

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

ESTUDO DAS DISTORÇÕES EM CHAPAS FINAS DE UM AÇO COM ALTA
RESISTÊNCIA MECÂNICA E AO DESGASTE SOLDADAS PELOS PROCESSOS MAG
E TIG

por

Cristian Ricardo Rubio Ramirez

Dissertação para obtenção do Título de
Mestre em Engenharia

Porto Alegre, Março de 2020

ESTUDO DAS DISTORÇÕES EM CHAPAS FINAS DE UM AÇO COM ALTA
RESISTÊNCIA MECÂNICA E AO DESGASTE SOLDADAS PELOS PROCESSOS MAG
E TIG

por

Cristian Ricardo Rubio Ramirez
Engenheiro Mecânico

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul, como parte dos requisitos necessários para a obtenção do Título de

Mestre em Engenharia

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Orientador: Prof. Dr. Jose Antônio Esmerio Mazzaferro

Aprovada por:

Prof. Dr. Arnaldo Ruben GonzalezPROMEC / UFRGS

Prof. Dr. Ivan Guerra Machado.....PPGE3M / UFRGS

Prof. Dr. Richard Thomas LermenPPGEC / IMED

Prof. Dr. Fernando Marcelo Pereira
Coordenador do PROMEC

Porto Alegre, 16 de Março de 2020

AGRADECIMENTOS

Inicialmente agradeço a Deus, por ter permitido alcançar meu objetivo, dando-me a força e a perseverança necessária neste desafio proposto.

Aos meus amados pais, Ana Ramirez e Ramiro Rubio, a minha irmã Karen e a toda minha família pelo apoio e amor incondicional.

Ao professor orientador José A. E. Mazzaferro, pela valiosa orientação, incentivo, disposição, amizade e conhecimentos compartilhados.

Aos professores do LS&TC, Cintia Mazzaferro, Arnaldo Ruben Gonzalez e Ivan Machado, pelos conhecimentos compartilhados, experiência e disposição.

Aos amigos, aos colegas de disciplinas, em especial a Daniela Giarollo, Thalita De Paula, Alexandre Hoffmann, Joao Batista, Juan Espitia, Leonardo Medeiros, e Rafael Neponuceno pela ajuda, companheirismo e amizade.

Aos integrantes de minha segunda casa nesses anos Humberto, Yesenia, Diego e a minha namorada Daniela, pela companhia neste desafio, apoio incondicional e motivação.

Ao Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas (LS&TC) pela infraestrutura, equipamentos e materiais utilizados neste trabalho.

À UFRGS, PROMEC e a PROPESQ, pela disponibilização dos recursos e apoio.

À empresa SSAB pela doação das chapas de aço Hardox® utilizadas no trabalho.

O autor ainda agradece à Coordenação de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa de mestrado que lhe foi concedida.

RESUMO

Aços de alta resistência mecânica e ao desgaste vêm sendo amplamente empregados na indústria agrícola, de mineração e aplicações militares. A soldagem de chapas de baixa espessura desse tipo de aço, é um grande desafio, pois o gradiente térmico não uniforme que é gerado em função da pequena quantidade de material para dissipação térmica, desencadeia deformações plásticas não controladas. O objetivo do presente trabalho foi estudar as distorções produzidas pelos processos de soldagem MAG convencional e TIG autógeno em chapas de aço Hardox® 450 de 1 mm de espessura, empregando dois níveis de energia. Foram realizadas medições dos ciclos térmicos, das geometrias das seções transversais dos cordões de solda, e a magnitude das distorções nas chapas soldadas. O foco do estudo consistiu na deformação longitudinal, transversal e contração angular. Para soldas MAG a diferença de deformação foi menor a 20% entre os níveis de energia, e para soldas TIG foi de 15%. Fazendo a comparação entre os processos de soldagem, as chapas soldadas pelo processo MAG deformaram 33% mais que aquelas soldadas pelo processo TIG. A fim de simular o campo de distorções nos experimentos foi desenvolvido um modelo numérico no software Comsol Multiphysics®, onde foram considerados os mecanismos de dissipação de calor e as propriedades termomecânicas dependentes da temperatura do material. Foi implementado um modelo analítico adicional para fazer a validação e comparação dos resultados. Na análise térmica a diferença entre os resultados do modelo numérico e dos experimentos, foi inferior a 10% tanto para os testes de máxima e mínima energia nas soldas MAG e TIG. Na análise estrutural para os testes MAG, se teve diferenças entre o modelo e os experimentos inferior a 10% em referência da deformação máxima. No entanto, nos testes TIG a discrepância é maior, com diferenças de até 30% para os dois tipos de deformações. O modelo numérico foi comparado com um modelo analítico de contração angular. Nas soldas MAG a diferença foi menor a 30% e nos testes TIG foi, aproximadamente de 70%. O modelo analítico apresenta melhores resultados aos experimentos, em comparação com o modelo numérico, pois tem diferenças inferiores a 55% para os dois tipos de processo de soldagem.

Palavras-chave: Aço de alta resistência mecânica e ao desgaste; Soldagem MAG; Soldagem TIG; Chapa fina; Distorções; Simulação.

ABSTRACT

High strength and wear resistance steels have been widely used in the agricultural, mining and military applications. The welding of thin sheets of this type of steel is a great challenge, since the non-uniform thermal gradient that is generated due to the small amount of material for thermal dissipation, triggers uncontrolled plastic deformations. The objective of the present work was to study the distortions produced by the conventional MAG and autogenous TIG welding processes in 1 mm thick Hardox® 450 steel plates, using two energy levels. Measurements of the thermal cycles, the geometries of the cross-sections of the weld beads, and the magnitude of the distortions in the welded plates were made. The focus of the study was on longitudinal, transverse and angular contraction. For MAG welds the deformation difference was less than 20% between the energy levels, and for TIG welds it was 15%. Comparing the welding processes, the plates welded by the MAG process deformed 33% more than those welded by the TIG process. To simulate the distortion field in the experiments, a numerical model was developed in the Comsol Multiphysics® software, where the heat dissipation mechanisms and the thermomechanical properties dependent on the material temperature were considered. An additional analytical model was implemented to validate and compare the results. In the thermal analysis, the difference between the results of the numerical model and the experiments was less than 10% for both the maximum and minimum energy tests in MAG and TIG welds. In the structural analysis for the MAG tests, there were differences between the model and the experiments below 10% about the maximum deformation. However, in the TIG tests, the discrepancy is greater, with differences of up to 30% for the two types of deformations. The numerical model was compared with an analytical model of angular contraction. In MAG welds the difference was less than 30% and in TIG tests it was approximately 70%. The analytical model presents better results for the experiments, in comparison with the numerical model, because it has differences of less than 55% for the two types of welding process.

Keywords: High strength and wear resistance steel; MAG Welding; TIG Welding; Thin sheet; Distortions; Simulation.

ÍNDICE

1. INTRODUÇÃO.....	1
1.1 Objetivos	2
1.2 Organização do Trabalho	2
2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	4
2.1. Processo de Soldagem MAG.....	4
2.1.1. Diluição do metal de solda.....	6
2.2. Processo de Soldagem TIG	7
2.3. Aporte térmico no processo de soldagem	9
2.4 Mecanismos de dissipação de calor.....	10
2.5 Modelagem da fonte de calor	11
2.6 Tensões residuais.....	14
2.7 Distorções.....	15
2.8 Modelos para previsão das distorções	18
2.8.1 Métodos analíticos	18
2.8.2 Modelos computacionais	19
2.9 Métodos de redução e controle das distorções	22
2.10 Aços Hardox®	24
2.10.1 Propriedades mecânicas e composição química	24
2.10.2 Soldabilidade dos aços Hardox.....	26
3. MATERIAIS E MÉTODOS	29
3.1 Material base e procedimentos experimentais	29
3.2 Procedimento de soldagem MAG	31
3.3 Procedimento de soldagem TIG	33
3.4 Medição do campo de distorções	34
3.5 Desenvolvimento do Modelo de Elementos Finitos	35
4. RESULTADOS	41

4.1	Procedimento de soldagem MAG	41
4.1.1	Parâmetros e geometrias das juntas soldadas	41
4.1.2	Análise térmica	45
4.1.3	Análise estrutural	47
4.2	Procedimento de soldagem TIG	53
4.2.1	Parâmetros e geometrias das juntas soldadas	53
4.2.2	Análise térmica	57
4.2.3	Análise estrutural	59
4.3	Validação com modelos preestabelecidos	64
5.	CONCLUSÕES.....	67
5.1	Sugestões para Trabalhos Futuros	68
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	69
APÊNDICE A	Implementação do modelo numérico no software	76
APÊNDICE B	Oscilogramas de tensão e corrente dos testes MAG e TIG	77
APÊNDICE C	Ciclos térmicos dos testes da soldagem MAG	79
APÊNDICE D	Imagens tridimensionais de deformações dos testes da soldagem MAG	83
APÊNDICE E	Ciclos térmicos dos testes da soldagem TIG.....	85
APÊNDICE F	Imagens tridimensionais de deformações dos testes da soldagem TIG	89

LISTA DE FIGURAS

Figura 2. 1	Esquema do processo da soldagem MIG/MAG. [Adaptado de Linnert, 1994].5	5
Figura 2. 2	Modos de transferência em função da tensão do arco e a velocidade de alimentação do arame. [Espitia, 2019 apud Kim e Eagar, 1993].5	5
Figura 2. 3	Áreas do metal de adição e diluído do MB para o cálculo da diluição. [Adaptado de AWS, 2001].7	7
Figura 2. 4	Esquema do processo de soldagem TIG. [Adaptado de AWS, 2001].7	7
Figura 2. 5	Esquema do fluxo de calor a) Fluxo 3D, b) Fluxo 2D. [Adaptado de Sørensen, 1999]. 12	12
Figura 2. 6	Fonte de calor duplo-elipsoide de Goldak. [Adaptado de Schenk, 2011]. 12	12
Figura 2. 7	Comportamento das tensões plásticas durante a soldagem. [Radaj, 1993]. 14	14
Figura 2. 8	Tipos de tensões residuais segundo sua direção, a) tensão longitudinal, b) tensão transversal e c) tensão transversal normal ao plano da chapa. [Adaptado de Araújo, 2012]. 15	15
Figura 2. 9	Principais tipos de distorções na soldagem. [Adaptado de SSAB, 2016a e Modenesi et al., 2012]. 16	16
Figura 2. 10	Métodos de fixação nas indústrias. [TWI, 1988]. 23	23
Figura 2. 11	Simulação de deformação. a) Restrição em toda a chapa durante a soldagem. b) Após a liberação de uma das extremidades. c) Após a liberação total da chapa. [Gray et al., 2014]. 24	24
Figura 2. 12	Diagrama de Graville. [Adaptado de Konat et al., 2017]. 28	28
Figura 2. 13	Energia de soldagem recomendada por espessura de chapa. [SSAB, 2016b]. . 28	28
Figura 3. 1	Fluxograma. 29	29
Figura 3. 2	Equipamentos empregados nos testes MAG e TIG. 31	31
Figura 3. 3	Esquema representativo da chapa e localização dos termopares para soldas MAG. 33	33
Figura 3. 4	Esquema representativo da chapa e localização dos termopares para soldas TIG. 34	34
Figura 3. 5	Esquema de medição de distorções. 35	35
Figura 3. 6	Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda. a) soldas MAG. b) soldas TIG. 36	36

Figura 3. 7	Dimensões da poça de fusão. a) soldas MAG. b) soldas TIG.....	36
Figura 3. 8	Diagrama esquemático do domínio computacional e fonte de calor empregada no estudo.....	39
Figura 3. 9	Propriedades físicas e térmicas dependentes da temperatura.....	40
Figura 4. 1	Curvas características de tensão e intensidade de corrente elétrica para as duas energias utilizadas. a) energia mínima, b) energia máxima.	41
Figura 4. 2	Macrografias da secção transversal dos cordões de solda de mínima e máxima energia do processo MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.	43
Figura 4. 3	Geometria do cordão de solda, modelo da fonte de calor testes MAG.....	44
Figura 4. 4	Ciclo térmico do teste de máxima energia, soldagem MAG (Teste 2AM).....	46
Figura 4. 5	Ciclo térmico do teste de mínima energia, soldagem MAG (Teste 1BM).....	47
Figura 4. 6	Imagem final da chapa soldada pelo processo MAG.....	48
Figura 4. 7	Representação 3D das distorções no teste de máxima energia, soldagem MAG (Teste 3AM). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.....	49
Figura 4. 8	Representação 3D das distorções no teste de mínima energia, soldagem MAG (Teste 2BM). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.....	49
Figura 4. 9	Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.....	51
Figura 4. 10	Perfil 2D das distorções transversais nos testes de soldagem MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.....	52
Figura 4. 11	Curvas características de tensão e intensidade de corrente elétrica para as duas energias utilizadas. a) energia mínima, b) energia máxima.	54
Figura 4. 12	Macrografias da secção transversal dos cordões de solda de mínima e máxima energia do processo TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.....	55
Figura 4. 13	Geometria do cordão de solda, domínio da fonte de calor testes TIG.	56
Figura 4. 14	Ciclo térmico do teste de máxima energia, soldagem TIG (Teste 2AT).	58
Figura 4. 15	Ciclo térmico do teste de mínima energia, soldagem TIG (Teste 1BT).	58
Figura 4. 16	Imagem final da chapa soldada pelo processo TIG.	59
Figura 4. 17	Representação 3D das distorções no teste de máxima energia, soldagem TIG (Teste 3A). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.	60

Figura 4. 18	Representação 3D das distorções no teste de mínima energia, soldagem TIG (Teste 2B). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.....	60
Figura 4. 19	Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.	61
Figura 4. 20	Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.	63
Figura 4. 21	Comparação da distorção obtida nos experimentos, modelo numérico e analítico.	66
Figura A.1	Implementação do modelo numérico no software; a) Definição dos parâmetros de estudo; b) Função analítica do modelo da fonte de calor; c) Análise mecânica estrutural; d) Análise térmica.	76
Figura B.1	Oscilogramas de tensão e corrente dos testes MAG de máxima e mínima energia.....	77
Figura B.2	Oscilogramas de tensão e corrente dos testes TIG de máxima e mínima energia.....	78
Figura C.1	Ciclos térmicos dos testes de máxima energia do processo de soldagem MAG.....	79
Figura C.2	Ciclos térmicos dos testes de mínima energia do processo de soldagem MAG.....	81
Figura D.1	Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia máxima. a) Test 1AM simulação; b) Teste 2AM simulação; c) Teste 3AM simulação; d) Teste 1AM experimental; e) Teste 2AM experimental; f) Teste 3AM experimental.....	83
Figura D.2	Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia mínima. a) Test 1BM simulação; b) Teste 2BM simulação; c) Teste 3BM simulação; d) Teste 1BM experimental; e) Teste 2BM experimental; f) Teste 3BM experimental.....	84
Figura E.1	Ciclos térmicos dos testes de máxima energia do processo de soldagem TIG....	85
Figura E.2	Ciclos térmicos dos testes de mínima energia do processo de soldagem TIG....	87
Figura F.1	Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia máxima. a) Test 1AT simulação; b) Teste 2AT simulação; c) Teste 3AT	

simulação; d) Teste 1AT experimental; e) Teste 2AT experimental; f) Teste 3AT experimental.89

Figura F.2 Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia mínima. a) Test 1BT simulação; b) Teste 2BT simulação; c) Teste 3BT simulação; d) Teste 1BT experimental; e) Teste 2BT experimental; f) Teste 3BT experimental.90

LISTA DE TABELAS

Tabela 2. 1	Preparação de diversas espessuras a soldar pelo processo MIG/MAG	4
Tabela 2. 2	Propriedades dos aços Hardox® segundo a espessura da chapa.	25
Tabela 2. 3	Composição química de cada classe de Hardox® segundo a espessura da chapa.	25
Tabela 3. 1	Comparação da composição química do Hardox450® segundo o fabricante e por análise química.	30
Tabela 3. 2	Composição química e propriedades mecânicas do metal de adição.	32
Tabela 3. 3	Parâmetros de soldagem segundo o nível de energia dos experimentos MAG. .	32
Tabela 3. 4	Parâmetros de soldagem segundo o nível de energia dos experimentos TIG.....	33
Tabela 4. 1	Parâmetros resultantes do processo MAG.	42
Tabela 4. 2	Parâmetros geométricos dos cordões de solda MAG.	44
Tabela 4. 3	Parâmetros resultantes do processo TIG.	54
Tabela 4. 4	Parâmetros geométricos dos cordões de solda TIG.	56
Tabela 4. 5	Resultados de distorção angular.	65

LISTA DE SIGLAS E ABREVIATURAS

ASM	<i>American Society for Metals</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
CCEN	Corrente Contínua Eletrodo Negativo
CCEP	Corrente Contínua Eletrodo Positivo
DBCP	Distância Bico de Contato-Peça
DEP	Distância Eletrodo Peça
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
LS&TC	Laboratório de Soldagem e Técnicas Conexas
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MEF	Método de Elementos Finitos
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MB	Metal Base
MS	Metal de Solda
PROMECC	Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
SAP	Sistema de Aquisição Portátil
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
ZAC	Zona Afetada pelo Calor
ZF	Zona Fundida

LISTA DE SÍMBOLOS

U	Tensão de Soldagem, V
I	Corrente elétrica de Soldagem, A
v	Velocidade de Soldagem, mm/s
E_l	Energia líquida, J/mm
η	Eficiência térmica do arco
w	Velocidade de alimentação de arame, m/min
Q	Potência gerada no arco, W
qf	Densidade de potência no elipsoide frontal, W/m ³
qr	Densidade de potência no elipsoide posterior, W/m ³
ff	Fração do calor total distribuído no elipsoide frontal
fr	Fração do calor total distribuído no elipsoide posterior
cf	Comprimento da seção frontal da poça de fusão, mm
cr	Comprimento da seção posterior da poça de fusão, mm
b	Metade da largura do cordão de solda, mm
a	Penetração do cordão de solda, mm
r	Reforço do cordão de solda, mm
C_p	Capacidade calorífica do material, J/K
ρ	Densidade do material, kg/m ³
k	Condutividade térmica do material, W/(K·m)
hc	Coefficiente de transferência de calor, W/(m ² ·K)
ε	Emissividade do material
σ	Constante de Stefan-Boltzmann, W/(m ² ·K ⁴)
qk	Calor por condução, W
qc	Calor perdido por convecção, W
qr	Calor perdido por radiação, W
E	Módulo de Young, GPa
γ	Razão de Poisson

1. INTRODUÇÃO

O processo de fabricação por soldagem há muitos anos se consolidou como de vital importância para grande parte do setor industrial. Seu funcionamento é baseado no fornecimento de energia concentrada e direcionada aos elementos que compõem a união, de forma que consiga fundir localmente o metal base e o metal de adição. O fenômeno térmico em função do ciclo de aquecimento e resfriamento localizado e não uniforme a que os materiais são submetidos durante a soldagem gera um campo elevado de temperaturas transientes, isso produz transformações microestruturais, e expansões/contrações térmicas não uniformes, que são responsáveis por criar deformações plásticas, tensões residuais, trincas a quente e a frio, decoesão lamelar, alterações de propriedades mecânicas [Radaj, 1993].

As distorções, resultantes do processo de soldagem, minimizam o desempenho e a qualidade dos materiais, como também aumentam os custos da fabricação, neste sentido o maior desafio é o controle das tolerâncias dimensionais. Desta forma, é fundamental a realização de estudos que se referem à minimização das distorções originadas pela soldagem. Em razão do crescente emprego de chapas finas na fabricação de componentes e equipamentos mecânicos, mais eficientes e econômicos, as distorções resultantes dos processos de soldagem vêm sendo estudadas por pesquisadores e engenheiros a fim de controlar e reduzir seus efeitos indesejados, uma vez que estes afetam a montagem de estruturas e, por conseguinte a qualidade final dos produtos.

Justifica-se à utilização desse aço de alta resistência mecânica e ao desgaste, o qual doravante vai ser chamado aço Hardox450®, como elemento de proteção para maximizar a vida útil das máquinas da indústria agrícola e armamentista, empregando a menor quantidade de material e garantindo alta resistência mecânica, resistência ao impacto e plasticidade [Lazic et al., 2017]. As propriedades mecânicas do aço Hardox450®, são devidas à sua microestrutura de martensita revenida, de elevada dureza, obtida pelos elementos de liga como manganês, cromo, níquel e boro em frações inferiores a 50 ppm o qual junto com o molibdênio aumenta a temperabilidade do aço hipoeutetóide e retarda a liberação de ferrita e perlita [Guimarães et al., 2017; Ulewicz et al., 2014].

Devido aos elementos de liga antes mencionados, é necessário observar um intervalo de parâmetros de soldagem adequado, pois o índice de carbono-equivalente (CEV) categoriza

ao Hardox450® como susceptível a trincamento por hidrogênio. Assim se tem a necessidade de criar um estudo numérico-experimental que analise os níveis de energia de soldagem e sua influência no grau de distorção desse tipo de aço especificamente para chapas de espessura tão fina laminadas ao frio.

1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho consiste em analisar as distorções ocasionadas pelos processos de soldagem MAG convencional e TIG convencional autógeno em um conjunto de chapas de aço Hardox450® com espessura de 1,0 mm. Sendo assim foi realizado um estudo termomecânico em um modelo numérico utilizando o método dos elementos finitos, também realizada a validação experimental e com um modelo analítico apresentado na bibliografia.

Como objetivos específicos se tem:

Realizar a seleção de dois conjuntos de parâmetros de soldagem para cada tipo de processo, os quais apresentem a diferença de energia significativa, visando obter uma solda de boa qualidade e possam ser utilizados nos experimentos e no modelo numérico.

Coletar os ciclos térmicos durante a realização do cordão de solda e medir as distorções da junta soldada. Também, mensurar as geometrias das seções transversais dos cordões de solda, a fim de analisar a influência do metal de adição nas distorções.

Baseados nos dados anteriores, criar um modelo numérico apoiado pelo método de elementos finitos, o qual conta com a caracterização das propriedades termomecânicas dependentes da temperatura específicas para o aço Hardox450®.

Por fim, comparar os resultados obtidos nos experimentos com o modelo numérico e com um modelo analítico, a fim de avaliar sua influência entre os diferentes níveis de energia utilizados e analisar sua interação nas distorções geradas pelo cordão de solda nas chapas.

1.2 Organização do Trabalho

O presente trabalho se compõe de cinco capítulos. O Capítulo 1 apresenta a introdução do tema de pesquisa expressando sua relevância em conjunto com os objetivos propostos. O Capítulo 2 fala sob a revisão da literatura específica, informações de interesse para o desenvolvimento do estudo assim como trabalhos que o precedem. O Capítulo 3, referente a materiais e métodos, detalha os esquemas dos experimentos, coleta de dados e implementação

do modelo numérico no software. O Capítulo 4 mostra os resultados obtidos por meio de gráficos de ciclos térmicos, de deformações transversal e longitudinal das chapas na sua forma final, assim como figuras 3D, comparando o modelo numérico, o modelo analítico e os experimentos. Por fim, o Capítulo 5 apresenta as conclusões do estudo além das sugestões para trabalhos futuros.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1. Processo de Soldagem MAG

A soldagem a arco com proteção gasosa (*Gas Metal Arc Welding – GMAW*) é o processo de união de peças metálicas através do aquecimento por meio de um arco elétrico formado entre um eletrodo metálico nu consumível e a peça de trabalho. A proteção do arco e da região da solda é feita por gases, que podem ser inertes (hélio ou argônio) utilizados no processo *Metal Inert Gas* (MIG), ou ativos (O_2 , CO_2 ou mistura de $Ar + CO_2$) empregados no processo *Metal Active Gas* (MAG) [Marques et al., 2007].

Dentre as vantagens desse processo estão as altas velocidades de soldagem, taxas de deposição elevadas, menor tempo de trabalho, limpeza pós-solda mínima e capacidade de soldar materiais de espessuras superiores a 0,5 mm [ASM, 1993; Machado, 1996]. Na Tabela 2.1, são apresentadas as recomendações do tipo de junta e a quantidade de passes que devem ser realizados, dependendo da espessura da chapa a soldar.

Tabela 2. 1 – Preparação de diversas espessuras a soldar pelo processo MIG/MAG

Procedimento	Espessura da chapa (mm)						
	0,4	1,6	3,2	4,8	6,4	10,0	12,7 ...
Passe único sem preparação	←————→						
Passe único com preparação		←————→					
Passes múltiplos			←————→				

Fonte: [Marques et al., 2007]

Os parâmetros comumente regulados neste processo são a velocidade de alimentação de arame, tensão, distância bico de contato-peça (DBCP), ângulo de deslocamento e trabalho, entre outras. A curva característica da fonte é tensão constante, e geralmente para aços se emprega corrente contínua eletrodo positivo (CCEP). Um esquema ilustrativo do processo de soldagem MIG/MAG é apresentado na Figura 2.1.

Dentre os modos de transferência do metal adição possíveis, os habitualmente usados na soldagem MAG são curto-circuito e aerossol. No entanto, o uso do modo de transferência aerossol para soldar aços de alta resistência, como o Hardox®, é incomum devido a posição de execução da solda, recomendada para tipo horizontal [SSAB, 2016a].

Dependendo da mistura de gás e dos parâmetros de solda (intervalos de corrente e tensão), se atinge o modo de transferência desejado durante a soldagem. Na Figura 2.2, mostra-se a combinação de parâmetros com que se obtém cada modo de transferência. Configurações incorretas podem resultar na formação de um arco globular instável.

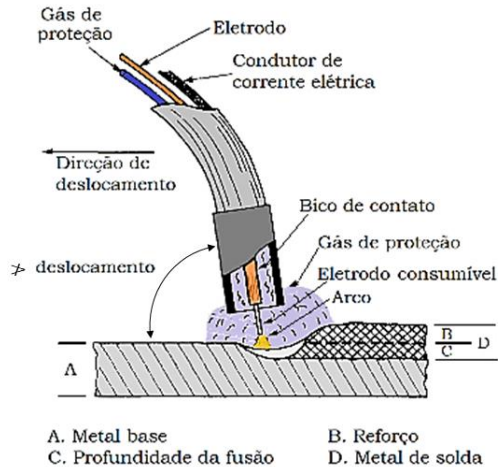


Figura 2. 1 – Esquema do processo da soldagem MIG/MAG. [Adaptado de Linnert, 1994].

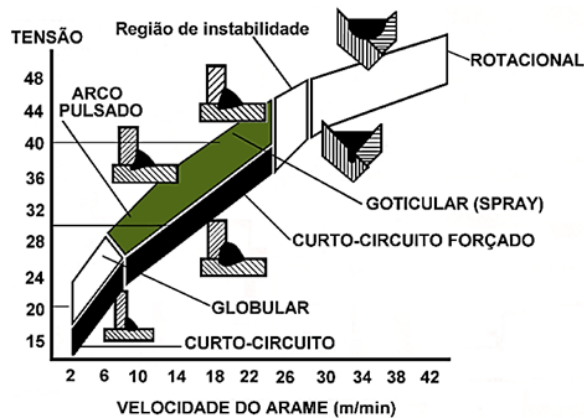


Figura 2. 2 – Modos de transferência em função da tensão do arco e a velocidade de alimentação do arame. [Espitia, 2019 apud Kim e Eagar, 1993].

A atmosfera do gás de proteção influencia diretamente no comportamento operacional do processo. Dependendo da composição, controla-se a estabilidade do arco, modo de transferência de metal e geometria do cordão de solda. O argônio promove um arco estreito e intenso com perfil de penetração profunda no centro do metal de solda (MS). O CO₂ contribui

no aumento da capacidade de transferência de calor para a poça de fusão, o que gera concentração de calor na peça elevando o nível de tensões e distorções na junta soldada [SSAB, 2016a].

Purwaningrum et al., 2015 determinaram o efeito da mistura do gás de proteção na distorção ocasionada pela penetração, e corrosão dos metais de solda em chapas de aço de baixo carbono unidas em multicamadas usando o processo MAG. O valor da distorção mínima se obteve em soldas com gás de proteção Ar 100%, seguido da mistura Ar + CO₂ (50% + 50%) e o máximo com 100% CO₂. Os testes de corrosão mostraram que as soldas com gás de proteção CO₂ e mistura de Ar + CO₂ apresentam as melhores características.

Existem outros fatores que alteram o aporte de calor para a peça. Segundo Machado, 1996 um aumento na velocidade de soldagem provoca menor distorção da estrutura, zona afetada pelo calor (ZAC) mais estreita, maior refino dos grãos do MS e diminuição das dimensões gerais do cordão.

Reddy e Swamy, 2013 e Gangwar et al., 2017 pesquisaram acerca da influência da configuração do chanfro e a espessura das chapas nas distorções no processo MAG. Eles concluíram que a distorção transversal aumenta com o aumento do ângulo, ou seja, quanto maior a seção transversal da junta de topo, maior a entrada de calor, e maior a contração transversal.

