

RODRIGO MARTINS FARIAS

**DESENVOLVIMENTO, OTIMIZAÇÃO E
AUTOMATIZAÇÃO DE NOVOS MODELOS DE
FONTES DE CALOR PARA SIMULAÇÃO
NUMÉRICA DE PROCESSOS DE SOLDAGEM A
ARCO**



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

2020

RODRIGO MARTINS FARIAS

**DESENVOLVIMENTO, OTIMIZAÇÃO E AUTOMATIZAÇÃO
DE NOVOS MODELOS DE FONTES DE CALOR PARA
SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSOS DE SOLDAGEM
A ARCO**

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

Área de concentração: Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Louriel Oliveira Vilarinho

Co-orientador: Prof. Dr. Paulo R. de Freitas Teixeira

Uberlândia - MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

F224 2020	<p>Farias, Rodrigo Martins, 1985- Desenvolvimento, Otimização e Automatização de Novos Modelos de Fontes de Calor para Simulação Numérica de Processos de Soldagem a Arco [recurso eletrônico] / Rodrigo Martins Farias. - 2020.</p> <p>Orientador: Louriel Oliveira Vilarinho. Coorientador: Paulo Roberto de Freitas Teixeira. Tese (Doutorado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.te.2020.414 Inclui bibliografia.</p> <p>1. Engenharia mecânica. I. Vilarinho, Louriel Oliveira, 1975-, (Orient.). II. Teixeira, Paulo Roberto de Freitas, 1961-, (Coorient.). III. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. IV. Título.</p> <p>CDU: 621</p>
--------------	-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:
Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091
Nelson Marcos Ferreira - CRB6/3074



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
 Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
 Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
 Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Tese de Doutorado, nº 298, COPEM				
Data:	18/05/2020	Hora de início:	14:00	Hora de encerramento:	17:30
Matrícula do Discente:	11613EMC012				
Nome do Discente:	Rodrigo Martins Farias				
Título do Trabalho:	Desenvolvimento, Otimização e Automatização de Novos Modelos de Fontes de Calor para Simulação Numérica de Processos de Soldagem a Arco				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:	Desenvolvimento de Tecnologias de União 4.0 com Inovação, Gestão e Inclusão Social				

Reuniu-se no Laprosolda - Bloco 5H, Campus Santa Mônica, da Universidade Federal de Uberlândia, a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Márcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU; Rosemar Batista da Silva - FEMEC/UFU; Antonio Ramirez - The Ohio State University; Elizaldo Domingues dos Santos - FURG; Paulo Roberto de Freitas Teixeira (coorientador) - FURG e Louriel Oliveira Vilarinho - FEMEC/UFU, orientador do candidato. Ressalta-se que os Prof. Antonio Ramirez, Elizaldo Domingues dos Santos, Paulo Roberto de Freitas Teixeira, Márcio Bacci da Silva e Rosemar Batista da Silva participaram da defesa por meio de videoconferência desde a cidade de Columbus/EUA, Rio Grande/RS e Uberlândia/MG, respectivamente, em atendimento a Portaria nº 36, de 19 de março de 2020, e o orientador e o aluno participaram *in loco*.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Louriel Oliveira Vilarinho, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Doutor.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Salientamos que o Prof. Antonio Ramirez, por ser estrangeiro e não possuir número de CPF, não teve seu cadastro no SEI efetivado, razão pela qual não assina digitalmente este documento.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Elizaldo Domingues dos Santos, Usuário Externo**, em 18/05/2020, às 17:33, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/05/2020, às 17:33, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Paulo Roberto de Freitas Teixeira, Usuário Externo**, em 18/05/2020, às 17:33, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Rosemar Batista da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/05/2020, às 17:34, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Louriel Oliveira Vilarinho, Professor(a) do Magistério Superior**, em 18/05/2020, às 17:35, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2043510** e o código CRC **9900635E**.

*Novamente dedico meus trabalhos de pesquisa à ciência, que tem a humildade
de admitir que não sabe todas as respostas, mas que tem a coragem de fazer
todas as perguntas.*

“O bom da ciência é que ela funciona, você acreditando ou não.”

Neil deGrasse Tyson.

Agradecimentos

É injusto ter apenas uma folha para os agradecimentos, ainda mais sabendo que muitas pessoas acabam nos ajudando sem que a gente perceba.

Agradeço à minha esposa, por estar sempre ao meu lado durante o curso deste trabalho, nos momentos bons e ruins. Agradeço também à minha mãe, por me ensinar que educação é uma das coisas mais importantes que existem.

Agradeço ao meu filho Lucas de 3 meses. Sem a sua existência este trabalho teria sido terminado pelo menos 3 meses antes da data atual.

Agradeço ao meu orientador Louriel, por confiar na minha capacidade técnica e me dar liberdade para desenvolver o trabalho, além de sempre me atender prontamente quando necessitei dos seus vastos conhecimentos técnicos, e por quem adquiri grande respeito e carinho.

Agradeço ao meu coorientador Teixeira, a quem já considero amigo de longa data, por ter topado colaborar nessa nova empreitada, após ter me orientado no mestrado. E também por sempre estar disponível para me atender, apesar da distância.

Agradeço à Universidade Federal de Uberlândia - UFU e a todos os órgãos governamentais de fomento, que financiam nossas pesquisas e pesquisadores para propiciar uma educação gratuita e de qualidade a todos que tiverem disposição para a ciência.

Agradeço ao CNPq pela bolsa de estudos (processo 140322/2016-7) e pela confiança depositada na minha pessoa.

Agradeço ao nosso Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica por ter me recebido e propiciado um ótimo grupo de professores que contribuíram na minha jornada para o desenvolvimento deste trabalho.

Agradeço a todos os colegas do laboratório de soldagem LAPROSOLDA, a quem prefiro não citar por medo de esquecer alguém, que de várias maneiras contribuíram para meu crescimento profissional (principalmente na área experimental) e pessoal.

Resumo

Processos de união por soldagem a arco elétrico envolvem fenômenos térmicos, mecânicos e metalúrgicos de relativa complexidade, exigindo árdua modelagem matemática. Os aspectos térmicos governam os comportamentos mecânicos e microestruturais da peça soldada. A análise térmica da soldagem é um problema transiente não-linear tridimensional. Sua modelagem baseia-se no conceito de fonte de calor para contemplar a entrada de calor na geometria da junta soldada. Diversas fontes de calor estão disponíveis na literatura, entretanto, para obter a acurácia desejada tais fontes possuem parâmetros geométricos a determinar, o que demanda longo tempo computacional, mesmo com o uso de modernas metodologias de otimização. Para vários casos de juntas soldadas, às vezes os resultados não são satisfatórios. Neste trabalho, são apresentadas análises numéricas de soldagem de passe único, para quatro configurações de juntas (topo, sobreposta, canto e T), tendo como materiais base o aço carbono AISI 1020 e aços inoxidáveis AISI 304 e AISI 316 nas espessuras de 3,00 e 6,00 mm, utilizando os processos de soldagem GTAW e GMAW. As simulações numéricas térmicas foram realizadas através do Método dos Elementos Finitos, via software ANSYS® *Multiphysics*, considerando três fontes de calor clássicas (Gaussiana, Cônica e Duplo Elipsóide) e duas novas propostas de fonte com perfil volumétrico variável denominadas FCV e FFV. Foram consideradas transferência de calor por convecção e radiação ao ambiente, e propriedades dos materiais variáveis com a temperatura. Os formatos da zona fundida e ciclos térmicos das juntas, obtidos dos experimentos desenvolvidos no Laboratório de Pesquisa em Engenharia da Soldagem (LAPROSOLDA – UFU), localizado em Uberlândia, Brasil, são comparados com os resultados das simulações. Tais dados, obtidos por meio de macrografias e termopares, foram utilizados em uma nova metodologia de otimização para encontrar os parâmetros ótimos das fontes de calor apresentadas, através de técnicas de problemas inversos e Algoritmos Genéticos, e uma nova técnica denominada Geometria Reduzida. Foi desenvolvido um software (OWSO) e uma biblioteca numérica de soldagem (WeldLib), que exigem mínima interferência do usuário, tornando o processo parcialmente automatizado. Foram feitas análises da acurácia em relação aos experimentos, assim como dos tempos computacionais obtidos. Obteve-se boa aproximação para os resultados térmicos, e as novas fontes desenvolvidas mostraram resultados superiores quando comparadas com fontes clássicas. Além disso, a nova metodologia de otimização resultou diminuições da ordem de 90% no tempo computacional.

Palavras-chaves: simulação numérica de soldagem. otimização. fonte de calor variável. OWSO. ANSYS.

Abstract

Joining processes by electric arc welding involve thermal, mechanical and metallurgical phenomena of relative complexity, requiring arduous mathematical modeling. The thermal aspects govern the mechanical and microstructural behavior of the welded part. The thermal analysis of welding is a three-dimensional non-linear transient problem. Its modeling is based on the concept of heat source to contemplate the entry of heat into the geometry of the welded joint. Several heat sources are available in the literature, however, to obtain the desired accuracy, these sources have geometric parameters to determine, which tends to demand a long computational time, even with the use of optimization methodologies. For several cases of welded joints, sometimes the results are not satisfactory. In this work, numerical analysis of single pass welding are presented, for four joint configurations (butt, overlap, corner and T), having as base materials AISI 1020 carbon steel and AISI 304 and AISI 316 stainless steel, in thicknesses of 3,00 and 6,00 mm, and using the GTAW and GMAW welding processes. The numerical thermal simulations were carried out using the Finite Element Method, via ANSYS® *Multiphysics* software, considering three classic heat sources (Gaussian, Conical and Double Ellipsoid), and two new proposals of heat sources with variable volumetric profile called FCV and FFV. Heat transfer by convection and radiation to the environment, and material properties as temperature-dependent were considered. The fused zone shapes and thermal cycles of the joints, obtained from the experiments developed at the Research Laboratory in Welding Engineering (LAPROSOLDA - UFU), located in Uberlândia, Brazil, are compared with the results of the simulations. Such data, obtained by macrographs and thermocouples, were used in a new optimization methodology to find the optimal parameters of the heat sources presented, through inverse problem techniques and Genetic Algorithms, and a new technique called Reduced Geometry. A software (OWSO) and a numerical welding library (WeldLib) were developed, which requires minimal user interference, making the process partially automated. Accuracy analysis were carried out in relation to experiments, as well as the computational times obtained. A good agreement for thermal results was obtained, and the new heat sources developed showed superior results when compared with classic ones. Besides, the new optimization methodology resulted in decreases of around 90% in computational time.

Key-words: numerical welding simulation. optimization. variable heat source. OWSO. ANSYS.

Lista de ilustrações

Figura 2.1 – Pontos importantes na Análise Térmica do processo de soldagem.(Fonte: próprio autor)	31
Figura 2.2 – Fonte de calor de área com distribuição gaussiana.(Fonte: próprio autor)	33
Figura 2.3 – Fonte de calor volumétrica com distribuição cônica.(Fonte: próprio autor)	34
Figura 2.4 – Fonte de calor volumétrica com distribuição de duplo elipsóide.(Fonte: próprio autor)	35
Figura 2.5 – Conhecimentos ligados à simulação da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)	37
Figura 2.6 – Acoplamentos relacionados a diferentes campos da análise da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)	37
Figura 2.7 – Distribuição dos Modelos Físicos utilizados, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	38
Figura 2.8 – Processos de soldagem mais simulados, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	39
Figura 2.9 – Materiais mais utilizados em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	39
Figura 2.10–Espessuras das chapas utilizadas em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	40
Figura 2.11–Divisão atual dos softwares utilizados em simulação de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	42
Figura 2.12–Física da soldagem (direita) e modelagem numérica da soldagem (esquerda). Adaptado de Gilles, El-Ahmar e Jullien (2009)	44
Figura 2.13–Modelo conceitual de uma simulação térmica do processo de soldagem (FARIAS; TEIXEIRA; ARAÚJO, 2016).	44
Figura 2.14–Representação conceitual da distribuição Gaussiana (PAVELIC et al., 1969)	46
Figura 2.15–Representação conceitual de uma fonte volumétrica apresentada por Goldak e Akhlaghi (2005)	46
Figura 2.16–(a) Fonte Goldak Modificada apresentada por Gao et al. (2017), (b) Fonte dupla Goldak + Cônica apresentada por Jiang et al. (2016) e (c) Fonte Dupla Cônica apresentada por Baruah e Bag (2017).	47
Figura 2.17–Tendência no uso de Fontes de Calor em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	48
Figura 2.18–Distribuição de como são obtidos valores de eficiência térmica utilizados em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	49

Figura 2.19–Tipos de juntas mais usadas em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)	49
Figura 2.20–Distribuição das implementações das condições de contorno de convecção e radiação utilizadas em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	50
Figura 2.21–Tendências no uso de modelos constitutivos em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	52
Figura 2.22–Tendências no uso de modelos de <i>hardening</i> em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	53
Figura 2.23–Inclusão do calor latente em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	57
Figura 2.24–Uso do conceito de condutividade artificial em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	57
Figura 2.25–Métodos numéricos utilizados em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	59
Figura 2.26–Domínios utilizados em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	60
Figura 2.27–Uso da simetria em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	60
Figura 2.28–Uso de modelos locais em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	61
Figura 2.29–Tamanho das malhas (nº de nós) utilizadas em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	62
Figura 2.30–Tamanho do menor elemento da malha, utilizados em simulações de soldagem, em mm.(Fonte: próprio autor)	62
Figura 2.31–Apresentação do tempo computacional em artigos sobre simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	63
Figura 2.32–Apresentação das configurações de hardware em artigos sobre simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	63
Figura 2.33–Tipos de medições de temperatura utilizadas nas referências sobre simulação de soldagem.(Fonte: próprio autor)	65
Figura 2.34–Demonstração da técnica de fotogrametria para medição de distorções (CHEN; SOARES, 2014).	66
Figura 2.35–Tendência de uso de medições mecânicas em experimentos relacionados a simulação de soldagem.(Fonte: próprio autor)	66
Figura 2.36–Fluxograma geral das técnicas de otimização com base populacional, aplicada à soldagem. Adaptado de Islam et al. (2014).	68
Figura 2.37–Tendência de uso de técnicas de otimização na obtenção de parâmetros de fontes de calor em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)	70
Figura 2.38–Tendência de uso de técnicas de otimização na simulação de soldagem.(Fonte: próprio autor)	70
Figura 3.1 – Trecho de código da versão 1.0.0 da biblioteca <i>WeldLib</i> .(Fonte: próprio autor)	73

Figura 3.2 – Exemplo de malha utilizada em simulações de escoamentos ao redor de estruturas (GASPAROVIC, 2017).	74
Figura 3.3 – Malhas de dois dos modelos computacionais. Geometria Reduzida (a) e (c) e Geometria Padrão (b) e (d).(Fonte: próprio autor)	75
Figura 3.4 – Elemento tridimensional SOLID70 (a) e elemento bidimensional SURF152 (b), utilizados pelo software ANSYS®.	76
Figura 3.5 – Ilustração esquemática das condições de contorno para junta de topo (a) e junta sobreposta (b).(Fonte: próprio autor)	77
Figura 3.6 – Propriedades termofísicas utilizadas para o aço carbono AISI 1020 (a) e aços inoxidáveis AISI 304 (b) e AISI 316 (c) (MIETTINEN, 1997) (HO; CHU, 1977) (DENG; MURAKAWA, 2006) (DONG, 2001).	79
Figura 3.7 – Fluxograma da metodologia proposta: (a) etapas do processo e (b) detalhamento da metodologia de otimização.(Fonte: próprio autor)	80
Figura 3.8 – Código de nomenclatura criado, para facilitar identificação dos estudos de caso.	85
Figura 3.9 – Ilustração esquemática das quatro juntas utilizadas (vista superior e inferior)e localização dos pontos de medição. Junta de topo (a), junta sobreposta (b), junta de canto (c) e junta T (d).(Fonte: próprio autor)	88
Figura 3.10–Exemplo da Fonte de Calor I (camadas horizontais) aplicada a junta de topo, onde os elementos em roxo possuem condutividade artificial diferenciada.(Fonte: próprio autor)	90
Figura 3.11–(a) Macrografia de um dos experimentos, (b) seleção dos pontos para gerar o polinômio, (c,d,e) vistas da distribuição de calor variável.(Fonte: próprio autor)	91
Figura 3.12–Representação conceitual da fonte de calor volumétrica com perfil variável <i>FCV</i> .(Fonte: próprio autor)	93
Figura 3.13–Representação conceitual da fonte de calor volumétrica com perfil variável <i>FFV</i> .(Fonte: próprio autor)	94
Figura 3.14–Mesa de coordenadas usada para a manipulação da tocha na soldagem.(Fonte: próprio autor)	96
Figura 3.15–Fonte de soldagem IMC MTE Digitec 600.(Fonte: próprio autor)	97
Figura 3.16–Fonte de soldagem POWER WAVE® 455M/STT, fabricante <i>Lincoln® Electric</i> .(Fonte: próprio autor)	97
Figura 3.17– <i>Layout</i> da bancada de testes.(Fonte: próprio autor)	98
Figura 3.18–Placa de aquisição NI USB-6009, do fabricante <i>National Instruments®</i> .(Fonte: próprio autor)	99
Figura 3.19–Placa de aquisição NI USB-9211, do fabricante <i>National Instruments®</i> .(Fonte: próprio autor)	99
Figura 3.20–Câmera infravermelha FLIR A325.	100

Figura 3.21–Scanner de mesa de alta resolução, modelo PERFECTION V19, da marca EPSON.(Fonte: próprio autor)	100
Figura 3.22–Analisador portátil por fluorescência de raios X, modelo VANTA, da marca OLYMPUS.	101
Figura 4.1 – Tela inicial do <i>OWSO</i> (a) e abas para cada etapa do processo (b). . . .	103
Figura 4.2 – Abas com opções de seleção de Material (a) e Processo (b).	104
Figura 4.3 – Abas com opções para entrada de dados para a junta soldada.	105
Figura 4.4 – Abas para entrada de dados para tensão, corrente e velocidade de soldagem.	106
Figura 4.5 – Aba de Medições e janela com macrografia sendo medida para entrada de dados.	106
Figura 4.6 – Abas para entrada de dados para as fontes de calor, neste caso, a fonte de Goldak.	107
Figura 4.7 – Seleção do n° de núcleos e tipo de condição de contorno a ser aplicada nas simulações.	108
Figura 4.8 – Abas para seleção do método de otimização e seus respectivos parâmetros.	108
Figura 4.9 – Exemplo do resultado final apresentado pelo <i>OWSO</i>	109
Figura 4.10–Erro em relação a referência e tempo computacional, em relação as malhas M_015 à M_021.(M_015 = malha n°1, M_021 = malha n°7)	110
Figura 4.11–Máximas temperaturas ao longo da seção transversal, no topo da geometria. Testes M_015 ao M_021.	110
Figura 4.12–Zona fundida com malha mais grosseira M_15 (a) e a mais refinada M_21 (b), dentro de um grupo de testes.	111
Figura 4.13–Diferença de temperaturas ao longo da seção transversal, entre os Testes M_015 (isolinha preta) ao M_021 (isolinha vermelha).	112
Figura 4.14–Resultado ótimo obtido com uso da Geometria Reduzida (a), resultado obtido ao utilizar estes parâmetros ótimos da fonte de calor na geometria padrão (b), e diferença de temperaturas entre estes resultados, onde a isolinha preta representa o limite da zona fundida para a geometria padrão (c).	114
Figura 4.15–Resultado preliminar da segunda abordagem de fonte volumétrica variável (FFV). Percebe-se uma tendência a produzir uma inflexão, de formato semelhante ao da zona fundida.	115
Figura 4.16–Ciclos térmicos das diferentes combinações de condições de contorno testadas.	117
Figura 4.17–Diferença de temperaturas entre as abordagens $Convec_{cte} + Rad_{var}$ e $Convec_{var} + Rad_{var}$, onde a isolinha preta representa o limite da zona fundida para $Convec_{cte} + Rad_{var}$	118

Figura 4.18–Diferença entre abordagem serial e paralela, para resolução de problemas computacionais.	119
Figura 4.19–Diferença entre abordagem de paralelismo via MEF (a) e via Algoritmos Genéticos (b), para resolução de problemas computacionais.	120
Figura 4.20–Tempo computacional obtido com as diferentes abordagens de paralelismo.	121
Figura 4.21–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	123
Figura 4.22–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-C-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	125
Figura 4.23–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	127
Figura 4.24–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-I-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	129
Figura 4.25–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-L-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	131
Figura 4.26–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-C-L-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	133
Figura 4.27–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-L-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	135
Figura 4.28–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-I-L-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	137
Figura 4.29–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	139
Figura 4.30–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	142
Figura 4.31–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	144
Figura 4.32–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	146
Figura 4.33–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-C-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	148

Figura 4.34–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-C-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	150
Figura 4.35–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-C-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	152
Figura 4.36–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-C-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	154
Figura 4.37–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-T-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	156
Figura 4.38–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-T-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	158
Figura 4.39–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-T-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).	160
Figura 4.40–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-T-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	162
Figura 4.41–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-6.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	164
Figura 4.42–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-B-6.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	166
Figura 4.43–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-6.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).	168
Figura 4.44–Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-B-6.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).	170

Lista de tabelas

Tabela 3.1 – Tabela de nomenclatura dos testes de convergência realizados.	77
Tabela 3.2 – Limites inferior e superior dos parâmetros geométricos a serem otimizados, para cada fonte e cada estudo de caso.	82
Tabela 3.3 – Condições e Parâmetros de Soldagem para cada estudo de caso.	86
Tabela 3.4 – Fontes aplicadas a cada estudos de caso.	87
Tabela 3.5 – Composição química dos materiais utilizados (SCHWEITZER et al., 2003) (AWS A9 Committee, 2012) (AWS A9 Committee, 2005).	95
Tabela 4.1 – Resultados obtidos para diferentes condições de contorno.	116
Tabela 4.2 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-B-3.0.	124
Tabela 4.3 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-C-B-3.0.	126
Tabela 4.4 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-B-3.0.	128
Tabela 4.5 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-I-B-3.0.	130
Tabela 4.6 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-L-3.0.	132
Tabela 4.7 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-C-L-3.0.	134
Tabela 4.8 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-L-3.0.	136
Tabela 4.9 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-I-L-3.0.	138
Tabela 4.10–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-3.0.	140
Tabela 4.11–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-B-3.0.	143
Tabela 4.12–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-3.0.	145
Tabela 4.13–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-B-3.0.	147
Tabela 4.14–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-C-3.0.	149
Tabela 4.15–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-C-3.0.	151
Tabela 4.16–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-C-3.0.	152
Tabela 4.17–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-C-3.0.	155
Tabela 4.18–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-T-3.0.	157
Tabela 4.19–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-T-3.0.	159
Tabela 4.20–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-T-3.0.	161

Tabela 4.21–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-T-3.0.	163
Tabela 4.22–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-6.0. . . .	165
Tabela 4.23–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-B-6.0.	167
Tabela 4.24–Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-6.0. . . .	169
Tabela 4.25–Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-B-3.0.	171
Tabela 4.26–Notas atribuídas aos resultados das zonas fundidas.	172
Tabela 4.27–Notas atribuídas aos resultados dos ciclos térmicos.	172
Tabela A.1 –Medições feitas via espectroscopia por fluorescência de raios X, utili- zando Analisador portátil modelo VANTA, da marca OLYMPUS. . . .	190

Lista de abreviaturas e siglas

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
ABC	<i>Artificial Bee Colony Optimization</i>
AG	Algoritmo Genético
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
APDL	<i>ANSYS[®] Parametric Design Language</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
BBO	<i>Biogeography-Based Optimization</i>
CCT	<i>Continuous Cooling Transformation</i>
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
$Convec_{cte}$	Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante
$Convec_{var}$	Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura
CP	Corpo de prova
CWM	<i>Computational Welding Mechanics</i>
DE	<i>Differential Evolution</i>
DBCP	Distância Bico de Contato Peça
DEP	Distância Eletrodo Peça
FCAW	<i>Flux Core Arc Welding</i>
FEA	<i>Finite Element Analysis</i>
FCV	Fonte Cônica de perfil Variável
FFV	Fonte de perfil Variável
FZ	<i>Fused Zone</i>
GA	<i>Genetic Algorithm</i>

GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
ISO	<i>International Standards Organization</i>
LSLD	<i>Low Stress Low Distortion</i>
MADA	Manufatura Aditiva por Deposição a Arco
MEF	Método dos Elementos Finitos
MVF	Método dos Volumes Finitos
N.A.	Não-Aplicável
N.I.	Não Informado
N.M.	Não Mencionado
OWSO	<i>Open Weld Simulation Optimizer</i>
PSO	<i>Particle Swarm Optimization</i>
Rad_{cte}	Radiação com emissividade ε_r constante
Rad_{var}	Radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura
RMS	<i>Root Mean Square</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TC	Termopar
TRC	Diagrama de Transformação por Resfriamento Contínuo
TTT	Diagrama de Tempo-Temperatura-Transformação
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZF	Zona Fundida

Lista de símbolos

a	largura do elipsóide (mm)
b	profundidade do elipsóide (mm)
c	comprimento do elipsóide (mm)
$C_p(T)$	calor específico a pressão constante (J/kg.K)
e	espessura (mm)
F_q	valor da função objetivo
f	fração de calor; folga (mm)
f_e	fator de elipse
f_t	fator de tamanho
H	entalpia (J)
h_{cone}	altura do cone (mm)
h_c	coeficiente de transferência de calor por convecção (W/(m ² .K))
I	corrente elétrica (A)
I_{fonte}	corrente elétrica ajustada na fonte de soldagem (A)
$k(T)$	condutividade térmica (W/m.K)
N	número de pontos
p	coeficiente do polinômio
P_{insRMS}	potência instantânea <i>RMS</i> medida (W)
q_c	fluxo de calor devido à convecção (W/m ²)
q_r	fluxo de calor devido à radiação (W/m ²)
$q(r)$	fluxo de calor em uma superfície de raio r
q_v	distribuição volumétrica de energia (W/(m ³))
q_0	máxima densidade de energia no centro da fonte de calor (W)

r	distância radial a partir do centro da fonte de calor de área (mm)
r_e	raio superior do cone (mm)
r_i	raio inferior do cone (mm)
r_0	polinômio que descreve perfil da zona fundida
t	instante de tempo (s)
U	tensão elétrica (V)
U_{fonte}	tensão elétrica ajustada na fonte (V)
v_{ali}	velocidade de alimentação do arame (m/min)
v_{sol}	velocidade de soldagem (m/s)
x	direção cartesiana, coordenada cartesiana
y	direção cartesiana, coordenada cartesiana
z	direção cartesiana, coordenada cartesiana
α_{Trab}	ângulo de trabalho
α_{At}	ângulo de ataque
ε_r	emissividade térmica da superfície do material
ϕ_{elet}	diâmetro do eletrodo GTAW (mm)
ϕ_{aram}	diâmetro do arame GMAW (mm)
η	rendimento térmico
$\rho(T)$	massa específica (kg/(m ³))
σ_r	constante de Stefan-Boltzmann
θ	ângulo

Sumário

1	INTRODUÇÃO	26
1.1	Motivação	26
1.2	Justificativas	27
1.3	Objetivos	29
2	REVISÃO DA LITERATURA	31
2.1	Conceitos Teóricos	31
2.1.1	Análise Térmica	31
2.1.2	Fontes de Calor	33
2.2	Revisão Bibliográfica	36
2.2.1	Simulação dos Processos de Soldagem a Arco	36
2.2.2	Simulações Térmicas	43
2.2.3	Simulações Mecânicas	51
2.2.4	Simulações Metalúrgicas na Soldagem	55
2.2.5	Propriedades dos Materiais	56
2.2.6	Metodologias para Simulação Numérica da Soldagem	58
2.2.7	Validações	64
2.2.8	Otimização	66
2.2.9	Otimização Aplicada à Soldagem	68
3	METODOLOGIA	71
3.1	Métodos	71
3.1.1	Desenvolvimento <i>OWSO</i>	72
3.1.2	Desenvolvimento da biblioteca <i>WeldLib</i>	73
3.1.3	Geometria Reduzida	74
3.1.4	Propriedades Termofísicas	78
3.1.5	Metodologia de Otimização	80
3.1.6	Premissas dos Experimentos	83
3.1.7	Estudos de Caso	84
3.1.8	Preparação das Amostras	88
3.2	Desenvolvimento de Novas Fontes de Calor	89
3.2.1	Fonte de Calor I	89
3.2.2	Fonte de Calor II	90
3.2.3	Fonte de Calor III	93
3.3	Materiais e Equipamentos	95
3.3.1	Materiais a serem soldados	95

3.3.2	Hardware e Software	96
3.3.3	Equipamentos de Soldagem	96
3.3.4	Equipamentos de Medição	98
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES	102
4.1	Introdução	102
4.2	Interface do <i>OWSO</i>	102
4.3	Estudo de Convergência de Malha	109
4.4	Verificação das Metodologias	112
4.4.1	Sobre a Geometria Reduzida	112
4.4.2	Fontes de Calor	114
4.5	Melhorias na Performance Computacional	116
4.5.1	Condições de Contorno	116
4.5.2	Paralelismo do Método de Otimização	119
4.6	Análise das Fontes de Calor	122
4.6.1	Estudo de Caso GTAW-C-B-3.0	122
4.6.2	Estudo de Caso GTAW-I-B-3.0	127
4.6.3	Estudo de Caso GTAW-C-L-3.0	130
4.6.4	Estudo de Caso GTAW-I-L-3.0	134
4.6.5	Estudo de Caso GMAW-C-B-3.0	138
4.6.6	Estudo de Caso GMAW-I-B-3.0	143
4.6.7	Estudo de Caso GMAW-C-C-3.0	147
4.6.8	Estudo de Caso GMAW-I-C-3.0	151
4.6.9	Estudo de Caso GMAW-C-T-3.0	155
4.6.10	Estudo de Caso GMAW-I-T-3.0	159
4.6.11	Estudo de Caso GMAW-C-B-6.0	163
4.6.12	Estudo de Caso GMAW-I-B-6.0	167
4.7	Síntese dos Resultados	171
5	CONCLUSÕES E SUGESTÕES	175
5.1	Conclusões	175
5.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	177
	REFERÊNCIAS	178
	ANEXOS	188
	ANEXO A – RELATÓRIO DA ANÁLISE DE ESPECTROSCOPIA POR FLUORESCÊNCIA DE RAIOS X	189

ANEXO B – DEDUÇÃO DA FONTE DE CALOR II	191
ANEXO C – DEDUÇÃO DA FONTE DE CALOR III	192

1 Introdução

As soldas são partes fundamentais da maioria dos componentes e estruturas feitas pela engenharia moderna (YAGHI; BECKER, 2004). Estas aparecem em vários componentes de grande interesse das indústrias de tubulações, geração de energia, setor de óleo e gás, reatores nucleares, estruturas metálicas, no setor automotivo e ferroviário, naval e *offshore*. Aparecem também em estruturas aeroespaciais, na microeletrônica, e mais recentemente, deram origem à Manufatura Aditiva por Deposição a Arco (MADA) (SILVA, 2019).

As tensões residuais introduzidas na região soldada, devido aos efeitos térmicos durante o processo de soldagem podem ter efeitos prejudiciais, tornando-se pertinente simular numericamente o processo de soldagem para prever o comportamento das estruturas soldadas. Belitzki e Zaeh (2016) dividem as simulações em três domínios: simulação do processo; simulação estrutural; e simulação do material. Goldak e Akhlaghi (2005) também faz uma classificação semelhante, separando as simulações em: simulação térmica; simulação estrutural; e simulação metalúrgica.

Devido as grandes variações térmicas, a simulação numérica da transferência de calor dos processos de soldagem se torna a mais importante, pois o histórico de temperaturas na peça acaba por governar os efeitos mecânicos e metalúrgicos que irão ocorrer devido à soldagem. Por isso, o estudo e desenvolvimento acerca das simulações térmicas da soldagem apresenta grande interesse, tanto no setor de pesquisa quanto no industrial.

1.1 Motivação

"Concordo totalmente com você. Modelagem completa e adequada da solda (incluindo formato da zona fundida, mudanças na ZAC, tensões residuais, etc.) pode ser um pesadelo computacional. Use as suas normas e seja feliz!

Se você puder, faça apenas cálculos a mão. Você pode calcular tensões à mão, ou usar um pouco de FEA... apenas evite modelar as soldas. Mas se você precisa fazer isso (tipo um modelo 3D detalhado)... vai doer! Não há maneira fácil de contornar isso!

Agora, se você sabe um jeito fácil de fazer isso – definitivamente nos conte! Você será um instantâneo superstar em FEA!"

Comentário de um engenheiro sobre simulação numérica de processos de soldagem.

Traduzido de <https://enterfea.com/fea-design-tips-003/>

O comentário acima é apenas um dentre vários que ressaltam o porquê de se investir em simulações numéricas da soldagem. Apesar de já existirem softwares dedicados à simulação deste processo, ainda existem muitos aspectos da simulação que exigem

indivíduos extremamente capacitados nas especificidades desta simulação. O entendimento completo do conceito de fonte de calor, pouco usual para quem trabalha com análise estrutural via MEF (Método dos Elementos Finitos) por exemplo, e que é o ponto de partida da entrada de energia na simulação, é um destes aspectos. Logo, o desenvolvimento de ferramentas que facilitem o entendimento destas especificidades do processo, podem contribuir para a expansão do uso da simulação da soldagem, e seus efeitos, em outras áreas da simulação, como a análise estrutural, estudo de vibrações, etc.

O fato da simulação numérica da soldagem exigir conhecimento prévio de várias áreas, muitas vezes complexas e distintas, serve também como barreira para o interesse de estudantes de engenharia por esta área de estudo da soldagem. Portanto, a automação de etapas convencionais podem contribuir para o uso industrial e educacional mais eficiente das simulações numéricas de soldagem. Uma ferramenta nesta linha auxilia a entender melhor a simulação do processo e diminui simultaneamente a carga de trabalho do usuário.

1.2 Justificativas

Segundo [Shan et al. \(2009\)](#), para estabelecer a importância dos diversos efeitos causados pelo processo de soldagem na análise da integridade estrutural de componentes soldados, é necessário quantificá-los experimentalmente ou através de técnicas de modelagem numérica. A vantagem de uma modelagem numérica confiável é de que, uma vez validado o modelo, é possível prever resultados para uma grande faixa de condições de soldagem, com um custo menor do que o requerido na análise experimental. Como uma ferramenta numérica permite calcular os principais efeitos causados pela soldagem, é possível modificar parâmetros de soldagem, sequência de soldagem, entre outros, e analisar com detalhes suas implicações na estrutura de maneira rápida e com baixo custo. Assim, torna-se possível otimizar o processo de soldagem e o projeto da estrutura com reduções nos custos de produção e aumento da qualidade do produto final.

Nos últimos anos, a aplicação da simulação numérica do processo de soldagem foi impulsionada principalmente devido ao aumento da capacidade de processamento dos computadores e da disponibilidade de programas comerciais. A simulação dos problemas de soldagem geralmente leva em conta, simultaneamente, os fenômenos térmicos, mecânicos e metalúrgicos, sendo que o MEF tem sido a metodologia mais utilizada pela comunidade científica para a simulação destes tipos de problemas.

Do ponto de vista industrial, os efeitos mecânicos mais críticos da soldagem são a fratura, a distorção e a flambagem, além das tensões residuais e modificação das propriedades mecânicas da junta soldada ([GOLDAK; AKHLAGHI, 2005](#)). Estas tensões diminuem a vida do componente mecânico e podem ter efeitos prejudiciais, tais como facilitar a corrosão sob tensão, provocar fissuração por hidrogênio e reduzir o limite de fadiga.

Então, torna-se pertinente simular o processo de soldagem para: estudar a entrada de calor para minimizar os problemas decorrentes desta; prever o comportamento das estruturas soldadas a partir dos resultados de distorções e tensões obtidos; estudar parâmetros operacionais e avaliar suas influências no processo; além de outras possibilidades.

Ainda há muito o que avançar no sentido de aperfeiçoar a entrada de calor nos modelos de simulação de processos de soldagem a arco, que além da soldagem, foco deste trabalho, incluem os processos de aplicação de revestimentos e manufatura aditiva. Dentre as principais dificuldades, o correto ajuste da entrada de calor na simulação térmica, com a finalidade de obter a mesma zona fundida e ciclos térmicos dos experimentos ainda é um dos principais desafios das simulações térmicas da soldagem. A obtenção dos melhores resultados destes dois parâmetros leva a uma adequada previsão das distorções e tensões residuais, assim como da microestrutura do objeto em estudo, em posteriores simulações estruturais e metalúrgicas do processo.

Existem inúmeros modelos de fontes de calor, sendo o modelo de duplo elipsoide proposto por [Goldak, Chakravarti e Bibby \(1984\)](#) ainda é o mais utilizado atualmente. No entanto, devido ao grande número de parâmetros a determinar, o ajuste adequado deste modelo torna-se muitas vezes lento, exige grande conhecimento do usuário sobre os fenômenos térmicos, é aplicado apenas ao estudo de caso em questão, e em vários casos não produz uma zona fundida equivalente à do experimento. Por exemplo, o software comercial SYSWELD[®] possui um sistema de calibração muito simples da fonte, e este processo é feito manualmente. Apesar do amplo uso pela comunidade científica, softwares como ABAQUS[®] e ANSYS[®] não possuem ferramentas dedicadas para calibração de fontes de calor.

Assim, surgem alguns questionamentos pertinentes:

1. É possível utilizar metodologias de otimização que obtenham automaticamente valores ótimos para os parâmetros de fontes de calor conhecidas?
2. É possível desenvolver uma nova metodologia que reduza o tempo computacional destas otimizações sem perda de acurácia?
3. Se as fontes de calor existentes não apresentarem resultados razoáveis, é possível desenvolver uma nova fonte que atinja tal objetivo?
4. Tal metodologia pode ser aplicada a diferentes processos, materiais e juntas soldadas?
5. É possível desenvolver uma ferramenta (software) que auxilie quem trabalha com simulação de soldagem a encontrar tais parâmetros já otimizados, assim permitindo que o usuário possa focar em outras questões relacionadas à modelagem da soldagem?

Conforme o que foi exposto, torna-se pertinente o desenvolvimento de novas ferramentas computacionais que permitam automatizar, completa ou parcialmente, o processo de ajuste dos modelos de fontes de calor, e que possam ser aplicadas a uma variedade de juntas soldadas e diferentes materiais e processos. O próprio desenvolvimento de novas fontes de calor, com menos parâmetros a determinar, também é altamente desejável. A obtenção destes parâmetros, através de uma metodologia robusta via processos de otimização, aliados a uma automatização deste processo para facilitar a execução das simulações por parte do usuário é de grande interesse, tanto por parte da área de pesquisa quanto da indústria que se utiliza dos processos de soldagem.

1.3 Objetivos

O desenvolvimento deste trabalho envolve o estudo de uma questão fundamental e como consequência, a formulação de uma ou mais hipóteses a serem testadas durante a execução da pesquisa. Como questão fundamental, tem-se:

"Como otimizar parâmetros geométricos de fontes de calor, aplicável a vários casos, com boa acurácia em relação aos dados experimentais, relativo baixo custo, sem comprometimento do tempo computacional e com pouca intervenção do usuário?"

Baseado neste questionamento, surgiram as seguintes hipóteses:

- "Aproveitando-se do fato de que a solda é um fenômeno bem localizado, quando comparado ao tamanho total do componente soldado, a simulação numérica (térmica) apenas desta região é suficiente para otimizar os parâmetros geométricos das fontes de calor."
- "Otimizar os parâmetros das fontes de calor apenas utilizando os dados da macrografia também leva a resultados adequados dos ciclos térmicos."

De maneira mais tradicional, o objetivo principal deste trabalho visa desenvolver uma ferramenta computacional para utilização em simulações numéricas dos processos de soldagem, que utilize métodos de otimização e outras metodologias específicas para realizar a otimização dos parâmetros geométricos de fontes de calor existentes, assim como novos modelos de fontes de calor que não apresentem as limitações das fontes atuais. Tais modelos e metodologias devem ser expeditos, capazes de reproduzir resultados experimentais da maneira mais próxima possível, para diferentes tipos de materiais, processos e juntas soldadas. Além disso devem exigir uma mínima interferência do usuário durante este processo, contribuindo para ampliar o uso de simulações computacionais nos processos

de soldagem e, possivelmente, sua utilização em processos correlatos, como aplicação de revestimentos por soldagem e manufatura aditiva por deposição a arco.

Após a validação e verificação dos modelos e metodologias a serem apresentados, como resultado deste projeto, espera-se ter uma ferramenta computacional onde qualquer usuário com o mínimo de treinamento em softwares de elementos finitos seja capaz seguir a seguinte metodologia geral para uso em suas simulações de soldagem: efetuar a soldagem de um corpo de prova com a junta, processo e material de interesse; efetuar uma simples macrografia do cordão de solda e inserir uma imagem (foto) na interface do software criado; neste ponto, o software efetuará a otimização dos parâmetros do modelo proposto; com os parâmetros obtidos o usuário poderá efetuar simulações subsequentes do seu estudo de caso (estrutural e/ou metalúrgico) com a garantia de que a entrada de calor do seu modelo produzirá resultados térmicos próximos da realidade, dentro de um determinado grau de incerteza.

2 Revisão da Literatura

Nesta Seção 2 da Tese estão apresentadas a teoria utilizada no desenvolvimento dos modelos (Item 2.1) e a Revisão Bibliográfica (Item 2.2) sobre os aspectos mais importantes relacionados à simulação numérica da soldagem.

2.1 Conceitos Teóricos

2.1.1 Análise Térmica

A conservação de energia é o princípio fundamental da análise térmica da soldagem (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Nesta etapa, o interesse reside na energia, logo pode-se ignorar os deslocamentos, tensões e deformações. As principais questões térmicas estão apresentadas na Fig. 2.1.



Figura 2.1 – Pontos importantes na Análise Térmica do processo de soldagem.(Fonte: próprio autor)

No processo de soldagem, mudanças de fase envolvendo fusão e solidificação estão envolvidas. Métodos de entalpia são uma das várias maneiras de lidar com este tipo de problema. A característica básica destes métodos é que o calor latente é levado em conta pela entalpia e sua relação com a temperatura. Este método é baseado na equação da condução de calor, expressa em função da entalpia, na forma (OZISIK, 1993):

$$\frac{\partial}{\partial x}(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y}(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}) + \frac{\partial}{\partial z}(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}) = \frac{\partial H(T)}{\partial t} \quad (2.1)$$

onde T é a temperatura, $k(T)$ é a condutividade térmica e $H(T)$ a entalpia. As simulações apresentadas neste trabalho incluem as parcelas de transferência de calor relativas ao

calor latente do material (FARIAS; TEIXEIRA; ARAÚJO, 2016), onde a entalpia de um material (H) está relacionada com a massa específica e com o calor específico na forma:

$$H = \int \rho(T)C_p(T)dT \quad (2.2)$$

onde ρ é a massa específica do material e C_p o calor específico. Durante a faixa de mudança de fase, também denominada de fase pastosa, deve-se acrescentar a parcela referente ao calor latente nos cálculos da entalpia. A entalpia é calculada para três estados (sólido (H_{Sol}), pastoso (H_{Pas}) e líquido (H_{Liq})) através das seguintes equações, conforme apresentado por Haque e Hampson (2014). A entalpia é calculada por

$$H_{Sol} = \int_{T_0}^{T_S} \rho(T)C_{p(S)}(T)dT \quad (2.3)$$

$$H_{Pas} = H_{Sol} + \int_{T_S}^{T_L} (\rho(T)\frac{H_L}{T_L - T_S} + \rho(T)C_{p(P)}(T))dT \quad (2.4)$$

$$H_{Liq} = H_{Pas} + \int_{T_L}^T \rho(T)C_{p(L)}(T)dT \quad (2.5)$$

onde T_S é a temperatura de *solidus*, T_0 é a temperatura de referência (0 °C), T_L é a temperatura de *liquidus*, H_L é o calor latente de fusão e $C_{p(P)}$ é a média entre o calor específico do sólido e do líquido. A Eq. 2.3 é aplicada na faixa de temperaturas de $T < T_S$, a Eq. 2.4 entre $T_S \leq T \leq T_L$ e a Eq. 2.5 para $T > T_L$.

As condições de contorno nas superfícies externas da chapa levam em conta a transferência de calor para o ambiente por convecção e radiação. O fluxo de calor devido à convecção (q_c), em relação ao fluido existente ao redor da chapa, é dado pela lei do resfriamento de Newton:

$$q_c = h_c(T - T_0) \quad (2.6)$$

onde T é a temperatura da superfície externa, T_0 é a temperatura do fluido ao redor da superfície e h_c é o coeficiente de transferência de calor por convecção. Este coeficiente depende das condições de convecção na superfície do sólido, além de propriedades do fluido.

O fluxo de calor devido a radiação, q_r , é governado pela lei de Stefan-Boltzmann, como segue

$$q_r = \varepsilon_r(T)\sigma_r(T^4 - T_0^4) \quad (2.7)$$

onde ε_r corresponde a emissividade na superfície do material e σ_r é a constante de Stefan-Boltzmann. O valor da emissividade depende diretamente da temperatura alcançada

durante o processo de soldagem, que varia da faixa da temperatura ambiente até aproximadamente o início da fusão do material. De maneira geral, quanto maior a temperatura, maior será o valor da emissividade para metais no estado sólido. Este valor também possui dependência direcional e espectral, no entanto, neste trabalho é utilizada a emissividade total hemisférica.

Nas fronteiras de qualquer domínio as condições de contorno devem ser satisfeitas. Se a radiação for computada, ou se o coeficiente de transferência de calor h_c variar com a temperatura, então o problema térmico se torna não-linear. Se as condições de contorno e iniciais forem consistentes, então a Eq. 2.1 possui uma única solução.

2.1.2 Fontes de Calor

Neste estudo, o calor proveniente dos complexos fenômenos que ocorrem no arco de soldagem, e que é utilizado como entrada de energia no sistema, foi modelado por meio de três fontes de calor clássicas na simulação da soldagem: fonte de superfície gaussiana, fonte volumétrica cônica e fonte volumétrica de duplo elipsóide. Na distribuição bidimensional de uma fonte de calor de área com distribuição gaussiana (Fig. 2.2), a distribuição do fluxo de calor na superfície do sólido está relacionada à posição radial r (cuja origem é o centro do arco), como segue (PAVELIC et al., 1969):

$$q(r) = \frac{\eta UI}{2\pi\sigma^2} e^{-\left(\frac{r^2}{2\sigma^2}\right)} \quad (2.8)$$

onde $q(r)$ é o fluxo na superfície no raio r , η é a eficiência térmica do processo, U é a tensão, I é a corrente e σ é a distância radial do centro da fonte.

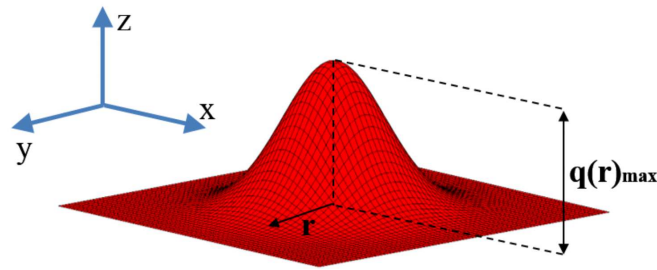


Figura 2.2 – Fonte de calor de área com distribuição gaussiana. (Fonte: próprio autor)

A fonte cônica é uma fonte de calor volumétrica que considera a distribuição do fluxo de calor ao longo da espessura da geometria. A intensidade de calor na região depositada é máxima e mínima nas superfícies superior e inferior, respectivamente. Ao longo da espessura, o diâmetro da região de distribuição de calor diminui linearmente

(WU; WANG; ZHANG, 2006). Neste plano, a distribuição da intensidade de calor pode ser escrita como:

$$q(r, z) = \frac{9\eta UI e^3}{\pi(e^3 - 1)} \frac{1}{(z_e - z_i)(r_e^2 + r_e r_i + r_i^2)} e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} \quad (2.9)$$

onde r_0 é o parâmetro de distribuição e r é a coordenada radial. O parâmetro de distribuição r_0 diminui linearmente da parte superior até a inferior da região cônica e pode ser expressa como:

$$r_0(z) = r_e - (r_e - r_i) \frac{(z_e - z)}{(z_e - z_i)} \quad (2.10)$$

onde a altura do cone $h_{cone} = z_e - z_i$, as coordenadas z das superfícies superior e inferior são z_e e z_i , respectivamente, e o raio nas partes superior e inferior são r_e e r_i , respectivamente.

Conforme a Fig. 2.3, em qualquer plano perpendicular ao eixo vertical, a intensidade do calor é distribuída na forma gaussiana.

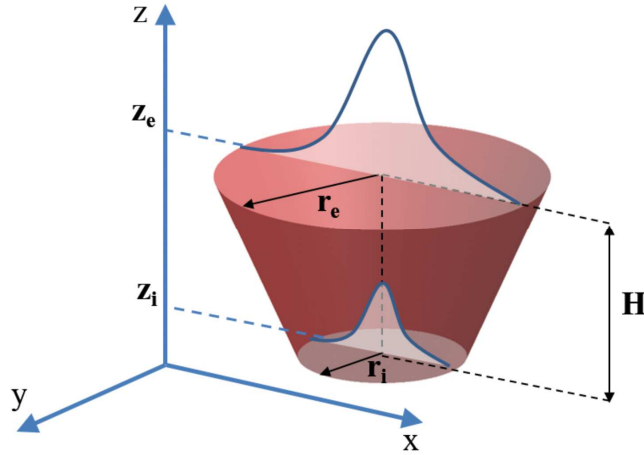


Figura 2.3 – Fonte de calor volumétrica com distribuição cônica.(Fonte: próprio autor)

A fonte volumétrica proposta por Goldak e Akhlaghi (2005) é uma combinação de duas elipses; um deles fica no quadrante anterior da fonte de calor e a outra no quadrante posterior. As Eq. 2.11 e 2.12 mostram as distribuições volumétricas de fluxo de calor dentro dos quadrantes anterior e posterior (subscritos f e r) da fonte de calor, respectivamente:

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f(\eta UI)}{abc_f\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_f^2}\right)} \quad (2.11)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r(\eta UI)}{abc_r\pi\sqrt{\pi}} e^{-3\left(\frac{x^2}{a^2}\right)} e^{-3\left(\frac{y^2}{b^2}\right)} e^{-3\left(\frac{z^2}{c_r^2}\right)} \quad (2.12)$$

onde os fatores f_f e f_r são frações do calor imposto nos quadrantes anterior e posterior, respectivamente ($f_f + f_r = 2$), a , b , c_f e c_r são parâmetros geométricos que definem o tamanho e a forma das elipses e, consequentemente, a distribuição da fonte de calor. A Fig. 2.4 apresenta um esquema deste tipo de fonte.

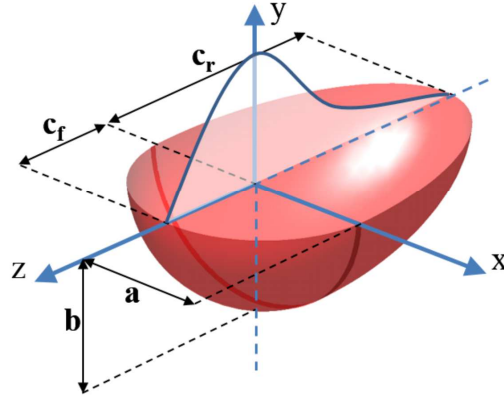


Figura 2.4 – Fonte de calor volumétrica com distribuição de duplo elipsóide. (Fonte: próprio autor)

2.2 Revisão Bibliográfica

A revisão bibliográfica a seguir teve como objetivos identificar os principais aspectos relacionados com a simulação numérica dos processos de soldagem, sua evolução nos últimos anos e demandas ainda existentes. Os itens a seguir apresentam também uma breve descrição de alguns pontos importantes.

Junto a revisão, foi feito um meta-estudo de uma amostra de aproximadamente 70 artigos científicos, de um universo de mais de 400, de onde foram registradas, para cada referência, diversas informações como: tipo de junta soldada; fonte de calor utilizada; material soldado; software usado nas simulações; se foi usado otimização nas simulações; assim como diversas outras informações pertinentes à execução deste trabalho. A finalidade deste levantamento foi a de criar uma revisão quantitativa do que vem sendo utilizado na execução de simulações numéricas de soldagem. Tais artigos foram acessados e baixados no período de início de 2016 à início de 2019, utilizando as plataformas *Google Scholar*, o Portal de Periódicos do CAPES/MEC, o *Scopus* da *Elsevier* e a *ScienceDirect*, dando prioridade para artigo pertencentes aos extratos A1, A2 e B1 do Qualis 2013-2016, que é o mais recente. Tais informações quantitativas são mostradas e contextualizadas, na forma de gráficos, junto ao conteúdo das próximas seções.

2.2.1 Simulação dos Processos de Soldagem a Arco

Por definição, simulação computacional consiste em empregar formalizações em computadores, tais como expressões matemáticas, com o objetivo de imitar um processo ou operação do mundo real ([FARIAS, 2015](#)). Logo, para ser realizada uma simulação, é necessário construir um modelo computacional equivalente à situação real que se deseja simular. Na Fig. 2.5 são apresentados inúmeros conhecimentos ligados à simulação dos processos de soldagem.

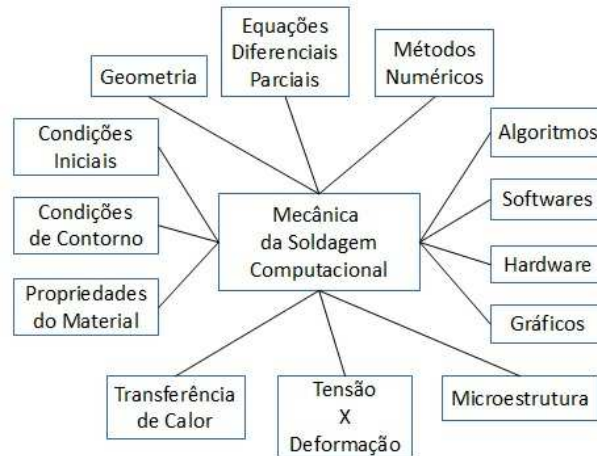


Figura 2.5 – Conhecimentos ligados à simulação da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

De acordo com Goldak e Akhlaghi (2005), os modelos numéricos podem ser examinados para prover observações que nunca poderiam ser obtidas experimentalmente. É comum simplificar o problema da simulação da soldagem na análise de pelo menos três campos: o térmico, o mecânico e o metalúrgico. Para visualizar isto, a Fig. 2.6 descreve os acoplamentos entre os diferentes campos da modelagem da soldagem. Os acoplamentos dominantes estão representados pelas linhas cheias, e os acoplamentos secundários estão mostrados com as linhas tracejadas.

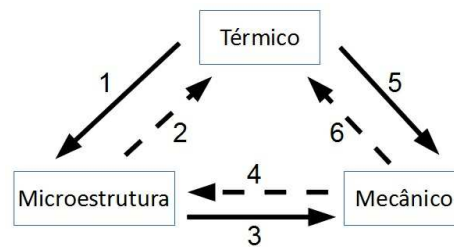


Figura 2.6 – Acoplamentos relacionados a diferentes campos da análise da soldagem. Adaptado de Goldak e Akhlaghi (2005)

A expansão térmica das porções de material dependem diretamente das temperaturas do processo (seta 5 da Fig. 2.6), assim como as transformações metalúrgicas que ocorrem no metal de base (seta 1 da Fig. 2.6). Os deslocamentos das porções de material, durante a soldagem, não afetam as distribuições de temperaturas destas porções, conforme apresentado por Brickstad e Josefson (1998), Deng e Murakawa (2006) e Capriccioli e Frosi (2009). O calor gerado pelas deformações mecânicas é muito pequeno quando comparado a energia proveniente da soldagem (seta 6 da Fig. 2.6). Mudanças de volume devido a mudanças de fase afetam o comportamento elasto-plástico do material (seta 3 da

Fig. 2.6). Da mesma maneira, estes e outros autores relatam que o comportamento termo-mecânico-metalúrgico do componente durante a soldagem pode razoavelmente utilizar uma formulação desacoplada.

As deformações e mudanças microestruturais dependem fortemente das temperaturas, mas as temperaturas são relativamente independentes destas. Logo, a simulação térmica é sempre resolvida em primeiro lugar para obter o campo de temperaturas ao longo dos componentes soldados em função do tempo. Este campo de temperaturas pode ser utilizado como ponto de partida da simulação mecânica, o qual direciona o campo de deformações térmicas e serve para determinar os valores das propriedades mecânicas que dependem da temperatura (SHAN et al., 2009). Este campo de temperaturas também pode ser utilizado como entrada de uma simulação metalúrgica, que direciona as transformações de fase, a partir da solidificação, utilizando curvas TTT ou TRC dos materiais estudados.

