), tendo sido descartados¹²⁸ alguns ensaios por se distanciarem dos valores de P_a^{pla} . Por fim, em relação aos valores de P_a^{pla} , obtiveram-se valores de P_a^{Inst} com erros máximos abaixo de 3%. A **Tabela 5.19** apresenta os valores codificados, planejados e reais (fundo cinza, valores utilizados nas regressões) dos fatores dos ensaios do planejamento PBB.

Tabela 5.19: Planejamento experimental de *Box-Behnken* (PBB), apresentando os valores dos níveis codificados, planejados e experimentais dos três fatores utilizados.

<i>CP</i>	P_a^{cod}	v_s^{cod}	d^{cod}	P_a^{pla} (kW)	v_s^{pla} (mm/s)	d^{pla} (mm)	P_a^{Inst} (kW)	v_s (mm/s)	d (mm)
2C-01	-1	-1	0	3,050	5,00	6,35	3,060	5,00	6,35
2C-02	1	-1	0	4,000	5,00	6,35	3,971	5,00	6,43
2C-03	-1	1	0	3,050	6,67	6,35	2,962	6,67	6,35
2C-04	1	1	0	4,000	6,67	6,35	3,981	6,67	6,37
2C-05	-1	0	-1	3,050	5,83	4,76	3,102	5,83	4,85
2C-06	1	0	-1	4,000	5,83	4,76	3,956	5,83	4,81
2C-07	-1	0	1	3,050	5,83	7,94	3,060	5,83	8,12
2C-08	1	0	1	4,000	5,83	7,94	3,923	5,83	8,09
2C-09	0	-1	-1	3,525	5,00	4,76	3,558	5,00	4,83
2C-10	0	1	-1	3,525	6,67	4,76	3,577	6,67	4,81
2C-11	0	-1	1	3,525	5,00	7,94	3,584	5,00	8,09
2C-12	0	1	1	3,525	6,67	7,94	3,572	6,67	8,12
2C-13	0	0	0	3,525	5,83	6,35	3,475	5,83	6,37
2C-14	0	0	0	3,525	5,83	6,35	3,466	5,83	6,33
2C-15	0	0	0	3,525	5,83	6,35	3,444	5,83	6,33

^{cod}: referente aos valores codificados; ^{pla}: referente aos valores planejados

¹²⁸ Não se encontrou na literatura qual seria a tolerância em relação aos erros entre os valores reais e planejados do experimento. Neste estudo, adotou-se como limite o valor de erro relativo de 3%.

Para todas as respostas analisadas nesta seção, foram obtidos valores superiores de R^2 e R^2_{ajust} ao se utilizar nas regressões os valores experimentais dos fatores, em comparação ao que obteve ao utilizar os valores planejados dos mesmos. Portanto, para a obtenção dos modelos empíricos das respostas, apresentados nas seções 5.2.2 e 5.2.3, realizaram-se regressões lineares a partir dos valores experimentais, apresentados na três últimas colunas da **Tabela 5.19**.

A **Figura 5.49** apresenta os cordões de solda para cada um dos ensaios do planejamento PBB, podendo-se observar os valores de comprimento de cordão em torno de 70 mm, conforme justificado na seção 4.2.2.

Figura 5.49 – Imagens dos CP com os cordões de solda após os ensaios de calorimetria para: **a)** CP2C-01, **b)** CP2C-02, **c)** CP2C-03, **d)** CP2C-04, **e)** CP2C-05, **f)** CP2C-06, **g)** CP2C-07, **h)** CP2C-08, **i)** CP2C-09, **j)** CP2C-10, **l)** CP2C-11, **m)** CP2C-12, **n)** CP2C-13, **o)** CP2C-14 e **p)** CP2C-15.

Também se pode constatar, na **Figura 5.49**, que os cordões foram posicionados no centro das chapas, respeitando-se as distâncias das bordas, conforme descrito na seção 4.2.2. Em uma primeira análise, já é possível observar as diferenças de largura do cordão entre os ensaios: mais largos para os ensaios com maiores valores de P_a^{Inst} e mais estreitos para os menores valores de P_a^{Inst} . A análise quantitativa do formato dos cordões será apresentada na seção 5.2.4.

5.2.3 Eficiência térmica líquida

A **Tabela 5.20** apresenta os dados dos ensaios de soldagem de cada ensaio do planejamento PBB. Como já seria esperado, observaram-se variações nos valores de E_a e H_a , visto que foram utilizados diferentes valores de v_s e P_a^{Inst} . Vale atentar que, diferentemente dos ensaios da seção 5.1 (**Tabela 5.1**), nos ensaios desta seção, mantiveram-se fixos os valores de l_c , cujo valor médio foi de $70,6\text{ mm}$. Para se manter o valor de l_c constante, uma vez que se tinham três níveis para v_s , variou-se o tempo de arco aberto t_s . A **Tabela 5.21** apresenta os termos descritos na seção 4.8, necessários para a obtenção dos valores H_r e η_r .

Tabela 5.20: Parâmetros de soldagem de calorimetria para implementação da MSR.

CP	l_c (mm)	t_s (s)	$m_{CP,i}$ (g)	$m_{CP,f}$ (g)	m_d (g)	U^{Med} (V)	I^{Med} (A)	P_a^{Inst} (W)	E_a (kJ)	H_a (J/mm)
2C-01	70,51	14,102	1196,3	1203,4	7,17	19,74	158,94	3,060	43,155	612,01
2C-02	70,51	14,102	1216,1	1223,3	7,23	24,91	157,14	3,971	55,994	794,12
2C-03	70,68	10,601	1193,5	1198,9	5,40	19,76	152,97	2,962	31,397	444,23
2C-04	70,67	10,601	1200,1	1205,6	5,50	24,96	156,52	3,981	42,206	597,21
2C-05	70,59	12,102	908,6	914,7	6,16	19,93	157,51	3,102	37,534	531,68
2C-06	70,59	12,101	914,6	920,7	6,15	24,97	156,45	3,956	47,868	678,10
2C-07	70,59	12,102	1551,4	1557,6	6,29	19,80	158,51	3,060	37,027	524,51
2C-08	70,59	12,102	1551,2	1557,5	6,27	24,97	155,71	3,923	47,476	672,53
2C-09	70,51	14,102	896,1	903,3	7,21	22,69	157,54	3,558	50,177	711,62
2C-10	70,68	10,602	919,1	924,5	5,45	22,68	157,42	3,577	37,922	536,51
2C-11	70,51	14,102	1548,1	1555,2	7,13	22,68	158,52	3,584	50,542	716,81
2C-12	70,68	10,601	1557,5	1562,9	5,40	22,68	157,56	3,572	37,865	535,75
2C-13	70,59	12,102	1195,5	1201,6	6,16	22,62	153,85	3,475	42,052	595,70
2C-14	70,59	12,101	1200,7	1206,9	6,17	22,60	153,54	3,466	41,939	594,10
2C-15	70,59	12,101	1181,8	1187,9	6,12	22,83	150,40	3,444	41,676	590,39
Mín.	70,51	10,601	896,1	903,3	5,40	19,74	150,40	2,962	31,397	444,23
Máx.	70,68	14,102	1557,5	1562,9	7,23	24,97	158,94	3,981	55,994	794,12

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

Tabela 5.21: Dados obtidos através dos ensaios de calorimetria para a obtenção dos valores experimentais das respostas H_r e η_r do planejamento via MSR.

CP	T_0 (°C)	$R_{evap,1}$ (g/min)	$R_{evap,4}$ (g/min)	Δt (s)	$m_{vap,s}$ (g)	$E_{abs,s}$ (kJ)	$E_{abs,0}$ (kJ)	E_{abs} (kJ)	H_r (J/mm)	η_r (%)	τ (-)
2C-01	22,80	4,69	2,01	114,91	622,95	123,59	94,53	29,06	412,12	67,34	0,554
2C-02	21,50	4,58	2,68	112,43	674,15	133,75	95,57	38,18	541,44	68,18	0,490
2C-03	24,00	4,83	2,66	110,83	587,81	116,62	95,04	21,58	305,36	68,74	0,643
2C-04	24,30	5,03	2,90	108,53	635,20	126,02	96,34	29,69	420,06	70,34	0,550
2C-05	25,10	4,57	2,83	90,15	497,62	98,73	72,60	26,12	370,06	69,60	0,446
2C-06	22,70	4,30	2,11	87,68	537,38	106,62	72,63	33,99	481,51	71,01	0,388
2C-07	23,10	4,49	2,34	139,99	738,48	146,51	121,92	24,59	348,40	66,42	0,770
2C-08	22,90	4,43	2,40	141,00	781,42	155,03	121,65	33,39	472,94	70,32	0,659
2C-09	22,60	4,65	2,58	90,25	535,02	106,15	71,21	34,93	495,43	69,62	0,384
2C-10	22,60	4,79	2,61	89,55	498,54	98,91	73,09	25,83	365,37	68,10	0,446
2C-11	23,00	4,22	2,37	139,88	795,42	157,81	121,14	36,68	520,15	72,57	0,628
2C-12	22,90	4,30	2,33	135,60	747,83	148,37	121,88	26,49	374,81	69,96	0,743
2C-13	23,30	4,84	2,75	111,84	627,16	124,43	95,11	29,32	415,27	69,71	0,553
2C-14	23,70	4,85	2,81	115,47	627,71	124,54	95,69	28,85	408,68	68,79	0,554
2C-15	25,10	4,78	2,05	110,45	622,98	123,60	94,66	28,94	410,00	69,45	0,553
Mín.	21,5	4,22	2,01	87,68	497,62	98,73	71,21	21,58	305,36	66,42	0,384
Máx.	25,1	5,03	2,90	141,00	795,42	157,81	121,92	38,18	541,44	72,57	0,770

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

Vale atentar que, similar à metodologia adotada na seção 5.1, os valores de $E_{abs,0}$, apresentados na Tabela 5.21, necessários para o cálculo de E_{abs} , foram obtidos através da eq. (55), em função dos valores de T_0 , $R_{evap,1}$ e $R_{evap,4}$, conforme descrito no final da seção 4.8.3. Pode-se observar na Tabela 5.21 que os valores de $R_{evap,4}$ foram sempre menores que os valores de $R_{evap,1}$, em conformidade com o exposto na seção 4.8.3, servindo como evidência da boa execução dos ensaios de calorimetria.

Na última coluna da Tabela 5.21, encontram-se os valores de τ , calculados através da eq.(31)¹²⁹, em função dos valores experimentais de H_r . Já na penúltima coluna, encontram-se os valores de eficiência térmica líquida (η_r), podendo-se notar uma variação de 6% em relação entre o valor mínimo e o valor máximo. Na formulação das hipóteses deste estudo (seção 3.1), pressupôs-se que η_r variaria diretamente com os valores de τ . Formulou-se esta hipótese principalmente a partir do estudo de Quintino *et al.* [21], devido os autores terem encontrado que as perdas de energia na face oposta são maiores para uma soldagem com passe de penetração total (*chapa fina*) ao se comparar com uma soldagem com passe com penetração parcial (*chapa*

¹²⁹ Utilizando-se nos cálculos de τ : $\rho c_p = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ [42]; $T_c = 650 \text{ }^\circ\text{C}$.

grossa). Consequentemente, o valor de η_r seria menor para uma *chapa mais fina*¹³⁰, devido à maior parcela de energia transferida através da face oposta à face soldada. Todavia, o valor mínimo de η_r (em vermelho) não foi encontrado para o menor valor de τ , como também, o valor máximo de η_r (destacado em azul) não foi encontrado para o maior valor de τ . Portanto, a análise direta¹³¹ dos resultados indica que não é somente o valor de τ que influencia o valor de η_r . A **Tabela 5.22** apresenta as médias ($\bar{x}$), desvios-padrões (s) e coeficientes de variação (CV) dos *pontos centrais*¹³² do planejamento PBB. Em relação às variáveis observadas, encontraram-se os maiores valores de CV para T_0 e $R_{evap,4}$. A variação de T_0 ocorreu porque os ensaios foram realizados em horários e dias diferentes. Já a variação de $R_{evap,4}$ foi influenciada pela posição em que o CP permanece dentro do *dewar* durante o ensaio de calorimetria¹³³, sendo, portanto, de difícil controle. Contudo, para as variáveis de interesse, *i.e.*, para as respostas H_r e η_r , foram obtidos valores de CV abaixo de 1% evidenciando a boa execução dos ensaios de calorimetria.

Tabela 5.22: Análise dos pontos centrais do planejamento PBB – calorimetria.

CP	T_0 (°C)	$R_{evap,1}$ (g/min)	$R_{evap,4}$ (g/min)	Δt (s)	$m_{vap,s}$ (g)	$E_{abs,s}$ (kJ)	$E_{abs,0}$ (kJ)	E_{abs} (kJ)	H_r (J/mm)	η_r (%)	τ (-)
2C-13	23,30	4,84	2,75	111,84	627,16	124,43	95,11	29,32	415,27	69,71	0,553
2C-14	23,70	4,85	2,81	115,47	627,71	124,54	95,69	28,85	408,68	68,79	0,554
2C-15	25,10	4,78	2,05	110,45	622,98	123,60	94,66	28,94	410,00	69,45	0,553
$\bar{x}$:	24,03	4,82	2,54	112,59	625,95	124,19	95,15	29,04	411,32	69,32	0,553
s :	0,95	0,04	0,42	2,59	2,59	0,51	0,52	0,25	3,49	0,47	0,001
CV:	3,93%	0,78%	16,66%	2,30%	0,41%	0,41%	0,54%	0,86%	0,85%	0,68%	0,10%

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

Com o propósito de facilitar o entendimento dos resultados obtidos via MSR, primeiramente, na *subseção 5.2.3.1*, serão apresentados os modelos quadráticos completos (MQC) das respostas descritos por:

¹³⁰ Chapa com menor valor de espessura relativa τ .

¹³¹ Análise realizada diretamente a partir dos dados experimentais. O perigo deste tipo de análise consiste na não visualização da interação entre os fatores, como também do desconhecimento da presença de possíveis *outliers*, pontos fora de distribuição que poderiam invalidar uma análise a partir dos pontos mais extremos obtidos experimentalmente. Visto que, tanto o menor quanto o maior valor obtidos experimentalmente podem ser *outliers*.

¹³² Pontos compostos somente pelos níveis intermediários dos fatores, (0,0,0) em variáveis codificadas. Se forem utilizadas réplicas dos pontos centrais, caso deste estudo, os mesmos podem ser utilizados para uma estimativa de erro experimental.

¹³³ Evidência constatada via observação experimental.

$$MQC = \beta_0 + \beta_1 P_a + \beta_2 v_s + \beta_3 d + \beta_4 P_a^2 + \beta_5 v_s^2 + \beta_6 d^2 + \beta_7 P_a \times v_s + \beta_8 P_a \times d + \beta_9 v_s \times d \quad (57)$$

Na sequência, na *subseção* 5.2.3.2, serão apresentados e discutidos os modelos quadráticos reduzidos (MQR)¹³⁴. Por fim, escolher-se-ão os modelos que melhor descreverem os comportamentos das respostas.

5.2.3.1 Modelos quadráticos completos de H_a , H_r e η_r

A **Tabela 5.23** apresenta os coeficientes dos modelos quadráticos completo de H_a , H_r e η_r obtidos através do método dos mínimos quadrados (MMQ), conforme descrito na seção 4.3.1. Vale atentar que H_a por ser obtido através de duas variáveis independentes P_a e v_s , consequentemente, é também uma variável independente, não podendo ser considerada uma resposta. Só se incluiu H_a nas análises desta subseção com a finalidade de testar a eficácia da metodologia. Como H_a é calculado somente em função dos fatores P_a e v_s , a metodologia deveria ser capaz de identificar d como um fator sem influência sobre os valores de H_a . Tendo em vista que, neste estudo, os níveis dos fatores se apresentam em uma mesma ordem de grandeza¹³⁵, torna-se possível obter informações acerca da significância dos termos a partir de uma análise da magnitude dos coeficientes. Ou seja, após análise dos valores dos coeficientes dos termos de mesma ordem, a existência de um coeficiente com um valor em módulo muito abaixo dos demais coeficientes pode indicar a não significância do respectivo termo. Implementando-se esta metodologia para H_a , é possível notar que os coeficientes β referentes aos termos de d se apresentam, em módulo, muito abaixo dos demais coeficientes, o que pode indicar a não significância de d no modelo. Já para H_r e η_r , observa-se que o fator P_a é aquele que aparenta influenciar mais no modelo, visto que os seus coeficientes se apresentam, em módulo, maiores que os demais, para ambas as respostas. Todavia, vale ressaltar, uma análise a partir dos

¹³⁴ Após ANOVA dos termos do modelo quadrático completo, os modelos reduzidos são obtidos ao se eliminar os termos considerados não significativos.

¹³⁵ No início deste estudo se utilizavam os valores de P_a em watts (W), resultando em valores de P_a algumas ordens de grandeza acima dos demais fatores v_s e d . Por fim, escolheu-se trabalhar com os valores de P_a em kW de modo a tornar possível uma primeira análise a partir da magnitude dos coeficientes.

valores dos coeficientes não seria suficiente para eleger termos mais ou menos significativos. Para esta finalidade, costuma-se realizar uma análise a partir dos *valores de p*. Esta análise consiste, essencialmente, em verificar se os valores de p dos termos se encontram acima ou abaixo do nível de significância α adotado¹³⁶, utilizando-se neste estudo $\alpha = 0,05$. Se $p < \alpha$, considera-se que o termo possui influência significativa na resposta, mas se $p > \alpha$, o contrário não é necessariamente verdadeiro¹³⁷. A **Tabela 5.24** apresenta os valores de p dos termos dos modelos MQR de H_a , H_r e η_r

Tabela 5.23: Coeficientes dos modelos quadráticos completos das respostas H_a , H_r , η_r .

Coeficiente	Termo	H_a	H_r	η_r
β_0	<i>livre</i>	597,3	267	51
β_1	P_a	354,3	332	12,9
β_2	v_s	-211,3	-124	2,9
β_3	d	0,61	-28,1	-5,23
β_4	P_a^2	-0,88	-15,4	-2,35
β_5	v_s^2	18,074	12,15	-0,05
β_6	d^2	-0,008	1,70	0,206
β_7	$P_a \times v_s$	-29,84	-21,9	-0,26
β_8	$P_a \times d$	-0,108	5,62	1,11
β_9	$v_s \times d$	-0,016	-2,22	-0,220

Tabela 5.24: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos completos de H_a , H_r , η_r .

Termo	H_a	H_r	η_r
P_a	0,000	0,000	0,250
v_s	0,000	0,000	0,992
d	0,917	0,870	0,943
P_a^2	0,746	0,640	0,647
v_s^2	0,000	0,244	0,973
d^2	0,968	0,517	0,610
$P_a \times v_s$	0,000	0,213	0,919
$P_a \times d$	0,887	0,548	0,451
$v_s \times d$	0,967	0,642	0,765

¹³⁶ Conforme citado na seção 5.1.2, o maior problema das análises a partir dos valores de p consiste justamente em escolher *sabidamente* o valor de α .

¹³⁷ Poder-se-ia pensar que se $p > \alpha$, o termo não seria significativo no modelo. Entretanto, isto não é necessariamente verdadeiro, podendo um termo cujo o valor de p foi superior a α permanecer no modelo, ou devido ao *princípio da hierarquia*, ou por ter resistido à etapa de eliminação de termos, por contribuir para um valor mais elevado de R^2_{ajust} do modelo.