Adamczuk et al., 2017 criaram uma metodologia para prever a distorção angular na soldagem multipasse de juntas de topo em V. Verificou-se que a distorção angular ao longo dos passes, primeiro aumenta para o seu valor máximo, em seguida, diminui com o aumento dos passes. Esse comportamento é influenciado pelo aporte de calor e pela rigidez das camadas anteriormente depositadas na junta. O método proposto pode ser aplicado em diversos tipos de chanfros e ângulos, espessuras, ampla faixa de corrente, tensão e velocidade de soldagem e inclusive outros processos de soldagem (não somente MAG).

2.1.1. Diluição do metal de solda

A diluição é a parcela de metal base (MB) que participa da composição do MS. É calculada como a relação da área transversal do metal depositado que é diluído no MB (B) e a área do metal de adição (A), como observa-se na Figura 2.3, e Equação 2.1.

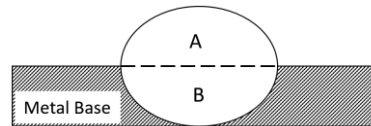


Figura 2. 3 – Áreas do metal de adição e diluído do MB para o cálculo da diluição. [Adaptado de AWS, 2001].

$$\% \text{ diluição} = \frac{B}{A+B} \times 100 \quad (2.1)$$

Esse valor depende do processo de soldagem utilizado, tipo de junta, temperatura de pré-aquecimento, consumíveis e parâmetros elétricos, e sua variância é a forma de mensurar como o metal depositado segundo o nível de energia, gera maior quantidade de deformação. A adição do metal, cria tensões a tração e compressão na junta soldada, o que faz com que a geometria obtida seja foco de estudo.

2.2. Processo de Soldagem TIG

O processo de soldagem *Tungsten Inert Gas* – TIG emprega um eletrodo de tungstênio não consumível para formar o arco elétrico, o qual é protegido pelo gás adicionado externamente. As soldas podem ser feitas com ou sem metal de adição, em materiais muito finos com espessuras menores do que 1,0 mm [AWS, 2001]. Um esquema do processo TIG é apresentado na Figura 2.4, com as suas características mais relevantes.

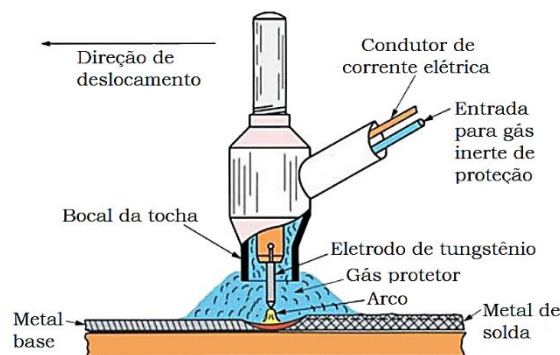


Figura 2. 4 – Esquema do processo de soldagem TIG. [Adaptado de AWS, 2001].

Dentre as vantagens da soldagem TIG estão a possibilidade de soldar uma ampla variedade de materiais, ou materiais dissimilares, diminuição dos respingos e flexibilidade de

parâmetros para controle da geometria dos cordões. Em geral, a SSAB, 2016a propõe uma composição de gás de proteção de argônio puro para soldagem TIG de chapas de aços de alta resistência ao desgaste como o Hardox®.

No processo de soldagem TIG, quando opera com corrente contínua eletrodo negativo (CCEN), produz a maior quantidade de calor na peça de trabalho, aproximadamente, 70% do calor no ânodo e 30% no cátodo, o que gera uma maior penetração e uma maior distorção se comparado com CCEP [AWS, 2001].

Dado que o processo TIG é adequado para soldar chapas finas, muitos trabalhos visaram obter os parâmetros mais adequados para garantir soldas com boa qualidade em chapas de espessuras menores de 3,0 mm. Giridharan e Murugan, 2009 encontraram por meio de uma análise estatística e o modelo de otimização quase-Newton, que os parâmetros que mais influenciam a geometria do cordão de solda no processo TIG pulsado em chapas de 3mm de aço inoxidável são a velocidade de soldagem e a corrente de pulso. Anh et al., 2018 fez um estudo sobre o efeito da corrente de soldagem na qualidade da junta em soldas de topo em placas finas de 0,1 mm em um aço inoxidável utilizando o processo TIG. Nesse estudo, o cordão livre de defeitos foi obtido como uma corrente de 12 A. Cruz et al., 2014 realizaram um projeto de experimentos para otimizar os parâmetros principais de soldagem no processo TIG (tensão, corrente e velocidade de soldagem) em ligas de titânio para garantir as melhores propriedades mecânicas do MS. Os parâmetros ótimos foram 141 A, 10 V e 99,91 mm/min.

Tian et al., 2014 e Okano e Mochizuki, 2017 investigaram os efeitos da tensão, corrente e velocidade de soldagem no processo TIG para chapas grossas (15 mm) e chapas finas (2,3 mm) na magnitude das distorções angulares por meio de testes experimentais, um modelo de rede neural e um modelo numérico baseado em elementos termo-elasto-plásticos. Os resultados mostraram que a distorção angular aumenta progressivamente com a quantidade de calor até atingir um valor máximo, após este valor o aumento da entrada de calor provoca uma diminuição das distorções. Segundo os autores esse tipo de distorção ocorre durante o processo de resfriamento devido ao gradiente de temperatura através da espessura das chapas, as tensões residuais desencadeiam distorções angulares gerando também deformações por empenamento.

2.3. Aporte térmico no processo de soldagem

O aporte térmico é modelado de forma analítica pela consideração de uma fonte de calor que se movimenta sobre o componente ao longo da trajetória de solda. A equação da condução de calor para um sólido tridimensional, com coordenadas cartesianas, também conhecida como equação da difusão do calor pode ser descrita pela Equação 2.2. [Machado, 2000].

$$\rho(T)Cp(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k_x(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k_y(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k_z(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + Q_v \quad (2.2)$$

Onde, T é a temperatura (K), para um instante de tempo, ρ é a densidade do material (kg/m^3), Cp é o calor específico do material ($\text{J/kg}\cdot\text{K}$), t é o tempo (s). A primeira porção da equação define a variação da entalpia no tempo, $k_{x,y,z}$ é a condutividade térmica para cada direção segundo os eixos coordenados ($\text{W/m}\cdot\text{K}$) e Q_v é a taxa de calor (energia) por unidade de volume (W/m^3).

Por ação da quantidade de calor concentrada em uma região específica, os gradientes de temperatura fazem com que ocorram alterações no material base, como as propriedades termomecânicas, transformações de fases, dilatações localizadas, tensões e distorções não homogêneas. Segundo AWS, 2001, a energia de soldagem é definida como a razão entre a potência da fonte e a velocidade de soldagem. No entanto, existem perdas de calor durante a execução da solda, que impedem a transferência total da energia para a peça de trabalho. Conforme Anwar e Untawale, 2012 e Scotti et al., 2012 as perdas de calor são na forma de sublimação do MS através do comprimento do arco elétrico, por radiação e convecção devido ao gás de proteção, e por condução da peça devido a condutividade térmica, formato da poça fundida e espessura da chapa.

Para quantificar a energia real que é transferida pelo arco à peça de trabalho, é inserido o coeficiente adimensional de eficiência térmica do arco elétrico (η), próprio de cada processo de soldagem. Levando em conta esse fator, se calcula E_l que é a energia líquida do processo (J/mm) conforme demonstrado na Equação 2.3.

$$E_l = \frac{\eta * U * I}{v} \quad (2.3)$$

Onde, U é a tensão do arco elétrico (V), I é a intensidade de corrente do arco elétrico (A), e v é a velocidade de soldagem (mm/s).

Anwar e Untawale, 2012, Haelsig et al., 2013 e Hackenhaar, 2016 encontraram eficiências térmicas na faixa de 72 a 86% nos experimentos de soldagem MAG, empregando como gás de proteção a mistura de Ar + (20-25) CO₂, e utilizando calorímetros convencionais. Para o processo TIG o valor oscila entre 68 e 79% [Haelsig et al., 2013].

2.4 Mecanismos de dissipação de calor

Levando em consideração a energia real do processo, é necessário analisar os mecanismos de dissipação de calor que influenciam os procedimentos de soldagem. No trabalho de Scotti et al., 2012 consideram que dependendo da espessura e do coeficiente de condutividade térmica do material, as perdas de calor podem acontecer por três meios: a) perdas por convecção natural a temperatura baixa, se a chapa for suficientemente grossa para não ter aquecimento superficial considerável; b) perdas por radiação e convecção na raiz da poça de fusão e perdas por convecção na raiz do cordão solidificado pela mudança de estado físico, se a chapa for suficientemente fina para ter o lado oposto aquecido até temperatura de fusão; c) convecção natural a temperatura média, se a espessura da chapa é intermediária. Além disso Dupont e Marder, 1995 demonstraram que a perda de calor em um eletrodo consumível provém principalmente do aquecimento resistivo do eletrodo.

Na condução de calor, a energia térmica é transmitida de uma região para outra, ou entre diferentes corpos, na presença de um gradiente de temperatura entre eles. O fenômeno ocorre na direção de maior para aquela de menor energia, e sua magnitude física é quantificada pela condutividade térmica a qual é própria de cada material. A taxa de energia conduzida ao longo da peça é distribuída de forma não uniforme, o que produz acúmulo de energia interna em regiões específicas do material, que por sua vez cria dilatações e contrações de forma desigual, tendo como resultado final a distorção na estrutura. A taxa de calor por condução é descrita pela lei de Fourier, onde é proporcional à diferença de temperatura ao longo da peça. Tal comportamento é descrito pela Equação 2.4.

$$q_k = -kA \frac{\partial T}{\partial x} \quad (2.4)$$

Onde, q_k é a taxa de calor por condução (W), k é o coeficiente de condução (W/m·K), A é a área de contato (m²), $\frac{\partial T}{\partial x}$ é o gradiente de temperatura ao longo de uma direção (K/m).

Na transferência de calor por convecção, a energia térmica ocorre pela interação de moléculas entre uma superfície e um fluido à diferente temperatura. Nos processos de soldagem, o calor da peça soldada é dissipado para o meio ao seu redor, devido a interação das superfícies externas da peça, que atingem temperaturas muito mais elevadas que o ambiente. A taxa de convecção térmica é modelada pela lei de resfriamento de Newton, descrita na Equação 2.5.

$$q_c = h_c A (T - T_\infty) \quad (2.5)$$

Onde, q_c é a taxa de calor dissipado por convecção (W), h_c é o coeficiente de convecção (W/m²·K), T é a temperatura da chapa em um instante determinado (K), e T_∞ temperatura ambiente (K).

A dissipação de energia por radiação acontece por emissões eletromagnéticas que são irradiadas por qualquer corpo cuja temperatura seja superior ao zero absoluto. O estado da superfície influencia consideravelmente na quantidade de calor irradiado. Durante o processo de soldagem toda a peça perde calor por radiação devido a interação com o espaço que a rodeia. A taxa de calor de radiação é regida pela lei de Stefan-Boltzmann, como segue.

$$q_r = \varepsilon \sigma A (T^4) \quad (2.6)$$

Onde, q_r é a taxa de calor dissipada por radiação (W), ε é a emissividade da superfície, σ é a constante de Stefan-Boltzmann, T é a temperatura em análise (K). O valor da emissividade depende da temperatura no processo de soldagem. Em geral, quanto maior a temperatura atingida no procedimento, maior a emissividade [Teixeira et al., 2014].

2.5 Modelagem da fonte de calor

Além de quantificar o calor que é imposto sobre a peça pelo arco elétrico, é necessário desenvolver um modelo analítico que descreve a fonte de calor, que se desloca sobre a chapa a ser soldada. Os modelos são baseados em fontes de calor volumétricas, as quais conseguem representar aquela energia do arco através de geometrias que se ajustem à zona fundida do cordão. Com o objetivo de criar modelos matemáticos para descrever o deslocamento da fonte

de calor e analisar os fenômenos térmicos dos processos de soldagem, Rosenthal, 1946 desenvolveu fontes de calor pontual, linear e planar. Conforme a espessura do material existe uma região de transição entre difusão de calor bidimensional e tridimensional, como observa-se na Figura 2.5. Inicialmente seus resultados foram precisos para picos de temperatura de até 20% da temperatura de fusão do material, porém o modelo mostrou-se inadequado para prever as temperaturas geradas na ZAC e na zona fundida (ZF).

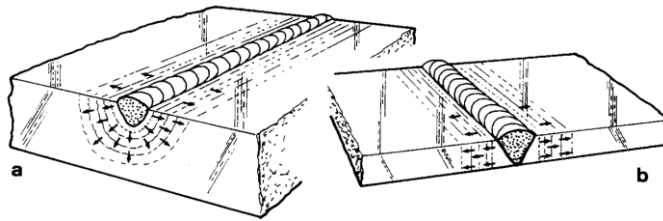


Figura 2. 5 – Esquema do fluxo de calor a) Fluxo 3D, b) Fluxo 2D. [Adaptado de Sørensen, 1999].

Outras modelagens de fonte de calor podem ser encontradas na literatura. Como exemplos, podem-se citar as fontes de calor do tipo gaussiana, gaussiana cônica, cilíndrica e duplo elipsoide, cada uma delas com melhores aproximações do resultado real para determinadas aplicações. O modelo mais empregado é aquele proposto por Goldak et al., 1984, a qual apresenta um modelo volumétrico de distribuição de calor em função do tempo e posição, com uma geometria de duplo elipsoide, útil para representar os processos de soldagem tanto com baixa como com alta penetração. A Figura 2.6 destaca o perfil duplo-elipsoide proposto por Goldak e as Equações 2.7 e 2.8 apresentam a distribuição do fluxo de calor nas porções frontal (q_f) e posterior (q_r) do elipsoide.

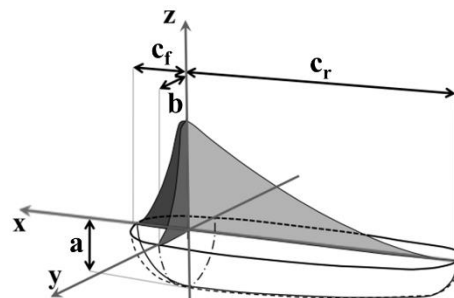


Figura 2. 6 – Fonte de calor duplo-elipsoide de Goldak. [Adaptado de Schenk, 2011].

$$q_f(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{c_f b a \pi \sqrt{\pi}} e^{\left(\frac{-3x^2}{c_f^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3(z+v(\tau-t))^2}{a^2}\right)} \quad (2.7)$$

$$q_r(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{c_r b a \pi \sqrt{\pi}} e^{\left(\frac{-3x^2}{c_r^2}\right)} e^{\left(\frac{-3y^2}{b^2}\right)} e^{\left(\frac{-3(z+v(\tau-t))^2}{a^2}\right)} \quad (2.8)$$

Onde Q corresponde à energia adicionada por unidade de tempo na soldagem (W) definida por $Q = \eta * U * I$. No caso dos parâmetros geométricos da fonte, c representa o comprimento do cordão de solda, b a metade da largura do mesmo, e a a penetração. Da variável c derivam-se dois termos, c_f para a parte frontal do elipsoide e c_r para a parte posterior, definindo assim o tamanho e forma da distribuição de calor através da fonte. As variáveis f_f e f_r correspondem as frações de calor depositadas nos quadrantes à frente e atrás da fonte, sendo $f_f + f_r = 2$. Avaliações experimentais demonstram que $f_f = 0,6$ e $f_r = 1,4$ representam os valores mais comuns para descrever este tipo de fonte de calor [Goldak et al., 1984].

Dhingra e Murphy, 2005 usaram o modelo de fonte de calor duplo-elipsoide para realizar análises de tensões residuais e distorções em estruturas de paredes delgadas. Eles implementam esse modelo uma vez que a profundidade efetiva da solda, designada pelo parâmetro a , incorpora uma ação de maior penetração no metal base, denominada “*digging effect*”, sendo esta mais realista em comparação com os modelos superficiais. Como também, o gradiente de fluxo ao longo do eixo y é crítico para simular a distorção angular na estrutura.

Deng e Murakawa, 2008 e Long et al., 2009 implementaram o modelo de fluxo de calor duplo elipsoide do Goldak nas simulações para prever distorções e tensões residuais em juntas de topo de chapas finas utilizando o processo MIG. O perfil da secção transversal da junta e os parâmetros geométricos da fonte de calor foram determinados por observações experimentais e comparados com os resultados da análise térmica. Concluíram que alterações dos parâmetros de soldagem, influenciam na geometria da fonte de calor, o que afeta os picos de temperatura e os limites de ZF e ZAC.

Sun et al., 2018 investigaram a influência dos parâmetros geométricos da fonte de calor de Goldak e da eficiência do arco no histórico de temperatura de soldagem, tensão residual e distorção em soldas com penetração total em chapas finas. A eficiência do arco exerce uma certa influência na tensão residual longitudinal, os parâmetros geométricos da

fonte de calor geram efeitos consideráveis na tensão residual transversal e na distorção por empenamento.

2.6 Tensões residuais

Como explicam Han, 2002 e Feng, 2005 às tensões residuais são uma das consequências diretas provenientes da soldagem. Ao realizar uma solda, um campo de temperatura transiente não uniforme gera forças de contração divergentes, as quais causam tensões residuais e altos graus de distorção.

Durante o ciclo de soldagem, as temperaturas são mais elevadas nas regiões próximas da poça de fusão, as quais tendem a expandir, porém são restritas pelo MB adjacente. Nestas regiões, são induzidas tensões compressivas, devido ao baixo limite de escoamento do material em elevadas temperaturas. Após a solidificação, o MS tenta se contrair, mas é impedido pelo MB mais frio. Assim, tensões elásticas de tração se desenvolvem no sentido longitudinal da solda e quando elas alcançam o limite de escoamento, o MS deforma plasticamente [Adamczuk, 2017]. A Figura 2.7, mostra o comportamento termomecânico das tensões que se desenvolvem com o efeito de uma fonte de calor móvel. A linha pontilhada separa as zonas de aquecimento (à frente) e resfriamento (atrás).

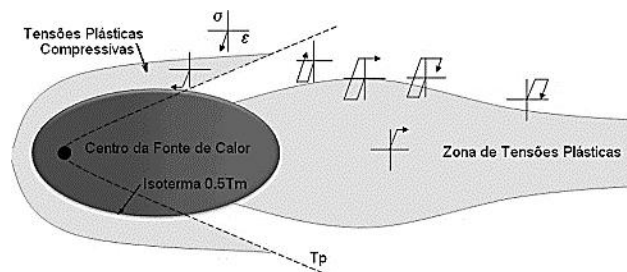


Figura 2. 7 – Comportamento das tensões plásticas durante a soldagem. [Radaj, 1993].

De acordo com Masubuchi, 1980 e Pilipenko, 2001, a causa global das distorções é a grande diferença de temperatura entre o MS e o MB, o que produz tensões residuais próximas da ZAC. Por conseguinte, ocorrem deformações plásticas na ZF, pois, em elevadas temperaturas a tensão de escoamento é baixa.

O exemplo esquemático mais comum é o modelo de 3 barras, difundido pela AWS, 2001, onde a barra central é exposta a alta temperatura e as duas barras laterais mantidas a

temperatura inicial. Duas barras rígidas colocadas perpendiculares nas extremidades das primeiras restringem seus movimentos, causando um aumento na tensão térmica compressiva na barra central e tensão mecânica de tração nas barras laterais. Quando a tensão térmica de compressão na barra central excede o limite elástico do material, esta sofrerá uma deformação plástica compressiva. A tensão residual é o resultado do resfriamento da barra central que, ao tentar se contrair livremente, é impedida pelas barras laterais [Pilipenko, 2001; Radaj, 1993].

Existem outras teorias mais detalhadas como a proposta por Scotti, 2014, o qual descreveu por meio de um modelo de 5 barras o fenômeno de geração de tensões térmicas longitudinais considerando as tensões desenvolvidas na ZAC, que são progressivamente menores do que na ZF, porque se anulam numa distância transversal da ZF, onde as tensões térmicas atuantes não atingiram o limite de escoamento.

Segundo Withers e Bhadeshia, 2001 as tensões residuais podem ser categorizadas pela causa que as originam (incompatibilidade térmica ou elástica) ou pela escala sobre a qual se autoequilibram. Masubuchi, 1980 classificou-as conforme sua direção em: tensão longitudinal, tensão transversal e tensão transversal normal ao plano da chapa.

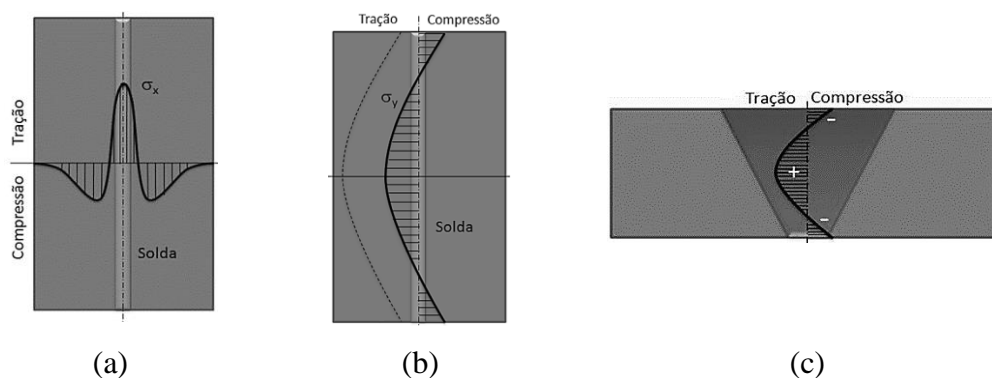


Figura 2. 8 – Tipos de tensões residuais segundo sua direção, a) tensão longitudinal, b) tensão transversal e c) tensão transversal normal ao plano da chapa. [Adaptado de Araújo, 2012].

2.7 Distorções

Como consequência das tensões residuais que ocorrem durante a soldagem, a integridade mecânica do material é alterada de forma drástica. As características mais visuais são as alterações dimensionais das partes que estão sendo unidas, também chamadas distorções. Deng e Murakawa, 2008 e Wang et al., 2008 as definem como expansões e

contrações não uniformes do cordão de solda e do MB adjacente, durante o ciclo de aquecimento e resfriamento do processo de soldagem.

A geometria real e a dimensão das distorções em uma estrutura soldada são complexas e podem assumir várias formas. Sua aparência depende de vários fatores como: tipo de junta, geometria da junta e da poça de fusão, aporte de calor, localização das juntas na estrutura, sequência das soldas e nível de restrições da junta [SSAB, 2016b]. Essas alterações dimensionais são classificadas na Figura 2.9 de acordo com seu plano de deformação.

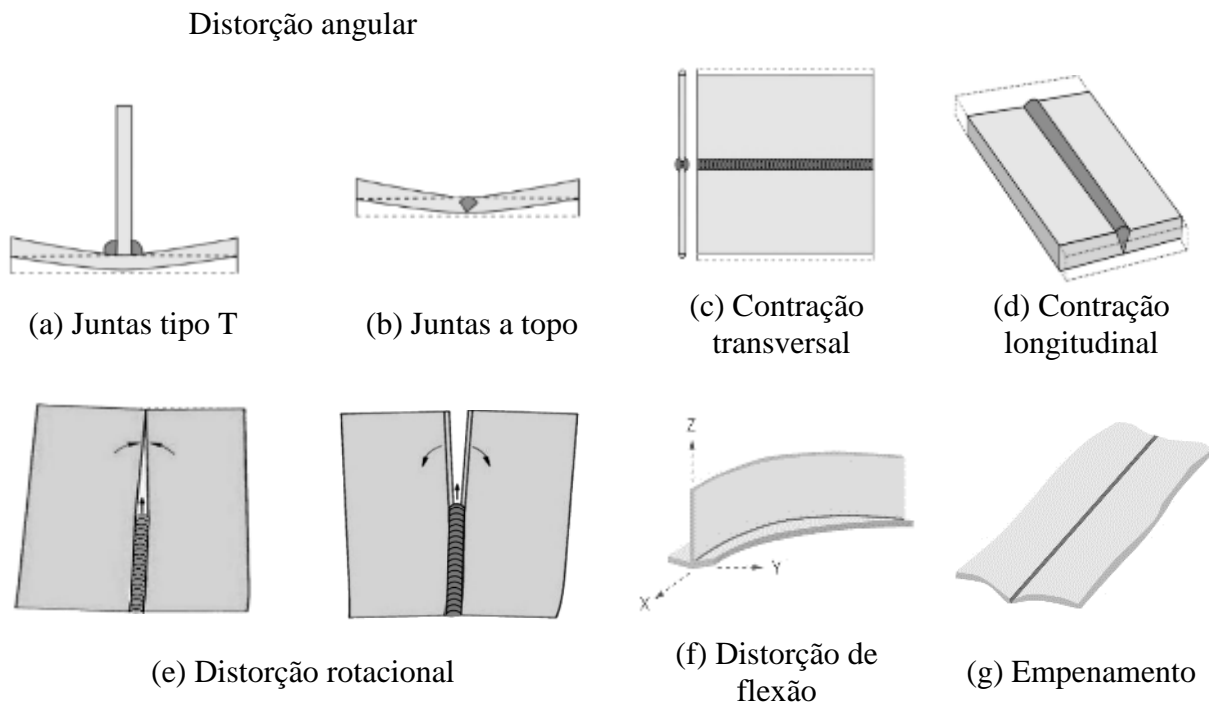


Figura 2. 9 – Principais tipos de distorções na soldagem. [Adaptado de SSAB, 2016a e Modenesi et al., 2012].

As distorções angulares, ilustradas nas Figuras 2.9a e 2.9b, consistem na rotação da estrutura em torno do cordão de solda e fora do plano da junta, sendo ocasionada pela distribuição de temperatura não uniforme através da espessura da chapa [Deng et al., 2007]. Para Radaj, 1993, a magnitude da distorção angular dependerá da largura e profundidade da poça de fusão, os quais são influenciados pelos parâmetros do processo, tipo de junta, sequência e número de passes e das propriedades termomecânicas do material.

A contração transversal (Figura 2.9c) é a alteração dimensional no plano da junta, ocasionada por forças de contração transversais ao cordão de solda. Para Marques et al., 2007

o grau de restrição da junta e o número de passes de solda são fatores diretos que influenciam na magnitude deste tipo de distorção. Por outro lado, a AWS, 2001, explica que em juntas de filete a contração transversal é menor do que em juntas de topo, uma vez que esta é dependente da área da seção transversal do cordão de solda, da abertura de raiz e da espessura dos metais de base que compõe a junta.

A contração longitudinal (Figura 2.9d) é caracterizada pela diminuição do comprimento da chapa no plano da junta e paralela ao eixo do cordão de solda, visto que a seção transversal da estrutura soldada não resiste às forças de contração elástica ao resfriar-se. A contração longitudinal que ocorre em juntas de topo é proporcional ao comprimento do cordão de solda e inversamente proporcional à espessura do MB [AWS, 2001].

A distorção rotacional, (Figura 2.9e) segundo Masubuchi, 1980 é causada pelas expansões térmicas, caracteriza-se pelo aumento ou diminuição da abertura de raiz. Em processos de soldagem onde a velocidade de deslocamento do arco é baixa (eletrodo revestido), porções da junta não soldada tende a fechar-se. Para processos de soldagem com altas velocidades (arco submerso, MIG/MAG), as partes não soldadas tendem-se a afastar-se [La Porta Neto, 2017].

A flexão longitudinal ocorre quando houver desalinhamento entre o centro de massa do cordão de solda e a linha neutra da seção da junta [La Porta Neto, 2017]. As forças longitudinais de contração (responsáveis pela contração longitudinal) geram um momento fletor que pode ser maior do que a resistência a flexão da junta, como mostra a Figura 2.9f. Dependendo da posição da linha neutra da junta em relação ao cordão de solda, a concavidade da mesma pode variar. Se a solda estiver posicionada abaixo da linha neutra, a força de contração origina tensões compressivas abaixo e trativas acima da mesma, produzindo uma flexão com a concavidade voltada para baixo. Do contrário, quando o cordão de solda estiver posicionado acima da linha neutra, é produzida uma flexão com concavidade voltada para cima [Adamczuk, 2017].

Tanto a distorção por flexão como as distorções angulares aumentam significativamente com a entrada de calor da soldagem. Em chapas finas, a combinação destas duas distorções é denominada empenamento (Figura 2.9g) [Okano e Mochizuki, 2017]. Ocorre quando as tensões longitudinais compressivas (afastadas da margem do cordão de solda) atingem valores acima da tensão de escoamento da junta [Radaj, 1993]. O empenamento é crítico sobretudo em chapas de espessura inferior a 6 mm, devido a sua alta

instabilidade, apresentando elevados índices de deslocamento o qual dificulta a recuperação mecânica das peças soldadas [Deo et al., 2003].

2.8 Modelos para previsão das distorções

Sabe-se que um modelo numérico simples não é capaz de prever a distorção, uma vez que ela depende de vários fatores próprios de cada tipo de soldagem. Os processos de soldagem ao arco elétrico apresentam uma relação complexa entre os fenômenos físicos e químicos envolvidos. Hansen, 2003 relata esses fenômenos e a relação entre si, como:

(1a) A temperatura afeta a formação da microestrutura / (1b) A liberação de calor devido a transformações de fase afeta a temperatura;

(2a) As deformações durante as transformações de fase criam tensões / (2b) As tensões residuais geram transformações microestruturais.