Dentro do meta-estudo, a tendência da divisão do que tem sido publicado sobre os modelos físicos utilizados na simulação da soldagem se divide conforme apresentado na Fig. 2.7.

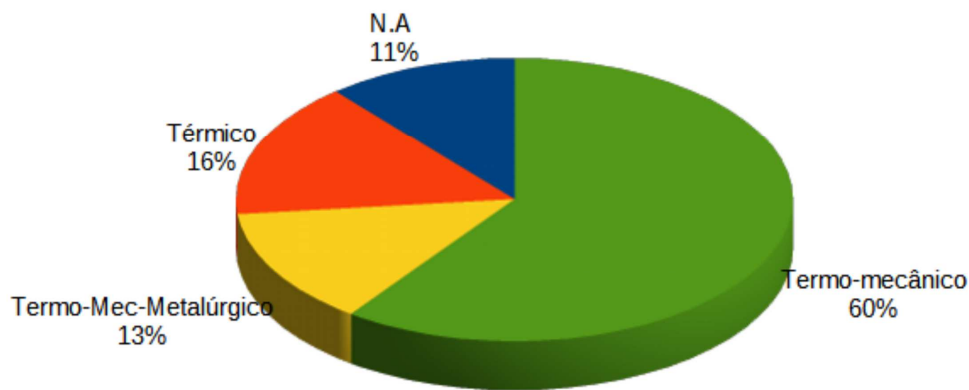


Figura 2.7 – Distribuição dos Modelos Físicos utilizados, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

A prevalência de modelos termo-mecânicos provavelmente se dá devido as necessidades da indústria, visto que distorções e tensões residuais devido ao processo de soldagem ainda são o grande inimigo, tanto na etapa de fabricação quanto na operação do componente. A pequena quantidade de pesquisa apenas do modelo térmico envolve basicamente o desenvolvimento de novas metodologias a serem incorporadas nos outros modelos, enquanto que a pequena quantidade de modelos termo-mecânico-metalúrgicos se deve a dificuldade de acoplamento entre modelos e o tempo computacional muito elevado para este tipo de simulação. O restante dos trabalhos diz respeito a estudos que não utilizam modelos numéricos, logo, o termo Não Aplicável (N.A.).

Em relação aos processos de soldagem simulados, temos a seguinte distribuição

conforme Fig. 2.8.

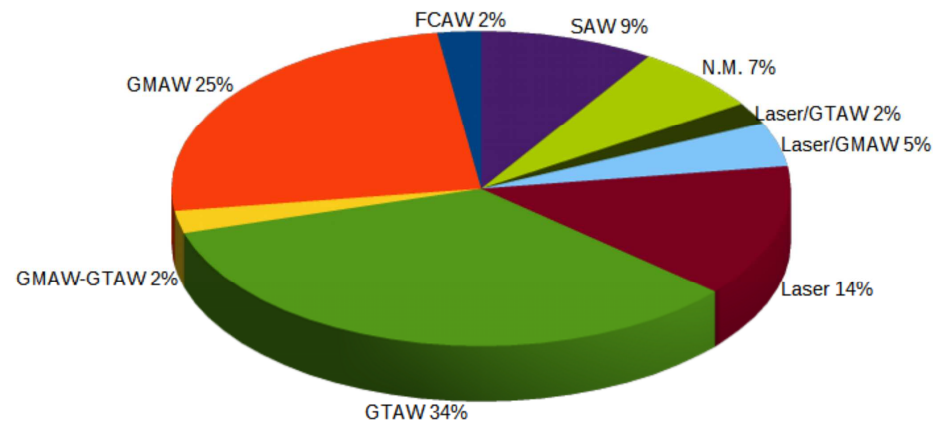


Figura 2.8 – Processos de soldagem mais simulados, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

A predominância na simulação de processos GTAW e GMAW possivelmente se deve à sua larga utilização na indústria, enquanto o processo Laser vem ganhando espaço devido a redução de custos dos equipamentos. Acerca dos materiais simulados, observa-se a seguinte tendência (Fig. 2.9).

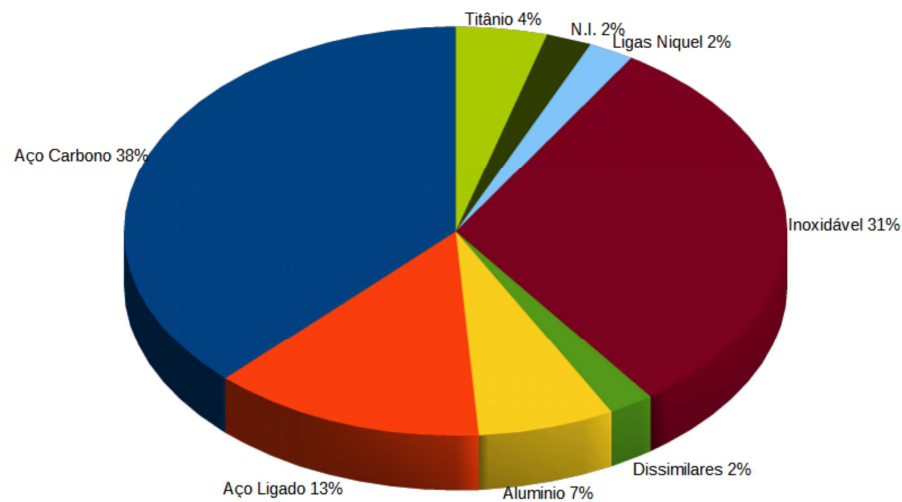


Figura 2.9 – Materiais mais utilizados em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

O maior uso de aços carbono e inoxidáveis também se deve ao seu amplo uso industrial, além do custo reduzido, quando comparado com materiais mais nobres como titânio e ligas de níquel. Outro motivo é que encontra-se mais facilmente as propriedades

térmicas destes materiais, variáveis com a temperatura, quando comparados aos materiais mais nobres.

Quanto à espessura dos materiais simulados, observou-se o seguinte comportamento, conforme Fig. 2.10.

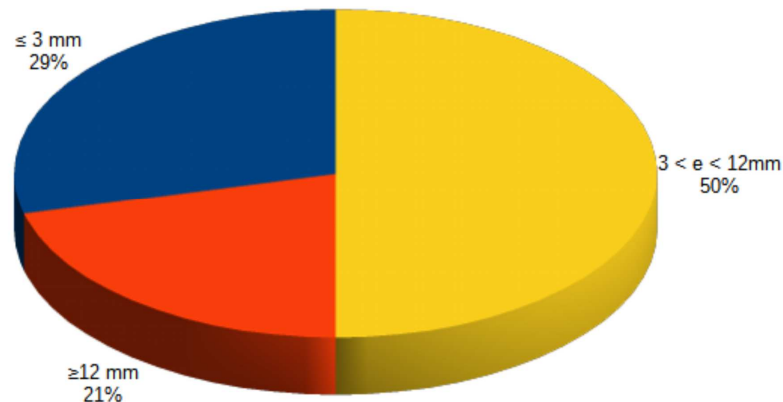


Figura 2.10 – Espessuras das chapas utilizadas em simulações de soldagem, conforme meta-estudo. (Fonte: próprio autor)

Aqui, o menor uso de espessuras acima de 12,0 mm (1/2" pol.), além do óbvio maior custo quando comparado com espessuras menores, também se deve aos aspectos computacionais. Quanto maior a espessura, maior a malha necessária para efetuar a simulação, elevando os tempos computacionais. Além disso, a necessidade de simular múltiplos passes na mesma geometria torna mais complexa a modelagem dos fenômenos da soldagem.

Inicialmente, o desenvolvimento de cálculos sobre os processos de soldagem foram lentos devido à inerente complexidade das geometrias, condições de contorno e não linearidades das propriedades dos materiais durante o processo de soldagem.

Por questões de simplicidade, as primeiras simulações de soldagem utilizaram representações analíticas da fonte de calor, representando-a como linhas ou pontos (ROSENTHAL, 1941). Estes modelos negligenciavam a distribuição espacial da energia e ignoravam a dependência das propriedades dos materiais com a temperatura. Como resultado, os ciclos térmicos computados eram válidos apenas para pontos muito afastados da poça de fusão (PAVELIC et al., 1969) (MURAKI; BRYAN; MASUBUCHI, 1975), e dados quantitativos para as tensões perto e na região da poça de fusão não podiam ser obtidos com acurácia para estas análises. Com o desenvolvimento de métodos numéricos mais eficientes e computadores mais poderosos, o potencial para prever quantitativamente os ciclos térmicos e tensões perto da poça de fusão aumentou significativamente (MAHIN et al., 1991).

Com o passar do tempo, vários modelos de simulação foram propostos e empregados para prever o comportamento de estruturas soldadas. [Brickstad e Josefson \(1998\)](#) simularam as tensões residuais devido à soldagem usando o software ABAQUS®, consistindo na análise dos campos térmico e estrutural. Eles utilizaram a técnica conhecida como “*element birth and death*” que considera a ativação dos elementos pertencentes ao cordão de solda de uma malha de elementos finitos, à medida que a fonte de calor se movimenta. [Dong, Hong e Bouchard \(2005\)](#) estudaram tensões residuais em soldas de reparo utilizando modelos com elementos finitos tipo casca 3-D. [Mochizuki et al. \(2005\)](#) investigaram a distribuição de tensões residuais nos pontos inicial e final de uma solda circunferencial através de uma análise utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF) em três dimensões. Utilizando modelos 2-D axissimétricos e modelos 3-D, [Deng e Murakawa \(2006\)](#) compararam resultados do campo de temperaturas e tensões residuais de suas simulações com experimentos de laboratório. [Smith e Smith \(2009\)](#) apresentam uma compilação de resultados efetuados por oito institutos de pesquisa ao redor do mundo, sobre um estudo de caso de soldagem de topo, através de diversas técnicas, para obter os comportamentos das temperaturas e tensões residuais e compará-los com os experimentos. [Farias, Teixeira e Araújo \(2016\)](#) estudaram a influência de cada passe nas distorções e tensões residuais de uma soldagem multipasse do aço inoxidável AISI 304L, utilizando modelo elasto-plástico com endurecimento cinemático. [Mikami, Nakamura e Mochizuki \(2016\)](#) avaliaram a influência da técnica de tecimento nas tensões residuais, utilizando dois tipos de fonte de calor, uma com tecimento total e outra com quasi-tecimento. [Ai et al. \(2018\)](#) elaborou um modelo CFD para estudar os movimentos do metal fundido em soldagens *laser-keyhole*.

Softwares comerciais tem sido frequentemente utilizado para simulações de soldagem. Isto tem exigido a execução de sub-rotinas pelo usuário, a fim de permitir a simulação da soldagem. No entanto, os desenvolvedores de código destes softwares estão implementando mais ferramentas de apoio em seus códigos. Este interesse comercial ocorre devido ao aumento da utilização de simulações de soldagem na indústria. A tendência da divisão dos softwares mais utilizados na simulação da soldagem se divide conforme apresentado na Fig. 2.11.

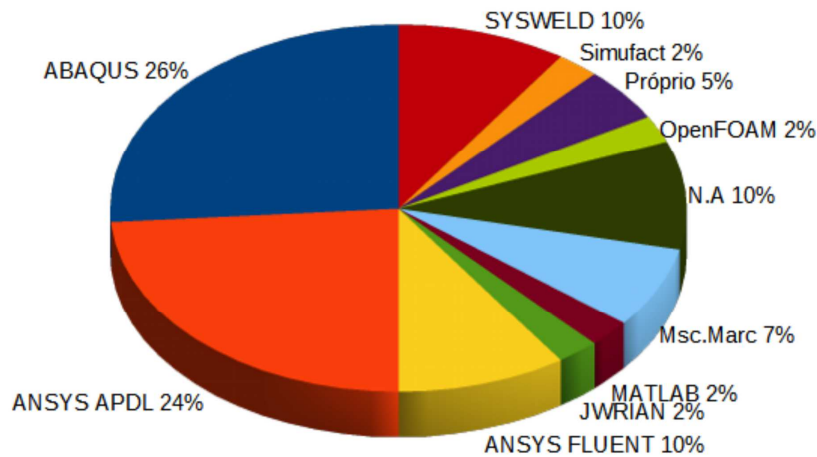


Figura 2.11 – Divisão atual dos softwares utilizados em simulação de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

Apesar de softwares como SYSWELD[®] e Simufact[®] serem voltados quase que exclusivamente a simulação de soldagem, eles não se destacam na área científica pois não permitem grandes modificações do usuário e nem inserções de novos métodos, sendo voltados basicamente para uso industrial. Quando se fala em pesquisa, no sentido de desenvolvimento de novas técnicas/métodos, softwares como ANSYS[®] e ABAQUS[®] são mais utilizados, visto que o usuário tem mais liberdade para editar os códigos e até as equações utilizadas. Mas muito da simulação da soldagem ainda é desenvolvido e imposto diretamente pelo usuário. Logo, ainda é de grande valia para a indústria e para pesquisa da soldagem desenvolver e evoluir softwares e modelos capazes de computar os gradientes de temperatura, tensões, distorções, microestrutura, para diferentes condições de soldagem, da maneira mais amigável, com objetivo de ampliar o estudo e melhorar os processos de soldagem existentes.

De acordo com a finalidade e escopo da simulação a ser feita, determina-se que tipo de modelo e a acurácia que é necessária. Um modelo adequado é um modelo que tem uma acurácia suficiente para a sua finalidade. Segundo definição da AWS A9.5:2013 ([AWS A9 Committee, 2013](#)), que é uma norma sobre simulação de soldagem, validação é o processo em que a acurácia do modelo é avaliada por comparação com resultados experimentais, enquanto calibração é a determinação de parâmetros do modelo matemático, de modo a criar uma correspondência com um estudo de caso. Os principais pontos na simulação da soldagem que precisam tanto de calibração e validação são o modelo constitutivo do material e a modelagem da fonte de calor, incluindo as condições de contorno impostas. Conforme norma ISO/TS 18166:2016 ([ISO, 2016](#)), também sobre simulação de soldagem, a modelagem mais adequada e rigorosa deve envolver modelos 3D, visto que a soldagem é um processo inerentemente tridimensional e localizado.

Deve-se considerar a acurácia desejada para o modelo. Poucos processos da indústria são controlados com uma tolerância menor que 5%. Os conhecimentos sobre valores de propriedades dos materiais como condutividade térmica, calor específico, etc. raramente possuem uma acurácia menor que 5%. Isto já restringe a precisão de um modelo numérico para algo entre 5 a 25%, conforme mencionado por [Goldak e Akhlaghi \(2005\)](#). Outro ponto é o tipo de informação que se possui. Modelos mais simples necessitam apenas dos dados de tensão e corrente, e o formato da zona fundida. Modelos mais complexos podem ser construídos com dados de medições com termopares e câmeras térmicas, medições de deslocamentos e de tensões residuais.

É esperado que diferentes formas de fontes de calor resultem em diferentes ciclos térmicos, microestruturas, assim como distorções e tensões residuais nesta região. Estas, entre outras, são as grandes razões de se realizar a validação de um modelo de simulação ([GOLDKAK; AKHLAGHI, 2005](#)). Existem modelos complexos destes fenômenos, mas eles ainda não foram acoplados nas análises mecânicas e/ou metalúrgicas. Modelos avançados podem ser usados para prever a forma da poça de fusão ([NA; CHEON, 2016](#)) e serem usados para refinar os modelos de fontes de calor ([LINDGREN, 2006](#)).

2.2.2 Simulações Térmicas

O histórico de temperaturas que a estrutura soldada experimenta é o fenômeno mais importante, pois ele direciona os fenômenos mecânicos e metalúrgicos subsequentes que ocorrerão no elemento soldado. Do ponto de vista térmico, para os processos de soldagem a arco, a Fig. 2.12 apresenta uma comparação entre a física da soldagem e um modelo de simulação de soldagem. A Fig. 2.13 apresenta conceitualmente a abordagem térmica mais utilizada, de maneira mais genérica ([FARIAS; TEIXEIRA; ARAÚJO, 2016](#)).

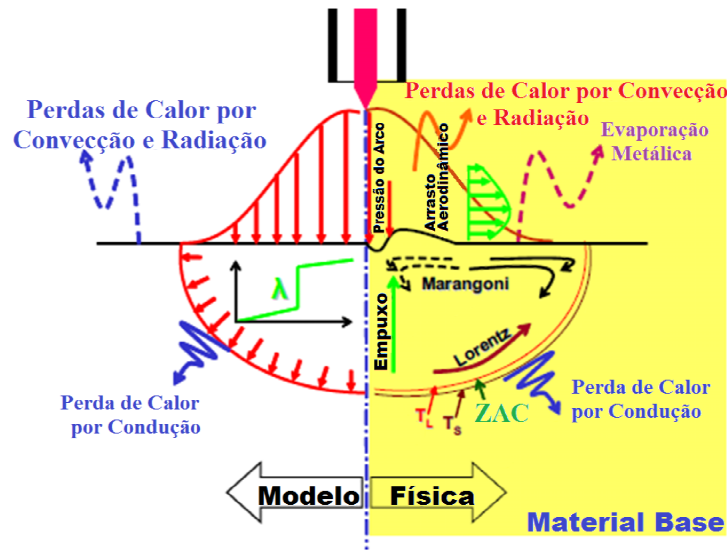


Figura 2.12 – Física da soldagem (direita) e modelagem numérica da soldagem (esquerda). Adaptado de Gilles, El-Ahmar e Jullien (2009)

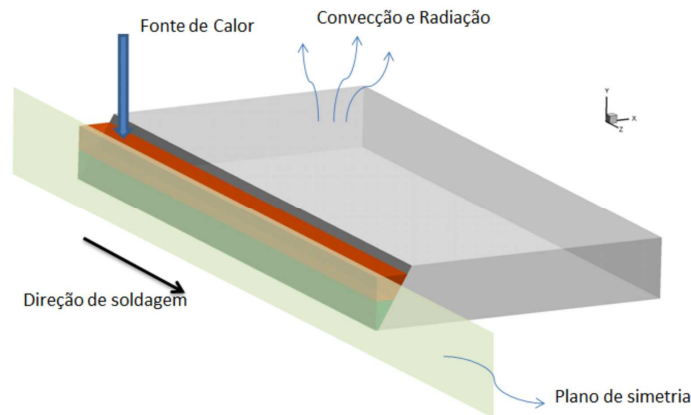


Figura 2.13 – Modelo conceitual de uma simulação térmica do processo de soldagem (FARIAS; TEIXEIRA; ARAÚJO, 2016).

De maneira geral, a simulação térmica dos processos de soldagem a arco pode se dividir basicamente em duas maneiras. Em primeiro lugar, a abordagem sob a mecânica dos sólidos é adotada pela modelagem do comportamento termo-mecânico-metalúrgico da estrutura soldada, com especial atenção à modelagem da fonte de calor. Na segunda maneira, a complexa fluidodinâmica e termodinâmica na região da poça de fusão são modeladas (YAGHI; BECKER, 2004). Ainda pode-se, adicionalmente, estudar os aspectos eletromagnéticos dos processos de soldagem (FANARA; VILARINHO, 2004).

Os fenômenos físicos associados com a interação entre o arco elétrico da soldagem e a poça de fusão são complexos. Uma grande variedade de modelos de fonte de calor pode

ser utilizada na simulação da soldagem, onde sua precisão reside nos parâmetros teóricos e empíricos que descrevem o tamanho e formato da poça de fusão (YAGHI; BECKER, 2004). Quanto maior a acurácia desejada, mais complexa deve ser a fonte de calor.

Segundo Goldak e Akhlaghi (2005), que fez um estudo mais detalhado, existem 5 gerações de simulações térmicas, baseadas no estudo da fonte de calor:

- 1ª geração: Simulação com *fontes pontuais*, puramente teóricas e analíticas, apresentada primeiramente por Rosenthal (1941);
- 2ª geração: Simulação com *fontes de área e de volume distribuídas*, baseadas na equação geral da difusão de calor. São as mais utilizadas, principalmente em estudos termo-mecânicos.
- 3ª geração: Simulações que utilizam a equação da energia para prever a interface líquido-sólido;
- 4ª geração: Simulações que utilizam as equações da fluido-dinâmica na poça de fusão;
- 5ª geração: Simulações que acrescentam aos modelos anteriores as equações relacionadas a magneto-hidrodinâmica da soldagem.

Ainda no contexto da simulações térmicas, mas referente as fontes de gerações mais avançadas, como as que incorporam efeitos fluidodinâmicos, Cheon, Kiran e Na (2016) apresentam um bom histórico de simulações CFD na soldagem. Neste trabalho, simularam a deposição de material na poça de fusão, levando em conta as forças provenientes do arco elétrico. Cho, Lim e Farson (2006) visualizaram a influência da distribuição do arco e as forças correspondentes sobre a poça de fusão utilizando o processo GMAW pulsado. Kiran et al. (2015) efetuaram análises de transferência de calor e fluido-dinâmica do processo de soldagem por arco submerso, observando o padrão de fluxo da poça de fusão.

Uma recomendação dada por Goldak e Akhlaghi (2005) é que, caso o interesse da simulação da soldagem seja análise do processo fora da poça de fusão, então as fontes de 2ª geração devem ser utilizadas, como estratégia para simplificar os algoritmos e diminuir os tempos computacionais. A partir da 3ª geração, estes tempos tornam-se proibitivos para uso industrial, sendo utilizados quase que exclusivamente para pesquisa.

O tempo computacional é o principal parâmetro que restringe o uso mais amplo de simulações numéricas usando métodos de otimização. Modelos térmicos em CFD (4ª geração) dos processos de soldagem, mesmo em casos simples, podem exigir mais de 20 dias de tempo computacional (CHEON; KIRAN; NA, 2016), enquanto simulações baseadas no Método dos Elementos Finitos (MEF) (2ª geração) podem exigir de 1 a 6 horas, dependendo do tamanho da malha e do intervalo de tempo (FARIAS; TEIXEIRA; ARAÚJO, 2016). Vale ainda ressaltar que subseqüentes simulações da transferência de

calor (simulações mecânicas ou metalúrgicas) exigem ainda mais tempo computacional. Nas últimas 2 décadas, mesmo com os avanços em hardware, a grande maioria dos trabalhos envolvendo simulação de soldagem utilizam estas fontes da 2ª geração.

Atualmente, existem dois tipos de fontes de calor da 2ª geração que são mais utilizadas: a fonte de calor de área com distribuição Gaussiana, apresentada por Pavelic et al. (1969), que possui um formato semelhante ao arco elétrico que se estabelece entre o eletrodo e a peça; e a fonte de calor volumétrica, proposta por Goldak e Akhlaghi (2005), na qual o calor do arco é distribuído ao longo de um volume.

No modelo proposto por Pavelic et al. (1969), o fluxo de calor possui uma distribuição Gaussiana no plano. Uma representação conceitual deste tipo de fonte é apresentada na Fig. 2.14.

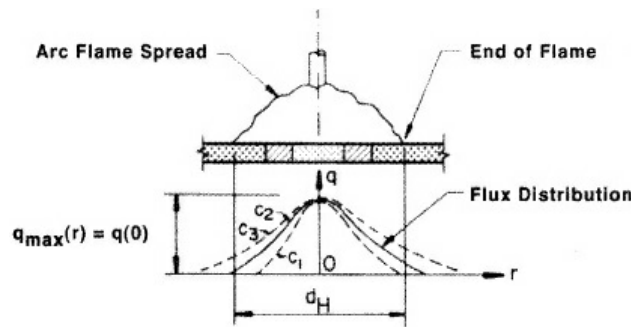


Figura 2.14 – Representação conceitual da distribuição Gaussiana (PAVELIC et al., 1969)

As fontes volumétricas, como a de duplo elipsoide proposta por Goldak e Akhlaghi (2005), possuem abordagens muito semelhantes as fontes Gaussianas. A grande diferença é que a distribuição do fluxo de calor é feita ao longo de um volume, e não de uma área. Este tipo de fonte é a que possui mais parâmetros a serem determinados e apresenta os melhores resultados quanto ao formato da poça de fusão e zona fundida, porém, sua implementação e calibração é mais complexa. Na Fig. 2.15 tem-se um exemplo de uma fonte volumétrica.

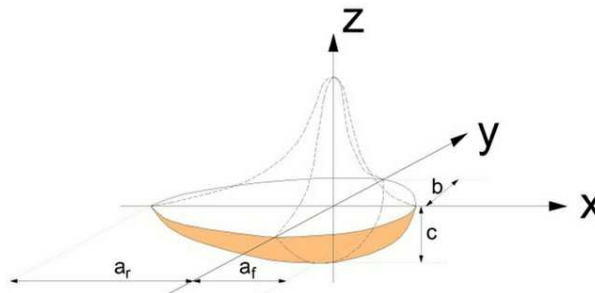


Figura 2.15 – Representação conceitual de uma fonte volumétrica apresentada por Goldak e Akhlaghi (2005)

A Fig. 2.16 apresenta outros tipos de fonte volumétrica utilizadas nas simulações de soldagem.

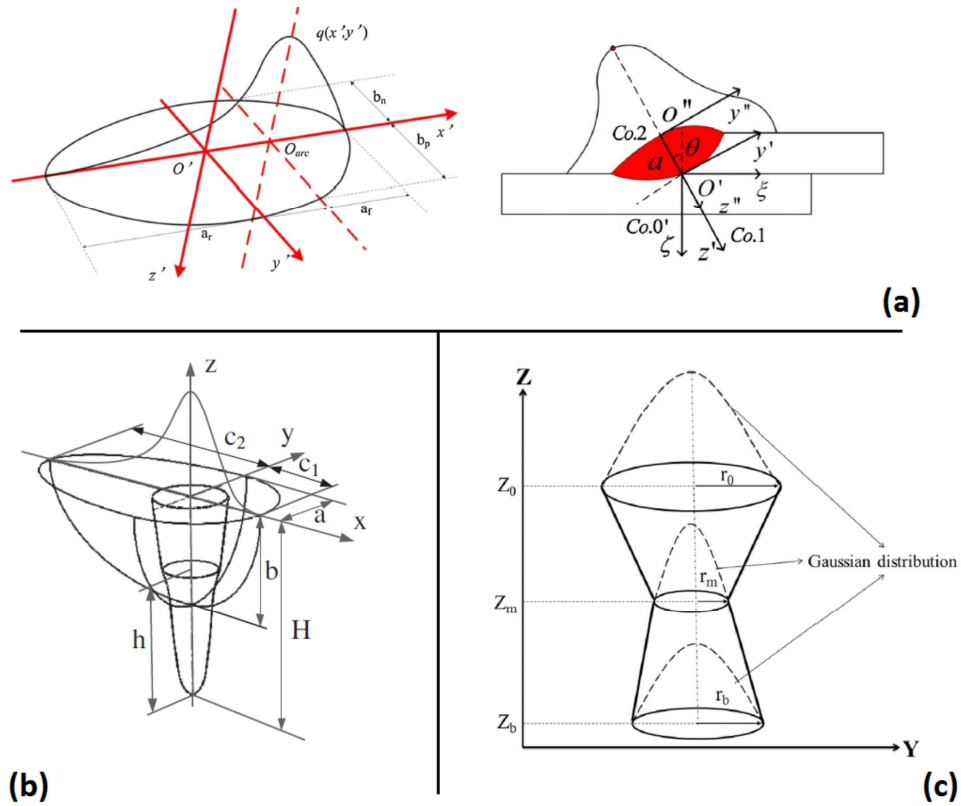


Figura 2.16 – (a) Fonte Goldak Modificada apresentada por [Gao et al. \(2017\)](#), (b) Fonte dupla Goldak + Cônica apresentada por [Jiang et al. \(2016\)](#) e (c) Fonte Dupla Cônica apresentada por [Baruah e Bag \(2017\)](#).

É possível elaborar vários tipos de distribuições volumétricas para a fonte de calor, cada uma com suas vantagens e desvantagens, além de que elas podem ser pulsadas na forma de alguma onda ou osciladas. No entanto, não podem existir outros tipos de funções para fontes da 2ª geração, já que estas se baseiam apenas na equação geral da difusão de calor ([GOLDAK; AKHLAGHI, 2005](#)). [Azar, Ås e Akselsen \(2012\)](#) apresentam um breve histórico sobre as fontes de calor, da pontual até as volumétricas. Dentro do contexto do meta-estudo, foi encontrada a seguinte distribuição no uso de fontes de calor (Fig. 2.17).

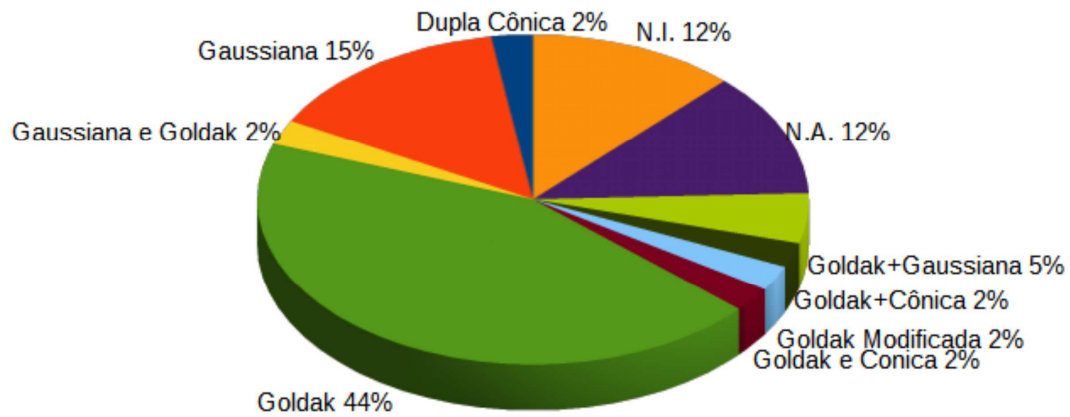


Figura 2.17 – Tendência no uso de Fontes de Calor em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

DuPont e Marder (1995) demonstraram que o rendimento térmico do arco não varia significativamente dentro de um determinado processo em toda gama de corrente investigada. No trabalho realizado por Tuvsek et al. (2003), foi descrito como o tipo de junta tem influência sobre o rendimento térmico do processo de soldagem. A investigação foi feita em quatro tipos de juntas. Mollicone et al. (2006), nos seus estudos, determinaram as eficiências térmicas de maneira inversa, relacionando os ciclos térmicos obtidos com aqueles adquiridos de termopares. No entanto, quando observado o relatado em diversas referências, conforme é possível ver no meta-estudo (Fig. 2.18), a maior parte dos trabalhos de simulação utiliza valores tabelados da literatura, ou estimados através de tentativa e erro, comparando resultados numéricos com experimentais. Ambas abordagens possuem desvantagens, pois os valores encontrados na literatura podem cobrir uma grande faixa, conforme apresentado por Modenesi, Marques e Santos (2012), e o processo de tentativa e erro, além de demasiado longo, não garante um valor ótimo adequado para a eficiência térmica. O fato de quase um quarto dos trabalhos não apresentar qual valor usado para essa grandeza também vem a dificultar o seu estudo.

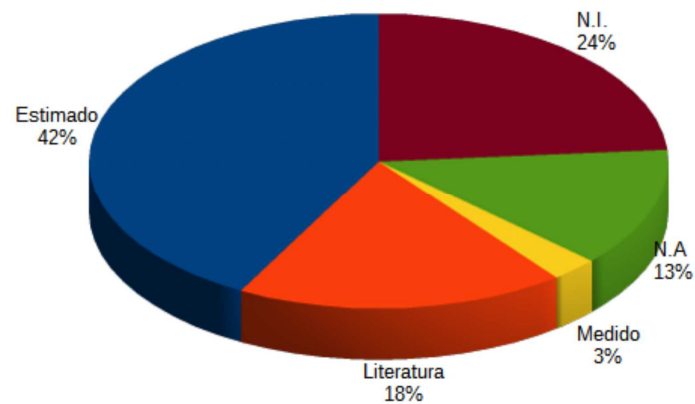


Figura 2.18 – Distribuição de como são obtidos valores de eficiência térmica utilizados em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

Ao observar a geometria da junta soldada de diversos trabalhos, a seguinte tendência é observada (Fig. 2.19).

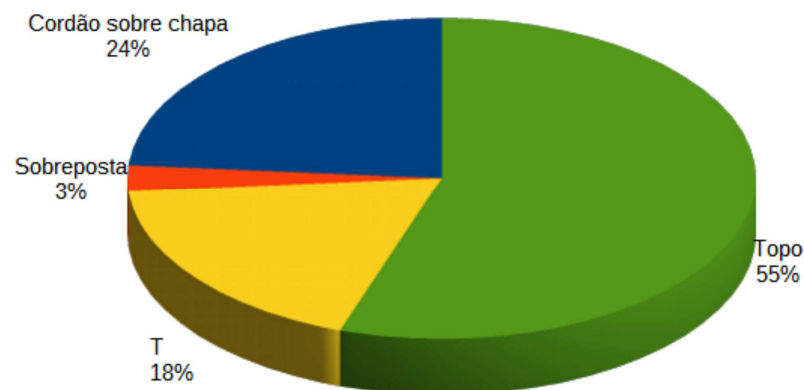


Figura 2.19 – Tipos de juntas mais usadas em simulações de soldagem, conforme meta-estudo.(Fonte: próprio autor)

O grande uso das juntas de topo se deve pela menor quantidade de parâmetros a ser controlada no experimento, e pela facilidade de mover a fonte de calor ao longo da solda, na simulação. Outras configurações exigem inclinação da tocha (junta sobreposta e T), maior rigor no alinhamento das peças a serem soldadas, entre outros fatores, além de incluir mais variáveis referentes ao posicionamento da fonte de calor na simulação. O cordão sobre chapa, que caracteriza muito mais um revestimento por soldagem do que uma junta propriamente dita, também é muito utilizado, pelos mesmos motivos. A junta tipo T vem ganhando mais interesse nas simulações, principalmente pelo seu uso na área naval (ZHANG; WANG, 2019). No entanto, a quase ausência de simulações de outros tipos de juntas se deve também pela falta de ferramentas numéricas desenvolvidas para

os softwares mais usados (Fig. 2.11), que permitam a rápida construção, calibração e validação dos modelos numéricos para estes tipos de juntas.

Em relação à maneira de aplicação da carga térmica na simulação, [Brickstad e Josefson \(1998\)](#) e [Hong, Tsai e Dong \(1998\)](#) recomendam que o calor deve ser aplicado assumindo uma carga do tipo rampa, já que este modo de aplicação corresponde melhor com o fenômeno de aproximação e passagem da tocha de soldagem. [Smith e Smith \(2009\)](#) apresentam algumas recomendações sobre as fontes de calor, como ajustar seus parâmetros com dados obtidos a partir da metade do cordão de solda, região na qual o processo já atingiu uma condição estabilizada; o tamanho e forma da fonte de calor devem ser ajustados também de acordo com o perfil da zona fundida revelada por macrografias do cordão de solda, entre outros. Conforme apresentado por [Liskevych et al. \(2013\)](#) o método de calorimetria por nitrogênio líquido apresenta bons resultados para a medição do calor transferido para a peça soldada. [Mikami, Nakamura e Mochizuki \(2016\)](#) avaliaram a influência do tecimento na modelagem da fonte de calor, utilizando dois tipos de fonte.

Em relação as condições de contorno das simulações térmicas, apesar de alguns autores ([LEE; CHANG; Van Do, 2016](#))([VAKILI-TAHAMI; MAJNOUN; AKHLAGHIFAR, 2017](#)) ([KOLLÁR et al., 2019](#)) utilizarem um coeficiente global de transferência de calor que engloba os efeitos da convecção e radiação simultaneamente através de uma única equação, devido à complexidade dos fenômenos, o mais adequado é avaliá-los separadamente, pois estes dois fenômenos possuem diferentes faixas de temperaturas onde se tornam mais intensos. [Wangsdan \(2006\)](#) examinou os efeitos separados da incorporação da convecção e da radiação no seu modelo térmico. Foi verificado que o efeito da convecção nas temperaturas previstas é desprezível na temperatura de pico atingida, e que o problema é dominado pelas perdas devido à radiação em regiões de alta temperatura (cordão de solda). Entretanto, durante o ciclo de resfriamento, principalmente em regiões afastadas da solda ocorre o contrário. Dentro do meta-estudo, foi encontrada a seguinte tendência, conforme Fig. 2.20.

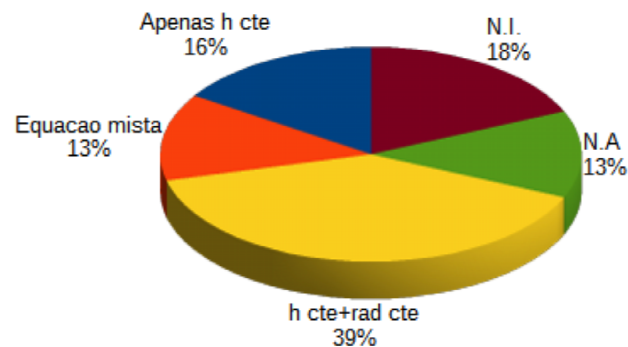


Figura 2.20 – Distribuição das implementações das condições de contorno de convecção e radiação utilizadas em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Pode-se observar que a maior parte das simulações envolve a utilização de coeficientes constantes, tanto o coeficiente de transferência de calor por convecção, quanto a emissividade, associada ao fenômeno de radiação. Isso se deve principalmente ao fato de que utilizar coeficientes que dependem da temperatura do material aumenta a não-linearidade do problema, levando a tempos computacionais maiores.

2.2.3 Simulações Mecânicas

Na soldagem existem inúmeros fatores que afetam o tipo e a magnitude das distorções e tensões residuais ([ARAÚJO, 2012](#)), incluindo:

- Processos;
- Calor imposto;
- Parâmetros de soldagem;
- Valores e tipos de restrições;
- Propriedades mecânicas e térmicas do material;
- Geometria da junta e da chapa;

Determinar o modelo constitutivo do material e obter as propriedades mecânicas, variáveis com a temperatura, é uma das tarefas mais cruciais da simulação estrutural da soldagem ([LINDGREN, 2006](#)). A análise de distorções e tensões na soldagem envolve efeitos mecânicos que podem ou não ser dependentes da taxa de deformação plástica. Deformações plásticas que ocorrem abaixo da metade da temperatura de fusão geralmente são independentes da taxa. Relaxação de tensões por fluência ou por viscoplasticidade são dependentes da taxa, e devem ser considerados para deformações acima da metade da temperatura de fusão, em soldagens multipasse e no alívio de tensões de soldas. De maneira geral, temperaturas acima da metade do ponto de fusão do material possuem menor importância na geração de distorções e tensões residuais, pois a tensão de escoamento a estas temperaturas é muito baixa.

Na soldagem, o modelo constitutivo ideal do processo deve ser independente da taxa de deformação para temperaturas menores que 50% da temperatura de fusão, dependentes da taxa entre 50% e 80% da temperatura de fusão, e linear viscoso para temperaturas maiores que 80% da temperatura de fusão. Ou seja, o modelo constitutivo deveria mudar em função da temperatura no espaço e no tempo ([GOLDAK; AKHLAGHI, 2005](#)).

Segundo [Brickstad e Josefson \(1998\)](#), informações experimentais sobre o escoamento e endurecimento de materiais durante rápidos aquecimentos e resfriamentos perto

da temperatura de fusão e durante possíveis transformações de fase são muitas vezes escassos. Devido a isso, acaba-se por empregar modelos clássicos de materiais elastoplásticos ou viscoelastoplásticos. Isto significa que as deformações plásticas experimentadas pelo material na zona de fusão e na ZAC, sendo compressão a altas temperaturas e tração durante o resfriamento, serão modeladas apenas por modelos de endurecimento cinemático ou isotrópico. Estas simplificações indicam que estas deformações plásticas serão maiores nestas regiões, o que demonstra que devem ser utilizados modelos que empreguem formulações para grandes deformações. Yang e Athreya (2013) citam o critério de von Mises isotrópico acoplado a uma regra de endurecimento cinemático e uma representação bilinear da curva tensão-deformação como uma boa aproximação para modelagem dos processos de soldagem. Devido ao efeito *Bauschinger*, a carga cíclica no material durante as variações de carregamento são melhor representadas pela combinação destes dois modelos mecânicos dos materiais. Em relação ao meta-estudo, foi encontrada a seguinte tendência em relação aos modelos constitutivos mecânicos (Fig. 2.21).

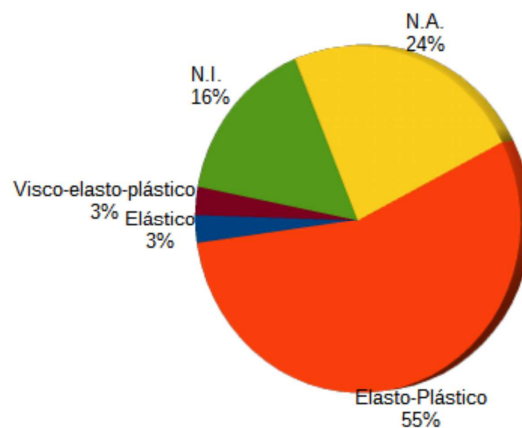


Figura 2.21 – Tendências no uso de modelos constitutivos em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Como é possível observar, a grande maioria dos trabalhos utiliza modelos elasto-plásticos, visto que são modelos clássicos bem desenvolvidos, e que é possível desprezar efeitos viscosos sem perda de acurácia em relação aos resultados. Quanto aos modelos de *hardening* do material, temos a seguinte tendência (Fig. 2.22).

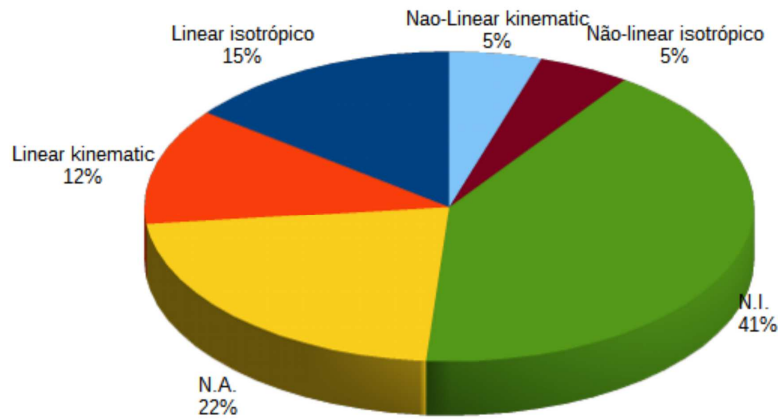


Figura 2.22 – Tendências no uso de modelos de *hardening* em simulações de soldagem. (Fonte: próprio autor)

Infelizmente, quase metade dos trabalhos tendem a não informar o modelo de *hardening* utilizado, enquanto no restante dos trabalhos a prevalência de modelos lineares se deve ao menor tempo computacional necessário, quando comparado a modelos não-lineares.

Bammann e Ortega (1993) investigaram os efeitos de se assumir endurecimento isotrópico ou cinemático nas simulações mecânicas. Observaram que o tipo de endurecimento influencia as tensões residuais apenas no cordão de solda e na ZAC, enquanto para distâncias maiores o uso dos diferentes modelos apresentava resultados praticamente idênticos. Isto provavelmente ocorre pois a partir de certa distância da solda o metal base não deve sofrer ciclos termomecânicos muito intensos. Lindgren (2006) reconhece que, talvez, o fator mais importante é a deformação plástica acumulada, visto que altos valores de deformação podem indicar um maior risco de fraturas por fluência.

Na sua análise mecânica, Deng e Murakawa (2006) utilizam os seguintes modelos para as componentes da deformação: para deformação elástica utilizaram a Lei de Hook para materiais isotrópicos, com módulo de elasticidade E e coeficiente de *Poisson* ν variáveis com a temperatura; e para deformação plástica empregaram um modelo com deformação plástica independente da taxa, usando o critério de von Mises para o escoamento, propriedades mecânicas dependentes da temperatura, e um modelo de endurecimento cinemático.

Geralmente o material perde sua rigidez rapidamente em temperaturas a partir de 1000 °C e valores acima deste são comumente utilizados como uma temperatura de corte na etapa mecânica da simulação, sendo a máxima temperatura permitida como carga na simulação mecânica, além de ser a temperatura de referência para computar as deformações térmicas (MOLLICONE et al., 2006).

Brickstad e Josefson (1998), Hong, Tsai e Dong (1998) e Ohms et al. (2009) utilizaram em suas simulações um modelo bilinear de endurecimento cinemático. Fiquet et al. (2009) utilizaram endurecimento cinemático não-linear com a formulação *Lemaitre-Chaboche*, considerado o modelo mais completo de todos e que obteve as melhores aproximações nas comparações compiladas por Smith e Smith (2009), sobre o aço inoxidável AISI 316L. Cuidados devem ser tomados ao analisar a distorção de peças com baixo grau de restrição, pois o comportamento visco-elasto-plásticos a altas temperaturas podem se tornar importantes.

Os efeitos de recozimento se referem a modificações da estrutura devido a mudanças de fase na fase sólida, o que acaba por interferir na resistência mecânica. Geralmente isso é modelado através da redução ou remoção da deformações plásticas acumuladas. Várias análises citadas por Lindgren (2006) removem estas deformações se o material atinge a temperatura de fusão.

Zhu e Chao (2002) explicam porque a tensão de escoamento tem um efeito significativo sobre a tensão residual e a distorção, sugerindo que a dependência da temperatura do limite de escoamento deve ser considerada em uma simulação de soldagem de alumínio para obter resultados mais corretos. Eles demonstram que o módulo de Young e o coeficiente de expansão térmica têm pequenos efeitos sobre a tensão residual e distorção na simulação de soldagem. Eles também postularam que uma abordagem semelhante poderia ser estendida para soldagem dos aços.

Vários pesquisadores utilizam o limite de escoamento do metal de adição como sendo igual ao do metal base. Deng e Murakawa (2008), em particular, investigaram a influência do limite de escoamento destes materiais nos seus modelos. Eles simularam casos onde o metal base e o metal de adição possuíam valores de escoamento iguais e diferentes, para avaliar as diferenças entre eles. Eles concluíram que, na maioria dos casos, não há diferenças significativas entre utilizar tensões de escoamento iguais ou diferentes para o material base e o de adição.

Radaj (2003) apresenta a formulação matemática que Okerblom (1958) realizou para verificar a influência do formato do cordão e do calor imposto na distorção angular. Schenk et al. (2010) investigaram em seu trabalho a interação entre a peça soldada e as pinças de fixação da peça de uma junta T. O sistema de fixação por pinças, tem forte influência no sistema térmico da soldagem, principalmente no momento do resfriamento, além de interferir fortemente nas tensões residuais da peça. Lee, Chang e Do (2015) avaliaram o relaxamento das tensões em soldas feitas com arame tubular (FCAW), sob diferentes carregamentos cíclicos.

2.2.4 Simulações Metalúrgicas na Soldagem

As transformações de fase sólida durante o resfriamento no processo de soldagem produzem dilatações no material e induzem deformações plásticas microscópicas, mesmo que o estado de tensões seja elástico. O efeito destas dilatações em reduzir os picos de tensões de tração longitudinais é limitado a região de fusão e a uma parte da Zona Afetada pelo Calor (ZAC). Em simulações que incluem transformações metalúrgicas, as dilatações são computadas proporcionalmente as quantidades das várias fases formadas, e as deformações plásticas microscópicas são modeladas por um termo de deformação plástica adicional, que está relacionada com o progresso das transformações de fase sólida.

Dentro da etapa térmica, [Murthy, Rao e Iyer \(1996\)](#) incluíram os efeitos de calor latente devido a transformações de fase sólida ao adicionar termos de entalpia na equação de equilíbrio térmico. Eles utilizaram relações empíricas sobre a cinética de transformação e as curvas de tempo-temperatura-transformação (TTT) do material envolvido, para calcular as frações em volume das várias fases transformadas durante as transformações de fase sólida ao longo do processo de resfriamento. Durante a análise de tensões, para computar o incremento total das deformações, eles utilizaram a soma dos termos de deformação elástica, plástica, térmica e as deformações devido as transformações de fase, na proporção das frações de volume das várias fases formadas.

Para simulação de transformação de fase sólida envolvendo difusão em aços (decomposição da austenita em ferrita, perlita e bainita), a lei de Johnson-Mehl-Avrami pode ser utilizada. A transformação em martensita pode ser descrita pela lei de Koistinen-Marburger ([YAGHI; BECKER, 2004](#)). [Cho e Kim \(2002\)](#) concluíram que as transformações de fase metalúrgica devem ser consideradas na análise de tensões residuais, na soldagem de aços de médio e alto carbono, podendo ser ignoradas para aços de baixo carbono.

[Mochizuki et al. \(2002\)](#) investigou os efeitos das propriedades do material nas tensões residuais e a influência das transformações de fase nas tensões térmicas. Foram estudados dois materiais de alta resistência mecânica, e foram comparados os históricos das tensões térmicas do modelo numérico e dos experimentos. As simulações levaram em conta as propriedades para cada microestrutura, conforme as temperaturas e diagramas CCT.

[Berglund, Alberg e Runnemalm \(2003\)](#) utilizou modelos microestruturais simples para modelar transformações austenita-martensita de aços inoxidáveis martensíticos nas suas simulações de soldagem.

[Tsirkas, Papanikos e Kermanidis \(2003\)](#), executaram uma análise MEF 3D da soldagem a laser em juntas de topo, de chapas grossas do aço AH36 usando SYSWELD®. O seu trabalho leva em conta as transformações metalúrgicas usando as propriedades do material dependentes da temperatura e os seus diagramas TRC. Eles fazem a recomendação

da soldagem a laser sobre outros tipos de soldagem, por sua característica de baixo aporte térmico no componente soldado, o que leva a uma ZAC relativamente pequena e baixa distorção do componente soldado.

Modenesi, Marques e Santos (2012) mostra uma coletânea de equações empíricas para o efeito de diferentes elementos de liga nos limites de escoamento e de resistência da zona fundida depositada com eletrodo revestido. Também apresenta um modelo empírico para a estimativa do limite de escoamento do metal de solda na condição inalterada supondo que este limite seja formado por contribuições da resistência do ferro puro, do endurecimento por solução sólida e da resistência dos constituintes microestruturais do aço. Este modelo pode ser utilizado para contemplar os efeitos metalúrgicos em simulações mecânicas.

Wang et al. (2018) estudaram a influência da diluição química em soldagens multipasse de um aço com baixa temperatura de transformação, utilizando modelo termomecânico-metalúrgico, e concluíram que é possível mitigar alguns efeitos das tensões residuais através da modulação das transformações de fase. Sun et al. (2019) modelaram a têmpera da martensita e bainita em soldagens multipasse do processo arco submerso (SAW), e verificaram uma diminuição nos picos de tensão devido a têmpera, quando comparados com simulações que não levam em conta estes aspectos metalúrgicos.

2.2.5 Propriedades dos Materiais

Todo o histórico térmico do material pode ser modelado através de apenas uma propriedade, a entalpia (CAPRICCIOLI; FROSI, 2009). Dentro dos valores obtidos para gerar a curva da entalpia com a temperatura, pode ser adicionada a parcela de calor latente devido a mudança de fase (fusão e solidificação) do material (FARIAS, 2015). Outras propriedades necessárias são a condutividade térmica e a emissividade do material, sendo esta última de interesse apenas quando implementada as perdas de calor por radiação. Wu et al. (2007), Otto et al. (2011), Derakhshan et al. (2018), entre outros, levam em conta o calor latente nos seus modelos. Esta tendência pode ser observada na Fig. 2.23, entretanto, quase metade das referências ainda não indica se tal parcela é levada em consideração em suas simulações.

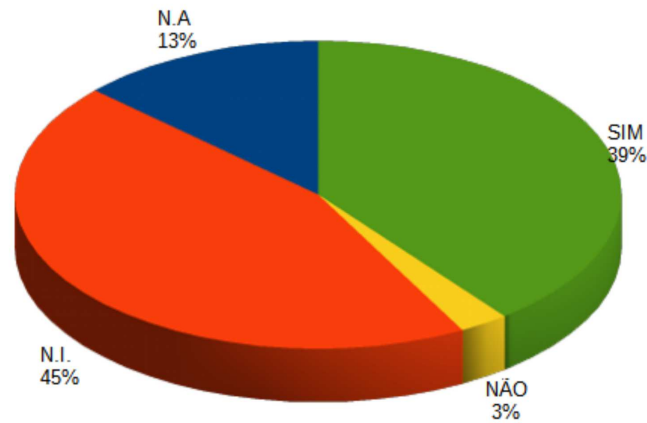


Figura 2.23 – Inclusão do calor latente em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Os modelos com fontes de 2ª geração não são capazes de contemplar o movimento do metal fundido na poça de fusão. Assim, as transferências de calor por convecção do metal líquido dentro da poça de fusão são aproximadas, por equivalência, em transferência de calor por condução em um sólido, através da modificação da condutividade térmica do material para temperaturas acima da temperatura de fusão (MAHIN et al., 1991) (DIKE; CADDEN; H., 1998) (RAVISANKAR et al., 2014)) (LEE; CHANG; Van Do, 2016). Brickstad e Josefson (1998), um dos primeiros a usa este conceito, o denominaram *condutividade térmica artificial*. A maioria das referência ainda não informa explicitamente o uso deste conceito (Fig. 2.24), entretanto, Farias (2015) verificou que sua não utilização pode induzir a resultados térmicos superestimados.

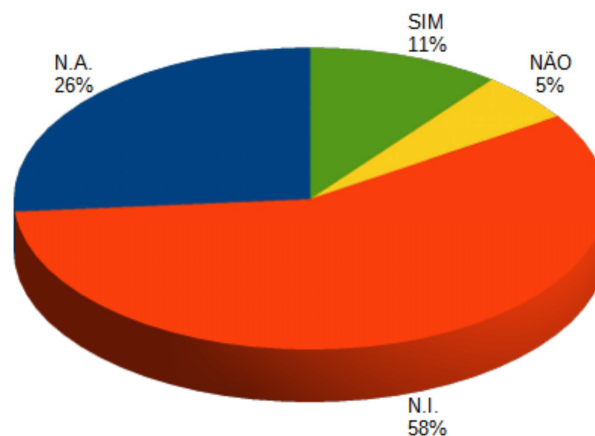


Figura 2.24 – Uso do conceito de condutividade artificial em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

A modelagem do material é, junto com as incertezas da entrada de calor, um dos maiores problemas da simulação da soldagem. A análise térmica geralmente apresenta

menos problemas numéricos, com exceção do grande calor latente durante a transição sólido-líquido, além de ser mais fácil obter valores precisos das propriedades térmicas, em relação as propriedades mecânicas de um sólido (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005), principalmente em função da temperatura.

As propriedades térmicas possuem um papel mais importante que as propriedades mecânicas. Isso se deve ao fato de que a dilatação térmica é a força motriz do fenômeno de deformação do material sob soldagem. A dilatação é determinada pelo campo de temperaturas e, portanto, é fortemente influenciada pelas propriedades térmicas.

O histórico termomecânico completo de um material vai influenciar suas propriedades. No entanto, para a maioria dos casos, uma aproximação adequada seria variar as propriedades apenas com a temperatura e deformação plástica. No entanto, a abordagem mais comum para o cálculo das propriedades é ignorar as influências das mudanças na microestrutura e assumir que as propriedades dependem apenas da temperatura.

Segundo Capriccioli e Frosi (2009), devido a grande dificuldade de obter-se as propriedades acima do ponto de fusão, uma maneira mais simples de continuar as análises acima desta temperatura é manter as propriedades constantes fora da faixa de sólido do material. Ainda de acordo com estes autores, variações de $\pm 10\%$ nas propriedades do material não apresentaram interferência significativa nos resultados das simulações.

2.2.6 Metodologias para Simulação Numérica da Soldagem

Dentre os três métodos que se apresentaram ao longo do tempo para a solução de problemas semelhantes ao proposto (Diferenças Finitas, Elementos de Contorno, Elementos Finitos e Volumes Finitos), o Método dos Elementos Finitos vem sendo o escolhido devido a sua capacidade para realizar análises não lineares e com grandes complexidades geométricas, assim como tempo computacional aceitável (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). A Fig. 2.25 apresenta uma distribuição atual dos métodos utilizados.

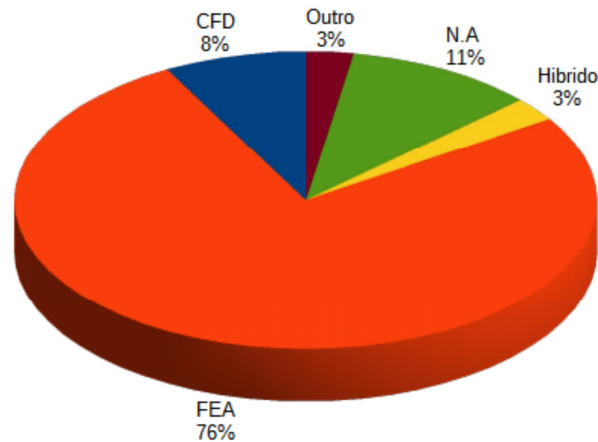


Figura 2.25 – Métodos numéricos utilizados em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

A predominância do MEF demonstra que este é uma ferramenta de análise numérica útil e poderosa. Pode ser empregada para simular o campo de temperaturas, as distorções e tensões residuais, e a microestrutura de um componente submetido à soldagem. O MEF, assim como o Método dos Volumes Finitos (MVF), consiste em dividir o domínio da solução em regiões de forma simples, que no caso do MEF são chamadas de *elementos*. Uma solução aproximada das equações pode ser desenvolvida para cada um destes elementos. A solução total é gerada juntando as soluções individuais, tomando-se o devido cuidado para garantir a continuidade nas ligações entre os elementos (CANALE; CHAPRA, 2011).