Pode-se observar na **Tabela 5.24** que, em relação aos termos de H_a , todos os termos contendo d apresentam valor de p muito superiores ao valor de α , servindo como mais uma evidência da não significância de d no modelo. O Gráfico de *Pareto* dos Efeitos Padronizados (GPEP) para H_a , localizado no *Apêndice J*¹³⁸, não apresenta nenhum dos termos contendo d como significativos. E, por fim, analisando-se tanto o *gráfico dos efeitos principais* (GEP) quanto o *gráfico das interações* (GI), apresentados no *Apêndice L*¹³⁹, observou-se influência praticamente nula de d na resposta. Portanto, após todas as análises, pode-se concluir que d não exerce influência significativa sobre a resposta, como já era esperado, atestando a eficácia da metodologia em prever a significância dos fatores sobre as respostas.

Em relação à H_r , analisando-se os valores de p da **Tabela 5.24**, observa-se que somente os termos P_a e v_s apresentaram valor de p abaixo de α . A análise do gráfico GPEP também aponta para a maior influência dos termos P_a e v_s sobre a resposta. Já o gráfico GEP corrobora a última análise e mostra a pouca influência de d sobre H_r . Em relação à η_r , encontrou-se $p > \alpha$ para todos os termos, o que poderia indicar que nenhum termo é significativo no modelo, informação confirmada pelo gráfico GPEP. Todavia, este último resultado seria suspeito, pois, tendo sido possível obter modelos significativos de H_a e H_r , sendo η_r obtido através da razão entre ambos, esperar-se-ia chegar a um modelo significativo também para η_r . Analisando o gráfico GEP, é o fator v_s que aparenta, desta vez, não exercer influência sobre a resposta.

A **Tabela 5.25** apresenta a contribuição¹⁴⁰ de cada termo no valor de R^2 , sendo a soma da contribuição de cada termo igual ao valor do R^2 do modelo. Através dos valores das contribuições é mais fácil notar quando um termo é muito ou pouco influente na resposta. Em relação à H_a , tem-se os valores de contribuição concordando com as análises anteriores, sendo apresentada contribuição nula para todos os termos contendo d . Para H_r , pode-se observar que os termos P_a e v_s são os que exercem maior influência na resposta, apresentando o valor somado da contribuição praticamente igual ao valor do R^2 do modelo, enquanto que os termos contendo d apresentam contribuição quase nula. Em relação à η_r , tem-se que o termo P_a como o termo mais influente na resposta, enquanto que os termos contendo v_s apresentam contribuição quase nula.

¹³⁸ Os *Gráficos de Pareto* obtidos para todas as respostas deste estudo se encontram no *Apêndice J*.

¹³⁹ Todos os *gráficos de efeitos principais* e *gráficos das interações* se encontram no *Apêndice L*.

¹⁴⁰ Estes valores foram obtidos diretamente através do *software Minitab*.

Tabela 5.25: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos completos de H_a , H_r , η_r no R^2 .

Termo	H_a	H_r	η_r
P_a	0,4564	0,4942	0,2575
v_s	0,5334	0,4812	0,0006
d	0,0000	0,0003	0,0048
P_a^2	0,0002	0,0004	0,0503
v_s^2	0,0051	0,0043	0,0001
d^2	0,0000	0,0010	0,0267
$P_a \times v_s$	0,0049	0,0051	0,0023
$P_a \times d$	0,0000	0,0010	0,0758
$v_s \times d$	0,0000	0,0006	0,0114
contribuição do modelo (R^2)	1,0000	0,9881	0,4294
erro do modelo	0,0000	0,0119	0,5706

A **Tabela 5.26** apresenta as estatísticas da regressão R^2 , R^2_{ajust} , R^2_{pred} ¹⁴¹ e S , sendo este último o *erro padrão da regressão*¹⁴². Em regressões múltiplas é preferível utilizar o R^2_{ajust} no lugar do R^2 , visto que o R^2 sempre aumenta ao se adicionar um novo termo ao modelo, independente desta adição resultar em uma melhoria [94]. Em relação ao R^2_{pred} , valores elevados podem indicar modelos com maior capacidade preditiva¹⁴³. Todavia, neste estudo, não se tinha como objetivo principal a obtenção de modelos com maior capacidade preditiva. Por este motivo, dar-se-á prioridade nas análises aos valores R^2_{ajust} , ficando a análise a partir dos valores de R^2_{pred} como uma análise secundária. Em relação à S , sendo justamente o *erro padrão da regressão*, deseja-se sempre o menor valor possível.

Tabela 5.26: Valores de R^2 , R^2_{ajust} e S dos modelos quadráticos completos de H_a , H_r , η_r .

Resposta	R^2	R^2_{ajust}	R^2_{pred}	S
H_a	1,0000	0,9999	0,9992	1,01414
H_r	0,9881	0,9666	0,8030	12,2710
η_r	0,4294	0,0000	0,0000	1,90746

¹⁴¹ Denominado " R^2 predito", é calculado ao se remover sistematicamente cada observação do conjunto de dados, estimando a equação de regressão e determinando quão bem o modelo prediz a observação removida [94].

¹⁴² O valor de S , dado em unidades da resposta, reflete o quão perto os valores preditos estão dos dados experimentais. Quanto mais baixo for o valor de S , melhor o modelo descreve a resposta [94].

¹⁴³ Por outro lado, um R^2_{pred} muito menor que o R^2 pode indicar excesso de ajuste do modelo [94].

Analisando os dados da **Tabela 5.26**, pode-se constatar que, obtiveram-se valores de R^2_{ajust} de 0,99 e 0,96, respectivamente, para os modelos MQC de H_a e de H_r , evidenciando um bom ajuste para ambos. Para o modelo de η_r , foram obtidos valores de R^2_{ajust} e R^2_{pred} iguais a zero, apontando para ajuste problemático deste modelo. Entretanto, o baixo valor de S obtido para o modelo de η_r , em torno de 3% dos valores de η_r , indica uma possível contradição entre as estatísticas, carecendo, portanto, de maior investigação.

5.2.3.2 Modelos reduzidos de H_a , H_r e η_r

A **Tabela 5.27** apresenta os coeficientes β dos termos dos modelos quadráticos reduzidos (MQR). A eliminação dos termos não significativos foi realizada através do método *Forward Selection* através do *software Minitab*. Segundo o Minitab [94], este método começa com um modelo vazio ou inclui os termos especificados para incluir no modelo inicial ou em todos os modelos. Em seguida, adicionam-se a maioria dos termos significativos para cada etapa. Por fim, a adição de termos se encerra quando todas as variáveis que não estão no modelo têm os valores de p que são maiores que o valor do α DE ENTRADA especificado¹⁴⁴. Os valores dos coeficientes representados por “*” na **Tabela 5.27** indicam os termos eliminados, a representação foi utilizada nas demais tabelas desta subseção e da subseção 5.2.4.2.

Tabela 5.27: Coeficientes β dos modelos quadráticos reduzidos de H_a , H_r , η_r .

Coeficiente	Termo	H_a	H_r	η_r
β_0	<i>livre</i>	612,2	344	86,7
β_1	P_a	347,10	255,8	-5,03
β_2	v_s	-211,45	-135,1	*
β_3	d	*	*	-3,90
β_4	P_a^2	*	*	*
β_5	v_s^2	18,055	11,63	*
β_6	d^2	*	*	*
β_7	$P_a \times v_s$	-29,774	-21,1	*
β_8	$P_a \times d$	*	*	1,126
β_9	$v_s \times d$	*	*	*

¹⁴⁴ Não confundir com o nível de significância α . O valor do α DE ENTRADA deve ser maior que o valor do α , de modo a fornecer uma certa *folga* para o método de eliminação.

Pode-se observar tanto na **Tabela 5.27** quanto na **Tabela 5.28** que, os termos eliminados foram aqueles que apresentavam valores de p do modelo MQC (apresentados na **Tabela 5.24**) acima, ou próximos, dos valores do α DE ENTRADA. Vale atentar, no entanto, que os valores de p finais dos termos do modelo MQR são ligeiramente diferentes dos valores de p do MQC. Para H_a , como já era esperado, todos os termos contendo d foram eliminados do modelo, atestando a eficácia do método de eliminação *Forward Selection*, ficando o modelo de H_a somente em função de P_a e v_s . O modelo MQR de H_r também ficou em função de somente de P_a e v_s ¹⁴⁵. Entretanto, o modelo MQR de η_r ficou em função de P_a e d , Este resultado aparenta ser contraditório, visto que, sendo η_a razão entre H_r e H_a , seria natural imaginar que o modelo MQR de η_r ficaria também em função de P_a e v_s .

Tabela 5.28: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de H_a , H_r , η_r .

Termo	H_a	H_r	η_r
P_a	0,000	0,000	0,065
v_s	0,000	0,000	*
d	*	*	0,829
P_a^2	*	*	*
v_s^2	0,000	0,151	*
d^2	*	*	*
$P_a \times v_s$	0,000	0,120	*
$P_a \times d$	*	*	0,272
$v_s \times d$	*	*	*

A **Tabela 5.29** apresenta a contribuição de cada termo do modelo MQR no valor de R^2 , sendo a soma da contribuição de cada termo igual ao valor do R^2 do modelo, conforme comentado na subseção anterior. Pode-se notar que, para H_r e H_a , os termos lineares P_a e v_s foram os que mais contribuíram no modelo, contribuindo, aproximadamente, em partes iguais no modelo. Já para η_r , encontrou-se que P_a contribui de forma majoritária no modelo, enquanto d contribui de forma menos significativa.

¹⁴⁵ Havendo duas possibilidades para este resultado, ou a espessura d não contribui significativamente no valor de H_r , ou que os níveis utilizados de d na MSR não foram suficientemente espaçados, impossibilitando que a metodologia captasse a influência de d .

Tabela 5.29: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de H_a , H_r , η_r no R^2 .

Termo	H_a	H_r	η_r
P_a	0,4564	0,4942	0,2575
v_s	0,5334	0,4812	*
d	*	*	0,0048
P_a^2	*	*	*
v_s^2	0,0053	0,0041	*
d^2	*	*	*
$P_a \times v_s$	0,0050	0,0046	*
$P_a \times d$	*	*	0,0801
$v_s \times d$	*	*	*
contribuição do modelo (R^2)	1,0000	0,9841	0,3423
erro do modelo	0,0000	0,0159	0,6577

A **Tabela 5.30** compara os modelos MQC e MQR através dos valores das estatísticas da regressão R^2 , R^2_{ajust} , R^2_{pred} e S . Para H_a e para as respostas H_r e η_r , encontraram-se maiores valores de R^2_{ajust} e menores valores de S para os modelos MQR. Em relação aos valores do R^2_{pred} , também se obtiveram maiores valores para os modelos MQR, com exceção de η_r , onde o valor permaneceu nulo tanto para o MQC quanto para o MQR. Em relação aos resíduos, observaram-se distribuições aleatórias dos resíduos para H_r e η_r (Apêndice G). Portanto, escolheram-se os modelos MQR para representar os comportamentos de H_a , H_r e η_r .

Tabela 5.30: Comparação entre os valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos e dos modelos reduzidos de H_a , H_r , η_r .

Resposta	R^2		R^2_{ajust}		R^2_{pred}		S	
	MQC	MQR	MQC	MQR	MQC	MQR	MQC	MQR
H_a	1,0000	1,0000	0,9999	0,9999	0,9992	0,9998	1,01414	0,7272
H_r	0,9881	0,9841	0,9666	0,9777	0,8030	0,9486	12,2710	10,0125
η_r	0,4294	0,3223	0,0000	0,1630	0,0000	0,0000	1,90746	1,38071

Vale atentar que, conforme justificado no início da *subseção 5.2.3.1*, H_a não é uma resposta, só tendo sido incluído nas análises como forma de testar a eficácia da metodologia, sendo de interesse somente os modelos das respostas H_r e η_r . Todavia, apenas um dos modelos, H_r ou η_r será utilizado nos cálculos da espessura relativa τ . Portanto, para fins de comparação, calcularam-se os erros relativos dos valores

preditos pelos modelos, tendo-se como referência os valores experimentais, os resultados estão apresentados na **Tabela 5.31**.

Tabela 5.31: Erros dos valores preditos em relação aos valores experimentais das respostas H_r e η_r .

CP	H_r (J/mm)		erro (%)	η_r (%)		erro (%)
	experim.	predito		experim.	predito	
2C-01	412,12	419,2	1,72	67,34	68,4	1,61
2C-02	541,44	556,0	2,70	68,18	70,4	3,25
2C-03	305,36	301,2	-1,36	68,74	68,2	-0,76
2C-04	420,06	418,6	-0,34	70,34	70,4	0,07
2C-05	370,06	363,3	-1,83	69,60	69,1	-0,69
2C-06	481,51	476,6	-1,01	71,01	69,5	-2,17
2C-07	348,40	357,7	2,68	66,42	67,6	1,80
2C-08	472,94	472,3	-0,13	70,32	71,2	1,18
2C-09	495,43	494,0	-0,28	69,62	69,3	-0,43
2C-10	365,37	372,0	1,82	68,10	69,3	1,79
2C-11	520,15	497,9	-4,27	72,57	69,8	-3,85
2C-12	374,81	371,4	-0,90	69,96	69,7	-0,34
2C-13	415,27	412,8	-0,59	69,71	69,3	-0,59
2C-14	408,68	411,6	0,72	68,79	69,3	0,72
2C-15	410,00	408,7	-0,31	69,45	69,2	-0,30
Min.	305,36	301,20	-4,27	66,42	67,62	-3,85
Máx.	541,44	556,04	2,70	72,56	71,15	3,25

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

Analisando os dados dos erros da **Tabela 5.31**, pode-se constatar que, mesmo o modelo MQR de η_r tendo apresentado valores inconsistentes das estatísticas R^2_{ajust} e R^2_{pred} , os valores preditos de η_r ficaram próximos aos valores experimentais, apresentados valores de erro relativo próximos aos encontrados para H_r . Por fim, escolheu-se adotar o modelo de H_r para o cálculo do valor de τ , devido aos valores mais consistentes das estatísticas da regressão.

5.2.3.3 Visualização das superfícies obtidas através dos modelos de H_a , H_r e η_r

As **Figuras 5.50-5.52** apresentam as superfícies geradas, juntamente com as suas respectivas projeções (gráficos de contorno), a partir dos modelos MQR de H_a , H_r e η_a . Para uma análise mais abrangente, recomenda-se consultar o *Apêndice M*, onde se encontram todos os gráficos de contornos dos modelos MQC e MQR.

Figura 5.50 – Superfície de H_a com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a .

Figura 5.51 – Superfície de H_r com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a .

Figura 5.52 – Superfície de η_r com a projeção do gráfico de contorno P_a versus v_s .

5.2.4 Parâmetros dimensionais do cordão e eficiência de fusão

A **Figura 5.53** apresenta as macrografias dos CP's dos ensaios de calorimetria, encontrando-se os respectivos valores de τ ¹⁴⁶ nas legendas de cada CP, calculados a partir dos valores preditos de H_r ¹⁴⁷. Vale atentar que os valores τ apresentados nesta subseção se diferenciam sutilmente dos valores τ obtidos através dos valores experimentais de H_r , apresentados na **Tabela 5.21**, no início da seção 5.2.3. A **Figura 5.54** apresenta as mesmas macrografias apresentadas na **Figura 5.53**, no entanto, desta vez, apresentam-se as macrografias em ordem crescente dos valores de τ . Pode-se notar na **Figura 5.54** a modificação da forma das isotermas referentes à Ac_1 , interface¹⁴⁸ entre a *ZAC de Grão Refinados* e a *ZAC Intercrítica*, e à Ac_3 , interface entre a *ZAC Intercrítica* e a *ZAC Subcrítica*, conforme se varia o valor de τ .

¹⁴⁶ Para o cálculo de τ de cada CP, utilizou-se ρc igual a $0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ e T_c igual a $650 \text{ }^\circ\text{C}$.

¹⁴⁷ Se houverem *outliers* nos valores experimentais de H_r , os erros contidos nesses ensaios poderiam se propagar para os valores de τ . Por este motivo, escolheu-se utilizar valores preditos de H_r .

¹⁴⁸ Sabe-se que estas interfaces na verdade são regiões na escala micro. No entanto, na escala macro, as regiões aparecem como contornos bem definidos. Diferentemente do que ocorre para a interface entre a *ZAC de Grãos Grosseiros* e a *ZAC de Grão Refinados*.

Figura 5.53 – Macrografias: **a)** CP2C-01, **b)** CP2C-02, **c)** CP2C-03, **d)** CP2C-04, **e)** CP2C-05, **f)** CP2C-06, **g)** CP2C-07, **h)** CP2C-08, **i)** CP12C-09, **j)** CP2C-10, **l)** CP2C-11, **m)** CP2C-12, **n)** CP2C-13, **o)** CP2C-14 e **p)** CP2C-15.

Figura 5.54 – Macrografias ordenadas de acordo com a espessura relativa τ : **a)** CP2C-09, **b)** CP2C-06, **c)** CP2C-10, **d)** CP2C-05, **e)** CP2C-02, **f)** CP2C-01, **g)** CP2C-04, **h)** CP2C-14, **i)** CP12C-15, **j)** CP2C-13, **l)** CP2C-11, **m)** CP2C-03, **n)** CP2C-08, **o)** CP2C-12 e **p)** CP2C-07.

A **Tabela 5.32** apresenta, para cada ensaio do planejamento PBB, os valores medidos dos parâmetros dimensionais do cordão: reforço do cordão (re_c), largura do cordão (la_c), penetração do cordão (pe_c), área fundida do cordão ($A_{f,c}$)¹⁴⁹, área do reforço do cordão ($A_{r,c}$)¹⁵⁰, diluição do cordão (δ_c) e eficiência de fusão (η_f). Para o cálculo de η_f , necessitou-se obter o valor de H_f ¹⁵¹, calculado através da eq.(7), descrita na seção 2.1.7.

Tabela 5.32: Parâmetros dimensionais do cordão dos ensaios de calorimetria - MSR.

CP	re_c (mm)	la_c (mm)	pe_c (mm)	$A_{f,c}$ (mm ²)	$A_{r,c}$ (mm ²)	δ_c (%)	η_f (%)
2C-01	3,06	6,61	1,84	5,52	14,08	28,16	8,50
2C-02	2,31	8,93	2,16	7,78	13,92	35,85	9,24
2C-03	2,38	6,03	1,64	4,39	10,51	29,46	9,31
2C-04	2,04	8,27	2,05	7,47	10,52	41,52	11,78
2C-05	2,50	6,45	1,76	5,20	11,68	30,81	9,21
2C-06	2,13	8,86	2,28	8,18	11,90	40,74	11,37
2C-07	2,51	6,30	1,57	4,71	11,79	28,55	8,46
2C-08	2,30	8,62	2,08	8,15	12,58	39,32	11,42
2C-09	2,49	8,29	2,32	7,03	14,03	33,38	9,31
2C-10	2,24	7,16	2,09	6,39	11,33	36,06	11,23
2C-11	2,70	8,46	2,06	6,55	14,78	30,71	8,61
2C-12	2,20	7,32	1,97	5,75	10,33	35,76	10,12
2C-13	2,32	7,51	2,06	6,58	11,90	35,61	10,41
2C-14	2,34	7,55	1,96	6,35	11,98	34,64	10,07
2C-15	2,34	7,42	1,97	6,09	11,79	34,06	9,71
Mín.	2,04	6,03	1,57	4,39	10,33	28,16	8,46
Máx.	3,06	8,93	2,32	8,18	14,78	41,52	11,78

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

A **Tabela 5.33** apresenta os valores de $\bar{x}$, s e CV dos ensaios dos *pontos centrais* do planejamento PBB. Os valores de CV obtidos para as respostas desta seção foram maiores do que os obtidos para H_r e η_r na seção 5.2.3, que haviam ficado abaixo de 1%. O maior valor de CV para as respostas desta seção foi de 3,87% para $A_{f,c}$, indicando que tanto os experimentos quanto os métodos de medição foram executados de forma satisfatória.

¹⁴⁹ Área da seção transversal do cordão referente ao volume de metal de base fundido na soldagem.

¹⁵⁰ Área da seção transversal referente ao volume de metal do reforço do cordão.