(3a) As tensões térmicas dependem do campo de temperatura e dilatações / (3b) O calor devido às deformações afeta o campo de temperatura e as condições de contorno.

(4a) A distribuição de temperatura depende das transferências de calor (convecção e radiação) / (4b) A temperatura da chapa afeta a transferência de calor com o entorno.

(5a) A convecção afeta a solidificação da poça e sua contração térmica / (5b) A poça de fusão depende das deformações mecânicas.

Simion et al., 2006 assume algumas simplificações necessárias conservando o modelo próximo da realidade. A energia da fonte, quantificada através dos parâmetros de entrada do processo, considera a influência do eletromagnetismo e da dinâmica dos fluidos. A geometria da fonte de calor e sua distribuição pela peça é estabelecida pelo fenômeno fluido dinâmico. Devido à moderada influência das alterações microestruturais nas deformações, estas podem ser desconsideradas no estudo. Assim, o fenômeno termomecânico que descreve o comportamento das tensões residuais e distorções têm a maior relevância e interesse na análise.

2.8.1 Métodos analíticos

Atualmente os trabalhos de pesquisa procuram desenvolver modelos para prever o comportamento de distorção de solda, a fim de reduzir os trabalhos experimentais. No

entanto, na maioria das aplicações industriais, esses modelos não são suficientes para prever as distorções reais encontradas no processo. No trabalho de O'Brien, 2007 foram sintetizados modelos numéricos de previsão de distorção de solda, onde se destacam os modelos de Okerblom e Leggat, baseados na geometria transversal do cordão de solda, na energia do arco elétrico e nas propriedades térmicas do material, validados para fontes de calor que empregam elevadas velocidades de soldagem ou soldas curtas e em soldas de topo com penetração de 0,4 vezes a espessura da chapa.

Segundo estudos em mecânica da soldagem [Wang et al., 2011, Wang et al., 2016], a contração longitudinal e o empenamento são produzidos pela força de contração longitudinal inerente. Essa força tem uma natureza trativa e se desenvolve enquanto o cordão de solda resfria atuando em uma pequena área. Tensões compressivas são geradas para atingir o equilíbrio com essa força. Wang et al., 2013 propôs a Equação 2.9 para o cálculo da força no cordão de solda o *tendon force*.

$$F_t = -0.335 \frac{\alpha \cdot E}{\rho \cdot Cp} \eta \cdot Q \quad (2.9)$$

Onde, α é o coeficiente de expansão linear, E é o módulo de Young, ρ é a densidade, Cp é o calor específico do material, η é o rendimento térmico do processo e Q é a energia de soldagem. A partir dos valores de F_t , segundo Wang et al., 2013, é possível obter a magnitude da força no cordão e prever o empenamento em chapas para soldas feitas por simples deposição.

2.8.2 Modelos computacionais

Atualmente, dentro das ferramentas preditivas de estudo de distorções de soldagem é empregado o Método de Elementos Finitos (MEF). Contudo, devido à natureza do processo de soldagem, os modelos computacionais são de elevada complexidade em comparação com a mecânica estrutural tradicional.

Segundo Masubuchi, 1980 essa complexidade surge devido à concentração de energia térmica em movimento, também à deformação plástica em regiões adjacentes da solda, e outrossim ao acúmulo do erro no resultado final. O'Brien, 2007 cita outros aspectos limitativos como as propriedades dos materiais dependentes da temperatura, altos gradientes

de temperatura que formam elevados campos de tensão e deformação (especialmente em estruturas finas) e fenômenos de transformação de fase.

Tsai et al., 1996 estudaram o comportamento termomecânico em estruturas finas de painéis de alumínio durante a soldagem usando o MEF. Eles investigaram a sequência ótima de soldagem que resultasse em uma distorção mínima, baseados no efeito da flexão global, de tensões residuais e da distorção angular criada.

Michaleris e Debiccari, 1997 e Teng et al., 2001 elaboraram uma análise numérica que combina simulações de soldagem bidimensionais com análise estrutural tridimensional, método de integração 2D/3D. Suas previsões numéricas podem ser utilizadas como ferramenta de avaliação de projeto ou análise de fabricação. Tendo uma abordagem preditiva, ela é implementada nas etapas de design e produção, visando a otimização do processo.

Entre os métodos computacionais mais utilizados para estudar as distorções através de elementos finitos, podem-se citar: o termo-elasto-plástico e a teoria da deformação inerente [Adamczuk, 2017]. Existe outro método pouco usado, contração de volume (*Shrinkage Volume Method*) implementado por Bachorski et al., 1999, o qual supõe que a contração térmica linear da solda é a principal força que produz a distorção em um par de juntas com bisel, e à medida que o ângulo do chanfro aumenta, o mesmo acontece com a distorção angular resultante. Além dessas, muitas das simulações de soldagem realizadas, tanto 2D como 3D, são baseadas na teoria de pequenas deformações, mas tendem a ser limitadas a estruturas simples e geometrias básicas ou limitam seu estudo à ZAC ignorando a estrutura remanescente [O'Brien, 2007].

Dentro da teoria termo-elasto-plástica, Deo et al., 2003 fizeram um estudo bidimensional para determinar as distorções angulares e tensões residuais durante o processo de soldagem MIG. O estudo foi avaliado usando a análise de elemento termomecânico, e concluíram que a magnitude da tensão crítica de empenamento é dependente da seção transversal (espessura) e da geometria (tamanho) da chapa.

Long et al., 2009 realizaram um estudo das distorções e tensões residuais para chapas finas com juntas de topos usando o processo de soldagem MIG. Através do estudo, os pesquisadores obtiveram a previsão do campo de temperatura na ZF e ZAC, bem como a contração longitudinal e transversal, a distorção angular e a tensão residual, por meio do método termo-elasto-plástico combinado com o modelo de fluxo de calor duplo-elipsoide de

Goldak. Eles concluíram que a velocidade de soldagem e a espessura da chapa têm efeitos consideráveis sobre as distorções e tensões resultantes.

Roger e Traidia, 2010 implementaram o modelo elasto-visco-plástico de Chaboche com endurecimento cinemático e isotrópico não linear por meio do software Comsol Multyphysics® para prever as distorções da soldagem por resistência a ponto, levando em consideração as propriedades do material dependentes da temperatura. As simulações mostraram a distribuição das deformações plásticas após a soldagem, e uma distorção de flexão próxima da geometria obtida experimentalmente.

Seyyedean Choobi et al., 2012 desenvolveram um modelo de redes neurais para prever a distorção angular e a contração transversal produzida na soldagem *bead on plate* sobre chapas de aço inoxidável usando o processo de soldagem TIG. O modelo foi comparado com o método termo-elasto-plástico e também com testes experimentais. Os resultados revelaram que a distorção angular aumenta com a energia de soldagem até atingir um valor máximo, após este ponto um aumento da energia de soldagem tende a diminuir o grau de distorção. A pesquisa mostrou conjuntamente que a rede neural pode prever com baixo erro as distorções transversais e angulares.

No caso da teoria da deformação inerente, apesar do aumento rápido da capacidade dos computadores, a simulação na soldagem demanda elevado tempo computacional e grande espaço para armazenamento de dados. Assim, a determinação de distorções, por meio de simulações baseadas na teoria termo-elasto-plástica tem uma elevada complexidade que inviabilizam essa metodologia.

Para Han, 2002 a deformação efetiva inerente é responsável pela distorção angular, e é produzida pela distribuição de temperatura não uniforme através da espessura. Esta teoria leva em consideração a adição de deformações plásticas longitudinais ao campo de deformações inerentes do tipo transversal. Em contrapartida, o campo de deformações inerentes do tipo longitudinal é definido pela temperatura de pico imposta pela soldagem, levando uma relação diretamente proporcional com as variáveis do processo, tamanho da chapa e grau de restrições.

Segundo Pilipenko, 2001 a deformação inerente ou como é definida por Jang et al., 2007 como deformação plástica acumulada, é considerada a origem dos problemas de tensão residual e distorção produzidas pela soldagem. Se a deformação inerente é conhecida, ela pode ser estimada com base na análise linear elástica, ao invés de utilizar o método complexo

da análise termo-elasto-plástica que leva em consideração toda a estrutura. Em sua investigação Jang et al., 2007, sugere um método para prever a deformação de soldagem de chapas enrijecidas com base na teoria de deformação inerente. A carga equivalente foi determinada pela integração de componentes de deformação inerentes nas regiões próximas da ZAC, usando a temperatura de pico e o grau de restrição. A distorção de soldagem sob carga equivalente foi calculada por análise elástica e comparada com a análise de elementos finitos obtendo resultados com alta eficiência e precisão.

Para Wang et al., 2013 a deformação inerente é definida como a integração da deformação em cada seção transversal normal à linha de soldagem. A deformação inerente tem quatro componentes, a deformação própria no plano das direções longitudinal e transversal à linha de soldagem, e as deformações de flexão em torno das direções longitudinal e transversal. Também concluíram que a força do tendão (força de contração longitudinal) é a causa dominante da distorção de empenamento.

Deng e Murakawa, 2008 e Farajpour e Ranjbarnodeh, 2018 utilizaram o método da deformação inerente como condição de contorno no campo linear elasto-plástico para prever a distorção produzida pela soldagem de chapas finas. Seus resultados foram comparados com medições experimentais. Este método pode ser usado para estimar a deformação de uma grande e complexa estrutura, mas também é empregado para escolher os parâmetros e procedimentos de soldagem durante a fase da manufatura para obter as menores distorções, a fim de reduzir o tempo e o custo de projeto.

2.9 Métodos de redução e controle das distorções

As distorções em juntas soldadas aumentam os custos de montagem, afetam a resistência e a aparência visual do produto final. Entre as medidas para evitar as distorções estão: depositar a mínima quantidade de metal de adição, definir a sequência adequada de passes e posicionar as soldas simétricas e próximas da linha neutra da seção. Estas fornecem um balanceado aporte de energia e portanto menores forças de contração [La Porta Neto, 2017].

Na atualidade a restrição é a técnica mais praticada, o princípio básico é que as peças são colocadas em posição e mantidas sob restrição para minimizar qualquer movimento durante a soldagem. Ao remover o componente de retenção, uma quantidade pequena de

deformação ocorrerá devido as tensões travadas. TWI, 1988 demonstra os exemplos dos métodos de fixação mais implementados na indústria, os quais são apresentados na Figura 2.10.

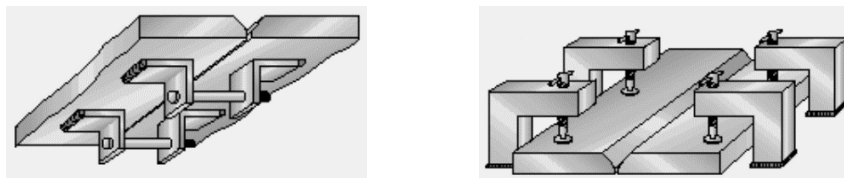


Figura 2. 10 – Métodos de fixação nas indústrias. [TWI, 1988].

Kihara e Masubuchi, 1956 desenvolveram um conceito para determinar analiticamente as distorções nestas condições. Eles observaram o efeito do grau de restrição e a relação entre a contração em soldas livres e soldas restritas. Do mesmo modo Schenk, 2011 e Seyyedian Choobi et al., 2010 pesquisaram a influência da restrição na distorção angular, e concluíram que quanto maior a fixação da peça e quanto mais próximo da solda, menor será a distorção porém aumentará as tensões residuais. Também observaram que quanto mais se restringe a distorção angular mais aparece a distorção de empenamento.

Gray et al., 2014 fizeram diferentes estudos por meio do método de elementos finitos onde simularam diferentes condições de restrição. Na figura 2.11a, pode-se observar que à medida que a fonte de calor se desloca ocorre um abaulamento local na direção longitudinal, causados pela expansão do material ao redor da solda, provocando contração transversal e distorção angular. Com o tempo, essa expansão é recuperada e o material se contrai longitudinalmente, levando a deformação deixando à seção transversal em forma de V. Quando ocorre a liberação de uma das extremidades (Figura 2.11b), a chapa deforma-se no sentido oposto, tanto em termos de deformação angular como de flexão longitudinal. No entanto, quando ocorre a liberação total (Figura 2.11c), o deslocamento inicial para baixo é impossível e o material quente só pode deslocar para cima longitudinalmente, forçando assim a secção transversal para uma forma em V invertido. Como consequência, isso dobra a junta de modo transversal e permanentemente, e pode ser visto nas regiões finais da placa.

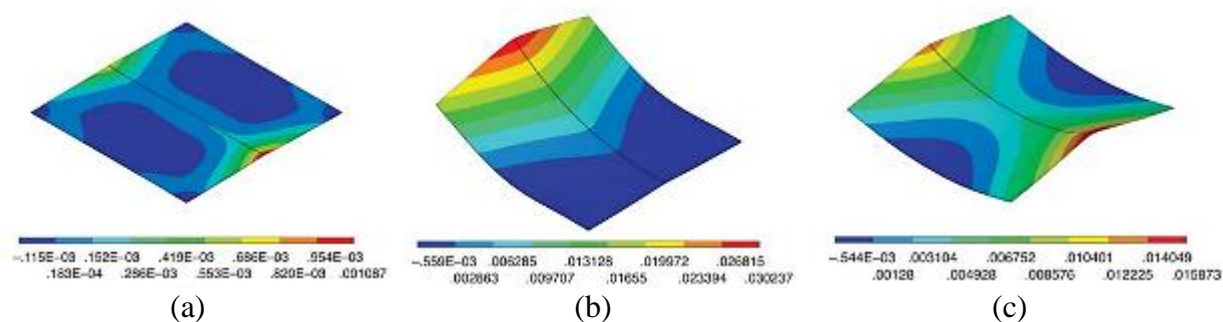


Figura 2. 11 – Simulação de deformação. a) Restrição em toda a chapa durante a soldagem. b) Após a liberação de uma das extremidades. c) Após a liberação total da chapa. [Gray et al., 2014].

2.10 Aços Hardox®

O Hardox® é um aço fabricado pela empresa sueca Swedish Steel SA (SSAB) a partir do ano 1994, e amplamente utilizado em aplicações nas quais se deseja elevada resistência ao desgaste maximizando a vida útil de máquinas como, caminhões de mineração, tremonhas, contêineres, máquinas de trituração, misturadores de concreto, ferramentas de demolição, entre outras [SSAB, 2016b]. Além das aplicações nas indústrias base citadas anteriormente possuem outras aplicações nas indústrias armamentista, na fabricação de suportes para lançamento de mísseis ou barreiras balísticas [Lazic et al., 2017]. Este tipo de aço possui um alto grau de resistência ao impacto e plasticidade, é por isso que pode ser usado como placa de carga na construção de estruturas, além de poder ser soldado sem aquecimento inicial dependendo da espessura das placas [Buglacki et al., 2003].

2.10.1 Propriedades mecânicas e composição química

Os aços da classe Hardox®, na forma de chapas, são destinados a altas cargas de desgaste e impacto. A propriedade mecânica fundamental do aço resistente ao desgaste é a alta dureza, outras propriedades mecânicas consideráveis são a resistência à tração e alongamento ao impacto. Essas propriedades são apresentadas na Tabela 2.2 para os principais tipos de Hardox®.

Estes aços são produzidos por laminação à quente (exceto o Hardox450® CR) e processados por tratamento térmico de têmpera e revenimento. Apresentam microestrutura de

martensita revenida de elevada dureza, devido à combinação entre o carbono e os elementos de liga adicionados (manganês, cromo, níquel, molibdênio e boro) [Guimarães et al., 2017].

Tabela 2. 2 – Propriedades dos aços Hardox® segundo a espessura da chapa.

Classe Hardox®	Espessuras (mm)		Dureza (HB) Min-Máx	Resistência à Tração (MPa)	Alongamento (%)	Resistência ao Impacto a (-40°C)
Hardox® 400	2,0	130,0	370 - 430	1100	10	45 J
Hardox® 450CR	0,7	2,0	425 - 475	1250	10	50 J
Hardox® 450	2,1	130,0	390 - 475	1250	10	50 J
Hardox® 500	2,0	103,0	450 - 530	1400	10	37 J
Hardox® 600	6,0	65,0	550 - 640	1650	7	20 J

Fonte [SSAB, 2018], [Konat et al., 2017]

As análises químicas para cada grau de Hardox® são muito importantes para saber as propriedades na ZAC e no MF. A maior parte destes aços consiste em ferro (Fe), com um teor de elementos de liga na faixa de 2-4% em peso. Cada elemento contribui para propriedades específicas no metal original, porém um aumento excessivo de algum destes pode gerar efeitos negativos [Ferreira Pontel, 2016]. A composição química do aço é cuidadosamente selecionada e avaliada para atingir as propriedades desejadas de cada grau de Hardox®. Na Tabela 2.3, mostra-se a composição química de cada classe de Hardox® segundo a espessura da chapa.

Tabela 2. 3 – Composição química de cada classe de Hardox® segundo a espessura da chapa.

Classe Hardox®	Espessura (mm)		Teor máximo de cada elemento de liga (%)								
			C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B
Hardox® 400	2,0	30,0	0,32	0,70	1,60	0,025	0,010	2,40	1,50	0,60	0,004
Hardox® 450 CR	0,7	2,0	0,18	0,25	1,30	0,015	0,004	0,10	0,10	0,04	0,003
Hardox® 450	2,1	130,0	0,26	0,70	1,60	0,025	0,010	1,40	1,50	0,60	0,005
Hardox® 500	2,0	6,5	0,27	0,50	1,60	0,025	0,010	1,20	0,25	0,25	0,005
Hardox® 500	6,6	103,0	0,30	0,70	1,60	0,020	0,010	1,50	1,50	0,60	0,005
Hardox® 600	6,0	65,0	0,47	0,70	1,40	0,015	0,010	1,20	2,50	0,70	0,005

Fonte [SSAB, 2018]

Ulewicz et al., 2014 e SSAB, 2016a explicam a influência de cada elemento de liga nas propriedades finais do aço Hardox®. O carbono contribui na formação de diferentes microestruturas, especialmente a martensita. Auxilia nos mecanismos de endurecimento por solução intersticial, endurecimento por precipitação e refinamento de grãos. Como parte

desses mecanismos suportam uma redução da tenacidade do aço, é importante que o teor de carbono no metal original seja bem equilibrado.

O manganês promove o aumento da resistência à tração, dureza e tenacidade. Melhora a capacidade de formar martensita e pode provocar o refinamento dos grãos de ferrita durante a laminação a quente. Também neutraliza a influência negativa do enxofre contaminante, pois o enxofre ao formar sulfetos aumenta a sensibilidade a fissuras por solidificação durante a soldagem. Cromo, molibdênio e níquel aumentam a resistência à tração e a dureza ao ajudar na formação de martensita. O molibdênio evita a fragilização do aço durante a têmpera a uma temperatura de 250 – 400 °C. O níquel reduz a temperatura de austenitização, sem afetar os processos de têmpera.

O boro é adicionado em frações inferiores a 50 ppm (partes por milhão), ele favorece na formação de martensita. Junto com o molibdênio aumentam a temperabilidade do aço hipoeutetóide. A adição do boro, retarda a formação de ferrita e perlita na presença de molibdênio.

O silício tem a função de remover o oxigênio, pois ele reage formando escória, a qual flutua para a superfície do aço líquido, onde é removida. O silício também adiciona resistência ao escoamento, resistência à tração e dureza ao metal original por meio do endurecimento por solução sólida substitucional.

O efeito da adição de boro e outros elementos, como, nióbio e titânio, tem um impacto significativo na redução do carbono equivalente (CEV) com um aumento simultâneo nas propriedades mecânicas [Ulewicz et al., 2014]. Esses elementos ligam-se a carbonetos, e carbonitreto estáveis, limitando o crescimento de grãos da austenita durante o processo de endurecimento. A martensita temperada tem melhores propriedades mecânicas comparada com a bainita temperada na mesma temperatura. Além disso, a relação de tensão de escoamento até a resistência à ruptura em função de temperatura é melhor no caso de estruturas martensíticas, uma vez sua transição frágil-dúctil ocorre de forma menos acentuada. [Tillová e Chalupová, 2012].

2.10.2 Soldabilidade dos aços Hardox

Os aços Hardox®, são materiais de fácil soldabilidade, embora dependendo das condições de soldagem empregadas, são suscetíveis à formação de trincas [Frydman et al.,

2008]. Algumas recomendações são apresentadas pela SSAB, 2016a para evitar este tipo de falhas, principalmente as trincas induzidas por hidrogênio, associadas ao material de adição inadequado, ou como explica Modenesi et al., 2012, processos de baixa energia de soldagem que ocasionam falta de fusão ou de penetração, ou tensões residuais ligadas ao grau de restrição da junta.

De acordo com SSAB, 2016b, os consumíveis indicados para a soldagem do Hardox® no processo MAG e no processo TIG com metal de adição são o AWS ER70X-X e AWS ER80X-X, estes consumíveis apresentam limites de resistência à tração inferiores aos dos aços Hardox. Não obstante, Okido, 2018 executou soldas de alta qualidade visual e boas propriedades mecânicas no MS, empregando o processo MAG com arame AWS ER110S-G com 1 mm de diâmetro e soldas no processo TIG autógeno sobre chapas de aço Hardox450® de 1 mm de espessura.

Microestruturas de elevada dureza, como a martensita, são mais sensíveis à fissuração pelo hidrogênio. Neste contexto, o carbono-equivalente representa o efeito dos elementos de liga, em função do teor de carbono e avalia a sensibilidade do MB à fissuração pelo hidrogênio [Modenesi et al., 2012]. A fórmula de carbono-equivalente usada pela SSAB e criada pela “International Institute of Welding” (IIW) para este tipo de aço é apresentada na Equação 2.10.

$$CEV = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr+Mo+V}{5} + \frac{Cu+Ni}{15} \quad (2.10)$$

Por um critério simples, considera-se que: $CE < 0,4$, o aço é insensível à fissuração, $CE > 0,6$, o material é fortemente sensível, exigindo técnicas especiais de soldagem [Modenesi et al., 2012]. Segundo a Equação 2.10 o valor típico de CEV para o Hardox 450® é 0,31, o que dizer que apresenta susceptibilidade ao trincamento por hidrogênio dependendo das condições de soldagem. Como complemento a esta equação está o diagrama de Graville, ilustrado na Figura 2.12, que mostra a relação da composição química com a soldabilidade do aço.

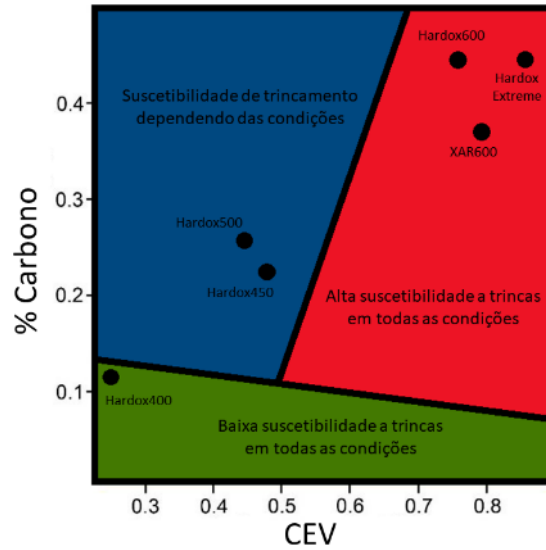


Figura 2. 12 – Diagrama de Graville. [Adaptado de Konat et al., 2017].

O calor excessivo causa a desintegração das estruturas martensíticas iniciais, isso resulta na redução da dureza na ZAC e na diminuição da resistência ao desgaste [Dudzinski et al., 2008]. A soldagem com baixo aporte térmico oferece vantagens como maior resistência ao desgaste da ZAC, menor deformação e maior tenacidade e resistência da junta. Na Figura 2.13 é mostrada as recomendações segundo a SSAB, 2016b das energias de soldagem para todas as classes do aço Hardox®. Conforme a SSAB, 2016b, não há necessidade de pré-aquecimento para a maioria das chapas Hardox® com espessuras abaixo de 12 mm, pois não incrementa suas propriedades mecânicas.

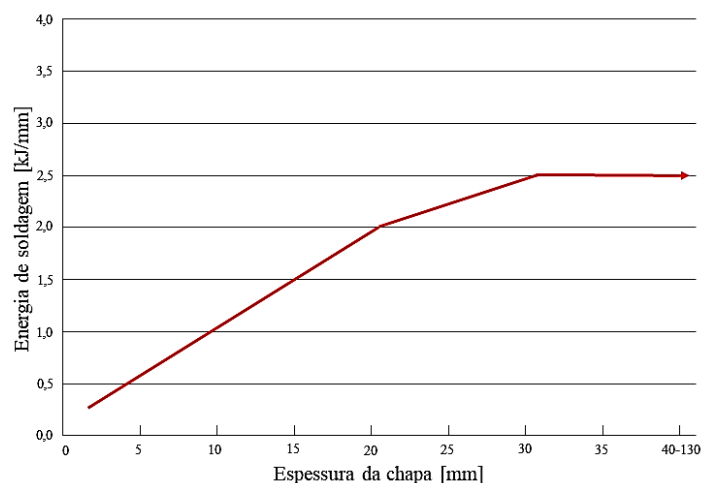


Figura 2. 13 – Energia de soldagem recomendada por espessura de chapa. [SSAB, 2016b].

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Os procedimentos de soldagem utilizando os processos TIG e MAG foram executados no Laboratório de Soldagem & Técnicas Conexas (LS&TC) da UFRGS. O presente trabalho seguiu o fluxograma de atividades apresentado na Figura 3.1, planejando e efetuando cada etapa buscando alcançar os objetivos propostos.

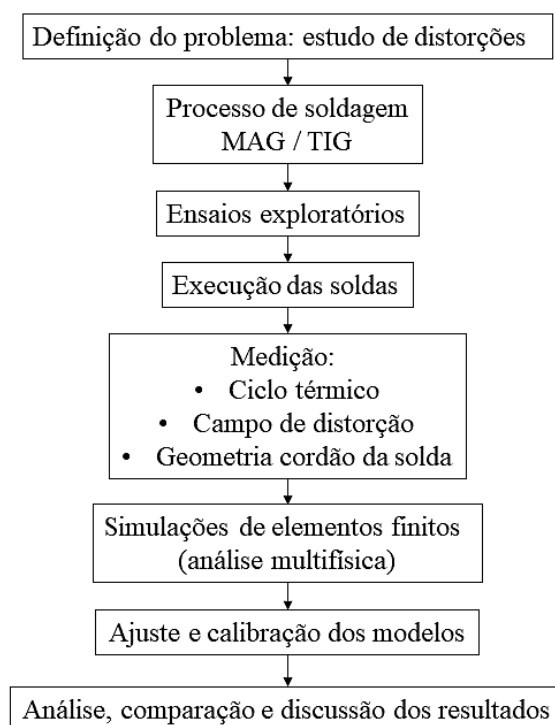


Figura 3. 1 – Fluxograma.

3.1 Material base e procedimentos experimentais

O metal escolhido para realização desta pesquisa foi o Hardox450® importado pela SSAB da Suécia, sua metodologia de fabricação e tolerâncias podem ser vistas na norma EN 10131, este material é temperado durante a laminação a quente, revenido e após laminado a frio. As Tabelas 2.2 e 2.3 mostram respectivamente as propriedades mecânicas a temperatura ambiente e sua composição química para espessuras entre 0,7 e 2,0 mm.

Para obter uma composição química mais precisa do material utilizado, foi realizada uma análise química via espectrofotometria ótica em um equipamento da marca BRUKER modelo Q2 ION no Laboratório de Fundição da UFRGS. A Tabela 3.1 mostra tanto a

composição química prevista segundo as especificações do fabricante, quanto os resultados das análises químicas realizadas.

Tabela 3. 1 – Comparação da composição química do Hardox450® segundo o fabricante e por análise química.

Material	Composição química %									
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo	B	Fe
Hardox450® CR [SSAB, 2018]	0,180	0,250	1,30	0,015	0,004	0,100	0,100	0,040	0,003	Bal.
Hardox450® análise química	0,184	0,215	1,187	0,018	0,011	0,037	0,035	0,009	<0,001	Bal.

As dimensões originais das chapas eram de 300×100 mm com espessura de 1 mm. Objetivando a realização da soldagem em um único passe, foram utilizadas juntas a topo com chanfro reto sem abertura de raiz e sem preaquecimento.

As chapas foram fixadas no extremo inferior por dois elementos de fixação e mais duas chapas para garantir o alinhamento durante toda a etapa de soldagem. Após a extinção do arco elétrico, as restrições laterais foram removidas deixando só as fixações inferiores, liberando o movimento provocado pelas deformações. Além das chapas, posicionaram-se dois babadores no início e no final para garantir um cordão de solda completo ao longo de todo o comprimento.