A construção da malha de elementos finitos requer um julgamento cuidadoso dos fenômenos a serem estudados e é uma das etapas mais intensas da simulação numérica, tanto para soldagem quanto para outras finalidades. Em relação ao domínio utilizado, as simulações são realizadas predominante em três dimensões (Fig. 2.26), visto que o problema da soldagem em si é um problema tridimensional, conforme exposto no Item 2.2.1.

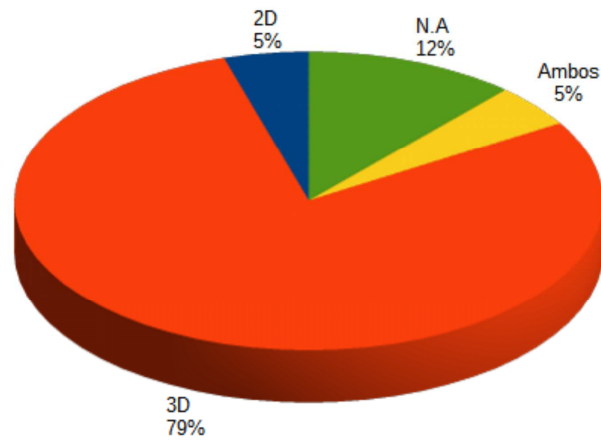


Figura 2.26 – Domínios utilizados em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Um método muito utilizado, mas que vem perdendo espaço, é o conceito de simetria. Sua principal vantagem é em diminuir pela metade a geometria simulada, diminuindo consideravelmente o tempo computacional. Entretanto, a simetria só pode ser usada em juntas de topo ou simulações de cordão sobre chapa (*bead on plate*). Com o aumento de complexidade dos componentes soldados, juntas assimétricas do ponto de vista da soldagem, como a sobreposta e a junta T, acabam por exigir a modelagem completa da junta, elevando o tempo computacional. Isto pode ser observado na Fig. 2.27, onde se percebe que a maioria dos trabalhos já simula situações onde a simetria não é mais permitida.

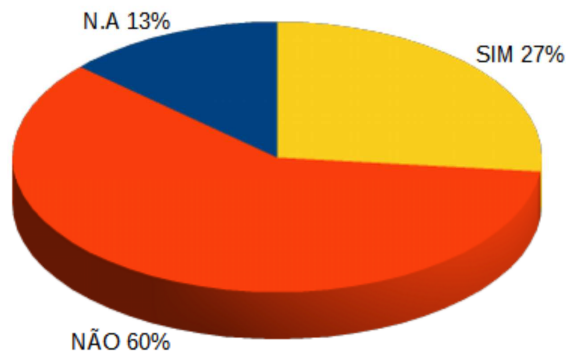


Figura 2.27 – Uso da simetria em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

O uso de modelos locais ainda não é muito difundido nas simulações de soldagem (Fig. 2.28). Basicamente, quando se tem uma estrutura demasiada grande, formada por uma pequena geometria que se repete sucessivamente, é possível simular apenas esta pequena geometria (modelo local), e juntar e extrapolar os resultados obtidos, para toda a estrutura. Mondal et al. (2018) por exemplo, apresenta uma solução para uma pequena junta tipo

T, e extrapola seu comportamento para um painel com vários reforços composto pela mesma configuração de junta T, reduzindo consideravelmente seus tempos computacionais. Formular problemas de soldagem como modelos locais pode reduzir consideravelmente o tempo necessário para as análises, e isto é altamente desejável.

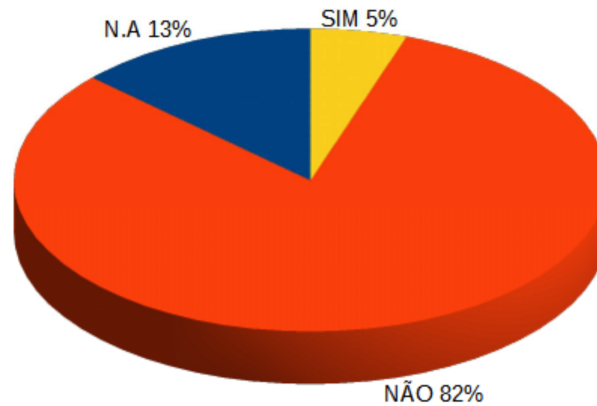


Figura 2.28 – Uso de modelos locais em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Para a simulação da soldagem, a malha até pode possuir o formato prévio da poça de fusão, mas isso não é obrigatório (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Como a zona fundida tem dimensões na ordem de centímetros e a peça dimensões na ordem de metros, a malha deve aumentar de tamanho gradualmente, para garantir a continuidade dos resultados, mas mantendo o custo computacional relativamente baixo. A maioria dos elementos é concentrada ao longo do cordão de solda, já que neste local o gradiente de temperaturas varia mais bruscamente. Informações como tamanho de malha (Fig. 2.29) e tamanho do elemento (Fig. 2.30) utilizado ainda não são mencionados na maioria das referências, apesar da norma ISO/TS 18166:2016 (ISO, 2016) tornar tais dados obrigatórios em documentos e artigos relacionados a simulação de soldagem.

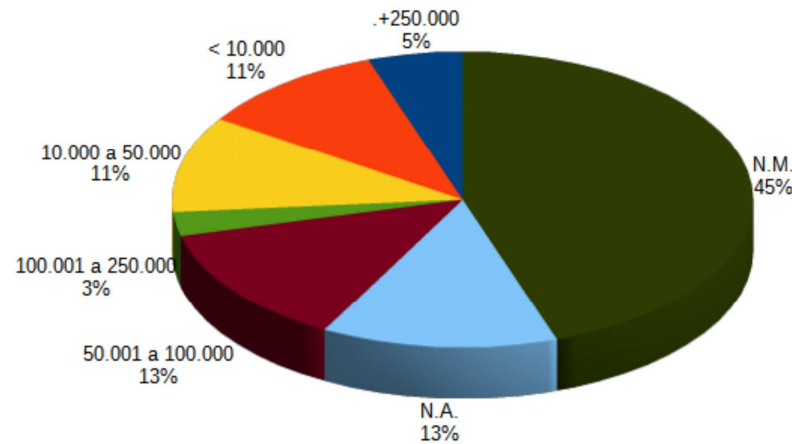


Figura 2.29 – Tamanho das malhas (nº de nós) utilizadas em simulações de soldagem. (Fonte: próprio autor)

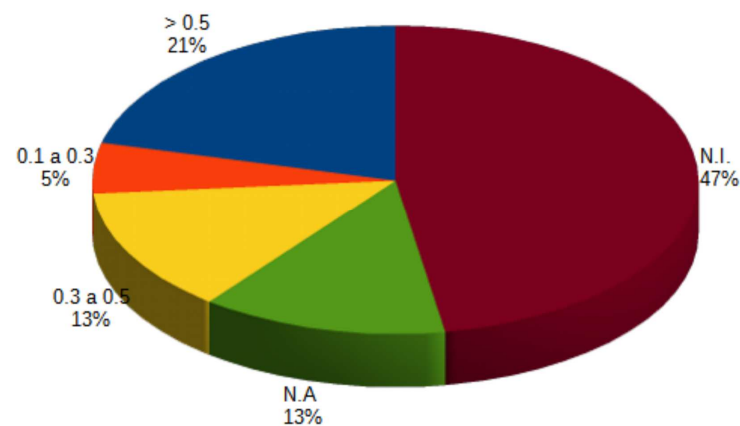


Figura 2.30 – Tamanho do menor elemento da malha, utilizados em simulações de soldagem, em mm. (Fonte: próprio autor)

Outras informações importantes, que permitem principalmente comparar metodologias entre si, são o tempo computacional (Fig. 2.31) e a configuração de hardware do computador (Fig. 2.32) utilizado na execução das simulações. No entanto, tais dados também são costumeiramente negligenciados na apresentação de artigos sobre o tema.

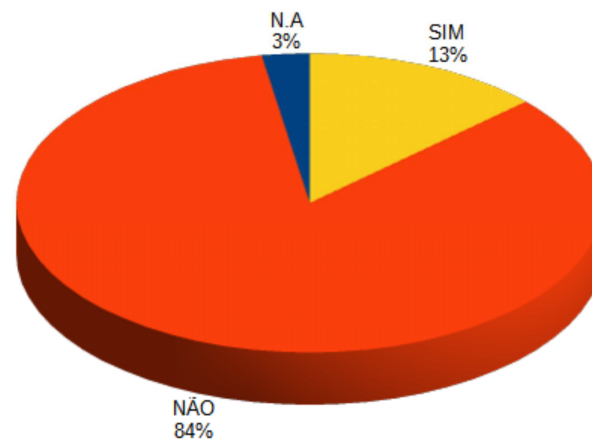


Figura 2.31 – Apresentação do tempo computacional em artigos sobre simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

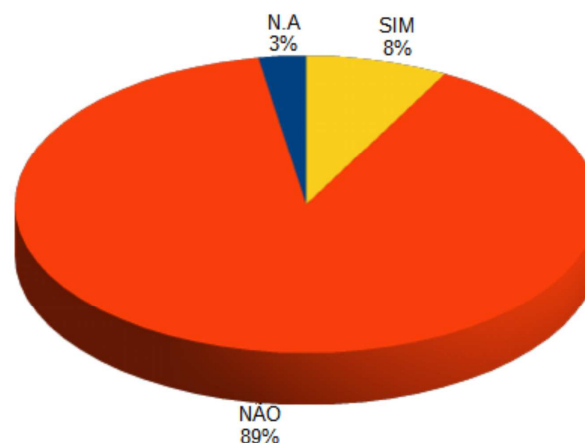


Figura 2.32 – Apresentação das configurações de hardware em artigos sobre simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Para uma análise mais abrangente, [Murthy, Rao e Iyer \(1996\)](#) afirmam que as formulações térmicas, assim como as mecânicas e metalúrgicas, devem levar em consideração as não linearidades devido a variação das propriedades do material e dos coeficientes de transferência de calor com a temperatura, assim como a inclusão das condições de contorno para o fenômeno de radiação e de mudança de fase. Alguns trabalhos ([QINGYU et al., 2002](#)) ([HUANG; MURAKAWA, 2016](#)) utilizaram técnicas de malha adaptativa aplicada a simulação do processo de soldagem, onde a comparação do tempo de cálculo mostram que o uso de malha adaptativa pode reduzir o tempo computacional em cerca de um terço, para alguns casos. [Lindgren \(2006\)](#) e [Chen, Chen e Shenoi \(2015\)](#) utilizam uma combinação de elementos sólidos e placa para diminuir o tempo computacional sem prejudicar os resultados.

2.2.7 Validações

Experimentalmente, correntes e tensões elétricas, frequências, velocidades de soldagem e de alimentação do arame, deslocamentos, deformações, tensões residuais, entre outros, podem ser medidos. Cordões de solda podem ser seccionados e suas seções transversais podem ser medidas em microscópios. Termopares e câmeras térmicas podem ser utilizadas para medir temperaturas do processo. Um grande número de dados experimentais pode ser obtido para qualquer tipo de soldagem, e muitos destes dados já foram publicados. Todas estas questões auxiliam a obtenção de modelos numéricos que apresentem uma boa acurácia.

Após averiguar os dados disponíveis para caracterizar o processo e as condições de soldagem, deve-se decidir como utilizar estes dados. Exceto no interior da zona de fusão, as soluções aproximadas podem ser extremamente precisas, desde que sejam fornecidos dados experimentais adequados. Não é difícil atingir boa acurácia para temperaturas a uma certa distância do cordão de solda, mas este problema aumenta quando as medidas vão sendo realizadas cada vez mais próximas da zona de fusão (GOLDAK; AKHLAGHI, 2005). Hong, Tsai e Dong (1998) relataram que o perfil da zona fundida em termos de tamanho e forma dominou a distribuição final de tensões residuais de suas simulações. Já Smith e Smith (2009) apresentaram as algumas considerações sobre medições com termopares:

- a variação na entrada de calor global nos corpos de prova tende a ter pequena interferência quando são utilizados processos automatizados;
- pode ocorrer contato térmico pobre ou variável entre os termopares e o corpo de prova;
- pode haver erros de posicionamento dos termopares.

Logo, o uso de termopares exige um procedimento cuidadoso, tanto na colocação dos termopares quanto na aquisição de dados. Somados, estes fatores sugerem que os termopares mais confiáveis para utilizar nas comparações com os resultados numéricos são aqueles em uma seção no meio do cordão de solda (sentido longitudinal) e na parte inferior da chapa, para eliminar efeitos de interferência devido ao arco elétrico (SMITH et al., 2014).

A determinação do tamanho e formato da poça de fusão é obtida na simulação utilizando-se como referência uma linha isotérmica dentro da faixa de temperaturas de fusão do metal, que representa a interface sólido-líquido do material (NEZAMDOST et al., 2016).

Conforme apresentado por Dike, Cadden e H. (1998) Goldak e Akhlaghi (2005), e Deng e Murakawa (2006), os parâmetros geométricos da distribuição do fluxo de calor

devem ser ajustados a partir dos resultados de experimentos de soldagem, mais precisamente a partir do tamanho e formato (penetração e largura) da zona fundida, assim como dos ciclos de temperatura medidos em regiões relativamente próximas a zona fundida.

No contexto do meta-estudo, observou-se a seguinte distribuição em relação aos tipos de medições experimentais de temperatura (Fig. 2.33), no contexto da soldagem.

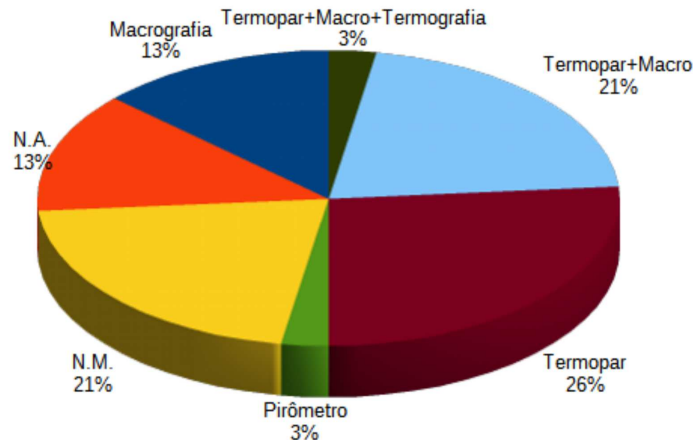


Figura 2.33 – Tipos de medições de temperatura utilizadas nas referências sobre simulação de soldagem. (Fonte: próprio autor)

É possível perceber que instrumentos mais refinados, como pirômetros a laser (ZHANG et al., 2016) e câmeras termográficas (KOLLÁR et al., 2019) são poucos utilizados nas verificações experimentais. Além do valor mais elevado deste tipo de equipamento, o fato da emissividade do material variar razoavelmente na faixa de temperaturas (25°C a 1500°C) dos processos de soldagem limita seu uso a algumas situações específicas (HUANG; LIU; SONG, 2007). Mais de um quarto dos trabalhos acaba por usar apenas termopares, o que pode não ser adequado, conforme mostrado por Farias, Teixeira e Vilarinho (2019), onde demonstrou-se que é possível validar resultados de uma simulação com dados de termopares e mesmo assim obter resultados menos adequados do que quando se utiliza a zona fundida da peça soldada.

Darmadi, Tieu e Norrish (2012) demonstraram a aplicabilidade das abordagens de simulação realizadas por diversos institutos de pesquisa ao redor do mundo, com suas respectivas validações experimentais de seus modelos mecânicos. Kyriakongonas (2008), assim como outros pesquisadores, conseguiu validar o campo de distorções com razoável acurácia.

Quanto as medições de distorção (forma final da peça), elas podem ser realizadas de maneira mais simples, utilizando mesas de coordenadas para determinar a forma da peça antes e depois da soldagem, ou então a técnica de fotogrametria (Fig. 2.34) (CHEN et al., 2018).

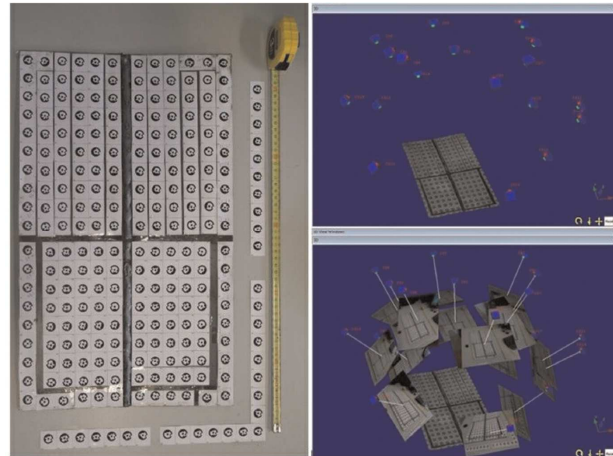


Figura 2.34 – Demonstração da técnica de fotogrametria para medição de distorções (CHEN; SOARES, 2014).

A medição de tensões residuais, no entanto, ainda carece de procedimentos padronizados, pois a maioria dos métodos de imagem (difração de raio-X, etc) conseguem medir as tensões apenas na superfície da peça, e sua calibração para efetuar as medições é demasiada complexa e por vezes, dispendiosa. Apenas o método de difração de neutrons é capaz medir tensões ao longo de toda espessura do material (HEMMESI; FARAJIAN; BOIN, 2017). A tendência encontrada nas medições dos aspectos mecânicos da soldagem é apresentada na Fig. 2.35.

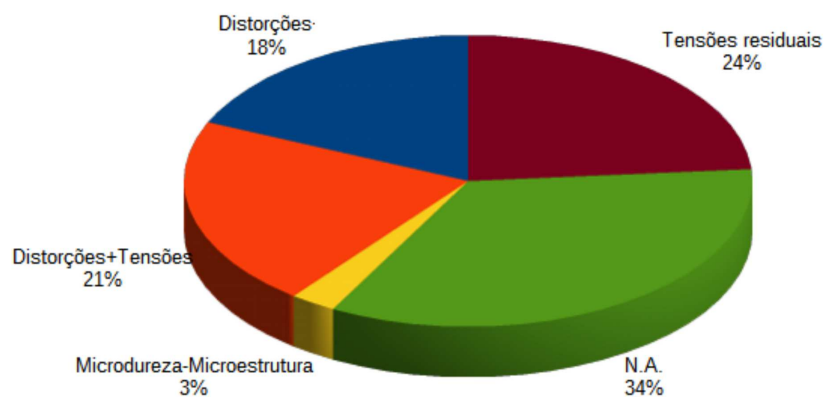


Figura 2.35 – Tendência de uso de medições mecânicas em experimentos relacionados a simulação de soldagem. (Fonte: próprio autor)

2.2.8 Otimização

A otimização matemática é uma área da ciência computacional que busca determinar o que é melhor, para problemas em que a qualidade de uma resposta pode ser medida por um número. A quantidade de ferramentas disponíveis para auxiliar nesta tarefa é

quase tão grande quanto o número de aplicações. Para resolver um problema, é preciso primeiro formulá-lo. A *Função Objetivo* é uma função que associa cada ponto no espaço de soluções a um número real. Este número permite medir a qualidade de uma resposta. Em um problema de minimização, quanto menor este valor, melhor a resposta. No problema de maximização, ocorre o inverso.

O critério de otimalidade fornece uma medida do ajuste dos dados para uma dada hipótese, para auxiliar na seleção de um modelo. Um modelo é designado como o "melhor" dos modelos candidatos se apresentar o melhor valor para uma função objetivo, dentro do grau de satisfação desejado para avaliar os candidatos.

Um método de otimização é chamado de *Determinístico* se for possível prever todos os seus passos conhecendo seu ponto de partida. Em outras palavras, um método determinístico sempre leva à mesma resposta se partir do mesmo ponto inicial. Em oposição a estes métodos, existem os chamados métodos *Estocásticos* ou *Probabilísticos*, onde o caráter aleatório de vários processos é simulado. Nestes métodos, várias escolhas são feitas com base em números aleatórios, sorteados no momento de execução do código. Como a cada execução do código os números sorteados serão diferentes, um método aleatório não executará a mesma sequência de operações em duas execuções sucessivas, muitas vezes requerendo análise estatística. Partindo de um mesmo ponto inicial, cada execução do código seguirá o seu próprio caminho, mas provavelmente irá convergir para valores finais muito similares (RAO; SAVSANI, 2012).

O projeto mecânico pode usar processos de otimização onde os projetistas sempre consideram determinados objetivos, tais como maior resistência, menor deformação, peso, desgaste, corrosão, etc. Em problemas de projeto reais, o número de parâmetros de projeto pode ser muito grandes e a sua influência sobre o valor a ser otimizado (função objetivo) pode ser muito complicado, tendo caráter não-linear. A função objetivo pode ter muitos extremos locais, ao passo que o projetista, idealmente, está interessado no extremo global, ou "melhor" valor global. Tais problemas não podem ser tratados por métodos clássicos determinísticos, como métodos de gradiente por exemplo, pois eles só calculam extremos locais. Rao e Savsani (2012) apresentam as seguintes considerações relacionadas as técnicas de otimização existentes:

- Técnicas de otimização tradicionais: estes são algoritmos determinísticos com regras específicas para que se movam de uma solução para outra. Possuem algumas limitações, como por exemplo a capacidade de resolver qualquer problema multi-objetivo. Estas técnicas também não são muito adequadas para a resolução de problemas envolvendo grandes número de restrições.
- Técnicas de otimização avançadas: estas técnicas são de natureza estocástica, com regras de transição probabilísticas. Muitas delas são baseadas em fenômenos da natu-

reza. Algoritmos Genéticos (GA); Evolução Diferencial (DE); Enxame de Partículas (PSO); Otimização Baseada em Biogeografia (BBO); e Colmeia de Abelhas Artificial (ABC) são exemplos de métodos avançados.

Portanto, os esforços devem ser levados a usar as técnicas de otimização mais recentes para modificar algoritmos existentes e desenvolver algoritmos híbridos que sejam são mais poderosos e robustos. Todos os algoritmos avançados acima mencionados são métodos inspirados na natureza, e usam uma otimização com base populacional (Fig. 2.36), mas deve-se ressaltar que eles têm algumas limitações em um ou outro aspecto. Devido a este fato, é necessário mais investigação para testar algoritmos para problemas diferentes e verificar a sua adequabilidade para uma grande variedade de problemas (RAO; SAVSANI, 2012).

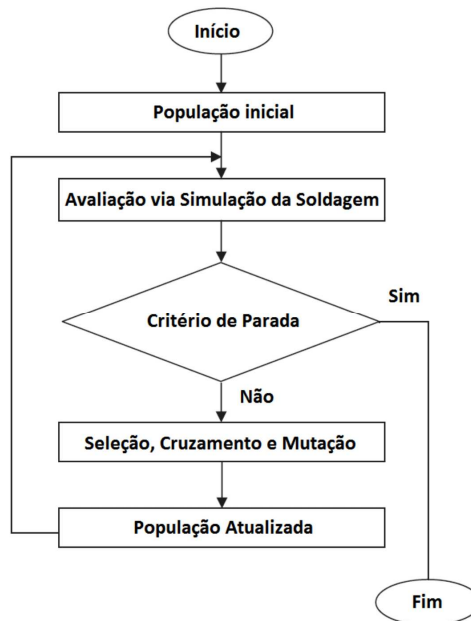


Figura 2.36 – Fluxograma geral das técnicas de otimização com base populacional, aplicada à soldagem. Adaptado de Islam et al. (2014).

2.2.9 Otimização Aplicada à Soldagem

Em otimizações numéricas, como o mapeamento das variáveis de projeto para funções objetivo e restrições é estritamente implícito, é difícil determinar se estas funções são contínuas e diferenciáveis, visto que as condições de convergência para alguns métodos de otimização podem requerer isto. Logo, métodos baseados em gradientes não são apropriados para estes tipos de problemas. Técnicas livres de derivação, como Algoritmos Genéticos, Evolução Diferencial ou Enxame de Partículas, podem facilmente ser adotados nestes problemas.

As otimizações tradicionais baseadas na variação dos parâmetros de soldagem em experimentos é muito dispendiosa e nem sempre garante que proverá a combinação de valores ótimos. [Song et al. \(2003\)](#) desenvolveram procedimentos de soldagem para minimizar distorções. A técnica *Low Stress Low Distortion (LSLD)* foi projetada para ser utilizada com simulações de soldagem. [Tajima et al. \(2007\)](#) utilizou simulações para verificar o tipo de procedimento que seria melhor para o seu estudo de caso. Como conclusão, eles encontraram que a soldagem intermitente paralelo e a soldagem intermitente zig-zag apresentam menor calor imposto e menor nível de tensões residuais. Os avanços no conhecimento dos mecanismos de transferência de calor, distorção, tensões residuais e evolução da microestrutura podem ser aumentados enormemente se as simulações de soldagem forem integradas com técnicas de otimização numérica. Esta integração permite encontrar valores ótimos dos parâmetros, de maneira computacional, com menor custo e tempo ([ISLAM et al., 2014](#)).

[Ertas e Sonmez \(2011\)](#) conduziram otimizações de projeto através de MEF em estruturas soldadas a ponto sob considerações de vida em fadiga. [Gannon et al. \(2010\)](#) utilizaram MEF para estudar a influência da sequencia de soldagem na distribuição de distorções e tensões residuais geradas pela soldagem. [Schenk et al. \(2010\)](#) estudou a influencia do tempo de restrição e do preaquecimento dos grampos, na distorção devido a soldagem.

[Azar, Ås e Akselsen \(2012\)](#) apresentaram um modelo de fontes pontuais de calor distribuídas de maneira discreta, utilizando esse modelo, após uma validação experimental, para determinar os melhores parâmetros de uma fonte volumétrica. Além disso, realizaram simulações com duas fontes de calor volumétricas sobrepostas, uma contemplando a largura e a outra a profundidade da zona fundida. [Fu et al. \(2015\)](#) desenvolveram um método de otimização por redes neurais para encontrar os melhores parâmetros para uma fonte de calor volumétrica do tipo duplo elipsoide, aplicada ao processo de arco submerso.

Dentro do contexto do meta-estudo, verificou-se a seguinte tendência em relação a como são obtidos os parâmetros de fontes de calor (Fig. 2.37). Como pode-se observar, a grande maioria dos trabalhos ainda se utiliza de tentativa e erro para encontrar tais parâmetros, enquanto poucos trabalhos se usam de processos de otimização para encontrá-los. Também, em poucos casos se usa valores da literatura, pois dificilmente se encontrará outro trabalho com mesmas condições de soldagem, mesma configuração de junta e mesmo modelo matemático utilizado.

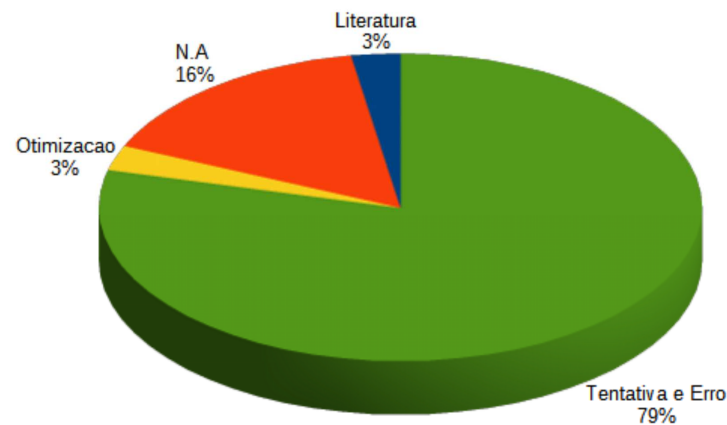


Figura 2.37 – Tendência de uso de técnicas de otimização na obtenção de parâmetros de fontes de calor em simulações de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Quando há algum tipo de otimização envolvido, observou-se a seguinte tendência, conforme Fig. 2.38.

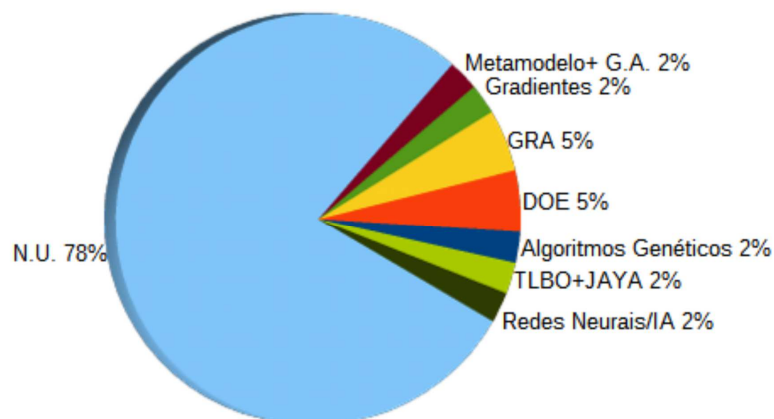


Figura 2.38 – Tendência de uso de técnicas de otimização na simulação de soldagem.(Fonte: próprio autor)

Como é possível observar, a maioria dos trabalhos ainda não utiliza técnicas de otimização, e daqueles que utilizam, são usadas diversas técnicas sem existir grande predominância de alguma em específico. A grande maioria, como já observado na Fig. 2.37, ainda se utiliza de tentativa e erro na determinação de parâmetros das simulações.

3 Metodologia

Nesta seção e na seção 3.3, foram pontuados e justificadas ao longo do texto, algumas das premissas que direcionaram a elaboração da metodologia proposta, de acordo com os objetivos da seção 1.3.

3.1 Métodos

Em primeiro lugar, no que se refere a terminologia, validação, verificação e calibração dos modelos computacionais aqui expostos, cabe ressaltar que o presente trabalho encontra-se de acordo com as normas vigentes sobre Simulação Computacional de Soldagem (CWM - *Computational Welding Mechanics*). Mais especificamente, as normas AWS A9.5:2013 (AWS A9 Committee, 2013) e a PD ISO/TS 18166:2016 BSI Standards Publication Numerical welding simulation — Execution and documentation (ISO, 2016).

Para análise da distribuição de temperaturas dos estudos de caso, foram realizadas abordagens numéricas, utilizando-se simulações computacionais através do MEF aplicada ao processo de soldagem. As simulações numéricas foram realizadas resolvendo a equação da difusão do calor, com o software ANSYS® *Multiphysics* através da interface ANSYS® *Mechanical*, utilizando a linguagem *APDL*, devido a sua grande flexibilidade sobre a interface gráfica.

Visto que a solução apresentada deve atender a variados estudos de caso, incluindo diferentes processos de soldagem, optou-se por utilizar os processos de soldagem GTAW, sem metal de adição, e GMAW, que possui adição de metal na junta soldada. Devido a natureza diferenciada da transferência de calor para a junta soldada, torna-se interessante a utilização destes dois processos para verificar a capacidade de previsão da metodologia proposta.

Apesar de não existir uma única fonte de calor que atenda todos os casos com acurácia, o modelo de fonte de calor a ser considerado como "referência" será o de duplo elipsoide, proposto por Goldak, Chakravarti e Bibby (1984) e sendo o mais utilizado atualmente. Nas simulações serão consideradas condições de contorno de transferência de calor por convecção e radiação.

Existem três propostas de novas fontes de calor a serem desenvolvidas e testadas. Uma delas consiste em variar a condutividade térmica artificial mencionada no Item 2.2.5, dentro da zona fundida, e as outras consistem em utilizar uma distribuição volumétrica com perfil variável, também dentro da zona fundida. O diferencial destas propostas é que estes modelos tenham menos parâmetros a determinar do que as fontes clássicas, como a

de duplo elipsoide. O fato de possuir menos graus de liberdade contribui para acelerar o processo de otimização dos parâmetros. As informações obtidas das zonas fundidas, ciclos térmicos e imagens obtidas por termografia serão as variáveis utilizadas para os ajustes e comparações necessárias entre os modelos.

Como método de otimização para buscar os valores ótimos no espaço de busca, optou-se por utilizar o método dos Algoritmos Genéticos, através de uma implementação feita em linguagem MATLAB®, e disponibilizada por [Houck, Joines e Key \(1995\)](#). Esta implementação, já testada por diversos pesquisadores, permite quaisquer tipos de alterações no código, possibilitando a personalização do algoritmo para atender problemas específicos de engenharia.

Para comandar todo esse processo, foi desenvolvido um software com interface gráfica, criado com o software MATLAB®. Esta ferramenta recebe toda a entrada de dados do usuário, desde a seleção das condições de soldagem, material, tipo de junta, dados das medições experimentais, dentre outros, além de controlar e monitorar todo processo de otimização, e apresentar os parâmetros ótimos obtidos, para o estudo em questão. O software também já sugere alguns dados padrão, de acordo com a configuração feita pelo usuário. Com os parâmetros obtidos o usuário poderá então efetuar a simulação completa do seu estudo de caso com a garantia de que a entrada de calor do seu modelo produzirá resultados térmicos próximos da realidade, com boa relação custo/benefício entre tempo computacional e acurácia.

Foram realizadas simulações para os materiais citados no Item 3.3. Estas simulações foram validadas utilizando os experimentos desenvolvidos no LAPROSOLDA.

3.1.1 Desenvolvimento OWSO

Até o momento, não existe ferramenta computacional que realize a otimização das fontes de calor, de uma maneira ampla, para diferentes processos, materiais e geometrias de junta soldada, utilizando apenas a zona fundida como referência. Até o momento, a obtenção destes parâmetros geralmente é feita por tentativa e erro, e quando é utilizada otimização, alguma ferramenta é desenvolvida exclusivamente para o objeto de estudo em questão, e não de maneira generalizada.

Visando preencher esta grande lacuna computacional, assim como englobar todo o conhecimento gerado neste trabalho na forma de inovação tecnológica, foi desenvolvido o software *OWSO - Open Weld Simulation Optimizer* (optou-se por nomenclatura em inglês visando uma inserção internacional), uma aplicação com interface gráfica intuitiva, que permite a configuração de todas variáveis relativas à simulação numérica de soldagem, sendo voltado a otimização de fontes de calor, tendo implementado no seu código todas metodologias e técnicas desenvolvidas neste trabalho.

Um ponto importante no desenvolvimento desta ferramenta, é que ela pode ser utilizada com qualquer software de simulação numérica, fazendo-se as devidas alterações, que envolvem basicamente a maneira na qual se faz a chamada do software, e a leitura dos arquivos gerados pelo OWSO. Isto auxilia muito em atingir um dos objetivos do trabalho, que é o de popularizar e facilitar a execução de simulações numéricas dos processos de soldagem. Na versão atual do OWSO (v2.6.0), ele encontra-se completamente funcional para trabalhar com simulações no ANSYS® *Multiphysics*. Como esta aplicação representa um resultado da tese, as telas da interface gráfica e suas devidas explicações serão melhor apresentadas na seção 4.2.

3.1.2 Desenvolvimento da biblioteca *WeldLib*

Assim como a ausência de uma aplicação voltada para a otimização de simulações numéricas de soldagem, a ausência de rotinas disponíveis e testadas, para simulações numéricas de soldagem, são atualmente um dos maiores entraves para as pesquisas nesta área. Atualmente, cada um que opta por estudar simulações de soldagem acaba por criar seus próprios algoritmos da estaca zero. Apenas aqueles que entram em grupos de pesquisa já existentes conseguem acesso as rotinas já desenvolvidas por estes.

Visando preencher esta grande lacuna de conhecimento, foi desenvolvida a *WeldLib* (versão atual v1.0.0) (Fig. 3.1), uma biblioteca de funções voltada para a linguagem APDL do software ANSYS®, com a implementação de diversas rotinas voltadas a simulação dos processos de soldagem, incluindo, mas não se restringindo, a diversas fontes de calor, a implementações de diferentes condições de contorno, entre outras rotinas necessárias para as simulações de soldagem. Com isto, o algoritmo para cada estudo de caso que se deseja realizar fica extremamente enxuto, bastando realizar as chamadas das funções, com os devidos parâmetros de entrada informados.

```

/EOF
CALL_CONVEC_RAD_BC
=====
SELETOR DE CONDIÇÕES DE CONTOURNO DE CONVECCAO E RADIACAO
=====
*IF,convrec_rad_bc_type,EQ,1,THEN
  *USE,CONVEC_CONST_RAD
*ELSEIF,convrec_rad_bc_type,EQ,2
  *USE,CONVEC_VAR_RAD
*ELSEIF,convrec_rad_bc_type,EQ,3
  *USE,CONVEC_CONS_CR
*ELSEIF,convrec_rad_bc_type,EQ,4
  *USE,embranco
*ELSE
  *USE,error_message2
*ENDIF
/EOF
CALL_RESFRIAM
=====
SELETOR DE RESFRIAMENTO APÓS SOLDAGEM
=====
*IF,resfrim_type,EQ,1,THEN
  *USE,RESFR_SIMPLE
*ELSEIF,resfrim_type,EQ,2
  *USE,RESFR_MECHANICAL
*ELSEIF,resfrim_type,EQ,3
  *USE,embranco
*ELSE
  FINISH
*ENDIF
/EOF

```

Figura 3.1 – Trecho de código da versão 1.0.0 da biblioteca *WeldLib*.(Fonte: próprio autor)

3.1.3 Geometria Reduzida

A técnica apresentada nesta seção é parte fundamental do bloco "Metodologia de Otimização" presente no fluxograma da Fig. 3.7. Com inspiração em simulações de outras áreas da engenharia, como as simulações em CFD (Fig. 3.2) ou de análise de concentração de tensões, e baseado na primeira hipótese da pesquisa, a relembrar: "Aproveitando-se do fato de que a solda é um fenômeno bem localizado, quando comparado ao tamanho total do componente soldado, a simulação numérica (térmica) apenas desta região é suficiente para otimizar os parâmetros geométricos das fontes de calor."; decidiu-se utilizar elementos de tamanho exagerado fora da região do cordão de solda, para manter a malha com tamanho razoavelmente pequeno, e com isso baixando o tempo computacional consideravelmente.

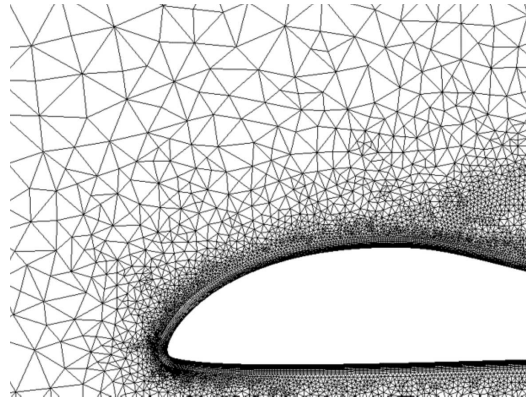


Figura 3.2 – Exemplo de malha utilizada em simulações de escoamentos ao redor de estruturas (GASPAROVIC, 2017).

Na malha da Fig. 3.2, a região de interesse encontra-se na superfície do perfil de asa mostrado, onde estuda-se a camada limite e outros fatores que influem na performance da mesma. Nas regiões mais afastadas, utilizam-se elementos grandes, cuja função é apenas preservar os balanços das grandezas pertinentes (balanço de energia, de massa, etc). Com isto em mente, aplicou-se a mesma técnica nas malhas das geometrias das simulações de soldagem, deixando elementos muito grosseiros fora da região da solda, com intuito de apenas representar aquela massa de material, para computar a transferência de calor por condução ao longo da geometria. Como não se deseja retirar resultados acurados desta região, isto pôde ser feito sem afetar a qualidade dos resultados na região do cordão de solda. Esta nova técnica foi denominada de *Geometria Reduzida*. Uma comparação entre a malha da técnica e uma malha padrão, para uma geometria de junta simétrica (Fig 3.3a e b) e para uma geometria assimétrica de junta soldada (Fig 3.3c e d), é apresentada na Fig 3.3.

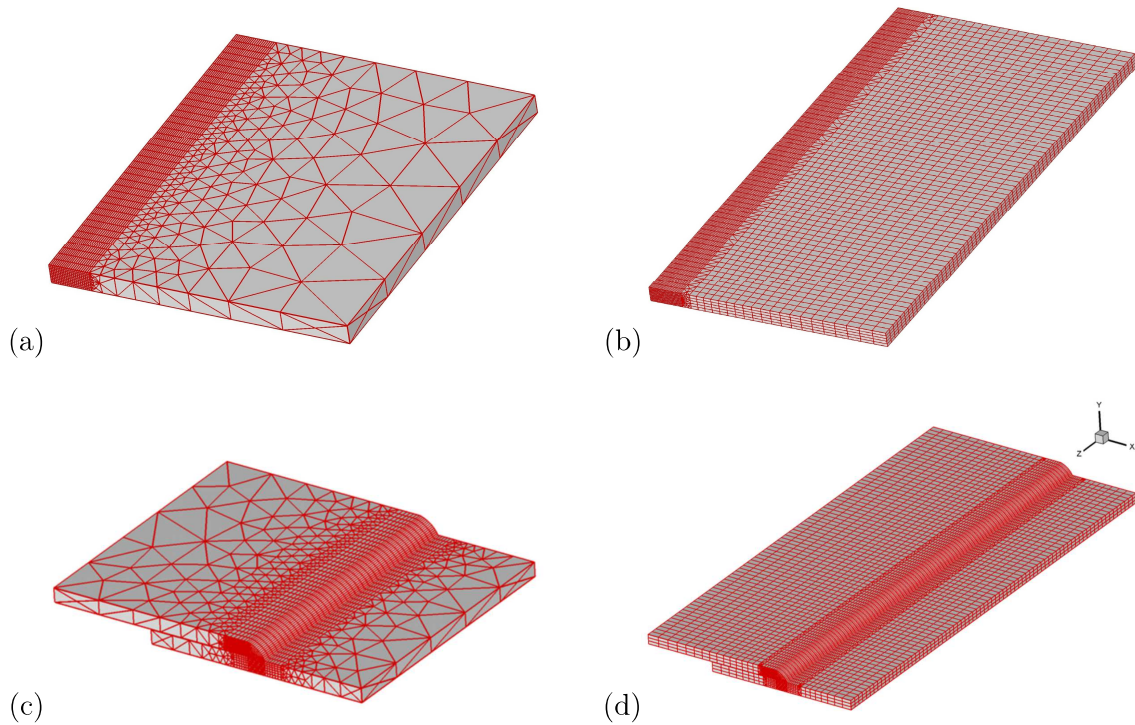


Figura 3.3 – Malhas de dois dos modelos computacionais. Geometria Reduzida (a) e (c) e Geometria Padrão (b) e (d). (Fonte: próprio autor)

Desta maneira, foi possível manter o grande ganho de tempo computacional, sem variação dos resultados, mesmo para condições diferentes de energia, espessura, material, etc. Vale também observar que o comprimento da geometria também fica reduzido. Após vários testes de simulação, chegou-se a um comprimento adequado, no qual as dimensões da zona fundida não variam mais ao longo do comprimento, considerando-se assim que a simulação entrou em uma espécie de "regime permanente". Ao comparar cada seção transversal, avançando um elemento por vez na direção longitudinal, verificou-se em qual comprimento as dimensões da zona fundida se mantêm constantes, e utilizou-se essa seção para extração de resultados durante o processo de otimização dos parâmetros da fonte de calor. Foi acrescentado um pequeno comprimento "extra", apenas como um coeficiente de segurança, para se ter certeza de que as dimensões já estavam contantes a partir daquele ponto.

Nos estudos envolvendo o MEF, para averiguar se os resultados obtidos independem da malha construída, faz-se necessário efetuar um teste de convergência com as mesmas. Esse teste consiste realizar as simulações com malhas cada vez mais refinadas, e ao observar que os resultados no local de interesse não variam significativamente de uma malha para outra, pode-se dizer que o problema está independente da malha, não sendo necessário fazer mais refinamentos, visto que o ganho em acurácia se torna insignificante quando

comparado ao aumento do tempo computacional.

Para o uso da Geometria Reduzida, foram criadas malhas utilizando hexaedros de 1ª ordem, com elementos *SOLID70* (Fig. 3.4a) presentes no software ANSYS® *Multiphysics*. Este elemento é um hexaedro de 8 nós, onde cada nó possui um grau de liberdade, que é a temperatura. Este elemento pode ser utilizado para análises em regime permanente ou transiente. Na sua matriz de rigidez podem ser inseridos valores de propriedades de condutividade térmica, massa específica, calor específico e entalpia do material. Nas suas faces podem existir cargas devido aos fenômenos de convecção ou radiação (ANSYS, 2011). Sobreposto nas faces externas deste elemento, foram utilizados elementos SURF152 (Fig. 3.4b). Este elemento bidimensional e possibilita o cálculo dos fluxos na sua superfície, como o fluxo devido a convecção e/ou radiação. Este elemento possui quatro nós com a temperatura sendo seu grau de liberdade, e um quinto nó, externo, o qual é usado como referência para computar os fluxos devido à convecção/radiação. Sua matriz de rigidez possui o coeficiente de convecção h_c e a emissividade do material como propriedade.

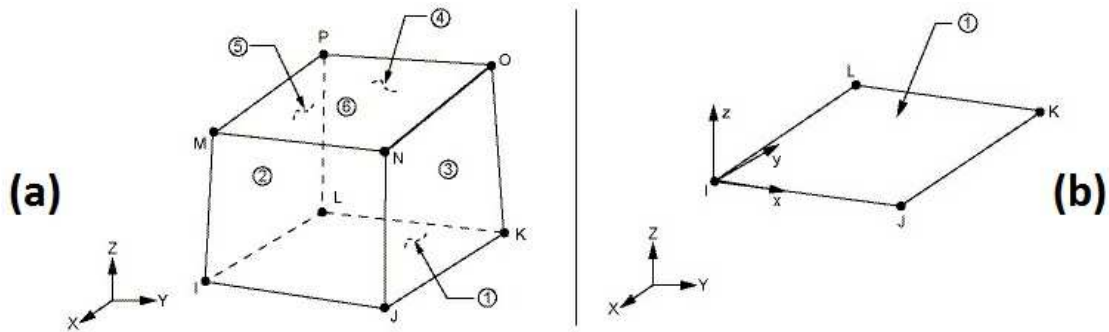


Figura 3.4 – Elemento tridimensional SOLID70 (a) e elemento bidimensional SURF152 (b), utilizados pelo software ANSYS®.

Foram feitas variações de tamanho nas direções transversal e longitudinal. O refinamento se deu apenas na região da soldagem, pois o gradiente de temperaturas é mais elevado nesta região. A Tabela 3.1 apresenta as dimensões de todas malhas utilizadas, sendo a malha M_040 considerada a de referência, por ser a mais refinada de todas. Para entender melhor a ordem de grandeza das malhas, a malha M_001 possui apenas 1384 nós, enquanto a M_040 possui 123963 nós. Foi selecionado um ponto da linha de fusão, e computado seu erro ao quadrado, quando comparado com a malha de referência. Os resultados dos testes de convergência estão apresentados no Item 4.3.

Em relação as condições de contorno de convecção e radiação, para todas as geometrias simuladas, estas foram aplicadas nas superfícies externas conforme Fig. 3.5, que apresenta o esquema para a junta de topo e a sobreposta.

Tabela 3.1 – Tabela de nomenclatura dos testes de convergência realizados.

Longitudinal [mm]	Transversal [mm]							
	1.00	0.80	0.60	0.40	0.30	0.25	0.20	0.10
2.00	M_001	M_002	M_003	M_004	M_005	M_006	M_007	M_036
1.75	M_008	M_009	M_010	M_011	M_012	M_013	M_014	M_037
1.50	M_015	M_016	M_017	M_018	M_019	M_020	M_021	M_038
1.25	M_022	M_023	M_024	M_025	M_026	M_027	M_028	M_039
1.00	M_029	M_030	M_031	M_032	M_033	M_034	M_035	M_040

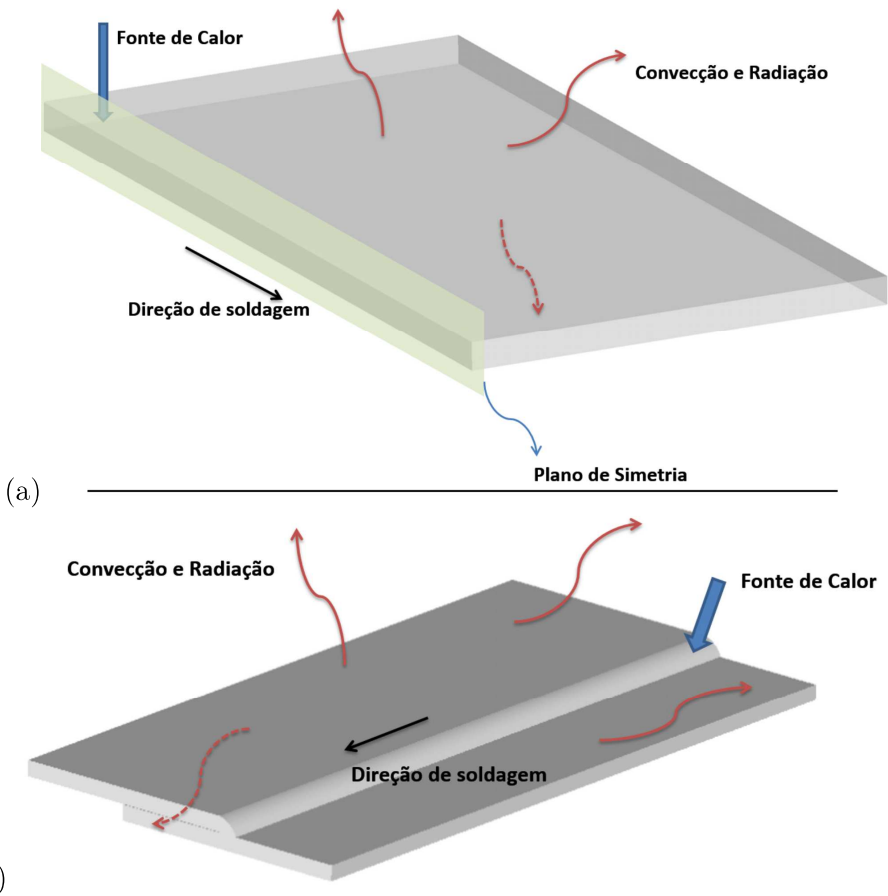


Figura 3.5 – Ilustração esquemática das condições de contorno para junta de topo (a) e junta sobreposta (b). (Fonte: próprio autor)

Na *Geometria Reduzida*, foi realizado um estudo de performance computacional para avaliar a melhor relação custo/benefício entre tempo e acurácia, considerando as seguintes combinações:

- Apenas convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante;
- Apenas convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura;

- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante e radiação com emissividade ε_r constante;
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante e radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura;
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura e radiação com emissividade ε_r constante e;
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura e radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura.

Para todas as simulações, foi considerada como condição inicial uma temperatura uniforme de 25 °C ao longo de toda a geometria, assim como uma temperatura ambiente de 25 °C.

3.1.4 Propriedades Termofísicas

As propriedades termofísicas dos materiais simulados foram obtidas da literatura. As propriedades são apresentadas para a temperatura ambiente até a temperatura de *solidus* do material em questão. Acima desta, as propriedades são mantidas com valores constantes visto que o modelo térmico não contempla o material na sua forma líquida.

Na Fig. 3.6, encontram-se os valores utilizados para k e H , variáveis com a temperatura. O salto observado na entalpia, na faixa de fusão do material, foi obtido acrescentando-se ao cálculo a parcela de calor latente do material. A curva de entalpia foi gerada a partir de ρ , C_p e da variação de temperatura, através da forma discreta das Equações 2.3, 2.4 e 2.5.

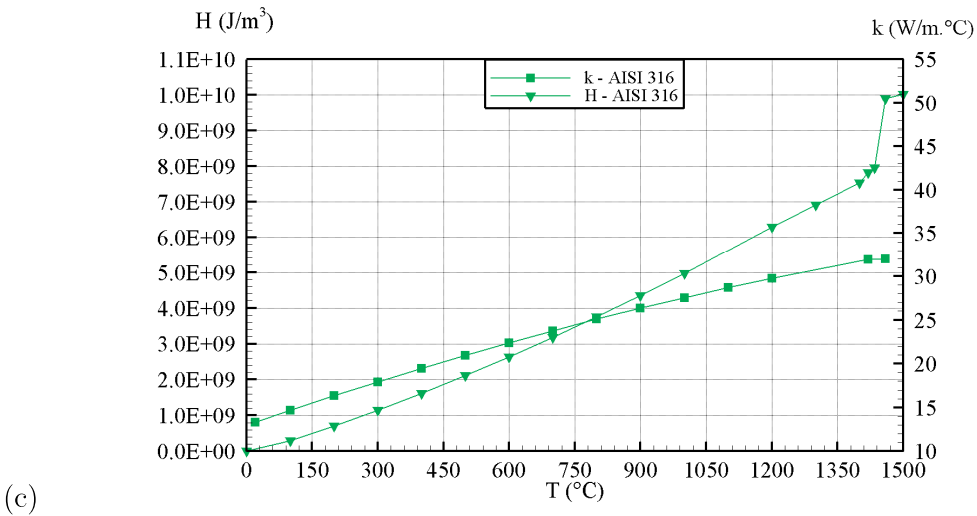
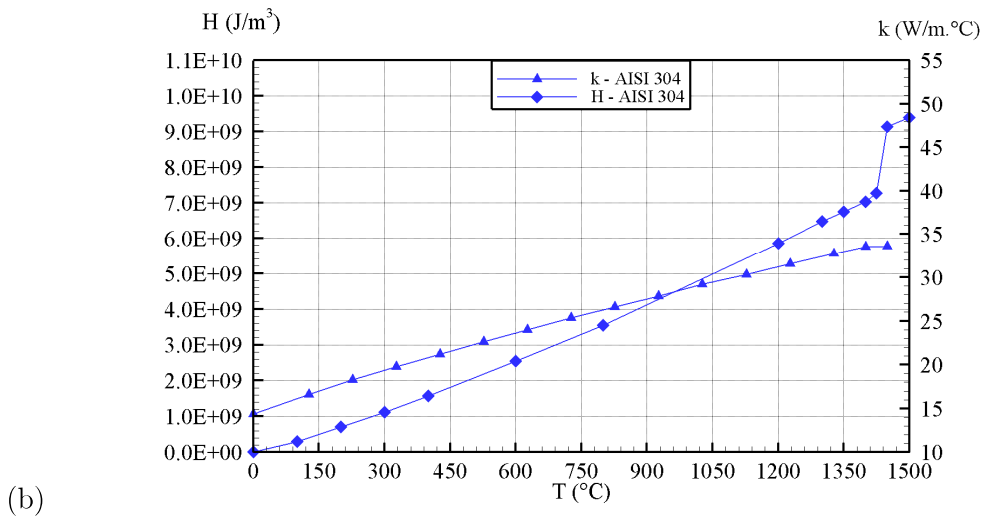
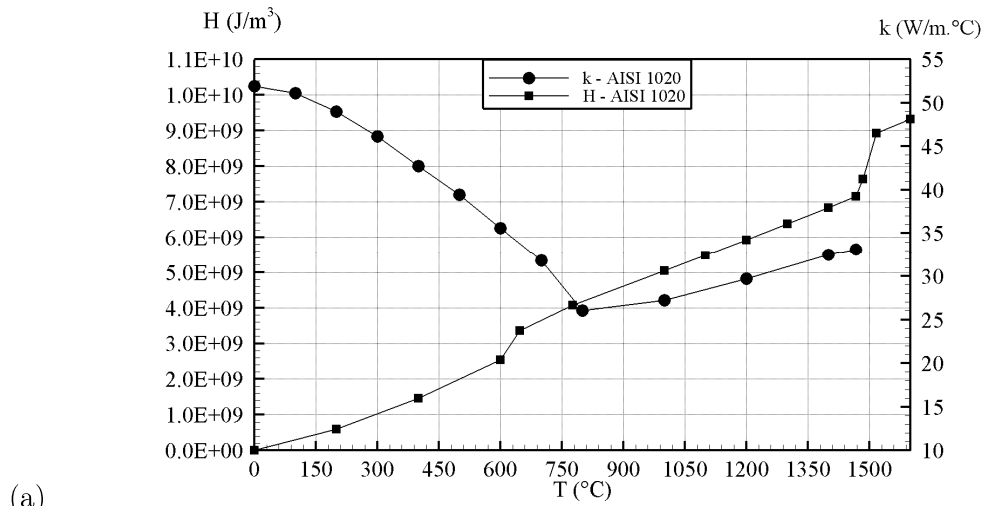


Figura 3.6 – Propriedades termofísicas utilizadas para o aço carbono AISI 1020 (a) e aços inoxidáveis AISI 304 (b) e AISI 316 (c) (MIETTINEN, 1997) (HO; CHU, 1977) (DENG; MURAKAWA, 2006) (DONG, 2001).