¹⁵¹ Para o cálculo de H_f , utilizou-se do estudo de Reis *et al.* [37], para aço carbono, $L_f = 247 \text{ J/g}$ e $\rho = 0,00787 \text{ g/mm}^3$ e, do estudo de Grong [42], para aço carbono, adotou-se $T_f = 1520 \text{ °C}$ e $\rho c_p = 0,005 \text{ J/mm}^3\text{°C}$ e, a partir dos valores de ρ e ρc_p , obteve-se $c_p \cong 0,635 \text{ J/g°C}$.

Tabela 5.33: Análise dos pontos centrais do planejamento PBB – parâmetros dimensionais do cordão.

CP	re_c (mm)	la_c (mm)	pe_c (mm)	$A_{f,c}$ (mm ²)	$A_{r,c}$ (mm ²)	δ_c (%)	η_f (%)
2C-13	2,32	7,51	2,06	6,58	11,90	35,61	10,41
2C-14	2,34	7,55	1,96	6,35	11,98	34,64	10,07
2C-15	2,34	7,42	1,97	6,09	11,79	34,06	9,71
$\bar{x}$:	2,33	7,49	2,00	6,34	11,89	34,77	10,06
s :	0,01	0,07	0,06	0,25	0,10	0,78	0,35
CV:	0,49%	0,89%	2,76%	3,87%	0,80%	2,25%	3,48%

Obs.: Chapas de aço carbono ASTM A36, 200 x 100 x 7,95 mm; MIG/MAG, gás de proteção 75%Ar+25%CO₂ com fluxo de 15 l/min, metal de adição AWS ER70S-6 de 1,2 mm, v_a de 3,6 m/min, DBCP de 12 mm.

5.2.4.1 Modelos quadráticos completos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f

A **Tabela 5.34** apresenta os coeficientes dos modelos quadráticos completo de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f obtidos via MMQ. Analisando a magnitude dos valores dos coeficientes da **Tabela 5.34**, como também, os valores de p dos termos apresentados na **Tabela 5.35**, pode-se notar que P_a continua a ser, aparentemente, os fator mais influente nos valores das respostas, com exceção de $A_{r,c}$, onde P_a parece exercer pouca influência. Em relação à influência do fator d sobre as respostas, observa-se que este fator se mostrou mais significativo para pe_c e δ_c , e menos significativo para la_c e $A_{r,c}$. Já para v_s , nota-se que este fator pouco influenciou nos valores de pe_c e $A_{f,c}$, enquanto que para re_c e $A_{r,c}$ aparenta exercer influência bastante significativa.

Tabela 5.34: Coeficientes dos modelos quadráticos completos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f .

Coeficiente	Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{r,c}$	δ_c	η_f
β_0	<i>livre</i>	18,42	-9,6	-2,68	2,2	37,6	-19,1	0,9
β_1	P_a	-3,74	7,27	4,65	-3,56	2,44	-7,9	-6,5
β_2	v_s	-2,690	0,61	-1,029	2,94	-8,62	17,16	5,59
β_3	d	-0,050	-0,14	-0,272	-0,65	0,26	-2,02	-0,61
β_4	P_a^2	0,152	-0,388	-0,565	0,575	-0,539	0,85	0,25
β_5	v_s^2	0,1430	-0,003	0,0728	-0,367	0,716	-2,115	-0,626
β_6	d^2	0,0090	0,0138	0,0073	0,0022	0,0776	-0,183	-0,0125
β_7	$P_a \times v_s$	0,3026	-0,319	-0,0231	0,286	0,061	1,890	0,895
β_8	$P_a \times d$	0,0678	-0,024	-0,0126	0,163	0,182	0,296	0,273
β_9	$v_s \times d$	-0,0483	0,0085	0,0282	0,011	-0,3209	0,494	-0,064

Tabela 5.35: Valores de p dos termos dos modelos quadráticos completos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f .

Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{r,c}$	δ_c	η_f
P_a	0,000	0,000	0,001	0,000	0,458	0,000	0,002
v_s	0,000	0,005	0,059	0,038	0,000	0,000	0,004
d	0,217	0,961	0,019	0,176	0,647	0,029	0,141
P_a^2	0,451	0,555	0,035	0,531	0,469	0,637	0,848
v_s^2	0,049	0,989	0,267	0,207	0,017	0,008	0,146
d^2	0,564	0,785	0,655	0,975	0,210	0,227	0,902
$P_a \times v_s$	0,022	0,339	0,821	0,528	0,864	0,074	0,200
$P_a \times d$	0,252	0,894	0,829	0,528	0,388	0,561	0,464
$v_s \times d$	0,133	0,927	0,365	0,929	0,023	0,099	0,731

A **Tabela 5.36** apresenta a contribuição dos termos do modelo MQC sobre os valores de R^2 . Pode-se constatar contribuição majoritária de P_a nos valores de la_c , $A_{f,c}$ e δ_c . Em relação à v_s , observa-se contribuição majoritária apenas sobre $A_{r,c}$, e contribuições elevadas para re_c e η_f . Em relação à d , observa-se que este fator apresentou maior contribuição sobre pe_c e η_f , enquanto que para la_c apresentou contribuição nula.

Tabela 5.36: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos completos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f nos valores de R^2 .

Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{r,c}$	δ_c	η_f
P_a	0,3726	0,8639	0,6632	0,8933	0,0092	0,7969	0,4658
v_s	0,4406	0,1063	0,0691	0,0443	0,9057	0,1222	0,3459
d	0,0152	0,0000	0,1096	0,0145	0,0015	0,0196	0,0428
P_a^2	0,0007	0,0014	0,0833	0,0011	0,0022	0,0000	0,0003
v_s^2	0,0418	0,0000	0,0141	0,0121	0,0326	0,0309	0,0390
d^2	0,0015	0,0004	0,0024	0,0000	0,0049	0,0037	0,0005
$P_a \times v_s$	0,0648	0,0050	0,0004	0,0025	0,0000	0,0095	0,0281
$P_a \times d$	0,0105	0,0001	0,0005	0,0027	0,0023	0,0007	0,0084
$v_s \times d$	0,0205	0,0000	0,0095	0,0001	0,0282	0,0074	0,0018
contribuição do modelo (R^2)	0,9683	0,9772	0,9521	0,9706	0,9865	0,9910	0,9326
erro do modelo	0,0317	0,0228	0,0479	0,0294	0,0135	0,0090	0,0674

A **Tabela 5.37** apresenta as estatísticas da regressão R^2 , R^2_{ajust} , R^2_{pred} e S para cada MQC. Em relação à R^2_{ajust} , obtiveram-se valores elevados para $A_{r,c}$ e δ_c ,

e valores mais baixos para pe_c e η_f . No entanto, vale ressaltar que, o menor valor obtido de R^2_{ajust} ficou em torno de 0,81, um valor satisfatório¹⁵², atestando o bom ajuste dos modelos. Em relação à R^2_{pred} , obtiveram-se variações mais acentuadas, desde valores próximos de zero para η_f até valores elevados em torno de 0,9 para δ_c . A discrepância entre os valores de R^2_{ajust} e R^2_{pred} obtidos para η_f pode evidenciar um modelo com *excesso de ajuste*¹⁵³. Já para δ_c foram obtidos valores elevados tanto para o R^2_{ajust} quanto para o R^2_{pred} , o que pode indicar que o MQC é o melhor modelo, ou que somente poucos termos precisam ser eliminados.

Tabela 5.37: Valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos de H_a , H_r , η_r .

Resposta	R^2	R^2_{ajust}	R^2_{pred}	S
re_c	0,9683	0,9111	0,4749	0,0737
la_c	0,9772	0,9362	0,6009	0,2419
pe_c	0,9521	0,8658	0,2944	0,0777
$A_{f,c}$	0,9701	0,9176	0,5797	0,3375
$A_{r,c}$	0,9865	0,9623	0,7979	0,2716
δ_c	0,9910	0,9748	0,8926	0,6693
η_f	0,9326	0,8113	0,0756	0,4847

5.2.4.2 Modelos reduzidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f

A **Tabela 5.38** apresenta os coeficientes β dos termos dos modelos quadráticos reduzidos (MQR). Após a eliminação dos termos, somente para la_c , obteve-se uma melhor representação através de modelo linear, *i.e.*, somente nesta regressão foram eliminados todos os termos quadráticos do modelo. Todas as demais respostas apresentaram ao menos um termo quadrático significativo no modelo, indicando que, neste estudo, a MSR foi corretamente escolhida, visto que a maioria das repostas apresentou comportamento não linear¹⁵⁴. A **Tabela 5.39** apresenta os valores de p para cada termo dos MQR.

¹⁵² Não há um valor limite para R^2_{ajust} , onde acima deste valor se interpretaria como um excelente ajuste do modelo. As análises dos valores de R^2_{ajust} devem ser realizadas para cada caso particular. Todavia, de maneira geral, costuma-se considerar valores em torno de 0,8 como satisfatórios

¹⁵³ Um modelo *super ajustado* se adapta muito bem aos dados experimentais, mas não é útil para fazer previsões em relação à população [94]. Pode-se resolver o *super ajuste* ao se eliminar termos.

¹⁵⁴ Utilizando-se, por exemplo, um planejamento *fatorial completo*, não se consegue representar adequadamente a não linearidade, devido à ausência dos termos quadráticos no modelo.

Tabela 5.38: Coeficientes dos modelos quadráticos reduzidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{d,c}$, δ_c e η_f .

Coeficiente	Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{d,c}$	δ_c	η_f
β_0	<i>livre</i>	15,85	-4,42	-3,47	-13,67	40,41	-37,4	-5,3
β_1	P_a	-2,574	4,23	4,50	3,195	*	0,37	-2,81
β_2	v_s	-2,658	0,523	-0,903	3,73	-8,27	17,12	5,05
β_3	d	0,089	*	-0,0563	-0,1139	0,771	-0,76	-0,1834
β_4	P_a^2	*	*	-0,0575	*	*	*	*
β_5	v_s^2	0,1436	*	0,0705	-0,353	0,729	-2,090	-0,605
β_6	d^2	*	*	*	*	0,0880	-0,200	*
β_7	$P_a \times v_s$	0,2927	-0,288	*	*	*	1,823	0,862
β_8	$P_a \times d$	0,0618	*	*	*	*	*	*
β_9	$v_s \times d$	-0,0484	*	*	*	-0,3204	0,493	*

Tabela 5.39: Valores de p dos termos dos modelos reduzidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{d,c}$, δ_c e η_f .

Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{d,c}$	δ_c	η_f
P_a	0,000	0,000	0,000	0,000	*	0,000	0,000
v_s	0,000	0,000	0,018	0,006	0,000	0,000	0,000
d	0,136	*	0,003	0,074	0,610	0,012	0,057
P_a^2	*	*	0,006	*	*	*	*
v_s^2	0,025	*	0,182	0,105	0,004	0,002	0,068
d^2	*	*	*	*	0,106	0,130	*
$P_a \times v_s$	0,010	0,204	*	*	*	0,043	0,108
$P_a \times d$	0,236	*	*	*	*	*	*
$v_s \times d$	0,091	*	*	*	0,007	0,058	*

Analisando os valores das contribuições de cada termo (**Tabela 5.40**) juntamente com os gráficos GEP e GI (*Apêndice L*), pode-se notar que o fator d se mostrou mais representativo nos parâmetros dimensionais do cordão em comparação à sua participação nos valores de H_r . A variação nos valores de d , aparentemente, não afeta significativamente os fenômenos de superfície como a convecção e a radiação, não afetando, por conseguinte, a quantidade de energia absorvida pelo material durante a soldagem. Todavia, o valor de d é diretamente relacionado à massa do CP, ou seja, um aumento no valor de d aumenta também a quantidade de matéria próxima à poça de fusão, facilitando o escoamento de energia nesta região. Como consequência, reduz-se a quantidade de energia disponível para fundir o metal de base abaixo da poça de fusão, afetando de forma inversamente proporcional os valores de pe_c , $A_{f,c}$, δ_c e η_f , como se pode constatar através dos gráficos GEP e GI.

Tabela 5.40: Contribuição dos termos dos modelos quadráticos reduzidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f nos valores de R^2 .

Termo	re_c	la_c	pe_c	$A_{f,c}$	$A_{r,c}$	δ_c	η_f
P_a	0,3726	0,8639	0,6632	0,8933	*	0,7969	0,4658
v_s	0,4406	0,1063	0,0691	0,0443	0,9093	0,1222	0,3459
d	0,0152	*	0,1096	0,0145	0,15	0,0196	0,0428
P_a^2	*	*	0,0833	*	*	*	*
v_s^2	0,0423	*	0,0141	0,0115	0,0329	0,0307	0,0393
d^2	*	*	*	*	0,0073	0,0039	*
$P_a \times v_s$	0,0625	0,0042	*	*	*	0,0093	0,0278
$P_a \times d$	0,0088	*	*	*	*	*	*
$v_s \times d$	0,0206	*	*	*	0,0281	0,0073	*
contribuição do modelo (R^2)	0,9626	0,9744	0,9393	0,9636	0,9790	0,9899	0,9216
erro do modelo	0,0374	0,0256	0,0607	0,0364	0,0210	0,0101	0,0784

A **Tabela 5.41** apresenta a comparação entre os modelos MQC e MQR através dos valores das estatísticas da regressão R^2 , R^2_{ajust} , R^2_{pred} e S . Para todas as respostas desta subseção, encontraram-se maiores valores de R^2_{ajust} e R^2_{pred} , e menores valores de S para os modelos MQR¹⁵⁵. Em relação aos resíduos, similar ao encontrado na seção anterior, observaram-se distribuições aleatórias dos resíduos para todas as respostas. Portanto, foram escolhidos os modelos MQR para representar os comportamentos das respostas re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f .

Tabela 5.41: Comparação entre os valores de R^2 , $R^2_{ajustado}$ e S dos modelos quadráticos completos e dos modelos reduzidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f .

Resposta	R^2		R^2_{ajust}		R^2_{pred}		S	
	MQC	MQR	MQC	MQR	MQC	MQR	MQC	MQR
re_c	0,9683	0,9626	0,9111	0,9252	0,4749	0,7441	0,0737	0,0676
la_c	0,9772	0,9744	0,9362	0,9675	0,6009	0,9190	0,2419	0,1726
pe_c	0,9521	0,9393	0,8658	0,9056	0,2944	0,8120	0,0777	0,0651
$A_{f,c}$	0,9701	0,9636	0,9176	0,9491	0,5797	0,9101	0,3375	0,2653
$A_{r,c}$	0,9865	0,9790	0,9623	0,9674	0,7979	0,9333	0,2716	0,2527
δ_c	0,9910	0,9899	0,9748	0,9799	0,8926	0,9419	0,6693	0,59743
η_f	0,9326	0,9216	0,8113	0,8780	0,0756	0,6834	0,4847	0,38978

¹⁵⁵ Vale um alerta em relação aos modelos reduzidos, tanto nesta seção quanto na seção anterior foram encontradas melhores estatísticas para os modelos reduzidos. Entretanto, esta não é uma regra, havendo estudos como os de Mendes [88], onde os modelos quadráticos completos apresentaram desempenhos superiores.

5.2.4.3 Visualização das superfícies obtidas através dos modelos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f

As **Figuras 5.55-5.71** apresentam as superfícies geradas, juntamente com as suas respectivas projeções (gráficos de contorno), a partir dos modelos escolhidos de re_c , la_c , pe_c , $A_{f,c}$, $A_{r,c}$, δ_c e η_f . Vale atentar que, estão disponíveis no *Apêndice M* todos os gráficos de contornos dos modelos MQC e MQR, apresentados nas *subseções 5.2.4.1 e 5.2.4.2*. Nem todos os modelos das respostas ficaram em função dos fatores P_a , v_s e d , visto que alguns modelos ficaram em função de somente dois dos três fatores, devido à eliminação dos termos anteriormente descrita. Os modelos obtidos para la_c e $A_{r,c}$ ficaram em função de dois fatores, necessitando-se, portanto, de apenas um gráfico em 3D para a visualização da superfície de resposta, sendo dois eixos dos fatores e um eixo da resposta. Entretanto, para as demais respostas, por terem ficado em função dos três fatores, necessitou-se utilizar três gráficos em 3D para representar o comportamento de cada resposta, um para cada par de fatores, necessitando-se fixar o valor do terceiro fator omitido em cada gráfico.

Figura 5.55 – Superfície de re_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a - $d = 6,4$ mm.

Figura 5.56 – Superfície de re_c com a projeção do gráfico de contorno P_a versus d - $v_s = 5,8335 \text{ mm/s}$.

Figura 5.57 – Superfície de re_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus d - $P_a = 3,525 \text{ kW}$.

Figura 5.58 – Superfície de la_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a .

Figura 5.59 – Superfície de pe_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a - $d = 6,4$ mm.

Figura 5.60 – Superfície de pe_c com a projeção do gráfico de contorno P_a versus $d - v_s = 5,8335 \text{ mm/s}$.

Figura 5.61 – Superfície de pe_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus $d - P_a = 3,525 \text{ kW}$.

Figura 5.62 – Superfície de $A_{f,c}$ com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a - $d = 6,4$ mm.

Figura 5.63 – Superfície de $A_{f,c}$ com a projeção do gráfico de contorno P_a versus d - $v_s = 5,8335$ mm/s.

Figura 5.64 – Superfície de $A_{f,c}$ com a projeção do gráfico de contorno v_s versus d - $P_a = 3,525 \text{ kW}$.

Figura 5.65 – Superfície de $A_{r,c}$ com a projeção do gráfico de contorno v_s versus d .

Figura 5.66 – Superfície de δ_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a - $d = 6,4$ mm.

Figura 5.67 – Superfície de δ_c com a projeção do gráfico de contorno P_a versus d - $v_s = 5,8335$ mm/s.

Figura 5.68 – Superfície de δ_c com a projeção do gráfico de contorno v_s versus d - $P_a = 3,525$ kW.

Figura 5.69 – Superfície de η_f com a projeção do gráfico de contorno v_s versus P_a - $d = 6,4$ mm.

Figura 5.70 – Superfície de η_f com a projeção do gráfico de contorno P_a versus $d - v_s = 5,8335 \text{ mm/s}$.

Figura 5.71 – Superfície de η_f com a projeção do gráfico de contorno v_s versus $d - P_a = 3,525 \text{ kW}$.

5.3 Desenvolvimento do modelo preditivo de taxa de resfriamento

A partir de várias simulações com o modelo de *chapa intermediária*, descrito na seção 2.1.12, obteve-se a taxa de resfriamento C em função da espessura relativa τ . Todavia, nesta primeira análise simplificada, apresentada na seção 2.1.12, adotou-se como hipótese simplificadora o valor de η_r constante. Para investigar os efeitos desta hipótese simplificadora, foram realizados os experimentos de calorimetria descritos na seção 5.2. Analisando os resultados obtidos a partir da implementação da MSR, foi possível constatar que não é somente o valor de τ que influencia nos valores de H_r e η_r , sendo estes também influenciados pelos fenômenos relacionados à física do arco elétrico. Ou seja, variações nos valores de P_a e v_s exercem mais influência nos valores de H_r e η_r do que a variação de τ ¹⁵⁶.

Após a compreensão da influência de τ sobre o balanço de energia no material, buscou-se, nesta seção, investigar sua influência sobre o fluxo de energia no interior do material. Isto é, buscou-se investigar o efeito de τ sobre os valores de taxa de resfriamento e, conseqüentemente, nos valores de microdureza. Vale atentar que não se utilizaram nas análises desta seção os CP apresentados na seção 5.2. Pois, a inserção do CP no N₂L, logo após a soldagem, submete o material a um resfriamento acelerado, alterando, conseqüentemente, a microestrutura do material, impossibilitando a realização de ensaios de microdureza. Portanto, necessitou-se realizar novos ensaios de soldagem, tendo sido replicados 12 dos 15 ensaios utilizados na MSR. Para cada ensaio apresentado na **Tabela 5.42**, implementou-se a metodologia de Granjon [29], obtendo-se os ciclos térmicos na face oposta, ao longo de uma linha paralela à LCC, similar aos ensaios da seção 5.1.2.1. A **Figura 5.72** apresenta gráficos de $T_{m\acute{a}x}$ versus l_c para cada CP, ordenados em ordem crescente do valor de τ . Vale atentar que os valores τ foram calculados a partir dos valores de H_r , cujos valores foram estimados através do modelo apresentado na seção 5.2.