Para a execução dos experimentos utilizou-se um sistema robotizado, composto pela fonte TransPlus Synergic 4000 R da marca Fronius e pelo robô MA1400 da Yaskawa Motoman Robotics para a condução da tocha. Foi empregado um sistema de aquisição portátil SAP 4.01 da IMC Soldagem para coletar informações elétricas de tensão e corrente durante a execução das soldas (taxa de aquisição de 5000 pontos por segundo, dividido em três canais de aquisição). A Figura 3.2, ilustra os equipamentos utilizados nos experimentos.

Os ciclos térmicos foram obtidos por sensores termopares do tipo K (Cromel/Alumel) de diâmetro 1,20 mm, faixa de operação para temperaturas entre 0 e 1260 °C, conectados a um sistema de aquisição de dados fabricado pela National Instruments (utilizando uma frequência de aquisição de 15 Hz).

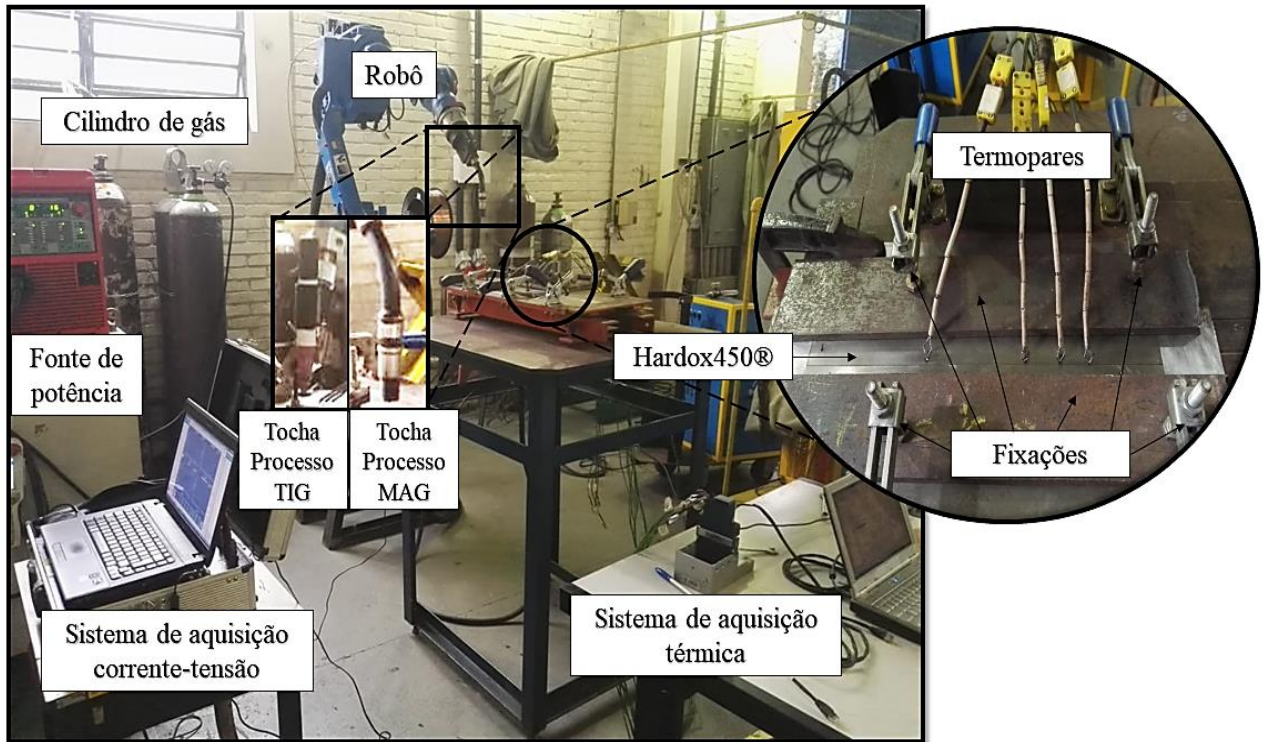


Figura 3. 2 – Equipamentos empregados nos testes MAG e TIG.

3.2 Procedimento de soldagem MAG

A soldagem dos corpos de prova foi feita pelo processo MAG convencional com corrente contínua eletrodo positivo (CCEP). Os parâmetros elétricos do processo de soldagem foram selecionados para obter o modo de transferência por curto-circuito, utilizando o eletrodo de alta resistência mecânica ER110S-G com diâmetro de 1,0 mm. Na Tabela 3.2 mostra-se a composição química e propriedades mecânicas fornecido pelo fabricante Siderweld.

Foi usada uma mistura de Ar + 25% CO₂ como gás de proteção com uma vazão de 13 l/min, ângulos de deslocamento e trabalho neutros e uma distância bico de contato-peça (DBCP) de 15 mm. A velocidade de alimentação do arame, a tensão do arco elétrico e a velocidade de soldagem foram definidos em função da estabilidade do arco elétrico e a qualidade visual dos cordões de solda realizados em testes preliminares, visando dessa forma obter cordões sem defeitos e com penetração total.

Tabela 3. 2 – Composição química e propriedades mecânicas do metal de adição.

Arame		Classificação						Standard			
ER110S-G		G 69 4 M21 Mn3Ni1CrMo						AWS A5.28:05			
Composição química (wt. %) (máx.)											
C	Mn	Si	P	S	Cu	Mo	Ni	Ti+Zr	Al	Cr	V
0,10	1,70	0,70	0,015	0,015	0,30	0,30	1,60	0,03	0,10	0,40	0,08
Propriedades mecânicas											
Resistencia à tração			Tensão de escoamento			Alongamento			Impacto		
780 (MPa)			690 (MPa)			23%			70 (J) / -40°C		

Fonte: [Siderweld, 2014]

Os parâmetros do processo são apresentados na Tabela 3.3 planejando dois níveis de energia para assim comparar os efeitos dela sob a magnitude das distorções. Foram feitas três repetições ou soldas por nível de energia para exibir completamente a tendência variacional da geometria do cordão de solda e por tanto de diluição, e como eles afetam o campo de temperatura de solda e de distorção.

Tabela 3. 3 – Parâmetros de soldagem segundo o nível de energia dos experimentos MAG.

Nível de energia	Vel. alimentação do arame (m/min)	Tensão na fonte (V)	Velocidade de soldagem (mm/s)
Nível mínimo	2.4	16	21
Nível máximo	2.6	17	17

Para cada cordão de solda foram soldados quatro termopares mediante descarga capacitiva conforme são representados na Figura 3.3.

Após a soldagem, foram obtidas amostras da seção transversal de cada cordão de solda na zona central das chapas, as quais foram preparadas com lixas com granulometrias de 80 a 1200 “mesh”, polidas e posteriormente atacadas com reagente químico Nital 10%, as imagens destas seções foram obtidas utilizando-se uma lupa Leica EZ4 HD.

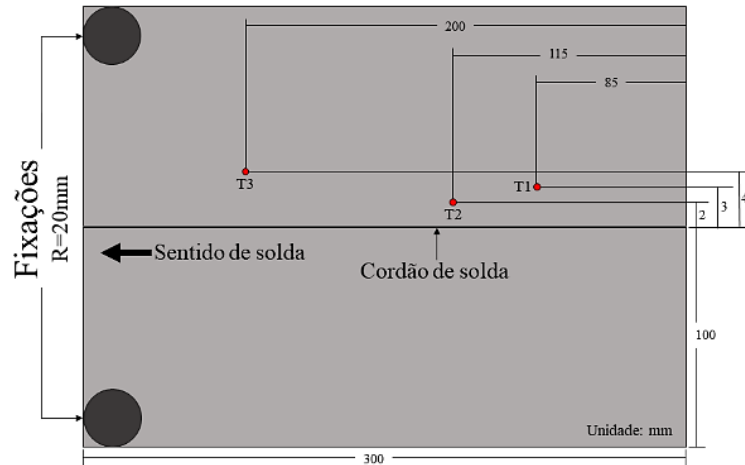


Figura 3. 3 – Esquema representativo da chapa e localização dos termopares para soldas MAG.

3.3 Procedimento de soldagem TIG

A soldagem dos corpos de prova foi efetuada pelo processo TIG autógeno no modo convencional com corrente contínua eletrodo negativo (CCEN). Para a utilização deste processo, foi acoplada uma tocha TIG no sistema robotizado, empregando um eletrodo AWS EWTh-2, de 2,4 mm de diâmetro, argônio como gás de proteção com uma vazão de 15 l/min e ângulos de deslocamento e trabalho neutros. Inicialmente foram realizados ensaios exploratórios, tendo como objetivo definir os parâmetros de corrente de soldagem, distância eletrodo-peça e velocidade de soldagem, visando garantir um arco elétrico estável e cordões de solda com boa qualidade visual, penetração completa, sem descontinuidades, mantendo fixos parâmetros secundários como o ângulo de afiação de eletrodo de 60° e a vazão do gás de proteção.

Os parâmetros do processo são apresentados na Tabela 3.4 planejando dois níveis de energia para assim comparar os efeitos dela sob a magnitude das distorções. Do mesmo jeito que nos testes MAG, foram feitas três repetições ou soldas por nível de energia para mostrar a tendência variacional dentro dos experimentos.

Tabela 3. 4 – Parâmetros de soldagem segundo o nível de energia dos experimentos TIG.

Nível de energia	Distância eletrodo-peça DEP (mm)	Corrente (A)	Velocidade de soldagem (mm/s)
Nível mínimo	2.3	160	15
Nível máximo	2.3	140	9

Para cada cordão de solda foram soldados quatro termopares mediante descarga capacitiva conforme são representados na Figura 3.4, e para medição do perfil geométrico do cordão de solda foram utilizados os mesmos processos empregados nos cordões de solda da soldagem MAG.

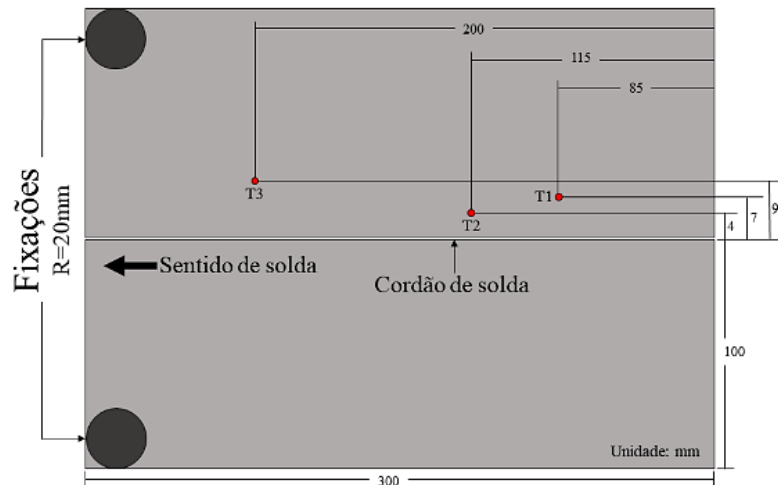


Figura 3. 4 – Esquema representativo da chapa e localização dos termopares para soldas TIG.

3.4 Medição do campo de distorções

Seguindo as indicações da norma ASTM A1030/A1030M [ASTM, 2014] as chapas foram marcadas com uma malha de 10x10 mm por elemento empregando o riscador, Figura 3.5. Os deslocamentos no eixo Z, foram medidos com um relógio comparador Digimess, capacidade 0-10 mm, resolução de 0,01 mm e ponta de contato esférica de 2,5 mm de diâmetro. Uma varredura por coordenadas nas superfícies superiores de todas as amostras foi realizada para quantificar essa distorção.

A interpolação dos dados de coordenadas foi usada para ajustar uma superfície regular representando a face superior da amostra, empregando o método de interpolação de spline bi-harmônico, o qual é mais preciso para superfícies irregulares [Coules et al., 2012 e Deng e Tang, 2011]. O deslocamento médio fora de plano de todos os nós dessa superfície foi utilizado para descrever o nível total de distorção que ocorre na amostra.

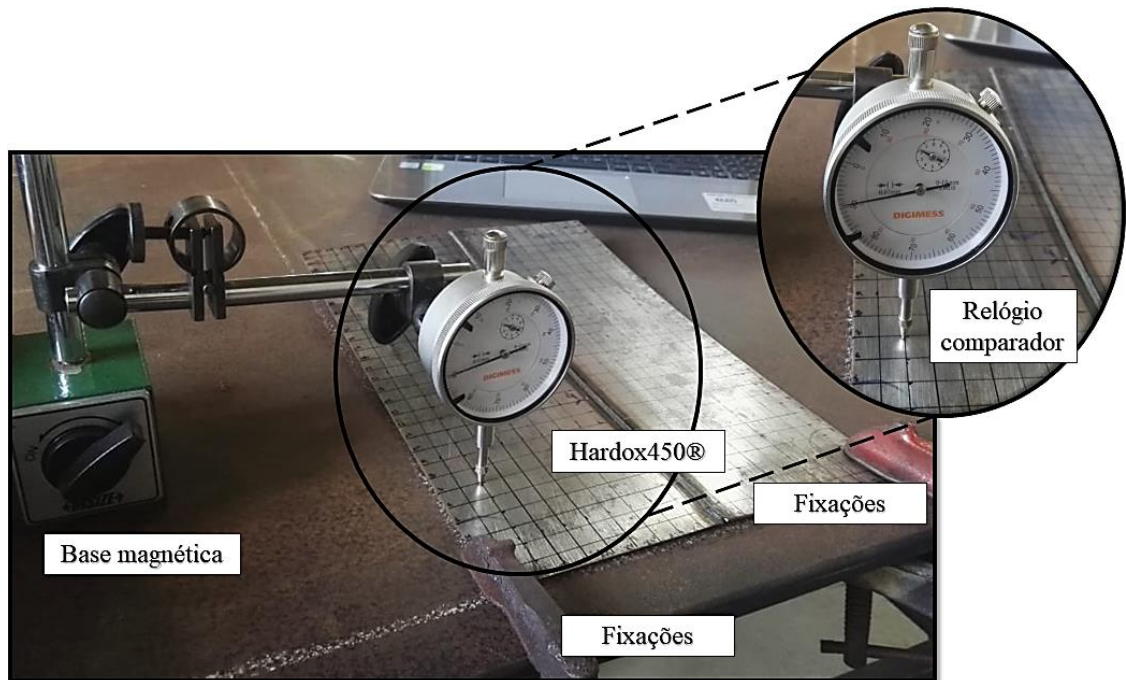


Figura 3. 5 – Esquema de medição de distorções.

3.5 Desenvolvimento do Modelo de Elementos Finitos

Para simular os processos de soldagem TIG e MAG foi utilizado o software comercial COMSOL® Multiphysics V5.2a. A análise das deformações que ocorrem na chapa requer um estudo multifísico (comportamento termomecânico) tridimensional. Foi utilizada uma análise térmica transiente para simular os efeitos do arco elétrico durante a soldagem e uma análise mecânica estacionária para simular as deformações. As propriedades dependentes da temperatura do material foram incorporadas na análise. Os parâmetros de soldagem usados no experimento determinam a magnitude do aporte térmico para a peça de trabalho. Os parâmetros da zona de fusão foram ajustados de acordo com os resultados experimentais obtidos pelas macrografias. Para a modelagem da fonte de calor foi empregado o modelo Duplo-Elipsoide proposto por Goldak et al., 1984, com resultados satisfatórios em simulações de processos de soldagem MAG e TIG para chapas finas de espessura menor a 3 mm [Wang et al., 2008] [Long et al., 2009] [Sun et al., 2018].

O modelo constitui de uma única elipse que se ajusta à geometria característica das soldas, com dimensões de penetração (a) e metade da largura (b). Com o software de edição gráfica ImageJ foram desenhadas elipsóides que se ajustassem à geometria da seção

transversal, assim foram medidas as dimensões de penetração (a) e metade da largura (b), ilustradas na Figura 3.6a e 3.6b, além de quantificar a altura do reforço (r) nos testes MAG, e as dimensões da poça de fusão (c_f e c_r), mostradas na Figura 3.7a e 3.7b.

A fim de representar o comportamento geométrico de chapas finas, a teoria das pequenas deformações foi incorporada ao MEF plástico não-linear [Lamer, 1985]. A precisão dos resultados obtidos pelo método foi comparada com os resultados experimentais.

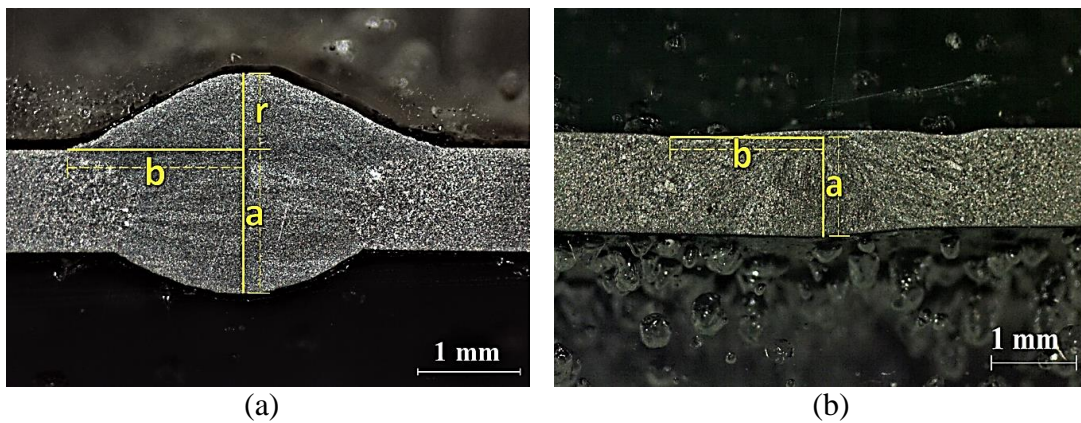


Figura 3. 6 – Esquema das dimensões da seção transversal de cordão de solda. a) soldas MAG. b) soldas TIG.

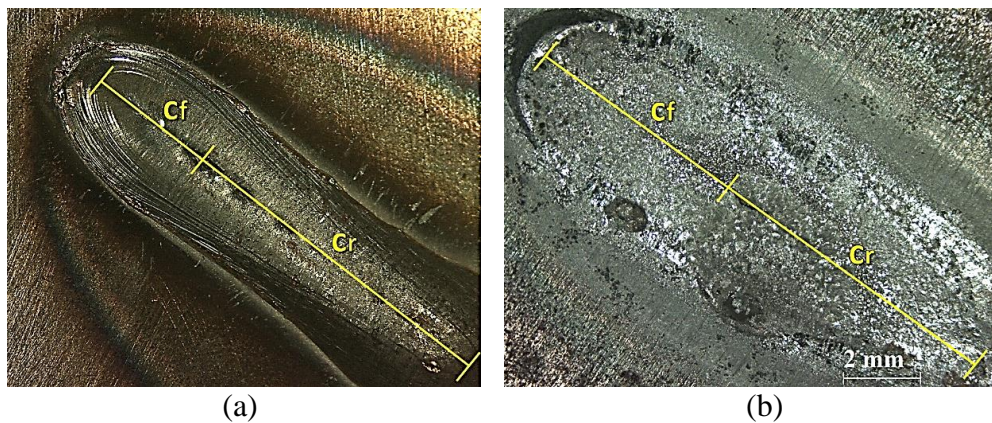


Figura 3. 7 – Dimensões da poça de fusão. a) soldas MAG. b) soldas TIG.

Visando simplificar a análise e reduzir o tempo de processamento computacional, foram realizados testes de verificação de convergência de malha, nos quais foram considerados como parâmetros de comparação a temperatura de pico e o tempo de

processamento, em função do número de elementos da malha. As soldas foram modeladas utilizando uma malha tetraédrica livre com 1 grau de liberdade na análise térmica e três graus de liberdade na análise mecânica. Na direção X, foram aplicadas malhas com elementos mais finos próximos à linha central da solda e às extremidades da chapa aumentando gradativamente conforme afastam-se deste ponto.

Na análise térmica, o fluxo de calor é função do tempo t e das coordenadas espaciais (x,y,z) , e é determinada pela Equação 3.1 tridimensional não-linear de Fourier:

$$\nabla \vec{q}(x, y, z, t) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) - Q(x, y, z, t) \quad (3.1)$$

Onde \vec{q} é o vetor do fluxo térmico, ρ é a densidade dos materiais, C_p é o calor específico a pressão constante, T é a temperatura e $Q(x, y, z, t)$ é a geração de calor por unidade de volume. Além disso, o modelo de elementos finitos considera um campo de velocidade v , o qual é definido pelo subnó de deslocamento linear, quando a fonte é movimentada ao longo do eixo da solda. A Equação 3.1 é modificada da seguinte maneira:

$$\nabla \vec{q}(x, y, z, t) = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t}(x, y, z, t) + \rho C_p (\vec{u} \nabla) T - Q(x, y, z, t) \quad (3.2)$$

É utilizada a equação constitutiva de fluxo de calor de Fourier isotrópica não-linear:

$$\vec{q} = (-k \nabla) T \quad (3.3)$$

Onde k é condutividade térmica do material, dependente do tempo.

A perda de calor por convecção foi modelada mediante a lei de resfriamento de Newton, a qual é regida pela Equação 2.5. O coeficiente de transferência de calor, estabelecido como $15 \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$ para as soldas TIG e MAG, de acordo com as recomendações de autores como, Long et al., 2009, Choobi et al., 2012 e Teixeira et al., 2014.

Foram calculadas perdas por radiação desde a chapa empregando a lei de Stefan-Boltzmann, a qual é regida pela Equação 2.6. Onde σ é a constante de Stefan-Boltzmann $5,67 \times 10^{-8} \text{ (W/m}^2 \cdot \text{K)}$, ε é a emissividade do material estabelecida como 0,9 para aço laminado a frio [Goldak et al., 1984, Long et al., 2009] e T_∞ é a temperatura ambiente, a qual foi definida conforme as medições realizadas durante cada experimento.

Foi empregada a condição de “continuidade” para modelar a superfície de contato entre a chapa e a mesa, a qual garante uma transferência de calor entre as faces, prescindindo de modelar um complexo contato termomecânico entre os domínios.

A análise estrutural possibilita encontrar as distorções que estão ligadas ao aporte térmico decorrente da fonte de calor aplicada durante a soldagem, transformações microestruturais, e das restrições (elementos de fixação) impostas à geometria. A tensão induzida pelo processo de soldagem pode ser dividida em tensão elástica, plástica, térmica e de transformação de fase. Entretanto, para aço-carbono as transformações microestruturais tem efeito insignificante na deformação, por tanto pode ser ignorada no modelo computacional [Tian et al., 2014]. A acoplagem termoestrutural no método dos elementos finitos é feito nó ao nó em toda a estrutura. É por isso que a malha tanto da parte térmica quanto da parte estrutural deve ser semelhante, ainda que os elementos aplicados poderiam ser distintos para cada parte.

A equação governante da parte estrutural é apresentada na Equação (3.4).

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} \quad (3.4)$$

Onde:

$\{\sigma\}$ = Vetor de tensão $\{\sigma_x \sigma_y \sigma_z \sigma_{xy} \sigma_{yz} \sigma_{xz}\}$

$[D]$ = Matriz de elasticidade

$\{\varepsilon\}$ = Vetor de deformação total, $\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^{el}\} + \{\varepsilon^{pl}\} + \{\varepsilon^{th}\}$

O vetor de deformação elástica $\{\varepsilon^{el}\}$ é modelado usando a lei de Hooke isotrópico com módulo de Young E dependente da temperatura e a razão de Poisson γ [Wentz, 2008].

$$\{\varepsilon^{el}\} = E(T)\gamma \quad (3.5)$$

O coeficiente de expansão térmica α dependente da temperatura ambiente T_α e da temperatura do processo T é usado para calcular a o vetor de deformação térmico $\{\varepsilon^{th}\}$.

$$\{\varepsilon^{th}\} = \alpha(T - T_\alpha) \quad (3.6)$$

Para o vetor de deformação plástica $\{\varepsilon^{pl}\}$, um modelo plástico de taxa independente é usado com as características do material, incluindo tensão escoamento $d\lambda$, tensão de Von Mises $\partial\sigma$, propriedades mecânicas dependentes da temperatura e modelo de endurecimento cinemático linear ∂f [Wentz, 2008].

$$\{\varepsilon^{pl}\} = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma} \quad (3.7)$$

O endurecimento cinemático linear é incorporado ao modelo de simulação porque os pontos do material geralmente sofrem tanto cargas de compressão e expansão durante o processo de soldagem [Tian et al., 2014].

Na Figura 3.8, apresenta-se o diagrama esquemático do estudo pelo MEF, definindo assim as condições de contorno e o do domínio da fonte de calor.

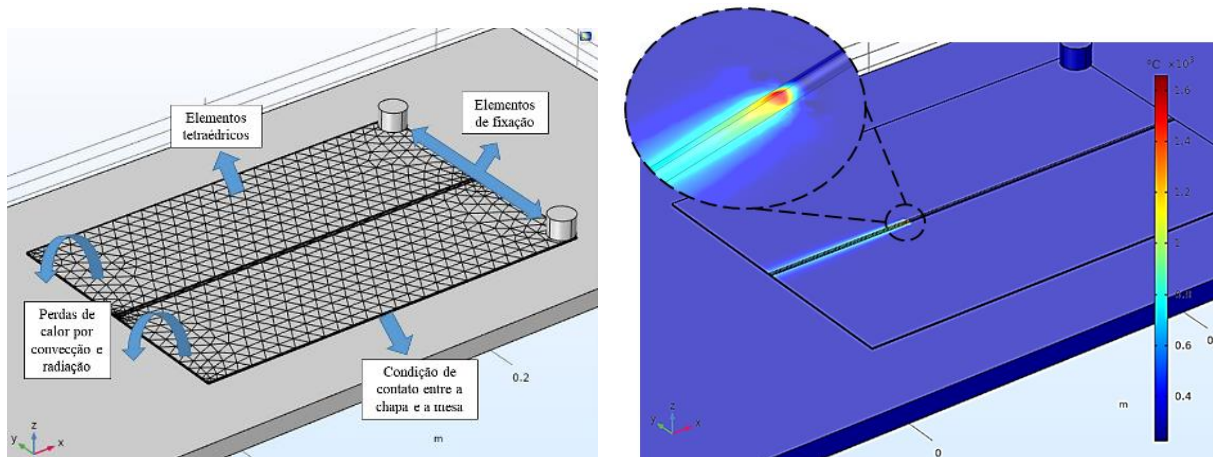


Figura 3. 8 – Diagrama esquemático do domínio computacional e fonte de calor empregada no estudo.

Distorções na soldagem dependem da geometria, da condição de soldagem e das propriedades do material. Pilipenko, 2001; Cruz e Silva, 2015 e Kostin e Grygorenko, 2017 observaram uma alta influência das propriedades termodependentes do material na simulação do processo de soldagem. No estudo foram consideradas as propriedades termofísicas e mecânicas dependentes da temperatura do aço Hardox450®, obtidas por meio do software JmatPro 6.0 desenvolvido pela Sente Software (Grã-Bretanha) para modelagem de aços e propriedades de ligas com um alto nível de acerto [Saunders et al., 2003]. Essas propriedades são mostradas na Figuras 3.9. A implementação do modelo no software pode ser vista no Apêndice A.

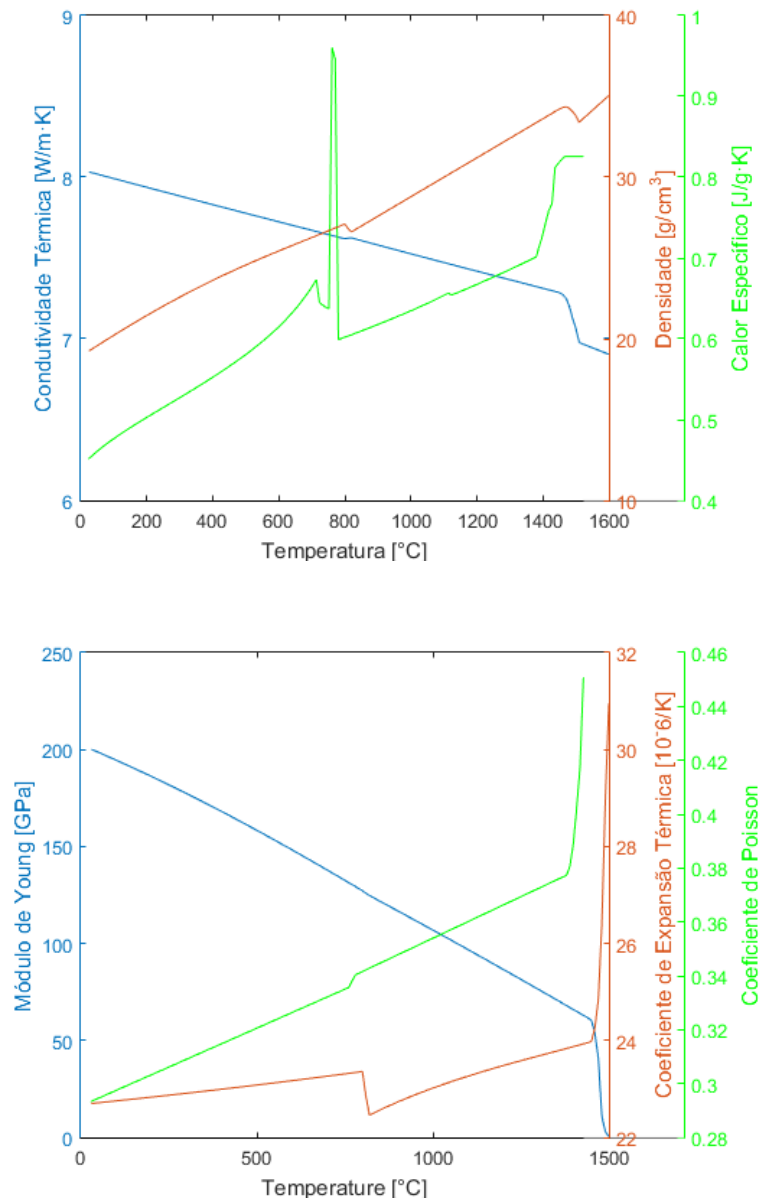


Figura 3. 9 – Propriedades físicas e térmicas dependentes da temperatura.