3.1.5 Metodologia de Otimização

Tudo que foi desenvolvido e exposto até o momento está englobado em uma metodologia computacional, que por meio de técnicas de otimização estocástica (Algoritmos Genéticos), Geometria Reduzida e outros métodos específicos, permite efetuar o ajuste de parâmetros de fontes de calor em simulações numéricas de soldagem, conforme fluxograma Fig. 3.7. Pretende-se demonstrar que essa metodologia pode ser aplicada a diferentes tipos de materiais, processos de soldagem e juntas soldadas. Tal solução, implementada via software *OWSO*, deve ser relativamente rápida e capaz de reproduzir adequadamente os resultados experimentais. Além disso, a metodologia deve considerar baixo nível de interferência do usuário durante o processo de otimização, mas também permitir personalizações caso necessário.

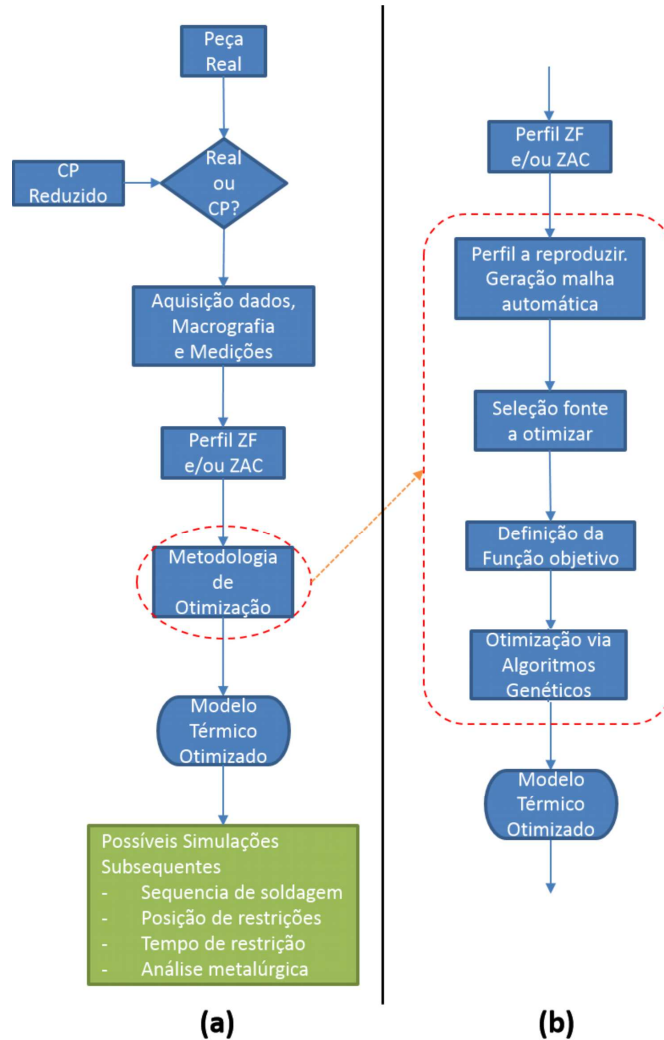


Figura 3.7 – Fluxograma da metodologia proposta: (a) etapas do processo e (b) detalhamento da metodologia de otimização. (Fonte: próprio autor)

Os dados disponíveis de um experimento devem ser coletados, como tensão, corrente, dimensões da zona fundida e/ou ZAC (Zona Afetada pelo Calor), temperaturas de termopares (se disponível), entre outras. Esses dados são então inseridos na ferramenta *OWSO*. Levando em consideração a geometria da solda e/ou ciclos térmicos, o software define a função objetivo, neste caso Método dos Mínimos Quadrados (Eq. 3.1), considerando a diferença entre o valor experimental e o valor numérico obtido na simulação, conforme:

$$F_q = \sum_{i=1}^N (T_{exp} - T_{num})^2 \quad (3.1)$$

onde F_q é o valor da função objetivo, N é o número de pontos, T_{exp} e T_{num} são as temperaturas do ponto obtidas no experimento e na simulação, respectivamente. Define-se o tipo de fonte de calor cujo a qual se deseja obter os parâmetros ótimos, e realiza-se a otimização através de Algoritmos Genéticos. Esta otimização é realizada até atingir uma solução ótima (não necessariamente a global), que respeita o critério de aceitabilidade previamente estabelecido.

O método de otimização descrito é aplicado a todos estudos de caso. O objetivo é obter a mesma geometria da zona fundida dos experimentos, assim como resultados aproximados para os ciclos térmicos dos termopares. Vários pontos são inseridos na macrografia, ao longo do limite da zona fundida, e as temperaturas destes pontos na simulação são monitoradas e comparadas via Eq. 3.1. Como critério de aceitabilidade, considera-se satisfatória a solução onde cada ponto monitorado possui uma diferença de 30 °C, valor este que representa uma diferença de apenas 2% em relação a temperatura de fusão ($T_{SOLIDUS}$) dos materiais simulados.

A eficiência térmica também foi considerada como parâmetro para ser otimizado durante o processo de otimização. Os limites superiores e inferiores do espaço de busca da eficiência térmica do processo foram obtidos de [Modenesi, Marques e Santos \(2012\)](#). Após inúmeros testes exploratórios com o Algoritmo Genético utilizado, em todos estudos de caso foram utilizados a evolução de 10 indivíduos ao longo de 20 gerações. Assim, o tempo computacional de cada caso pode ser comparado. No entanto, todos os resultados ótimos foram obtidos antes da 15ª geração. Após a otimização, que utiliza a técnica da Geometria Reduzida, uma simulação com a geometria completa é realizada, com os parâmetros ótimos obtidos, para verificar se os mesmos resultados são mantidos na geometria completa.

A Tabela 3.2 mostra os limites superiores e inferiores usados para cada parâmetro das fontes de calor testadas em cada estudo de caso. Tais valores forem determinados a partir de pré-testes numéricos, assim como de algumas dimensões da solda, conforme apresentado por [\(GOLDAK; AKHLAGHI, 2005\)](#).

	Fontes de Calor															
Estudos de Caso	Gauss		Conica				Goldak				FCV e FFV					
	σ	H	r_e		r_i		a	b	c_f		c_r	$f_{tamanho}$		f_{elipse}		
GTAW-C-B-3.0	LI	LS	LI	LS	LI	LS	LI	LS	LI	LS	LI	LS	LI	LS	LI	LS
	0,5	3,0	0,5	3,0	0,5	5,0	0,5	5,0	0,5	3,0	0,5	4,0	0,5	6,0	0,3	2,5
			3,0	0,5	4,0		4,0		3,0		4,0		6,0	0,3	2,5	1,0
GTAW-I-B-3.0																
GTAW-C-L-3.0			3,0	1,0	7,0		4,0		3,0		4,0		6,0			
			3,0	1,0	7,0		4,0		3,0		4,0		6,0			
GMAW-C-B-3.0			3,0	0,5	5,0		5,0		3,0		5,0		7,0			
			3,0	0,5	5,0		5,0		3,0		6,0		8,0			
GMAW-C-C-3.0			3,0	0,5	5,0		6,0		3,0		7,0		9,0			
			3,0	0,5	6,0		6,0		3,0		6,0		8,0			
GMAW-C-T-3.0			6,0	0,5	5,0		5,0		6,5		8,0		10,0			
			6,0	0,5	6,0		6,0		6,0		8,0		10,0			
GMAW-C-B-6.0			6,0	0,5	7,5		7,5		6,0		10,0		12,0			
			6,0	0,5	5,5		5,5		6,0		9,0		11,0			

Tabela 3.2 – Limites inferior e superior dos parâmetros geométricos a serem otimizados, para cada fonte e cada estudo de caso.

3.1.6 Premissas dos Experimentos

Antes da execução do trabalho como um todo, algumas premissas foram definidas a fim de delimitar o escopo de todo o projeto, de maneira a atingir os objetivos desejados, assim como permitir que fossem confirmadas/refutadas as hipóteses apresentadas na seção 1.3. Em relação aos parâmetros e condições de soldagem, torna-se impraticável variar tudo ao mesmo tempo. Logo, aqueles itens que podem ter grande influência na avaliação dos modelos propostos foram variados adequadamente, enquanto outros itens tiveram que ser mantidos constantes, de maneira a limitar os graus de liberdade que pudessem influenciar os resultados.

Em relação aos metais de base, os materiais foram selecionados de acordo com as seguintes justificativas:

- Aço Carbono AISI 1020: por se tratar de um aço largamente utilizado na indústria, seu comportamento térmico já é amplamente conhecido e suas propriedades já estão bem delimitadas e documentadas, o que traz mais confiança do ponto de vista numérico, principalmente quando se pretende testar novas metodologias de simulação.
- Aço Inoxidável Austenítico AISI 304: seu uso industrial vem aumentando cada vez mais, visto que sua resistência a corrosão é superior a dos aços carbono mais utilizados. Esse material foi selecionado devido a sua condutividade térmica ser razoavelmente diferente da do aço carbono, e como esta propriedade tem forte influência em simulações térmicas, cabe seu estudo para verificar a aplicabilidade da metodologia proposta.
- Aço Inoxidável Austenítico AISI 316: mesmas considerações do aço AISI 304. No entanto, as barras adquiridas deste aço possuem o dobro da espessura das barras do aço AISI 304.

Em relação aos metais de adição, estes foram selecionados de acordo com o que é tipicamente usado na união dos metais base apresentados. No caso dos aços inoxidáveis, poderia ter sido utilizado o arame ER308L, no entanto, na época dos experimentos, havia mais disponibilidade do arame ER308LSi no estoque do LAPROSOLDA.

Além de atender a verificação das hipóteses apresentadas, os parâmetros e condições de soldagem foram determinados mantendo em mente a possibilidade de usar as condições mais próximas como são usadas na prática, a saber:

- a) Trabalhar com o modo de operação da fonte em tensão constante, pois este é o modo comumente usado na prática. O operador regula como parâmetros de soldagem a velocidade de alimentação do arame e a tensão de referência de controle

- do equipamento. A indutância (que em fontes eletrônicas é chamada de fator de amortecimento da corrente), foi mantida em um valor de regulação fixo;
- b) Trabalhar com juntas ao invés de soldas de simples deposição sobre chapa. Como na prática não se utiliza soldas de simples deposição, para realização da análise geométrica do cordão, adotou-se quatro tipos de juntas muito utilizadas em soldagens na posição plana: juntas de topo em I; junta sobreposta; junta T; e junta de canto. Outra justificativa importante é que estas juntas possuem um fluxo de calor diferente entre si, quando observada sua seção transversal, algo que apresenta grande influência nos resultados das simulações térmicas, tornando-se atraentes para verificação da capacidade de previsão dos modelos propostos;
 - c) Para realização das soldagens foram confeccionadas placas de teste com material adquirido no comércio local. Para os testes em juntas, as placas de teste foram confeccionadas a partir de barras chatas. As chapas foram ponteadas para evitar a abertura da junta durante a soldagem.
 - d) Trabalhar com duas espessuras diferentes, para verificar o comportamento do modelo proposto. As espessuras nominais para o aço carbono são de 1/8" (3.175 mm) e 1/4" (6.35 mm). As espessuras dos aços inoxidáveis foram 3.00 mm (AISI 304) e 6.00 mm (AISI 316);
 - e) Nos casos com adição de material, trabalhar com apenas um modo de transferência, neste caso, por curto-circuito;
 - f) Para confecção das juntas e suas dimensões geométricas (folga, nariz, ângulo de chanfro, etc.) foram escolhidas em função do tipo de transferência e condições de soldagens utilizadas (nível de corrente, tipo de gás, etc.), sempre em função daquilo que é normalmente utilizado na prática e de acordo com o que é sugerido pelas tabelas e ábacos das normas de soldagem vigentes. Porém, para determinar os valores exatos, soldagens exploratórias foram realizadas, sempre com o objetivo principal de se obter penetração total da junta soldada;
 - g) Trabalhar com gases de proteção utilizados na prática e adequados a cada tipo de material;
 - h) Trabalhar com soldagem mecanizada (para evitar a variável soldador);

3.1.7 Estudos de Caso

A Fig. 3.8 apresenta como foi composta a nomenclatura para os códigos dos estudos de caso.

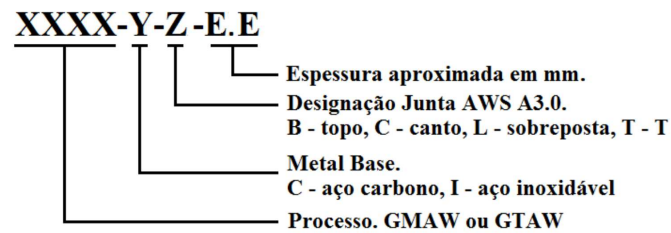


Figura 3.8 – Código de nomenclatura criado, para facilitar identificação dos estudos de caso.

Após consulta as normas vigentes de soldagem ([AWS Product Development Committee, 1997](#)) para verificar os requisitos para cada tipo de junta, além das condições de soldagem recomendadas, foram feitas soldagens exploratórias visando obter soldas com bom aspecto visual, isentas de falta de fusão, trincas, fissuras, inclusões e outros problemas que poderiam ser identificados via inspeção visual e/ou macrográfica. Como pontos de partida para seleção dos parâmetros de soldagem, os mapas operacionais apresentados por [Souza \(2010\)](#) foram utilizados. A Tabela 3.3 apresenta um resumo destas informações.

		Condições e Parâmetros de Soldagem													
Estudos de Caso	Gás	Vazão (L/min)	I_{fonte} (A)	DEP (mm)	ϕ_{elet} (mm)	Afiação ($^{\circ}$)	α_{Trab} ($^{\circ}$)	α_{At} ($^{\circ}$)	v_{sol} (mm/min)	v_{alim} (m/min)	U_{fonte} (V)	ϕ_{aram} (mm)	DBCP (mm)	f (mm)	P_{insRMS} (W)
GTAW-C-B-3.0	Ar	12,0	110,0	3,0	2,4	75,0	0,0	0,0	100,0					0,0	1024,2
GTAW-I-B-3.0			95,0						120,0						934,8
GTAW-C-L-3.0			120,0	4,0			30,0		120,0						1322,9
GTAW-I-L-3.0			105,0						120,0						1110,8
GMAW-C-B-3.0	Ar+25%CO ₂						0,0	0,0	228,0	2,31	18,5	1,2	12	1,0	2113,3
GMAW-I-B-3.0	Ar+2%O ₂										20,0				1737,6
GMAW-C-C-3.0	Ar+25%CO ₂										21,0			1,6	2448,0
GMAW-I-C-3.0	Ar+2%O ₂									2,28	21,0				1628,5
GMAW-C-T-3.0	Ar+25%CO ₂	14,0					50,0			3,5	20,5			2,0	3013,3
GMAW-I-T-3.0	Ar+2%O ₂								222,0	3,3	21,5				2273,4
GMAW-C-B-6.0	Ar+25%CO ₂						0,0		300,0	5,5	20,5		12	3,0	4462,0
GMAW-I-B-6.0	Ar+2%O ₂								258,0	4,7	20,0				3584,6

Tabela 3.3 – Condições e Parâmetros de Soldagem para cada estudo de caso.

A Tabela 3.4 apresenta um resumo dos estudos de caso, indicando as fonte de calor utilizadas para cada um destes. Além das três fontes mencionadas no Item 2.1.2, tem-se mais duas fontes, que serão apresentadas no Item 3.2. Por se tratar da primeira vez que se implementam estes novos tipos de fontes de calor, optou-se por aplicá-las apenas aos estudos de caso onde a geometria da junta possui simetria.

Tabela 3.4 – Fontes aplicadas a cada estudos de caso.

Estudos de Caso	Fontes de Calor				
	Gaussiana	Conica	Goldak	FCV	FFV
GTAW-C-B-3.0	X	X	X	X	X
GTAW-C-L-3.0	X	X	X		
GTAW-I-B-3.0	X	X	X	X	X
GTAW-I-L-3.0	X	X	X		
GMAW-C-B-3.0	X	X	X	X	X
GMAW-C-B-6.0	X	X	X	X	X
GMAW-C-C-3.0	X	X	X		
GMAW-C-T-3.0	X	X	X		
GMAW-I-B-3.0	X	X	X	X	X
GMAW-I-B-6.0	X	X	X	X	X
GMAW-I-C-3.0	X	X	X		
GMAW-I-T-3.0	X	X	X		

Para comparar as zonas fundidas, a seção transversal do corpo de prova de cada experimento foi obtida cortando-se o mesmo na posição indicada na Fig. 3.9 e realizando um ataque químico para efetuar sua posterior análise metalográfica. Quantos às medições via termopares, foram utilizados três termopares tipo K, no lado oposto da face da solda, soldados via descarga capacitiva. Estes foram dispostos conforme Fig. 3.9, espaçados de 5,0 mm, nas distâncias de 5,00 mm (TC1), 10,00 mm (TC2) e 15,00 mm (TC3) da linha de centro da solda ou da borda da folga, dependendo do caso em questão.

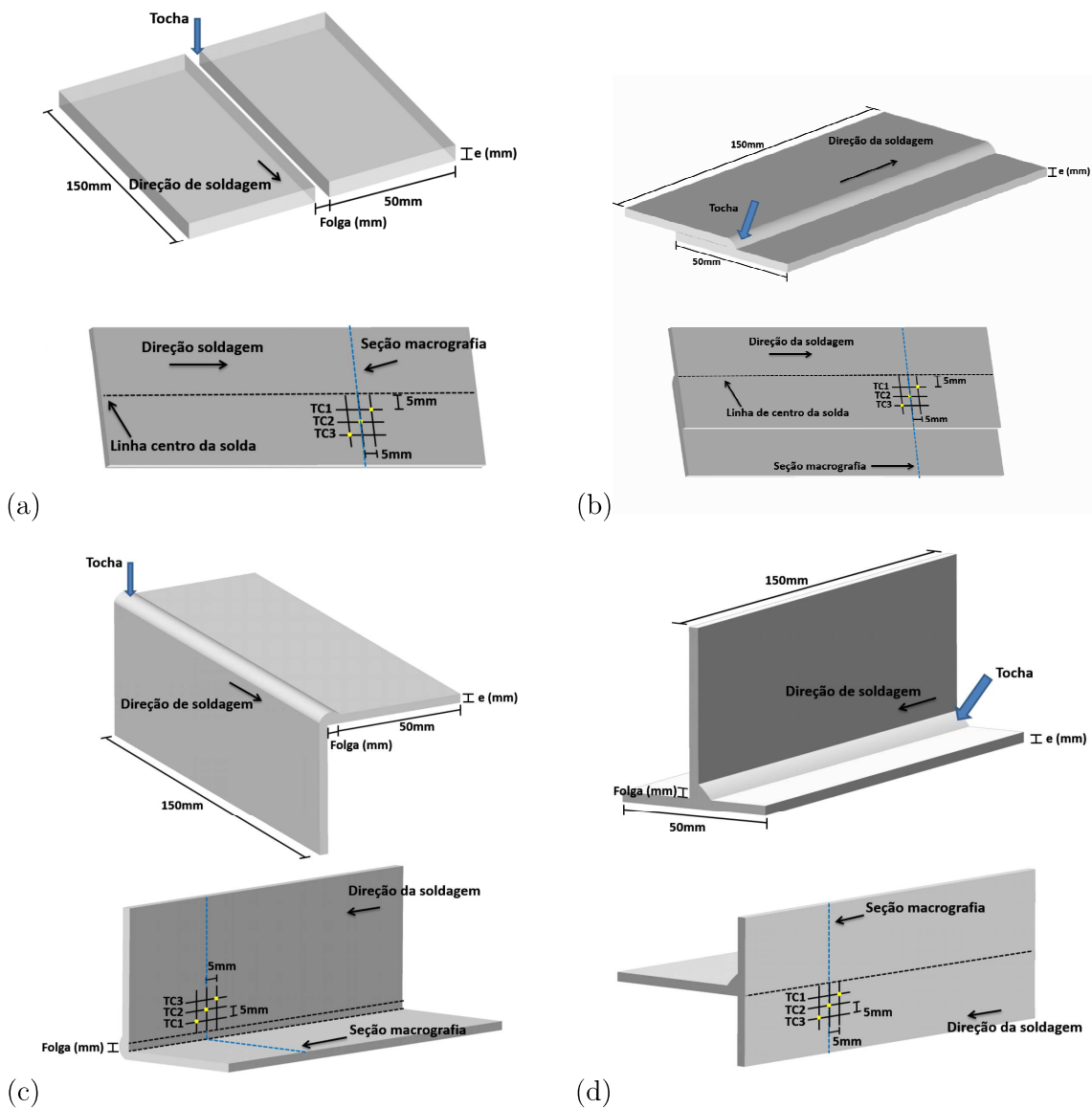


Figura 3.9 – Ilustração esquemática das quatro juntas utilizadas (vista superior e inferior) e localização dos pontos de medição. Junta de topo (a), junta sobreposta (b), junta de canto (c) e junta T (d). (Fonte: próprio autor)

3.1.8 Preparação das Amostras

Para a obtenção das macrografias, foi executado o procedimento metalográfico típico, envolvendo as seguintes etapas:

1. Corte na seção desejada;
2. Embutimento a quente em baquelite;
3. Lixamento gradativo, até atingir a lixa com granulação 1000;

4. Polimento mecânico com pasta de alumina;
5. Ataque químico: no caso do aço carbono foi utilizado Nital (ácido nítrico + álcool etílico) com concentração de 8%; para os aços inoxidáveis foi utilizada Água Régia (ácido nítrico + ácido clorídrico + álcool etílico) como reagente. Todos ataques químicos foram feitos por esfregamento.

3.2 Desenvolvimento de Novas Fontes de Calor

De acordo com os questionamentos levantados no Item 1.3, e sabendo que as fontes de calor existentes nem sempre levam a resultados térmicos satisfatórios, principalmente em relação à geometria da zona fundida, foram desenvolvidas e testadas novas fontes de calor. Estas possuem diferentes configurações, implementações e equações quando comparadas as fontes existentes. Suas descrições são apresentadas nos Itens a seguir.

3.2.1 Fonte de Calor I

O desenvolvimento da Fonte de Calor I consistiu em uma diferente implementação da condutividade térmica artificial, consistindo na sua variação espacial, na região da zona fundida. Atualmente, a condutividade artificial só é utilizada quando a temperatura na região da solda fica acima da faixa de temperatura na qual ocorre a fusão do material. Foi tentada uma variação espacial na expectativa de que esta condutividade "controlasse" o calor de tal forma a não permitir que a zona fundida obtida tivesse uma forma diferente da desejada. A cada instante, considerando a seção transversal da geometria, foram testadas duas abordagens: a primeira consistia em variar a condutividade artificial em camadas horizontais, com altura de um elemento, e largura variável de 1 a 12 elementos, conforme exemplo da Fig. 3.10; enquanto a outra abordagem envolveu fazer a mesma implementação, mas em camadas verticais. Fora destas camadas, a condutividade variava apenas com a temperatura, de acordo com a curva para o material em questão. O fato da dimensão de cada camada representar parâmetro geométrico na otimização, totalizando, neste caso, 12 parâmetros a determinar, pode levar a tempos mais longos de otimização.

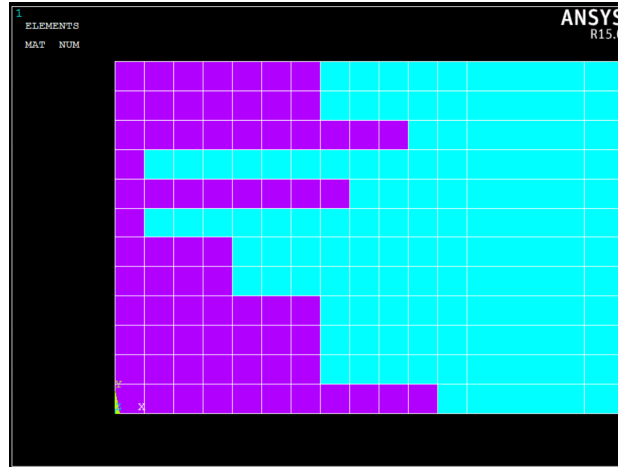


Figura 3.10 – Exemplo da Fonte de Calor I (camadas horizontais) aplicada a junta de topo, onde os elementos em roxo possuem condutividade artificial diferenciada. (Fonte: próprio autor)

3.2.2 Fonte de Calor II

Em uma segunda abordagem, denominada Fonte de Calor II, optou-se por uma abordagem mais clássica, que consistiu em deduzir uma equação baseada na entrada de calor no sistema, a partir de uma determinada forma geométrica tridimensional.

As fontes volumétricas atuais possuem forma fixa, variando, através de seus parâmetros, apenas suas dimensões e razões. Por exemplo, na fonte volumétrica cônica, é possível variar a altura do tronco de cone, e seus diâmetros superior e inferior. No entanto, o formato cônico se mantém, conforme Fig. 2.3. O mesmo acontece com a fonte de duplo elipsoide de Goldak, onde, apesar dos inúmeros parâmetros a variar, a distribuição de calor sempre mantém a forma de um elipsóide (Fig. 2.4).

Esta nova fonte utiliza a mesma metodologia (WU; WANG; ZHANG, 2006) de dedução da fonte cônica como ponto de partida, mas ao contrário de um perfil linear partindo do topo do cone até sua base, ela utiliza uma geometria completamente variável, para atender diferentes formas de zona fundida, produzidas por diferentes processos de soldagem. O conceito de uma geometria variável para a fonte de calor consiste em possuir um equacionamento da fonte, de tal maneira que esta possa tomar um formato arbitrário. Decidiu-se utilizar o perfil da zona fundida obtido experimentalmente, na expectativa de que esta forma carregue informações importantes do próprio processo em si, referente a maneira como ocorre a transferência de calor da poça de fusão para a peça.

No lugar do perfil linear, é utilizado o perfil da própria zona fundida como superfície para geração do volume da fonte. Distribuindo vários pontos ao longo da linha de fusão obtida experimentalmente através de macrografia, faz-se um ajuste de curva utilizando um polinômio de alta ordem (neste caso, ordem 7), e usa-se este polinômio na dedução

da equação da fonte de calor. Outra modificação, quando comparada com a fonte cônica tradicional, foi dividir a fonte em uma seção posterior e anterior, da mesma maneira que é feita com a fonte de Goldak. Isto levou a criação do primeiro parâmetro geométrico desta fonte, denominado *fator de elipse*, que determina o alongamento da parte posterior da fonte, quando comparado a parte anterior. Outro fator criado foi o *fator de tamanho*, que determina se o volume que compreende a fonte deve ser maior ou menor que o original. Sem este fator, a fonte possui um tamanho fixo. Como não se sabe, *a priori*, se é necessário que essa geometria distribua a energia de maneira mais ou menos concentrada, foi criado este parâmetro. Cabe ressaltar aqui que esta variável altera apenas o tamanho do volume da fonte de calor, sem alterar a quantidade de energia que entra na geometria.

Um ponto importante é que esta fonte variável não possui apenas um formato. Cada macrografia irá produzir uma forma tridimensional diferente, sendo sempre necessário usar uma macrografia existente como ponto de partida. A Fig. 3.11, criada com dados ainda dos testes exploratórios, apresenta conceitualmente o desenvolvimento desta fonte de calor. Na Fig. 3.11a tem-se uma macrografia, na qual são inseridos diversos pontos ao longo da linha de fusão da solda (em amarelo na Fig. 3.11b); após, interpola-se um polinômio que passe por estes pontos; que então é utilizado na dedução da fonte de calor para criar a distribuição volumétrica apresentada na Fig. 3.11c. É possível perceber a influência do fator de elipse, ao verificar que a parte posterior da fonte encontra-se mais alongada que a parte anterior.

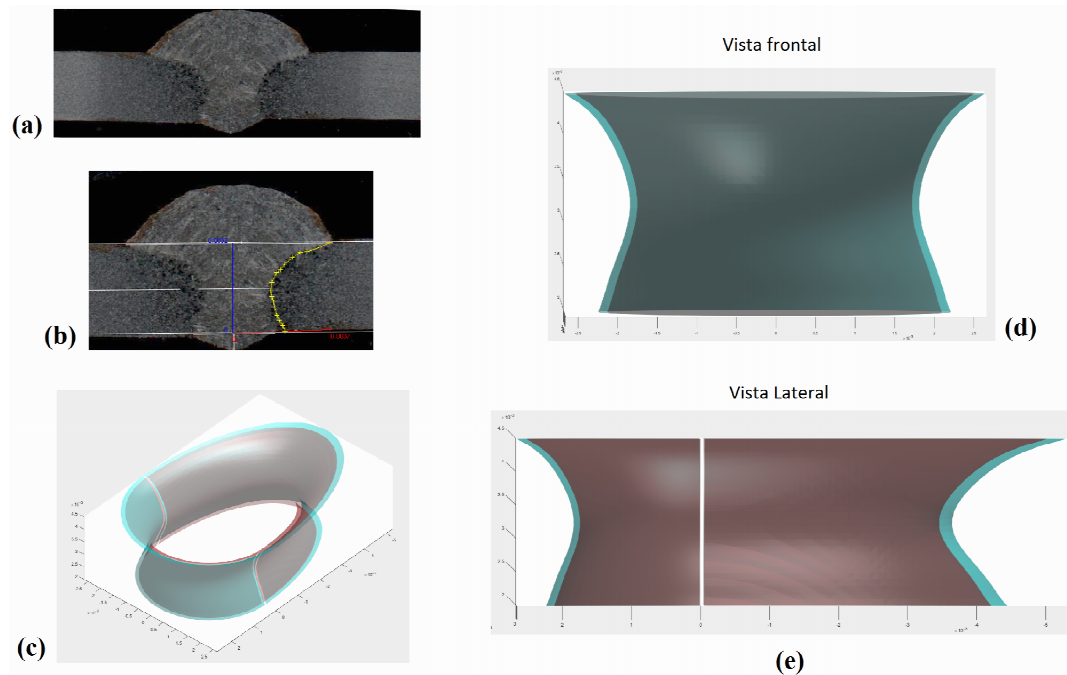


Figura 3.11 – (a) Macrografia de um dos experimentos, (b) seleção dos pontos para gerar o polinômio, (c,d,e) vistas da distribuição de calor variável.(Fonte: próprio autor)

Do ponto de vista matemático, esta fonte já apresenta vantagem perante o modelo obtido por [Rahman Chukkan et al. \(2015\)](#), por exemplo, pois naquele trabalho foi necessário desenvolver uma nova fonte de calor para se adequar a curvatura da zona fundida daquele estudo de caso apenas. A fonte variável aqui apresentada é capaz de gerar a mesma curvatura sem alterar a fonte de calor, apenas inserindo os coeficientes do polinômio ajustado com base na macrografia.

Dada uma distribuição volumétrica de energia q_v com decaimento exponencial no plano horizontal (considerando coordenadas cilíndricas), conforme ([WU; WANG; ZHANG, 2006](#)):

$$q_v(r, z) = q_0 e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} \quad (3.2)$$

e considerando que a energia proveniente da soldagem deve ser distribuída neste volume, tem-se:

$$Q = \eta UI = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_v r dr d\theta dz \quad (3.3)$$

Realizando a integração e fazendo as devidas substituições, chega-se a Eq. [3.4](#):

$$q_v = 3 \frac{\eta UI}{\pi(1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 dz} e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} \quad (3.4)$$

onde o termo r_0 é o polinômio que descreve o perfil vertical da zona fundida e é dado por:

$$r_0 = p_1 z^6 + p_2 z^5 + p_3 z^4 + p_4 z^3 + p_5 z^2 + p_6 z + p_7 \quad (3.5)$$

onde os coeficientes p são obtidos através do ajuste de curva do perfil da zona fundida. A dedução completa passo a passo da Eq. [3.4](#) encontra-se no Anexo [B](#). A Eq. [3.4](#) foi implementada na biblioteca *Weldlib* e na ferramenta *OWSO*. Dada a natureza da dedução da Fonte de Calor II, daqui em diante ela será denominada de fonte *FCV* (Fonte Cônica de perfil Variável).

A Fig. [3.12](#) mostra uma representação conceitual deste tipo de fonte. Cabe lembrar que para gerar esta figura foi utilizado a geometria de uma solda existente. Caso seja usada outra solda, o perfil vertical mudaria de forma.

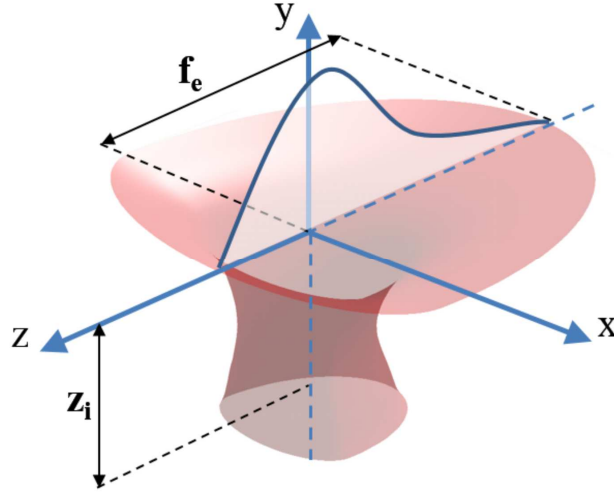


Figura 3.12 – Representação conceitual da fonte de calor volumétrica com perfil variável *FCV*. (Fonte: próprio autor)

3.2.3 Fonte de Calor III

Para contornar uma limitação da *FCV*, referente ao calor ser sempre máximo no centro da fonte, ao longo de toda espessura, foi desenvolvida uma segunda fonte variável, baseada em parte na metodologia de dedução da fonte volumétrica de duplo elipsóide de Goldak, Chakravarti e Bibby (1984), onde a energia máxima encontra-se apenas no centro do volume, decaindo gradativamente a zero nas três direções ortogonais. Para atingir tal objetivo, foi incluído um termo adicional na Eq. 3.2, que produz um decaimento exponencial na direção da espessura, conforme:

$$q_v(r, z) = q_0 e^{(-\frac{3r^2}{r_0^2} - Cz^2)} \quad (3.6)$$

Novamente, considerando que a energia proveniente da soldagem deve ser distribuída neste volume, tem-se:

$$Q = \eta UI = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_v r dr d\theta dz \quad (3.7)$$

Realizando a integração e fazendo as devidas substituições, chega-se a Eq. 3.4:

$$q_v = 3 \frac{\eta UI}{\pi(1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 e^{-Cz^2} dz} e^{(-\frac{3r^2}{r_0^2} - Cz^2)} \quad (3.8)$$

onde o termo r_0 é o mesmo polinômio que descreve o perfil vertical da zona fundida, conforme apresentado na Eq. 3.5. Para determinação da constante C , faz-se a mesma

consideração apresentada por Goldak, Chakravarti e Bibby (1984). Considera-se que na superfície da geometria, na direção da espessura, o calor cai a 5% do valor total. Logo, verifica-se que a constante C equivale a:

$$C = \frac{3}{z_i^2} \quad (3.9)$$

Como a integral definida presente na Eq. 3.8 não possui solução trivial, ela é resolvida numericamente pelo método de Quadratura Adaptativa Global (SHAMPINE, 2008).

Assim como na FCV, nesta fonte de calor foram introduzidos apenas os mesmos dois parâmetros a determinar, o fator de elipse e o fator de tamanho, com os mesmos objetivos apresentados na descrição da FCV.

A dedução completa passo a passo da Eq. 3.8 encontra-se no Anexo C. A Eq. 3.8 também foi implementada na biblioteca *Weldlib* e na ferramenta *OWSO*. Dada a natureza da dedução da Fonte de Calor III, daqui em diante ela será denominada de fonte *FFV*.

A Fig. 3.13 mostra a representação conceitual desta fonte. O perfil abaixo foi gerado com a mesma solda utilizada na Fig. 3.12. É possível verificar que no eixo vertical o calor decai a zero nesta fonte.

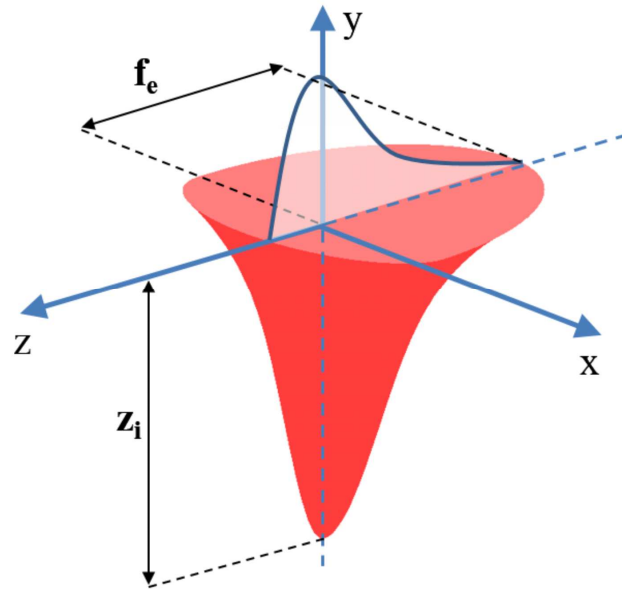


Figura 3.13 – Representação conceitual da fonte de calor volumétrica com perfil variável *FFV*. (Fonte: próprio autor)

3.3 Materiais e Equipamentos

3.3.1 Materiais a serem soldados

Para averiguar se a metodologia proposta e os novos modelos de fonte de calor possuem ampla aplicação, estes devem ser testados em diferentes materiais, principalmente no que diz respeito a condutividade térmica, e estes materiais também devem ser amplamente utilizados na indústria. Logo, foram utilizados como materiais de base para os corpos de prova o aço carbono AISI 1020 e os aços inoxidáveis AISI 304 e AISI 316, com os respectivos arames ER70S-6 e ER308LSi. A composição química dos materiais base, assim como a composição dos arames ER70s-6 de acordo com AWS A5.18/A5.18M:2005 e do ER308LSi de acordo com AWS A5.9/A5.9M:2012, encontra-se abaixo na Tab. 3.5.

Elementos	Composição Química (%)				
	AISI 1020	AISI 304	AISI 316	ER70S-6	ER308LSi
C	0,18–0,23	0,08 max.	0,08 max.	0,06-0,15	0,03
Mn	0,30–0,60	2,0 max.	2,0 max.	1,40-1,85	1,0-2,5
Si		1,0 max.	1,0 max.	0,80-1,15	0,65-1,00
Cr		18,0-20,0	16,0-18,0	0,15	19,5-22,0
Ni		8,0-12,0	10,0-14,0	0,15	9,0-11,0
P	0,04 max			0,025	0,03
S	0,05 max			0,035	0,03
Mo			2,0–3,0	0,15	0,75
V				0,03	
Cu				0,5	0,75

Tabela 3.5 – Composição química dos materiais utilizados (SCHWEITZER et al., 2003) (AWS A9 Committee, 2012) (AWS A9 Committee, 2005).

Para o material base aço carbono AISI 1020, foram adquiridas 6 barras chatas de 6 metros, na dimensão de 2 x 1/8", e uma barra chata de 2 x 1/4". Para o AISI 304, foram adquiridas 2 barras chatas de 6 metros, na dimensão de 50 x 3 mm, e para o AISI 316 foi adquirida uma barra chata de 6 metros, na dimensão de 50 x 6 mm. Isto totalizou um investimento de aproximadamente R\$ 2.093,00, obtido via taxa de bancada vinculada a bolsa de doutorado deste trabalho. Optou-se por apresentar este valor, para servir de referência para que aqueles que tem desejo de realizar pesquisas em soldagem tenham uma breve noção dos custos envolvidos em uma pesquisa científica nesta área.

3.3.2 Hardware e Software

As simulações numéricas de soldagem abordadas aqui foram realizadas com o software ANSYS® *Multiphysics*, através da interface *ANSYS Parametric Design Language* (APDL), devido a sua grande flexibilidade sobre a interface gráfica. Para o desenvolvimento das técnicas de otimização e da interface do software, além de outras necessidades matemáticas, foi utilizado o software MATLAB®, uma ampla ferramenta matemática, com linguagem de programação própria, largamente utilizada no setor de pesquisa e na indústria.

Para averiguar a eficiência computacional destas simulações, foi utilizada uma estação de trabalho com a seguinte configuração:

- Processador com 8 núcleos físicos (AMD Ryzen™ 7 2700 de 3.20GHz);
- 2 SSD's de 240 GB, conectados em RAID 0, totalizando 480 GB, utilizado para rodar as otimizações;
- 8 GB de memória RAM;
- 1 HD de 1 TB, usado para armazenamento de resultados.

Para o desenvolvimento da programação necessária, e para agilizar algumas etapas do pós-processamento, foram utilizados mais dois computadores concomitantemente à estação descrita acima, porém com menor capacidade computacional.

3.3.3 Equipamentos de Soldagem

Para condução dos testes experimentais, o LAPROSOLDA disponibilizou uma mesa de coordenadas X-Y (Fig. 3.14) para manipulação da tocha de soldagem.

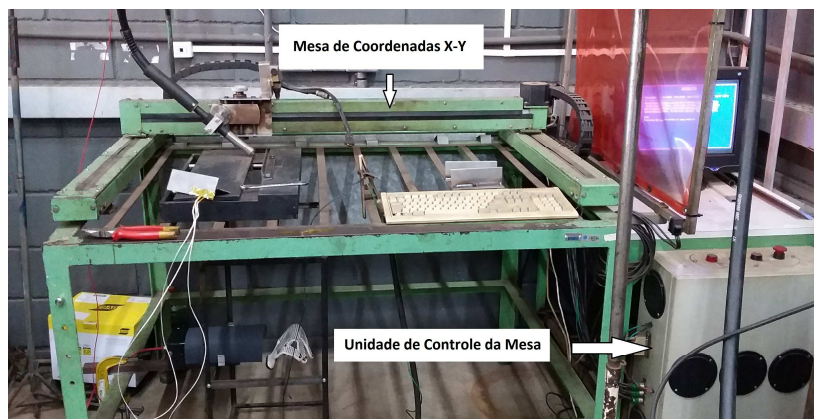


Figura 3.14 – Mesa de coordenadas usada para a manipulação da tocha na soldagem. (Fonte: próprio autor)

As seguintes fontes de soldagem foram utilizadas para este trabalho:

- Fonte de soldagem IMC MTE Digitec 600 (Fig. 3.15), utilizada nos primeiros pré-testes e soldagens exploratórias.
- Fonte de soldagem multiprocesso modelo POWER WAVE® 455M/STT (Fig. 3.16), fabricante *Lincoln® Electric*.



Figura 3.15 – Fonte de soldagem IMC MTE Digitec 600.(Fonte: próprio autor)



Figura 3.16 – Fonte de soldagem POWER WAVE® 455M/STT, fabricante *Lincoln® Electric*.(Fonte: próprio autor)

Na Fig. 3.17 tem-se o *layout* da bancada de testes, com toda instrumentação utilizada.

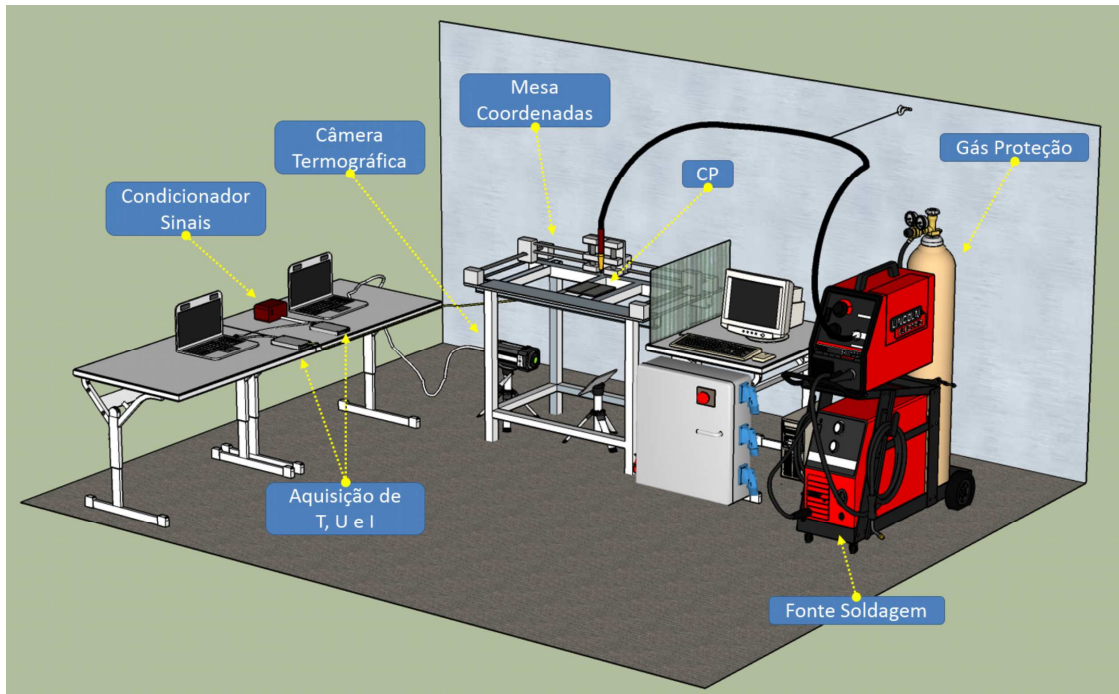


Figura 3.17 – *Layout* da bancada de testes.(Fonte: próprio autor)

3.3.4 Equipamentos de Medição

A aquisição de tensão e corrente elétricas foram realizados através de um conjunto de equipamentos (condicionador de sinais e placa de aquisição). O sistema de condicionamento de sinais foi confeccionado no LAPROSOLDA, e a placa de aquisição é da *National Instruments*®. O condicionador de sinais recebe os sinais de corrente vindo do sensor Hall e o sinal de tensão vindo da tocha de soldagem e do cabeamento de terra da fonte de soldagem, faz o tratamento destes via filtros e acopladores e libera o sinal para a placa de aquisição.

A placa de aquisição NI USB-6009 (Fig. 3.18) é do fabricante *National Instruments*®, possui 8 canais de entrada e uma taxa de aquisição de até 5000 Hz. Sua conexão com o computador é feita via USB.



Figura 3.18 – Placa de aquisição NI USB-6009, do fabricante *National Instruments®*. (Fonte: próprio autor)

Para interpretação, visualização e armazenamento das medições, foi utilizado o software LabVIEW®, também da *National Instruments®*.

Para medição de temperaturas, foram utilizados termopares do tipo *K*, utilizados para medição contínua desde $-200\text{ }^{\circ}\text{C}$ até $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$. O laboratório também possui sistema de aquisição necessário. Para fazer a aquisição dos sinais dos termopares foi utilizado uma placa modelo NI USB-9211 (Fig. 3.19), da National Instruments®. Com o uso de 3 termopares conectados à placa, é possível utilizar uma taxa de 4 amostras/segundo/canal. A interpretação, visualização e armazenamento das medições também foi realizada com o software LabVIEW®.



Figura 3.19 – Placa de aquisição NI USB-9211, do fabricante *National Instruments®*. (Fonte: próprio autor)

Além dos termopares, foi feito uso de uma câmera termográfica FLIR A325 Fig. 3.20 para captura da distribuição global de temperatura das peças soldadas. Esta câmera consegue analisar uma faixa do espectro de $7,5$ a $13\text{ }\mu\text{m}$ (infravermelho longo). Ela possui uma resolução de 320×240 pixels, taxa de aquisição de até 60 Hz e uma acurácia de \pm

2 °C, e pode fazer medições em 3 faixas de temperatura (-20 °C a 120 °C, 0 °C a 350 °C e 300 °C a 2000 °C).



Figura 3.20 – Câmera infravermelha FLIR A325.

Para as macrografias das juntas soldadas, foi adquirido um scanner de mesa (Fig. 3.21), de alta resolução, modelo PERFECTION V19, da marca EPSON. Este scanner possui resolução óptica de 4800 dpi, e resolução interpolada de 9600 dpi, com uma área máxima de digitalização de 21,59 cm x 29,72 cm.



Figura 3.21 – Scanner de mesa de alta resolução, modelo PERFECTION V19, da marca EPSON.(Fonte: próprio autor)

Para comprovar que o metal base possuía composição química dentro das normas, foi feita uma medição de composição química com o equipamento portátil VANTA, da OLYMPUS (Fig. 3.22), para os dois aços inoxidáveis utilizados. Os resultados da análise encontram-se no Anexo A. Este é um analisador portátil por fluorescência de raios X, para identificar diversos tipos de ligas e fazer análises precisas de forma rápida.



Figura 3.22 – Analisador portátil por fluorescência de raios X, modelo VANTA, da marca OLYMPUS.

4 Resultados e Discussões

4.1 Introdução

A partir desta seção, serão apresentados os resultados das metodologias e de todos estudos de caso apresentados, e realizadas as devidas discussões sobre cada um deles. Primeiramente, são apresentados os resultados referentes ao desenvolvimento do *OWSO*; em seguida os resultados dos testes de convergência de malha; de performance computacional; e por último, os resultados de otimização das fontes de calor para cada estudo de caso. Nos estudos de caso serão mostrados os resultados obtidos para as zonas fundidas, ciclos térmicos e parâmetros geométricos ótimos obtidos para cada fonte de calor.

4.2 Interface do *OWSO*

Abaixo serão apresentadas algumas capturas de tela relativas a interface do *OWSO*. Apenas o arquivo principal do *OWSO*, que controla a interação entre todas as abas, possui mais de 1000 linhas de código, escrita em linguagem *M*. A ferramenta no total possui em torno de 300 arquivos que comunicam-se entre si para efetuar todo o processo de otimização. Isso se deve pois sua construção foi feita de maneira modular, para permitir sua rápida personalização, inserção de novas funcionalidades e adaptação para uso com outros softwares de simulação numérica por MEF.

Na tela inicial (Fig. 4.1a), tem-se a possibilidade de selecionar o tipo de otimização a ser feita. Neste trabalho, o objetivo é de otimizar fontes de calor. No entanto, planeja-se que a ferramenta continue em desenvolvimento para o uso em outros tipos de otimizações, como minimizar distorções no componente soldado. Outras implementações também foram planejadas para o futuro. Na Fig. 4.1b temos uma ampliação das abas existentes.

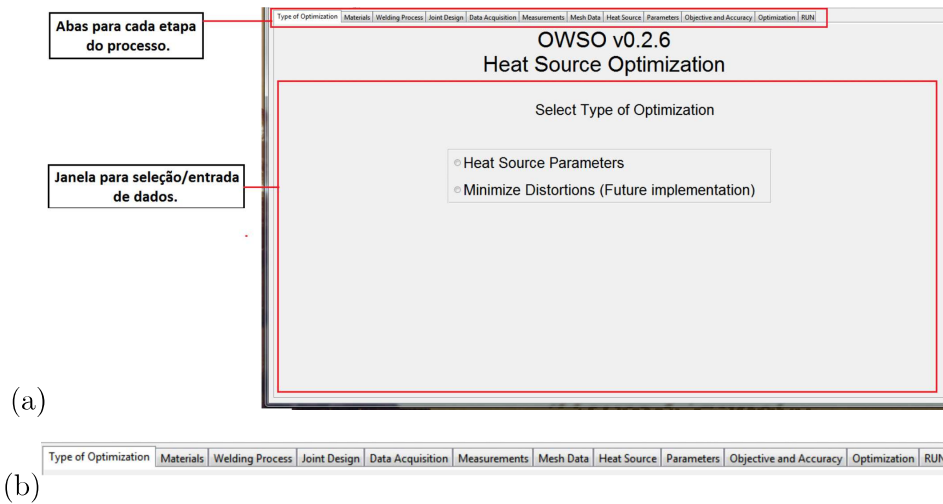


Figura 4.1 – Tela inicial do *OWSO* (a) e abas para cada etapa do processo (b).

A seguir (Fig. 4.2), temos as abas para seleção dos materiais disponíveis e processo de soldagem utilizado. É possível selecionar um dos materiais já existentes na ferramenta ou inserir um novo material manualmente, de acordo com as instruções apresentadas. Na aba Processo, é possível selecionar o processo, e utilizar um valor fixo para a eficiência térmica, ou definir o intervalo de busca para otimizar a entrada de calor. O *OWSO* já sugere valores padrão retirados da literatura.

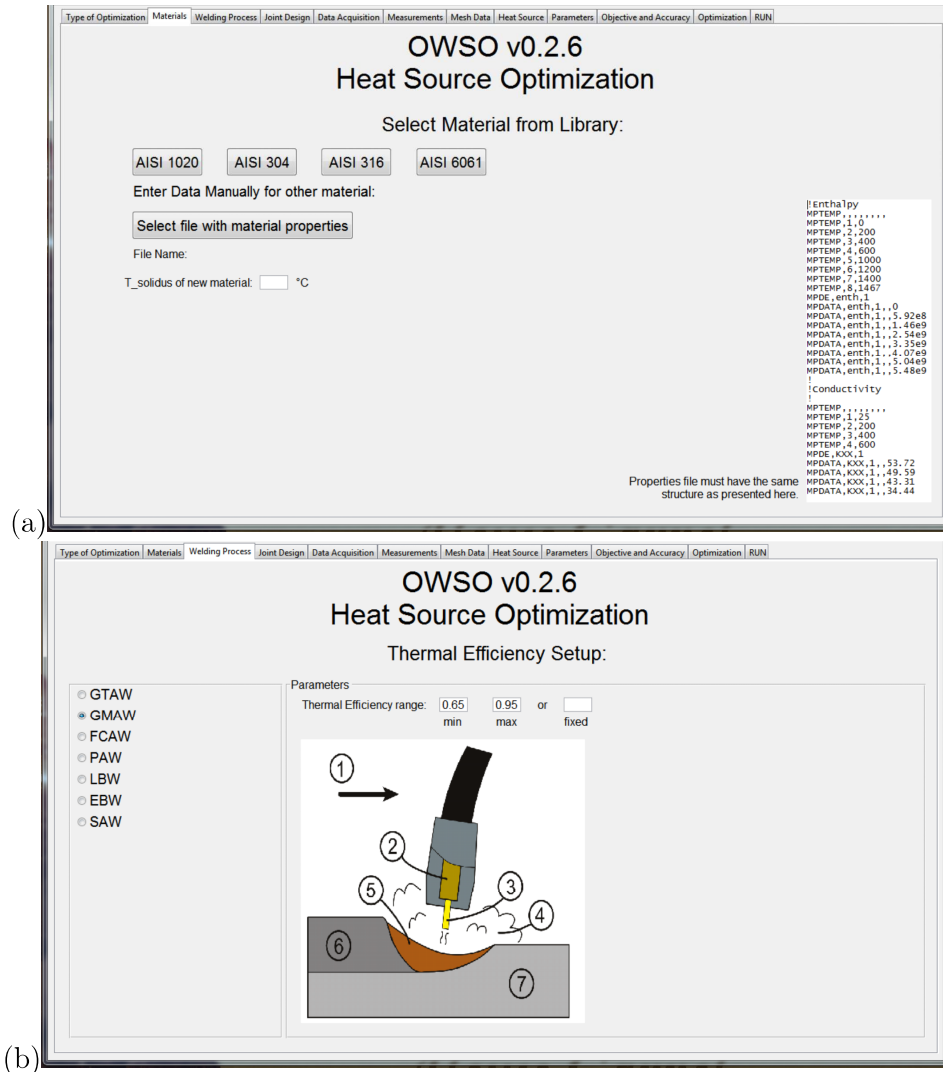


Figura 4.2 – Abas com opções de seleção de Material (a) e Processo (b).

Na Fig. 4.3 temos a entrada de dados acerca da junta soldada. Podem ser simuladas dois tipos de junta para processos sem adição de material (topo e sobreposta) e quatro juntas com adição de material (topo, canto, topo com chanfro e junta T). São inseridos dados de espessura das chapas, folga, altura do reforço, ângulos de trabalho e deslocamento e ângulo do chanfro. Conforme o tipo de junta, alguns dados não são necessários. Todas juntas possuem suas figuras descritivas.