A **Tabela 5.43** apresenta os coeficientes das funções exponenciais assintóticas de $T_{m\acute{a}x}$, obtidos via regressão não linear, para cada um dos CP's ensaiados, como também apresenta os valores do R^2 e do R^2_{ajust} para cada regressão. Pode-se

¹⁵⁶ Sabe-se que ao se variar P_a e v_s , altera-se também o valor de τ , ficando difícil separar a influência da P_a ou de v_s por si mesmos. Todavia, vale lembrar que τ está relacionado aos fenômenos no material e, como não se encontrou uma correlação entre η_r e τ , ou entre H_r e τ , interpretou-se que a variação de H_r e η_r dependia mais dos fenômenos relacionados que ocorrem no arco elétrico.

observar que os valores R^2_{ajust} se encontram acima de 0,96, atestando o bom ajuste das funções. Os coeficientes independentes representam as assíntotas das funções exponenciais e, portanto, representam $T_{m\acute{a}x}$ do regime quase estacionário ($T_{m\acute{a}x,QE}$).

A **Figura 5.73** apresenta as macrografias de cada CP, ordenadas de acordo com o valor de τ . Na legenda de cada macrografia, encontra-se o respectivo valor de $T_{m\acute{a}x,QE}$. Constatou-se a concordância entre a variação dos contornos da ZAC e a variação dos valores de τ , servindo como evidência do cálculo correto de τ .

Tabela 5.42: Experimentos realizados para a obtenção dos ciclos térmicos para diferentes valores de espessura relativa.

CP	Data	Hora	l_c (mm)	t_s (s)	T_0 (°C)	U^{Med} (V)	I^{Med} (A)	P_a^{Inst} (kW)	v_s (mm/s)	d (mm)	H_a (J/mm)	H_r (J/mm)	τ (-)
2T-01	25/04/17	14:49	100,7	15,10	27,0	24,89	160,2	4,053	6,67	6,30	607,9	426,9	0,5382
2T-02	26/04/17	14:46	100,5	20,10	22,6	19,70	163,0	3,114	5,00	6,30	622,8	427,3	0,5398
2T-03	30/05/17	14:59	100,3	17,20	21,8	22,75	163,6	3,761	5,83	6,32	644,8	450,8	0,5275
2T-04	06/06/17	15:27	100,7	15,10	22,2	22,65	166,4	3,760	6,67	8,03	563,9	393,1	0,7176
2T-05	07/06/17	13:27	100,4	17,21	24,7	24,82	161,7	4,088	5,83	4,71	700,8	494,2	0,3746
2T-06	07/06/17	15:04	100,5	20,11	25,3	22,95	163,6	3,762	5,00	4,67	752,4	524,7	0,3603
2T-07	13/06/17	11:04	100,4	17,21	18,0	24,51	164,6	4,112	5,83	7,98	704,9	497,4	0,6361
2T-08	14/06/17	13:20	100,5	20,10	20,3	24,72	163,0	4,097	5,00	6,36	819,4	575,0	0,4706
2T-09	14/06/17	13:49	100,4	17,21	20,5	19,84	164,4	3,229	5,83	4,74	553,5	380,2	0,4313
2T-10	20/06/17	14:29	100,5	20,10	18,9	22,63	164,5	3,707	5,00	8,01	741,4	516,4	0,6261
2T-11	21/06/17	14:51	100,7	15,10	20,5	22,53	163,8	3,713	6,67	4,69	556,9	387,7	0,4226
2T-12	21/06/17	15:32	100,3	17,20	20,3	19,83	165,4	3,244	5,83	8,01	556,1	382,2	0,7270
Min.			100,3	15,10	18,0	19,70	160,2	3,114	5,00	4,67	553,5	380,2	0,3603
Máx.			100,7	20,11	27,0	24,89	166,4	4,112	6,67	8,03	819,4	575,0	0,7270

Tabela 5.43: Modelos de $T_{m\acute{a}x}$ obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt* para ensaios realizados com diferentes valores de espessura relativa.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
2T-01	$T_{m\acute{a}x} = 632,3351 - 305,7910 e^{-0,1635 l_c}$	0,9954	0,9908
2T-02	$T_{m\acute{a}x} = 575,8406 - 281,8070 e^{-0,1136 l_c}$	0,9866	0,9777
2T-03	$T_{m\acute{a}x} = 649,3601 - 272,1768 e^{-0,1182 l_c}$	0,9961	0,9922
2T-04	$T_{m\acute{a}x} = 402,0209 - 172,7115 e^{-0,2059 l_c}$	0,9996	0,9993
2T-05	$T_{m\acute{a}x} = 888,7264 - 356,1473 e^{-0,3811 l_c}$	0,9773	0,9622
2T-06	$T_{m\acute{a}x} = 914,5167 - 419,5584 e^{-0,1235 l_c}$	0,9970	0,9940
2T-07	$T_{m\acute{a}x} = 494,0307 - 211,2588 e^{-0,1539 l_c}$	0,9892	0,9821
2T-08	$T_{m\acute{a}x} = 714,1466 - 329,1895 e^{-0,1326 l_c}$	0,9914	0,9857
2T-09	$T_{m\acute{a}x} = 767,5148 - 357,8605 e^{-0,1748 l_c}$	0,9924	0,9772
2T-10	$T_{m\acute{a}x} = 515,9262 - 255,6352 e^{-0,1221 l_c}$	0,9879	0,9799
2T-11	$T_{m\acute{a}x} = 816,0894 - 393,8610 e^{-0,1975 l_c}$	0,9917	0,9750
2T-12	$T_{m\acute{a}x} = 368,3988 - 158,2826 e^{-0,2705 l_c}$	0,9887	0,9775

Figura 5.72 – Funções ajustadas a partir das temperaturas máximas dos ciclos térmicos $T_{m\acute{a}x}$ versus posição do termopar em relação ao ponto de abertura do arco l_c para **a)** CP2T-06, **b)** CP2T-05, **c)** CP2T-11, **d)** CP2T-09, **e)** CP2T-08, **f)** CP2T-03, **g)** CP2T-01, **h)** CP2T-02, **i)** CP12T-10, **j)** CP2T-07, **l)** CP2T-04, **m)** CP2T-12.

Figura 5.73 – Macrografias ordenadas de acordo com a espessura relativa τ : **a)** CP2T-06, **b)** CP2T-05, **c)** CP2T-11, **d)** CP2T-09, **e)** CP2T-08, **f)** CP2T-03, **g)** CP2T-01, **h)** CP2T-02, **i)** CP12T-10, **j)** CP2T-07, **l)** CP2T-04, **m)** CP2T-12.

5.3.1 Determinação do início do regime de *chapa grossa*

A **Tabela 5.44** apresenta os CP em ordem crescente do valor de τ . Como já seria esperado, pode-se constatar que o valor de $T_{m\acute{a}x,QE}$ varia inversamente com os valores de τ . Tendo em vista que o valor de T_0 não foi controlado durante os experimentos. Com o intuito de omitir o efeito da variação de T_0 , foram utilizados os valores de temperatura adimensional θ [42], calculado através de:

$$\theta = \frac{T_{m\acute{a}x,QE} - T_0}{T_f - T_0} \quad (58)$$

Neste estudo, os valores de θ são obtidos em função de $T_{m\acute{a}x,QE}$. Desta forma, quando $T_{m\acute{a}x,QE} = T_0$, θ torna-se igual a 0 e quando $T_{m\acute{a}x,QE} = T_f$, θ torna-se igual a 1. Quando $\theta = 0$, o valor de τ correspondente refere-se à transição de *chapa intermediária* para *chapa grossa*¹⁵⁷. Portanto, buscou-se obter a função que descrevesse a relação entre τ e θ . Após algumas tentativas de ajuste, encontrou-se que τ varia de forma exponencial com os valores de θ . A **Tabela 5.45** apresenta a τ obtida via regressão não linear.

Tabela 5.44: Valores de $T_{m\acute{a}x,QE}$ e θ ordenados em função dos valores de espessura relativa.

<i>CP</i>	τ (-)	T_0 (°C)	$T_{m\acute{a}x,QE}$ (°C)	θ (-)
2T-06	0,5382	27,0	632,34	0,40
2T-05	0,5398	22,6	575,84	0,36
2T-11	0,5275	21,8	649,36	0,40
2T-09	0,7176	22,2	402,02	0,25
2T-08	0,3746	24,7	888,73	0,57
2T-03	0,3603	25,3	914,52	0,59
2T-01	0,6361	18,0	494,03	0,31
2T-02	0,4706	20,3	714,15	0,46
2T-10	0,4313	20,5	767,51	0,48
2T-07	0,6261	18,9	515,93	0,33
2T-04	0,4226	20,5	816,09	0,52
2T-12	0,7270	20,3	368,40	0,23
Min.	0,3603	18,0	368,40	0,23
Máx.	0,7270	27,0	914,52	0,59

¹⁵⁷ No regime ideal de *chapa grossa*, a temperatura da face oposta é rigorosamente igual à T_0 .

Tabela 5.45: Modelo de $\tau = f(\theta)$ obtido via regressão não linear - método *Levenberg Marquardt*.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}
$\tau = 1,1652 e^{-1,9496 \theta}$	0,98772	0,98649

A partir da função ajustada apresentada na **Tabela 5.45**, encontrou-se o valor de $\tau = 1,1652$ para $\theta = 0$, sendo este o valor de τ da transição de *chapa intermediária* para *chapa grossa*. Também se obteve o valor de $\tau = 0,1658$ para $\theta = 1$, sendo, portanto, o valor de τ para $T_{máx,QE} = T_f$, situação existente quando se tem um passe com penetração total. A **Figura 5.74** apresenta a visualização gráfica da função ajustada, como também os pontos de τ referente aos valores de $\theta = 0$ e $\theta = 1$.

Figura 5.74 – Espessura relativa τ versus temperatura adimensional θ , apresentando o ponto de transição do regime de *chapa intermediária* para o regime de *chapa grossa*.

5.3.2 Desenvolvimento de modelo para o cálculo da taxa de resfriamento em função da espessura relativa

Desde o início deste estudo, desejou-se elaborar um modelo preditivo de taxa de resfriamento válido para todo o intervalo de τ referente ao regime de *chapa intermediária*. Visto que, nesta condição, não se tem uma equação simplificada similar às utilizadas para o cálculo de taxa de resfriamento para *chapa grossa* (C^{3D}) e

para chapa fina (C^{2D}). Por fim, desenvolveu-se o modelo proposto (MP) a partir de um produto de funções:

$$C^{MP} = \kappa(\tau) \times C^{3D} = -\kappa(\tau) \times \frac{2 \pi \lambda (T_{crit} - T_0)^2}{H_r} \quad (48)$$

sendo $\kappa(\tau)$ uma função sigmóide similar àquela apresentada na **Figura 2.36**, mas sendo aproximada a partir de valores experimentais. Uma vez que seja obtida uma função aproximada κ com um ajuste satisfatório, ter-se-á uma função que servirá como um fator de ajuste a partir do valor máximo de taxa de resfriamento (obtido com a equação de *chapa grossa*). Visto que as equações de C^{2D} e de C^{3D} foram deduzidas a partir da LCC, *i.e.*, na face soldada ($y = z = 0$)¹⁵⁸ ao longo do eixo x (eixo da direção de soldagem), o ideal para a obtenção de κ seria obter os ciclos térmicos também na LCC. Todavia, obter ciclos térmicos na LCC implicaria em arpoar os termopares na poça de fusão, e ainda assim, não se garantiria que estes seriam fixados exatamente na LCC. De modo a contornar estes desafios experimentais, utilizou-se o modelo de chapa intermediária, eq. (23), para obter os ciclos térmicos na LCC e os respectivos valores de $C^{2,5D}$. Com o intuito de se obter simulações mais acuradas, foram testados diversos valores de propriedades termofísicas dos materiais. Foram utilizados como referência os valores experimentais de C , calculados a partir dos valores medidos de Δt_{8-5} dos ciclos térmicos que tiveram $T_{máx} > 800^\circ\text{C}$, sendo utilizados os ciclos térmicos dos ensaios CP2T-05 e CP2T-06. Obtiveram-se melhores resultados ao se utilizar os valores de *aço carbono*¹⁵⁹ do livro do Grong [42], $\rho c_p = 0,005 \text{ J/mm}^3 \cdot ^\circ\text{C}$ e $\lambda = 0,04 \text{ W/mm} \cdot ^\circ\text{C}$. Vale atentar que as simulações foram realizadas utilizando-se os valores de H_r estimados através do modelo apresentado na seção 5.2. A **Tabela 5.46** apresenta os valores de C^{2D} , $C^{2,5D}$ e C^{3D} obtidos para os CP2T-05 e CP2T-06, e os erros obtidos em relação aos valores experimentais.

Tabela 5.46: Valores de C^{2D} , $C^{2,5D}$ e C^{3D} calculados para os CP2T-05 e CP2T-06.

experimental				chapa fina		chapa intermediária		chapa grossa	
CP	τ (-)	Δt_{8-5} (s)	$C^{experimental}$ ($^\circ\text{C/s}$)	C^{2D} ($^\circ\text{C/s}$)	Erro (%)	$C^{2,5D}$ ($^\circ\text{C/s}$)	Erro (%)	C^{3D} ($^\circ\text{C/s}$)	Erro (%)
2T-06	0,3603	12,98	23,10	24,27	5,06	21,56	-6,68	186,93	709,24
2T-05	0,3746	12,22	24,53	27,90	10,383	24,79	-1,94	198,84	686,54

¹⁵⁸ Tendo-se em mente o eixo de coordenadas apresentado na seção 2.1.9

¹⁵⁹ Faz sentido, visto que se utilizou neste estudo um aço carbono (ASTM A36).

Analisando os dados da **Tabela 5.46**, pode-se observar que os valores obtidos de $C^{2,5D}$ ficaram próximos aos valores de $C^{experimental}$, apresentando erros abaixo de 10% servindo como evidência da boa calibragem do modelo $C^{2,5D}$. Portanto, utilizou-se modelo de *chapa intermediária* para simular os ciclos térmicos na LCC para os demais CP desta seção. Os valores obtidos de $C^{2,5D}$ a partir dos ciclos térmicos simulados, e os valores de C^{2D} e de C^{3D} , podem ser visualizados na **Tabela 5.47**. Na última coluna da **Tabela 5.47**, encontram-se o valores de κ para cada ensaio, obtidos ao se dividir os valores de $C^{2,5D}$ pelos seus respectivos valores máximos, *i.e.*, dividindo-se os valores de $C^{2,5D}$ pelos valores de C^{3D} . Após alguns testes nos softwares *Origin®* e *Minitab®*, encontrou-se a equação que melhor se ajustou aos valores estimados de κ , apresentada na **Tabela 5.48**.

Tabela 5.47: Valores calculados de κ para ensaios com diversos valores de espessura relativa τ .

<i>CP</i>	τ (-)	C^{2D} (°C/s)	$C^{2,5D}$ (°C/s)	C^{3D} (°C/s)	κ (-)
2T-06	0,3603	24,27	21,56	186,93	0,1153
2T-05	0,3746	27,90	24,79	198,84	0,1247
2T-11	0,4226	45,88	40,83	256,91	0,1589
2T-09	0,4313	48,72	43,37	261,95	0,1656
2T-08	0,4706	38,38	34,22	173,30	0,1974
2T-03	0,5275	61,22	55,28	220,00	0,2513
2T-02	0,5398	67,46	61,77	231,53	0,2668
2T-01	0,5382	66,19	59,76	228,53	0,2615
2T-10	0,6261	76,00	75,80	193,84	0,3911
2T-07	0,6361	81,65	81,69	201,82	0,4048
2T-04	0,7176	129,76	141,39	252,00	0,5611
2T-12	0,7270	137,83	151,84	260,76	0,5823
Min.	0,3603	24,27	21,56	173,30	0,1153
Máx.	0,7270	137,83	151,84	261,95	0,5823

Tabela 5.48: Modelo de $\kappa = f(\tau)$ obtido via regressão não linear - método *Levenberg Marquardt*.

Equação de Regressão	R^2	R^2_{ajust}	S
$\kappa = 1 - \exp(-\exp(-4,0613 + 5,3797 \tau))$	0,99974	0,99971	0,0042406

A **Figura 5.75** apresenta a função ajustada a partir dos valores estimados de κ para diferentes valores de espessura relativa. Vale atentar que a curva em azul (τ^2) representa os valores de C^{2D} em relação aos valores de C^{3D} , visto que o próprio valor de τ foi deduzido a partir da razão entre os dois modelos.

Figura 5.75 – Taxa de resfriamento adimensional κ versus espessura relativa τ .

Cabe ressaltar que, o modelo de κ em função de τ (**Tabela 5.48**), por ser um modelo adimensionalizado, em princípio, seria válido de forma generalizada, não sendo restrito para às condições e materiais utilizados neste estudo. Consequentemente, o modelo proposto (C^{MP}), por ser baseado na função de κ e no modelo de chapa grossa (C^{3D}), também seria um modelo generalizado. Contudo, recomenda-se que este modelo seja testado para outros processos de soldagem e/ou materiais, antes de sua aplicação generalizada.

5.3.3 Teste de eficácia do modelo proposto

Visando testar a capacidade preditiva do modelo proposto (C^{MP}), utilizaram-se os dados preditos pelo mesmo, justamente com os dados obtidos através de mapas e perfis de microdureza, em um modelo empírico para a previsão de dureza na ZF. A **Figura 5.76** apresenta os mapas de microdureza (espaçamento de 0,25 mm) e a **Figura 5.77** mostra os perfis de microdureza na região central da ZF. Para obtenção dos perfis, utilizou-se uma metodologia similar à descrita na seção 5.1.2.3. Todavia, desta vez, foram realizadas apenas três linhas de impressões ao longo do cordão, na face soldada (*plano x-y*), com o espaçamento no *eixo x* de 0,5 mm e espaçamento no *eixo y* de 0,25 mm, obtendo-se as médias de microdureza para cada valor de l_c .

Figura 5.76 – Mapas de dureza, com espaçamento entre impressões de 0,25 mm, ordenados de acordo com a espessura relativa τ , para: **a)** CP2T-06, **b)** CP2T-05, **c)** CP2T-11, **d)** CP2T-09, **e)** CP2T-08, **f)** CP2T-03, **g)** CP2T-01, **h)** CP2T-02, **i)** CP12T-10, **j)** CP2T-07, **l)** CP2T-04, **m)** CP2T-12.

Figura 5.77 – Perfis de microdureza da região central do cordão de solda, com espaçamento longitudinal ao cordão (*eixo x*) de 0,5 mm e espaçamento transversal ao cordão (*eixo y*) de 0,25 mm, ordenados de acordo com a espessura relativa τ , para: **a)** CP2T-06, **b)** CP2T-05, **c)** CP2T-11, **d)** CP2T-09, **e)** CP2T-08, **f)** CP2T-03, **g)** CP2T-01, **h)** CP2T-02, **i)** CP2T-10, **j)** CP2T-07, **l)** CP2T-04, **m)** CP2T-12.

Observa-se na **Figura 5.77** que os ensaios com maior valor de τ apresentam também maior variação entre as médias de microdureza, resultado provavelmente relacionado à maior heterogeneidade microestrutural, resultante das maiores taxas de resfriamento. A **Tabela 5.49** apresenta os coeficientes das funções exponenciais assintóticas obtidos via regressão não linear, como também os valores de R^2 e R^2_{ajust} de cada regressão¹⁶⁰, sendo os valores de dureza da zona fundida no regime quase estacionário ($D_{V,QE}$) representados através dos coeficientes independentes.