4. RESULTADOS

4.1 Procedimento de soldagem MAG

4.1.1 Parâmetros e geometrias das juntas soldadas

Inicialmente foram realizadas as medições da tensão e corrente de soldagem, este último parâmetro dependente da velocidade de alimentação do arame durante o tempo, obtendo assim a quantificação da energia empregada em cada cordão de solda. A Figura 4.1, mostra uma secção do oscilograma de tensão e intensidade de corrente para um teste de máxima e um de mínima energia. Todos os demais oscilogramas são apresentados no Apêndice B.

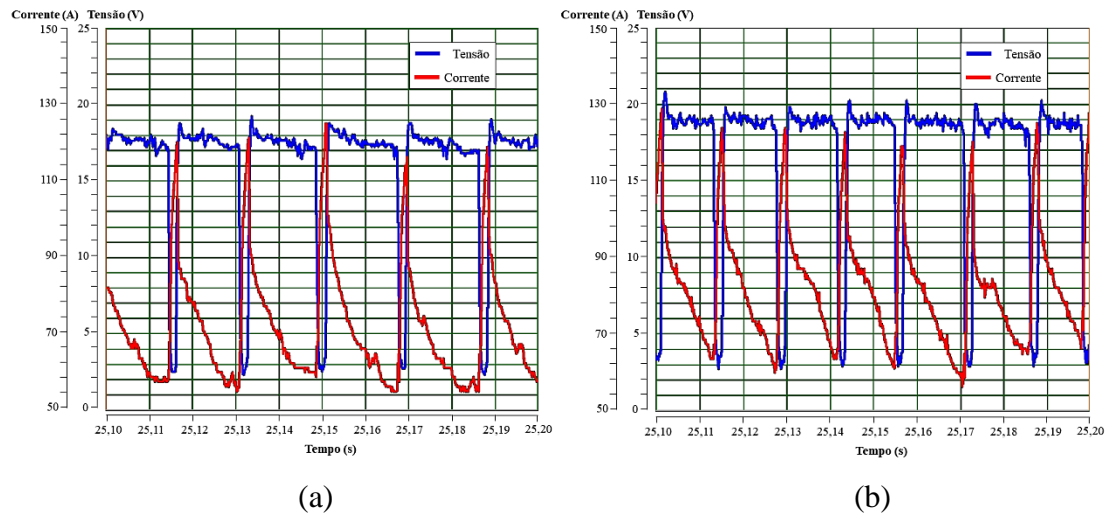


Figura 4. 1 – Curvas características de tensão e intensidade de corrente elétrica para as duas energias utilizadas. a) energia mínima, b) energia máxima.

Estes dados experimentais serviram para o cálculo da energia de soldagem (Equação 2.3) e da magnitude da *tendon force* (Equação 2.9), parâmetro que quantifica a tensão inerente principal responsável pela distorção nas chapas finas. Na Tabela 4.1, são apresentados os valores médios de corrente e tensão, energia de soldagem utilizando a eficiência térmica de 80% [Anwar e Untawale, 2012] e a força no cordão (*tendon force*) em cada um dos testes realizados nos dois níveis de energia.

Tabela 4. 1 – Parâmetros resultantes do processo MAG.

Nível de energia		Corrente (A)	Tensão (V)	Velocidade soldagem (mm/s)	Energia de soldagem (J/mm)	Força no cordão <i>Tendon Force</i> (kN)
Nível máximo	Teste 1AM	86	16,3	17	65,97	-12,04
	Teste 2AM	84	16,7	17	66,01	-12,05
	Teste 3AM	85	16,7	17	66,80	-12,20
Nível mínimo	Teste 1BM	76	15,8	21	45,74	-8,35
	Teste 2BM	77	15,7	21	46,05	-8,41
	Teste 3BM	78	15,8	21	46,95	-8,57

Observa-se um aumento de 43% de energia entre os níveis, o que está relacionado diretamente com a *tendon force* a qual apresenta uma diferença de 3,5 kN, refletindo na análise das distorções e nos perfis de deslocamento das chapas. Quanto maior *Ft*, maior será a distorção na chapa, devido ao incremento das forças trativas exercidas sobre o cordão e distribuídas ao longo da geometria do corpo soldado.

Na Figura 4.2 são apresentadas as macrografias das secções transversais dos cordões de solda gerados em cada um dos testes.

Por meio do software de edição de imagens ImageJ, foram medidas as dimensões dos cordões de solda, penetração (*a*), metade da largura (*b*), reforço (*r*), e as dimensões frontal (*cf*) e posterior (*cr*) da poça de fusão, também foi calculado, utilizando a Equação 2.1, a porcentagem de diluição do metal de solda. Entre os dois conjuntos de parâmetros, obteve-se uma média de 53% de diluição no nível mínimo e 62% de diluição no nível máximo, mantendo uma relação direta entre a energia de soldagem e a geometria dos cordões de solda resultantes, fator que influencia no desenvolvimento das distorções nas chapas. Dependendo da geometria obtida, a área do cordão de solda acima da linha neutra muda, portanto, a força de contração é maior, assim, um momento é gerado, o que faz a chapa dobrar [Deng et al., 2013].

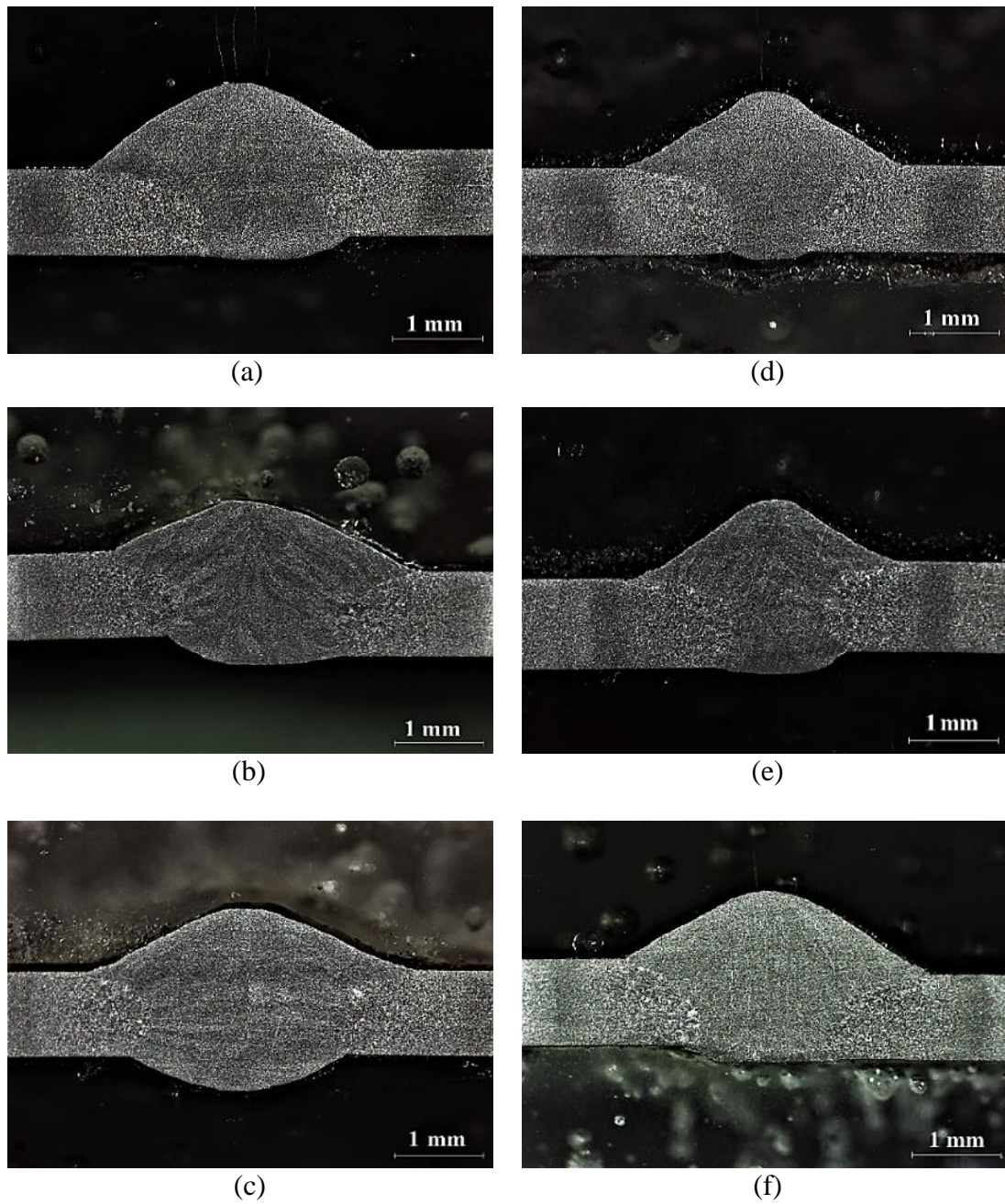


Figura 4. 2 – Macrografias da secção transversal dos cordões de solda de mínima e máxima energia do processo MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.

A Tabela 4.2 apresenta as medidas dos parâmetros geométricos dos cordões. Observe-se que houve pouca variação na energia de soldagem dentro do mesmo nível, bem como nos valores da diluição e nos parâmetros geométricos dos cordões.

Tabela 4. 2 – Parâmetros geométricos dos cordões de solda MAG.

Teste	Parâmetros geométricos				
	cf (mm)	cr (mm)	a (mm)	b (mm)	r (mm)
1AM	2,7	9,2	1,2	1,8	0,8
2AM	2,7	9,3	1,3	1,8	0,7
3AM	2,7	9,4	1,4	1,9	0,8
1BM	2,2	6,0	1,1	1,6	0,9
2BM	2,5	6,4	1,1	1,7	0,9
3BM	2,7	6,3	1,1	1,7	0,9

Nos dois grupos de testes os valores de cr ficaram abaixo dos 10 mm, com uma média de 9,31 mm para máxima energia e 6,23 mm para a mínima. Os valores de cf estiveram, mais próximos entre si com uma média de 2,71 mm para máxima energia e 2,45 mm para a mínima. Os valores de penetração ultrapassaram a espessura da chapa, especialmente os de máxima energia atingindo valores de 1,41 mm. A variação dos valores de b e a afetam diretamente o desenvolvimento das tensões nos corpos de prova e, portanto, nos deslocamentos dos mesmos. Existe uma diferença de 0,20 mm, aproximadamente, entre a altura do reforço para os testes de máxima e mínima energia, este valor é influenciado principalmente pela velocidade de soldagem [Saxena e Arya, 2011]. Baseados nestes perfis das secções transversais dos cordões, foi criado o modelo da fonte de calor para a análise numérica, como se observa na Figura 4.3.

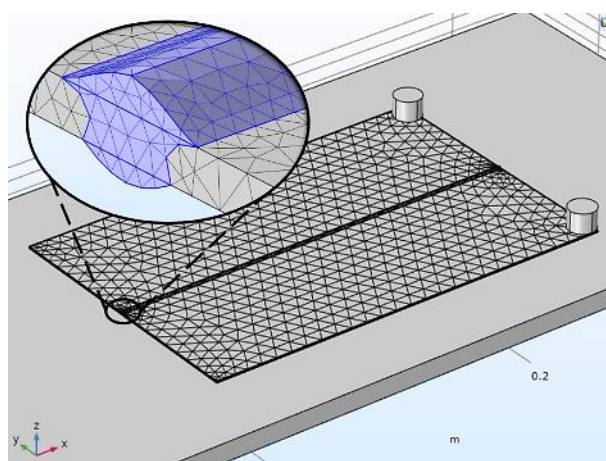


Figura 4. 3 – Geometria do cordão de solda, modelo da fonte de calor testes MAG.

4.1.2 Análise térmica

Com o objetivo de validar a análise térmica, as Figuras 4.4 e 4.5 apresentam os históricos de temperatura obtidos experimental e numericamente nos pontos onde foram posicionados os termopares nos experimentos, referentes aos testes de máxima e mínima energia. Os gráficos evidenciam o mesmo aporte térmico, uma vez que os picos de temperatura em cada ponto são semelhantes. De forma geral, em todos os testes as temperaturas entram em equilíbrio entre elas e com a temperatura ambiente antes dos 100 s, tempo considerado rápido, o qual é ocasionado pela acelerada taxa de resfriamento. Os ruídos presentes na coleta foram desconsiderados.

Para as soldas de máxima energia (Figura 4.4 – Teste 2AM) a temperatura máxima registrada pelo termopar 2 foi de aproximadamente 800 °C e foi registrada 6,8 s após o início da soldagem, o ciclo térmico simulado indica uma diferença de 16 °C em comparação com a experimental no mesmo ponto. Da mesma forma, no caso do termopar 1 afastado 3 mm da linha central de solda, a temperatura medida no ponto foi de 578 °C e a estimada pela simulação foi de 582 °C. O ponto mais afastado referente ao termopar 3 registrou no experimento uma temperatura de 394 °C e na simulação 405 °C. Em torno de 1% as diferenças entre o modelo e os resultados experimentais. Foi necessário medir por meio da lupa Leica EZ4 HD as distâncias corretas às quais foram posicionados os termopares da linha do cordão de solda durante experimentos para obter uma medida exata e realizar uma comparação mais precisa. Após a análise de todas as temperaturas, foi observado que os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstraram tendências similares e que as temperaturas máximas previstas pela simulação são bastante próximas às obtidas experimentalmente, apresentando variações menores do que 15 °C. No que concerne a média, a diferença das temperaturas de pico simuladas e experimentais do grupo de mínima energia foi de 11 °C. Os gráficos dos ciclos térmicos para cada um dos demais testes são apresentados no Apêndice C.

Os ciclos térmicos obtidos no modelo têm um comportamento muito similar aos experimentais durante o aquecimento, algumas diferenças são notadas durante o resfriamento da solda. A geometria da fonte de calor nos processos a arco elétrico é influenciada não somente pelos parâmetros de soldagem, mas também pela interação do arco elétrico com a atmosfera. Almeida et al., 2016 explicam que essa pequena variação na taxa de resfriamento decorrente das variações geométricas da fonte de calor é ocasionada pelas transformações

microestruturais, no entanto o modelo duplo-elipsoide pode ser utilizado de forma sistemática para simular condições de soldagem que minimizem formação de fases deletérias dependentes de taxas de resfriamento, sem comprometer a previsão do comportamento térmico.

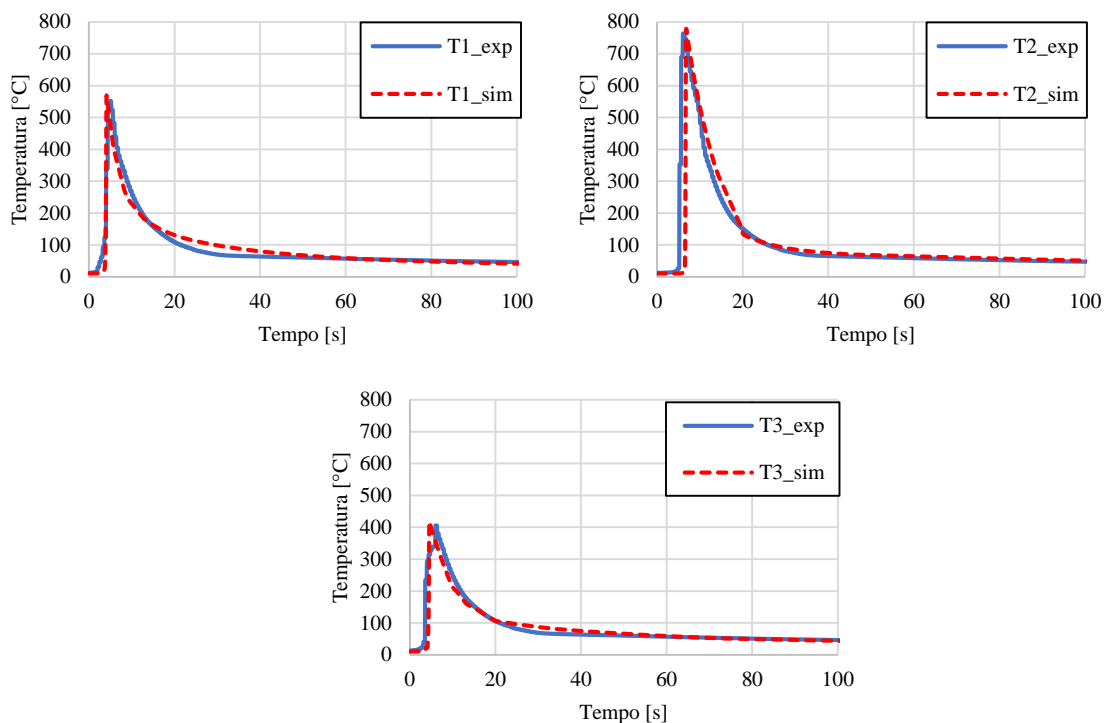


Figura 4. 4 – Ciclo térmico do teste de máxima energia, soldagem MAG (Teste 2AM).

Para as soldas de mínima energia (Figura 4.5 – Teste 1BM) a temperatura máxima registrada pelo termopar 2 foi de, aproximadamente, 690 °C e ocorreu 5,6 s após o início da soldagem, o ciclo térmico simulado indica uma diferença de 8 °C em comparação com a experimental no mesmo ponto. No caso do termopar 1, a temperatura medida no ponto foi de 519 °C e a estimada pela simulação foi de 526 °C, uma diferença aproximada de 1,3%. O ponto mais afastado referente ao termopar 3 registrou no experimento uma temperatura de 364 °C e na simulação foi de 378 °C equivalente a 3,8%. Os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstram tendências similares apresentando as temperaturas máximas simuladas e experimentais muito próximas, com uma variação menos do que 15 °C. Quanto a média, a diferença das temperaturas de pico simuladas e experimentais do grupo de mínima energia foi de 9 °C. Os gráficos dos ciclos térmicos para cada um dos demais testes são apresentados no Apêndice C.

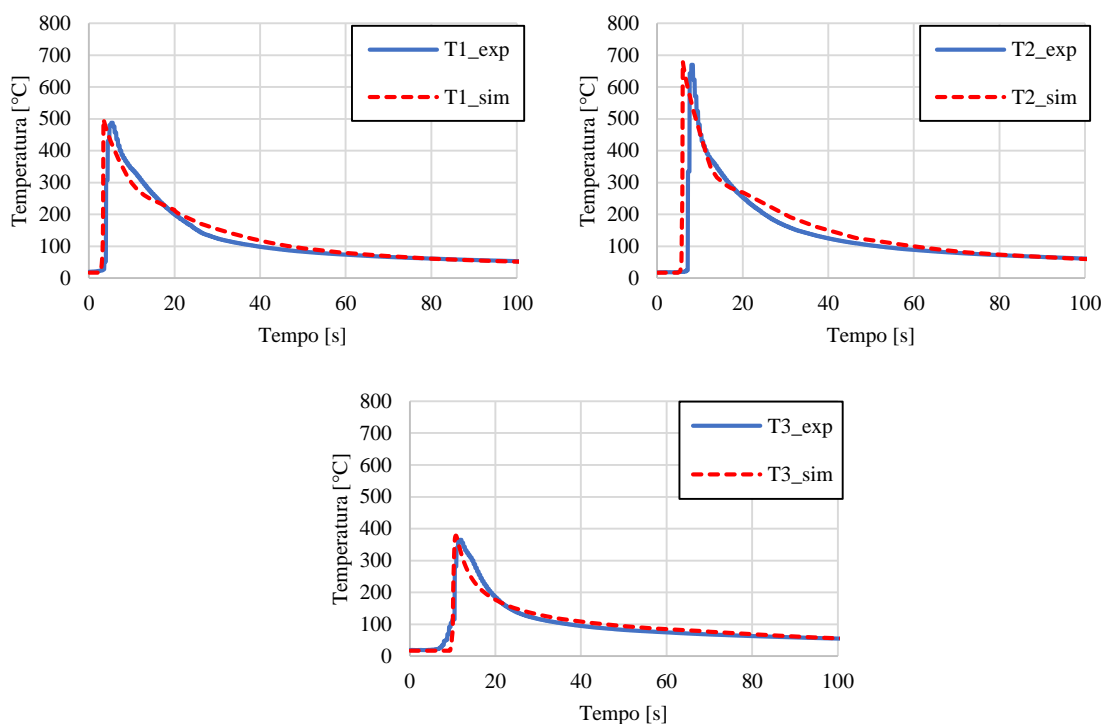


Figura 4. 5 – Ciclo térmico do teste de mínima energia, soldagem MAG (Teste 1BM).

Comparando os ciclos térmicos entre os dois níveis de energia, observa-se uma diferença de 43% na energia, houve uma diminuição de 100 °C nas temperaturas nos termopares mais próximos da linha de solda (termopares 1 e 2), e uma diminuição de 40 °C, aproximadamente, do termopar 3.

4.1.3 Análise estrutural

Os resultados do estudo térmico mencionados anteriormente, foram usados como base de análise no estudo mecânico das distorções, garantido um correto acoplamento entre as duas interfaces multifísicas, uma vez que elas são diretamente influentes uma na outra. As principais distorções comparadas neste estudo foram as distorções transversais e longitudinais. A fim de comparar os resultados calculados e experimentais, os dados foram extraídos de pontos específicos, criando linhas transversais e longitudinais nos corpos de prova. A forma de fixação seguiu a metodologia adotada por Gray et al., 2014 no seu estudo numérico experimental, neste caso, foi fixado somente um dos extremos do corpo de prova. Liang e Deng, 2018, explicam que durante o processo de soldagem deve-se manter um

equilíbrio entre níveis de fixação e liberdade, a fim de não elevar o grau de tensões residuais no corpo de prova prejudicando a integridade mecânica do material. Adicionou-se a foto da chapa real depois da solda MAG (Figura 4.6) para ter uma visão concreta do resultado final do processo de soldagem.

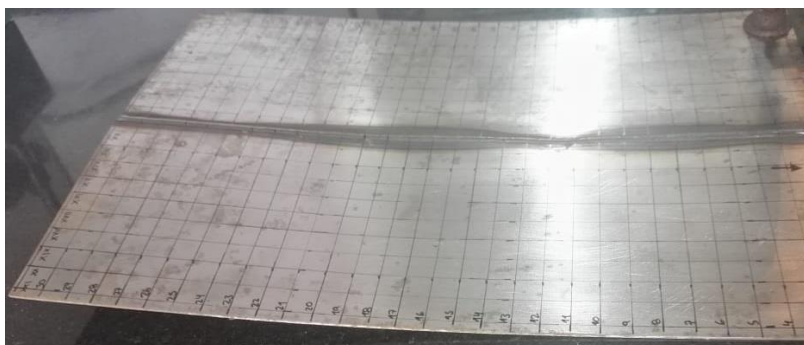


Figura 4. 6 – Imagem final da chapa soldada pelo processo MAG.

Baseados na coleta de dados ponto a ponto das chapas, pelo modelo bi-harmônico *spline line*, e por meio do software MATLAB®, se obteve uma representação tridimensional dos resultados na sua forma final e assim realizar a respectiva comparação com o resultado do modelo numérico.

Na Figura 4.7 e Figura 4.8, pode-se observar que as duas análises apresentam um comportamento similar e em concordância com a Figura 4.6, descritas por uma meia parábola a qual nasce no extremo da chapa onde finaliza o cordão de solda e onde se localiza a restrição de movimento, o qual representa a condição de contorno *displacement restraint* no modelo mecânico estacionário. Visualiza-se a localização da distorção máxima, assim como a forma final para o nível de energia máximo (Figura 4.7) e mínimo (Figura 4.8). Os gráficos do campo tridimensional de deformações tanto numérico como experimental de máxima e mínima energia são apresentados no Apêndice D. É possível verificar que tanto as distorções longitudinais como as transversais das amostras apresentam uma relação direta com o valor máximo de temperatura nas superfícies superiores das amostras.

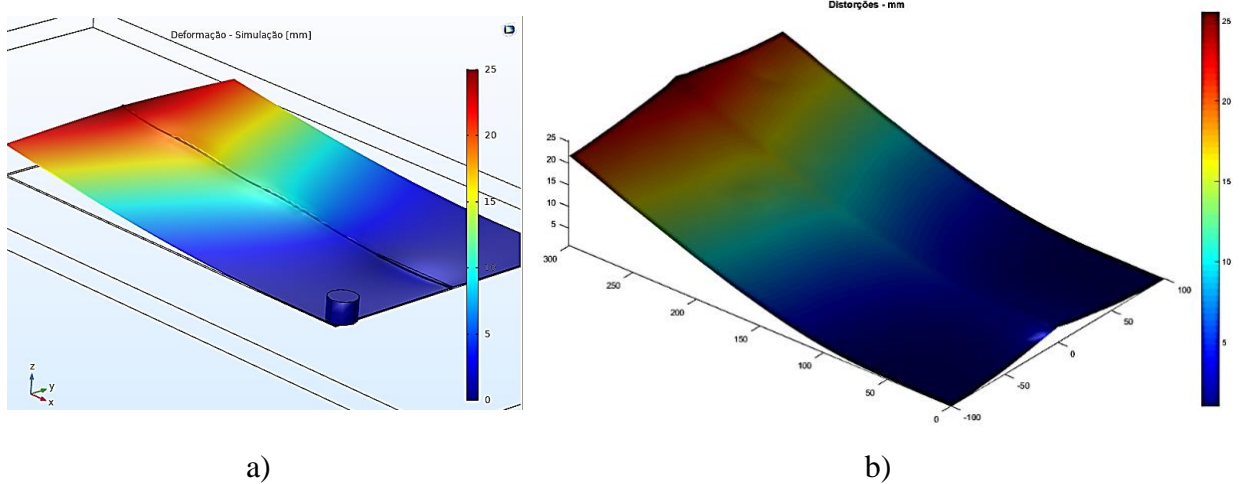


Figura 4. 7 – Representação 3D das distorções no teste de máxima energia, soldagem MAG (Teste 3AM). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.

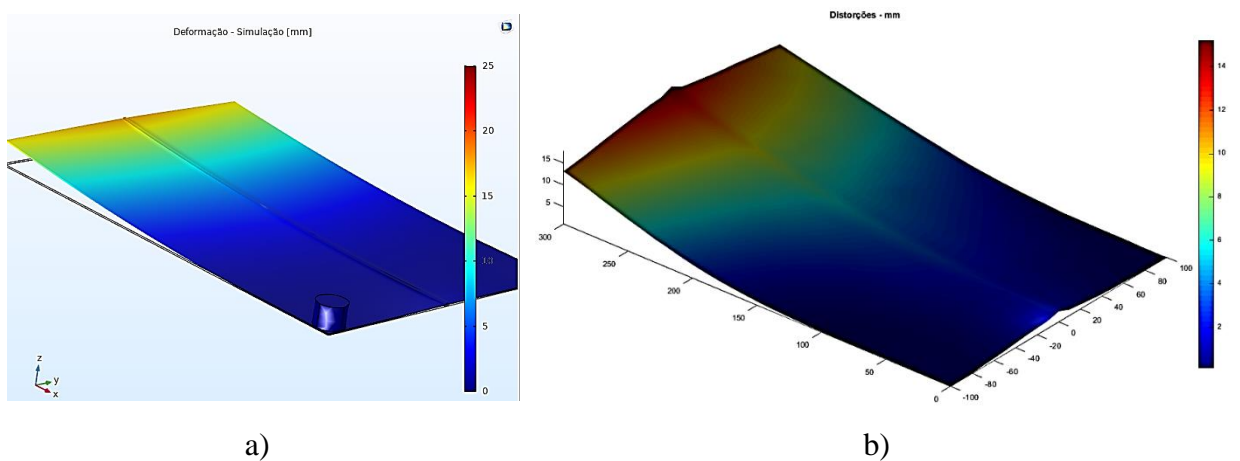


Figura 4. 8 – Representação 3D das distorções no teste de mínima energia, soldagem MAG (Teste 2BM). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.