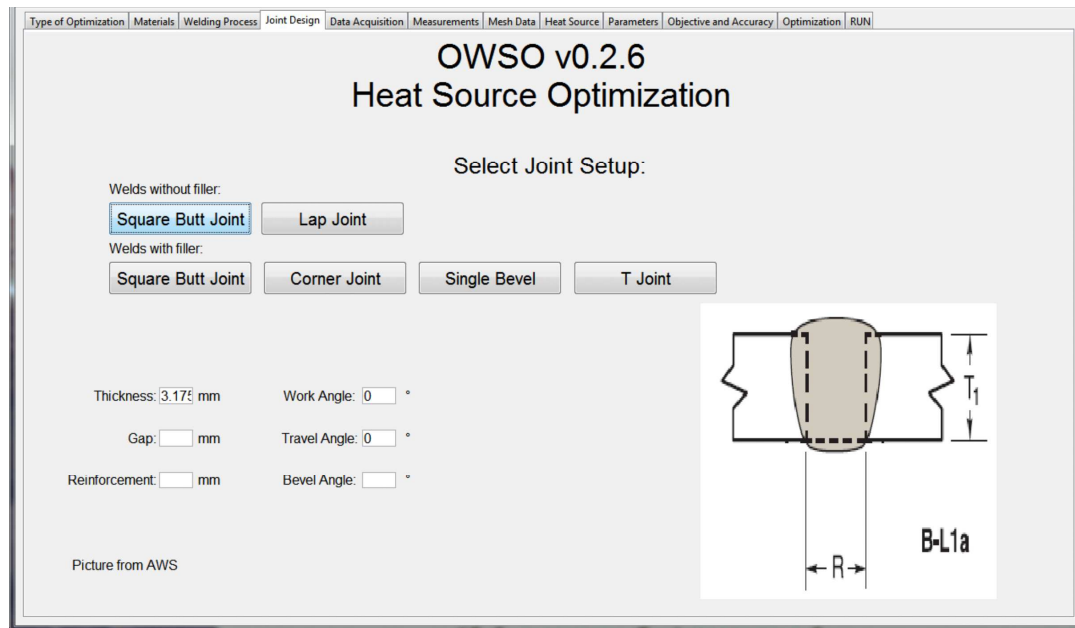


Figura 4.3 – Abas com opções para entrada de dados para a junta soldada.

Na aba Dados de Aquisição (Fig. 4.4) são inseridos dados de tensão e corrente elétricas adquiridos de um ensaio, além da velocidade de soldagem. Tais dados podem ser diretamente importados da aquisição feito via LabView. Estes dados aparecem na forma gráfico e são utilizados para calcular valores instantâneos médios e *RMS* da tensão, corrente e potência. O dado de potência é utilizado na entrada de energia das simulações (Equações 2.8, 2.9 e 2.11). Existe também a opção de utilizar arquivos previamente salvos com estas informações.

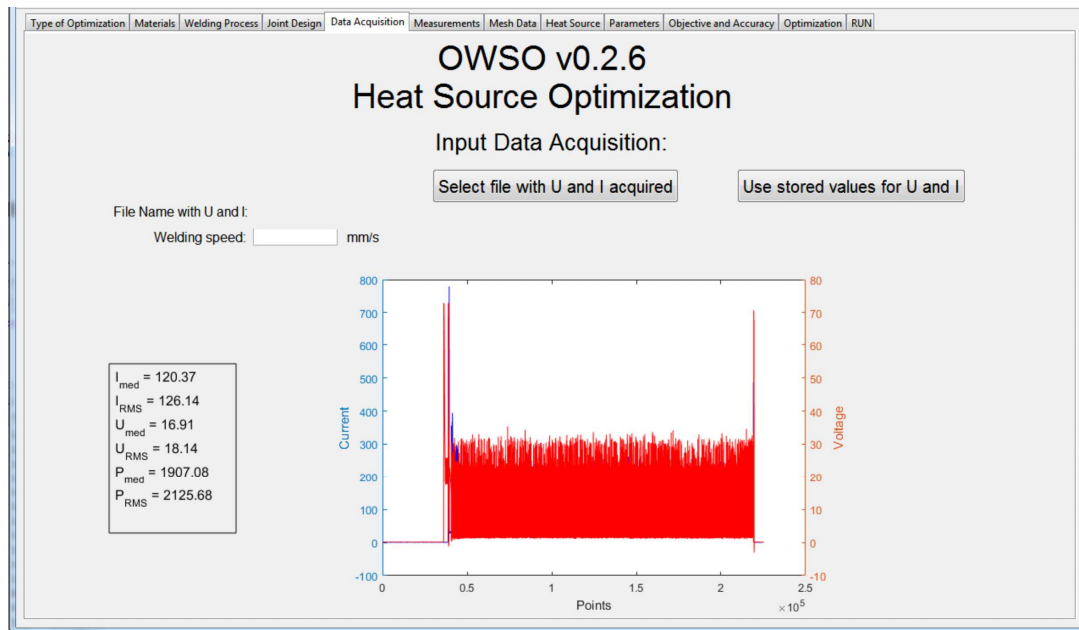


Figura 4.4 – Abas para entrada de dados para tensão, corrente e velocidade de soldagem.

Na aba Medições, ao clicar no botão Macrografia (Fig. 4.5), uma nova janela é aberta, onde o usuário deve abrir a foto da macrografia desejada e seguir as instruções que são apresentadas. Após usar uma ferramenta para definir a escala da imagem, o usuário deve delimitar pontos sobre a linha de fusão da solda, inclusive podendo ampliar a foto para melhor visualização. Essa nuvem de pontos é utilizada na comparação de dimensões com as simulações durante o processo de otimização.

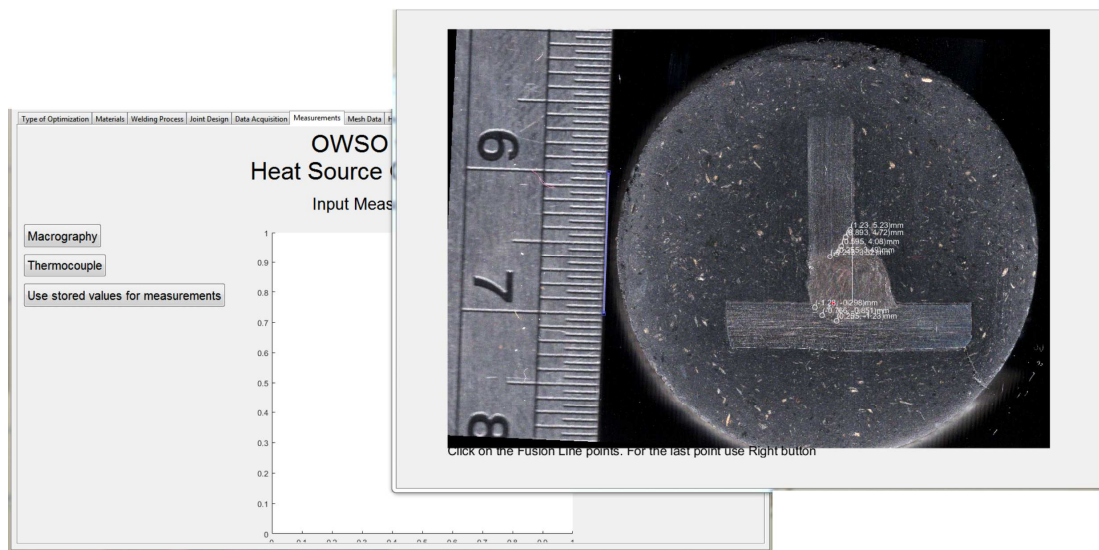


Figura 4.5 – Aba de Medições e janela com macrografia sendo medida para entrada de dados.

Na aba Fontes de Calor, apresentada na Fig. 4.6, é possível escolher entre 3 fontes clássicas (Gaussiana, Cônica ou Goldak), e as duas fontes variáveis desenvolvidas neste trabalho. Ao clicar em uma das fontes, são apresentados seus parâmetros, já sugerindo intervalos adequados para os limites inferiores e superiores, utilizados no processo de otimização. Existe também a opção do usuário usar um valor fixo para qualquer um dos parâmetros, diminuindo assim o número de graus de liberdade na otimização.

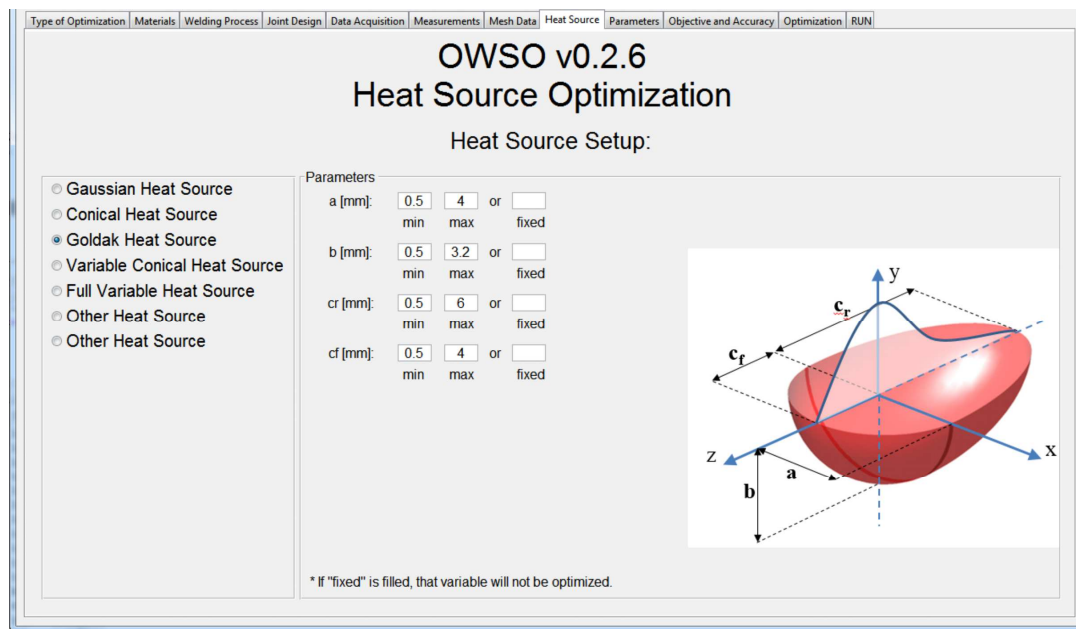


Figura 4.6 – Abas para entrada de dados para as fontes de calor, neste caso, a fonte de Goldak.

Na aba seguinte (Fig. 4.7), é possível definir o número de núcleos do processador, conforme disponibilidade, assim como selecionar uma das 6 combinações possíveis para as condições de contorno, além de ser permitido alterar o coeficiente de transferência de calor por convecção.

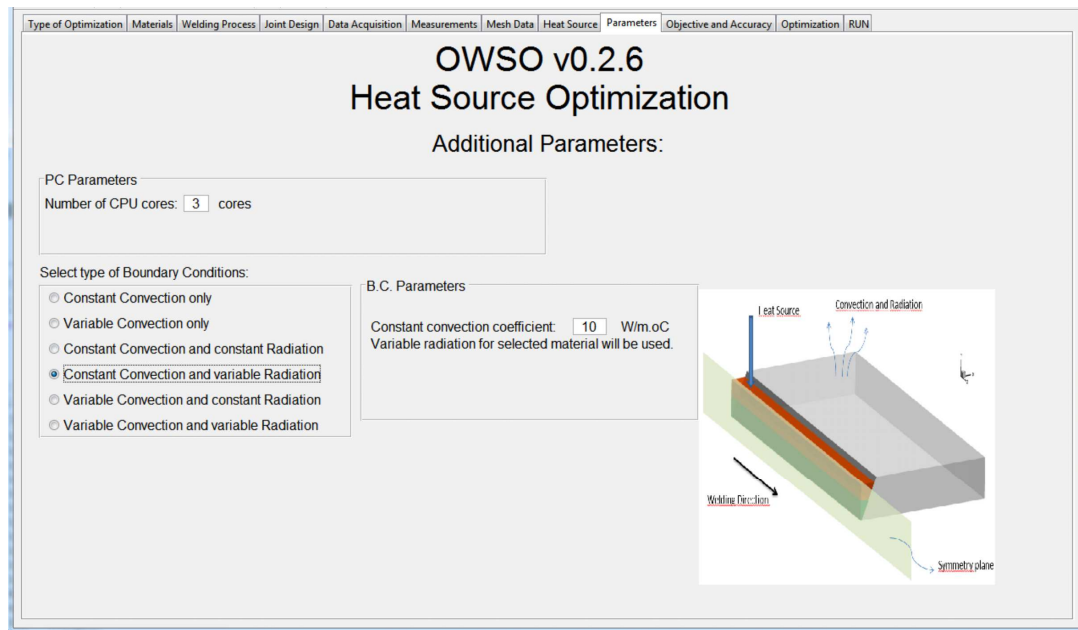


Figura 4.7 – Seleção do nº de núcleos e tipo de condição de contorno a ser aplicada nas simulações.

Na aba Otimização, é possível selecionar o método de otimização. Para este trabalho, o método disponível é o dos Algoritmos Genéticos (Fig. 4.8), com a possibilidade de alteração de todos seus parâmetros. Futuras implementações do *OWSO* incluirão os métodos de Evolução Diferencial e Recozimento Simulado.

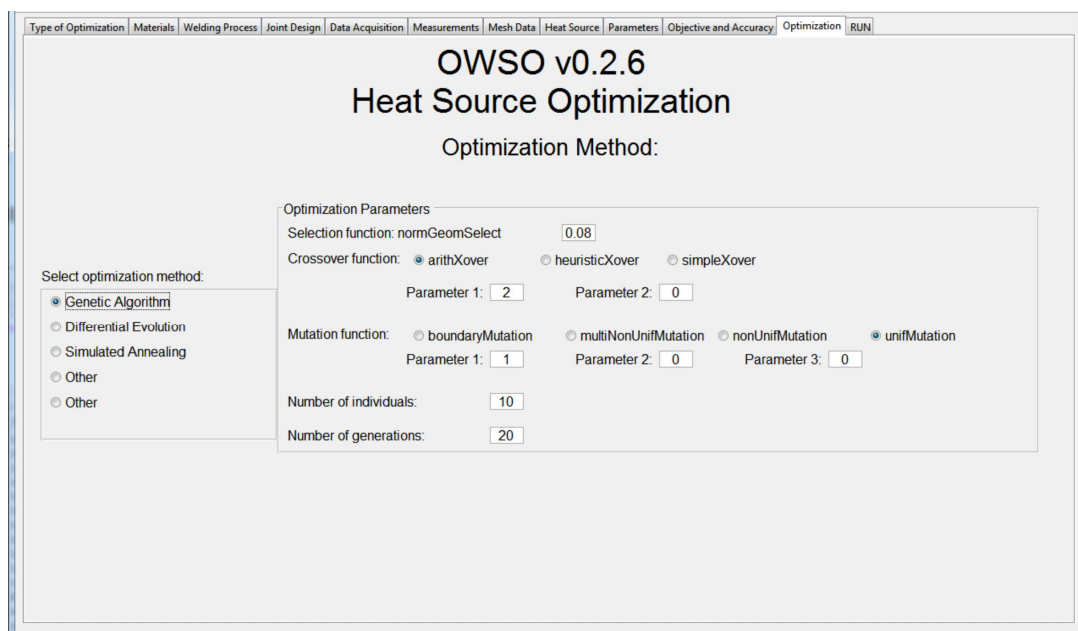


Figura 4.8 – Abas para seleção do método de otimização e seus respectivos parâmetros.

Finalmente, na aba Rodar, ao clicar no botão para rodar a otimização, o *OWSO* faz diversas verificações de segurança, e apresenta avisos caso exista algum erro na entrada de dados. Em não havendo nenhum erro, começa a ser executado o processo de otimização, indicando o tempo aproximado para execução. Durante a execução, é apresentado de forma gráfica os resultados relativos a função objetivo, para que o usuário possa acompanhar o andamento do processo, e interrompê-lo se necessário. Ao final (Fig. 4.9), é plotado o resultado ótimo e sua comparação com os dados experimentais.

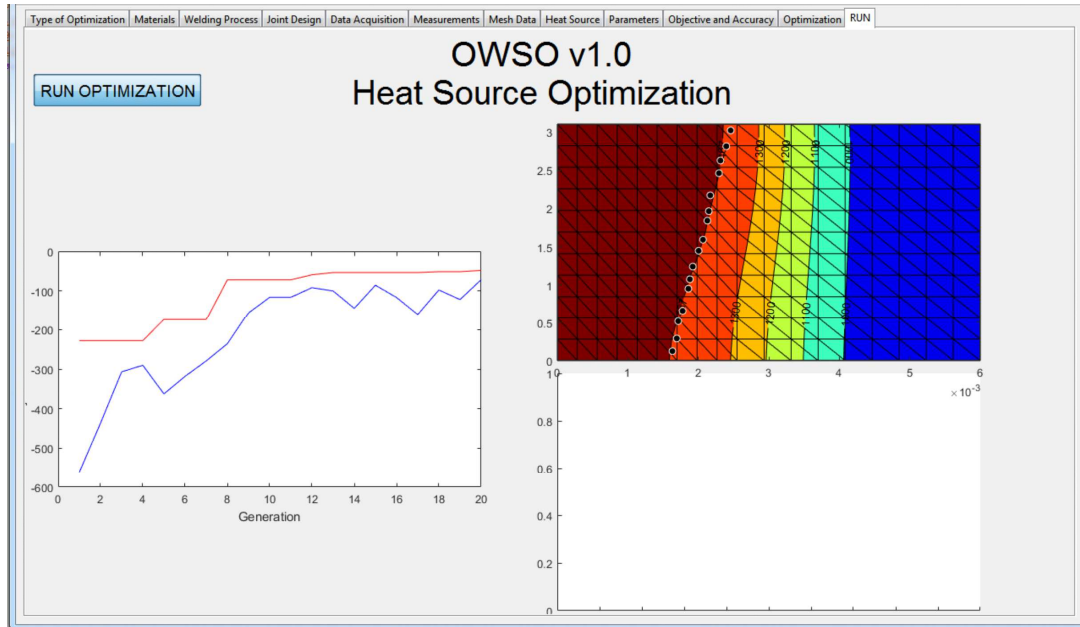


Figura 4.9 – Exemplo do resultado final apresentado pelo *OWSO*.

4.3 Estudo de Convergência de Malha

Conforme exposto no Item 3.1.3, aqui discute-se o que foi obtido nos testes de convergência de malhas. Na Fig 4.10 apresenta-se os resultados dos testes M_015 ao M_021, onde o tamanho longitudinal do elemento foi mantido constante, e seu tamanho transversal foi variado. O erro ao quadrado refere-se a diferença ao quadrado entre temperaturas de pico da malha em questão comparado ao resultado da malha de referência, para um nó dentro da região de interesse da simulação. Em relação ao tamanho longitudinal, esta foi a série de testes com melhor relação custo/benefício. Percebe-se que os resultados da malha M_019 até a M_021 apresentam uma diferença baixa, em comparação com a referência, enquanto o tempo computacional aumenta consideravelmente. Baseado neste resultado, a malha M_019 foi selecionada p/ ser utilizada como valor padrão, por apresentar a melhor relação custo/benefício entre acurácia e tempo computacional. Este valor é passível de alteração por conta do usuário, na interface do *OWSO*, caso necessário. Os resultados

referentes as outras malhas apresentaram comportamento semelhante, e foram suprimidos por questão de conveniência de espaço.

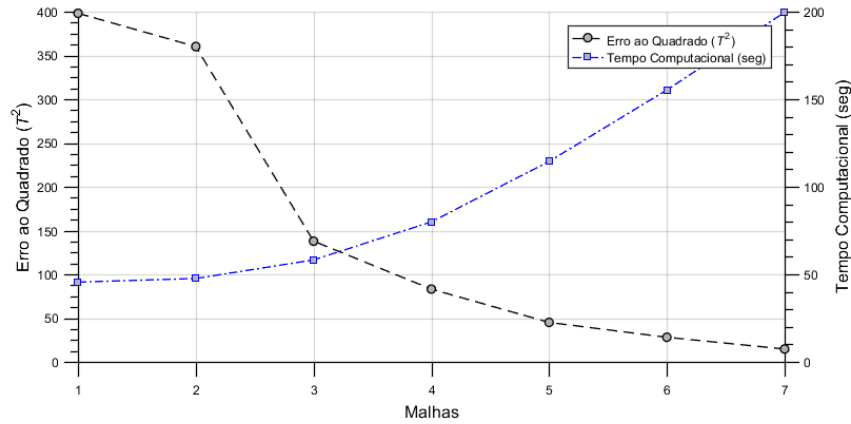


Figura 4.10 – Erro em relação a referência e tempo computacional, em relação as malhas M_015 à M_021. (M_015 = malha nº1, M_021 = malha nº7)

As máximas temperaturas obtidas, ao longo da seção transversal de interesse, para alguns dos testes, encontram-se na Fig. 4.11. As diferenças maiores encontram-se a menos de 1,0 mm do centro do cordão de solda, que não é uma região de interesse do ponto de vista da simulação numérica da soldagem. A partir de 1,0 mm (região de interesse), os resultados começam a ficar muito próximos, mostrando que para estas análises os tamanhos de elemento não interferem nos resultados. Por exemplo, na posição de 1,0 mm a maior diferença entre as malhas apresentadas foi de 58°C, em uma região de temperaturas da ordem de 2250°C, representando uma variação de 2,5%. Na posição de 1,5 mm esse valor já cai para 19°C, em uma região de temperaturas da ordem de 1950°C, representando uma variação de menos de 1,0%.

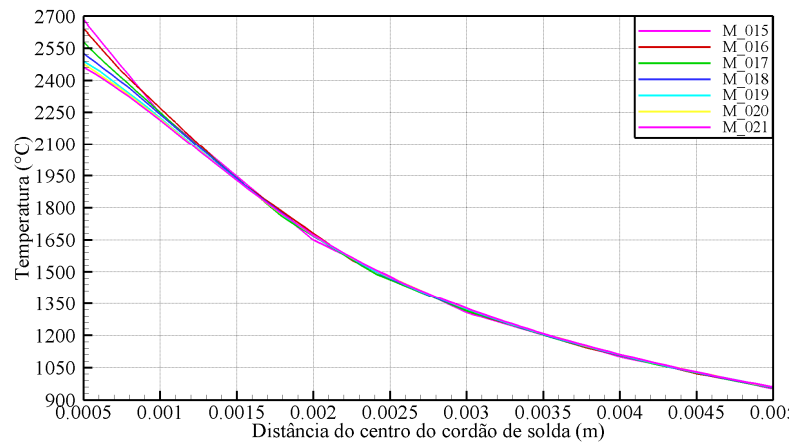


Figura 4.11 – Máximas temperaturas ao longo da seção transversal, no topo da geometria. Testes M_015 ao M_021.

Na Fig. 4.12 tem-se os resultados da zona fundida, para o tamanho de elemento transversal mais grosseiro (M_15) e o mais refinado (M_21), dentro de um grupo de testes. A dimensão e forma da zona fundida são muito próximas, sendo que o refinamento maior produz isolinhas de temperatura mais suaves nos resultados da malha mais refinada (M_21).

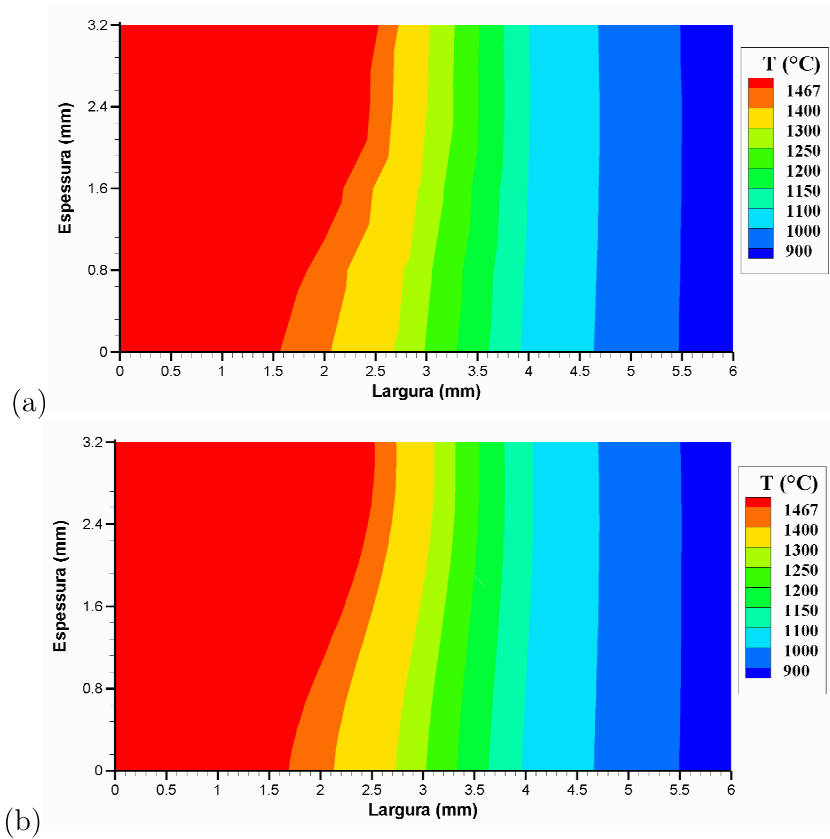


Figura 4.12 – Zona fundida com malha mais grosseira M_15 (a) e a mais refinada M_21 (b), dentro de um grupo de testes.

Para verificar com mais clareza os resultados da Fig. 4.12, foram subtraídos os valores de temperatura de uma malha da outra, gerando uma distribuição com a diferença de temperatura entre as malhas, apresentada na Fig. 4.13. É possível perceber que as maiores diferenças, de apenas $+30^{\circ}\text{C}$ ou -30°C , encontram-se afastadas das linhas que representam o início da zona fundida (isolinhas preta e vermelha). Assim, ficam mais evidentes as pequenas diferenças obtidas.

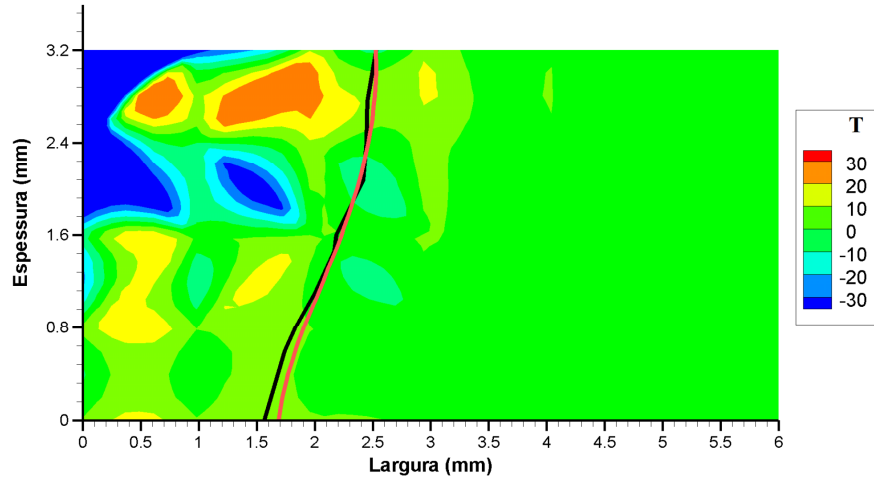


Figura 4.13 – Diferença de temperaturas ao longo da seção transversal, entre os Testes M_015 (isolinha preta) ao M_021 (isolinha vermelha).

Baseado em todos os resultados obtidos nos testes de convergência, a malha M_019 foi selecionada para ser utilizada como valor padrão. Ela possui elementos com tamanho de 0.3×0.3 mm na direção transversal e 1.5 mm na direção longitudinal. Estas dimensões são mais que suficientes para produzir bons resultados, sem consumir grande tempo computacional, dentro da acurácia desejada para a ferramenta que foi desenvolvida.

4.4 Verificação das Metodologias

A seguir são mencionados alguns pontos acerca do que foi proposto inicialmente, e o que teve continuidade no desenvolvimento do trabalho.

4.4.1 Sobre a Geometria Reduzida

Os parâmetros geométricos obtidos, de todos os estudos de caso a serem apresentados, quando simulados na geometria completa do corpo de prova, produziram as mesmas dimensões obtidas com a técnica Geometria Reduzida, com erros menores que 1%. Isto demonstra o potencial da técnica dentro do contexto da otimização, e corrobora a hipótese inicial de que o fenômeno é fortemente localizado, permitindo uma malha menos refinada em regiões afastadas da solda.

Durante os ensaios preliminares de simulação, um teste de otimização seguindo a mesma metodologia, mas utilizando uma geometria padrão (Fig. 3.3), levou um tempo total de 4 dias de execução, e produziu os mesmo resultados, enquanto que na nova técnica apresentada a otimização levou aproximadamente 9 horas para ser executada, o que significa um ganho de tempo computacional de mais de 90%.

Resultados semelhantes foram obtidos em outro teste (FARIAS; TEIXEIRA; VILARINHO, 2019), atingindo ganhos de tempo da ordem de 86%, em relação a abordagem padrão. Baseados nestes resultados, o desenvolvimento da técnica foi mantido, e algumas modificações pontuais foram realizadas. Após atingir a versão final da metodologia, é possível observar, na Fig. 4.14c, que na região de interesse (zona fundida) as diferenças são de menos de 20°C entre o resultado obtido através do ótimo via Geometria Reduzida (Fig. 4.14a), e seu respectivo resultado aplicado à geometria padrão (Fig. 4.14b), em uma região com temperaturas da ordem de 1400°C. Os resultados da Fig. 4.14 referem-se ao resultado final, obtido com a fonte Goldak, para o estudo de caso GMAW-C-B-6.0, a ser apresentado no Item 4.6.11. Cabe ressaltar que para todos os estudos de caso e fontes de calor esse padrão se repetiu, demonstrando a robustez da técnica.

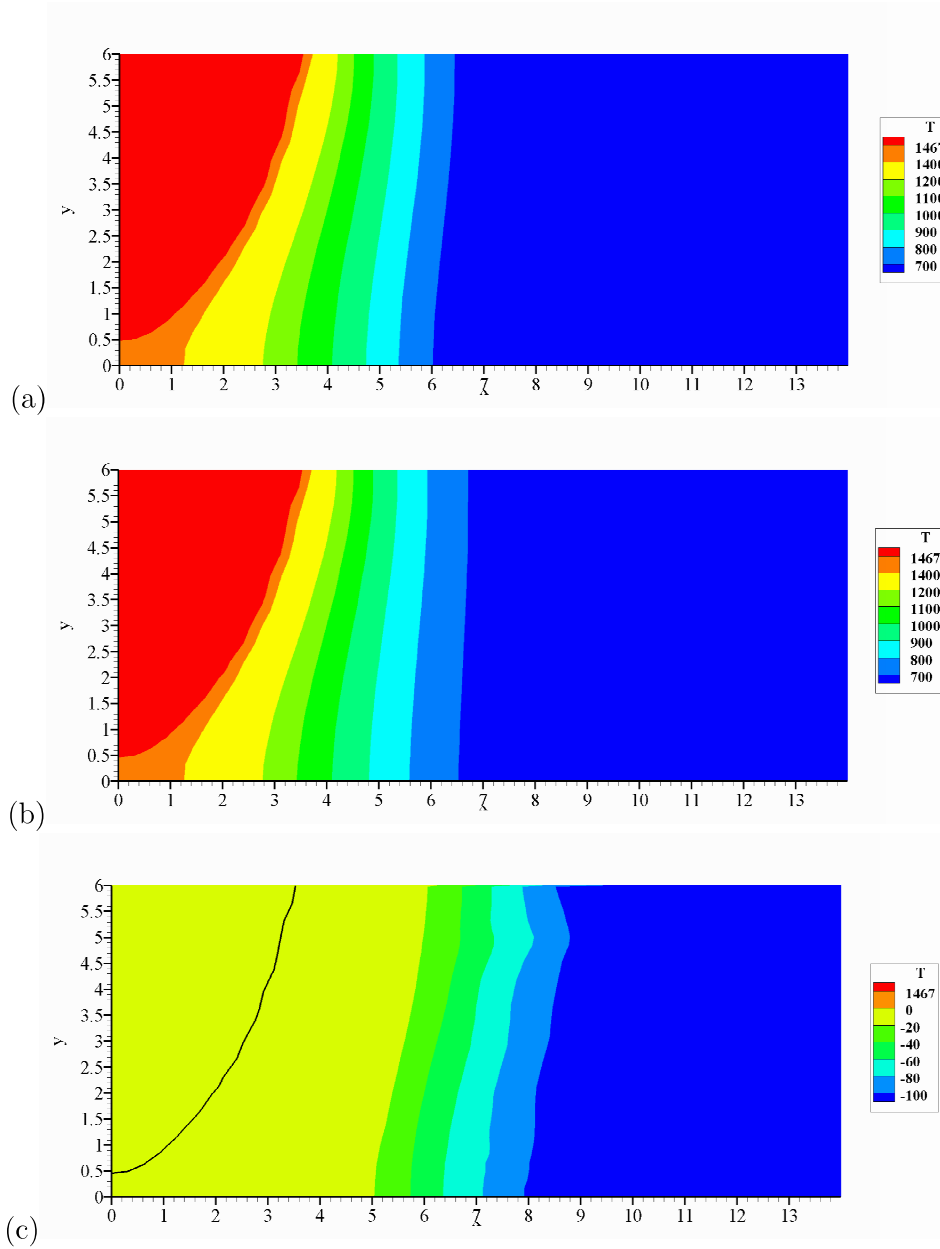


Figura 4.14 – Resultado ótimo obtido com uso da Geometria Reduzida (a), resultado obtido ao utilizar estes parâmetros ótimos da fonte de calor na geometria padrão (b), e diferença de temperaturas entre estes resultados, onde a isolinha preta representa o limite da zona fundida para a geometria padrão (c).

4.4.2 Fontes de Calor

Acerca da Fonte de Calor I, os testes iniciais se mostraram inconclusivos, não demonstrando nenhuma relação aparente entre as dimensões das camadas e a geometria obtida, tanto na abordagem horizontal quanto na vertical. Os testes foram efetuados com dados e geometria do estudo de caso GTAW-C-B-3.0. Além disso, o fato da dimensão de

cada camada representar um grau de liberdade (ou parâmetro geométrico) na otimização, totalizando, nestes testes, 12 parâmetros a determinar, fez com que a otimização levasse um tempo maior do que utilizando as fontes volumétricas clássicas, que possuem menos parâmetros. Na maneira com que foi concebida, esta fonte de calor com condutividade variável não pareceu promissora no momento, e os testes foram encerrados. Talvez uma outra forma de variação da condutividade, utilizando algum tipo de equação, e com menos parâmetros a determinar, possa vir a se mostrar mais proveitosa no futuro.

Já para as fontes de calor de perfil variável (Fonte II e III), alguns resultados preliminares são apresentados na Fig. 4.15.

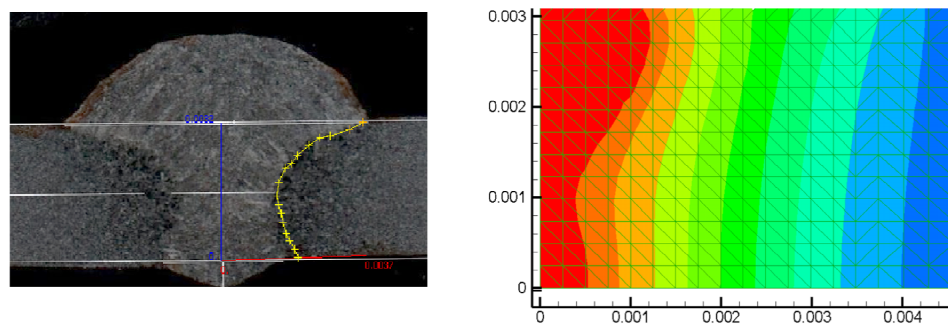


Figura 4.15 – Resultado preliminar da segunda abordagem de fonte volumétrica variável (FFV). Percebe-se uma tendência a produzir uma inflexão, de formato semelhante ao da zona fundida.

Como é possível perceber na figura acima, a fonte consegue produzir uma "inflexão" na zona fundida, de maneira semelhante ao que ocorre na peça soldada. Cabe salientar que as implementações clássicas das fontes volumétricas existentes não são capazes de produzir este tipo de geometria mais complexa de zona fundida. Atualmente, formas mais complexas são obtidas utilizando combinações de mais de uma fonte de calor ao mesmo tempo, e cada combinação vale apenas para seu estudo de caso específico. Esta segunda fonte variável (FFV) se propõe a contemplar diversas formas de zona fundida, sem possíveis limitações da fonte FCV, apenas com a mudança do polinômio de ajuste que representa a linha de fusão da geometria da solda.

Em relação a fonte FCV, convém ressaltar que, como esta abordagem foi baseada na dedução da fonte cônica, onde a energia máxima encontra-se no eixo vertical, ela tende a possuir maior aplicabilidade nos processos que aplicam alta energia ao longo da espessura da chapa soldada, como os processos de soldagem a Plasma, Laser, e Feixe de Elétrons, da mesma maneira com o que já ocorre para a fonte Cônica clássica.

4.5 Melhorias na Performance Computacional

Para atender a um dos objetivos do trabalho, que consiste em realizar as otimizações com baixo tempo computacional, são apresentados a seguir os resultados de duas avaliações importantes que contribuíram para atingir tal objetivo, relativos as Condições de Contorno e a implementação de Paralelismo no algoritmo de otimização por Algoritmos Genéticos.

4.5.1 Condições de Contorno

Conforme apresentado no Item 3.1.3, foi realizado uma avaliação de performance computacional para avaliar a melhor relação custo/benefício entre tempo e acurácia, relativo as possíveis formas de condições de contorno:

- Apenas convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante ($Convec_{cte}$);
- Apenas convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura ($Convec_{var}$);
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante e radiação com emissividade ε_r constante ($Convec_{cte} + Rad_{cte}$);
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura e radiação com emissividade ε_r constante ($Convec_{var} + Rad_{cte}$);
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante e radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura ($Convec_{cte} + Rad_{var}$), e;
- Convecção com coeficiente de transferência de calor h_c variável com a temperatura e radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura ($Convec_{var} + Rad_{var}$).

Esta avaliação foi realizada utilizando pré-testes com a geometria completa do estudo de caso GTAW-I-B-3.0, para cada uma das condições de contorno mencionadas. A Tabela 4.1 apresenta os resultados dos tempos computacionais obtidos para cada combinação das condições de contorno.

Casos	Tempo Computacional (min)	h_c (W/m ² .K)	ε_r
$Convec_{cte}$	16,41	20	
$Convec_{var}$	17,74	$h(T)$	
$Convec_{cte} + Rad_{cte}$	13,47	20	0,7
$Convec_{var} + Rad_{cte}$	15,45	$h(T)$	0,7
$Convec_{cte} + Rad_{var}$	12,37	20	$\varepsilon_r(T)$
$Convec_{var} + Rad_{var}$	14,25	$h(T)$	$\varepsilon_r(T)$

Tabela 4.1 – Resultados obtidos para diferentes condições de contorno.

Dentre os testes que usam apenas convecção ($Convec_{cte}$ e $Convec_{var}$) como condição de contorno, o teste $Convec_{var}$ apresentou um tempo em torno de 10% maior, o que já era esperado, visto que usar um coeficiente h_c variável com a temperatura introduz uma não-linearidade na Eq. 2.6, tornando os cálculos mais longos devido ao tempo necessário para acessar a curva de h_c para cada nó durante a simulação. No entanto, não era esperado que os resultados das abordagens que incluem a radiação como condição de contorno apresentassem tempos computacionais menores, visto que a radiação acrescenta uma forte não-linearidade no problema da transferência de calor. Entre os casos que incluem a radiação, o uso da forma variável nas condições de contorno sempre levou maior tempo, quando comparado com as formas que usam coeficientes constantes.

Após analisar os resultados cuidadosamente, percebeu-se que estes tempos menores, ao incluir radiação, se devem a uma melhor taxa de convergência. Quando simulada apenas convecção, ocorre uma maior concentração de calor onde a fonte é aplicada, visto que o calor só pode escoar via condução na peça e convecção para o meio ambiente. Ao incluir a radiação, insere-se mais uma maneira para o calor ser extraído desta região, levando a uma concentração um pouco menor, o que suaviza os gradientes de temperatura e colabora para uma melhor taxa de convergência da simulação.

Na Fig. 4.16 tem-se uma comparação entre os ciclos térmicos das diferentes abordagens, para uma posição equivalente à do termopar TC1.

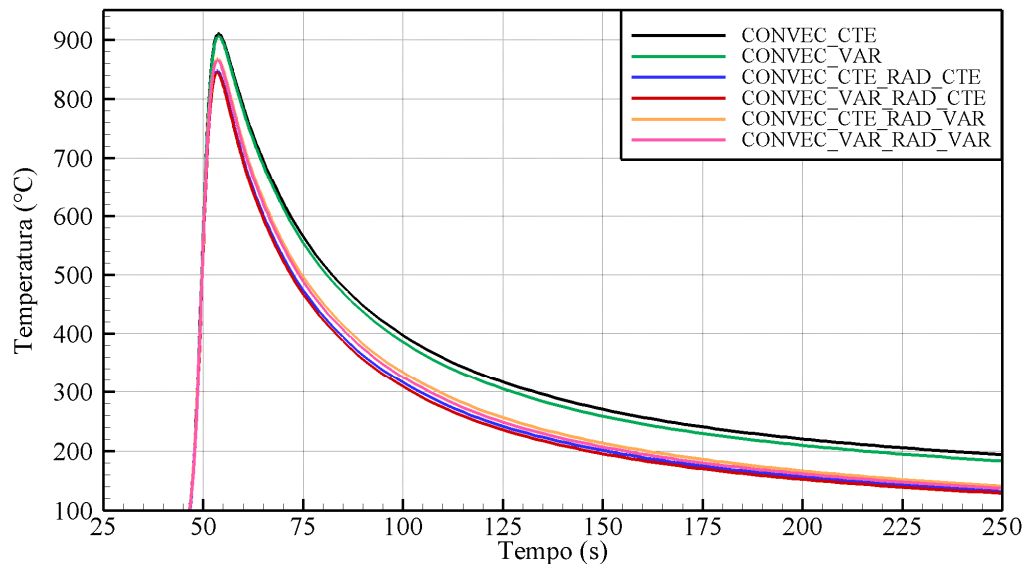


Figura 4.16 – Ciclos térmicos das diferentes combinações de condições de contorno testadas.

Como era esperado, as duas condições que possuem apenas a convecção como transferência de calor ao ambiente atingiram valores mais altos de temperatura de pico, e em relação ao resfriamento a condição de $Convec_{var}$ apresentou um resfriamento um

pouco maior que a condição $Convec_{cte}$, visto que ela apresenta valores maiores de h_c em temperaturas mais elevadas. Com o uso da radiação, as temperaturas de pico decrescem da ordem de 50°C aproximadamente. Entre as quatro condições de contorno com radiação, as temperaturas de pico apresentam diferenças muito pequenas. Já em relação ao resfriamento destas, observa-se o seguinte comportamento: as duas condições com Rad_{cte} apresentaram os menores valores, visto que a transferência de calor por radiação é mais intensa, e o uso de um valor constante de emissividade ε_r tende a subestimar as temperaturas obtidas, sendo que a condição $Convec_{var} + Rad_{cte}$ com convecção variável apresentou menores valores devido a valores maiores de h_c em temperaturas mais elevadas; em relação as duas condições com Rad_{var} , estas apresentam valores de temperatura ligeiramente maiores justamente por não subestimar as temperaturas ao usar um ε_r variável.

Ao subtrair um perfil de temperaturas do outro, de maneira semelhante ao que foi feita na Fig. 4.14, é possível perceber na Fig. 4.17 a pequena diferença entre as abordagens $Convec_{cte} + Rad_{var}$ e $Convec_{var} + Rad_{var}$, onde as maiores diferenças começam a predominar a uma distância bem afastada da solda.

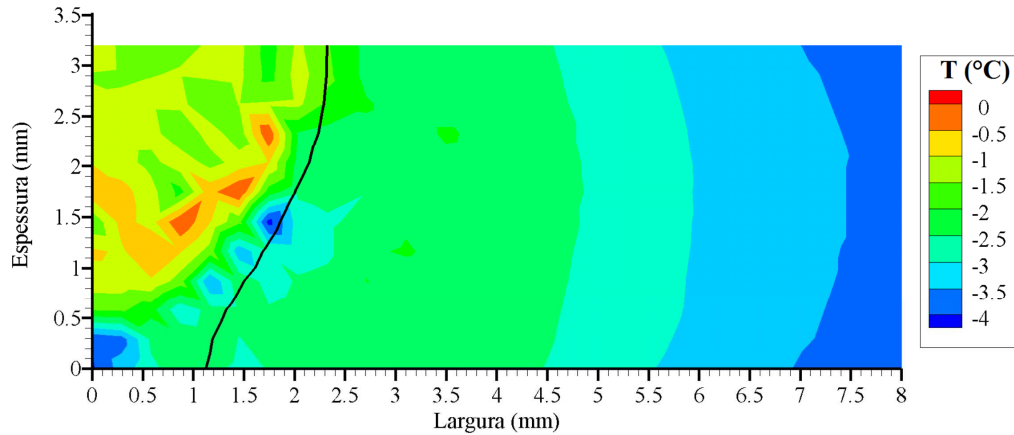


Figura 4.17 – Diferença de temperaturas entre as abordagens $Convec_{cte} + Rad_{var}$ e $Convec_{var} + Rad_{var}$, onde a isolinha preta representa o limite da zona fundida para $Convec_{cte} + Rad_{var}$.

Baseado nestes resultados, tendo sempre em mente a relação de custo/benefício computacional, utilizou-se em todos os estudo de caso a implementação da convecção com coeficiente de transferência de calor h_c constante e radiação com emissividade ε_r variável com a temperatura ($Convec_{cte} + Rad_{var}$). Sempre que possível, o desejável é utilizar a condição $Convec_{var} + Rad_{var}$, visto que fisicamente todos coeficientes variam com a temperatura. No entanto, o uso de convecção com coeficiente constante apresentou bons resultados em relação aos ciclos térmicos dos estudos de caso a serem apresentados, e esta abordagem possui um tempo computacional, por simulação, em torno de 13% menor quando comparado a implementação $Convec_{var} + Rad_{var}$.

4.5.2 Paralelismo do Método de Otimização

Na computação, o conceito de paralelismo é facilmente compreendido através da Fig. 4.18. Na forma serial, um problema é enviado por vez, para apenas um processador (núcleo), enquanto na abordagem paralela cada problema pode ser enviado para um núcleo diferente. Na forma paralela, é possível resolver tantos problemas simultaneamente quanto for o número de núcleos disponíveis no CPU do computador. Logo, pode haver grande ganho de tempo computacional.

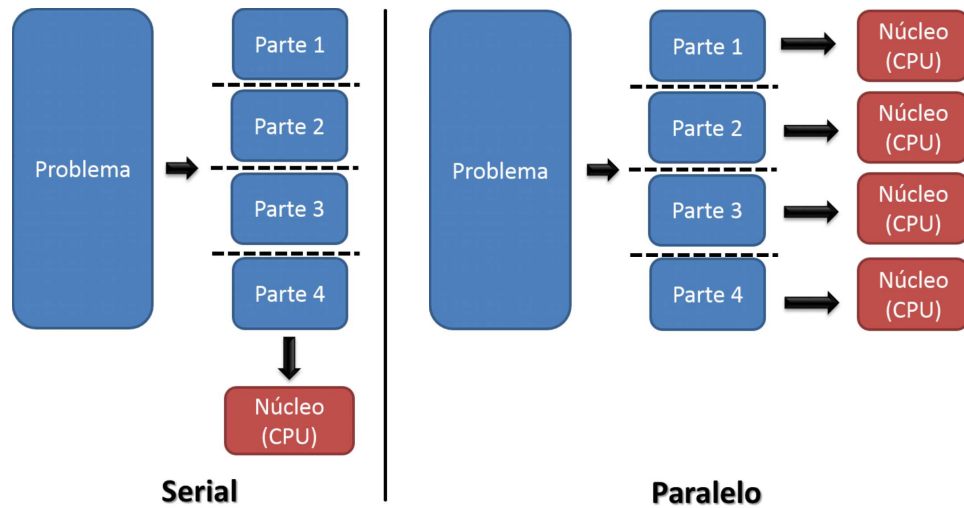


Figura 4.18 – Diferença entre abordagem serial e paralela, para resolução de problemas computacionais.

Basicamente, as ferramentas computacionais utilizadas permitem duas implementações de paralelismo: paralelização do MEF, suportada pelo software ANSYS®; e paralelização do Algoritmos Genéticos utilizado, sendo necessária uma modificação no código aberto (HOUCK; JOINES; KEY, 1995) implementado no OWSO. A Fig. 4.19 apresenta conceitualmente a diferença entre abordagens. A abordagem via MEF exige tempo computacional adicional para dividir o problema principal em várias partes e enviar a diferentes núcleos, no entanto, o fato de usar vários núcleos contribui para diminuir o tempo total consideravelmente. Já a abordagem relativa aos Algoritmos Genéticos não consome tempo computacional adicional para enviar um indivíduo para cada núcleo, e também apresenta bom ganho de tempo computacional.

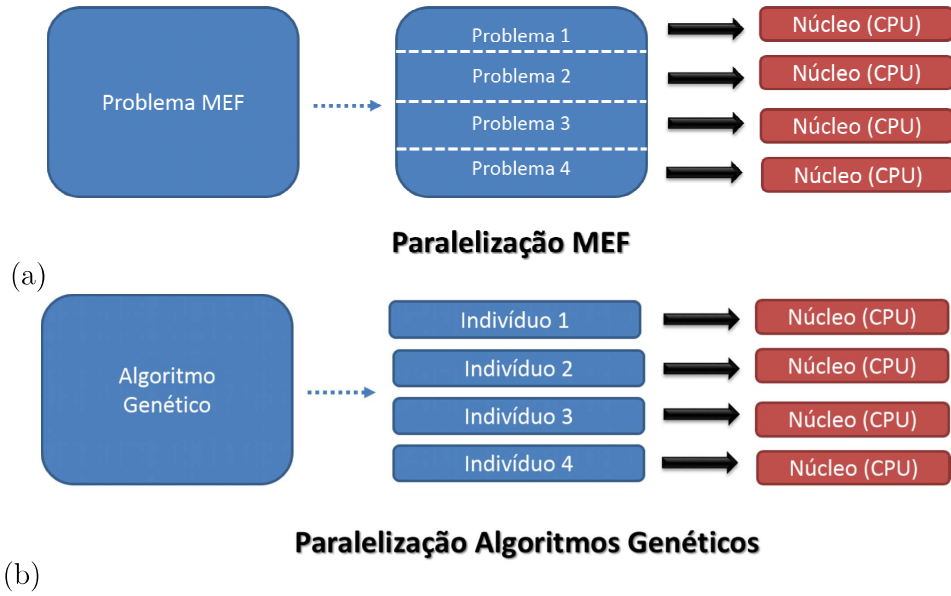


Figura 4.19 – Diferença entre abordagem de paralelismo via MEF (a) e via Algoritmos Genéticos (b), para resolução de problemas computacionais.

Após modificação no código original dos Algoritmos Genéticos, foi feita a seguinte avaliação para verificar se haveria um maior ganho de tempo computacional. O estudo foi realizado da seguinte forma, com o objetivo de realizar 8 simulações consecutivas, utilizando a Geometria Reduzida de um dos estudos de caso: na abordagem via paralelismo do MEF, as 8 simulações foram realizadas aumentando o número de núcleos (processador), mas resolvendo apenas uma simulação por vez; enquanto que na abordagem via paralelismo do Algoritmo Genético, cada simulação foi realizada utilizando apenas um núcleo, mas assim foi permitido rodar várias simulações em paralelo. Para esta avaliação, foram utilizados os dados do estudo de caso GMAW-C-B-3.0, utilizando a fonte de Goldak. Os resultados são apresentados na Fig. 4.20.

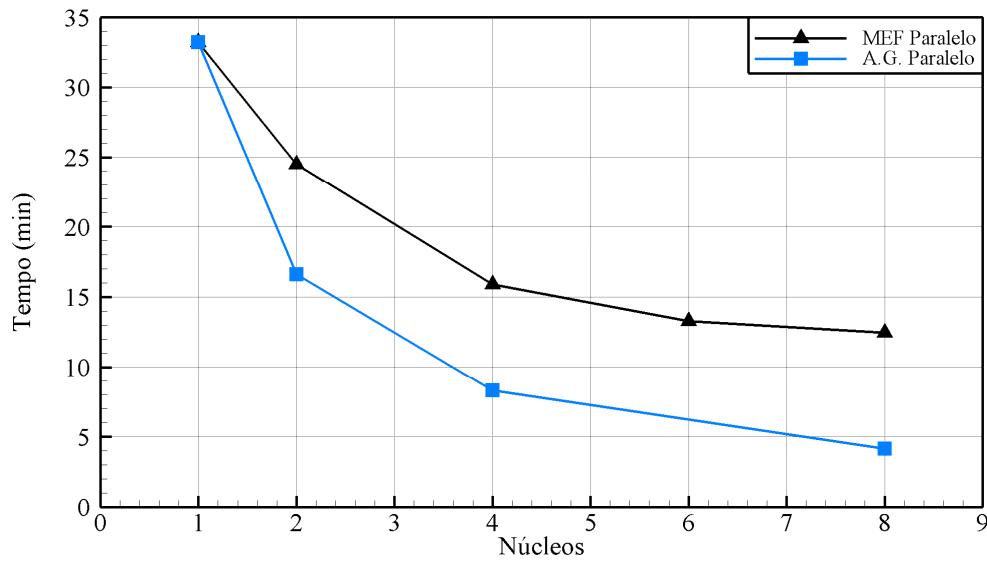


Figura 4.20 – Tempo computacional obtido com as diferentes abordagens de paralelismo.

Primeiramente, como é possível observar, o tempo utilizando apenas um núcleo do processador coincide para as duas abordagens, visto que o problema fica idêntico. Conforme aumenta-se o número de núcleos, o tempo computacional utilizando MEF em paralelo diminui consideravelmente, mas tende a estabilizar. Isto ocorre devido a malha da Geometria Reduzida já ser considerada uma malha pequena, da ordem de 10 a 30 mil nós apenas, fazendo com que o tempo adicional necessário para dividir o problema e depois montá-lo novamente impeça um aumento nos ganhos devido ao maior número de núcleos, a partir de certo ponto. Logo, esta abordagem não apresentou grande escalabilidade. Já na abordagem que paralelizou o Algoritmo Genético, cada vez que o número de núcleos dobra, o tempo computacional para o exemplo apresentado cai pela metade, até o limite de tempo representado por uma simulação rodando em apenas um núcleo, o que leva aproximadamente 4 minutos. Ao rodar 8 simulações em 8 núcleos diferentes, este tempo de 4 minutos foi atingido. Logo, esta segunda abordagem foi implementada por completo no *OWSO*, reduzindo ainda mais os tempos computacionais, conforme apresentado no Item. 4.6. Ressalta-se que isto apenas é possível devido ao baixo tamanho das malhas da Geometria Reduzida. Para malhas relativamente grandes, o paralelismo do MEF tende a apresentar maior escalabilidade, visto que rodar uma simulação com número elevado de nós/elementos em apenas um núcleo apresenta um tempo computacional demasiadamente elevado. Também é importante lembrar que os resultados obtidos por ambas as abordagens são virtualmente idênticos, o que muda basicamente é a sequência de cálculo.

4.6 Análise das Fontes de Calor

Após os resultados já apresentados, a solução integrada apresentada neste trabalho foi aplicada a 12 estudos de caso de geometrias soldadas, para analisar se a ferramenta atinge os resultados adequados, a fim de satisfazer os objetivos já mencionados.

Foram comparadas as zonas fundidas, numéricas e experimentais, e analisados os parâmetros ótimos obtidos para cada fonte de calor utilizada. A linha utilizada para definir as dimensões da zona fundida foi a linha isoterma da temperatura de *solidus* de cada material utilizado. Como resultado adicional, verificou-se se os ciclos térmicos da simulação apresentaram concordância razoável com os obtidos experimentalmente. Cabe informar que os resultados apresentados nas próximas já são os resultados transferidos para a geometria padrão (completa), após os ótimos para cada fonte terem sido obtidos através da otimização via uso da Geometria Reduzida. Outras discussões pertinentes também foram apresentadas.

4.6.1 Estudo de Caso GTAW-C-B-3.0

O caso GTAW-C-B-3.0 se refere a soldagem pelo processo GTAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta de topo com chanfro reto, de 3,175 mm (1/8") de espessura. Na Fig. 4.21 temos a zona fundida dos resultados otimizados, para as cinco fontes de calor utilizadas. Do lado esquerdo, temos em amarelo o limite da zona fundida experimental, e as linhas pontilhadas representam o limite da zona fundida numérica que está do lado direito (esta forma de representação é utilizada em todas figuras de zona fundida a partir deste ponto).