Tabela 5.49: Modelos de D_V obtidos via regressão não linear com o método *Levenberg Marquardt*.

CP	equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}
2T-01	$D_V = 229,3745 + 66,9021 e^{-0,2297 l_c}$	0,8975	0,8946
2T-02	$D_V = 237,9968 + 53,4267 e^{-0,1694 l_c}$	0,8402	0,8356
2T-03	$D_V = 224,3673 + 75,3156 e^{-0,1531 l_c}$	0,9361	0,9343
2T-04	$D_V = 230,9435 + 77,2255 e^{-0,1560 l_c}$	0,8848	0,8815
2T-05	$D_V = 195,3709 + 44,8283 e^{-0,1275 l_c}$	0,8826	0,8792
2T-06	$D_V = 202,6044 + 65,9582 e^{-0,1273 l_c}$	0,9328	0,9308
2T-07	$D_V = 214,6860 + 64,1827 e^{-0,1422 l_c}$	0,9454	0,9438
2T-08	$D_V = 213,1870 + 52,6034 e^{-0,1245 l_c}$	-	-
2T-09	$D_V = 220,7145 + 62,7102 e^{-0,1641 l_c}$	0,9082	0,9056
2T-10	$D_V = 219,0953 + 81,0160 e^{-0,1410 l_c}$	0,8877	0,8845
2T-11	$D_V = 209,7905 + 74,4878 e^{-0,2068 l_c}$	0,8623	0,8583
2T-12	$D_V = 248,3532 + 61,9837 e^{-0,2093 l_c}$	0,7800	0,7737

Vale atentar que, neste estudo, foram utilizados CP com três valores de espessura nominal d^{nom} (**Tabela 4.2**) e, mesmo sendo todos de aço carbono ASTM A36, cada valor de d^{nom} está associado à um lote distinto e, conseqüentemente, está associado a um valores também distintos de carbono equivalente (CE). Apesar desta variação nos valores de CE estar dentro da tolerância da norma ASTM, pôde-se notar o seu efeito através dos valores distintos de microdureza do metal de base ($D_{V,MB}$), conforme se pode observar na **Figura 5.76**. É importante notar também que se utilizou o preto como limite inferior da escala. Portanto, os valores de microdureza abaixo deste limite foram representados na cor preta. Isto foi observado para os valores de

¹⁶⁰ Na linha referente à regressão não linear do CP2T-08, não se encontram os valores de R^2 e R^2_{ajust} . Pois, não se conseguiu realizar esta regressão no *software Origin®*, por motivos até o momento desconhecidos, sendo realizada a regressão com sucesso somente no *software Minitab®*. No entanto, o *software Minitab®* não imprime os valores de R^2 e R^2_{ajust} para regressões não lineares.

$D_{V,MB}$ dos CP de maior espessura. Tanto os valores de $D_{V,MB}$ quanto os valores de $D_{V,QE}$ podem ser encontrados na **Tabela 5.50**, como também os valores de δ_c obtidos através do modelo empírico apresentado na seção 5.2.4. Os valores de $D_{V,MB}$ foram obtidos a partir de colunas de impressões dos mapas de microdureza, em regiões que contemplavam somente metal de base não afetado.

Tabela 5.50: Valores de δ_c , $D_{V,MB}$ e $D_{V,QE}$ para os ensaios da seção 5.3.

<i>CP</i>	$D_{V,MB}$ (HV0,5)	δ_c (%)	$D_{V,QE}$ (HV0,5)
2T-01	150,42 ± 4,51	42,63	229,37
2T-02	155,26 ± 6,97	28,27	237,99
2T-03	153,26 ± 7,39	37,98	224,37
2T-04	118,37 ± 9,87	38,35	230,94
2T-05	144,29 ± 5,08	41,71	195,37
2T-06	143,47 ± 5,57	35,00	202,60
2T-07	122,39 ± 9,55	41,19	214,69
2T-08	148,64 ± 4,41	37,62	213,19
2T-09	143,61 ± 5,71	32,49	220,71
2T-10	119,45 ± 9,49	31,90	219,10
2T-11	139,12 ± 4,36	37,57	209,79
2T-12	120,81 ± 8,62	30,97	248,35

Para a obtenção de um modelo preditivo de $D_{V,QE}$, restrito às condições dos experimentos deste estudo, realizou-se um regressão linear múltipla a partir dos dados das **Tabela 5.47** e **Tabela 5.50**¹⁶¹. Primeiramente, através da *Regressão dos Melhores Subconjuntos* (Apêndice F), obtiveram-se melhores valores de S , CP de *Mallows*, R^2 , R^2_{ajust} e R^2_{pred} ao se utilizar os trios de variáveis: $(C^{2D}, \delta_c, D_{V,MB})$ e $(C^{MP}, \delta_c, D_{V,MB})$. Obteve-se que C^{3D} não exerceu influência significativa sobre $D_{V,QE}$, resultado já esperado, visto que C^{3D} não varia em relação aos valores de τ . Após esta etapa, foram obtidos os modelos empíricos de $D_{V,QE}$ para ambos os trios de variáveis, utilizando-se o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 para eliminação de termos não significativos. Obteve-se melhores resultados ao se utilizar modelos

¹⁶¹ A maior dificuldade na estimação dos valores de dureza da ZF consiste no fato de que não se possui, *a priori*, informações a respeito da composição química desta região, visto que esta será dependente das composições químicas do metal de base e metal de adição em frações não conhecidas. Por este motivo que se encontram mais trabalhos de previsão de dureza na ZAC, pois a composição química da ZAC será próxima à composição do metal de base, ignorando-se os efeitos de difusão próximas à zona de ligação. Seguindo esta linha de raciocínio, incluiu-se nas regressões os valores de preditos de δ_c , pois se supôs que esta variável exerceria um efeito significativos sobre os valores de $D_{V,QE}$, pois se sabe que as variações de δ_c estão relacionadas às variações de composição química da ZF.

lineares com os termos das interações. Os resultados das regressões estão apresentados na **Tabela 5.51**. Analisando-se os gráficos GEP (*Apêndice L*), pôde-se identificar C^{2D} e C^{MP} como os fatores mais significativos, como também, pôde-se confirmar a relação inversamente proporcional entre δ_c e $D_{V,QE}$ e diretamente proporcional entre $D_{V,MB}$ e $D_{V,QE}$ ¹⁶². Analisando os valores de R^2_{ajust} e de R^2_{pred} , encontrou-se valores ligeiramente superiores ao se utilizar C^{2D} na regressão. Sendo este resultado surpreendente, tendo em vista que se imaginava, *a priori*, que C^{MP} teria maior capacidade preditiva que C^{2D} . Vale ressaltar, no entanto, que os ensaios desta seção apresentam valores de $\tau < 0,75$ e, para estes valores de τ , ambos os modelos C^{MP} e C^{2D} fornecem valores próximos, conforme se pode observar através dos seus análogos adimensionais no gráfico de κ versus τ (**Figura 5.75**). Portanto, pode-se imaginar que para valores de $\tau > 0,75$, o modelo de C^{2D} poderia fornecer valores menos acurados, entretanto, como não foram realizados ensaios com $\tau > 0,75$, não se pode confirmar esta hipótese. Contudo, defende-se o uso de C^{MP} pelos valores próximos de R^2_{ajust} e de R^2_{pred} obtidos para ambas as regressões e, principalmente, por este modelo não permitir que sejam alcançados valores irreais acima dos valores de C^{3D} , visto que o máximo valor fornecido por C^{MP} é justamente o valor fornecido por C^{3D} . As **Figura 5.78** e **Figura 5.79** apresentam as superfícies obtidas por ambos os modelos (para $D_{V,MB} = 140 \text{ HV}0,5$). No *Apêndice N*, encontra-se mais um teste do uso de C^{MP} a partir de dados experimentais de outros autores.

Tabela 5.51: Modelos de $D_{V,QE}$ obtidos via regressão linear múltipla.

equação de regressão	R^2	R^2_{ajust}	R^2_{pred}	S
$D_{V,QE} = 320,3 - 0,741 D_{V,MB} - 3,85 \delta_c - 0,694 C^{2D}$				
$+ 0,0214 D_{V,MB} \delta_c$	0,9778	0,9593	0,9020	3,0061
$+ 0,00911 D_{V,MB} C^{2D}$				
$D_{V,QE} = 335,8 - 0,829 D_{V,MB} - 3,75 \delta_c$				
$- 1,136 C^{MP} + 0,0207 D_{V,MB} \delta_c$	0,9750	0,9542	0,8924	3,1877
$+ 0,01222 D_{V,MB} C^{MP}$				

¹⁶² Ambas as tendências já eram esperadas. Entretanto, vale salientar, só se obteve uma relação inversamente proporcional entre δ_c e $D_{V,QE}$ devido ao valor do carbono equivalente (CE) do metal de adição ser superior ao do metal de base. Portanto, quanto maior for o valor de δ_c , maior fração de metal de base no metal de solda, resultando em uma diminuição da dureza da zona fundida. Se fosse utilizado neste estudo um metal de adição com menor CE, esperar-se-ia uma relação diretamente proporcional entre δ_c e $D_{V,QE}$.

Figura 5.78 – Superfície de $D_{V,QE}$ com a projeção do gráfico de contorno δ_c versus R^{2D} - $D_{V,MB} = 140$ HV0,5.

Figura 5.79 – Superfície de $D_{V,QE}$ com a projeção do gráfico de contorno δ_c versus R^{MP} - $D_{V,MB} = 140$ HV0,5.

6 CONCLUSÕES

6.1 Influência do regime transiente na soldagem

Com intuito de investigar os efeitos do regime transiente na soldagem, desenvolveu-se uma metodologia numérico-experimental para a quantificação dos termos do balanço de energia na soldagem, englobando a metodologia desenvolvida por Liskevych [7], a partir de ensaios de calorimetria com nitrogênio líquido. A base da metodologia é uma função exponencial assintótica ajustada a partir dos valores de η_{abs} obtidos para diferentes valores de l_c , obtendo-se a partir da função ajustada os valores de H_b e H_r . A partir dos valores de H_a , H_b e H_r , foi possível determinar todas as perdas de energia que ocorreram no processo, encontrando-se, para o caso estudado, que em torno 16,3% da energia do arco elétrico foi transferida para as vizinhanças e, aproximadamente, 13,8% foi transferida através das superfícies livres do material, via convecção e radiação. Encontrou-se, por fim, que apenas 69,89% da energia do arco elétrico permaneceu no material durante o regime quase estacionário.

Comparando-se as funções exponenciais assintóticas de η_{abs} , C e D_V , encontrou-se que os fenômenos se aproximam de suas assíntotas em momentos diferentes. A diferença entre as funções de η_{abs} e C pode ser justificada devido o escoamento preferencial de energia no interior do material metálico via condução em relação à transferência de energia através das superfícies livres via convecção e radiação. Já a diferença entre as curvas de C e D_V , deve-se, possivelmente, à maior velocidade do fluxo de energia via condução no interior do material metálico, regido pelo fluxo de elétrons livres, em comparação ao fluxo mais lento de massa via difusão no interior do material, principalmente o fluxo de carbono, necessário para as transformações de fase e, conseqüentemente, variação nos valores de D_V ;

Em relação à variação de D_V ao longo do cordão, obteve-se um aumento de 20% no início do cordão, tendo-se como referência os valores do quase estacionário. Portanto, sugere-se que estas variações de dureza do início do cordão deveriam ser normatizadas, de modo que os profissionais de soldagem pudessem considerá-las nos projetos de juntas soldadas e/ou revestimentos.

6.2 Influência da espessura relativa sobre os valores de eficiência térmica líquida

A priori, neste estudo, pressupõe-se que η_r variaria diretamente com os valores de τ , partindo-se da hipótese que ao se variar os valores de τ , alterar-se-ia a intensidade dos mecanismos de superfície na face oposta à face soldada e, conseqüentemente, seriam alterados os valores de H_r e η_r . Todavia, os resultados de η_r , obtidos via MSR, demonstraram não haver relação significativa entre η_r e τ , sendo η_r mais influenciado pelos fenômenos relacionados à física do arco elétrico.

Após análise dos modelos empíricos obtidos via MSR, obteve-se que ambos os modelos de H_r e η_r apresentavam boa capacidade de previsão em relação aos valores experimentais. Adotou-se, por fim, o modelo de H_r para os cálculos de τ , devido aos valores mais consistentes das estatísticas da regressão.

6.3 Modelo preditivo de taxa de resfriamento

A partir dos valores dos ciclos térmicos coletados em ensaios realizados com diferentes valores de τ , juntamente com simulações computacionais a partir do modelo de *chapa intermediária* de Rosenthal, foi possível estimar uma função sigmóide adimensional da taxa de resfriamento (κ) em função dos valores de τ . Vale atentar que os valores de τ foram calculados a partir dos valores preditos de H_r . Partindo-se da função de κ , elaborou-se um modelo preditivo de fácil implementação para o cálculo da taxa de resfriamento em chapas *finas*, *intermediárias* e *grossas*.

Utilizaram-se os valores preditos de C , os valores de microdureza do MB e os valores preditos de diluição do cordão em uma regressão múltipla para previsão de dureza da ZF. Obtiveram-se dois modelos empíricos, sendo o primeiro obtido a partir dos valores preditos de C pelo modelo proposto, e o segundo a partir dos valores preditos de C pelo modelo de *chapa fina*, obtendo-se estatísticas de regressão ligeiramente superiores para o segundo. Todavia, recomenda-se o uso do modelo proposto, pois o mesmo fornece, para $\tau > 1$, valores máximos próximos aos valores obtidos com o modelo de *chapa grossa*, diferentemente com o que ocorre com o modelo de *chapa fina* de Adams Jr. [5].

6.4 Proposta para trabalhos futuros

Para trabalhos futuros recomenda-se que sejam utilizados outros tipos de planejamento como, por exemplo, o Planejamento Composto Central (PCC), visando confirmar a baixa influência de τ sobre os valores de η_r .

Também se sugere que o modelo proposto, neste estudo, para a previsão dos valores C , seja testado para outros materiais e níveis dos parâmetros de soldagem. Também se sugere que o modelo proposto seja testado para valores de τ próximos de 1, ou seja, para condições mais próximas de *chapa grossa*.

Como terceira e última sugestão, propõe-se que se utilize uma metodologia similar à utilizada neste estudo para desenvolver um modelo preditivo de taxa de resfriamento para diferentes geometrias de junta e formatos de chanfro, tornando este novo modelo mais eficiente em aplicações industriais.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Wainer, E.; Brandi, S.D.; *et al.* *Soldagem - Processos e Metalurgia*. 1995.
- [2] Ferreira, D.M.B.; Cruz Neto, R.M.A.; *et al.* “Comparação de ciclos térmicos obtidos na raiz na soldagem de tubo API 5L X80 pelo processo de soldagem GMAW com ciclos térmicos simulados numericamente,” in *I Congresso Pan-Americano De Soldagem XI Consolda – Congresso Nacional De Soldagem*, 2014.
- [3] Pépe, N.V. da C. “Advances in Gas Metal Arc Welding and Application to Corrosion Resistant Alloy Pipes,” Cranfield University, 2010.
- [4] Birk-Sørensen, M. “Simulation of welding distortions in ship section,” Technical University of Denmark, 1999.
- [5] Adams Jr, C.M. “Cooling rates and peak temperatures in fusion welding.” *Weld. J.* vol. 37. May 1958.
- [6] AWS. *Welding Handbook: WELDING PROCESSES, PART 1*, 9th ed., vol. 2. Miami, USA: American Welding Society, 2004.
- [7] Liskevych, O. “Calor imposto líquido: um novo conceito para quantificação do aporte térmico em soldagem a arco,” Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 2014.
- [8] López Cortéz, V.H.; Pérez Medina, G.Y.; *et al.* “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.” *Soldag. Inspeção*. vol. 15, no. 3. pp. 234–241. Sep. 2010.
- [9] Evans, G. “The Effect of Heat Input on the Microstructure and Properties of C--Mn All-Weld-Metal Deposits.” *Weld. J.* 1982.
- [10] Souza, E.C.N.; Garuzzi, J.M.; *et al.* “Verificação da Influência da Variação da Tensão de Soldagem na Propriedade Mecânica e Metalúrgica nos Depósitos Realizados pelos Processos GMAW E FCAW,” in *CONSOLDA 2014*, 2014, p. 5040.
- [11] Arévalo, H.D.H. “Desenvolvimento e avaliação de calorímetros via nitrogênio líquido e fluxo contínuo (água) para processos de soldagem,” Universidade Federal de Uberlândia, 2011.
- [12] Liskevych, O.; Scotti, A. “Determination of the gross heat input in arc welding.” *J. Mater. Process. Technol.* vol. 225. pp. 139–150. Nov. 2015.

- [13] Udin, H.; Funk, E.R.; *et al.* *Welding for engineers*. 1954.
- [14] Vilarinho, L.O. "Welding Arc Modelling : A Survey." vol. 10, no. 1. 2005.
- [15] Hu, J.; Tsai, H.L. "Heat and mass transfer in gas metal arc welding. Part I: The arc." *Int. J. Heat Mass Transf.* vol. 50, no. 5–6. pp. 833–846. 2007.
- [16] Traidia, A.; Roger, F. "Numerical and experimental study of arc and weld pool behaviour for pulsed current GTA welding." *Int. J. Heat Mass Transf.* vol. 54, no. 9–10. pp. 2163–2179. 2011.
- [17] Rosenthal, D. "Mathematical theory of Heat Distribution During Welding and Cutting." *Weld. J.* vol. 20, no. 5. pp. 220–234. 1941.
- [18] Perret, W.; Schwenk, C.; *et al.* "Comparison of analytical and numerical welding temperature field calculation." *Comput. Mater. Sci.* vol. 47, no. 4. pp. 1005–1015. 2010.
- [19] Niles, R.W.; Jackson, C.E. "Weld Thermal Efficiency of the GTAW Process." *Weld. J.* vol. 1, no. 54. pp. 26–32. 1975.
- [20] Stenbacka, N.; Choquet, I.; *et al.* "Review of Arc Efficiency Values for Gas Tungsten Arc Welding," *IIW Commission IV-XII-SG212, Intermediate Meeting, BAM, Berlin, Germany, 18-20 April, 2012*. pp. 1–21, 2012.
- [21] Quintino, L.; Liskevich, O.; *et al.* "Heat input in full penetration welds in gas metal arc welding (GMAW)." *Int. J. Adv. Manuf. Technol.* vol. 68, no. 9–12. pp. 2833–2840. 2013.
- [22] Scotti, A.; Reis, R.P.; *et al.* "Modelo Descritivo do Fluxo de Calor em Soldagem a Arco Visando o Conceito de Calor Imposto Efetivo." *Soldag. Inpeção*. vol. 17, no. 2. pp. 166–172. 2012.
- [23] Liskevych, O.; Quintino, L.; *et al.* "Intrinsic errors on cryogenic calorimetry applied to arc welding." *Weld. World*. vol. 57, no. 3. pp. 349–357. Mar. 2013.
- [24] Colpaert, H.; Costa e Silva, A.L. V. *Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns*. Edgard Blücher, 2008.
- [25] Kong, F.; Kovacevic, R. "3D finite element modeling of the thermally induced residual stress in the hybrid laser/arc welding of lap joint." *J. Mater. Process. Technol.* vol. 210, no. 6–7. pp. 941–950. 2010.
- [26] Azar, A.S.; Ås, S.K.; *et al.* "Determination of welding heat source parameters from actual bead shape." *Comput. Mater. Sci.* vol. 54, no. 1. pp. 176–182. 2012.
- [27] Wang, Y.; Wang, L.; *et al.* "Simulation and analysis of temperature field for in-service multi-pass welding of a sleeve fillet weld." *Comput. Mater. Sci.* vol. 68.