No caso da análise de contração longitudinal, foram seleccionados como secções de interesse, linhas ao longo do comprimento da chapa, especificamente a 10 mm, 50 mm e 90 mm afastadas do centro do cordão de solda, representadas na Figura 4.9. Tanto para o estudo de máxima e mínima energia existe uma boa concordância entre os dados obtidos pelas simulações e os experimentos. Observa-se, na amostra de maior energia, que a deformação ultrapassou 22 mm em relação ao ponto inicial (fixo) na linha mais próxima ao centro do cordão (10 mm), tanto no experimento como na simulação.

No modelo de contração longitudinal de mínima energia, Figura 4.9(e), existe uma diferença acentuada entre os valores experimentais e os numéricos para a linha de 50 mm e 90 mm, atribuído à discrepância dos dados da taxa de resfriamento e às mudanças microestruturais não levadas em consideração. Uma vez que estes pontos estão mais afastados do centro do cordão de solda, perdendo assim o nível de precisão. Nas linhas de medição afastadas do centro dos cordões, seus deslocamentos máximos diminuem, devido a dissipação de energia (ciclos térmicos anteriores) ao longo da chapa origina campos de tensões térmicas não uniformes provocando distorções. Os pontos de menor deslocamento estão na linha de 90 mm, não superiores a 20 mm para o caso de maior energia, e 17 mm para o caso de menor energia. O maior deslocamento nos testes de máxima energia foi de 22,7 mm (Teste 1AM) nos experimentos, comparados com os 24,4 mm (Teste 1AM) na simulação, uma diferença de 7,5%. E para o teste de mínima energia foi de 19,7 mm (Teste 3BM) nos experimentos e 18,6 mm (Teste 1BM) no modelo numérico, equivalente a uma diferença de 5,6%.

No caso da análise da contração transversal, foram selecionadas linhas transversais paralelas à largura da chapa, especificamente a 290 mm, 160 mm e 20 mm afastadas do ponto final do cordão de solda. Na Figura 4.10, tanto para o estudo de máxima e mínima energia existe uma boa concordância entre os dados obtidos pelas simulações e os experimentos.

Pode-se observar que o encolhimento transversal do centro da chapa é maior, diminuindo à medida que se afasta deste ponto. As chapas mostram uma pequena curvatura nos seus extremos, isso significa que uma torção é produzida, ao longo da direção de soldagem [Wang et al., 2008].

Para o teste de máxima energia, o maior deslocamento ocorre no meio da chapa atingindo 24,7 mm (Testes 1AM e 3AM) de deformação, próximo ao resultado numérico o qual foi de 23,4 mm (Testes 1AM e 3AM) existindo uma diferença de 5,3% nos resultados. No caso da mínima energia o maior deslocamento foi de 19,4 mm (Teste 3BM), comparado ao atingido na simulação que foi de 17,5 mm (Teste 1BM) equivalente a 9,8% de diferença entre os valores. Ao longo da largura da chapa o comportamento dos testes, em especial o 1AM, 2AM e o 2BM, tende a ser diferente, existindo discrepância de até 4 mm nos extremos. O que pode ser atribuído ao comportamento inerente da deformação neste tipo de aço e sua espessura de 1 mm, quando é submetido a tensões próximas do limite de escoamento [Wang et al., 2013], os valores de tensão inicial de escoamento e o módulo isotrópico implementados no modelo mecânico não se aproximam aos valores exatos do Hardox450®.

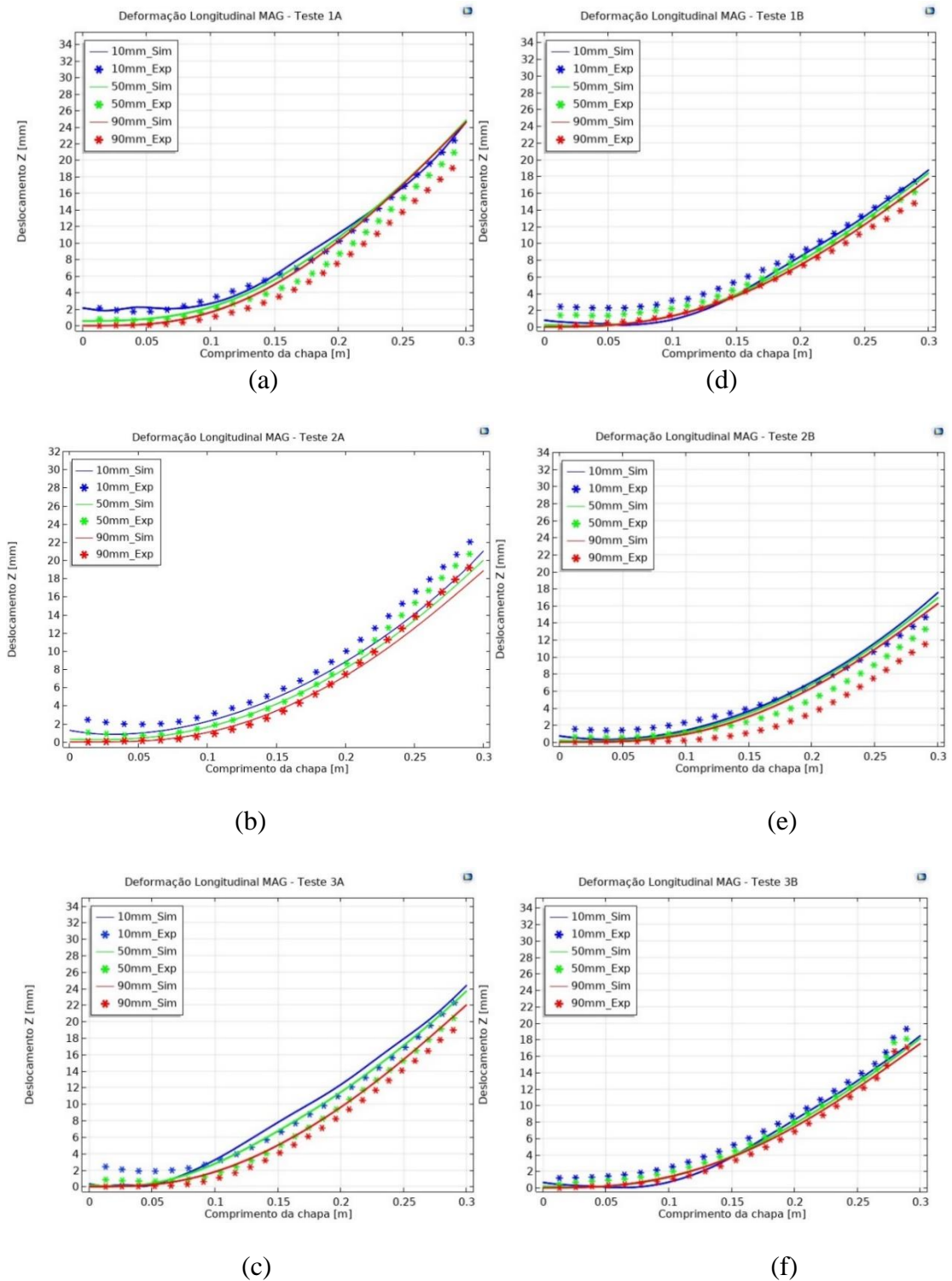


Figura 4. 9 – Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.

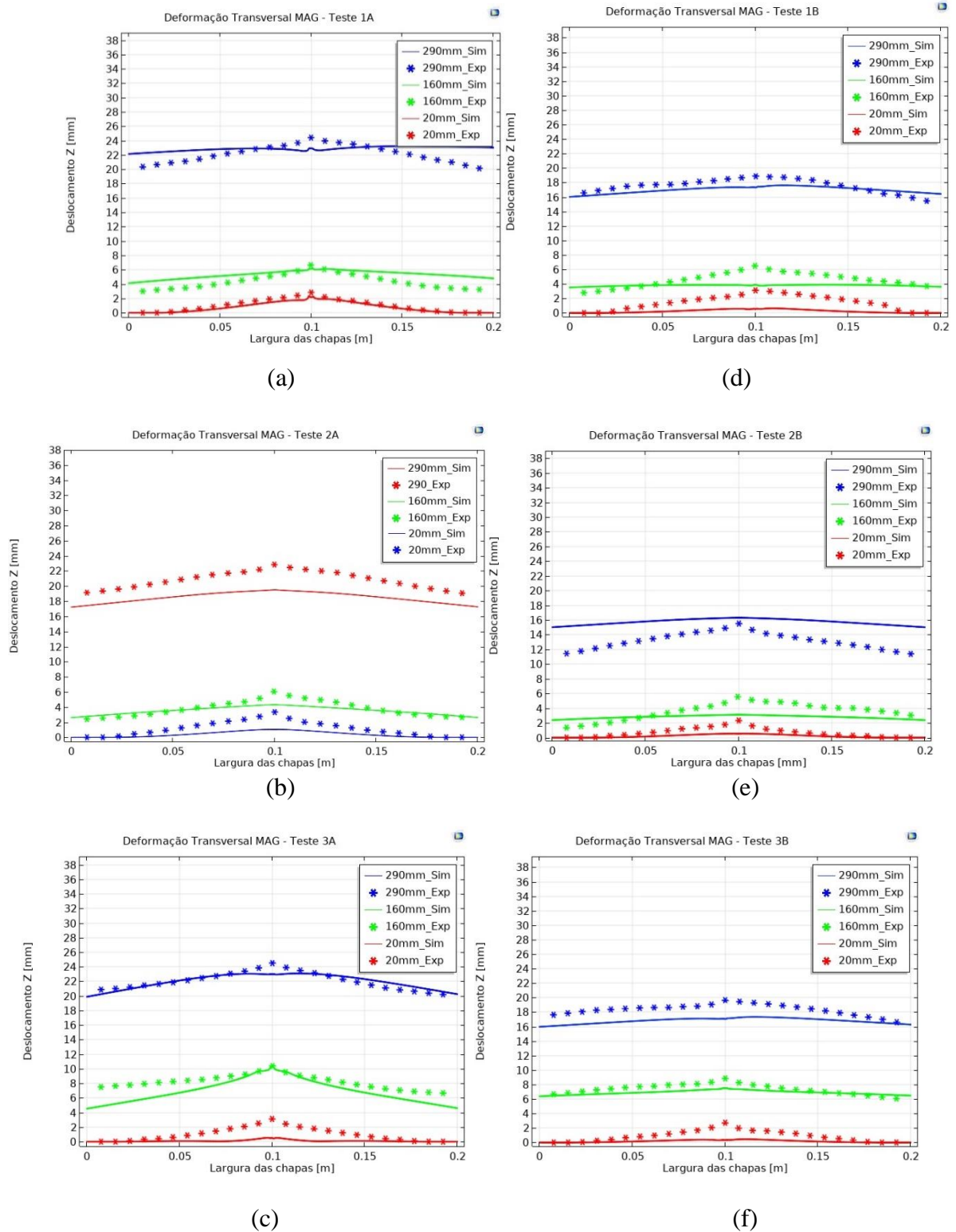


Figura 4. 10 – Perfil 2D das distorções transversais nos testes de soldagem MAG. a) Teste 1AM; b) Teste 2AM; c) Teste 3AM; d) Teste 1BM; e) Teste 2BM; f) Teste 3BM.

No centro dos perfis experimentais, observou-se um pico mais pronunciado de deformação, este ocorreu devido à altura do reforço dos cordões de solda. Na simulação o processo de criação de malha suavizou este reforço, evitando assim erros de convergência que possam ocorrer nestes pontos [Deng e Tang, 2011].

No estudo realizado por Nezamdost et al., 2016, onde foi feito um modelo matemático para simular soldagem por arco submerso (*Submerged Arc Welding – SAW*), sendo este um processo com adição de material, os autores atribuem as diferenças térmicas e mecânicas de um modelo numérico em relação ao experimental, ao efeito da transformação de fase no aço carbono, a qual absorve uma porção de energia da fonte de calor em distintas regiões do material. Além disso, essas pequenas variações podem estar relacionadas com as propriedades térmicas e mecânicas do aço, especialmente com a diferença entre a condutividade térmica para a parte térmica, e ao módulo de Young e parâmetros de encruamento para a parte mecânica, valores considerados no modelo diferente aos reais.

Cabe ressaltar que uma diferença de 43% na energia de soldagem o que representa uma diminuição de, aproximadamente, 100 °C, fez com que o maior pico de deslocamento fosse de 3 mm, comparando o nível de máxima com o de mínima energia, para a deformação longitudinal. Para a deformação transversal a diferença foi de 4 mm. De forma geral, para as soldas MAG a diferença de deformação foi menor a 20% entre os níveis de energia

Foi possível demonstrar que as distorções longitudinal e transversal são dependentes da máxima temperatura atingida, conforme foi demonstrado nos gráficos anteriores. O fator mais representativo foi a energia de soldagem e sua interação com a chapa, fatores que influenciaram diretamente os experimentos, a temperatura máxima gera maiores deslocamentos.

4.2 Procedimento de soldagem TIG

4.2.1 Parâmetros e geometrias das juntas soldadas

Seguindo a mesma metodologia empregada nos testes MAG, foram realizadas as medições da corrente e tensão de soldagem, este último parâmetro é dependente da distância eletrodo-peça (DEP) durante o tempo de solda, com isso foi possível quantificar a energia de soldagem empregada em cada cordão de solda. A Figura 4.11, mostra uma secção das curvas

características de tensão e intensidade de corrente elétrica para as duas energias utilizadas. Todos os demais oscilogramas são apresentados no Apêndice B.

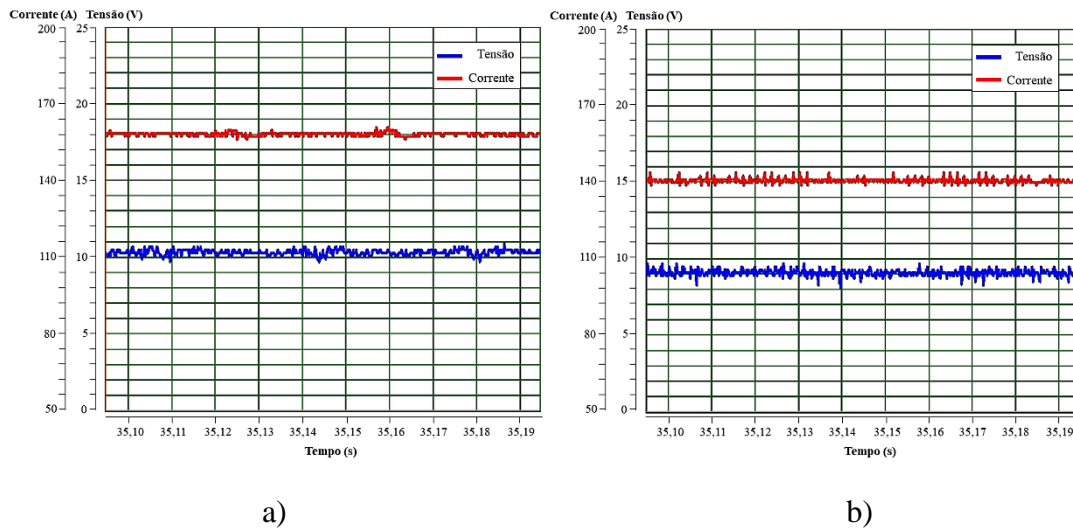


Figura 4. 11 – Curvas características de tensão e intensidade de corrente elétrica para as duas energias utilizadas. a) energia mínima, b) energia máxima.

Os mesmos cálculos, baseados nas equações utilizadas dos testes MAG foram realizados para quantificar a energia de soldagem e a *tendon force* nos testes do processo TIG, deixando de lado o parâmetro da diluição. Na Tabela 4.3, são apresentados os valores de corrente, tensão, energia de soldagem (Equação 2.3) com eficiência térmica de 70% [Haelsing et al., 2013], e força no cordão (*tendon force*) (Equação 2.9).

Tabela 4. 3 – Parâmetros resultantes do processo TIG.

Nível de energia		Corrente (A)	Tensão (V)	Velocidade soldagem (mm/s)	Energia de soldagem (J/mm)	Força no cordão <i>Tendon Force</i> (kN)
Nível máximo	Teste 1AT	141	9,0	9,0	98,70	-15,01
	Teste 2AT	140	9,9	9,0	107,80	-16,39
	Teste 3AT	140	9,9	9,0	107,80	-16,39
Nível mínimo	Teste 1BT	159	9,9	15,0	73,46	-11,17
	Teste 2BT	158	10,3	15,0	75,95	-11,55
	Teste 3BT	158	10,4	15,0	76,68	-11,66

Obteve-se uma diferença de energia de 39% entre os níveis máximo e mínimo de energia, que está diretamente relacionado com a *tendon force*, o qual apresenta uma diferença de 4,5 kN, refletida na análise das distorções e nos perfis de deslocamento das chapas.

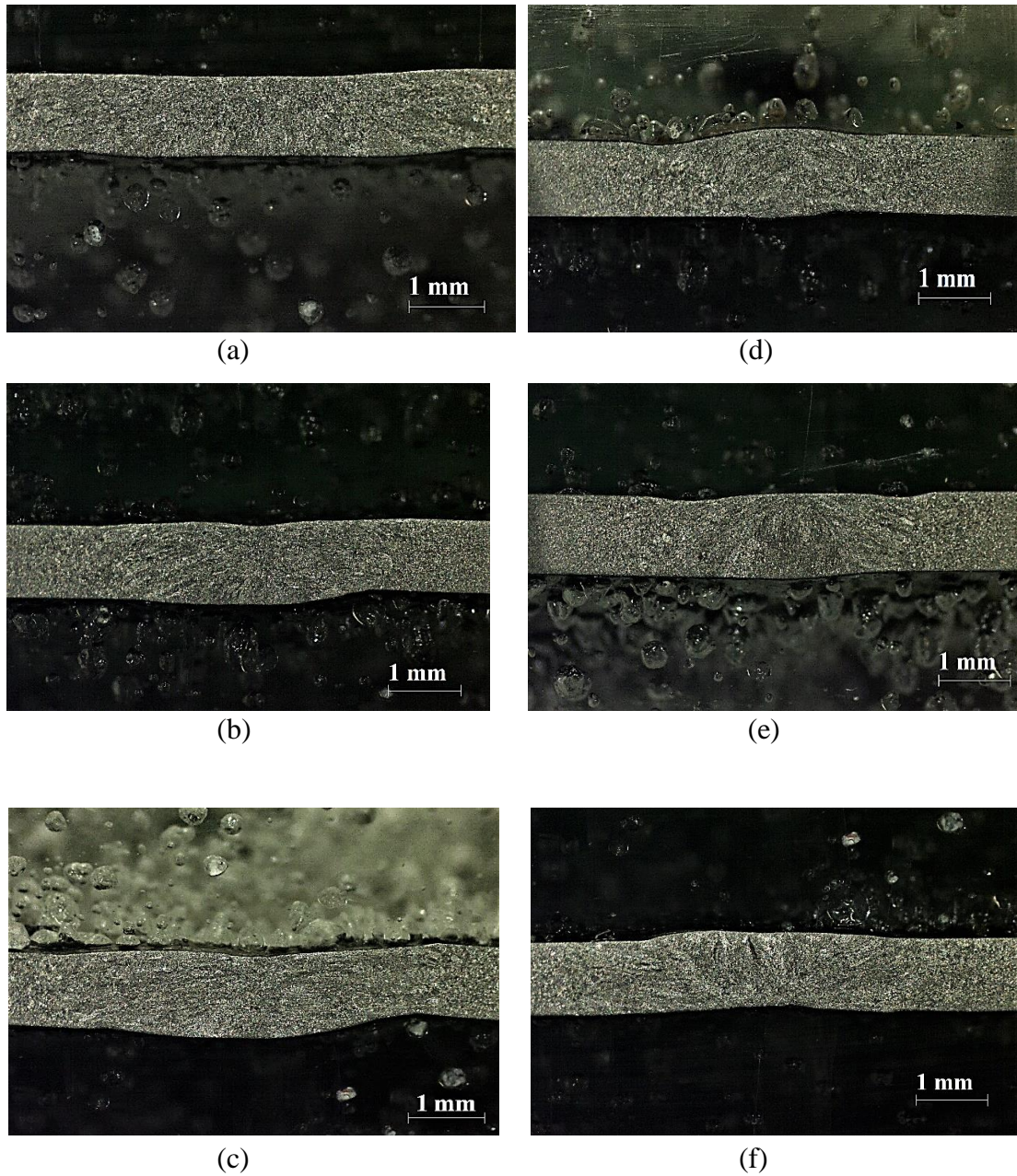


Figura 4. 12 – Macrografias da secção transversal dos cordões de solda de mínima e máxima energia do processo TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.

A Tabela 4.4 apresenta as dimensões dos cordões de solda, penetração (a), metade da largura (b) e dimensões frontal (cf) e posterior (cr) da poça de fusão.

Tabela 4. 4 – Parâmetros geométricos dos cordões de solda TIG.

Teste	Parâmetros geométricos			
	cf (mm)	cr (mm)	a (mm)	b (mm)
1AT	4,7	7,4	1,1	2,6
2AT	5,1	8,1	1,1	2,6
3AT	4,5	9,2	1,1	2,6
1BT	4,0	5,4	1,0	2,1
2BT	3,8	5,5	1,1	2,2
3BT	4,9	5,6	1,0	2,2

No cordão de máxima energia a metade da largura foi de 2,6 mm, e a da penetração total, tendo como referência o limite superior da chapa, foi de 1,1 mm. No caso da mínima energia, a metade da largura foi de 2,2 mm e da penetração foi de 1,0 mm. Para o parâmetro de cf a meia de máxima energia foi de 4,8 mm e de mínima 4,2 mm, e para cr a de máxima foi de 8,2 mm e de mínima energia 5,5 mm. Observa-se pouca variação nos parâmetros geométricos dos cordões comparando as repetições dos testes. Baseados nestes perfis das secções transversais dos cordões, foi criado o modelo da fonte de calor para a análise numérica como se observa na Figura 4.13.

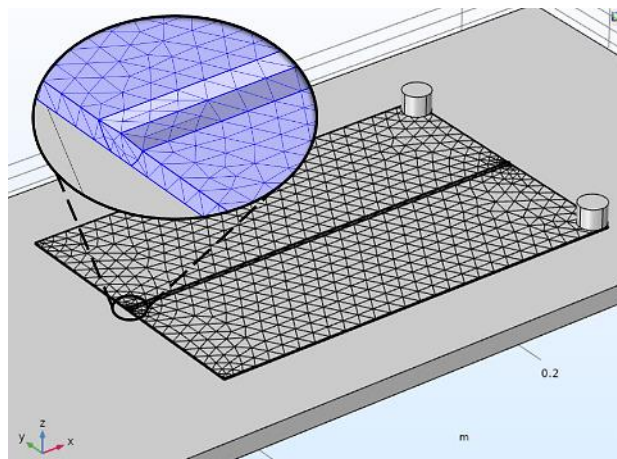


Figura 4. 13 – Geometria do cordão de solda, domínio da fonte de calor testes TIG.

4.2.2 Análise térmica

Com o objetivo de validar a análise térmica, as Figuras 4.14 e 4.15 apresentam os históricos de temperatura obtidos experimental e numericamente referentes aos testes de máxima e mínima energia. De forma geral, em todos os testes as temperaturas entram em equilíbrio entre elas e com a temperatura ambiente aos 100 s. Para as soldas de máxima energia (Figura 4.14 – Teste 2AT) a temperatura máxima registrada pelo termopar 2 foi de aproximadamente 700 °C, ocorreu 12,8 s após o início da soldagem, e o ciclo térmico simulado indica uma diferença de 19 °C em comparação com a experimental no mesmo ponto. Da mesma forma, no caso do termopar 1 afastado 4 mm da linha de solda, a temperatura medida no ponto foi de 515 °C e a estimada pela simulação foi de 520 °C uma diferença equivalente a 1%. O ponto mais afastado, referente ao termopar 3 registrou no experimento uma temperatura de 344 °C e na simulação 357 °C, o que diz uma diferença de 3,8%. As distâncias corretas dos termopares foram medidas com uma lupa Leica EZ4 HD, para obter uma medida mais exata. Após a análise de todos os resultados, observou-se que os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstram tendências similares, apresentando uma variação menor do que 22 °C.

A Figura 4.14 apresenta o ciclo térmico do teste 2AT, que representa os valores médios do grupo de dados de máxima energia, a variação dos dados foi de 9 °C. Os demais gráficos dos ciclos térmicos são apresentados no Apêndice E.

Para as soldas de mínima energia (Figura 4.15 – Teste 1BT) a temperatura máxima registrada pelo termopar 2 foi de, aproximadamente, 570 °C, ocorreu 7,67 s após o início da soldagem, e o ciclo térmico simulado indica uma diferença de 22°C em comparação com a experimental no mesmo ponto. No caso do termopar 1, a temperatura medida no ponto foi de 457 °C e a estimada pela simulação foi de 445 °C. O ponto mais afastado referente ao termopar 3 registrou no experimento uma temperatura de 223 °C e na simulação 225 °C. Os ciclos térmicos simulados e experimentais demonstram tendências similares com diferenças inferiores a 3%, e as temperaturas máximas previstas pela simulação são bastante próximas às obtidas experimentalmente, apresentando uma variação menor do que 25 °C.

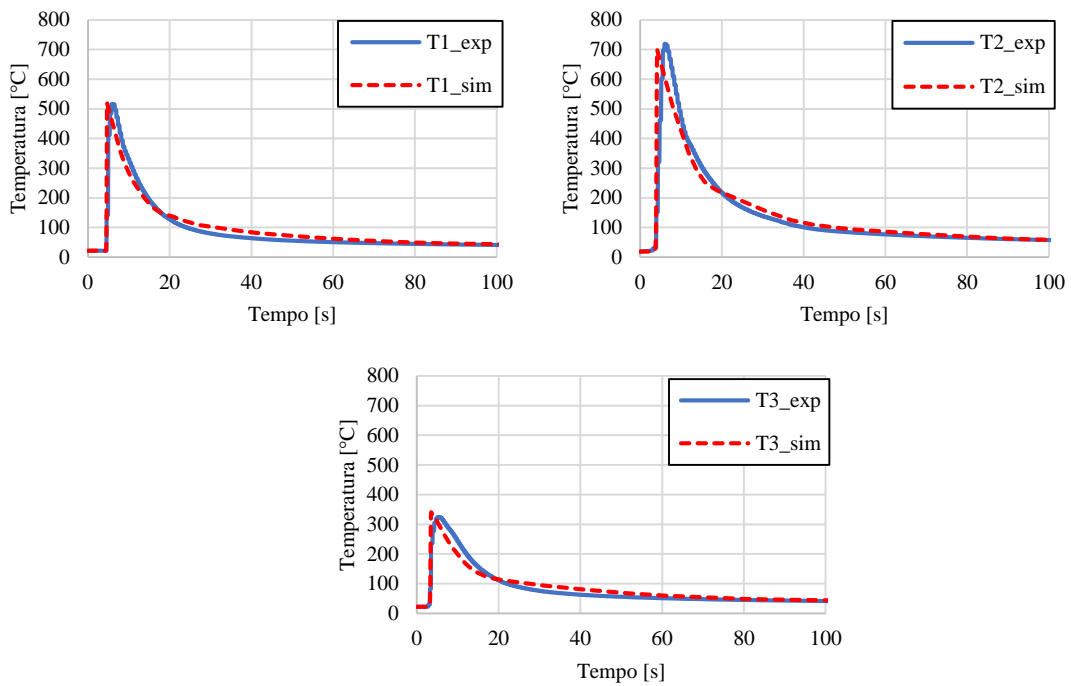


Figura 4. 14 – Ciclo térmico do teste de máxima energia, soldagem TIG (Teste 2AT).

A Figura 4.15 apresenta o ciclo térmico do teste 1BT, representa os valores médios do grupo de mínima energia, a variação dos dados foi ao redor dos 7 °C. Os gráficos dos ciclos térmicos para cada um dos testes são apresentados no Apêndice E.