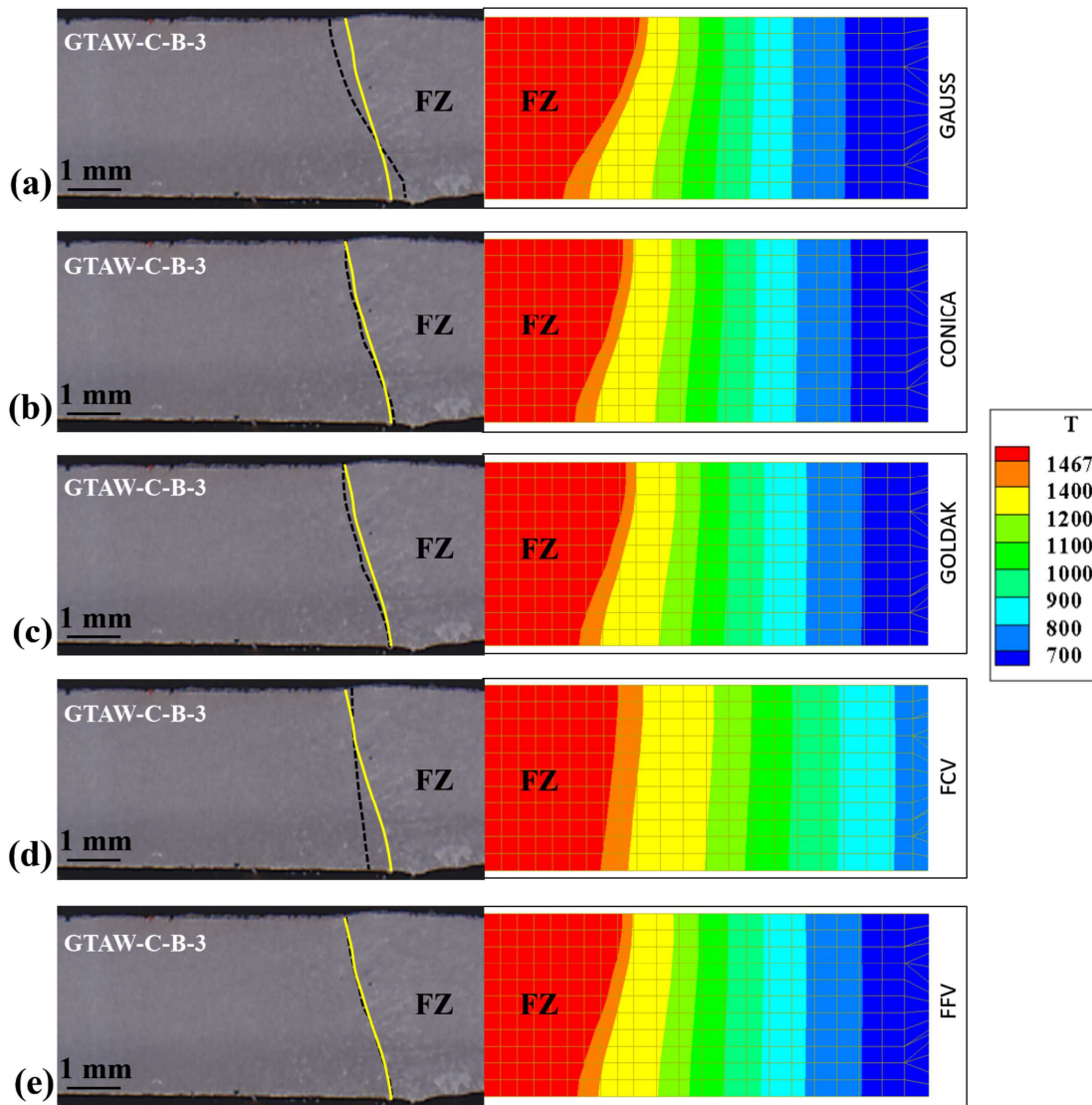


Figura 4.21 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Nesse caso, o processo de otimização levou entre 2,85 a 4,20 horas no total. A diferença entre tempos para as diferentes fontes, mesmo utilizando sempre a evolução de 10 indivíduos ao longo de 20 gerações, se deve por dois motivos: primeiro, dependendo do valor do(s) parâmetro(s) geométrico(s) da fonte de um determinado indivíduo, a simulação deste pode levar um pouco mais de tempo para convergir, por exemplo, como ocorre com a fonte Gaussiana, onde valores pequenos de σ concentram muita energia em um espaço muito pequeno, levando a uma demora um pouco maior na convergência; e segundo, o número total de simulações gira em torno de 120 ± 5 simulações, pois dependendo do andamento do processo de otimização, uma determinada rodada efetua alguns cruzamentos/mutações

a mais ou a menos na rotina dos Algoritmos Genéticos. A Tabela 4.2 apresenta os principais resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	195,6	65,2	62,1	82,9	48,1
Tempo Computacional (h)	4,20	3,46	3,50	2,85	3,54
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	62,9	52,29	58,9	75,5	60,6
σ (mm)	0,90	-	-	-	-
H (mm)	-	1,72	-	-	-
r_e (mm)	-	2,66	-	-	-
r_i (mm)	-	2,44	-	-	-
a (mm)	-	-	0,72	-	-
b (mm)	-	-	1,11	-	-
c_f (mm)	-	-	2,07	-	-
c_r (mm)	-	-	3,03	-	-
$f_{tamanho}$	-	-	-	2,48	1,08
f_{elipse}	-	-	-	2,36	2,14

Tabela 4.2 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-B-3.0.

Para cada estudo de caso, os parâmetros geométricos de cada fonte podem variar bastante. No entanto, a informação mais importante que devemos verificar nestes é se não ficaram iguais ao limite inferior ou superior dentro do espaço de busca. Isto indicaria que os limites deveriam ser ampliados, pois poderia haver um ótimo mais adequado para o parâmetro em questão. Neste caso, os parâmetros de todas as fontes não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização.

As informações mais pertinentes na Tabela 4.2 são o valor da função objetivo e a eficiência térmica obtida. Em relação a primeira, quanto menor o valor, melhor a aproximação com o dado experimental, lembrando que dentro do critério de aceitabilidade estabelecido no Item 3.1.5 para o Método dos Mínimos Quadrados, e do número de pontos utilizados sobre o limite da zona fundida deste caso, qualquer ótimo com valor abaixo de 120 é considerado aceito. Logo, para este caso, apenas a fonte de calor Gaussiana não atingiu um resultado satisfatório. A fonte FFV demonstrou o menor valor, indicando que as expectativas acerca da afirmação de que o perfil da zona fundida usado para gerar o perfil da fonte traz informações importantes tende a estar correta. Além disso, o fato de possuir apenas dois parâmetros a determinar faz com que menos combinações necessitem ser testadas, qualquer que seja o método de otimização utilizado.

Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente, para as três posições medidas, são apresentados na Fig. 4.22.

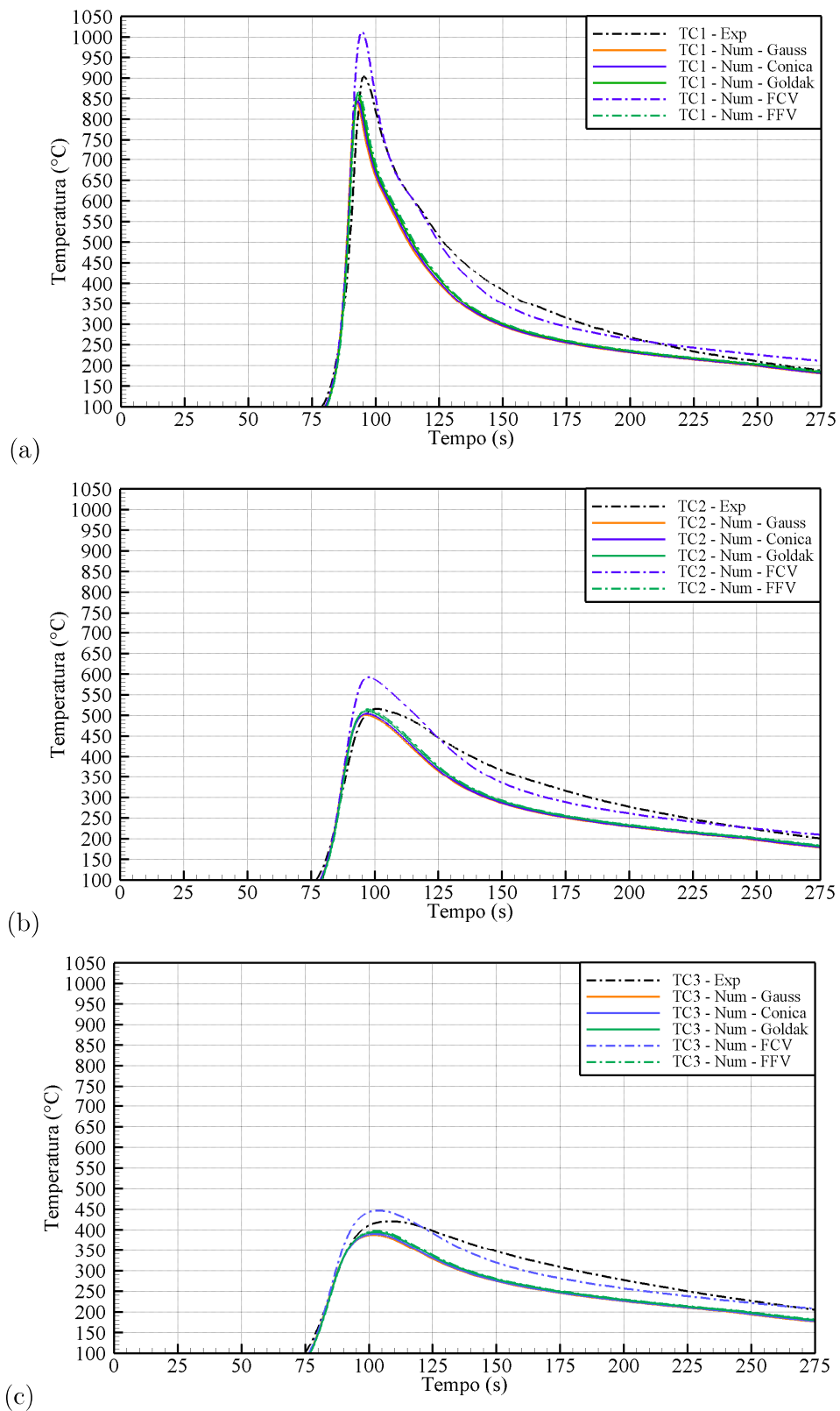


Figura 4.22 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-C-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Em relação a eficiência térmica, apenas a fonte FCV apresentou um valor que destoa das outras fontes. O efeito deste valor mais elevado pode ser observado nos ciclos térmicos obtidos apresentados na Fig 4.22. Levando em conta as outras quatro fontes, temos um valor médio de $58,7 \pm 4,6\%$ para a eficiência, um valor típico para o processo GTAW aplicados a chapas de baixa espessura.

Na Fig 4.22, percebe-se uma ótima concordância para as temperaturas de pico obtidas (com exceção da FCV). Em relação a taxa de resfriamento, relacionada com a transferência de calor da chapa para o ambiente, temos uma concordância razoável, visto que a inclinação durante o resfriamento tanto do experimento quanto das simulações apresentam-se semelhantes, sendo que as curvas numéricas apresentaram uma taxa de resfriamento um pouco mais elevada no início deste. Isto demonstra um bom acerto na representação das condições de contorno, sempre lembrando que a metodologia utilizada foca na relação custo/benefício entre tempo computacional e acurácia. Isto poderia ser melhorado retirando algumas limitações das condições de contorno, como por exemplo, usar um coeficiente de transferência de calor por convecção variável com a temperatura. No entanto, tal solução acarretaria em um tempo computacional maior. Tal troca seria aceitável ou não, dependendo do benefício que seria obtido em relação à finalidade de uso da simulação em questão.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.3. Apenas a fonte FCV apresentou diferenças maiores que 10% para as temperaturas de pico. Todas as outras fontes apresentaram resultados bem próximos dos experimentais.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.	903,7				
	Num.	840,0	844,8	859,3	1012,6	866,7
	$\Delta\%$	-7,05%	-6,53%	-4,92%	12,05%	-4,09%
TC2	Exp.	516,2				
	Num.	501,3	504,3	510,8	592,5	514,6
	$\Delta\%$	-2,90%	-2,31%	-1,04%	14,77%	-0,32%
TC3	Exp.	421,2				
	Num.	387,8	390,3	394,8	447,1	397,6
	$\Delta\%$	-7,94%	-7,34%	-6,28%	6,14%	-5,61%

Tabela 4.3 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-C-B-3.0.

4.6.2 Estudo de Caso GTAW-I-B-3.0

O caso GTAW-I-B-3.0 se refere a soldagem pelo processo GTAW, utilizando aço inoxidável AISI 304, de uma junta de topo com chanfro reto, de 3,00 mm de espessura. Na Fig. 4.23 temos a zona fundida dos resultados otimizados, para as cinco fontes de calor utilizadas.

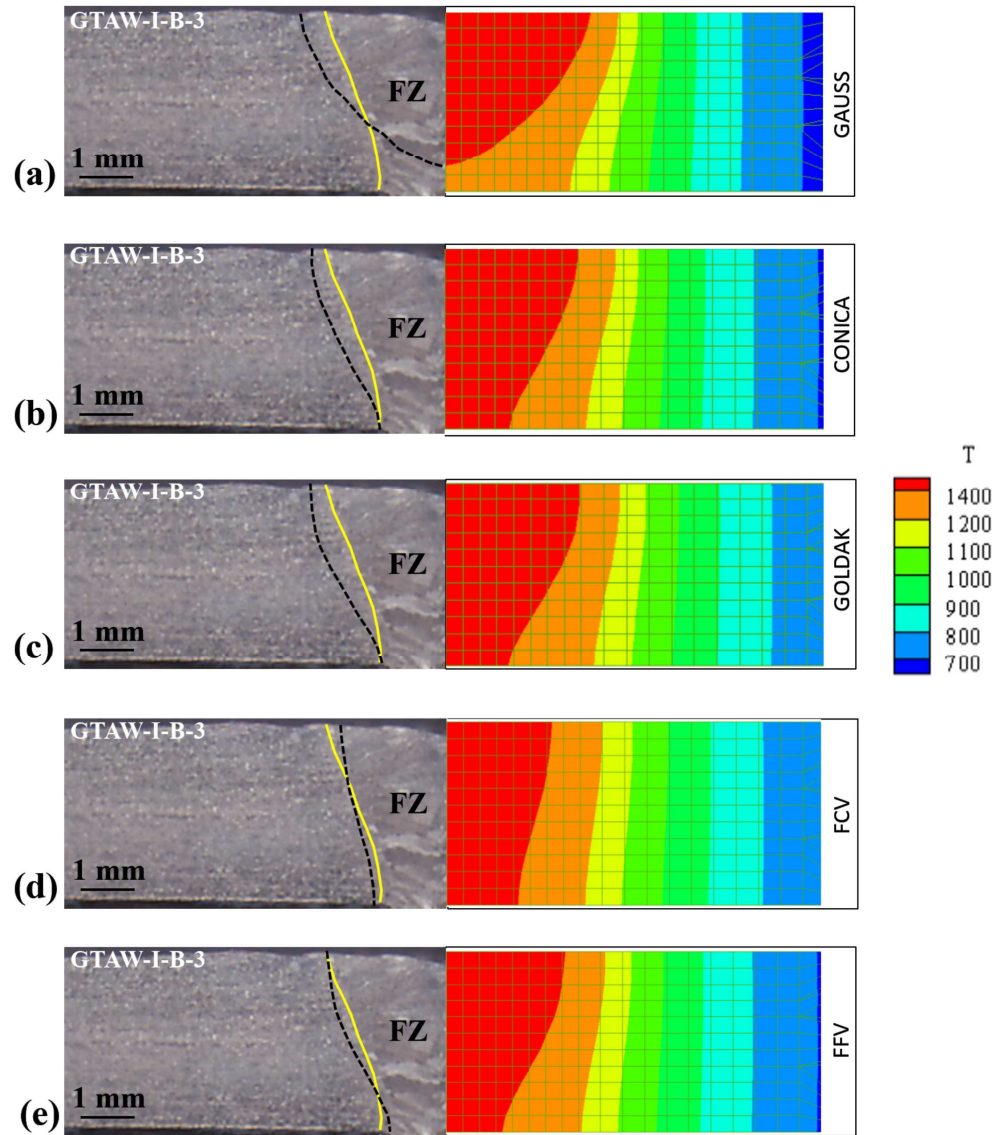


Figura 4.23 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Neste caso, o processo de otimização levou entre 1,93 a 2,20 horas no total. A diferença entre tempos para as diferentes fontes, se deve pelos mesmos motivos apresentados no caso anterior. Os tempos foram ligeiramente menores que no caso anterior pois aqui

as barras de aço inoxidável possuíam 3,00 mm, enquanto as de aço AISI 1020 tinham 3,175 mm, o que levou a uma malha um pouco menor em número de nós/elementos. A Tabela 4.4 apresenta os principais resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	366,1	216,3	244,5	181,5	93,9
Tempo Computacional (h)	2,20	1,93	1,95	2,1	1,96
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	64,3	64,2	69,4	68,4	66,4
σ (mm)	1,16	-	-	-	-
H (mm)	-	2,22	-	-	-
r_e (mm)	-	3,57	-	-	-
r_i (mm)	-	1,84	-	-	-
a (mm)	-	-	3,39	-	-
b (mm)	-	-	2,96	-	-
c_f (mm)	-	-	1,03	-	-
c_r (mm)	-	-	1,44	-	-
$f_{tamanho}$	-	-	-	1,46	1,06
f_{elipse}	-	-	-	2,92	2,80

Tabela 4.4 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-B-3.0.

Novamente os parâmetros geométricos de todas as fontes de calor não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização.

Em relação à função objetivo, o valor desta para atender o critério de aceitabilidade deste caso é de 130,7. Este valor pode variar de caso para caso devido a quantidade de pontos selecionados para representar a linha limite da zona fundida, visto que as juntas possuem diferentes configurações. Logo, para este caso, apenas a fonte de calor FFV atingiu um resultado satisfatório, resultando no menor valor da função objetivo, reforçando aqui a expectativas de que o perfil da zona fundida usado para gerar o perfil da fonte traz informações importantes acerca da transferência de calor que ocorre no processo. Além disso, o fato de possuir apenas dois parâmetros a determinar faz com que menos combinações necessitem ser testadas, qualquer que seja o método de otimização utilizado.

Em relação a eficiência térmica, todas as fontes de calor apresentaram um valor semelhante, de $66,5 \pm 2,4\%$, novamente um valor típico para o processo GTAW aplicados a chapas de baixa espessura. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente, para as três posições medidas, são apresentados na Fig. 4.24.

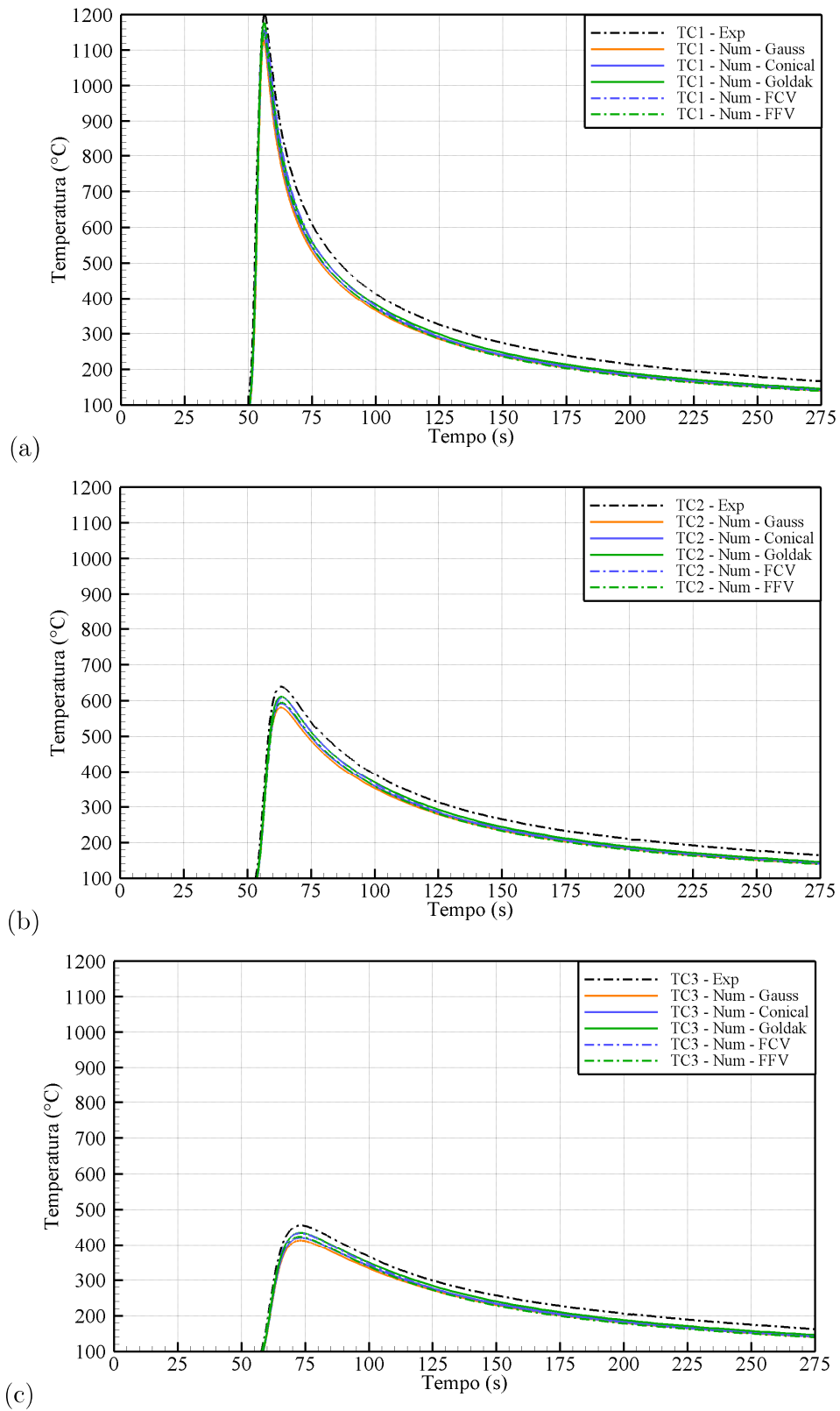


Figura 4.24 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-I-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Na Fig 4.24, percebe-se uma ótima concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento, visto que a inclinação durante o resfriamento tanto do experimento quanto das simulações apresentam-se muito semelhantes. Isto demonstra um melhor acerto na representação das condições de contorno, em relação ao caso anterior, não exigindo nenhuma correção de maior porte, mantendo uma excelente relação custo/benefício entre tempo computacional e acurácia. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.5.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.			1200,3		
	Num.	1129,4	1157,5	1177,3	1155,5	1148,3
	$\Delta\%$	-5,90%	-3,57%	-1,92%	-3,74%	-4,33%
TC2	Exp.			638,9		
	Num.	580,4	591,6	610,8	607,6	594,2
	$\Delta\%$	-9,16%	-7,42%	-4,40%	-4,91%	-7,00%
TC3	Exp.			455,5		
	Num.	412,6	420,7	434,4	433,0	423,2
	$\Delta\%$	-9,40%	-7,63%	-4,62%	-4,92%	-7,09%

Tabela 4.5 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-I-B-3.0.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas apresentadas na Tabela 4.5 mantiveram-se abaixo dos 10%. Apesar da fonte de calor de Goldak apresentar as menores diferenças em relação aos ciclos térmicos, em relação ao processo de otimização esta fonte apresenta o quarto pior resultado, ficando à frente apenas da fonte Gaussiana. Esta tendência se repete em alguns casos seguintes, e reforça o que foi apresentado por [Farias, Teixeira e Vilarinho \(2019\)](#), de que usar apenas termopares para validar simulações de soldagem nem sempre leva a resultados adequados da zona fundida. Isto pode levar a resultados menos adequados em simulações subsequentes, como simulações mecânicas e metalúrgicas do processo de soldagem.

4.6.3 Estudo de Caso GTAW-C-L-3.0

O caso GTAW-C-L-3.0 se refere a soldagem pelo processo GTAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta sobreposta, com espessura das chapas igual a 3.175 mm (1/8"). Na Fig. 4.25 temos a zona fundida dos resultados otimizados, para as três fontes

de calor utilizadas. Conforme mencionado no Item 3.1.7, por se tratar da primeira vez que se implementam as fontes de calor *FCV* e *FFV*, estas foram aplicadas apenas aos estudos de caso onde a geometria da junta possuía simetria.

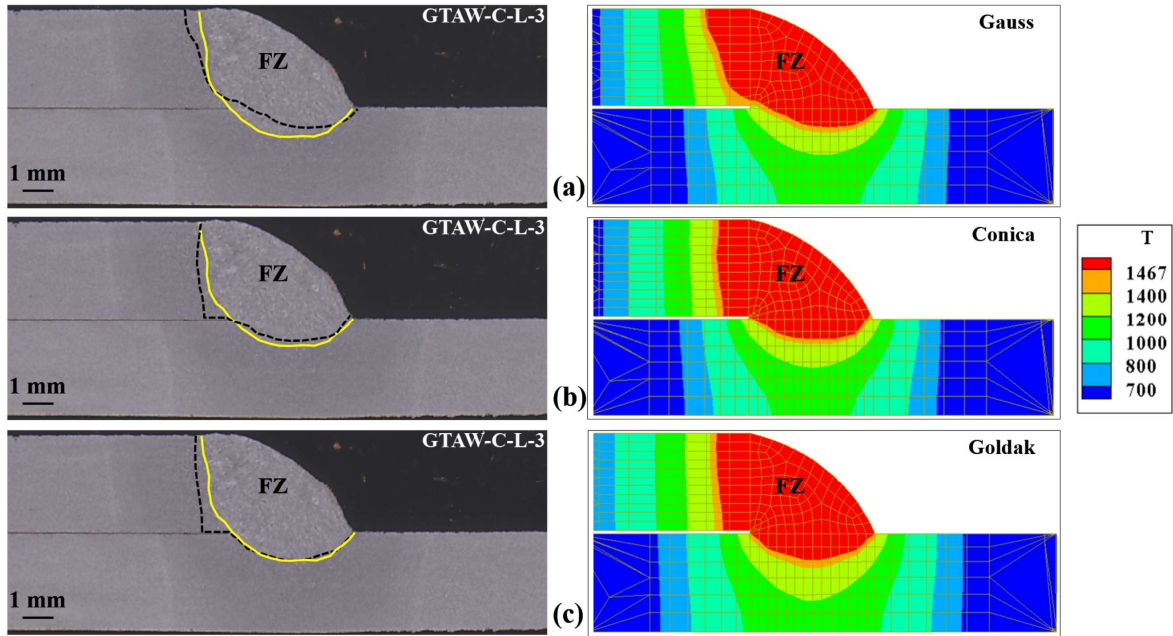


Figura 4.25 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-L-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

Para este estudo de caso, o processo de otimização levou aproximadamente 5 horas no total. Os tempos são maiores em relação aos casos anteriores, devido ao fato de não ser possível utilizar simetria para este tipo de junta, levando a malhas maiores.

Relativo à função objetivo, seu valor para atender o critério de aceitabilidade neste caso é de 180. Assim, neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido (Tabela 4.6). No entanto, o menor valor obtido, aqui pela fonte Goldak, representa uma diferença aproximada de 50 °C em relação a temperatura de *solidus* do material, o que equivale a uma diferença de aproximadamente 3,5 %, valor ainda muito baixo em relação à comparação de resultados entre experimento e simulação. Isto pode ser observado visualmente na Fig. 4.25 pela aproximação obtida. Outro ponto a ser observado é que não foi implementado como condição de contorno a resistência térmica de contato na interface entre as barras superior e inferior, pois isto aumentaria o tempo computacional e seria mais um grau de liberdade a determinar. Foram usados as mesmas condições de contorno de transferência de calor para o ambiente, mesmo sabendo não ser esta a condição mais adequada. Este fato levou a produzir uma "quina" na zona fundida da simulação, como observado no resultado das fontes Cônica e de Goldak. Uma adequação

nas condições de contorno, utilizando elementos de contato para simular a resistência térmica da pequena camada de ar entre as barras possivelmente eliminaria esse problema, levando a resultados dentro do critério estabelecido.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	536,42	376,6	301,4
Tempo Computacional (h)	5,10	4,95	5,15
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	79,2	65,0	79,0
σ (mm)	1,44	-	-
H (mm)	-	1,50	-
r_e (mm)	-	2,60	-
r_i (mm)	-	3,43	-
a (mm)	-	-	0,95
b (mm)	-	-	1,22
c_f (mm)	-	-	2,65
c_r (mm)	-	-	4,42

Tabela 4.6 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-C-L-3.0.

Mais uma vez, os parâmetros geométricos de todas as fontes de calor não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Em relação a eficiência térmica, houve certa variação entre as fontes de calor, com um valor médio de $74,4 \pm 8,1\%$. Este valor foi um pouco maior em relação aos casos anteriores, devido principalmente a configuração da junta sobreposta, onde tende-se a haver um melhor aproveitamento da energia utilizada no processo de soldagem. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente são apresentados na Fig. 4.26.

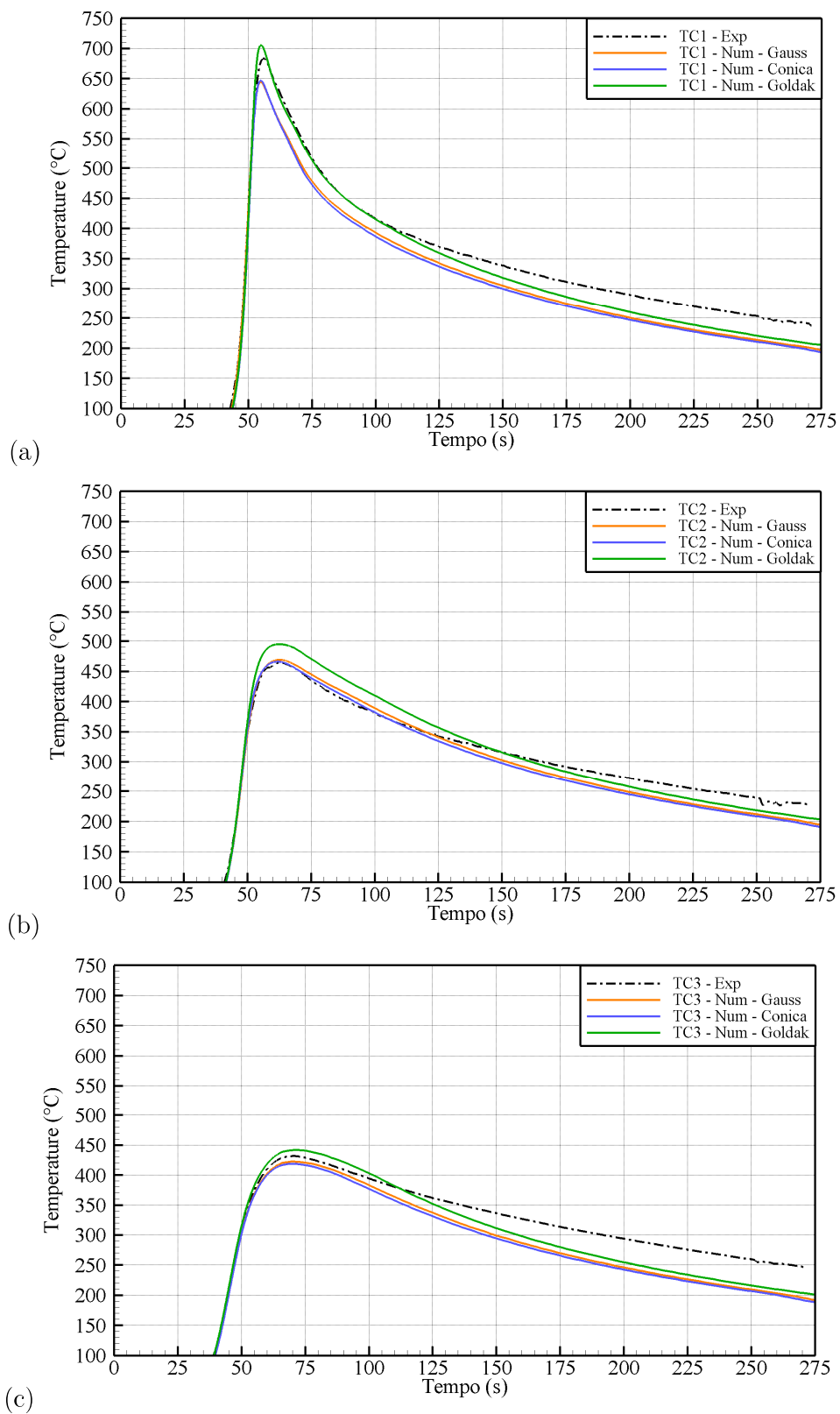


Figura 4.26 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-C-L-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Na Fig 4.26, percebe-se uma ótima concordância para as temperaturas de pico obtidas, e uma boa correlação com o ciclo de resfriamento. Novamente, temos um bom acerto na representação das condições de contorno, não exigindo nenhuma correção de maior porte. O resultado do resfriamento poderia ser melhorado nesta questão das condições de contorno, mas faz-se aqui as mesmas ressalvas do caso GTAW-C-B-3.0 quanto relação custo/benefício e finalidade desejada. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.7.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.		683,4	
	Num.	644,3	646,7	705,4
	$\Delta\%$	-5,72%	-5,36%	3,23%
TC2	Exp.		464,7	
	Num.	469,1	466,2	495,0
	$\Delta\%$	0,96%	0,33%	6,52%
TC3	Exp.		431,8	
	Num.	422,3	418,5	441,9
	$\Delta\%$	-2,18%	-3,08%	2,35%

Tabela 4.7 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-C-L-3.0.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas apresentadas na tabela acima mantiveram-se abaixo dos 7%. Todas as fontes apresentaram resultados próximos dos experimentais.

4.6.4 Estudo de Caso GTAW-I-L-3.0

O caso GTAW-I-L-3.0 se refere a soldagem pelo processo GTAW, utilizando aço inoxidável AISI 304, de uma junta sobreposta, com espessura das chapas igual a 3,00 mm. Na Fig. 4.27 temos a zona fundida dos resultados otimizados, para as três fontes de calor utilizadas.

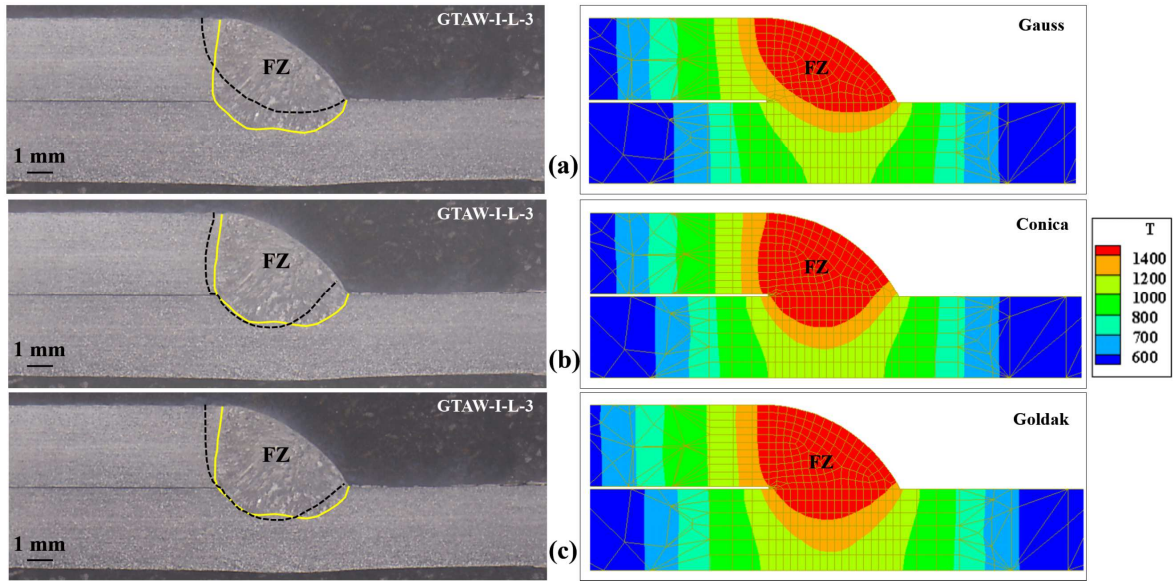


Figura 4.27 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-L-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

Neste caso, o processo de otimização levou em média 5,30 horas no total. A Tabela 4.8 apresenta os principais resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso. Em relação à função objetivo, o valor para atender a aceitabilidade é de 167,0. Assim, neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido. Entretanto, o menor valor obtido, novamente pela fonte Goldak na configuração de junta sobreposta, representa uma diferença aproximada de 115 °C em relação a temperatura de *solidus* do material, o equivalente a uma diferença de 8,0 %, equivalente a mais que o dobro da mesma junta, mas com aço AISI 1020. Visualmente, temos que esse resultado ainda poderia ser utilizado, dependendo da finalidade da simulação. Cabe ressaltar que aqui também não foi implementado como condição de contorno a resistência térmica de contato na interface entre as barras. Novamente, uma adequação neste ponto possivelmente eliminaria parte da diferença obtida, levando a resultados mais adequados.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	1102,6	880,4	644,5
Tempo Computacional (h)	5,75	5,10	5,31
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	79,2	79,5	77,5
σ (mm)	1,29	-	-
H (mm)	-	2,11	-
r_e (mm)	-	4,94	-
r_i (mm)	-	1,46	-
a (mm)	-	-	1,04
b (mm)	-	-	3,52
c_f (mm)	-	-	1,96
c_r (mm)	-	-	2,67

Tabela 4.8 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GTAW-I-L-3.0.

Novamente os parâmetros geométricos de todas as fontes de calor não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Em relação a eficiência térmica, todas as fontes de calor apresentaram um valor semelhante, de $78,7 \pm 1,0\%$. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente, para as três posições medidas, são apresentados na Fig. 4.28.

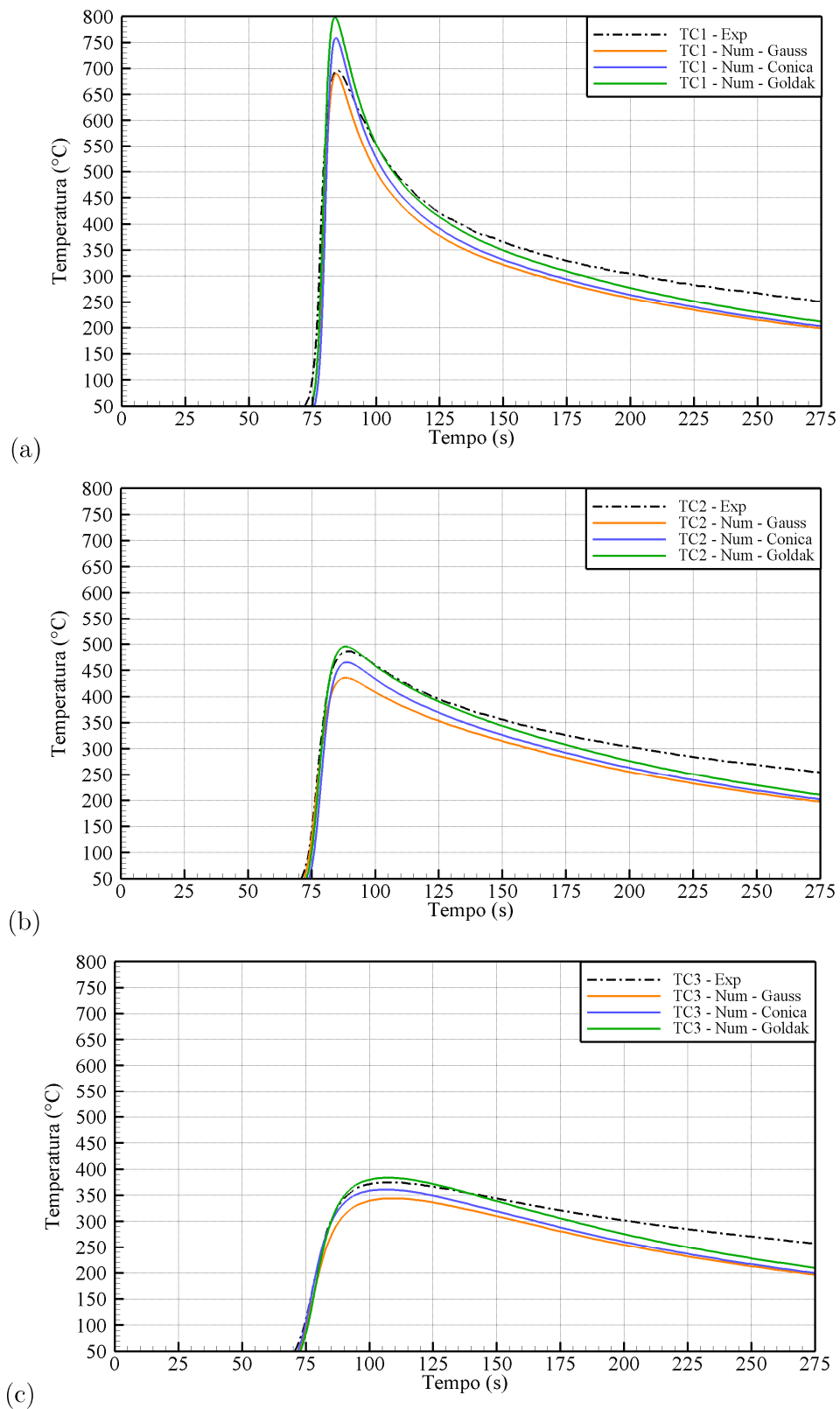


Figura 4.28 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GTAW-I-L-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Na Fig. 4.28, percebe-se uma boa concordância entre as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento. Apenas para o TC1 houveram algumas diferenças mais acentuadas.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.9.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.	696,0		
	Num.	689,5	758,9	797,6
	$\Delta\%$	-0,93%	9,03%	14,59%
TC2	Exp.	486,3		
	Num.	435,8	465,7	495,4
	$\Delta\%$	-10,39%	-4,23%	1,87%
TC3	Exp.	374,7		
	Num.	344,2	360,8	383,4
	$\Delta\%$	-8,14%	-3,71%	2,33%

Tabela 4.9 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GTAW-I-L-3.0.

Com exceção do TC1, as diferenças percentuais mantiveram correlação com o resultado da função objetivo, sendo a fonte de calor de Goldak a que apresentou maior proximidade com os ciclos obtidos. Novamente, percebe-se que mesmo sem atingir um resultado dentro da aceitabilidade para a zona fundida, é possível obter resultados muito próximos em relação aos termopares. Isto apenas reforça a tendência que começou a ser observada no caso GTAW-I-B-3.0, de que utilizar apenas termopares para validar simulações de soldagem nem sempre leva a resultados adequados da zona fundida. Começa a ficar claro aqui que o acerto na zona fundida tende a levar a bons resultados nos ciclos térmicos, enquanto o oposto nem sempre é verdadeiro.

4.6.5 Estudo de Caso GMAW-C-B-3.0

O caso GMAW-C-B-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta de topo com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 3,175 mm (1/8"). Na Fig. 4.29 temos a zona fundida obtida para os resultados otimizados das cinco fontes de calor utilizadas.

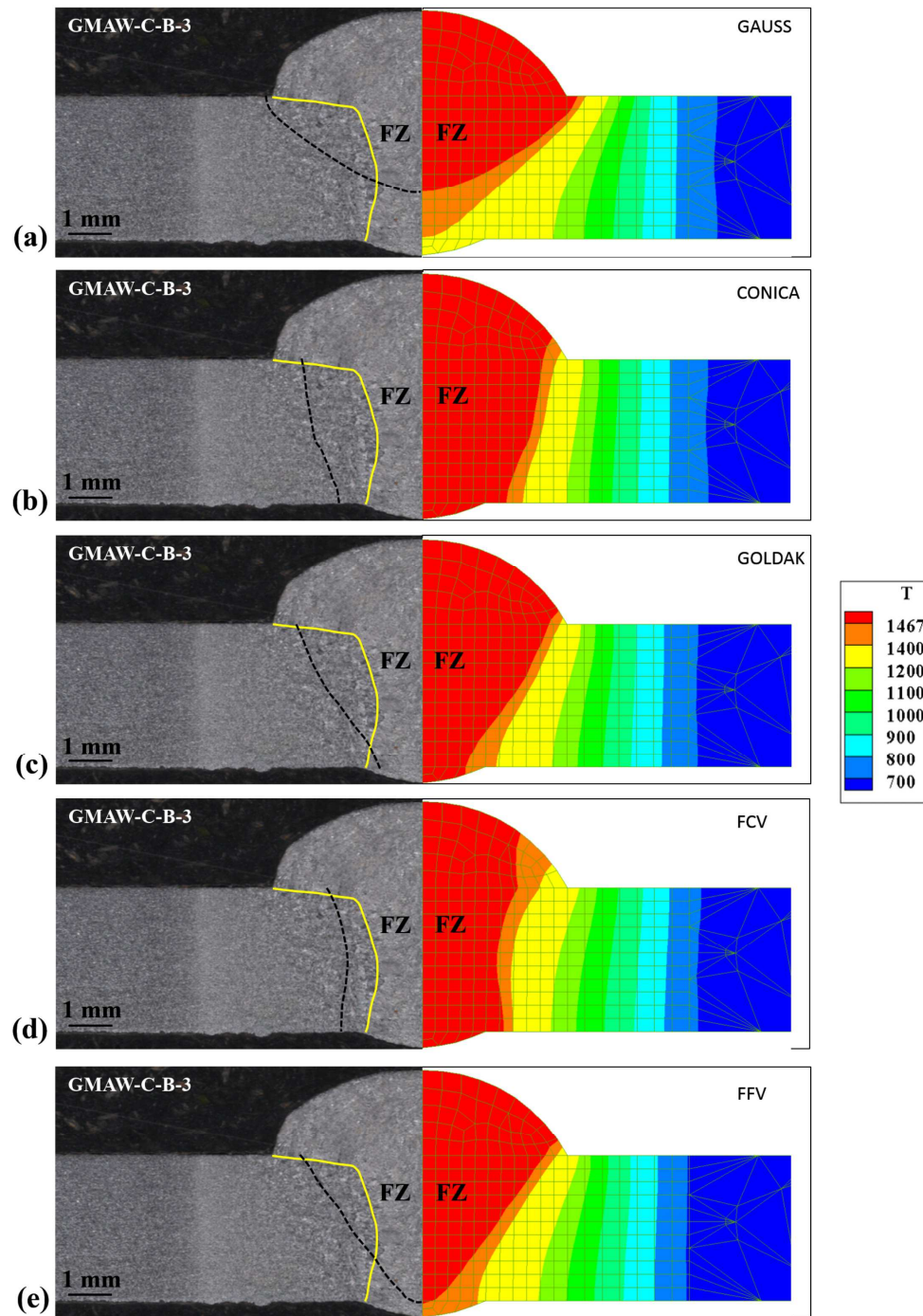


Figura 4.29 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Nesse caso, o processo de otimização levou entre 2,43 a 3,64 horas no total. Mais uma vez, a diferença entre tempos se deve aos parâmetros de alguns indivíduos, que concentram muita energia em um espaço muito pequeno causando um maior tempo

para atingir convergência. A Tabela 4.10 apresenta os principais resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	596,7	583,4	498,5	508,8	477,8
Tempo Computacional (h)	3,43	3,65	2,43	3,04	3,06
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	76,9	72,1	70,9	74,8	72,8
σ (mm)	2,52	-	-	-	-
H (mm)	-	2,25	-	-	-
r_e (mm)	-	4,65	-	-	-
r_i (mm)	-	4,49	-	-	-
a (mm)	-	-	3,78	-	-
b (mm)	-	-	2,05	-	-
c_f (mm)	-	-	4,01	-	-
c_r (mm)	-	-	6,69	-	-
$f_{tamanho}$	-	-	-	1,93	1,33
f_{elipse}	-	-	-	2,84	2,95

Tabela 4.10 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-3.0.

Neste caso, os parâmetros de todas as fontes não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Em relação à função objetivo, o valor desta para atender o critério de aceitabilidade deste caso é de 200,0. Neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido. O menor valor obtido foi obtido novamente pela fonte de calor FFV, na configuração de junta de topo. Visualmente, temos que esse resultado não seria adequado.

Porém, alguns pontos devem ser ressaltados sobre os perfis obtidos. Em primeiro lugar, era esperado que houvesse maior divergência para os casos utilizando processo de soldagem GMAW, visto que esse possui adição de material na solda. Isto torna o fenômeno mais complexo, pois agora existe o efeito mecânico mais intenso na poça de fusão (SCOTTI; PONOMAREV, 2008), além do efeito térmico. Os modelos baseados na equação da Difusão, como o apresentado aqui, não são capazes de contemplar a movimentação de fluido na poça. Segundo, além da fonte de calor FFV ter apresentado o melhor resultado, corroborando a hipótese de que o perfil da zona fundida utilizado na geração do perfil da fonte traz informações importantes acerca do processo, observa-se que apenas a fonte FCV foi capaz de gerar um perfil com uma inflexão no centro. Assim, infere-se que futuras adequações destas fontes podem aprimorar os resultados obtidos.

Sobre a eficiência térmica, todas as fontes de calor apresentaram um valor semelhante, de $73,5 \pm 2,3\%$, um valor típico para o processo GMAW aplicados a soldagem de

baixa espessura. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente, para as posições medidas, são apresentados na Fig. [4.30](#).

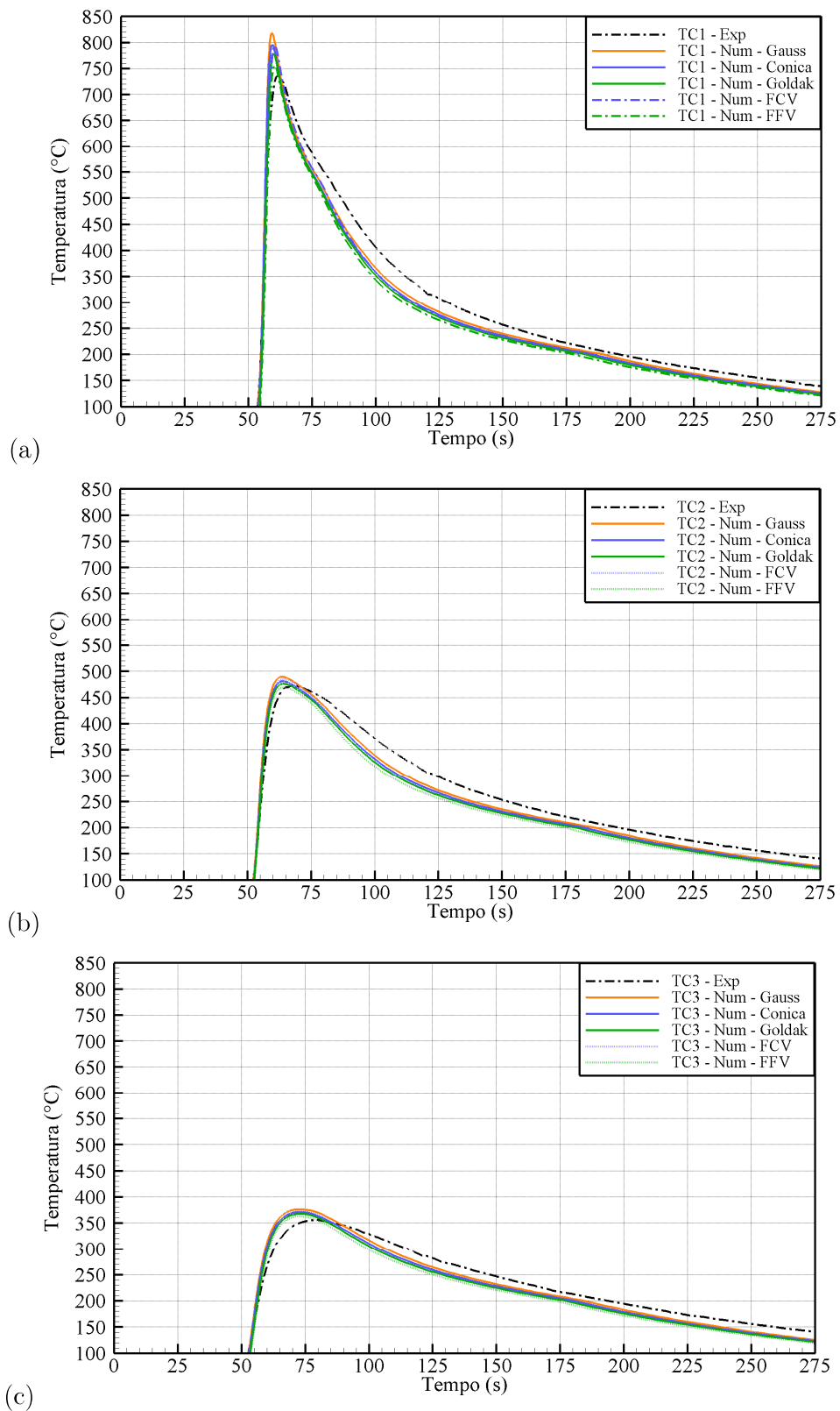


Figura 4.30 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Na figura acima percebe-se uma ótima concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento. Novamente tem-se um bom acerto na representação das condições de contorno, não exigindo correções de maior porte. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.11.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.	737,4				
	Num.	817,9	795,7	778,3	794,3	755,8
	$\Delta\%$	10,91%	7,90%	5,54%	7,71%	2,49%
TC2	Exp.	472,8				
	Num.	489,7	480,9	476,3	485,3	469,4
	$\Delta\%$	3,57%	1,71%	0,73%	2,64%	-0,73%
TC3	Exp.	356,2				
	Num.	376,6	371,2	367,8	373,1	363,1
	$\Delta\%$	5,74%	4,23%	3,28%	4,76%	1,96%

Tabela 4.11 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-B-3.0.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico mantiveram-se abaixo dos 10% novamente, assim como a correlação com os resultados da função objetivo, sendo a fonte de calor FFV apresentou maior proximidade com os ciclos obtidos, além da aproximação com a zona fundida. Novamente percebe-se que mesmo sem alcançar resultados dentro da aceitabilidade para a zona fundida, é possível obter resultados muito próximos em relação aos termopares, como ocorreu com a fonte Gaussiana, que apresentou o pior resultado. Assim, confirma-se a tendência de que utilizar apenas termopares para ajustar as simulações de soldagem não garante que ocorram resultados adequados para a zona fundida. Fica evidente que o acerto na zona fundida tende a levar a bons resultados nos ciclos térmicos, enquanto o oposto nem sempre é verdadeiro.

4.6.6 Estudo de Caso GMAW-I-B-3.0

O caso GMAW-I-B-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço inoxidável AISI 304, de uma junta de topo com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 3,00 mm. A Fig. 4.31 apresenta as zonas fundidas obtidas para os resultados otimizados das cinco fontes de calor utilizadas.