- pp. 198–205. 2013.
- [28] Arruda, N.F. de; Carvalho, J.J.; *et al.* “Influência do Regime Transiente sobre a Dureza e Microestrutura nos Aços ASTM-A36 e SAE-1045 soldados pelo Processo MAG,” in *XLIII CONSOLDA – Congresso Nacional de Soldagem*, 2017, p. 10.
 - [29] Granjon, H. (Henry) *Fundamentals of welding metallurgy*. Abington Pub, 1991.
 - [30] Apps, R.L.; Milner, D.R. “Heat flow in argon-arc welding.” *Br. Weld. J.* vol. 2, no. 10. pp. 475–485. 1955.
 - [31] Kenney, K.L.; Miller, K.S.; *et al.* “Heat transfer in pulsed gas metal arc welding,” in *Fifth International Conference on Trends in Welding Research*, 1998, pp. 355–361.
 - [32] Lu, M.J.; Kou, S. “Power Inputs in Gas Metal Arc Welding of Aluminum — Part 1.” *Weld. J.* no. September. p. 382. 1989.
 - [33] Lu, M.J.; Kou, S. “Power Inputs in Gas Metal Arc Welding of Aluminum — Part 2.” *Weld. J.* no. November. pp. 452–456. 1989.
 - [34] Gonçalves, C.V.; Vilarinho, L.O.; *et al.* “Estimation of heat source and thermal efficiency in GTAW process by using inverse techniques.” *J. Mater. Process. Technol.* vol. 172, no. 1. pp. 42–51. Feb. 2006.
 - [35] Bag, S.; De, A. “Probing reliability of transport phenomena based heat transfer and fluid flow analysis in autogeneous fusion welding process.” *Metall. Mater. Trans. A Phys. Metall. Mater. Sci.* vol. 41, no. 9. pp. 2337–2347. 2010.
 - [36] Dupont, J.N.; Marder, A.R. “Thermal Efficiency of Arc Welding Processes.” *Weld. J.* no. December. p. 406s–416s. 1995.
 - [37] Reis, R.P.; Costa, A.L.G.; *et al.* “Influência do material de base sobre o rendimento de fusão em soldagem a arco.” *Soldag. Inspeção*. vol. 16, no. 4. pp. 369–376. Dec. 2011.
 - [38] Hanaee, S.; Mamourian, M.; *et al.* “Exergy analysis; the practical method for investigating the effect of parallel heating on welding residual stresses,” in *21st Annual International Conference on ...*, 2013.
 - [39] Araújo, D.B. “Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização,” Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, 2012.
 - [40] Cho, S.-H.; Kim, J.-W. “Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations.” *Sci. Technol. Weld. Join.* vol. 7, no. 4. pp.

- 212–216. 2002.
- [41] Myhr, O.R.; Grong, Ø. “Dimensionless maps for heat flow analyses in fusion welding.” *Acta Metall. Mater.* vol. 38, no. 3. pp. 449–460. 1990.
 - [42] Grong, Ø. *Metallurgical modelling of welding*. 1997.
 - [43] Vilarinho, L.O.; Araújo, D.B. “Metodologia de baixo custo para levantamento de diagramas CCT em soldagem.” *Soldag. e Insp.* vol. 15, no. 3. pp. 184–190. 2010.
 - [44] Moojen, R.G.; Machado, I.G.; *et al.* “Efeitos da taxa de resfriamento na soldagem do aço API 5L-X80.” *Soldag. e Insp.* vol. 20, no. 1. pp. 68–80. 2015.
 - [45] Bezerra, A.C. “Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas,” Universidade Federal de Uberlândia, 2006.
 - [46] Christensen, N.; Davies, V.L.; *et al.* “Distribution of temperatures in arc welding.” *Br. Weld. J.* vol. 12, no. 2. pp. 54–75. 1965.
 - [47] Alves, A. N.S.; Cruz Neto, R.M. A.; *et al.* “Estudo comparativo da convergência de métodos numéricos iterativos aplicados na solução da equação de transferência de calor proposta por Rosenthal sob a variação de parâmetros de soldagem,” in *Congresso Nacional de Matemática Aplicada à Indústria*, 2014, vol. 1, no. 1, pp. 506–515.
 - [48] Machado, I.G. *Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos e Aplicações*, 1st ed. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 2000.
 - [49] Signes, E.G. “A Simplified Method for Calculating Cooling Rates in Mild and Low Alloy Steel Weld Metals.” *Weld. J.* vol. 172. pp. 473–484. 1972.
 - [50] Jhaveri, P.; Moffatt, W.G.; *et al.* “The Effect of Plate Thickness and Radiation on Heat Flow in Welding and Cutting.” *Weld. J.* vol. 41, no. 1. pp. 12–16. 1962.
 - [51] Cruz Neto, R.M.A.; Alves, A. N.S.; *et al.* “APLICABILIDADE DA METODOLOGIA CLÁSSICA PARA DETERMINAÇÃO DO COMPORTAMENTO DO FLUXO DE CALOR EM CHAPAS SOLDADAS COM DIFERENTES ESPESSURAS ATRAVÉS DAS TAXAS DE RESFRIAMENTO SIMULADAS NUMERICAMENTE,” in *Anais do Congresso Nacional de Matemática Aplicada à Indústria*, 2014, vol. 1, no. 1, pp. 562–571.
 - [52] Kou, S. *Welding Metallurgy*, vol. 822, no. 1–3. 2003.
 - [53] Haelsig, A.; Mayr, P. “Energy balance study of gas-shielded arc welding processes.” *Weld. World.* vol. 57, no. 5. pp. 727–734. Jun. 2013.
 - [54] Essers, W.G.; Walter, R. “Heat Transfer and Penetration Mechanisms with GMA

- and Plasma-GMA Welding.” *Weld. J.* pp. 37–42. 1981.
- [55] Joseph, A.P. “Assessing the effects of GMAW-pulse parameters on arc power and weld heat input,” The Ohio State University, 2001.
- [56] Nascimento, A.S.; Batista, M. A.; *et al.* “Avaliação Dos Métodos De Cálculo De Potência Elétrica em Soldagem a Arco,” in *Simpósio de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica*, 2006.
- [57] Nascimento, A.S.; Batista, M. A.; *et al.* “Avaliação dos Métodos de Cálculo de Potência Elétrica em Soldagem a Arco e as Conseqüências sobre as Previsões Geométricas , Térmicas e Metalúrgicas da Junta.” *Soldag. Inspeção*. vol. 12, no. 2. pp. 97–106. 2007.
- [58] Bosworth, M.R. “Effective heat input in pulsed current gas metal arc welding with solid wire electrodes.” *Weld. J.* no. May 1991. 1991.
- [59] Sgarbi, P.V.; Mazaferro, J.A.E.; *et al.* “Project and Construction of a Continuous Water Flow Calorimeter,” in *CONSOLDA 2014 - XL Congresso Nacional de Soldagem*, 2014, pp. 1–6.
- [60] Joseph, A.P.; Harwig, D.D.; *et al.* “Assessing the effects of GMAW-P parameters on arc power and weld heat input,” in *84th AWS Annual Conference*, 2003.
- [61] Giedt, W.; Tallerico, L.; *et al.* “GTA welding efficiency: calorimetric and temperature field measurements.” *Weld. J.* no. January. pp. 1987–1989. 1989.
- [62] Brandi, S.D. “Estudo da soldabilidade do aço inoxidável DUPLEX DIN W. Nr. 1.4462 (UNS S31803),” Universidade de São Paulo, SP, Brasil, 1992.
- [63] Gonçalves, C.V. “Problemas Inversos em Transferência de Calor com Fronteira Móvel: Aplicação em Processo de Soldagem,” Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Minas Gerais, Brasil, 2004.
- [64] Sgarbi, P.V. “Construção e validação de um calorímetro com vazão contínua de água para avaliação do rendimento térmico em processos de soldagem,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2013.
- [65] Dutta, P.; Joshi, Y.; *et al.* “Determination of gas tungsten arc welding efficiencies.” *Exp. Therm. Fluid Sci.* vol. 9, no. 1. pp. 80–89. Jul. 1994.
- [66] Collings, N.; Wong, K.; *et al.* “Efficiency of tungsten-inert-gas arcs in very-high-speed welding.” ... *Eng. Proc.* 1979.
- [67] Tsai, N.S.; Eagar, T.W. “Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arcs.” *Metall. Trans. B.* vol. 16, no. 4. pp. 841–846. Dec. 1985.
- [68] Hiraoka, K.; Sakuma, N.; *et al.* “Energy balance in argon-helium mixed gas

- tungsten (TIG) arcs. Study of characteristics of gas tungsten arc shielded by mixed gases (3rd Report)." *Weld. Int.* vol. 12, no. 5. pp. 372–379. Jan. 1998.
- [69] Orłowicz, A.W.; Trytek, A. "Susceptibility of iron castings to heat absorption from an electric arc and to hardened-layer shaping." *Metall. Mater. Trans. A.* vol. 34, no. 12. pp. 2973–2984. Dec. 2003.
- [70] Nasiri, M.B.; Behzadinejad, M.; *et al.* "Investigation on the influence of various welding parameters on the arc thermal efficiency of the GTAW process by calorimetric method." *J. Mech. Sci. Technol.* vol. 28, no. 8. pp. 3255–3261. 2014.
- [71] Cantin, G.M.D.; Francis, J.A. "Arc power and efficiency in gas tungsten arc welding of aluminium." *Sci. Technol. Weld. Join.* vol. 10, no. 2. pp. 200–210. Apr. 2005.
- [72] Pépe, N.; Egerland, S.; *et al.* "Measuring the process efficiency of controlled gas metal arc welding processes." *Sci. Technol. Weld. Join.* vol. 16, no. 5. pp. 412–417. Jul. 2011.
- [73] Smartt, H.B.; Stewart, J.A.; *et al.* "Heat transfer in gas tungsten arc welding," in *ASM Metals/Material Series 8511-011*, 1986, pp. 1–14.
- [74] Arevalo, H.D.; Vilarinho, L.O.; *et al.* "Projeto, construção e avaliação de calorímetro por N₂ líquido para medição do aporte térmico em soldagem," in *COBEF 2011 - 6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação*, 2011, pp. 1–9.
- [75] Arevalo, H.D.; Vilarinho, L.O. "Desenvolvimento e Avaliação de Calorímetros por Nitrogênio Líquido e Fluxo Contínuo para Medição de Aporte Térmico." *Soldag. Inspeção.* vol. 17, no. 3. pp. 236–250. 2012.
- [76] Scotti, A.; Ponomarev, V. *Soldagem MIG/MAG: Melhor Entendimento, Melhor Desempenho*. São Paulo, 2008.
- [77] Poorhaydari, K.; Patchett, B.M.; *et al.* "Estimation of Cooling Rate in the Welding of Plates with Intermediate Thickness." *Weld. J.* no. October. pp. 149–155. 2005.
- [78] ASTM International *Standard Specification for Carbon Structural Steel 1: Annual Book of ASTM Standards*. 2008.
- [79] Brandi, S.D. "Análise da Transferência Metálica na Soldagem a Arco Elétrico com Eletrodo Revestido," Universidade de São Paulo, 1988.
- [80] Barros Neto, B.; Scarminio, I.S.; *et al.* *Como fazer experimentos: pesquisa e desenvolvimento na ciência e na indústria*, 4a. 2010.
- [81] Souza, G.J.S. de "Influência das condições de simulação física de soldagem em

- serviço sobre o teor de oxigênio e a microdureza do metal de solda utilizando a metodologia de experimentos fatoriais,” Universidade de São Paulo, 2018.
- [82] Salsburg, D.S.; Gradel, J.M.; *et al.* *Uma senhora toma chá... como a estatística revolucionou a ciência no século XX*. Zahar, 2009.
- [83] Tippett, L.H.C. “Applications of Statistical Methods to the Control of Quality in Industrial Production.” *J. Manchester Stat. Soc.* 1934.
- [84] Prvan, T.; Street, D.J. “An annotated bibliography of application papers using certain classes of fractional factorial and related designs.” *J. Stat. Plan. Inference*. vol. 106, no. 1–2. pp. 245–269. Aug. 2002.
- [85] Montgomery, D.C. *Introduction to statistical quality control*. John Wiley, 2005.
- [86] Box, G.E.P.; Wilson, K.B. “On the Experimental Attainment of Optimum Conditions,” *Journal of the Royal Statistical Society. Series B (Methodological)*, vol. 13. WileyRoyal Statistical Society, pp. 1–45, 1951.
- [87] Barbetta, P.A.; Lehrer, C. “O Uso da Metodologia de Superfície de Resposta para adequar os parâmetros de entrada de um algoritmo genético,” in *Encontro Nacional de Engenharia de Produção, ENEGEP*, 2001.
- [88] Mendes, R.R.A. “Estudo da Minimização do Custo de Usinagem de Aço Duro Usando a Metodologia De Superfície De Resposta,” Universidade Federal de Itajubá, 2006.
- [89] Box, G.E.P.; Behnken, D.W. “Some New Three Level Designs for the Study of Quantitative Variables.” *Technometrics*. vol. 2, no. 4. pp. 455–475. Nov. 1960.
- [90] Rodrigues, L.O. “Análise e otimização de parâmetros na soldagem com arame tubular,” 2005.
- [91] Penteado, K.M. “Otimização da Solda de Pontos por Resistência Elétrica na Liga de Alumínio 5052-H32 através do Projeto e Análise de Experimentos (DOE),” Universidade Federal de Itajubá, 2011.
- [92] Hackenhaar, W. “Avaliação da Eficiência Térmica e de fusão na soldagem MAG em diferentes geometrias de juntas,” Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2016.
- [93] Vilarinho, L.O. “Modelo corretivo para medição de aporte térmico em soldagem utilizando-se calorimetria por nitrogênio líquido,” in *CONEM 2014 - VIII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, 2014, pp. 1–6.
- [94] MINITAB “Suporte ao Minitab 18.” [Online]. Available: <http://support.minitab.com/pt-br/minitab/18/>. [Accessed: 29-Mar-2018].

- [95] Fuerschbach, P.W.; Knorovsky, G.A. "A Study of Melting Efficiency in Plasma Arc and Gas Tungsten Arc Welding." *Weld. J.* p. 287297. 1991.
- [96] Hsu, C.; Soltis, P. "Heat input comparison of STT vs. short-circuiting and pulsed GMAW vs. CV processes." *6 th Int. Conf. Trends Weld.* 2002.
- [97] Joseph, A.; Harwig, D.; *et al.* "Measurement and calculation of arc power and heat transfer efficiency in pulsed gas metal arc welding." *Sci. Technol. Weld. Join.* vol. 8, no. 6. pp. 400–406. Dec. 2003.
- [98] Mishra, S.; 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.* vol. 98, no. 4. 2005.
- [99] Gonzalez, J.J.; Freton, P.; *et al.* "Experimental quantification in thermal plasma medium of the heat flux transferred to an anode material." *J. Phys. D. Appl. Phys.* vol. 40, no. 18. pp. 5602–5611. Sep. 2007.
- [100] Arul, S.; Sellamuthu, R. "Application of a simplified simulation method to the determination of arc efficiency of gas tungsten arc welding (GTAW) and experimental validation." *Int. J. Comput. Mater. Sci. Surf. Eng.* Oct. 2011.
- [101] Fernandes, D.B.; Benedetti Filho, E.; *et al.* "Proposição de Equipamento para Técnica de Calorimetria Via Nitrogênio Líquido nas Diferentes Posições de Soldagem," in *CONSOLDA 2014 - XL Congresso Nacional de Soldagem*, 2014, pp. 1–10.
- [102] Donegá, T.J.; Costa, T.F.; *et al.* "Comparação da Eficiência Térmica entre Soldagem A-TIG e TIG Convencional." *Soldag. Inspeção.* vol. 19, no. 1. pp. 28–41. 2014.
- [103] Costa, T.F.; Arevalo, H.D.; *et al.* "Measurement of heat input during derivative arc welding processes," in *CONEM 2014 - VIII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, 2014, pp. 1–16.
- [104] Kanemaru, S.; Sasaki, T.; *et al.* "Study for the mechanism of TIG-MIG hybrid welding process." *Weld. World.* vol. 59, no. 2. pp. 261–268. Jan. 2015.
- [105] Sikström, F. "Operator bias in the estimation of arc efficiency in gas tungsten arc welding." *Soldag. Inspeção.* vol. 20, no. 1. pp. 128–133. 2015.
- [106] Haelsig, A.; Mayr, P.; *et al.* "Determination of energy flows for welding processes." *Weld. World.* Jan. 2016.
- [107] Penrose, R. "A generalized inverse for matrices." *Proc. Cambridge Philos. Soc.* pp. 406–413. 1955.

- [108] Radhakrishna Rao, C.; Kumar Mitra, S. *GENERALIZED INVERSE OF A MATRIX AND ITS APPLICATIONS*. New York: John Wiley and Sons, 1971.
- [109] Duarte, J.B. "INTRODUÇÃO ÀS INVERSAS GENERALIZADAS DE MATRIZES DE APLICAÇÃO COMUM EM ESTATÍSTICA EXPERIMENTAL João Batista Duarte," USP, Piracicaba, SP, Brasil, 1996.
- [110] Ellenberg, J. *O poder do pensamento matemático: a ciência de como não estar errado*. 2015.

APÊNDICE A – Repartição térmica em 3D *versus* ZAC da macrografia

Alguns autores [25–27] que utilizam MEF realizam, erroneamente, cortes transversais nas isosuperfícies de temperatura, com o intuito de validar suas simulações. Comumente, estes autores realizam um corte transversal à direção de soldagem, nos pontos de máxima largura (em y) da isosuperfície referente à temperatura de fusão, que delimita a poça de fusão do material que permanece no estado sólido, e comparam as isotermas do plano de corte com os contornos da ZAC da macrografia do cordão. Esta confusão ocorre, possivelmente, devido ao fato das macrografias serem obtidas ao se realizar um corte transversal no cordão de solda, sendo este raciocínio propagado para as análises a partir da isosuperfícies de temperatura. Todavia, conforme descrito na seção 2.1.4, analisando-se as isotermas em um plano x - y como, pode-se constatar que os pontos de máxima largura de cada isoterma em y estão em diferentes posições no eixo x (eixo da direção de soldagem). Esta diferença entre os pontos de máxima largura em y pode se agravar para o caso de uma *chapa intermediária*, visto que, para este caso, os pontos de máxima largura em y de uma mesma isosuperfície podem variar em x conforme se avança da espessura do material (eixo z), sendo este resultado proveniente da inércia térmica do material. Para o melhor entendimento dos fenômenos citados, foram construídos os gráficos das **Figuras A.1-A.3**, a partir da solução da eq.(23), apresentada na seção 2.1.9.4. Resolveu-se a eq.(23) na sua forma transcendental, para a obtenção dos pontos (x, y, z) correspondentes a cada temperatura. Interpolando-se os pontos (x, y, z) , com o apoio do software *Wolfram Mathematica* foi possível obter as isosuperfícies para cada temperatura, sendo a isosuperfície em vermelho correspondente à temperatura de fusão. A **Figuras A.1** apresenta as isosuperfícies simuladas, e **Figuras A.2** apresenta o mesmo gráfico com o corte (plano em cinza) comumente realizado pelos autores que trabalham com MEF, podendo-se notar, no plano de corte, contornos de isotermas, aproximadamente, semicirculares e concêntricos, e seriam estes os contornos comparados com os contornos da macrografia. Entretanto, pode-se constatar na **Figuras A.3** que o real formato dos contornos da ZAC, visualizados nas macrografias, são gerados a partir das projeções dos pontos de máxima largura das isosuperfícies, e não a partir de um corte realizado nas isosuperfícies, podendo-se notar variação entre contornos da projeção e os contornos do plano de corte.