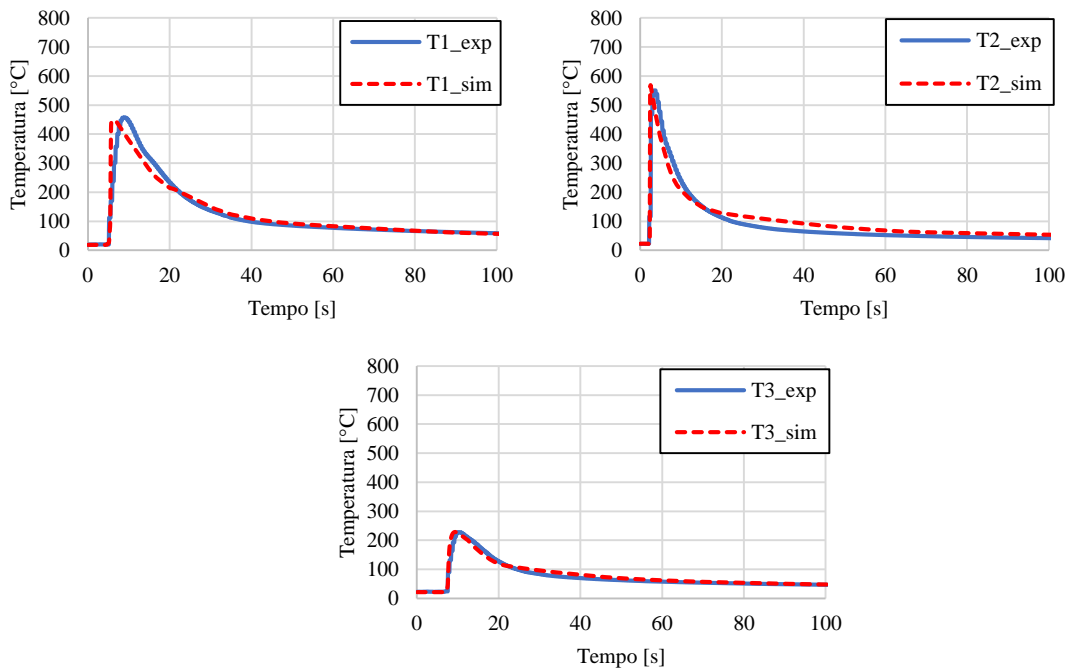


Figura 4. 15 – Ciclo térmico do teste de mínima energia, soldagem TIG (Teste 1BT).

Comparando os ciclos térmicos entre os dois níveis de energia, observa-se que uma diferença de 39% na energia apresenta uma diminuição de, aproximadamente, 110 °C nos termopares 1 e 3, e uma diminuição de 50 °C no termopar 2.

Percebe-se que, o processo de soldagem TIG apresenta maiores picos de temperatura do que o processo MAG, este comportamento está ligado com as variações das propriedades mecânicas do metal base, rigidez da junta, forças de contração e expansão da zona aquecida. Quando altas energias de soldagem são utilizadas em chapas de baixa espessura, as regiões circundantes são aquecidas uniformemente, reduzindo então as deformações tanto transversal como longitudinal.

4.2.3 Análise estrutural

Os resultados do estudo térmico mencionado anteriormente, foram usados como base de análise no estudo mecânico das distorções. Na figura 4.16 adicionou-se a foto da chapa real depois da solda TIG.

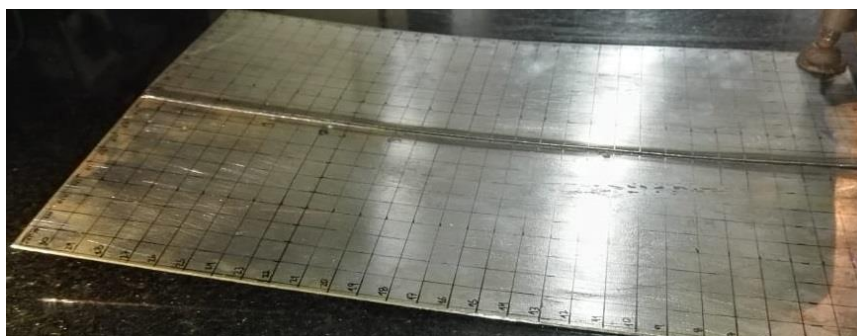


Figura 4. 16 – Imagem final da chapa soldada pelo processo TIG.

Na Figura 4.17 (Teste 3AT) e na Figura 4.18 (Teste 2BT), observa-se que as duas análises apresentam um comportamento similar, descrevendo um modo de deformação parecido que os testes das soldas MAG. Os gráficos do campo tridimensional de deformações tanto numérico como experimental de energia máxima e mínima são apresentados no Apêndice F.

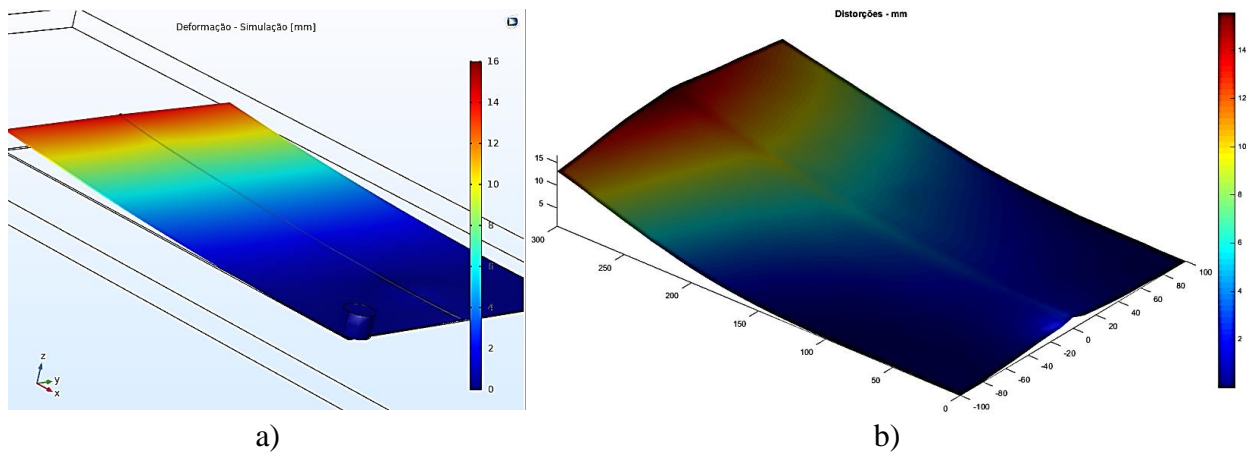


Figura 4. 17 – Representação 3D das distorções no teste de máxima energia, soldagem TIG (Teste 3A). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.

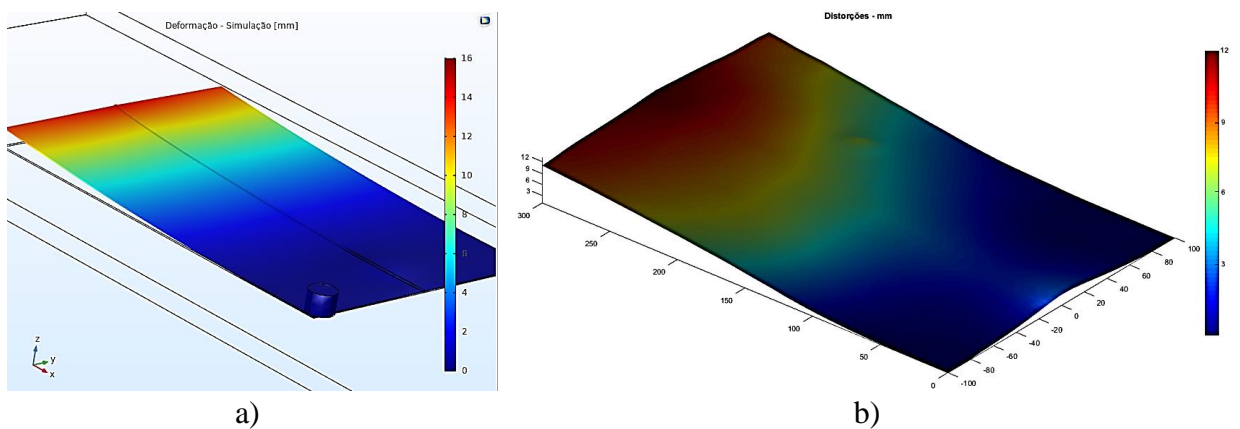


Figura 4. 18 – Representação 3D das distorções no teste de mínima energia, soldagem TIG (Teste 2B). a) Resultado numérico; b) Resultado experimental.

No caso da análise de contração longitudinal, foram seleccionados como secções de interesse, linhas ao longo do comprimento da chapa, especificamente a 10 mm, 50 mm e 90 mm afastadas do centro do cordão de solda, representadas na Figura 4.19. Observa-se, na amostra de maior energia, que a deformação passou 14 mm em relação ao ponto inicial (fixo) na linha mais próxima ao centro do cordão (10 mm), tanto no experimento como na simulação.

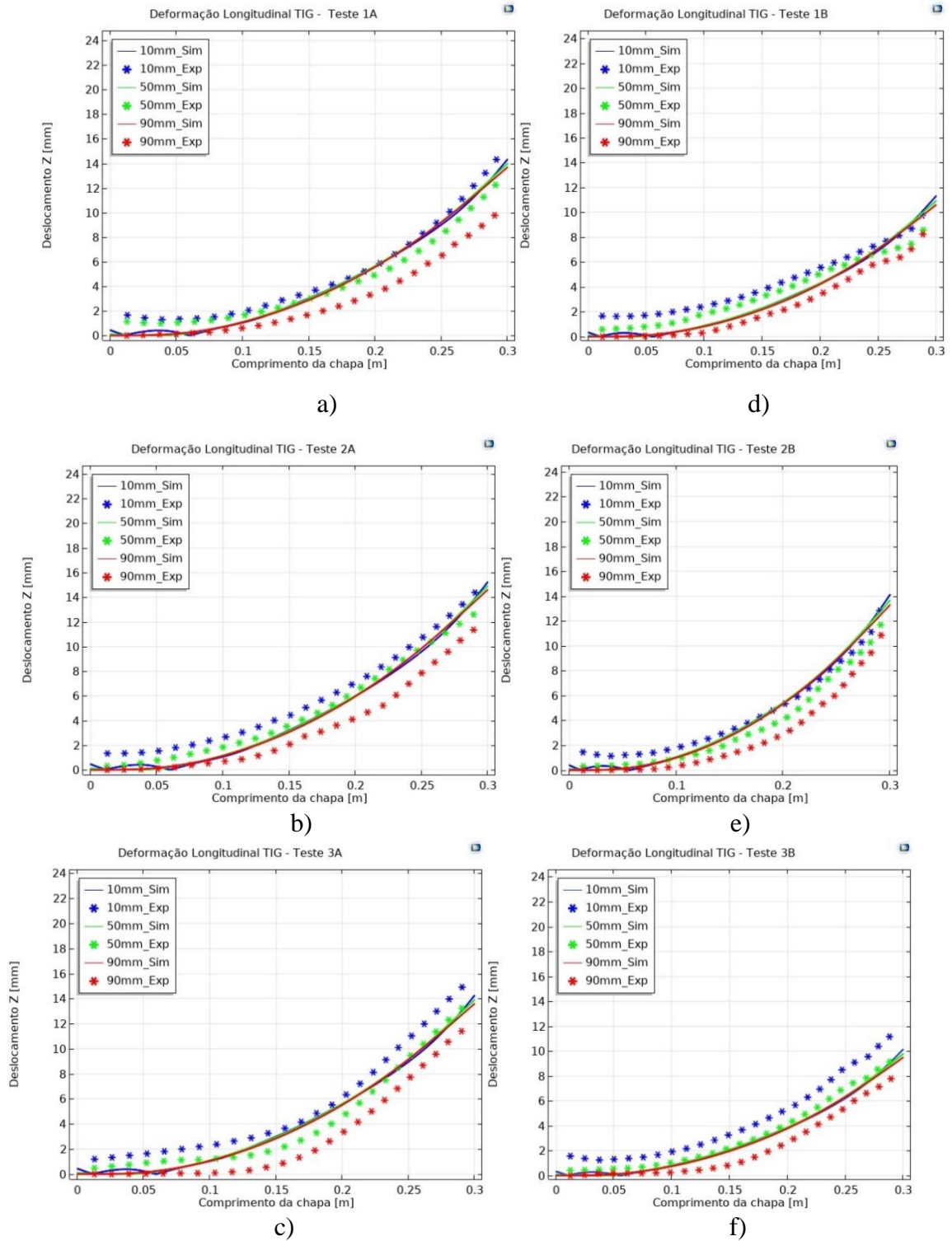


Figura 4. 19 – Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.

Os modelos de contração longitudinal tanto nos níveis de máxima como de mínima energia demonstraram uma diferença acentuada entre os valores experimentais e os numéricos para as linhas de 50 mm e 90 mm, atribuído à diferença das taxas de resfriamento e mudanças microestruturais não levadas em consideração. Além disso os cordões de solda TIG são mais complexos de medir, pois é difícil de diferenciar as regiões da ZF e ZAC. Uma vez que estes pontos estão mais afastados do centro do cordão de solda, o modelo de fonte de calor perde efetividade e não consegue deformar a estrutura de forma correta. Os pontos de menor deslocamento estão na linha de 90 mm, sendo inferiores a 12 mm para o caso de maior energia, e 11 mm para o caso de menor energia. O maior deslocamento nos testes de máxima energia foi de 15,5 mm (Teste 3AT) nos experimentos, comparados com os 15,2 mm (Teste 2AT) na simulação, aproximadamente, 2% de diferença. E para o teste de mínima energia foi de 13,2 mm (Teste 2BT) nos experimentos, e 14,0 mm (Teste 2B) no modelo numérico, equivalentes a 6% de discrepância. A diferença entre os dados experimentais e os simulados não ultrapassou 3,8 mm.

Na Figura 4.20 tanto para o estudo de máxima e mínima energia existem algumas diferenças entre os dados obtidos pelas simulações e os experimentos, atribuídos ao mesmo aspecto relacionado com a contração longitudinal.

Para o teste de máxima energia, o maior deslocamento ocorre no centro da chapa atingindo 15,7 mm (Teste 3AT) de deformação, o resultado numérico foi de 13,9 mm (Teste 2AT) com uma diferença de 11,5%. No caso da mínima energia o maior deslocamento foi de 13,3 mm (Teste 2BT) semelhante ao atingido na simulação que foi de 12,9 mm (Teste 2BT), o que dizer que se tem uma diferença de 3%.

Por fim, com a diferença de 39% na energia de soldagem, representando uma diminuição de 50°C até 110 °C, faz com que o maior pico de deslocamento seja 2,3 mm maior, comparando o nível de máxima energia com o de mínima, isso para a deformação longitudinal. Para a deformação transversal a diferença foi de 2,4 mm. De forma de geral, para as soldas TIG a diferencia de deformação foi menor a 15% entre os níveis de energia.

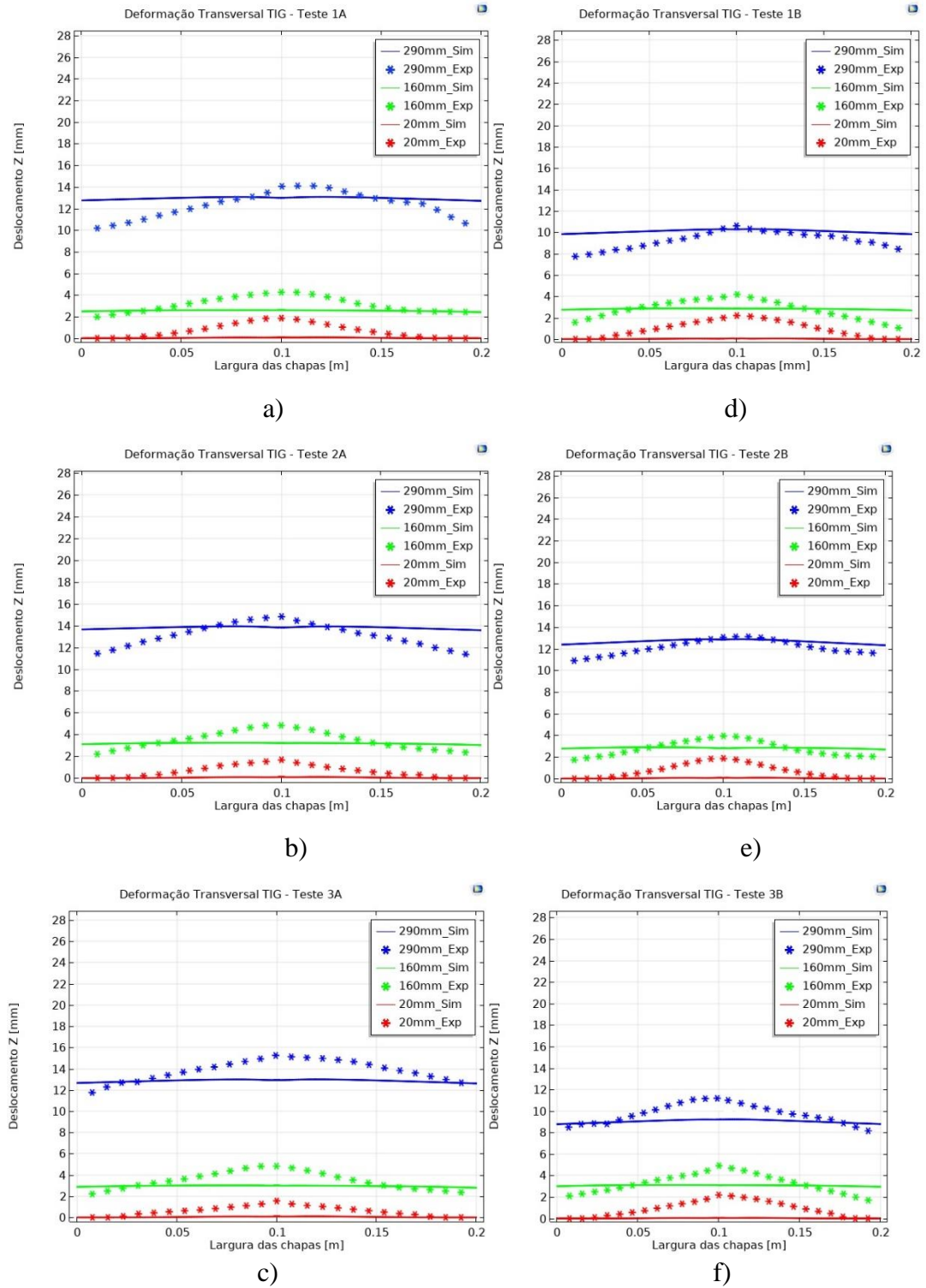


Figura 4. 20 – Perfil 2D das distorções longitudinais nos testes de soldagem TIG. a) Teste 1AT; b) Teste 2AT; c) Teste 3AT; d) Teste 1BT; e) Teste 2BT; f) Teste 3BT.

Ao longo da largura da chapa o comportamento das simulações não apresentou o empenamento clássico observado nos testes MAG. O modo final de deformação em uma solda por deposição sobre chapa é uma combinação da distorção angular e da distribuição da força de contração longitudinal (*tendon force*). Nos testes MAG, como a área do cordão de solda acima da linha neutra é maior do que abaixo dela, a força de contração é maior. Portanto, o momento que é gerado faz a chapa dobrar, mais que nos testes TIG, por mais que o campo de temperatura neste processo de soldagem seja maior [Deng et al., 2007] [Wang et al., 2016a]. Com isso, é possível explicar o comportamento das distorções resultantes, apesar dos valores da *tendon force* serem próximos. O que quer dizer que o modelo matemático consegue prever melhor o comportamento das deformações nos testes MAG que nos testes TIG, pois se tem uma imagem mais definida do cordão de solda, e o modelo resultou ser muito sensível com este parâmetro.

4.3 Validação com modelos preestabelecidos

Uma vez que os resultados obtidos tanto no modelo numérico como os testes experimentais são comparados, é possível fazer uma terceira comparação com modelos analíticos disponíveis na literatura. Existem diversas formulações analíticas, como o modelo estabelecido por Feng, 2005, o qual estabelece que a deformação transversal de uma junta soldada sem restrição desenvolve distorções angulares, causadas pelas deformações inerentes da contração e tração que o corpo sofre no momento a ser soldado, especialmente na junta e arredores. Existe uma baixa tensão plástica fora desse limite de temperatura devido à baixa taxa de rigidez. Comumente presume-se que a deformação transversal ocorre nas seções da face de solda [Feng, 2005], descrevendo uma parábola, como a apresentada nos experimentos e simulações. Feng, 2005, desenvolveu um modelo analítico para calcular a distorção angular apresentado na Equação 4.1.

$$\phi = \frac{s \cdot b}{t} \alpha \theta \left(3(1 - k^2) - 2 \frac{s}{t} (1 - k^3) \right) \quad (4.1)$$

Onde s é a penetração do cordão de solda, α coeficiente de expansão térmica $\alpha = 1,2 \times 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$, b largura do cordão de solda, θ temperatura de deformação (Termopar 1 soldas MAG, termopar 1 soldas TIG) e k é um fator que representa a razão entre a tensão de deformação e o esforço de fluência.

Outros autores como Hashemzadeh et al., 2015, desenvolveram estudos comparativos com modelos numéricos assistidos por método de elementos finitos e modelos analíticos, para analisar o comportamento de chapas de aço soldadas pelo processo MAG, as quais geram deformações longitudinais e transversais, obtendo resultados coerentes. Luo et al., 1999, fez um estudo analítico das deformações inerentes geradas sob uma chapa de aço, na qual ressalta a influência das contrações inerentes e da *tendon force*, e conclui que a fórmula desenvolvida por Satoh e Terasaki, 1976 pode prever o grau de distorção angular baseado na energia de soldagem e na espessura de chapa.

Usando o modelo desenvolvido por Feng, 2005 (Equação 4.1) foi realizada uma comparação da distorção angular, com o modelo numérico e os resultados experimentais, na linha de 290 mm mais afastada do final do cordão de solda.

Para obter os parâmetros de análise necessários no modelo analítico, θ temperatura de deformação foi obtida pelo termopar 1 para soldas MAG e TIG, uma vez que Feng, 2005 recomenda que seja nos arredores da ZF ou da ZAC. O parâmetro k foi calculado a partir da análise estrutural do modelo numérico, baseados no esforço de fluência dos aços ao carbono e da tensão de deformação (*tendon force*) da Tabela 4.1 e da Tabela 4.3. Os resultados da distorção angular em radianos são apresentados na Tabela 4.5 e na Figura 4.21.

Tabela 4. 5 – Resultados de distorção angular.

Teste	Distorção angular [rad]			
	Experim. esquerda	Experim. direita	Numérico	Analítico
1AM	0,17	0,15	0,08	0,12
2AM	0,15	0,13	0,09	0,13
3AM	0,26	0,24	0,14	0,20
1BM	0,08	0,09	0,05	0,06
2BM	0,16	0,13	0,05	0,06
3BM	0,12	0,10	0,06	0,07
1AT	0,23	0,11	0,03	0,10
2AT	0,16	0,21	0,03	0,11
3AT	0,16	0,11	0,03	0,11
1BT	0,19	0,12	0,04	0,06
2BT	0,14	0,14	0,04	0,06
3BT	0,24	0,20	0,04	0,06

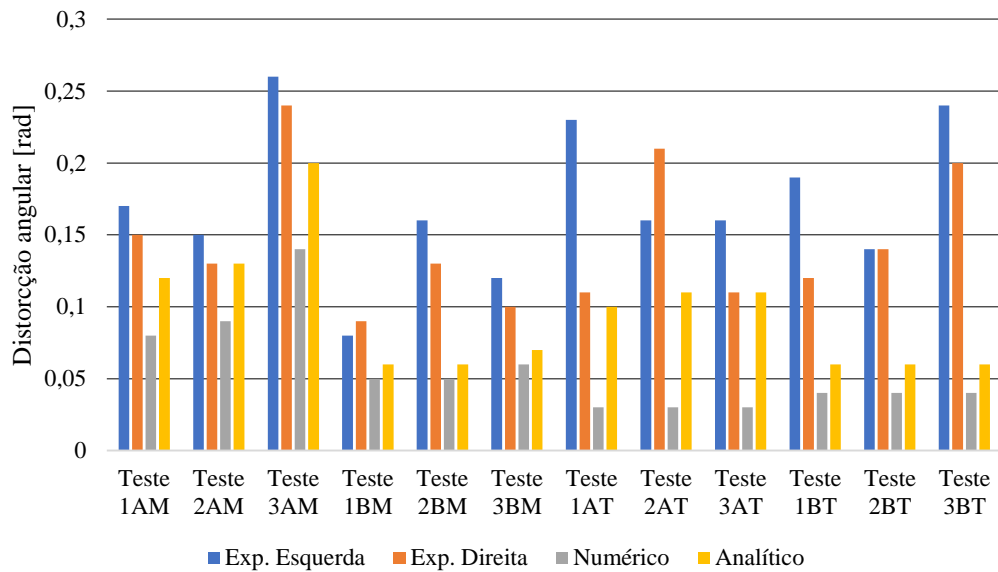


Figura 4. 21 – Comparação da distorção obtida nos experimentos, modelo numérico e analítico.

Para os testes das soldas MAG de máxima energia, entre o modelo numérico e o analítico observa-se uma diferença média de, aproximadamente 30%. Mas, para os de mínima energia essa diferença é reduzida na metade. Comparando os modelos com os testes experimentais de máxima energia, a melhor aproximação dos resultados consegue-se com o modelo analítico já que sua diferença foi de 20% e com o modelo numérico de 47%. No caso dos testes de mínima energia do processo MAG a diferença foi inferior a 50%.

Por outro lado, para os testes das soldas TIG de máxima energia, os resultados do modelo analítico e modelo numérico a diferença foi próxima de 70% e no caso de mínima energia foi de 33%. O modelo que mais se assemelha com os resultados experimentais e o analítico com diferenças inferiores a 55%, enquanto para o modelo numérico são superiores a 65%.

Segundo Ueda et al., 1995, quando altas energias de soldagem são aplicadas em chapas finas, as distorções serão predominantemente no plano da junta, pois serão geradas altas temperaturas de pico e baixos gradientes de temperatura na direção da espessura. Assim, quando a temperatura crítica é atingida na espessura do metal base na direção transversal, e através da propagação do calor nas demais regiões do corpo de prova, que resulta em distorção angular máxima do perfil através de deformações plásticas no aquecimento e resfriamento do material.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho, o comportamento das distorções de juntas soldadas utilizando um aço Hardox450® foi avaliado através de testes experimentais, um modelo numérico por meio do software Comsol Multiphysics® e um modelo analítico, obtendo resultados próximos entre si.

Os resultados mostraram que uma diferença de 43% no aporte de energia durante o processo de soldagem MAG e 39% de diferença na soldagem TIG, exercem uma influência significativa sobre a geração de distorções por contração longitudinal e transversal quando são aplicadas em chapas de espessura de 1 mm, sendo sua diminuição aproximadamente de 5 mm de deformação. Isso quer dizer que é possível depositar cordões de solda com baixa energia de soldagem, necessária quando se quer preservar as propriedades mecânicas do metal de base, uma vez que se produz uma ZAC com menor extensão e ainda assim obter soldas com alta qualidade visual e penetração completa.

O aporte de energia influencia na porcentagem de material diluído no processo de soldagem MAG, o que por sua vez afeta a geometria do cordão de solda, especialmente o reforço, e implica em um incremento da força de contração do cordão, esses fatores afetaram diretamente as distorções nas chapas finas. Ao contrário, nos testes TIG, por mais que este apresentava um aporte térmico maior, seu campo de deformação foi menor, pois não apresenta material de adição o que influi na criação de um reforço sob a linha neutra de solda.

Na modelagem computacional, as condições de contorno selecionadas, como a fonte de calor do tipo duplo elipsoide, os mecanismos de dissipação de calor e as condições de contato se mostraram adequadas na execução do modelamento térmico transiente e na transmissão do fluxo de calor, o qual foi validado experimentalmente através da medição do campo de temperaturas. A ferramenta JmatPro, utilizada para gerar as propriedades termodependentes dos materiais com elementos de liga específicos, como no caso do Hardox450®, apresentou resultados aceitáveis. Porém, algumas condições selecionadas na análise mecânica não demonstraram resultados adequados quando implementadas nos testes TIG devido a sua alta diferença em comparação com os resultados experimentais.

Na análise térmica os picos de temperatura foram bem similares, tanto nos resultados do modelo numérico como nos experimentos, pois a diferença entre eles foi inferior a 25°C tanto para os testes de máxima e mínima energia nas soldas MAG e nas soldas TIG.

A análise mecânica estrutural apresentou resultados diversos. Para soldas MAG a diferença de deformação foi menor a 20% entre os níveis de energia, e para soldas TIG foi de 15%. Fazendo a comparação entre os processos de soldagem, as chapas soldadas pelo processo MAG deformaram 33% mais que aquelas soldadas pelo processo TIG. Comparando o modelo numérico com o experimental, para os testes MAG, as diferenças não superaram os 3 mm de deformação máxima, tanto longitudinal como transversal. No entanto nos testes TIG existe uma maior discrepância com os resultados obtidos, como diferenças de até 5 mm entre as simulações e os experimentos.

Como complemento na validação do modelo numérico, os resultados foram comparados com o modelo analítico de predição da contração angular. Nas soldas MAG a diferença foi menor a 30% e nos testes TIG foi, aproximadamente de 70%. O modelo analítico apresenta melhores resultados em relação aos experimentos com diferenças inferiores a 55% para os dois tipos de processo de soldagem.

A comparação de diferentes pontos e linhas da geometria dos corpos de prova entre os resultados numéricos, analíticos e experimentais demonstraram ser adequados para avaliar os modelos térmico e estrutural desenvolvidos pelo método dos elementos finitos, o qual apresentou resultados coerentes com os obtidos experimental e analiticamente.

O modelo numérico no software pode ser utilizado como uma ferramenta adequada na obtenção do conjunto de condições do processo de soldagem, principalmente quando há necessidade de estimar o campo de distorções em chapas finas, onde a faixa de parâmetros é restrita.