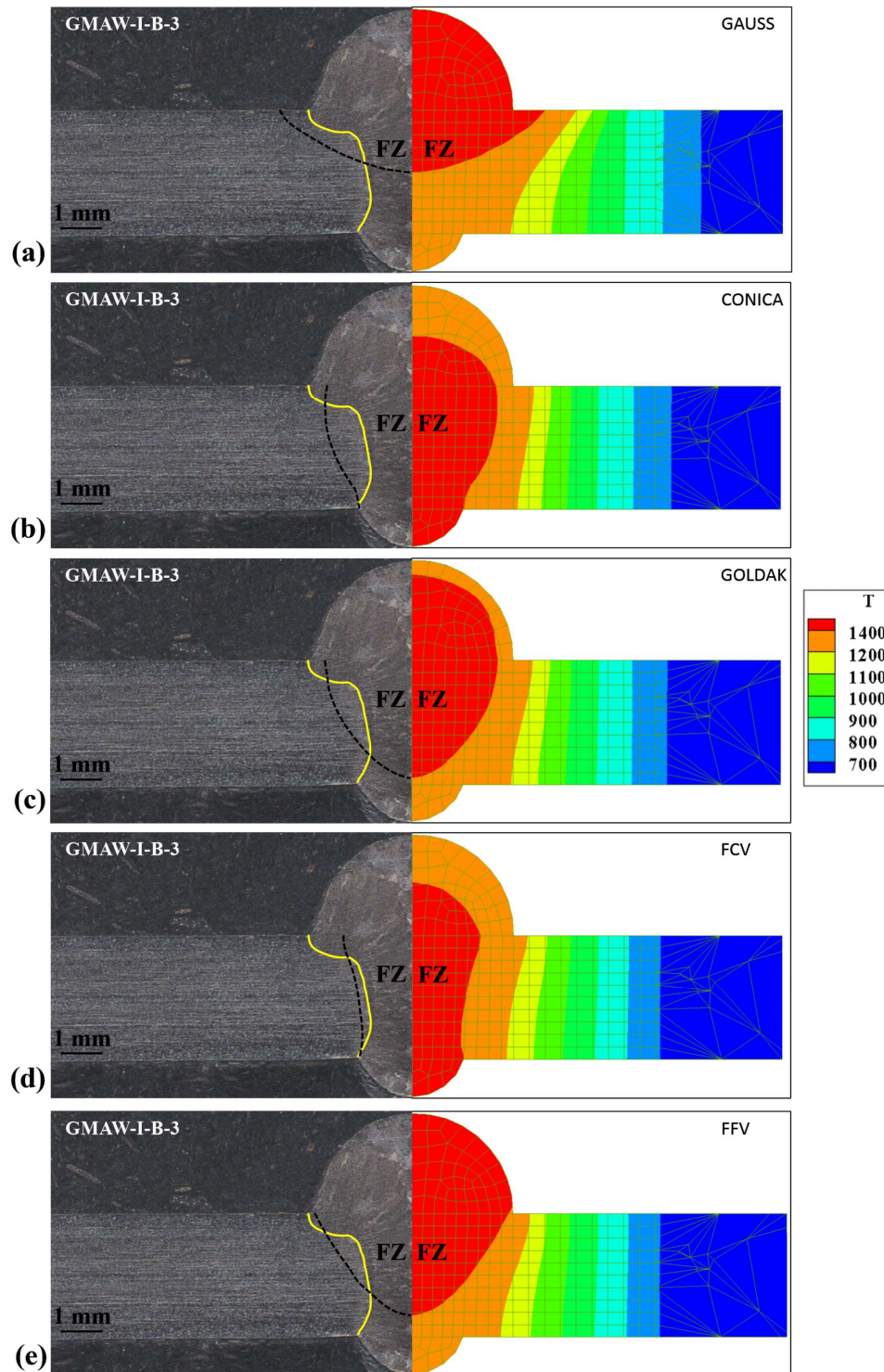


Figura 4.31 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Aqui o processo de otimização levou entre 1,90 a 2,71 horas no total. A Tabela 4.12 apresenta os resultados obtidos nas simulações.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	513,9	477,6	352,6	321,4	367,1
Tempo Computacional (h)	1,90	1,93	2,10	2,71	1,98
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	83,9	70,7	70,5	72,9	77,3
σ (mm)	2,78	-	-	-	-
H (mm)	-	2,26	-	-	-
r_e (mm)	-	4,75	-	-	-
r_i (mm)	-	3,81	-	-	-
a (mm)	-	-	4,34	-	-
b (mm)	-	-	2,93	-	-
c_f (mm)	-	-	3,10	-	-
c_r (mm)	-	-	6,68	-	-
f_{tamanho}	-	-	-	1,92	1,79
f_{elipse}	-	-	-	2,99	2,75

Tabela 4.12 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-3.0.

Neste caso, os parâmetros de todas as fontes também não coincidiram com os limites utilizados na otimização. Aqui o valor função objetivo que atende a aceitabilidade é de 172,0. Assim como para o caso anterior, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido. No entanto, desta vez, o menor valor obtido foi atingido pela fonte de calor FCV. Visualmente, apesar do resultado não ser o mais adequado, apenas o trecho da linha de referência onde ocorre a conexão entre reforço e chapa apresentou grande diferença, com o restante da linha ficando bem próximo do esperado.

Aqui, ressaltam-se as mesmas observações feitas para o caso anterior: era esperado maior divergência devido ao processo GMAW adicionar material à solda; e as fontes de perfil variável apresentaram melhores resultados, confirmando a hipótese do perfil da zona fundida trazer informações importantes acerca da transferência de calor do processo.

Sobre a eficiência térmica, as fontes de calor apresentaram valor semelhante, de $75,0 \pm 5,6\%$, um valor típico para o processo GMAW aplicados a soldagem de baixa espessura. Essa faixa ficaria mais estreita se eliminarmos o resultado da fonte Gaussiana, que apresentou a maior diferença em relação à otimização. Os ciclos térmicos para as posições medidas, são apresentados na Fig. 4.32.

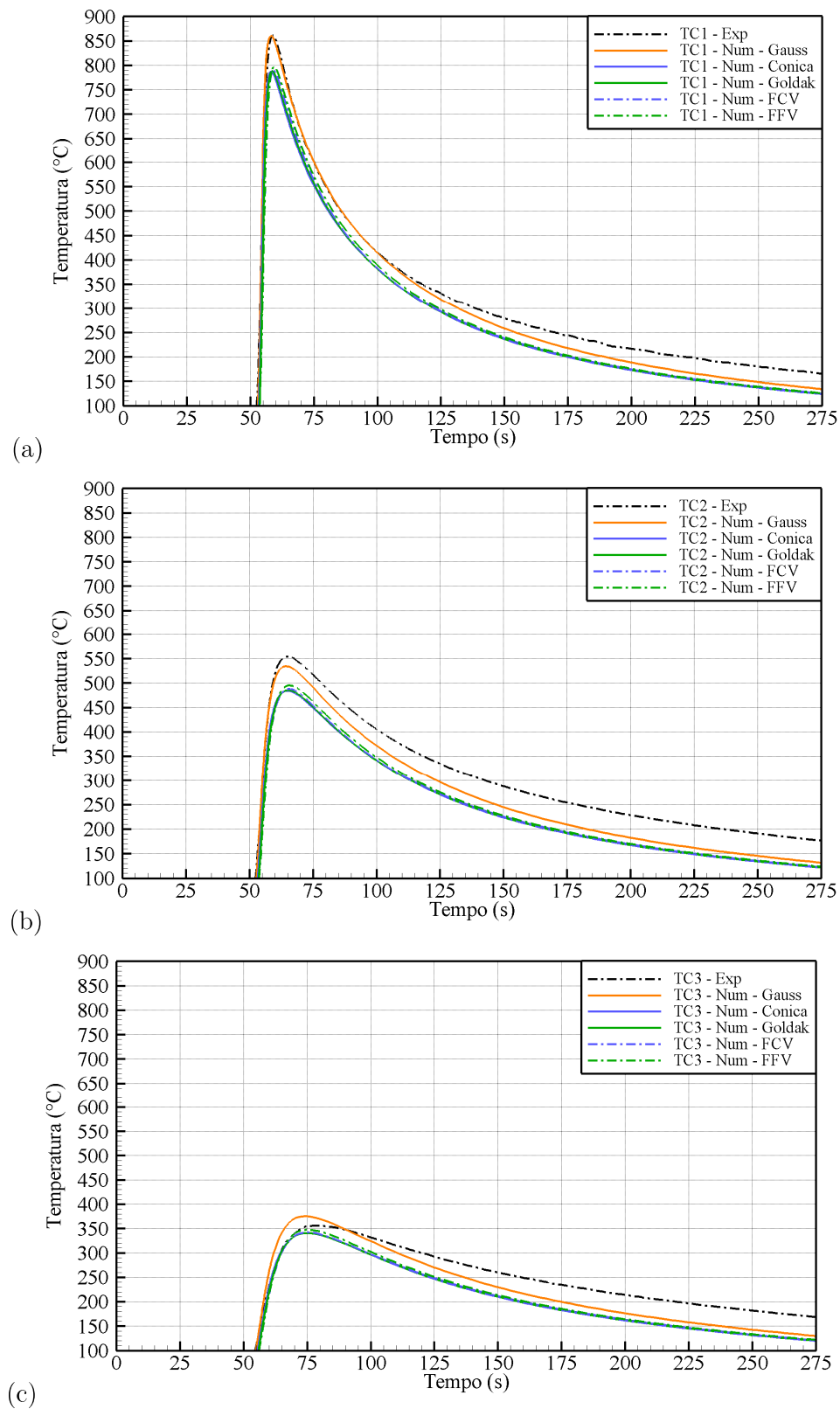


Figura 4.32 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-B-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Novamente temos razoável concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento. Correções poderiam ser feitas em relação ao resfriamento, mas as custas de tempo computacional. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.13.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.			861,6		
	Num.	860,5	788,0	788,4	789,6	797,2
	$\Delta\%$	-0,13%	-8,54%	-8,50%	-8,36%	-7,48%
TC2	Exp.			554,0		
	Num.	534,3	484,4	485,4	488,0	495,3
	$\Delta\%$	-3,56%	-12,56%	-12,38%	-11,92%	-10,61%
TC3	Exp.			356,3		
	Num.	375,0	340,6	340,6	342,0	347,4
	$\Delta\%$	5,25%	-4,40%	-4,41%	-4,01%	-2,52%

Tabela 4.13 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-B-3.0.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico foram um pouco mais elevadas neste caso. Com receio de tornar-se repetitiva, a afirmação de que utilizar apenas termopares para ajustar as simulações de soldagem não garante que ocorram resultados adequados para a zona fundida deve ser mencionada novamente.

4.6.7 Estudo de Caso GMAW-C-C-3.0

O caso GMAW-C-C-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta de canto com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 3,175 mm (1/8"). Na Fig. 4.33 temos a zona fundida obtida para os resultados otimizados das três fontes de calor utilizadas.

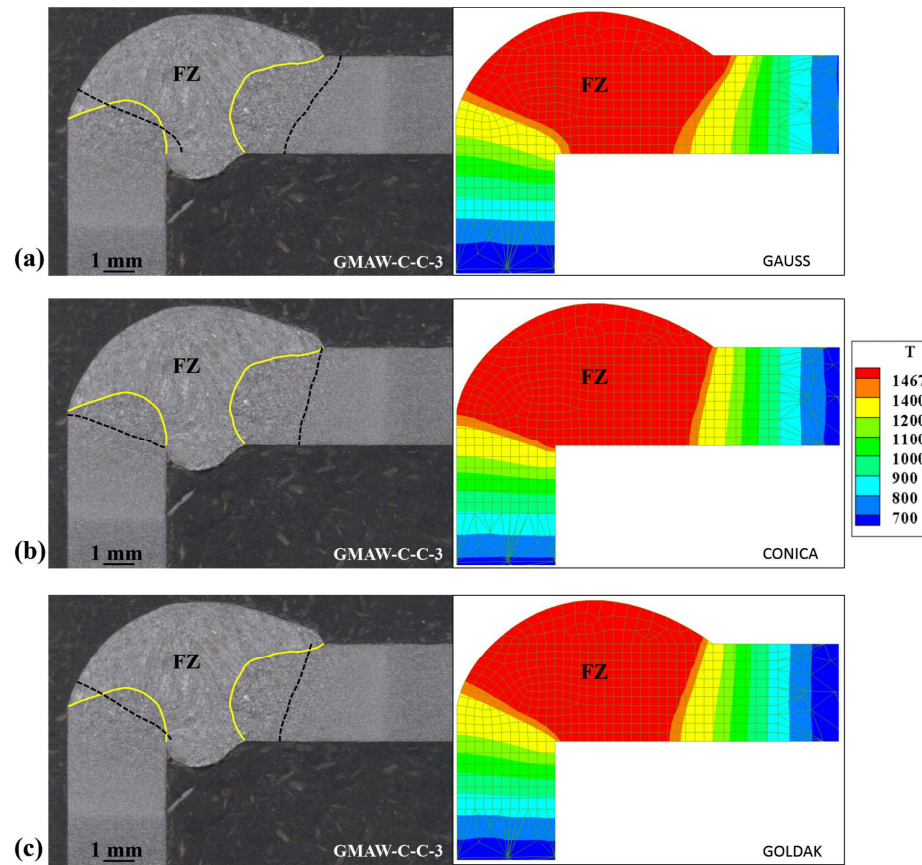


Figura 4.33 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-C-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

Aqui, o processo de otimização levou entre 5,77 a 6,81 horas no total. Os tempos maiores em relação a alguns casos anteriores, se devem ao fato de não ser possível utilizar simetria para este tipo de junta, levando a malhas razoavelmente maiores. A Tabela 4.14 apresenta os resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	633,7	737,9	519,6
Tempo Computacional (h)	6,62	6,81	5,77
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	74,2	72,2	69,49
σ (mm)	2,85	-	-
H (mm)	-	1,97	-
r_e (mm)	-	4,65	-
r_i (mm)	-	5,00	-
a (mm)	-	-	4,14
b (mm)	-	-	2,39
c_f (mm)	-	-	5,45
c_r (mm)	-	-	7,70

Tabela 4.14 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-C-3.0.

Aqui, os parâmetros de todas as fontes não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Sobre a função objetivo, o valor desta para atender o critério de aceitabilidade deste caso é de 169,0. Neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido. Visualmente, fica claro que nenhuma das fontes seria adequada.

Além da maior complexidade da física do processo GMAW, a ausência de simetria tende a dificultar o ajuste das fontes de calor. Uma solução proposta por [Goldak e Akhlaghi \(2005\)](#), para casos semelhante a este, seria o de dividir a fonte em lados esquerdo e direito, assim sendo possível utilizar parâmetros geométricos diferentes para cada lado. No entanto, isso mais que duplica o número de parâmetros a determinar, pois além dos parâmetros geométricos, ainda é necessário saber quanto do calor total cada "meia fonte" deve aplicar. Como aqui apresenta-se uma nova metodologia, decidiu-se não implementar este aumento de complexidade neste momento. No entanto, planeja-se adicionar fontes mais complexas em futuras versões do *OWSO*.

Sobre a eficiência térmica, mesmo com resultados que normalmente seriam descartados, observa-se que todas as fontes de calor apresentaram valor semelhante. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente são apresentados na Fig. [4.34](#).

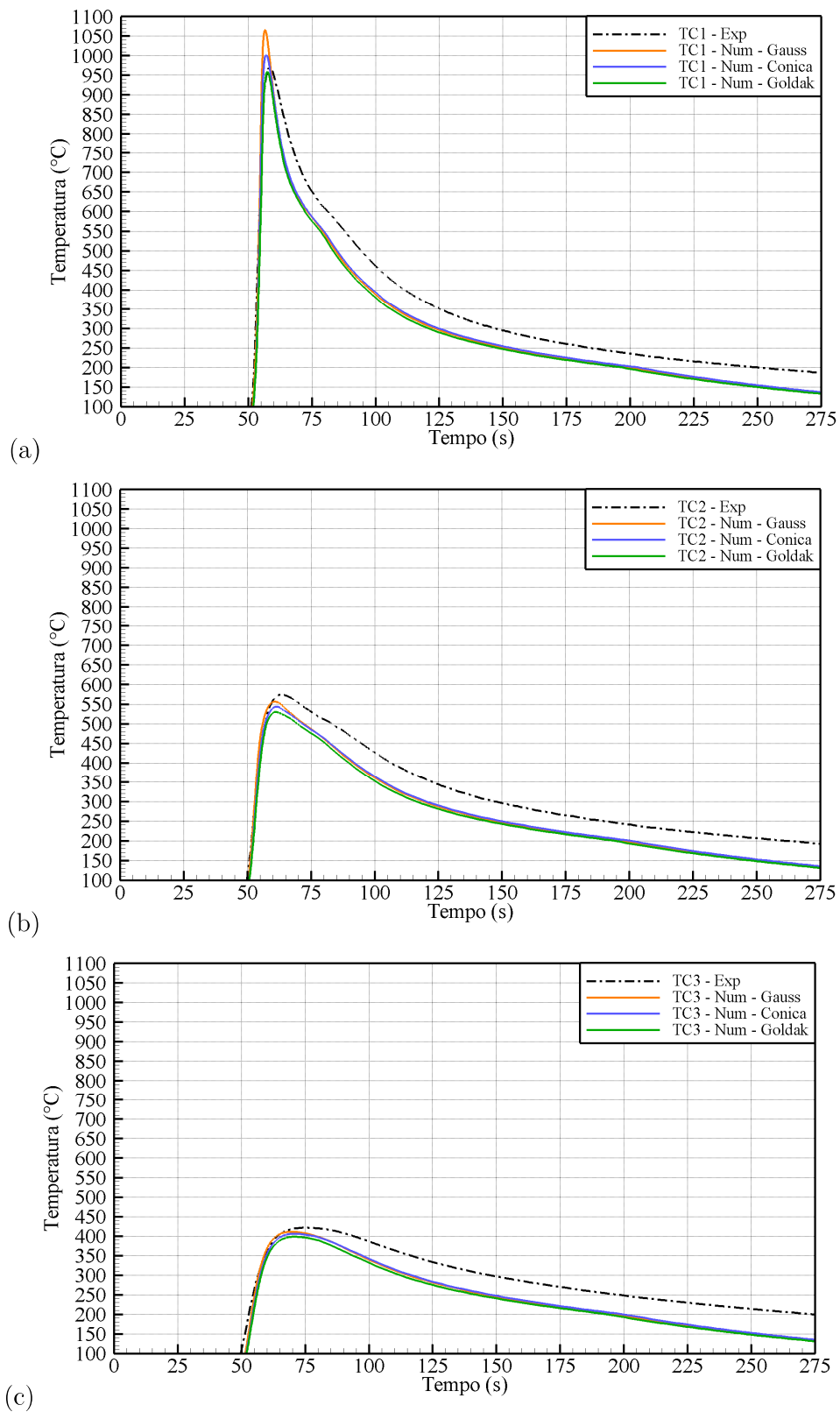


Figura 4.34 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-C-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Mesmo com resultados inadequados para a zona fundida, percebe-se uma boa concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento. Isso corrobora com uma das afirmações deste trabalho, acerca do próprio propósito da Geometria Reduzida: o fato de que a solda é um fenômeno bem localizado, quando comparado ao restante do componente soldado, e que a simulação apenas desta região é suficiente para otimizar fontes de calor. Mesmo com resultados como os da Fig. 4.33, caso haja interesse em estudar regiões mais afastadas da solda, o resultados obtidos para as juntas de canto poderiam ser suficientes. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.15.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.		970,2	
	Num.	1065,7	1001,6	959,2
	$\Delta\%$	9,85%	3,24%	-1,13%
TC2	Exp.		574,5	
	Num.	556,3	543,6	530,2
	$\Delta\%$	-3,15%	-5,38%	-7,71%
TC3	Exp.		421,5	
	Num.	411,2	406,0	398,3
	$\Delta\%$	-2,46%	-3,68%	-5,52%

Tabela 4.15 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-C-3.0.

As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico mantiveram-se abaixo dos 10% novamente.

4.6.8 Estudo de Caso GMAW-I-C-3.0

O caso GMAW-I-C-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço inoxidável AISI 304, de uma junta de canto com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 3,00 mm. Na Fig. 4.35 temos a zona fundida obtida para os resultados otimizados das três fontes de calor utilizadas.

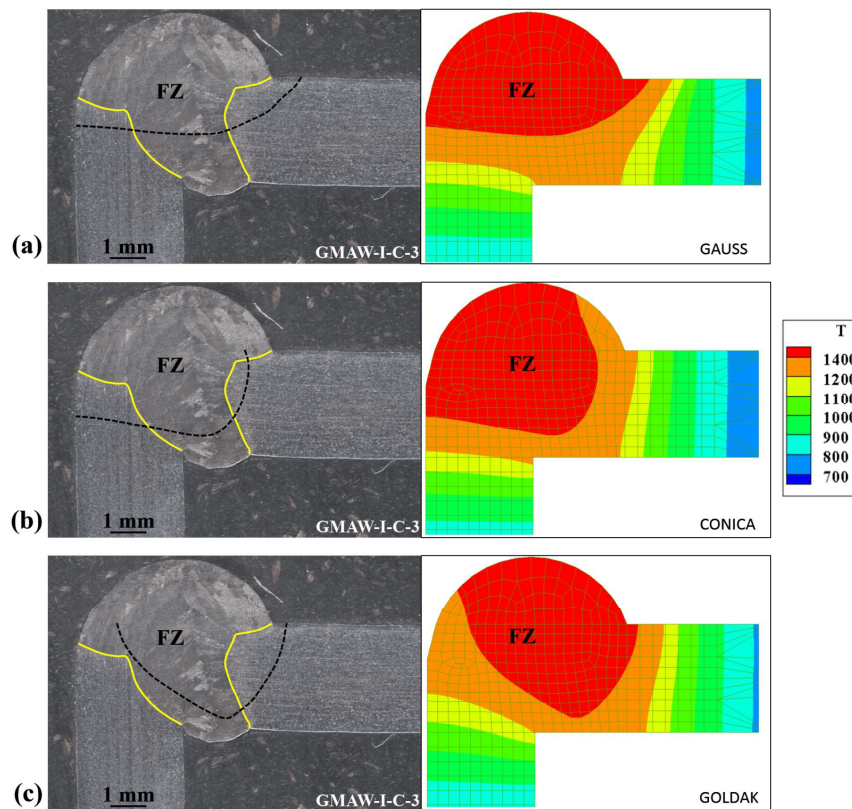


Figura 4.35 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-C-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

O processo de otimização levou entre 3,6 a 4,2 horas no total. A Tabela 4.16 apresenta os resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	1237,0	772,0	941,5
Tempo Computacional (h)	4,20	4,10	3,62
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	78,3	70,9	73,2
σ (mm)	2,69	-	-
H (mm)	-	2,24	-
r_e (mm)	-	5,35	-
r_i (mm)	-	5,18	-
a (mm)	-	-	3,80
b (mm)	-	-	2,95
c_f (mm)	-	-	5,07
c_r (mm)	-	-	7,16

Tabela 4.16 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-C-3.0.

Em relação a função objetivo, o valor desta para atender o critério de aceitabilidade deste caso é de 300,0. Neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido, e, visualmente, fica claro que nenhuma das fontes seria adequada acerca da aproximação da zona fundida. Faz-se aqui, as mesmas observações feitas para o caso anterior, onde apenas o material simulado era diferente.

Sobre a eficiência térmica, mesmo com resultados que normalmente seriam descartados, também observa-se que as fontes de calor apresentaram valores semelhantes. Os ciclos térmicos são apresentados na Fig. 4.36.

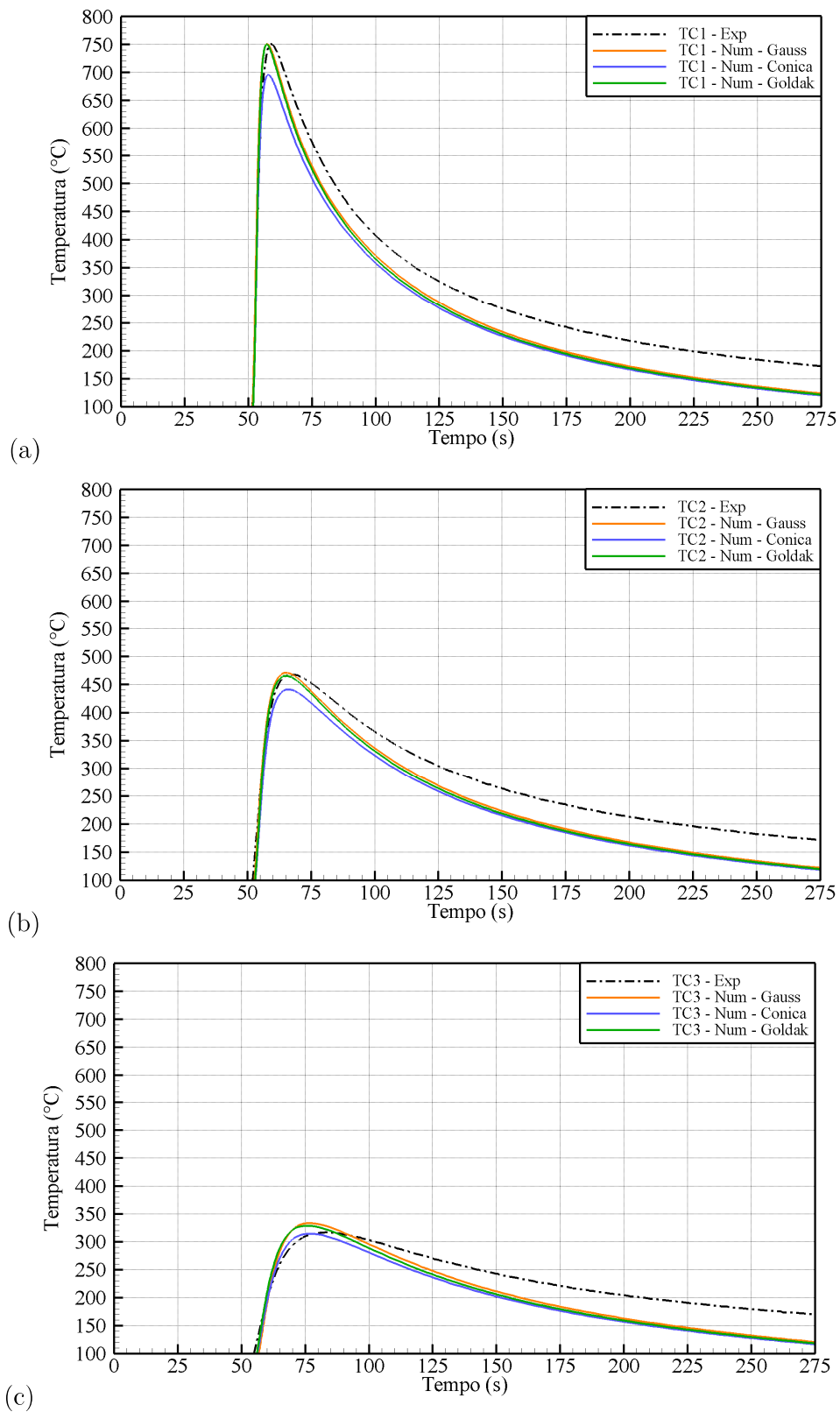


Figura 4.36 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-C-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Mesmo com resultados inadequados para a zona fundida, percebe-se, assim como no caso anterior, uma boa concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como taxas de resfriamento. Considera-se aqui as mesmas afirmações feitas para o caso anterior. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico mantiveram-se abaixo dos 8%, e são apresentadas na Tabela 4.17.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.		750,6	
	Num.	751,2	695,6	750,3
	$\Delta\%$	0,07%	-7,33%	-0,05%
TC2	Exp.		467,8	
	Num.	471,0	441,4	465,6
	$\Delta\%$	0,69%	-5,64%	-0,47%
TC3	Exp.		316,6	
	Num.	333,1	314,1	328,5
	$\Delta\%$	5,21%	-0,78%	3,77%

Tabela 4.17 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-C-3.0.

4.6.9 Estudo de Caso GMAW-C-T-3.0

O caso GMAW-C-T-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta tipo T, com espessura das chapas igual a 3,175 mm (1/8"). Abaixo (Fig. 4.37) temos as zonas fundidas obtidas para os resultados otimizados das três fontes de calor utilizadas.

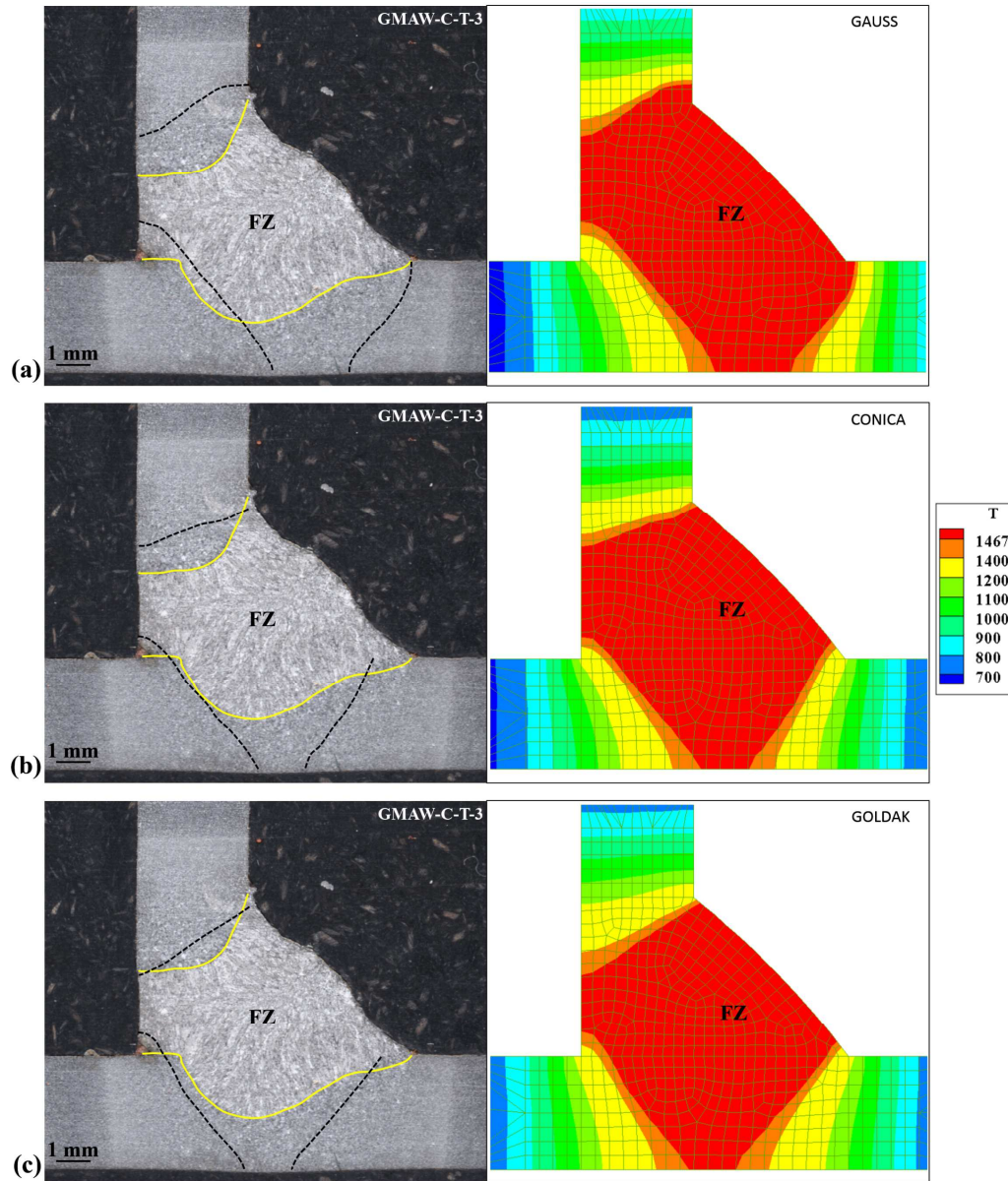


Figura 4.37 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-T-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

O processo de otimização levou entre 7,9 e 18,4 horas no total. O tempo maior obtido para a fonte Gaussiana se deve ao fato de que os melhores indivíduos apresentaram um valor de σ baixo, o que levou a uma grande concentração de calor em uma área pequena, o que tornou a convergência um pouco mais demorada, levando a um tempo computacional maior. Na Tabela 4.18 tem-se os resultados obtidos nestas simulações.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	1008,0	517,7	356,4
Tempo Computacional (h)	18,40	8,50	7,90
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	89,0	72,2	82,1
σ (mm)	0,54	-	-
H (mm)	-	2,91	-
r_e (mm)	-	4,31	-
r_i (mm)	-	4,57	-
a (mm)	-	-	1,45
b (mm)	-	-	4,49
c_f (mm)	-	-	6,77
c_r (mm)	-	-	9,92

Tabela 4.18 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-T-3.0.

Aqui, os parâmetros de todas as fontes não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Sobre a função objetivo, o valor satisfatório desta seria igual a 177,0. Assim como nas juntas de canto, nenhuma fonte atingiu um resultado dentro do critério estabelecido. Visualmente, fica claro que nenhuma das fontes seria adequada.

De maneira semelhante as juntas de canto, além da utilizar o processo GMAW, a ausência de simetria também dificultou o ajuste das fontes de calor. Logo, a solução de dividir a fonte de calor poderia melhorar os resultados.

Sobre a eficiência térmica, mesmo com resultados que normalmente seriam descartados, observa-se que as fontes de calor apresentaram valores um pouco diferentes umas das outras. Os ciclos térmicos medidos e os obtidos numericamente são apresentados na Fig. 4.38.

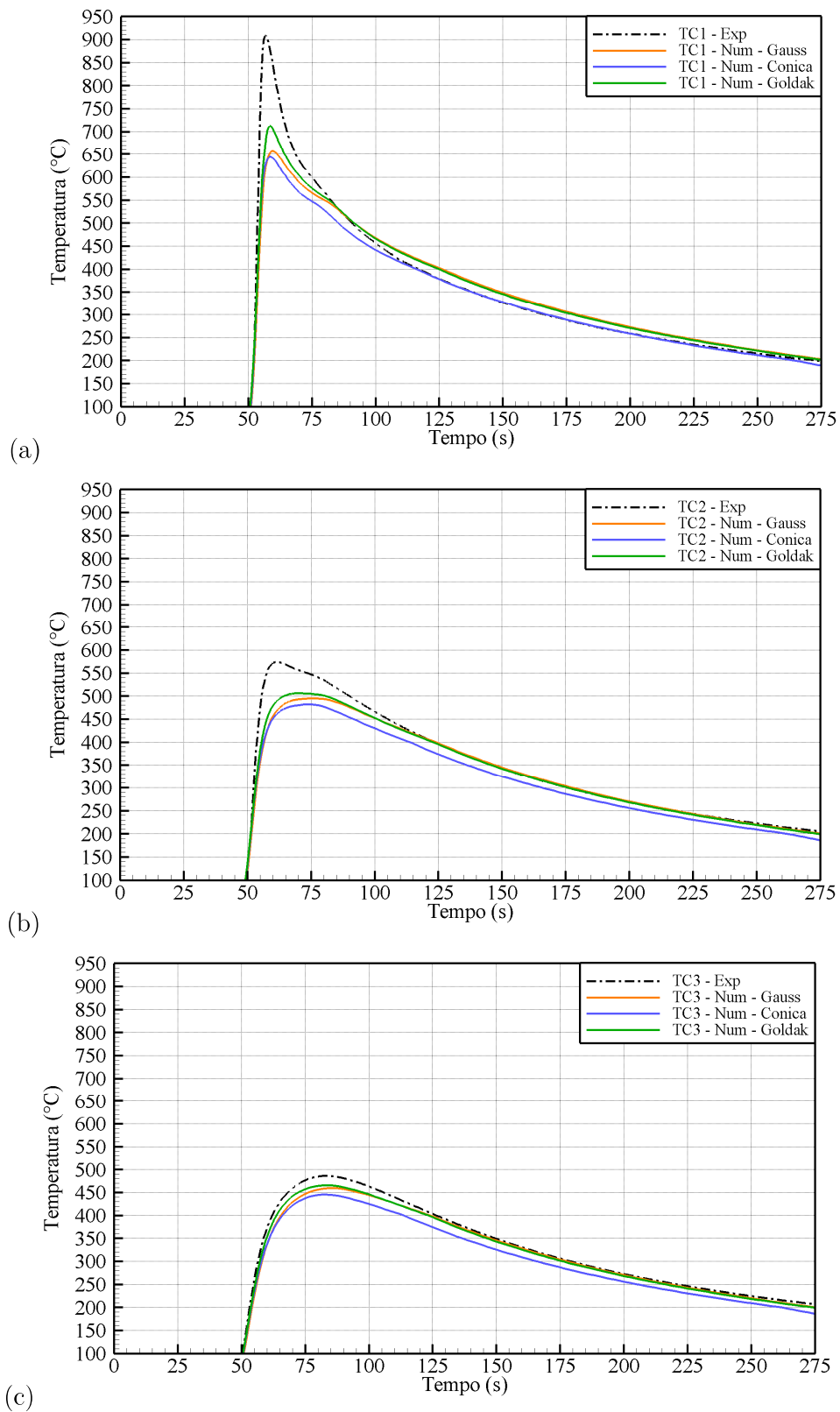


Figura 4.38 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-T-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Além dos resultados inadequados para a zona fundida, neste caso não houve boa concordância com os ciclos térmicos, exceto para o TC3, mais afastado da solda. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.19.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.		908,8	
	Num.	656,3	644,0	712,5
	$\Delta\%$	-27,79%	-29,14%	-21,60%
TC2	Exp.		574,0	
	Num.	494,9	481,4	506,2
	$\Delta\%$	-13,78%	-16,13%	-11,82%
TC3	Exp.		486,2	
	Num.	459,3	445,3	465,9
	$\Delta\%$	-5,54%	-8,41%	-4,18%

Tabela 4.19 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-T-3.0.

4.6.10 Estudo de Caso GMAW-I-T-3.0

O caso GMAW-I-T-3.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço inoxidável AISI 304, de uma junta tipo T, com espessura das chapas igual a 3,00 mm. Na Fig. 4.39 temos as zonas fundidas obtidas para os resultados otimizados das três fontes de calor utilizadas

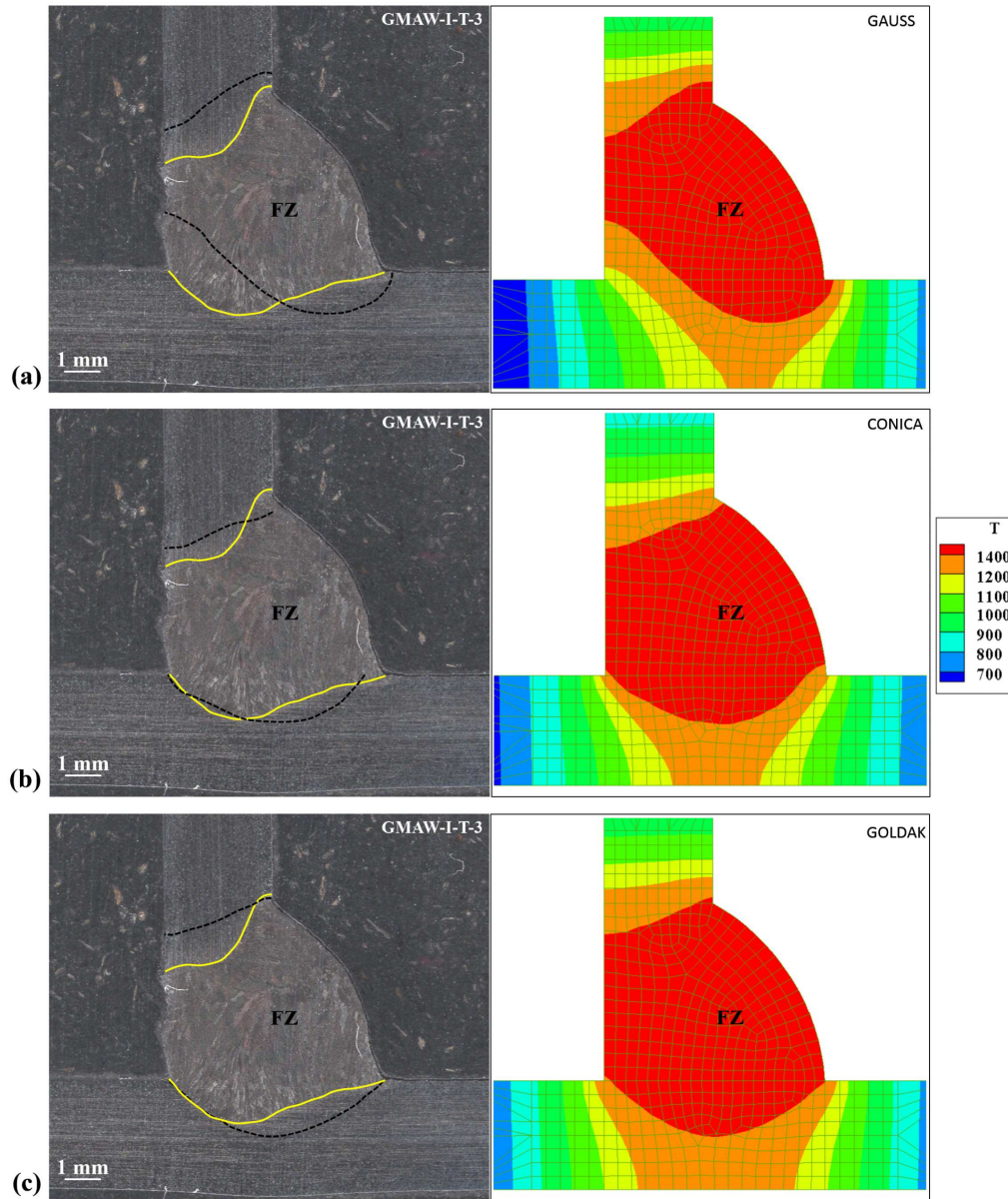


Figura 4.39 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-T-3.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b) e Goldak (c).

O processo de otimização levou entre 5,7 e 15,0 horas no total. A Tabela 4.20 apresenta os resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>
Função Objetivo	1193,1	726,9	592,8
Tempo Computacional (h)	14,90	6,10	5,77
<i>Parâmetros Obtidos</i>			
Eficiência Térmica (%)	84,9	75,6	84,6
σ (mm)	0,54	-	-
H (mm)	-	5,10	-
r_e (mm)	-	4,96	-
r_i (mm)	-	0,80	-
a (mm)	-	-	1,84
b (mm)	-	-	5,66
c_f (mm)	-	-	4,76
c_r (mm)	-	-	5,73

Tabela 4.20 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-T-3.0.

Em relação a função objetivo, o valor desta para atender o critério de aceitabilidade deste caso é de 201,0. Nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido, entretanto, visualmente as fontes Cônica e de Goldak ficaram próximas do resultado esperado. Relativo a eficiência térmica, observa-se que as fontes de calor apresentaram valores semelhantes. Dividir as fontes em duas partes também poderia melhorar os resultados, conforme mencionado nos casos anteriores. Os ciclos térmicos são apresentados na Fig. 4.40.

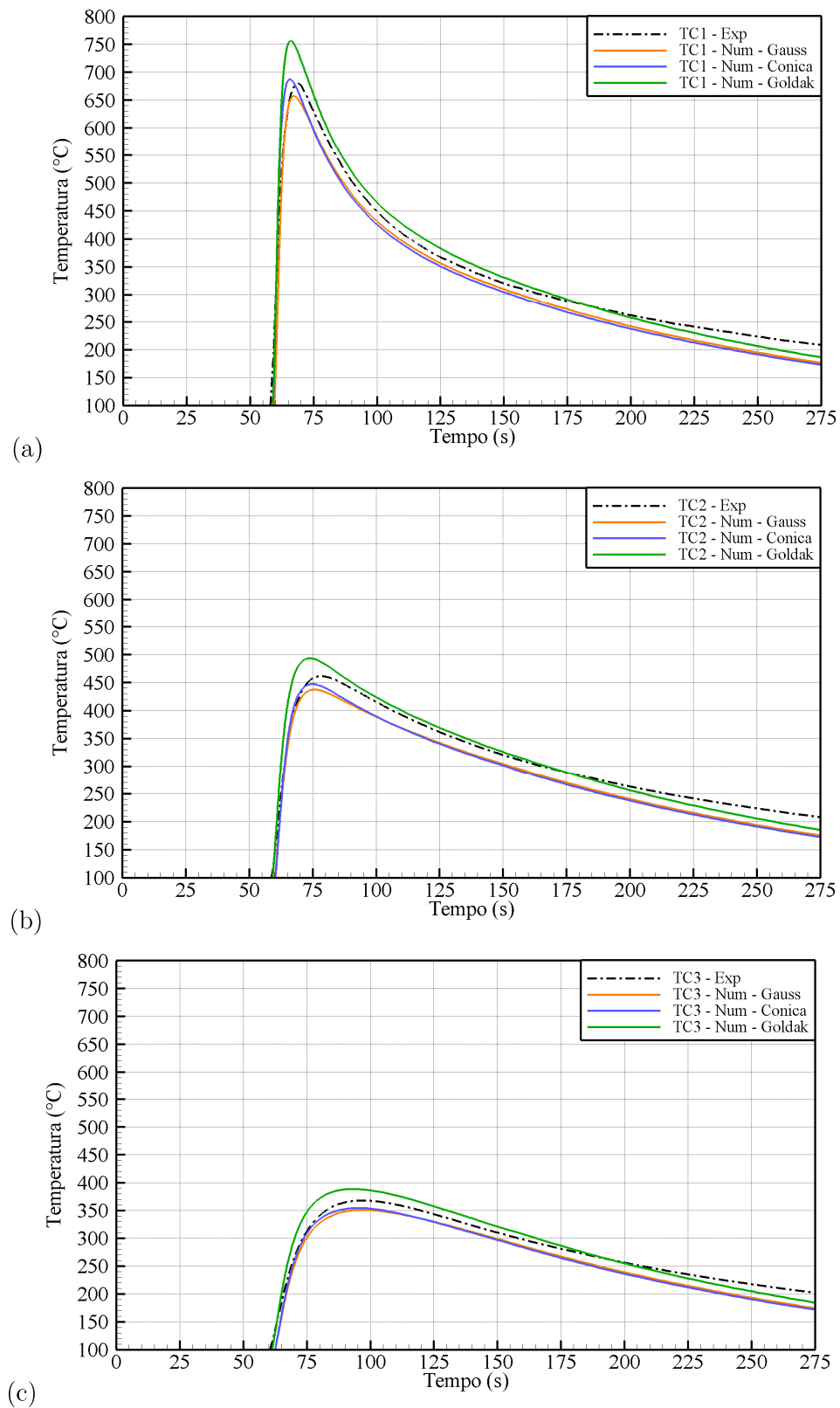


Figura 4.40 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-T-3.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Mesmo com resultados considerados inadequados para a zona fundida, percebe-se uma boa aproximação para os ciclos térmicos obtidos numericamente. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico são apresentadas na Tabela 4.21.

Termopares		Fontes de Calor		
		Gauss	Conica	Goldak
TC1	Exp.		680,0	
	Num.	657,4	686,8	756,3
	$\Delta\%$	-3,32%	1,00%	11,23%
TC2	Exp.		461,5	
	Num.	437,4	447,4	493,6
	$\Delta\%$	-5,23%	-3,07%	6,94%
TC3	Exp.		367,8	
	Num.	350,6	353,9	388,3
	$\Delta\%$	-4,69%	-3,77%	5,58%

Tabela 4.21 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-T-3.0.

4.6.11 Estudo de Caso GMAW-C-B-6.0

O caso GMAW-C-B-6.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço carbono AISI 1020, de uma junta de topo com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 6.35 mm (1/4"). Na Fig. 4.41 temos a zona fundida obtida para os resultados otimizados das cinco fontes de calor utilizadas.

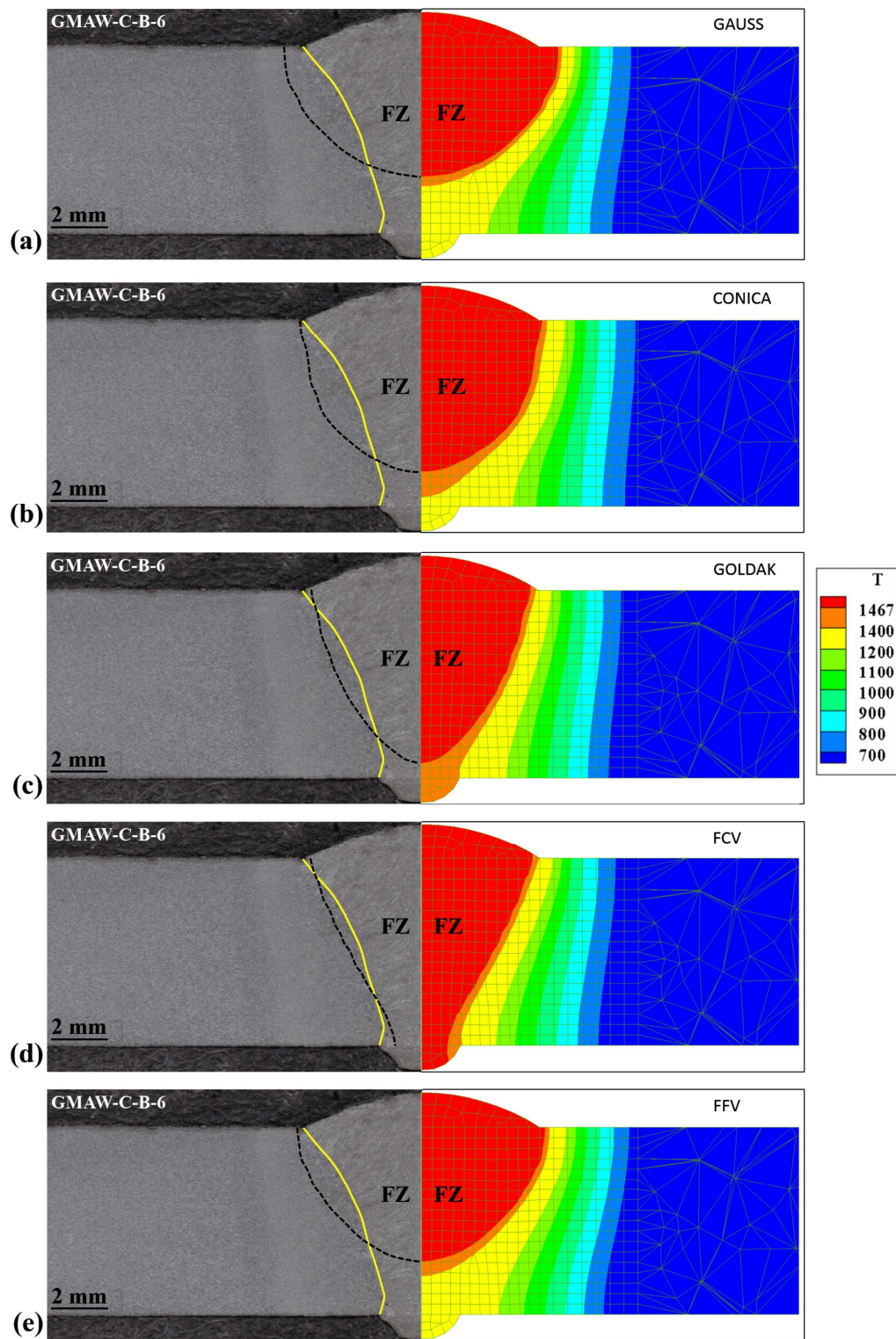


Figura 4.41 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-6.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Nesse caso, o processo de otimização levou entre 3,6 e 8,0 horas no total. Mais uma

vez, a diferença entre tempos se deve aos parâmetros de alguns indivíduos, que concentram muita energia em um espaço muito pequeno causando um maior tempo para atingir convergência, sendo a fonte Gaussiana a que apresentou o maior tempo. A Tabela 4.22 apresenta os resultados obtidos nas simulações desse estudo de caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	1003,2	406,4	300,1	247,8	507,7
Tempo Computacional (h)	8,00	4,25	4,17	3,60	3,90
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	77,7	77,4	74,7	71,3	84,5
σ (mm)	0,56	-	-	-	-
H (mm)	-	3,69	-	-	-
r_e (mm)	-	6,10	-	-	-
r_i (mm)	-	6,93	-	-	-
a (mm)	-	-	3,03	-	-
b (mm)	-	-	5,70	-	-
c_f (mm)	-	-	8,62	-	-
c_r (mm)	-	-	8,85	-	-
$f_{tamanho}$	-	-	-	1,48	1,82
f_{elipse}	-	-	-	2,08	2,88

Tabela 4.22 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-C-B-6.0.

Para este caso, os parâmetros de todas as fontes não coincidiram com nenhum dos limites utilizados na otimização. Em relação à função objetivo, o valor desta para atender a aceitabilidade é igual a 200,0. Neste caso, nenhuma fonte de calor atingiu um resultado dentro do critério estabelecido, sendo que o menor valor foi obtido pela fonte de calor FCV. Apesar de não atingir o objetivo, visualmente o resultado desta fonte ficou bem próximo do esperado, tanto na zona fundida quanto nos ciclos térmicos. Logo é possível afirmar que o uso destes resultados causariam pouco erros em relação a simulações subsequentes, sejam elas mecânicas ou metalúrgicas.

A questão da fonte de calor FCV ter apresentado bons resultados pode residir no fato de que os efeitos mecânicos na poça de fusão não foram tão proeminentes para esta espessura, visto que o contorno da zona fundida não apresentou grande inflexão, diferentemente do mesmo estudo de caso, mas aplicado a barra de 3,00 mm.

Sobre a eficiência térmica, todas as fontes de calor apresentaram um valor semelhante, de $77,1 \pm 4,8\%$, e apenas a fonte FFV apresentou um valor um pouco mais elevado, o que pode ser observado nos resultados dos ciclos térmicos da Fig. 4.42.

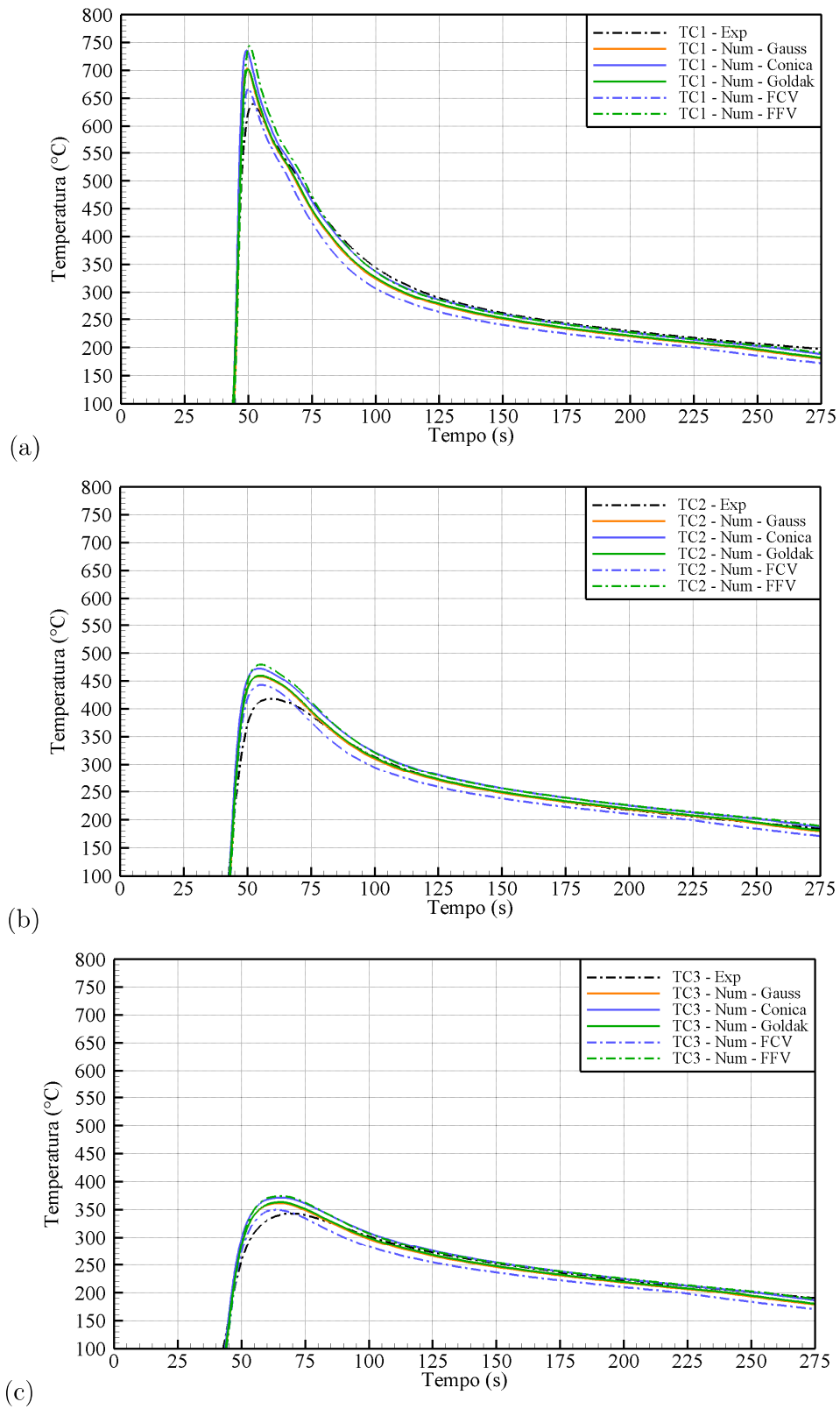


Figura 4.42 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-C-B-6.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Nesta figura observa-se uma boa concordância para as temperaturas de pico obtidas, assim como em relação as taxas de resfriamento, representando também um bom ajuste nas condições de contorno, não exigindo correções. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.23.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.	639,7				
	Num.	703,3	735,9	702,2	666,9	743,9
	$\Delta\%$	9,95%	15,04%	9,77%	4,26%	16,30%
TC2	Exp.	418,1				
	Num.	458,2	472,2	459,7	442,9	479,6
	$\Delta\%$	9,59%	12,93%	9,93%	5,93%	14,69%
TC3	Exp.	343,1				
	Num.	361,6	371,6	362,8	349,7	373,8
	$\Delta\%$	5,39%	8,31%	5,74%	1,91%	8,94%

Tabela 4.23 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-C-B-6.0.

Nas diferenças percentuais entre as temperaturas de pico, verifica-se que a fonte de calor FCV apresentou maior proximidade com os ciclos obtidos, além da aproximação com a zona fundida.

4.6.12 Estudo de Caso GMAW-I-B-6.0

O caso GMAW-I-B-6.0 se refere a soldagem pelo processo GMAW, utilizando aço inoxidável AISI 316, de uma junta de topo com chanfro reto, com espessura das chapas igual a 6,00 mm. Na Fig. 4.43 temos a zona fundida obtida para os resultados otimizados das cinco fontes de calor utilizadas.