Figura A.1 – Isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de *chapa intermediária*.

Figura A.2 – Isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de *chapa intermediária* de Rosenthal cortadas por um plano ortogonal à face soldada e ortogonal em relação ao eixo x.

Figura A.3 – Vista frontal das isosuperfícies de temperatura obtidas a partir do modelo de *chapa intermediária* de Rosenthal.

APÊNDICE B – Comparativo dos métodos de cálculo de potência do arco para diferentes formatos de onda

Tabela B.1: Soldagem MIG/MAG manual, FO: STT®.

Método de cálculo	Potência do Arco [W]	Erro relativo [%]
Integral da curva de potência	1898,22	-
Potência Média Aritmética	1641,99	-13,50
Potência Média Eficaz RMS	2350,79	23,84
Potência Instantânea Média	1898,22	0,00
Potência Instantânea RMS	3263,86	71,94

Tabela B.2: Soldagem MIG/MAG manual, FO: Rapid X®.

Método de cálculo	Potência do Arco [W]	Erro relativo [%]
Integral da curva de potência	1946,39	-
Potência Média Aritmética	1318,40	-32,26
Potência Média Eficaz RMS	2844,99	46,17
Potência Instantânea Média	1946,39	0,00
Potência Instantânea RMS	4948,96	154,26

Tabela B.3: Soldagem MIG/MAG automatizada, FO: Pulsado.

Método de cálculo	Potência do Arco [W]	Erro relativo [%]
Integral da curva de potência	5614,62	-
Potência Média Aritmética	5518,04	-1,72
Potência Média Eficaz RMS	5904,64	5,17
Potência Instantânea Média	5614,67	0,00
Potência Instantânea RMS	6056,03	7,86

Tabela B.4: Soldagem MIG/MAG mecanizada FO: Pulsado.

Método de cálculo	Potência do Arco [W]	Erro relativo [%]
Integral da curva de potência	5578,41	-
Potência Média Aritmética	5255,54	-5,79
Potência Média Eficaz RMS	5978,18	7,17
Potência Instantânea Média	5578,57	0,00
Potência Instantânea RMS	6734,46	20,72

APÊNDICE C – Tabela de revisão dos trabalhos de literatura da seção 2.2.4

Tabela C.1: Trabalhos da seção 2.2.4 apresentados por ordem cronológica.

Autores	Ano	Processo	M.B. (Grupo)	Método	η-x [%]	η-σ [%]	Observações
Apps e Milner [30]	1955	TIG	Ferro	Calorimetria (Cobre)	69,00	9,00	POL ¹⁶³ : CCEN
Apps e Milner [30]	1955	TIG	Alumínio	Calorimetria (Cobre)	37,50	6,50	POL: CA
Christensen et al. [46]	1965	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	67,50	1,50	
Christensen et al. [46]	1965	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	77,50	7,50	
Christensen et al. [46]	1965	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	35,00	13,00	POL: CA
Christensen et al. [46]	1965	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	41,00	5,00	POL: CCEN
Christensen et al. [46]	1965	TIG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	32,00	11,00	POL: CA
Christensen et al. [46]	1965	TIG	Titânio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	24,50	3,50	POL: CA
Niles e Jackson [19]	1975	TIG	Aço Carbono	Simulação (Analítico)	50,00	15,00	
Collings et al. [66]	1979	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	83,50	6,50	POL: CCEN
Essers e Walter [54]	1981	Plasma-MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Caixa)	65,00	3,00	
Essers e Walter [54]	1981	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Caixa)	71,00	3,00	
Smartt et al. [73]	1985	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	77,50	6,50	POL: CCEN
Tsai e Eagar [67]	1985	TIG	Cobre	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	85,00	5,00	POL: CCEN
Giedt et al. [61]	1989	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (Seebeck)	81,38	1,30	POL: CCEN
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	82,50	1,80	ER4043; v_a : 42,3mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,80	4,80	ER4043; v_a : 51,2 mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,60	2,00	ER4043; v_a : 67,7 mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,20	1,60	ER4043; v_a : 97,3 mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,10	2,00	ER5356; v_a : 46,6 mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	79,10	2,30	ER5356; v_a : 61,4mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	75,40	1,40	ER5356; v_a : 80,4 mm/s
Lu e Kou [33]	1989	MIG/MAG	Alumínio	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	76,20	2,40	ER5356; v_a : 127,0 mm/s

¹⁶³ Polaridade

Bosworth, R. [58]	1991	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	83,26	3,39	v_a : 4.0 m/min; GMAW-P
Bosworth, R. [58]	1991	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	79,93	3,48	v_a : 9,9 m/min; GMAW-P
Fuerschbach e Knorovsky [95]	1991	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (Seebeck)	82,50	2,50	POL: CCEN
Dutta et al. [65]	1994	TIG	Aço Carbono	Simulação	73,50	11,50	
DuPont e Marder [36]	1995	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (Seebeck)	67,00	5,00	POL: CCEN
Kenney et al. [31]	1998	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	71,50	5,50	
Hiraoka et al. [68]	1998	TIG	Cobre	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	88,50	1,50	POL: CCEN; Gás: 100%He
Hiraoka et al. [68]	1998	TIG	Cobre	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	83,50	3,50	POL: CCEN, Gás: 100%Ar
Hsu e Soltis [96]	2002	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	86,50	4,50	FO: CC
Hsu e Soltis [96]	2002	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	83,50	7,50	FO: STT
Hsu e Soltis [96]	2002	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	71,50	1,50	FO: P
Orłowicz e Tytek [69]	2003	TIG	Ferro Fundido	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	71,50	5,50	
Joseph et al. [97]	2003	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	71,86	5,49	FO: TC; Pot.: Média Arit.
Joseph et al. [97]	2003	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	69,20	7,93	FO: TC; Pot. RMS
Joseph et al. [97]	2003	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	72,84	4,84	FO: TC; Pot. Média Inst.
Joseph et al. [97].	2003	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	82,40	3,65	FO: P; Pot: Média Arit.
Joseph et al. [97].	2003	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	60,74	3,63	FO: P; Pot.: RMS
Joseph et al. [97]	2003	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	70,20	1,67	FO: P; Pot.: Média Inst.
Mishra e DebRoy [98]	2005	TIG	Titânio	Simulação	72,00		
Cantin e Francis [71]	2005	TIG	Alumínio	Calorimetria (Caixa Isolada)	81,50	1,50	POL: CCEN
Cantin e Francis [71]	2005	TIG	Alumínio	Calorimetria (Caixa Isolada)	57,50	5,50	POL: CCEP
Cantin e Francis [71]	2005	TIG	Alumínio	Calorimetria (Caixa Isolada)	74,00	9,00	POL: CA
Gonçalves et al. [34]	2006	TIG	Aço Inoxidável	Simulação (Numérico)	66,50	10,50	Método: Prob. Inversos
Gonzalez et al. [99]	2007	TIG	Cobre	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	70,00	7,00	Tocha fixa
Bag e De [35]	2010	TIG	Aço Inoxidável	Simulação (Numérico)	65,00		Método: Algorit. Genéticos
Arul e Sellamuthu [100]	2011	TIG	Aço Carbono	Simulação	74,00		
Arevalo [11]	2011	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	72,59	4,89	I: 100A; l_c : 3 mm

Arevalo [11]	2011	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	69,42	2,69	l: 100A; l _c : 5 mm
Arevalo [11]	2011	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	71,47	4,11	l: 150A; l _c : 3 mm
Arevalo [11]	2011	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	67,91	4,01	l: 150A; l _c : 5 mm
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	78,37	1,94	FO: CC (Convenc.)
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	75,47	2,84	FO: Convenc.
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	76,40	2,99	FO: STT
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	78,66	2,88	FO: RMD
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	76,09	0,83	FO: CMT
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	69,68	1,12	FO: P
Arevalo [11]	2011	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	58,02	0,61	FO: PV
Araújo [39]	2012	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	95,00	2	Junta T
Araújo [39]	2012	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	83,00	2	Sobrechapa
Araújo [39]	2012	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	92,00	5	Sobreposta
Haelsig e Mayer [53]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	74,00	6,00	
Haelsig e Mayer [53]	2013	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	73,00	5,00	
Quintino et al. [21]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	85,79	1,45	d: 9,2 mm (passe - penetração parcial)
Quintino et al. [21]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	77,84	3,56	d: 3,2 mm (passe - penetração total)
Sgarbi, P. V. [64]	2013	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	71,45	2,02	l: 200A; v _s = 5 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	68,96	0,65	l: 200A; v _s = 2,5 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	68,04	0,86	l: 200A; v _s = 1,25 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	65,33	1,17	l: 250A; v _s = 2,5 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	76,26	1,14	l: 125A; v _s = 5 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	71,60	2,22	l: 250A; v _s = 5 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	70,60	1,18	l: 340A; v _s = 10 mm/s; d: 7,5 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	49,92	2,02	l: 125A; v _s = 5 mm/s; d: 16,8 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	58,99	0,12	l: 340A; v _s = 5 mm/s; d: 16,8 mm
Sgarbi, P. V. [64]	2013	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	66,12	5,26	l: 350A; v _s = 5 mm/s; d: 16,8 mm

Fernandes et al. [101]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	80,96	1,90	Posição: Plana
Fernandes et al. [101]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	80,05	1,86	Posição: Vertical Desc.
Fernandes et al. [101]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	83,23	1,84	Posição: Sobrecabeça
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	75,96	0,97	l_a : 2 mm; d: 6,3 mm; D. Q.: 420 mm
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	78,17	0,98	l_a : 4 mm; d: 6,3 mm; D. Q.: 420 mm
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	80,00		l_a : 2 mm; "Gross Heat Input" p/ l_c
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	82,00		l_a : 2 mm; "Gross Heat Input" p/ l_c
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	79,11	0,61	l_a : 2 mm; d: 6,3 mm; D. Q.: 395 mm
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	79,63	0,59	l_a : 2 mm; d: 6,3 mm; D. Q.: 395 mm
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	84,14		l_a : 2 mm; "Gross Heat Input" p/ D. Q.
Liskevych [7]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	87,52		l_a : 2 mm; "Gross Heat Input" p/ D. Q.
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	78,26	2,67	I: 140A; d: 3,2 mm
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	80,48	1,75	I: 140A; d: 6,3 mm
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	84,00		I: 140A; "Gross Heat Input" p/ l_c
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	79,79	2,25	I: 160A; d: 3,2 mm
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	82,30	0,75	I: 160A; d: 6,3 mm
Liskevych [7]	2014	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	84,00		I: 160A; "Gross Heat Input" p/ l_c
Donegá et al. [102]	2014	A-TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	66,00	2,85	Gás: 100%Ar
Donegá et al. [102]	2014	A-TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	66,46	3,10	Gás: 75%Ar25%He
Donegá et al. [102]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	69,42	3,26	Gás: 100%Ar
Donegá et al. [102]	2014	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	67,33	9,76	Gás: 75%Ar25%He
Costa et al. [103]	2014	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	76,40	2,99	FO: STT
Costa et al. [103]	2014	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	78,66	2,88	FO: RMD
Costa et al. [103]	2014	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	76,09	0,83	FO: CMT
Costa et al. [103]	2014	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	69,68	1,12	FO: P
Costa et al. [103]	2014	MIG/MAG-P	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	58,02	0,61	FO: PV
Naiseri et al. [70]	2014	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	67,00	4,00	Polaridade: CCEN

Naiseri et al. [70]	2014	TIG	Aço Carbono	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	52,00	4,00	Pol: CCEP
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	79,37	3,30	d : 3,2 mm
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	80,59	2,58	d : 4,75 mm
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	81,68	2,08	d : 6,3 mm
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	82,45	1,65	d : 7,95 mm
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	84,21	0,55	d : 9,56 mm
Liskevych et al. [12]	2015	MIG/MAG	Aço Carbono	Calorimetria (N ₂ L)	85,30		"Gross Heat Input" p/d
Kanemaru et al. [104]	2015	TIG-MIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	71,33	2,63	Processo Híbrido TIG-MIG
Kanemaru et al. [104]	2015	TIG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	79,00		
Kanemaru et al. [104]	2015	MIG/MAG	Aço Inoxidável	Calorimetria (N ₂ L)	81,20		
Sikström [105]	2015	TIG	Cobre	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,00	3,00	Tocha fixa
Haelsig et al. [106]	2016	TIG	ND	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	74,95	2,28	l_a : 2 - 8 mm
Haelsig et al. [106]	2016	TIG	ND	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	76,74	0,68	Gás: %He: 0 - 70 %
Haelsig et al. [106]	2016	MIG/MAG	ND	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	80,00	7,94	
Haelsig et al. [106]	2016	MIG/MAG-P	ND	Calorimetria (H ₂ O - Fluxo)	76,33	4,16	

APÊNDICE D – Calibração do deslocador linear

Para a verificação da calibração do deslocador, foram cronometrados os tempos que a tocha de soldagem, fixada no deslocador linear, levava para percorrer um trajeto de 20 cm. Foram realizadas medições de tempo para diferentes velocidades ajustadas no controle do deslocador linear. A Tabela D.1 apresenta os valores reais e nominais de v_s do deslocador linear. Pode-se observar no gráfico da Figura D.1 que a variação entre as velocidades reais e nominais é pequena, abaixo de 1% no intervalo de velocidade de 300 a 400 mm/min (intervalo do delineamento), constatando a boa calibração do deslocador linear.

Tabela D.1: Valores de v_s para a verificação da calibração dos deslocador linear.

$v_{s,real}$ (mm/min)		$v_{s,controle}$ (mm/min)
$\bar{x}$	σ	
47,51	0,09	50,00
98,53	0,08	100,00
149,42	0,15	150,00
199,69	0,16	200,00
250,57	0,65	250,00
301,80	0,95	300,00
441,37	1,24	439,70

Figura D.1 – Calibração do deslocador linear da tocha/pistola de soldagem.

APÊNDICE E – Ensaios de calorimetria na temperatura ambiente

Tabela D.1: Ensaios de calorimetria na temperatura ambiente utilizados para a regressão linear múltipla.

Data	Hora	d (mm)	m_{CP} (g)	u (%)	T_0 (°C)	mDN (kg)	$R_{evap,1}$ (g/min)	$R_{evap,4}$ (g/min)	Δt (s)	Δm (g)
12/01/17	19:38	6,4	294,1	72	24,4	11,950	4,86	2,93	83,36	121,68
12/01/17	20:05	6,4	294,1	74	23,9	11,960	4,31	2,25	88,23	123,51
13/01/17	20:33	6,4	294,1	72	23,9	11,935	4,61	2,69	93,67	125,24
12/01/17	20:05	6,4	240,0	63	24,0	11,895	4,29	2,65	86,74	103,88
13/01/17	19:36	6,4	240,0	64	25,3	11,890	4,24	2,89	91,37	100,30
13/01/17	20:40	6,4	240,0	69	24,9	11,900	4,09	2,36	93,36	103,76
18/01/17	17:45	6,4	1197,5	79	23,1	11,965	4,46	2,18	115,31	473,20
19/01/17	17:10	6,4	1211,7	78	22,9	11,920	4,49	2,59	115,19	480,20
19/01/17	17:40	6,4	1206,8	79	22,7	11,960	3,95	2,00	111,88	477,22
19/01/17	18:40	6,4	1197,5	79	22,5	11,960	4,29	2,24	111,70	472,80
20/01/17	18:12	6,4	1213,6	72	24,4	11,960	4,26	2,20	112,45	484,60
20/01/17	18:43	6,4	1208,1	73	23,4	11,955	3,84	2,20	111,06	480,66
20/01/17	19:16	6,4	1204,0	76	22,7	11,955	3,75	1,89	110,54	477,38
20/01/17	19:45	6,4	1197,5	77	22,6	11,950	3,83	2,05	115,37	471,90
24/01/17	18:20	6,4	1196,5	59	26,6	11,930	4,53	2,93	110,45	472,10
24/01/17	16:06	6,4	1206,2	62	26,3	11,935	4,36	2,68	112,47	476,19
26/01/17	18:32	6,4	1210,7	71	24,3	11,930	4,24	2,53	111,32	476,20
26/01/17	19:05	6,4	1205,2	73	24,1	11,955	4,21	2,37	114,75	476,59
27/01/17	18:56	6,4	1205,2	78	23,9	11,925	4,21	2,13	108,63	477,53
27/01/17	19:30	6,4	1210,9	78	23,5	11,935	4,05	2,53	112,97	476,42
27/01/17	20:10	6,4	1204,2	79	23,3	11,920	4,07	2,39	113,95	473,73
31/01/17	19:00	6,4	1197,8	62	26,0	11,960	4,63	2,25	118,23	481,16
31/01/17	19:30	6,4	1203,5	64	25,5	11,945	4,39	2,55	112,86	479,80
07/02/17	17:52	6,4	1198,4	62	27,6	11,935	4,75	2,77	116,61	485,98
07/02/17	18:27	6,4	1207,8	63	26,9	11,965	4,55	1,98	118,04	489,71
08/02/17	16:50	6,4	1211,6	56	28,4	11,950	4,48	2,38	114,98	490,57
08/02/17	17:12	6,4	1212,4	56	28,3	11,970	4,10	2,20	119,37	492,06
08/02/17	18:10	6,4	1204,5	57	27,5	11,945	4,63	2,40	115,25	487,11
09/02/17	17:55	6,4	1206,4	48	28,4	11,965	4,69	2,53	115,35	490,84
10/03/17	16:25	6,4	1178,1	55	29,9	11,965	5,10	3,00	104,51	481,91
19/04/17	17:10	6,4	1205,6	59,5	22,6	11,975	4,68	2,41	108,53	479,28
26/04/17	12:50	6,4	1203,4	74	22,3	11,980	4,66	2,37	114,91	474,67
26/04/17	13:07	6,4	1223,3	72,5	22,3	11,975	4,47	2,38	112,43	479,69
02/05/17	15:03	6,4	1201,6	59,5	23,9	11,975	4,77	2,44	111,84	475,98
05/05/17	15:42	6,4	1194,1	72	21,4	11,980	4,61	2,15	112,45	471,87
16/05/17	17:56	4,8	920,4	62	20,7	11,960	4,73	2,24	84,98	360,68
16/05/17	18:44	4,8	914,9	65,5	20,3	11,955	4,62	2,45	85,37	355,68
23/05/17	17:08	4,8	903,3	63,5	21,7	11,990	4,40	2,27	90,25	358,49

23/05/17	17:28	4,8	924,5	65,5	21,0	11,980	4,29	2,51	89,55	361,11
23/05/17	17:51	8	1557,6	67,5	20,8	11,985	4,11	1,99	139,99	606,37
23/05/17	18:20	8	1557,5	69,5	20,2	11,975	4,14	2,18	141,00	600,89
24/05/17	16:52	8	1555,2	69	22,3	11,980	4,04	2,18	139,88	612,76
24/05/17	17:14	8	1562,9	70,5	22,0	11,980	4,03	2,04	135,60	611,93
24/05/17	17:43	4,8	920,7	74,5	21,4	11,975	4,08	2,44	87,68	361,94
31/05/17	16:00	4,8	914,7	51	24,3	11,985	4,52	2,30	90,15	364,46
31/05/17	16:27	6,4	1190,5	52	23,9	11,980	4,64	2,40	111,52	473,28
31/05/17	19:05	6,4	1187,9	54	23,3	11,970	4,82	2,64	110,45	474,53

APÊNDICE F – Análise de Regressão dos Melhores Subconjuntos

1) Resposta $m_{vap,0}$ e fatores m_{CP} , T_0 , m_{DN} , $R_{evap,1}$ e $R_{evap,4}$:

Vars	R-Sq	R-Sq (adj)	PRESS	R-Sq (pred)	Mallows Cp	S	T m a m C m D R R P H b N 1 4				
							X				
1	99,8	99,8	1748,7	99,8	218,5	6,0281	X				
1	24,4	22,8	705234,6	15,6	100900,3	118,43			X		
1	16,6	14,7	777090,3	7,0	111382,3	124,43					X
1	1,3	0,0	891073,5	0,0	131759,3	135,33				X	
1	0,1	0,0	885778,2	0,0	133449,7	136,19		X			
2	100,0	100,0	441,7	99,9	20,8	2,9644	X	X			
2	99,9	99,8	1371,7	99,8	154,8	5,2745	X	X			
2	99,8	99,8	1594,0	99,8	183,9	5,6527	X			X	
2	99,8	99,8	1795,9	99,8	209,6	5,9675	X				X
2	99,8	99,8	1767,3	99,8	217,8	6,0640	X		X		
3	100,0	100,0	401,0	100,0	13,2	2,7546	X	X	X		X
3	100,0	100,0	401,3	100,0	14,1	2,7778	X	X	X		
3	100,0	100,0	442,4	99,9	20,7	2,9463	X	X	X	X	
3	100,0	100,0	450,9	99,9	22,3	2,9851	X	X	X		
3	99,9	99,9	1346,2	99,8	145,2	5,1746	X	X	X		
4	100,0	100,0	322,8	100,0	3,7	2,4601	X	X	X	X	X
4	100,0	100,0	373,5	100,0	9,2	2,6219	X	X	X	X	X
4	100,0	100,0	404,9	100,0	13,3	2,7353	X	X	X	X	X
4	100,0	100,0	420,5	99,9	15,6	2,7973	X	X	X	X	
4	100,0	100,0	416,0	100,0	16,0	2,8080	X	X	X	X	
5	100,0	100,0	333,9	100,0	5,2	2,4766	X	X	X	X	X
5	100,0	100,0	337,6	100,0	5,6	2,4886	X	X	X	X	X
5	100,0	100,0	392,8	100,0	11,2	2,6532	X	X	X	X	X
5	100,0	100,0	436,9	99,9	17,2	2,8206	X	X	X	X	X

2) Resposta D_V e fatores $D_{V,MB}$, C^{2D} , C^{3D} , C^{MP} e δ_c :

Vars	R2	R2 (aj)	PRESQ	R2 (pred)	Cp de Mallows	S	D V C C C - d - - - M i 2 3 M B l D D P				
							X				
1	63,2	59,6	1304,1	46,6	65,5	9,4720		X			
1	58,4	54,3	1466,7	39,9	75,2	10,075					X
1	33,7	27,1	2392,8	2,0	124,5	12,716				X	
1	23,4	15,7	2779,7	0,0	145,2	13,674		X			
1	3,7	0,0	3419,6	0,0	184,6	15,333	X				
2	88,0	85,3	587,5	75,9	18,0	5,7104	X	X			
2	85,1	81,8	713,8	70,8	23,8	6,3530	X				X
2	80,1	75,7	1068,0	56,2	33,8	7,3448		X	X		X
2	73,6	67,7	1207,3	50,5	46,8	8,4617		X	X		
2	69,6	62,8	1373,5	43,7	54,8	9,0797		X			X
3	94,9	93,0	335,9	86,2	6,2	3,9442	X	X	X		
3	92,5	89,7	467,0	80,9	11,0	4,7902	X	X			X
3	90,3	86,6	682,6	72,0	15,5	5,4513	X	X	X		X
3	88,1	83,7	665,4	72,7	19,7	6,0153	X	X	X		
3	87,8	83,2	746,6	69,4	20,4	6,1031		X	X		X

APÊNDICE G – Gráficos dos resíduos das regressões múltiplas

Figura G.1 – Gráficos dos resíduos da regressão linear múltipla da massa vaporizada $m_{vap,0}$ nos ensaios de calorimetria à temperatura ambiente – seção 4.8.3.

Figura G.2 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta H_a obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.3 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta H_a obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.4 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta H_r obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.5 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta H_r obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.6 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta η_r obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.7 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta η_r obtida via MSR – seção 5.2.3.

Figura G.8 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta re_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.9 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta re_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.10 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta la_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.11 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta la_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.12 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta pe_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.13 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta pe_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.14 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta $A_{f,c}$ obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.15 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta $A_{f,c}$ obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.16 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta $A_{r,c}$ obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.17 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta $A_{r,c}$ obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.18 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta δ_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.19 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da reposta δ_c obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.20 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático completo da reposta η_f obtida via MSR – seção 5.2.4.

Figura G.21 – Gráficos dos resíduos do modelo quadrático reduzido da resposta η_f obtida via MSR – seção 5.2.4.

APÊNDICE H – Comparativo dos métodos de cálculo de potência para os experimentos de calorimetria da seção 5.1

Tabela H.1: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-01.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3656,57	-
Potência Média Aritmética	3717,13	1,629
Potência Média Eficaz RMS	4302,96	17,678
Potência Instantânea Média	3661,27	0,128
Potência Instantânea RMS	4332,92	18,497

Tabela H.2: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-02.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3561,57	-
Potência Média Aritmética	3602,72	1,155
Potência Média Eficaz RMS	4060,65	14,013
Potência Instantânea Média	3563,07	0,042
Potência Instantânea RMS	4065,51	14,14

Tabela H.3: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-03.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3579,23	-
Potência Média Aritmética	3597,29	0,505
Potência Média Eficaz RMS	4038,47	12,8308
Potência Instantânea Média	3580,58	0,038
Potência Instantânea RMS	4104,15	14,666

Tabela H.4: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-04.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3602,26	-
Potência Média Aritmética	3617,80	0,432
Potência Média Eficaz RMS	4041,64	12,198
Potência Instantânea Média	3603,15	0,025
Potência Instantânea RMS	4099,47	13,802

Tabela H.5: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-05.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3420,42	-
Potência Média Aritmética	3443,85	0,685
Potência Média Eficaz RMS	3861,92	12,908
Potência Instantânea Média	3420,89	0,014
Potência Instantânea RMS	3900,78	14,044

Tabela H.6: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-06.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3475,17	-
Potência Média Aritmética	3492,21	0,490
Potência Média Eficaz RMS	3883,06	11,737
Potência Instantânea Média	3475,31	0,004
Potência Instantânea RMS	3922,58	12,874

Tabela H.7: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-07.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3468,34	-
Potência Média Aritmética	3488,71	0,587
Potência Média Eficaz RMS	3905,46	12,603
Potência Instantânea Média	3468,78	0,013
Potência Instantânea RMS	3954,22	14,009

Tabela H.8: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-08.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3432,23	-
Potência Média Aritmética	3444,91	0,369
Potência Média Eficaz RMS	3850,84	12,196
Potência Instantânea Média	3432,13	-0,003
Potência Instantânea RMS	3910,71	13,940

Tabela H.9: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-09.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3430,57	-
Potência Média Aritmética	3441,51	0,321
Potência Média Eficaz RMS	3834,62	11,778
Potência Instantânea Média	3427,17	-0,099
Potência Instantânea RMS	3886,63	13,2939

Tabela H.10: Comparativo dos valores obtidos através dos diferentes métodos de cálculo de potência do arco para o CP1C-10.

Método de cálculo	Potência do Arco (W)	Erro relativo (%)
Integral da curva de potência	3403,47	-
Potência Média Aritmética	3421,37	0,526
Potência Média Eficaz RMS	3819,48	12,223
Potência Instantânea Média	3402,85	-0,018
Potência Instantânea RMS	3866,1	13,593

APÊNDICE I – Teste de verificação da condição de largura infinita para processo com menor valor de velocidade de soldagem

Após o ensaio teste (CP2T-Teste02) para averiguar se os ensaios planejados via MSR atenderiam a condição de largura infinita, experimento descrito na seção 5.2.1, questionou-se o que ocorreria ao se utilizar uma v_s inferior ao valor 5 mm/s (menor valor adotado na MSR). Par este fim, executou-se um experimento com os mesmos parâmetros descritos na seção 4.2, utilizando-se v_s igual a 2,5 mm/s e a tensão nominal igual 22 V, resultando em um valor de P_a^{inst} igual a 4068 W e em um valor de H_a igual a 1627 J/mm. Utilizou-se uma chapa de mesmo material, largura e comprimento com a espessura nominal igual a 6,4 mm. Foram soldados três termopares na face oposta em uma linha paralela à linha central do cordão (LCC) e um termopar soldado também na face oposta posicionado na borda do material (em 50 mm em relação ao ponto de abertura do arco), conforme se pode visualizar na **Figura I.1**. Realizou-se um cordão de $l_c = 100\text{ mm}$ com o mesmo posicionamento descrito na seção 4.2.2. Tendo em vista o valor de v_s adotado, para a execução de um cordão de 100 mm, selecionou-se no equipamento um valor de t_s igual a 40 s.

Figura I.1 – Ensaio teste (CP2T-Teste03) – Termopares soldados na face oposta na linha paralela à linha central do cordão (LCC) e termopares soldados na face oposta nas bordas laterais da chapa.

A **Figura I.2** apresenta os ciclos térmicos aqisitados na face oposta na linha paralela à linha central do cordão (LCC) através dos termopares T1, T2 e T3, posicionados, respectivamente, em 40, 50 e 60 mm em relação ao ponto de abertura do arco. Para a verificação da condição de largura infinita, foram observadas as temperaturas através do termopar T4 posicionado na face oposta na borda lateral da chapa, em 50 mm em relação ao ponto de abertura do arco. O eixo da direita (em azul) do gráfico da **Figura I.2** é o eixo da tensão instantânea, que pode ser observada através da curva e azul. Pode-se notar o início da soldagem, ponto de abertura do arco, em 3,01 s do início da aquisição de dados, e o término da soldagem em 43,11 s. A linha tracejada em 36 s marca o aumento da temperatura fornecido pelo termopar T4, localizado na borda da chapa. Diferentemente do que ocorreu no CP2T-Teste02, no ensaio CP2T-Teste03, antes do término da soldagem a energia já havia alcançado as bordas do material. Portanto, as condições utilizadas neste ensaio não seriam recomendadas em ensaios de calorimetria, visto que as perdas de energia nas bordas teriam início antes da leitura no calorímetro, implicando em valores menores de energia absorvida.

Figura I.2 – CP2T-Teste03 - Verificação do tempo decorrido entre o término da soldagem até o momento em que a energia atinge as bordas laterais da chapa. T1 – T3 – termopares soldados na face oposta em uma linha paralela à linha central do cordão (LCC); T4- termopar soldado na face oposta na borda lateral da chapa.

APÊNDICE J – Gráficos de Pareto dos efeitos padronizados obtidos para as respostas obtidos via MSR

Figura J.1 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em H_a - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura J.2 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em H_a – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura J.3 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em H_r - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura J.4 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em H_r – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura J.5 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em η_r - modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura J.6 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em η_r – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura J.7 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em re_c - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.8 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em re_c – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.9 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em la_c - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.10 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em la_c – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.11 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em pe_c - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.12 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em pe_c – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.13 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em $A_{f,c}$ - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.14 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em $A_{f,c}$ – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.15 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em $A_{r,c}$ - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.16 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em $A_{r,c}$ – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.17 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em δ_c - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.18 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em δ_c – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura J.19 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em η_f - modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura J.20 – Gráfico de *Pareto* dos efeitos padronizados dos fatores em η_f – modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

APÊNDICE L – Gráficos dos efeitos principais e das interações para as respostas obtidas via MSR

Figura L.1 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em H_a – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.2 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em H_a – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.3 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em H_a - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.4 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em H_a - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.5 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em H_r – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.6 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em H_r – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.7 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em H_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.8 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em H_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.9 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em η_r – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.10 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em η_r – modelo quadrático completo – seção 5.2.3.

Figura L.11 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em η_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.12 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em η_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura L.13 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em re_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.14 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em re_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.15 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em re_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.16 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em re_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.17 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em la_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.18 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em la_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.19 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em la_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.20 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em la_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.21 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em pe_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.22 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em pe_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.23 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em $p_{e,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.24 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em $A_{f,c}$ – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.25 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em $A_{f,c}$ – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.26 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em $A_{f,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.27 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em $A_{r,c}$ – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.28 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em $A_{r,c}$ – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.29 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em $A_{r,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.30 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em $A_{r,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.31 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em δ_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.32 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em δ_c – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.33 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em δ_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.34 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em δ_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.35 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em η_f – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.36 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em η_f – modelo quadrático completo – seção 5.2.4.

Figura L.37 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores em η_f - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.38 – Gráfico dos efeitos das interações entre os fatores em η_f - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura L.39 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores $D_{V,MB}$, δ_c e R^{2D} em $D_{V,QE}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.3.3.

Figura L.40 – Gráfico dos efeitos principais dos fatores $D_{V,MB}$, δ_c e R^{MP} em $D_{V,QE}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.3.3.

APÊNDICE M – Gráficos de contorno para as respostas obtidas via MSR

Figura M.1 – Gráfico de contorno de H_a – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.

Figura M.2 – Gráfico de contorno de H_a - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura M.3 – Gráfico de contorno de H_r – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.

Figura M.4 – Gráfico de contorno de H_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura M.5 – Gráfico de contorno de η_r – modelo quadrático completo– seção 5.2.3.

Figura M.6 – Gráfico de contorno de η_r - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.3.

Figura M.7 – Gráfico de contorno de re_c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.8 – Gráfico de contorno de re_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura M.9 – Gráfico de contorno de la_c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.10 – Gráfico de contorno de la_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Gráficos de Contorno de pe

Figura M.11 – Gráfico de contorno de pe_c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Gráficos de Contorno de pe

Figura M.12 – Gráfico de contorno de pe_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura M.13 – Gráfico de contorno de $A_{f,c}$ – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.14 – Gráfico de contorno de $A_{f,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura M.15 – Gráfico de contorno de $A_{r,c}$ – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.16 – Gráfico de contorno de $A_{r,c}$ - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura M.17 – Gráfico de contorno de δ_c – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.18 – Gráfico de contorno de δ_c - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

Figura M.19 – Gráfico de contorno de η_f – modelo quadrático completo– seção 5.2.4.

Figura M.20 – Gráfico de contorno de η_f - modelo reduzido obtido após eliminação de termos via o método *Forward Selection* com α de entrada de 0,25 – seção 5.2.4.

APÊNDICE N – Teste do modelo proposto de taxa de resfriamento a partir de dados experimentais de outros autores

Com o objetivo de testar o modelo proposto para o cálculo de taxa de resfriamento não somente com os dados do presente trabalho, testou-se o modelo a partir dos dados disponibilizados no trabalho de Poorhaydari *et al.* [77]. Os autores obtiveram os ciclos térmicos, tempos e taxas de resfriamento através de leitura com termopares inseridos pela face oposta à face soldada. Os autores ainda desenvolveram um modelo para o cálculo de taxa de resfriamento para *chapa intermediárias* a partir de medições na ZAC e validaram a partir dos dados experimentais. O modelo de Poorhaydari *et al.* [77] necessita de dados medidos a partir da macrografia do cordão de solda, necessitando, portanto, que experimentos sejam realizados para a obtenção da estimativa de C , sendo esta a maior desvantagem em relação ao modelo proposto no presente trabalho. Visto que o modelo proposto no presente trabalho não é dependente de medições experimentais, o que facilita a estimativa de C .

A **Tabela N.1** apresenta os resultados de taxa de resfriamento obtidos através dos modelos de Poorhaydari *et al.* [77], de *chapa fina* de Adams Jr. [5], de *chapa grossa* de Rosenthal [17] e do modelo proposto no neste estudo. Os erros em valores percentuais apresentados na **Tabela N.1** são em relação aos valores experimentais medidos por Poorhaydari *et al.* [77]¹⁶⁴. Vale ressaltar que foram utilizados os mesmos valores de propriedades termofísicas adotados por Poorhaydari *et al.* [77].

Tabela N.1: Comparação entre modelos de taxa de resfriamento. $T_c = 650\text{ °C}$; $\rho c = 0,0045\text{ J/mm}^3\cdot\text{°C}$; $T_0 = 25\text{ °C}$; $\lambda = 0,041\text{ W/mm°C}$; $d = 8\text{ mm}$.

Poorhaydari <i>et al.</i> [77]						<i>chapa fina</i>		<i>chapa grossa</i>		Modelo proposto	
H_a	H_r ¹⁶⁵	τ	Medido ¹⁶⁶	$C_{estimado}$	erro	C^{2D}	erro	C^{3D}	erro	C^{MP}	erro
J/mm	J/mm	—	°C/s	°C/s	%	°C/s	%	°C/s	%	°C/s	%
500	350	0,72	$171 \pm 6,2$	178,8	4,56	147,86	13,53	287,51	68,14	160,38	6,21
1500	1050	0,41	$16,8 \pm 1,2$	20,2	20,24	16,43	2,21	95,84	470,46	14,15	15,75
2500	1750	0,32	$8,0 \pm 2,9$	7,8	2,50	5,91	26,07	57,50	618,78	5,30	33,73

¹⁶⁴ Supondo-se não haver incertezas nos dados medidos, o que pode não ser verdadeiro.

¹⁶⁵ Poorhaydari *et al.* [77] não utiliza para suas estimativas de C um valor de η , entretanto, para as comparações entre os modelos, necessitou-se adotar um valor para η_r , utilizando-se $\eta_r = 0,7$ para o cálculo de H_r .

¹⁶⁶ As temperaturas foram medidas através de termopares.

Analisando-se os dados da **Tabela N.1**, pode-se verificar que o modelo proposto se comportou bem, visto que foram obtidos erros próximos aos erros obtidos pelo modelo de Poorhaydari *et al.* [77] para os dois primeiros ensaios. Todavia, obteve-se um erro elevado de 33% para a última estimativa com o valor de τ igual a 0,32. Nesta última estimativa o modelo de Adams Jr. [5] também apresentou erro elevado, justamente para a condição onde a chapa estaria certamente no intervalo de *chapa fina*. Este resultado pode ser proveniente de erros de medição nos experimento de Poorhaydari *et al.* [77], ou pode ser que o próprio modelo de *chapa fina* não forneça valores tão acurados.

ANEXO A – Certificado de qualidade do metal de adição

CERTIFICADO DE QUALIDADE DE ARAME MIG/MAG PARA SOLDAGEM

(Conforme ASME II Parte C SFA-5.01 Ed. 2010 Add. 2011 – Schedule F)

Tipo de Eletrodo: MERIT S-6

Classificação: ER70S-6

Data de Emissão: 13/08/14

Dimensão (mm): 1,2 mm

Lote nº: 40701954

AWS: A5.18- 2010

ASME: AWS A5.18 / ASME II Part C SFA 5.18 Ed. 2010 Add. 2011: ER70S-6

ASME: AWS A5.18M:2005/ ASME II Part C SFA 5.18M:2005 Ed Add. 2011. 2010: ER48S-6

1) Análise Química

	C %	Mn %	Si %	S %	P %	Cr %	Ni %	Mo %	V %	Cu %
Composição Do Arame	0,083	1,43	0,83	0,015	0,013	0,027	0,019	0,010	0,002	0,10

2) Ensaios Mecânicos

Condições conforme AWS A5.18		
Condição		CS
Limite de Resistência	(MPa)	560
Limite de Escoamento	(MPa)	450
Alongamento	(%)	30
Ensaio de Impacto a – 30°C	(J)	90,94,98 – Média 94

Atende ao padrão radiográfico

Este produto é fabricado por **Shanghai Lincoln Electric CO, LTD** de acordo com o sistema de Qualidade ISO 9001 - 2008 e AWS A5.01.

Emitente
Danilo Fernandes.
Gestão da Qualidade

LINCOLN ELECTRIC DO BRASIL

Indústria e Comércio Ltda.
Av. Papa João Paulo I, 1818
CEP 07170-350 – Cumbica – Guarulhos - SP – Brasil
Fone: 55 11 2432 5600 - Fax: 55 11 2432 5335
E-mail: qualidade@lincolnelectric.com.br