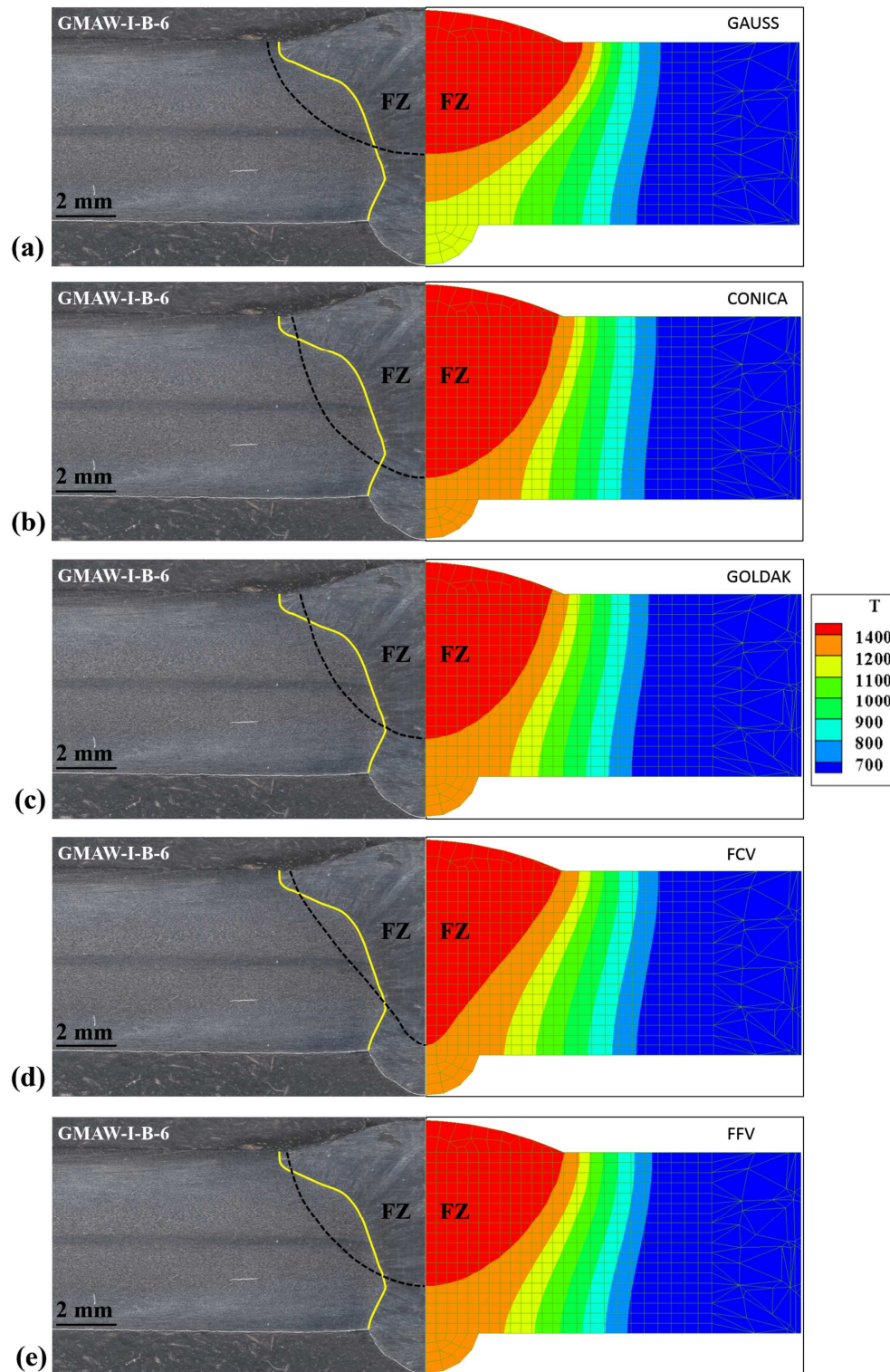


Figura 4.43 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-6.0, experimental (esquerda) e numérico (direita), utilizando fonte de calor Gaussiana (a), Cônica (b), Goldak (c), FCV (d) e FFV (e).

Nesse caso, o processo de otimização levou entre 5,0 e 8,4 horas. A diferença entre

tempos se deve aos mesmos motivos apresentados em situações anteriores. A Tabela 4.24 apresenta os resultados obtidos nas simulações desse caso.

	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
Função Objetivo	1.341,2	1.177,0	995,8	742,8	936,5
Tempo Computacional (h)	7,50	8,40	5,44	6,10	5,03
<i>Parâmetros Obtidos</i>					
Eficiência Térmica (%)	89,0	90,5	89,6	91,1	94,5
σ (mm)	2,06	-	-	-	-
H (mm)	-	3,98	-	-	-
r_e (mm)	-	5,25	-	-	-
r_i (mm)	-	4,46	-	-	-
a (mm)	-	-	3,69	-	-
b (mm)	-	-	4,69	-	-
c_f (mm)	-	-	8,09	-	-
c_r (mm)	-	-	10,08	-	-
$f_{tamanho}$	-	-	-	1,70	0,97
f_{elipse}	-	-	-	1,43	2,91

Tabela 4.24 – Resultado dos ótimos obtidos no estudo de caso GMAW-I-B-6.0.

Em relação à função objetivo, o valor desta para atender a aceitabilidade é igual a 210,0. Aqui, nenhuma fonte de calor obteve um resultado dentro do critério estabelecido, sendo que o menor valor obtido foi o da fonte de calor FCV. Visualmente, temos que esse resultado não seria adequado, o que poderia causar erros em simulações subsequentes, sejam estas mecânicas ou metalúrgicas. Novamente, o fato da fonte de calor FCV ter apresentado o melhor resultado reside na afirmação de que perfil da zona fundida usado na formulação da fonte trouxe informações importantes acerca do processo.

Sobre a eficiência térmica, todas as fontes de calor apresentaram um valor semelhante. Os ciclos térmicos são apresentados na Fig. 4.44.

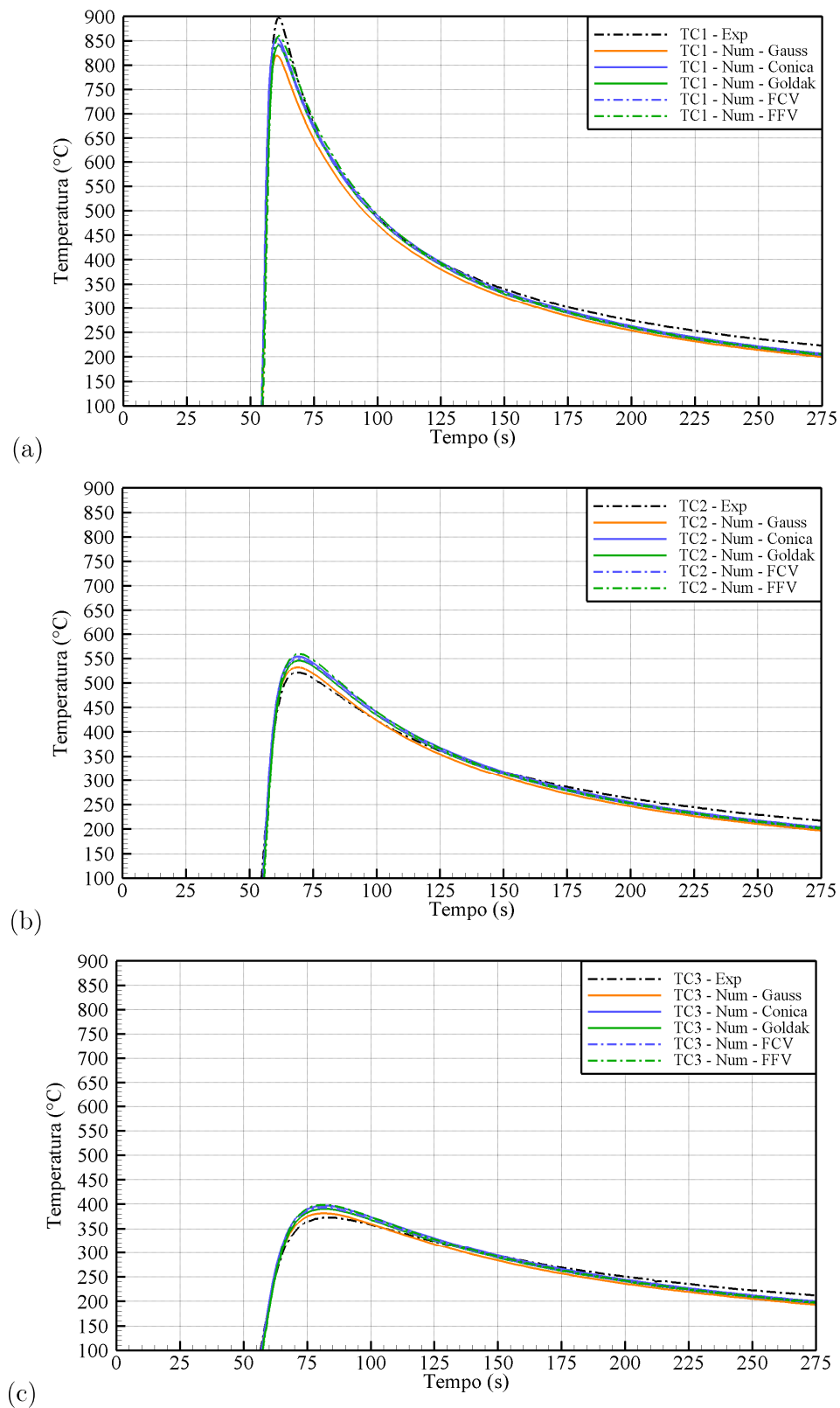


Figura 4.44 – Ciclos térmicos obtidos com os parâmetros ótimos para o caso GMAW-I-B-6.0, para os termopares TC1(a), TC2(b) e TC3(c).

Apesar de não atingir o objetivo, observa-se uma boa concordância para os ciclos térmicos. As diferenças percentuais entre as temperaturas de pico das três posições medidas são apresentadas na Tabela 4.25.

Termopares		Fontes de Calor				
		Gauss	Conica	Goldak	FCV	FFV
TC1	Exp.	897,7				
	Num.	819,5	856,0	840,3	843,7	860,3
	$\Delta\%$	-8,71%	-4,64%	-6,39%	-6,01%	-4,16%
TC2	Exp.	521,5				
	Num.	531,8	553,7	545,6	548,9	559,2
	$\Delta\%$	1,97%	6,18%	4,63%	5,25%	7,22%
TC3	Exp.	373,0				
	Num.	381,4	396,9	390,5	393,0	398,8
	$\Delta\%$	2,27%	6,41%	4,70%	5,38%	6,94%

Tabela 4.25 – Temperaturas de pico obtidas com os parâmetros otimizados, para cada fonte de calor do caso GMAW-I-B-3.0.

Nas diferenças percentuais entre as temperaturas de pico, verifica-se que todas as fontes de calor apresentaram ótima proximidade com os ciclos obtidos, mesmo com resultados inadequados para a zona fundida.

4.7 Síntese dos Resultados

Neste item é apresentado um resumo qualitativo dos resultados, com descrição geral do que foi observado acerca dos resultados obtidos, em relação aos processos de soldagem utilizados, geometria das juntas e fontes de calor utilizadas. As tabelas 4.26 e 4.27 apresentam atributos qualitativos em relação à aproximação dos resultados numéricos com as zonas fundidas e ciclos térmicos obtidos, em relação aos experimento. Tais atributos de qualidade foram baseados nos valores da função objetivo (qualidade da zona fundida) e nas diferenças percentuais das temperaturas de pico (qualidade dos ciclos térmicos), para cada estudo de caso.

Estudo de Caso	Fontes de Calor ^a				
	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
GTAW-C-B-3.0	R	MB	MB	B	MB
GTAW-I-B-3.0	P	B	B	MB	MB
GTAW-C-L-3.0	R	B	B		
GTAW-I-L-3.0	R	B	B		
GMAW-C-B-3.0	P	P	R	R	R
GMAW-I-B-3.0	P	R	R	B	R
GMAW-C-C-3.0	P	P	P		
GMAW-I-C-3.0	P	P	R		
GMAW-C-T-3.0	P	P	R		
GMAW-I-T-3.0	R	B	B		
GMAW-C-B-6.0	P	P	R	B	P
GMAW-I-B-6.0	P	P	P	R	P

^a MB - Muito Bom, B - Bom, R - Regular, P - Péssimo

Tabela 4.26 – Notas atribuídas aos resultados das zonas fundidas.

Estudo de Caso	Fontes de Calor ^a				
	<i>Gauss</i>	<i>Conica</i>	<i>Goldak</i>	<i>FCV</i>	<i>FFV</i>
GTAW-C-B-3.0	R	B	B	R	MB
GTAW-I-B-3.0	R	B	MB	MB	B
GTAW-C-L-3.0	MB	B	B		
GTAW-I-L-3.0	R	B	B		
GMAW-C-B-3.0	R	B	MB	B	MB
GMAW-I-B-3.0	MB	R	B	B	B
GMAW-C-C-3.0	B	B	B		
GMAW-I-C-3.0	MB	B	MB		
GMAW-C-T-3.0	R	R	R		
GMAW-I-T-3.0	MB	MB	B		
GMAW-C-B-6.0	B	B	B	B	B
GMAW-I-B-6.0	R	R	R	B	R

^a MB - Muito Bom, B - Bom, R - Regular, P - Péssimo

Tabela 4.27 – Notas atribuídas aos resultados dos ciclos térmicos.

Acerca dos processos de soldagem simulados, foi observado que os estudos de caso que utilizaram o processo GTAW autógeno, sem adição de material, apresentaram as

melhores aproximações entre resultados experimentais e numéricos para a zona fundida. Como foi mencionado no Item 4.6.5, o fato do processo GMAW usar metal de adição aumenta os chamados efeitos mecânicos na poça de fusão, que levam a uma movimentação maior no metal líquido, tornando os fenômenos de transferência de calor mais complexos nesta região. Isto dificulta a obtenção de bons resultados com simulações que utilizam fontes de 2ª Geração, baseadas na equação da condução de calor, visto que podemos estar atingindo as limitações do nosso modelo físico.

Em relação às diferentes juntas simuladas, aquelas que possuem simetria apresentaram os melhores resultados, o que já era esperado. Como todas as fontes possuem simetria em relação ao eixo vertical, dificilmente elas apresentariam boa concordância com geometrias de zonas fundidas assimétricas. Como possível solução para contornar isto, fica a recomendação já apresentada por Goldak e Akhlaghi (2005) de utilizar parâmetros geométricos diferentes para cada lado da fonte de calor. Convém lembrar que esta solução mais que duplica o número de parâmetros, o que pode influir nos tempos computacionais necessários para atingir uma solução ótima.

Sobre os diferentes materiais simulados, não houve predominância de melhores resultados para um dos materiais, quando observado as juntas simétricas. No entanto, em relação as juntas de canto e T, as simulações utilizando aço inoxidável apresentaram maior concordância, tanto nas zonas fundidas quanto nos termopares. Isso possivelmente pode estar relacionado com a baixa condutividade térmica deste material.

Referente as comparações experimentais, os resultados dos ciclos térmicos não apresentaram nenhum resultado considerado "Péssimo", enquanto para as zonas fundidas isso ocorreu algumas vezes. Mesmo fontes otimizadas que apresentaram resultados inadequados para a zona fundida, obtiveram excelente aproximação para as curvas dos termopares. Esta tendência que se repetiu em alguns casos reforça o fato de que usar apenas termopares para aferir simulações de soldagem nem sempre leva a resultados adequados da zona fundida. Conforme afasta-se da solda, as complexidades da transferência de calor nesta região se dissipam rapidamente, aparentemente homogeneizando os resultados. Por isso, mesmo zonas fundidas inadequadas podem apresentar bons resultados. Entretanto, isto pode levar a resultados menos adequados em simulações subsequentes, como simulações mecânicas (distorção e tensão residual) e metalúrgicas do processo de soldagem.

Finalmente, em relação as fontes de calor, fica claro que as duas novas fontes propostas (FCV e FFV) apresentaram os melhores resultados para as zonas fundidas, assim como bons resultados para os ciclos térmicos. A premissa de que o perfil da zona fundida traz informações importantes sobre o processo, e por isso sua utilização na própria fonte de calor traria resultados adequados, se mostrou mais que verdadeira. Além disso, por possuírem apenas dois parâmetros a determinar (fator de elipse e fator de tamanho), sua utilização torna-se ainda mais vantajosa, visto que são necessárias menos testes para obter

combinações ótimas, qualquer que seja o método de otimização utilizado para este fim. A fonte Goldak também apresentou bons resultados, entretanto possui mais parâmetros a determinar, a fonte Cônica apresentou alguns resultados adequados e a fonte Gaussiana não apresentou nenhum resultado bom em relação as zonas fundidas.

5 Conclusões e Sugestões

5.1 Conclusões

Nesta tese, primeiramente, foram brevemente apresentados alguns conceitos teóricos sobre simulações dos processos de soldagem. Também foi elaborada uma revisão quantitativa sobre a questão, apresentando diferentes aspectos como modelos físicos utilizados, fontes de calor, tipos de juntas simuladas, metodologias numéricas aplicáveis, softwares, assim como inúmeros outros aspectos pertinentes e diretamente ligados aos objetivos deste trabalho.

Foi apresentada uma nova metodologia de otimização, baseada na técnica denominada *Geometria Reduzida*, até então nunca utilizada, com o objetivo de diminuir drasticamente o tempo computacional necessário para obter parâmetros ótimos de fontes de calor utilizadas em simulações numéricas dos processos de soldagem. Nos aspectos numéricos, foi desenvolvida uma biblioteca de funções, denominada *WeldLib*, onde foram implementadas diversas rotinas voltadas a simulação dos processos de soldagem, incluindo diferentes fontes de calor, condições de contorno, além de outras rotinas necessárias para as simulações. Também foi concebida uma ferramenta computacional, denominada *OWSO*, que efetua a otimização de fontes de calor, para diferentes processos, materiais e geometrias de junta soldada, utilizando principalmente a zona fundida como referência. Desenvolvida inicialmente para uso com o software ANSYS®, tal ferramenta pode ser utilizada com qualquer software de simulação numérica, fazendo-se as devidas alterações.

Sabendo que as fontes de calor existentes nem sempre levam a resultados térmicos satisfatórios, principalmente em relação à geometria da zona fundida, desenvolveu-se três novas fontes de calor, visando contornar tais limitações. A primeira abordagem não apresentou resultados preliminares satisfatórios, enquanto as outras duas abordagens, baseadas em perfis variáveis da geometria da fonte, apresentaram bons resultados e tiveram seu desenvolvimento levado adiante.

Após uma análise de convergência de malha para encontrar os tamanhos mais adequados para os elementos a serem utilizados nas simulações, foram feitos estudos de performance computacional em relação à Geometria Reduzida, condições de contorno e utilização de paralelismo no processo de otimização, visando obter uma boa relação custo/benefício entre tempo computacional e acurácia. Com estes resultados, foi realizada a implementação de todas técnicas e metodologias na ferramenta *OWSO*, e após isto, tal ferramenta foi avaliada na simulação de 12 estudos de caso.

O desempenho da ferramenta *OWSO* e da técnica Geometria Reduzida superaram

as expectativas no quesito tempo computacional, reduzindo em até 90% o tempo necessário para otimizar os parâmetros geométricos de uma fonte de calor, quando comparado com as geometrias tradicionalmente utilizadas, e sem perder a acurácia. A ferramenta apresenta uma interface simples e intuitiva, permitindo que mesmo pessoas sem grande experiência em otimização possam simular adequadamente suas juntas soldadas.

Em relação aos estudos de caso, foi encontrada boa concordância entre resultados numéricos e experimentais para a maior parte destes. Foram feitas observações e discussões referentes aos resultados, comparando o desempenho de toda a metodologia em relação as diferentes juntas, processos, materiais e fontes de calor. Observa-se aqui que talvez sejam necessários alguns ajustes caso se deseje simular outros processos de soldagem, materiais, configurações de juntas ou fontes de calor diferentes. Mas no geral, a ferramenta e as metodologias se apresentaram bem robustas durante sua utilização.

Baseado nos resultados dos estudos de caso, infere-se fortemente que usar apenas dados de ciclos térmicos experimentais com a finalidade de aferir simulações numéricas de soldagem pode nem sempre levar a resultados adequados da zona fundida, visto que algumas otimizações apresentaram péssimas geometrias da zona fundida, mas excelentes resultados quanto aos ciclos térmicos. Tais resultados térmicos interferem fortemente nos resultados de uma simulação mecânica, com finalidade de prever distorções e tensões residuais, assim como de uma simulação metalúrgica, necessária para prever quais fases do aço serão formadas ao longo da zona de fusão e da ZAC. Isto acaba justificando a utilização de um modelo térmico que se aproxime ao máximo da realidade, no que diz respeito aos resultados experimentais, tanto na forma da zona fundida quanto nos ciclos térmicos obtidos, para contemplar da melhor maneira possível a fenomenologia da simulação térmica da soldagem.

Em relação as fontes de calor, as duas novas fontes propostas (FCV e FFV) que tiveram seu desenvolvimento levado adiante apresentaram os melhores resultados para as zonas fundidas, e bons resultados para os ciclos térmicos. Em termos de qualidade de resultados, estas fontes foram seguidas pelas de Goldak, Cônica e pela Gaussiana, que apresentou a menor aproximação com os resultados experimentais, entre todas as fontes. A premissa que serviu de base para as duas fontes de perfil variável se mostrou verdadeira. Utilizar o perfil da zona fundida obtido via macrografia na geração do volume da fonte de calor trouxe informações muito importantes acerca da transferência de calor que ocorre na região. Além disso, o fato destas fontes possuírem apenas dois parâmetros geométricos a determinar, denominados fator de elipse e fator de tamanho, faz com que sua aplicação seja ainda mais vantajosa, visto que para obter resultados ótimos, menos combinações precisam ser avaliadas.

5.2 Sugestões para Trabalhos Futuros

Apesar do que foi desenvolvido, ainda existe muito espaço para melhorias, tanto nas metodologias apresentadas quanto nas ferramentas computacionais desenvolvidas. Pesquisas futuras podem investigar, mas não se limitam, a algumas das seguintes sugestões:

- Acrescentar como saída de resultados do *OWSO* curvas de taxa de resfriamento, assim como tempos de resfriamento ($T_{800/500}$ por exemplo), visto que são resultados importantes para observações de aspectos metalúrgicos;
- Adaptar o *OWSO* para uso com outros softwares de simulação numérica por elementos finitos, o que ampliaria muito o uso da ferramenta;
- Inserir novas fontes de calor no *OWSO* e na *WeldLib*, visto que algumas destas podem apresentar melhor resultado para alguns casos específicos;
- Inserir outras configurações de juntas na interface do *OWSO*;
- Utilizar a ferramenta desenvolvida para otimizar fontes de calor, aplicada a outros processos de soldagem, como processo a laser e arco submerso;
- Utilizar a ferramenta desenvolvida para otimizar fontes de calor aplicadas a simulação do processo de manufatura aditiva por deposição a arco (MADA);
- Utilizar outros materiais de base, com comportamento térmico diferente dos aços carbono e inoxidáveis, como alumínio e ligas de níquel, para verificar a usabilidade das metodologias propostas;
- Adequar as fontes de calor utilizadas, para uso em juntas assimétricas (dividir a fonte em lado esquerdo e direito por exemplo);
- Estudar as diferenças em relação aos fluxos de calor das fontes variáveis desenvolvidas, na região da soldagem, para entender melhor porque apresentaram melhores resultados, comparados as fontes tradicionais;
- Efetuar simulações metalúrgicas com os ótimos de cada fonte de calor, no intuito de quantificar suas diferenças em relação as fases obtidas;
- Efetuar simulações mecânicas com os ótimos de cada fonte de calor, no intuito de quantificar suas diferenças em relação as distorções e tensões residuais obtidas;

Referências

- AI, Y. et al. Experimental and numerical analysis of molten pool and keyhole profile during high-power deep-penetration laser welding. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, v. 126, 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.05.031>>.
- ANSYS. *Theory Reference*. version 14.0. 2011.
- ARAUJO, D. B. d. *Estudo de distorcoes em soldagem com uso de tecnicas numericas e de otimizacao*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlandia, 2012.
- AWS A9 Committee. *A5.18/A5.18M:2005 Specification For Carbon Steel Electrodes And Rods For Gas Shielded Arc Welding*. : American Welding Society, 2005.
- AWS A9 Committee. *A5.9/A5.9m:2012 Specification For Bare Stainless Steel Welding Electrodes And Rods*. : American Welding Society, 2012.
- AWS A9 Committee. *AWS A9.5:2013 Guide for Verification and Validation in Computational Weld Mechanics*. : American Welding Society, 2013.
- AWS Product Development Committee. *The Everyday Pocket Handbook for Gas Metal Arc Welding (GMAW) and Flux Cored Arc Welding (FCAW)*. : American Welding Society, 1997.
- AZAR, A. S.; ÅS, S. K.; AKSELSEN, O. M. Determination of welding heat source parameters from actual bead shape. *Computational Materials Science*, v. 54, n. 1, p. 176–182, 2012. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2011.10.025>>.
- BAMMANN, D.; ORTEGA, A. The influence of the bauschinger effect and yield definition on the modeling of welding processes. *Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes*. VI, p. 543–551, 1993.
- BARUAH, M.; BAG, S. Influence of pulsation in thermo-mechanical analysis on laser micro-welding of Ti6Al4V alloy. *Optics and Laser Technology*, v. 90, 2017. ISSN 00303992. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2016.11.006>>.
- BELITZKI, A.; ZAEH, M. F. Accuracy of calculated component distortions using the weld pool length to calibrate the heat source. *Journal of Laser Applications*, 2016. ISSN 1042-346X. Disponível em: <<https://doi.org/10.2351/1.4943907>>.
- BERGLUND, D.; ALBERG, H.; RUNNEMALM, H. Simulation of welding and stress relief heat treatment of an aero engine component. *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier, v. 39, n. 9, p. 865–881, 2003. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0168-874X\(02\)00136-1](https://doi.org/10.1016/S0168-874X(02)00136-1)>.
- BRICKSTAD, B.; JOSEFSON, B. L. A parametric study of residual stresses in multi-pass butt-welded stainless steel pipes. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier Science, 1998. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0308-0161\(97\)00117-8](https://doi.org/10.1016/S0308-0161(97)00117-8)>.

CANALE, R.; CHAPRA, S. *Métodos Numéricos para Engenharia*. : McGraw Hill Brasil, 2011.

CAPRICCIOLI, A.; FROSI, P. Multipurpose ansys fe procedure for welding processes simulation. *Fusion Engineering and Design*, v. 84, n. 2-6, p. 546–553, 2009. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.fusengdes.2009.01.039>>.

CHEN, B.-Q. et al. Recent Developments in Experimental and Numerical Assessments of Welding-Induced Residual Stresses. In: . 2018. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/omae2018-77652>>.

CHEN, B. Q.; HASHEMZADEH, M.; SOARES, C. G. Numerical and experimental studies on temperature and distortion patterns in butt-welded plates. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, Springer-Verlag London Ltd, v. 72, n. 5-8, p. 1121–1131, 2014. ISSN 14333015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00170-014-5740-8>>.

CHEN, B. Q.; SOARES, C. G. Deformation measurements in welded plates based on close-range photogrammetry. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, SAGE Publications Ltd, v. 230, n. 4, p. 662–674, 2014. ISSN 20412975. Disponível em: <<https://doi.org/10.1177/0954405414558734>>.

CHEN, Z.; CHEN, Z.; SHENOI, R. A. Influence of welding sequence on welding deformation and residual stress of a stiffened plate structure. *Ocean Engineering*, Elsevier, v. 106, p. 271–280, 2015.

CHEON, J.; KIRAN, D. V.; NA, S.-J. Cfd based visualization of the finger shaped evolution in the gas metal arc welding process. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 97, p. 1–14, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2016.01.067>>.

CHO, M. H.; LIM, Y. C.; FARSON, D. F. Simulation of weld pool dynamics in the stationary pulsed gas metal arc welding process and final weld shape. *WELDING JOURNAL-NEW YORK*-, v. 85, n. 12, p. 271, 2006.

CHO, S.-H.; KIM, J.-W. Analysis of residual stress in carbon steel weldment incorporating phase transformations. *Science and Technology of Welding & Joining*, Institute of Materials, published by Maney Publishing, v. 7, n. 4, p. 212–216, 2002. Disponível em: <<https://doi.org/10.1179/136217102225004257>>.

DARMADI, D. B.; TIEU, A. K.; NORRISH, J. A validated thermal model of bead-on-plate welding. *Heat and Mass Transfer*, Springer, v. 48, n. 7, p. 1219–1230, 2012. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00231-012-0970-5>>.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements. *Computational Materials Science*, 2006. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2005.07.007>>.

DENG, D.; MURAKAWA, H. Finite element analysis of temperature field, microstructure and residual stress in multi-pass butt-welded 2.25Cr-1Mo steel pipes. *Computational Materials Science*, 2008. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2008.01.025>>.

- DERAKHSHAN, E. D. et al. Numerical simulation and experimental validation of residual stress and welding distortion induced by laser-based welding processes of thin structural steel plates in butt joint configuration. *Optics and Laser Technology*, v. 104, 2018. ISSN 00303992. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2018.02.026>>.
- DIKE, J. J.; CADDEN, A. R.; H., O. C. Finite Element Modeling and Validation of Residual Stresses in 304L Girth Welds. In: *5th International Conference on Trends in Welding Research*. 1998. Disponível em: <<https://doi.org/10.1111/j.1752-1688.2004.tb01036.x>>.
- DONG, P. Residual Stress Analyses of a Multi-Pass Girth Weld: 3-D Special Shell Versus Axisymmetric Models. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2001. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/1.1359527>>.
- DONG, P.; HONG, J.; BOUCHARD, P. Analysis of residual stresses at weld repairs. *International journal of pressure vessels and piping*, Elsevier, v. 82, n. 4, p. 258–269, 2005. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2004.08.004>>.
- DUPONT, J.; MARDER, A. Thermal efficiency of arc welding processes. *Welding Journal-Including Welding Research Supplement*, [Miami, American Welding Society]., v. 74, n. 12, p. 406s, 1995.
- ERTAS, A. H.; SONMEZ, F. O. Design optimization of spot-welded plates for maximum fatigue life. *Finite Elements in Analysis and Design*, 2011. ISSN 0168874X. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.finel.2010.11.003>>.
- FANARA, C.; VILARINHO, L. Electrical characterization of atmospheric pressure arc plasmas. *THE EUROPEAN PHYSICAL JOURNAL D*, 2004. Disponível em: <<https://doi.org/10.1140/epjd/e2003-00301-8>>.
- FARAJPOUR, M.; RANJBARNODEH, E. Finite element simulation of welding distortion in dissimilar joint by inherent deformation method. *Soldagem e Inspecao*, v. 23, n. 1, 2018. ISSN 19806973. Disponível em: <<https://doi.org/10.1590/0104-9224/SI2301.07>>.
- FARIAS, R. M. *Simulação Numérica do Processo de Soldagem MIG/MAG Multipasse de Topo em Chapas de Aço Inoxidável 304L Utilizando a Técnica Element Birth and Death*. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal do Rio Grande - FURG, 2015.
- FARIAS, R. M.; TEIXEIRA, P. R.; ARAÚJO, D. B. Thermo-mechanical analysis of the mig/mag multi-pass welding process on aisi 304l stainless steel plates. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, Springer, p. 1–14, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s40430-016-0574-y>>.
- FARIAS, R. M.; TEIXEIRA, P. R.; VILARINHO, L. O. Evaluation of a New Optimization Methodology Applied to Parameters of Heat Sources in Numerical Simulations of the GTAW Welding Process of Lap Joints. In: *14th International Conference on Heat Transfer, Fluid Mechanics and Thermodynamics - HEFAT*. 2019. p. 8.
- FICQUET, X. et al. Measurement and prediction of residual stress in a bead-on-plate weld benchmark specimen. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 20–30, 2009. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.008>>.

- FU, G. et al. Parameter determination of double-ellipsoidal heat source model and its application in the multi-pass welding process. *Ships and Offshore Structures*, Taylor & Francis, v. 10, n. 2, p. 204–217, 2015. Disponível em: <https://doi.org/10.1080/17445302.2014.937059>.
- GANNON, L. et al. Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates. *Marine Structures*, Elsevier, v. 23, n. 3, p. 385–404, 2010. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2010.05.002>.
- GAO, X. S. et al. Numerical simulation of temperature field, fluid flow and weld bead formation in oscillating single mode laser-GMA hybrid welding. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 242, 2017. ISSN 09240136. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2016.11.028>.
- GASPAROVIC, P. *CFD Mesh Tests*. 2017. (Acessado em 10 de setembro de 2017). Disponível em: <http://buteo.szm.com/projects.htm>.
- GILLES, P.; EL-AHMAR, W.; JULLIEN, J.-F. Robustness analyses of numerical simulation of fusion welding net-tg1 application: “single weld-bead-on-plate”. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 3–12, 2009. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.012>.
- GOLDAK, J.; CHAKRAVARTI, A.; BIBBY, M. *A New Finite Element Model for Welding Heat Sources*. 1984. 299–305 p. Disponível em: <https://doi.org/10.1007/BF02667333>.
- GOLDAK, J. A.; AKHLAGHI, M. *Computational welding mechanics*. Springer, 2005.
- HAQUE, E.; HAMPSON, P. Modelling phase change in a 3d thermal transient analysis. *The International Journal of Multiphysics*, v. 8, n. 1, 2014. Disponível em: <http://dx.doi.org/10.1260/1750-9548.8.1.49>.
- HEMMESI, K.; FARAJIAN, M.; BOIN, M. Numerical studies of welding residual stresses in tubular joints and experimental validations by means of x-ray and neutron diffraction analysis. *Materials & Design*, v. 126, p. 339–350, 2017. ISSN 02641275. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.03.088>.
- HO, C. Y.; CHU, T. K. *State of the Art Report, electrical resistivity and thermal conductivity of nine selected AISI stainless steels*. 1977.
- HONG, J. K.; TSAI, C. L.; DONG, P. Assessment Of Numerical Procedures For Residual Stress Analysis Of Multipass Welds. *Welding Journal- New York*, 1998.
- HOUCK, C. R.; JOINES, J. A.; KEY, M. G. *A Genetic Algorithm for Function Optimization: A Matlab Implementation*. 1995. v. 95, n. 5, 1–14 p.
- HUANG, H.; MURAKAWA, H. Dynamic mesh refining and iterative substructure method for fillet welding thermo-mechanical analysis. *CMES - Computer Modeling in Engineering and Sciences*, v. 106, n. 3, 2015. ISSN 15261492.
- HUANG, H.; MURAKAWA, H. Thermo-mechanical analysis of line heating process by an efficient and accurate multi-level mesh refining method. *Marine Structures*, v. 49, 2016. ISSN 09518339. Disponível em: <https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2016.09.001>.

- HUANG, R. S.; LIU, L. M.; SONG, G. Infrared temperature measurement and interference analysis of magnesium alloys in hybrid laser-TIG welding process. *Materials Science and Engineering A*, 2007. ISSN 09215093. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.msea.2006.10.069>>.
- ISLAM, M. et al. Simulation-based numerical optimization of arc welding process for reduced distortion in welded structures. *Finite Elements in Analysis and Design*, Elsevier, v. 84, p. 54–64, 2014. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.finel.2014.02.003>>.
- ISO. PD ISO / TS 18166 : 2016 BSI Standards Publication Numerical welding simulation — Execution and documentation. 2016.
- JIANG, P. et al. Optimization of laser welding process parameters of stainless steel 316L using FEM, Kriging and NSGA-II. *Advances in Engineering Software*, v. 99, 2016. ISSN 18735339. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.advengsoft.2016.06.006>>.
- JIANG, W. et al. Effects of low-temperature transformation and transformation-induced plasticity on weld residual stresses: Numerical study and neutron diffraction measurement. *Materials and Design*, v. 147, 2018. ISSN 18734197. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.03.032>>.
- KIRAN, D. V. et al. Arc interaction and molten pool behavior in the three wire submerged arc welding process. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Elsevier, v. 87, p. 327–340, 2015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijheatmasstransfer.2015.04.020>>.
- KOLLÁR, D. et al. Weld process model for simulating metal active gas welding. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 102, n. 5-8, 2019. ISSN 14333015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00170-019-03302-3>>.
- KYRIAKONGONAS, A. P. *3D Numerical Modeling of Austenitic Stainless Steel 316L Multipass Butt Welding and Comparison with Experimental Results*. Dissertação (Mestrado) — School of Naval Architecture and Marine Engineering, National Technical University of Athens, 2008.
- LEE, C. H.; CHANG, K. H.; DO, V. N. V. Finite element modeling of residual stress relaxation in steel butt welds under cyclic loading. *Engineering Structures*, v. 103, 2015. ISSN 18737323. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.09.001>>.
- LEE, C. H.; CHANG, K. H.; Van Do, V. N. Modeling the high cycle fatigue behavior of T-joint fillet welds considering weld-induced residual stresses based on continuum damage mechanics. *Engineering Structures*, 2016. ISSN 18737323. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.07.002>>.
- LI, M. et al. Controlling welding residual stress and distortion by a hybrid technology of transient thermal tensioning and trailing intensive cooling. *Science and Technology of Welding and Joining*, 2019. ISSN 17432936. Disponível em: <<https://doi.org/10.1080/13621718.2018.1564473>>.
- LIANG, R.; LUO, Y.; LI, Z. The effect of humping on residual stress and distortion in high-speed laser welding using coupled CFD-FEM model. *Optics and Laser Technology*, 2018. ISSN 00303992. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.optlastec.2018.02.024>>.

- LINDGREN, L. E. Numerical modelling of welding. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2006. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.cma.2005.08.018>>.
- LISKEYCH, O. et al. Intrinsic errors on cryogenic calorimetry applied to arc welding. *Welding in the World*, 2013. ISSN 00432288. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s40194-013-0035-5>>.
- LU, Y. et al. Numerical computation methods of welding deformation and their application in bogie frame for high-speed trains. *Journal of Manufacturing Processes*, 2019. ISSN 15266125. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2019.01.013>>.
- MAHIN, K. et al. Prediction and measurement of residual elastic strain distributions in gas tungsten arc welds. *Welding journal*, v. 70, n. 9, p. 245s–260s, 1991.
- MIETTINEN, J. Calculation of solidification-related thermophysical properties for steels. *Metallurgical and Materials Transactions B: Process Metallurgy and Materials Processing Science*, 1997. ISSN 10735615. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s11663-997-0095-2>>.
- MIKAMI, Y.; NAKAMURA, T.; MOCHIZUKI, M. Numerical investigation of the influence of heat source modeling on simulated residual stress distribution in weaving welds. *Welding in the World*, Springer, v. 60, n. 1, p. 41–49, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s40194-015-0274-8>>.
- MOCHIZUKI, M. et al. Study of residual stress distribution at start-finish point of circumferential welding studied by 3d-fem analysis. *Welding in the World*, Springer, v. 49, n. 11-12, p. 40–49, 2005. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/BF03266501>>.
- MOCHIZUKI, M. et al. Generation behavior of thermal and residual stresses due to phase transformation during welding heat cycles. In: AMERICAN SOCIETY OF MECHANICAL ENGINEERS. *ASME 2002 Pressure Vessels and Piping Conference*. 2002. p. 123–129. Disponível em: <<https://doi.org/10.1115/PVP2002-1115>>.
- MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B. *Introdução á Metalurgia da Soldagem*. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, Brasil, 2012.
- MOLLICONE, P. et al. Simple thermo-elastic-plastic models for welding distortion simulation. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 176, n. 1, p. 77–86, 2006. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2006.02.022>>.
- MONDAL, A. K. et al. Prediction of weld-induced distortion of large structure using equivalent load technique. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, v. 232, n. 3, 2018. ISSN 20412975. Disponível em: <<https://doi.org/10.1177/0954405416646309>>.
- MURAKI, T.; BRYAN, J.; MASUBUCHI, K. Analysis of thermal stresses and metal movement during welding—part i: analytical study. *Journal of Engineering Materials and Technology*, American Society of Mechanical Engineers, v. 97, n. 1, p. 81–84, 1975.
- MURTHY, Y. V.; RAO, G. V.; IYER, P. K. Numerical simulation of welding and quenching processes using transient thermal and thermo-elastic-plastic formulations. *Computers and Structures*, 1996. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/0045-7949\(95\)00359-2](https://doi.org/10.1016/0045-7949(95)00359-2)>.

- NA, S.-J.; CHEON, J. Influence of simulation methods of temperature distribution on thermal and metallurgical characteristics in gma welding. *Materials & Design*, Elsevier, v. 108, p. 183–194, 2016. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.06.090>>.
- NEZAMDOST, M. R. et al. Investigation of temperature and residual stresses field of submerged arc welding by finite element method and experiments. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 87, n. 1-4, 2016. ISSN 14333015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00170-016-8509-4>>.
- OHMS, C. et al. Net tg1: Residual stress assessment by neutron diffraction and finite element modeling on a single bead weld on a steel plate. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 63–72, 2009. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.009>>.
- OKERBLOM, N. *The calculations of deformations of welded metal structures*. : HM Stationery Office, 1958.
- OTTO, A. et al. Numerical simulations- A versatile approach for better understanding dynamics in laser material processing. In: *Physics Procedia*. 2011. ISSN 18753892. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.phpro.2011.03.003>>.
- OZISIK, M. N. *Heat conduction - 2o Edition*. : John Wiley & Sons, 1993.
- PAMNANI, R. et al. Optimization of A-GTAW welding parameters for naval steel (DMR 249 A) by design of experiments approach. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part L: Journal of Materials: Design and Applications*, v. 231, n. 3, 2017. ISSN 20413076. Disponível em: <<https://doi.org/10.1177/1464420715596455>>.
- PAVELIC, V. et al. Experimental and computed temperature histories in gas tungsten arc welding of thin plates. *Welding Journal Research Supplement*, 1969.
- PAZOOKI, A. M.; HERMANS, M. J.; RICHARDSON, I. M. Control of welding distortion during gas metal arc welding of AH36 plates by stress engineering. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 88, n. 5-8, 2017. ISSN 14333015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00170-016-8869-9>>.
- QINGYU, S. et al. Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process. *Journal of Materials Processing Technology*, Elsevier, v. 121, n. 2, p. 167–172, 2002. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(01\)00830-5](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(01)00830-5)>.
- RADAJ, D. *Welding Residual Stresses and Distortion: Calculation and Measurement*. : Woodhead Publishing, Limited, 2003. (English edition).
- Rahman Chukkan, J. et al. Simulation of laser butt welding of AISI 316L stainless steel sheet using various heat sources and experimental validation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 219, p. 48–59, 2015. ISSN 09240136. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2014.12.008>>.
- RAO, R.; SAVSANI, V. *Mechanical Design Optimization Using Advanced Optimization Techniques*. : Springer London, 2012. (Springer Series in Advanced Manufacturing). ISBN 9781447127482.

- RAVISANKAR, A. et al. Influence of welding speed and power on residual stress during gas tungsten arc welding (GTAW) of thin sections with constant heat input: A study using numerical simulation and experimental validation. *Journal of Manufacturing Processes*, 2014. ISSN 15266125. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2013.11.002>>.
- ROSENTHAL, D. Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting. *Welding Journal*, 1941.
- SCHENK, T. et al. Influence of clamping support distance on distortion of welded t joints. *Science and Technology of Welding and Joining*, Taylor & Francis, v. 15, n. 7, p. 575–582, 2010. Disponível em: <<https://doi.org/10.1179/136217110X12731414739835>>.
- SCHWEITZER, P. A. et al. *Metallic materials: physical, mechanical, and corrosion properties*. : CRC Press, 2003. v. 19.
- SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. *Soldagem MIG/MAG: melhor entendimento, melhor desempenho*. : Artliber, 2008. ISBN 9788588098428.
- SHADKAM, S.; RANJBARNODEH, E.; IRANMANESH, M. Effect of sequence and stiffener shape on welding distortion of stiffened panel. *Journal of Constructional Steel Research*, v. 149, 2018. ISSN 0143974X. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2018.07.010>>.
- SHAMPINE, L. F. Vectorized adaptive quadrature in matlab. *Journal of Computational and Applied Mathematics*, Elsevier, v. 211, n. 2, p. 131–140, 2008. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.cam.2006.11.021>>.
- SHAN, X. et al. Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, v. 86, n. 1, p. 110 – 121, 2009. The NeT Residual Stress Measurement and Modelling Round Robin on a Single Weld Bead-on-Plate Specimen. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.005>>.
- SHIM, Y. et al. Determination of Residual Stresses in Thick-Section Weldments. *SUPPLEMENT TO THE WELDING JOURNAL*, v. 2, n. September, p. 305–312, 1997.
- SILVA, L. J. d. *Resfriamento ativo por quase-imersão para manufatura aditiva por deposição a arco: do conceito à aplicação*. Tese (Doutorado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2019. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2019.2422>>.
- SIVARAMAN, A.; PAULRAJ, S. Multi-Response Optimization of Process Parameters for MIG Welding of AA2219-T87 by Taguchi Grey Relational Analysis. In: *Materials Today: Proceedings*. 2017. ISSN 22147853. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.matpr.2017.07.240>>.
- SMITH, M.; SMITH, A. Net bead-on-plate round robin: Comparison of transient thermal predictions and measurements. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 86, n. 1, p. 96–109, 2009. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.016>>.
- SMITH, M. et al. A review of the net task group 1 residual stress measurement and analysis round robin on a single weld bead-on-plate specimen. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Elsevier, v. 120, p. 93–140, 2014. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.009>>.

SONG, J. et al. Sensitivity analysis of the thermomechanical response of welded joints. *International journal of solids and structures*, Elsevier, v. 40, n. 16, p. 4167–4180, 2003. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0020-7683\(03\)00223-3](https://doi.org/10.1016/S0020-7683(03)00223-3)>.

SOUZA, D. *Levantamento de Mapas Operacionais de Transferencia Metalica para Soldagem MIG/MAG de Aço Carbono na Posicao Plana*. 304 p. Dissertação (Mestrado) — Universidade Federal de Uberlândia, 2010.

SRIRANGAN, A. K.; PAULRAJ, S. Multi-response optimization of process parameters for TIG welding of Incoloy 800HT by Taguchi grey relational analysis. *Engineering Science and Technology, an International Journal*, 2016. ISSN 22150986. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jestch.2015.10.003>>.

SUN, J. et al. Effects of heat source geometric parameters and arc efficiency on welding temperature field, residual stress, and distortion in thin-plate full-penetration welds. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 99, n. 1-4, 2018. ISSN 14333015. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s00170-018-2516-6>>.

SUN, Y. L. et al. Characterisation and modelling of tempering during multi-pass welding. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 270, 2019. ISSN 09240136. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2019.02.015>>.

TAJIMA, Y. et al. Prediction of welding distortion and panel buckling of car carrier decks using database generated by fea. *TRANSACTIONS-JWRI, WELDING RESEARCH INSTITUTE*, v. 36, n. 1, p. 65, 2007. Disponível em: <<http://hdl.handle.net/11094/6722>>.

TSIRKAS, S.; PAPANIKOS, P.; KERMANIDIS, T. Numerical simulation of the laser welding process in butt-joint specimens. *Journal of materials processing technology*, Elsevier, v. 134, n. 1, p. 59–69, 2003. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(02\)00921-4](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(02)00921-4)>.

TUVSEK, J. et al. Influence of type of welded joint on welding efficiency. *Science and technology of welding and joining*, Taylor & Francis, v. 8, n. 3, p. 157–164, 2003. Disponível em: <<http://pascal-francis.inist.fr/vibad/index.php?action=getRecordDetail&idt=14977608>>.

VAKILI-TAHAMI, F.; MAJNOUN, P.; AKHLAGHIFAR, N. Numerical simulation of the t-shape fillet welds of 304 and 1020 steel plates. *UPB Sci. Bull.*, v. 79, n. 3, p. 103–118, 2017.

VELAGA, S. K.; RAVISANKAR, A. Finite element based parametric study on the characterization of weld process moving heat source parameters in austenitic stainless steel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2017. ISSN 03080161. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2017.09.001>>.

VORA, J. J.; ABHISHEK, K.; SRINIVASAN, S. Attaining optimized A - TIG welding parameters for carbon steels by advanced parameter - less optimization techniques : with experimental validation. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, Springer Berlin Heidelberg, v. 0, 2019. ISSN 1806-3691. Disponível em: <<https://doi.org/10.1007/s40430-019-1765-0>>.

- WANG, H. et al. Effect of chemical dilution and the number of weld layers on residual stresses in a multi-pass low-transformation-temperature weld. *Materials and Design*, v. 160, 2018. ISSN 18734197. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.09.016>>.
- WANG, Q. et al. On the mechanism of residual stresses relaxation in welded joints under cyclic loading. *International Journal of Fatigue*, v. 105, 2017. ISSN 01421123. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2017.08.016>>.
- WANGSDAN, T. *Finite element modelling of the net single-bead-on-plate weld specimen*. Dissertação (Mestrado) — Imperial College London, 2006.
- WU, C.; WANG, H.; ZHANG, Y. A new heat source model for keyhole plasma arc welding in fem analysis of the temperature profile. *WELDING JOURNAL-NEW YORK*-, v. 85, n. 12, p. 284, 2006.
- WU, C. S. et al. Numerical analysis of double-electrode gas metal arc welding process. *Computational Materials Science*, 2007. ISSN 09270256. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2006.07.004>>.
- YAGHI, D. A.; BECKER, A. *State of the Art Review - Weld Simulation Using Finite Element Methods*. 2004.
- YANG, Y.-P.; ATHREYA, B. P. An improved plasticity-based distortion analysis method for large welded structures. *Journal of materials engineering and performance*, Springer, v. 22, n. 5, p. 1233–1241, 2013.
- ZENG, Z. et al. Welding distortion prediction in 5A06 aluminum alloy complex structure via inherent strain method. *Metals*, MDPI AG, v. 6, n. 9, sep 2016. ISSN 20754701. Disponível em: <<https://doi.org/10.3390/met6090214>>.
- ZHANG, Y.; WANG, Y. The influence of welding mechanical boundary condition on the residual stress and distortion of a stiffened-panel. *Marine Structures*, v. 65, 2019. ISSN 09518339. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.marstruc.2019.02.007>>.
- ZHANG, Y. et al. Deformation control during the laser welding of a Ti6Al4V thin plate using a synchronous gas cooling method. *Materials and Design*, v. 90, 2016. ISSN 18734197. Disponível em: <<https://doi.org/10.1016/j.matdes.2015.11.035>>.
- ZHU, X. K.; CHAO, Y. J. Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers and Structures*, Elsevier, v. 80, n. 11, p. 967–976, 2002. Disponível em: <[https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(02\)00040-8](https://doi.org/10.1016/S0045-7949(02)00040-8)>.

Anexos

ANEXO A – Relatório da análise de espectroscopia por fluorescência de raios X

Instrument Serial Num	Reading #	Method Name	Test Label	Unit	Si Conc.	P Conc.	S Conc.	V Conc.	Cr Conc.	Mn Conc.	Ni Conc.	Cu Conc.	Mo Conc.	Best Match
806041	1	AlloyPlus	1	%	0.73231	0.01776	<LOD	0.12705	18.05488	1.02784	7.96184	0.09713	0.05053	304
806041	2	AlloyPlus	2	%	0.77887	0.02521	<LOD	0.11284	18.01579	1.15231	8.07373	0.09270	0.05067	304
806041	3	AlloyPlus	3	%	0.77540	0.01550	<LOD	0.14759	17.96373	1.13063	8.11226	0.08273	0.04847	304
806041	4	AlloyPlus	4	%	0.73394	0.01334	<LOD	0.05163	16.88208	1.29229	10.07132	0.11263	2.02833	316
806041	5	AlloyPlus	5	%	0.71499	0.02657	<LOD	0.06906	16.74351	1.47610	10.05948	0.10007	2.01781	316
806041	6	AlloyPlus	6	%	0.72988	0.02766	<LOD	0.06234	16.72052	1.35387	9.97025	0.13771	2.00657	316

Tabela A.1 – Medições feitas via espectroscopia por fluorescência de raios X, utilizando Analisador portátil modelo VANTA, da marca OLYMPUS.

ANEXO B – Dedução da Fonte de Calor II

Dada uma distribuição volumétrica de energia q_v com decaimento exponencial no plano horizontal (considerando coordenadas cilíndricas), conforme apresentado por (WU; WANG; ZHANG, 2006):

$$q_v(r, z) = q_0 e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} \quad (\text{B.1})$$

e considerando que a energia proveniente da soldagem deve ser distribuída neste volume, tem-se:

$$Q = \eta UI = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_v r dr d\theta dz = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_0 e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} r dr d\theta dz \quad (\text{B.2})$$

Realizando a integração em $d\theta$ tem-se:

$$\int_{z_i}^{z_e} \int_0^{r_0} 2\pi q_0 e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} r dr dz \quad (\text{B.3})$$

Realizando a integração em dr tem-se:

$$\int_{z_i}^{z_e} \frac{\pi q_0 r_0^2 (1 - e^{-3})}{3} dz \quad (\text{B.4})$$

Rearranjando a equação, e considerando que o termo r_0 é o polinômio que descreve o perfil vertical da zona fundida e é dado por:

$$r_0 = p_1 z^6 + p_2 z^5 + p_3 z^4 + p_4 z^3 + p_5 z^2 + p_6 z + p_7 \quad (\text{B.5})$$

Logo:

$$\eta UI = \frac{\pi q_0 (1 - e^{-3})}{3} \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 dz \quad (\text{B.6})$$

Sendo q_0 igual a:

$$q_0 = \frac{3\eta UI}{\pi(1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 dz} \quad (\text{B.7})$$

Substituindo a Eq. B.7 na Eq. B.1, tem-se finalmente:

$$q_v(r, z) = \frac{3\eta UI}{\pi(1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 dz} e^{-\left(\frac{3r^2}{r_0^2}\right)} \quad (\text{B.8})$$

ANEXO C – Dedução da Fonte de Calor III

Dada uma distribuição volumétrica de energia q_v com decaimento exponencial no plano horizontal (considerando coordenadas cilíndricas), conforme apresentado por (WU; WANG; ZHANG, 2006), e considerando um decaimento exponencial adicional na direção vertical, tem-se:

$$q_v(r, z) = q_0 e^{\left(\frac{-3r^2}{r_0^2} - Cz^2\right)} \quad (\text{C.1})$$

e considerando que a energia proveniente da soldagem deve ser distribuída neste volume, tem-se:

$$Q = \eta UI = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_v r dr d\theta dz = \int_{z_i}^{z_e} \int_0^{2\pi} \int_0^{r_0} q_0 e^{\left(\frac{-3r^2}{r_0^2} - Cz^2\right)} r dr d\theta dz \quad (\text{C.2})$$

Realizando a integração em $d\theta$ tem-se:

$$\int_{z_i}^{z_e} \int_0^{r_0} 2\pi q_0 e^{\left(\frac{-3r^2}{r_0^2} - Cz^2\right)} r dr dz \quad (\text{C.3})$$

Realizando a integração em dr tem-se:

$$\int_{z_i}^{z_e} \frac{\pi q_0 r_0^2 (1 - e^{-3}) e^{-(Cz^2)}}{3} dz \quad (\text{C.4})$$

Rearranjando a equação, e considerando que o termo r_0 é o polinômio que descreve o perfil vertical da zona fundida e é dado por:

$$r_0 = p_1 z^6 + p_2 z^5 + p_3 z^4 + p_4 z^3 + p_5 z^2 + p_6 z + p_7 \quad (\text{C.5})$$

Logo:

$$\eta UI = \frac{\pi q_0 (1 - e^{-3})}{3} \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 e^{-(Cz^2)} dz \quad (\text{C.6})$$

Sendo q_0 igual a:

$$q_0 = \frac{3\eta UI}{\pi (1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 e^{-(Cz^2)} dz} \quad (\text{C.7})$$

Substituindo a Eq. C.7 na Eq. C.1, tem-se finalmente:

$$q_v(r, z) = \frac{3\eta UI}{\pi (1 - e^{-3}) \int_{z_i}^{z_e} r_0^2 e^{-(Cz^2)} dz} e^{\left(\frac{-3r^2}{r_0^2} - Cz^2\right)} \quad (\text{C.8})$$

A determinação da constante C da Eq. C.8 é feita com base nas mesmas considerações apresentadas por Goldak, Chakravarti e Bibby (1984) na sua dedução. Considerando que o calor cai a 5% na superfície externa da fonte de calor, tem-se:

$$q(0, z_i) = q_0 e^{\left(\frac{-3r^2}{r_0^2} - Cz^2\right)} = 0.05q_0 \quad (\text{C.9})$$

Substituindo $r = 0$ e $z = z_i$ na Eq. C.9 e resolvendo para C temos:

$$C = \frac{3}{z_i^2} \quad (\text{C.10})$$