5.1 Sugestões para Trabalhos Futuros

- Ampliar a faixa dos parâmetros de soldagem empregados, com a finalidade de estudar os efeitos de maiores e menores taxas de energias de soldagem.
- Expandir o estudo, variando o gás de proteção no processo de soldagem MAG.
- É sugerida a implementação do cálculo da deformação plástica induzida por mudanças de fase do material, usando modelos de plastificação dependentes da taxa de deformação.
- Utilizar modelos de deposição de material nas simulações de elementos finitos nas soldas MAG, tentando melhorar a predição das geometrias.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

Adamczuk, P. C. **Análise e Previsão da Distorção Angular na Soldagem de Juntas a Topo em Aço Estrutural**. Tese de doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

Adamczuk, P. C., Machado, I. G., e Mazzaferro, J. E. Methodology for predicting the angular distortion in multi-pass butt-joint welding. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 240, p. 305–313, 2017.

Almeida, D. S., Queiroz, A. V., Xavier, C. R., Marcelo, C. J., Castro, J. A., e Oliveira, Modelo Duplo-Elipsóide Acoplado a Volumes Finitos Para Simular a Soldagem Gmaw Do Aço Inoxidável Duplex Saf 2205. **Tecnologia em Metalurgia Materiais e Mineração**, vol. 13(2), p. 148–156, 2016.

Anh, N., Akihisa, M., Tadasuke, M., Tashiro, S., e Tanaka, M., Influence of Welding Current on Formation of Weld Bead in TIG Welding for Joining Thin Plates. **Advanced Engineering Forum**, vol. 29, p. 1–11, 2018.

Anwar, M. S., e Untawale, S. P. Measuring the process efficiency of controlled welding processes. **International Journal of Instrumentation, Control and Automation**, vol. 1(3–4), p. 33–39, 2012.

Araújo, D. B., **Estudo de distorções em soldagem com uso de técnicas numéricas e de otimização**. Tese de doutorado, Universidade Federal De Uberlândia, 2012.

ASM. **ASM Handbook - Welding, Brazing and Soldering**. vol. 6 of ASM handbook. ASM International, 6th edition, 1993.

AWS. **Welding Handbook - Welding Science and Technology**. vol. 1, American Welding Society Handbook, 6th edition, 2001.

Bachorski, A., Painter, M. J., Smailes, A. J., e Wahab, M. A., Finite-Element Prediction of Distortion During Gas Metal Arc Welding Using the Shrinkage Volume Approach. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 92–93, p. 405–409, 1999.

Buglacki, H., e Smajdor, M., Technology, Ship: Mechanical Properties of Abrasion-Resistant Hardox 400 Steel and Their Welded Joints. **Advances In Materials Science**, vol. 4(2), p. 5–8, 2003.

Coules, H. E., Cozzolino, L. D., Colegrove, P., Ganguly, S., Wen, S., e Pirling, T., Residual Strain Measurement for Arc Welding and Localised High-Pressure Rolling Using Resistance Strain Gauges and Neutron Diffraction. **Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, vol. 47(8), p. 576–586, 2012.

Cruz, A. A., e Silva, N. S., **Análise de Influência da Utilização de Propriedades Termodependentes na Simulação de Juntas Soldadas**, Proceedings of the 2015 COMSOL Conference, Curitiba, Brasil, 2015.

Cruz, C., Hiyane, G., Mosquera-Artamonov, J., e Salgado L., Optimización del Proceso de Soldadura GTAW en Placas de Ti6Al4V, **Soldagem & Inspeção**, vol. 19(1), p. 2–9, 2014.

Deng, D., Zhou, Y., Bi, T., e Liu, X., Experimental and Numerical Investigations of Welding Distortion Induced by Co₂ Gas Arc Welding in Thin-Plate Bead on Joints. **Materials and Design**, vol. 52, p. 720–729, 2013.

Deng, D., Liang, W., e Murakawa, H., Determination of Welding Deformation in Fillet-Welded Joint by Means of Numerical Simulation and Comparison with Experimental Measurements. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 183(2–3), p. 219–225, 2007.

Deng, D., e Murakawa, H., Prediction of Welding Distortion and Residual Stress in a Thin Plate Butt-Welded Joint. **Computational Materials Science**, vol. 43(2), p. 353–365, 2008.

Deng, X., e Tang, Z., Moving Surface Spline Interpolation Based on Green's Function. **Mathematical Geosciences**, vol. 43(6), p. 663–680, 2011.

Deo, M. V., Michaleris, P., e Sun, J., Prediction of Buckling Distortion of Welded Structures. **Science and Technology of Welding and Joining**, vol. 8(1), p. 55–61, 2003.

Dhingra, A. K., e Murphy, C. L., Numerical Simulation of Welding-Induced Distortion in Thin-Walled Structures. **Science and Technology of Welding and Joining**, vol. 10(5), p. 528–536, 2005.

Dudzinski, W., Konat, L., e Pekalski, G., Structural and Strength Characteristics of Wear-Resistant Martensitic Steels. **Archives of Foundry Engineering**, vol. 8(2), p. 21–26, 2008.

Dupont, J., e Marder, A., Thermal Efficiency of Arc Welding Processes. **Welding Journal**, vol. December, p. 406–416, 1995.

Espitia, J. D. **Desenvolvimento de Modelo de Fonte de Calor para os Processos de Soldagem Tig e Mag**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2019.

Farajpour, M., e Ranjbarnodeh, E., Finite Element Simulation of Welding Distortion in Dissimilar Joint by Inherent Deformation Method. **Soldagem & Inspeção**, vol. 23(1), p. 60–72, 2018.

Feng, Z., **Processes and Mechanisms of Welding Residual Stress And Distortion**. Woodhead P ed. New York, CRC Press, 2005.

Ferreira Pontel, H., **Estudo do Desgaste Abrasivo e Propriedades Mecânicas de um Aço Hardox 500 Soldado por Mag Convencional**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal Do Rio Grande Do Sul, 2016.

Frydman, S., Konat, Ł., e Pękalski, G., Structure and Hardness Changes in Welded Joints Of Hardox Steels. **Archives of Civil and Mechanical Engineering**, vol. 8(4), p. 15–27, 2008.

Gangwar, A. S., Srivastava, A., Gupta, N., e Rajan, R., Experimental Study of Distortion in Butt Welds of Mild Steel Plates and En-31 Plates Having Different Thickness and Weld Cross Sections. **IOSR Journal of Mechanical and Civil Engineering**, vol. 14(3), p. 51–80, 2017.

Giridharan, P. K., e Murugan, N., Optimization of Pulsed GTAW Welding Process

Parameters for the Welding of AISI 304L Stainless Steel Sheets. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 40(5–6), p. 478–489, 2009.

Goldak, J., Chakravarti, A., e Bibby, M., A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. **Metallurgical Transactions B**, vol. 15(2), p. 299–305, 1984.

Gray, T., Camilleri, D., e McPherson, N., **Control of Welding Distortion in Thin-Plate Fabrication**. 1. ed. London: Woodhead Publishing Limited, 2014.

Guimarães, G. C., Silva, R. F., e Silva, L. C., Soldabilidade de Aços Resistentes À Abrasão da Classe de 450 HB de Dureza. **Soldagem & Inspeção**, vol. 16(4), p. 360–368, 2017.

Hackenhaar, W., **Avaliação da Eficiência Térmica e de fusão na soldagem MAG em diferentes geometrias de juntas**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal Do Rio Grande Do Sul, 2016.

Haelsig, A., Kusch, M., e Mayer, P., New Findings on the Efficiency of Gas Shielded Arc Welding. **Welding in the World**, vol. 56(11–12), p. 98–104, 2013.

Han, M. S., **Fundamental Studies on Welding-Induced Distortion in Thin Plates**. Thesis for Doctor of Philosophy, Ohio State University, 2002.

Hansen, J. L., **Numerical Modelling of Welding Induced Stresses**. Thesis for Doctor of Philosophy, Technical University of Denmark, 2003.

Hashemzadeh, M., Garbatov, Y., e Soares, C. G., Analysis of Butt-Weld Induced Distortion Accounting for the Welding Sequences and Weld Toe Geometry. **Maritime Technology and Engineering**, Ch. Strength of welded plates, Taylor & Francis Group, 2015.

Jang, C. D., Kim, Y. T., Jo, Y. C., e Ryu, H. S., Welding Distortion Analysis of Hull Blocks using Equivalent Load Method Based on Inherent Strain. **10th International Symposium on Practical Design of Ships and Other Floating Structures**, p. 63–70, 2007.

Kihara, H., e Masubuchi, K., **Studies on the Shrinkage and Residual Welding Stress of Constrained Fundamental Joint**. Transportation Technical Research Institute, Japan, 1956.

Konat, Ł., Białobrzaska, B., e Białek, P., Effect of Welding Process on Microstructural and Mechanical Characteristics of Hardox 600 Steel. **Metals**, vol. 7(9), p. 18–36, 2017.

Kostin, V. A., e Grygorenko, G. M., **Simulation of the Additive Process of Forming 3D Products From Hsla Steel 09G2S**. Proceedings of the COMSOL Conference, Rotterdam, Holland, 2017.

La Porta Neto, D., **Avaliação das Distorções Angulares em Juntas de Filete**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2017.

Lamer, G. Notes on the Theory of Large Displacement With Small Strain. **Periodica Polytechnica Civil Engineering**, vol. 29(1–2), p. 53–65, 1985.

Lazic, V., Arsic, D., Nikolic, R. R., Djordjevic, D., Prokic-Cvetkovic, R., e Popovic, O., Application of the High Strength Steel Hardox 450 for Manufacturing of Assemblies in the Military Industry. **Key Engineering Materials**, vol. 755, p. 96–105, 2017.

Liang, W., e Deng, D., Investigating the Influence of External Restraint on Welding

Distortion in Thin-Plate Welded Structures by Means of Numerical Simulation Technology. **Journal of Physics: Conference Series**, vol. 1063(1), p. 1–5 2018.

Linnert, G. E. **Welding Metallurgy - Carbon and Alloy Steels**. AWS edition, GML Publications, vol. 1, 1994.

Long, H., Gery, D., Carlier, A., e Maropoulos, P. G., Prediction of Welding Distortion in Butt Joint of Thin Plates. **Materials and Design**, vol. 30(10), p. 4126–4135, 2009.

Luo, Y., Ishiyama, M., e Murakawa, H., Welding Deformation of Plates with Longitudinal Curvature. **Transactions of JWRI**, vol. 28(2), p. 57–65, 1999.

Machado, I. G., **Soldagem & Técnicas Conexas: Processos**, 1. ed. ABS Distribuição, Porto Alegre, Brasil, , 1996.

Machado, I. G., **Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações**, 1. ed. Imprensa Livre, Porto Alegre, Brasil, , 2000

Marques, P. V., Modenesi, P., e Bracarense, A., **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**, Editora UFMG, Belo Horizonte, Brasil, 2007.

Masubuchi, K. **Analysis of Welded Structures Residual Stresses, Distortion, and their Consequences**. 1st. ed., Pergamon Press, New York, USA, 1980.

Michaleris, P., e Debiccari, A., Prediction of Welding Distortion. **American Welding Society - Welding Journal**, vol. 76(April), p. 172–182, 1997.

Modenesi, P., Marques, P., e Santos, D., **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. 1. ed. Editora UFMG, Belo Horizonte, Brasil, 2012.

Nezamdoost, M. R., Esfahani, M. R., Hashemi, S. H., e Mirbozorgi, S. A., Investigation of Temperature and Residual Stresses Field of Submerged Arc Welding by Finite Element Method and Experiments. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 87(1–4), p. 615–624, 2016.

O'Brien, R. **Predicting weld distortion in the design of automotive components**. Thesis for Master of Science, Durham University, 2007.

Okano, S., e Mochizuki, M., Transient Distortion Behavior During TIG Welding of Thin Steel Plate. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 241, p. 103–111, 2017.

Okido, N., **Análise Comparativa das Propriedades Mecânicas de Chapas Finas de Aço Hardox 450 Soldadas Através dos Processos MAG e TIG**. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, 2018.

Pilipenko, A., **Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding. Their mitigation techniques**. Thesis for Doctor of Philosophy, Norwegian University of Science and Technology, 2001.

Purwaningrum, Y., Alfarizi, F., e Wirawan, M. **The Effect of Shielding Gas Mixture on Distortion and Corrosion of Gas Metal Arc Steel Welding**. Proceeding of International Conference on Green Technology, Semarang, Indonesia, 2015.

Radaj, D., **Heat Effects of Welding - Temperature Field, Residual Stress, Distortion**. Springer-V ed. Berlin: Springer-Verlag, 1993.

Reddy, B. N. S., e Swamy, N. L., Influence of Groove Angle in V-groove Butt Joints

on Transverse Shrinkage in CO₂ Arc Welding Process. **International Journal of Engineering Science and Technology (IJEST)**, vol. 5(2), p. 410–412, 2013.

Roger, F., e Traidia, A., Modeling residual stresses in Arc Welding Consequences of Welding. Proceedings of the COMSOL Conference, Boston, U.S.A. 2010.

Rosenthal, D., The Theory of Moving Sources of Heat and its Application to Metal Treatments. **American Society of Mechanical Engineers**, vol. 43, p. 2–19, 1946.

Satoh, K., e Terasaki, T., Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structural Materials. **Journal of the Japan Welding Society**, vol. 45(4), p. 302–308, 1976.

Saunders, N., Guo, Z., Li, X., Miodownik, A. P., e Schillé, J., Using Jmatpro to Model Materials Properties and Behavior. **Jom**, vol. 55(12), p. 60–65, 2003.

Saxena, R. K., e Arya, H., **Effects of welding speed , welding current and plate thickness on temperature variation and angular distortion in butt joint welding**. Annual International Conference on Materials Science, Metal & Manufacturing, Hotel Fort Canning, Singapore, 2011.

Schenk, T., **Modelling of Welding Distortion: The Influence of Clamping and Sequencing**. Thesis Diplom-Physiker, Technische Universiteit Delft, Albert-Ludwig-Universität Freiburg, 2011.

Scotti, A., Modelos de Cinco Barras e de uma Barra para Geração de Tensões Térmicas na ZF, ZAC e MB Durante Soldagem. **Soldagem & Inspeção**, vol. 19(1), p. 82–90, 2014.

Scotti, A., Reis, R. P., e Liskevych, O., Modelo Descritivo do Fluxo de Calor em Soldagem a Arco Visando o Conceito de Calor Imposto Efetivo. **Soldagem & Inspeção**, vol. 17(2), p. 166–172, 2012.

Seyyedean Choobi, M., Haghpanahi, M., e Sedighi, M., Investigation of the Effect of Clamping on Residual Stresses and Distortions in Butt-Welded Plates. **Transaction B: Mechanical Engineering**, vol. 17(5), 2010.

Seyyedean Choobi, M., Haghpanahi, M., e Sedighi, M., Prediction of welding-induced angular distortions in thin butt-welded plates using artificial neural networks. **Computational Materials Science**, vol. 62, p. 152–159, 2012. a.

Seyyedean Choobi, M., Haghpanahi, M., e Sedighi, M., Effect of welding sequence and direction on angular distortions in butt-welded plates. **Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, vol. 47(1), p. 46–54, 2012. b.

Siderweld. **Data Sheet ER110S-G**. 2019.

Simion, C., Manu, C., Baset, S., e Millard, J., **Distortions Generated by Welding Process Using ANSYS-FEA**, ANSYS Publications, Canada Atomic Energy of Canada Limited, 2006.

Sørensen, M. **Simulation of Welding Distortions in Ship Section**. Thesis for Doctor of Philosophy, Technical University of Denmark, 1999.

SSAB. **Welding Handbook a Guide to Better Welding of Hardox and Weldox.**, 2016. a.

SSAB. **Soldadura hardox**. SSAB., p. 1–20, 2016. b.

SSAB. **Data sheet Hardox® 450**. SSAB., 2018.

Sun, J., Klassen, J., Nitschke-Pagel, T., e Dilger, K., 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**, vol. 99, p. 497–515, 2018.

Teixeira, P. R., Araújo, D. B., e Da Cunha, L. A., Study of the Gaussian Distribution Heat Source Model Applied to Numerical Thermal Simulations of TIG Welding Processes. **Science and Engineering Journal**, vol. 23(1), p. 115–122, 2014.

Teng, T. L., Fung, C. P., Chang, P. H., e Yang, W. C., Analysis of Residual Stresses and Distortions in T-Joint Fillet Welds. **International Journal of Pressure Vessels and Piping**, vol. 78(8), p. 523–538, 2001.

Tian, L., Luo, Y., Wang, Y., e Wu, X., Prediction of Transverse and Angular Distortions of Gas Tungsten Arc Bead-On-Plate Welding Using Artificial Neural Network. **Materials and Design**, vol. 54, p. 458–472, 2014.

Tillová, E., e Chalupová, M., Solution Treatment Effect on Microstructure and Mechanical Properties of Automotive Cast Alloy. **Materials Engineering - Materiálové inžinierstvo**, vol. 19, p. 39–46, 2012.

Tsai, C. L., Park, S. C., e Cheng, W. T., Welding Distortion of a Thin Plate Panel Structure. **Welding Research Supplement**, Chicago, Illinois, 1996.

TWI., **Job Knowledge for Welders, Part 35 - Distortion prevention by pre setting pre bending or use of restraint**, The Welding Institute, Cambridge, UK, , 1988.

Ueda, Y., Murakawa, H., Nakacho, K., e Ma, N., Establishment of Computational Welding Mechanics(Mechanics, Strength & Structural Design). **Transactions of JWRI**, vol. 24(2) 1995.

Ulewicz, R., Mazur, M., e Bokůvka, O., Structure and Mechanical Properties of Fine-Grained Steels. **Periodica Polytechnica Transportation Engineering**, vol. 41(2), p. 111–115, 2014.

Wang, J., Rashed, S., Murakawa, H., e Shibahara, M., **Investigation of Buckling Deformation of Thin Plate Welded Structures**. Proceedings of the Twenty-first International Offshore and Polar Engineering Conference, Hawaii, USA, 2011.

Wang, J., Yuan, H., Ma, N., e Murakawa, H., Recent Research on Welding Distortion Prediction in Thin Plate Fabrication by Means of Elastic FEM Computation. **Marine Structures**, vol. 47, p. 42–59, 2016. a.

Wang, J., Yin, X., e Murakawa, H., Experimental and Computational Analysis of Residual Buckling Distortion of Bead-On-Plate Welded Joint. **Journal of Materials Processing Technology**, vol. 213(8), p. 1447–1458, 2013.

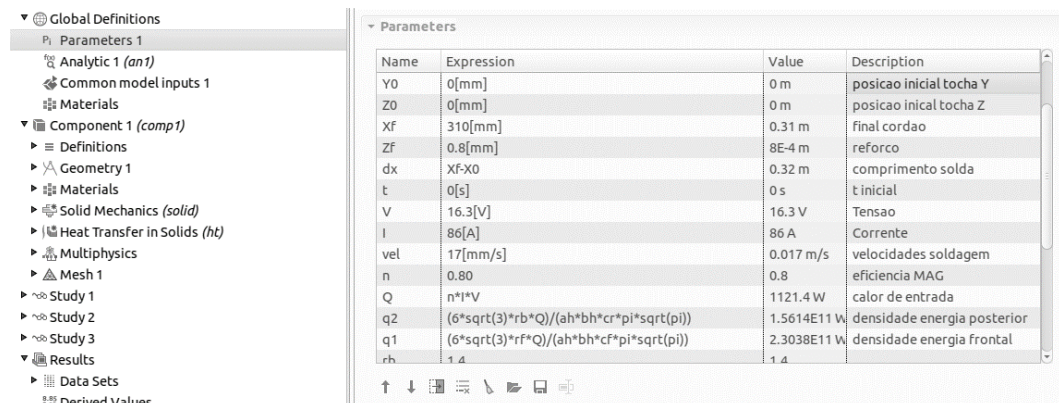
Wang, J., Han, J., Domblesky, J., Yang, Z., Zhao, Y., e Zhang, Q., Development of a New Combined Heat Source Model for Welding Based on a Polynomial Curve Fit of the Experimental Fusion Line. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, vol. 87(5–8), p. 1985–1997, 2016. b.

Wang, R., Rashed, S., Serizawa, H., Murakawa, e H., Zhang, J., Numerical and Experimental Investigations on Welding Deformation. **Transactions of JWRI**, vol. 37(1), p. 79–90, 2008.

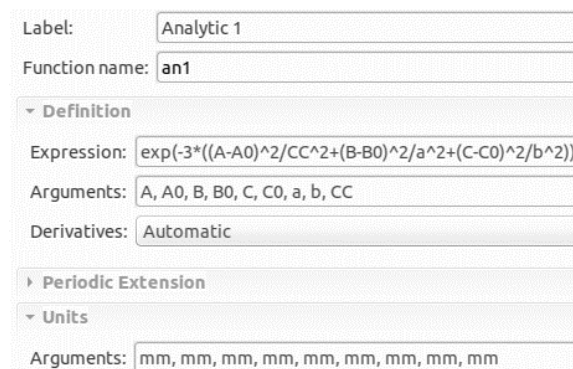
Wentz, A. V., **Simulações de Soldagem por Arco e Resistência Elétrica Usando o Método dos Elementos Finitos**. Dissertação de mestrado, Universidade Federal Do Rio Grande Do Sul, 2008.

Withers, P. J., Bhadeshia, H. K., Residual stress. Part 1 – Measurement techniques. **Materials Science and Technology**, vol. 17(4), p. 355–365, 2001.

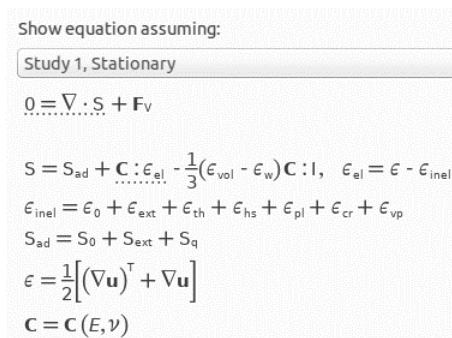
APÊNDICE A – Implementação do modelo numérico no software



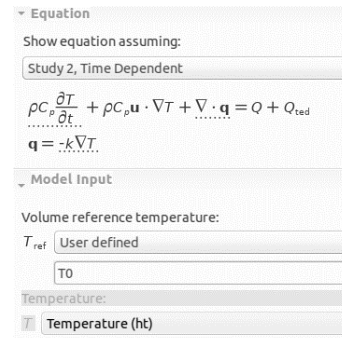
a)



b)



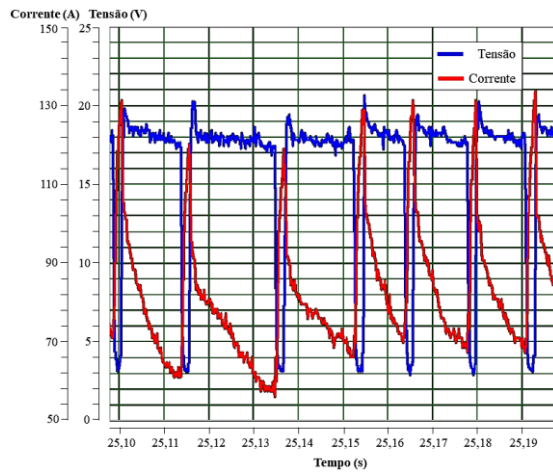
c)



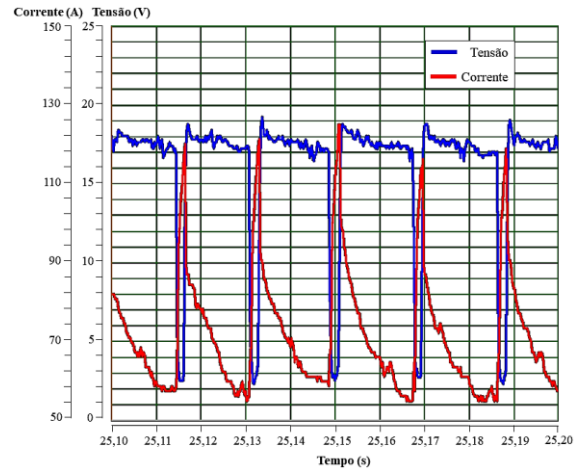
d)

Figura A.1 – Implementação do modelo numérico no software; a) Definição dos parâmetros de estudo; b) Função analítica do modelo da fonte de calor; c) Análise mecânica estrutural; d) Análise térmica.

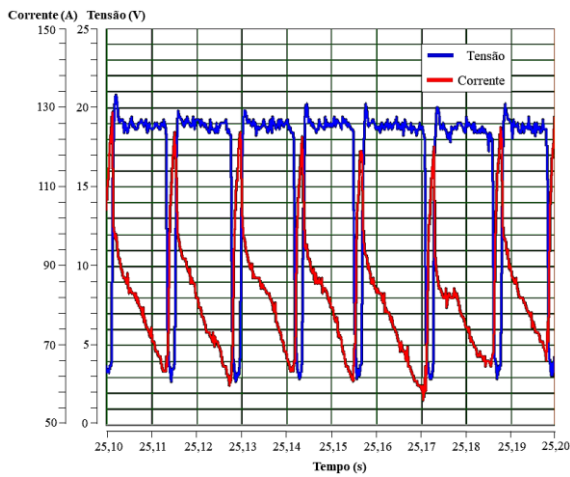
APÊNDICE B – Oscilogramas de tensão e corrente dos testes MAG e TIG



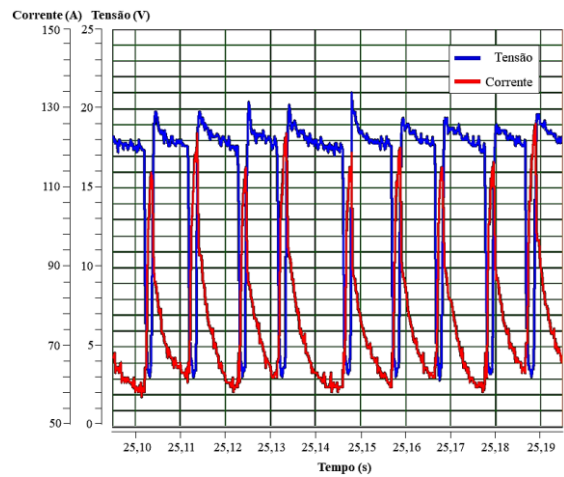
Teste 1AM



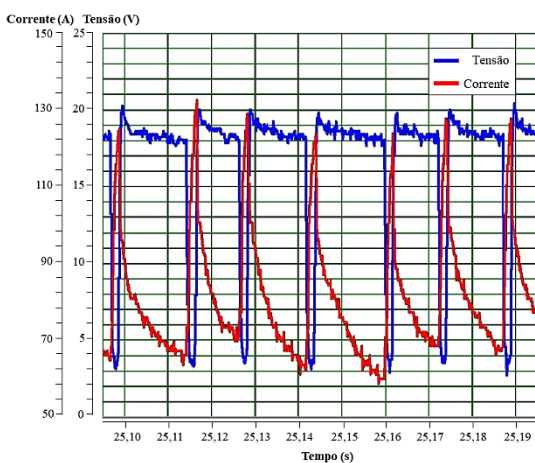
Teste 1BM



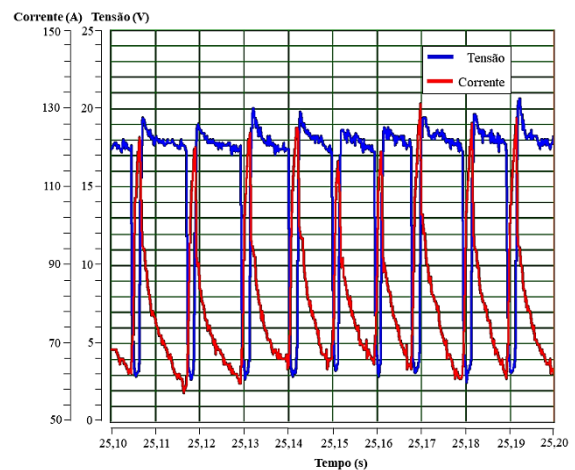
Teste 2AM



Teste 2BM

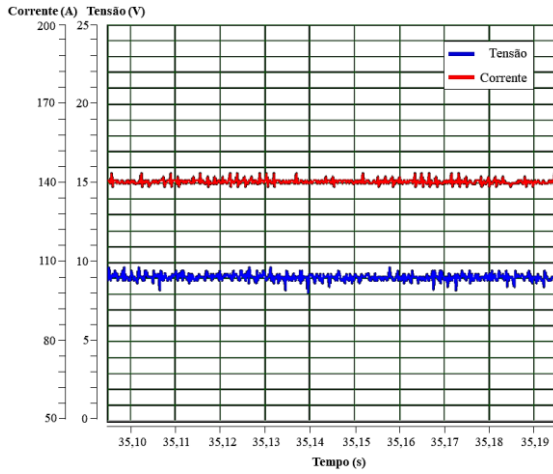


Teste 3AM

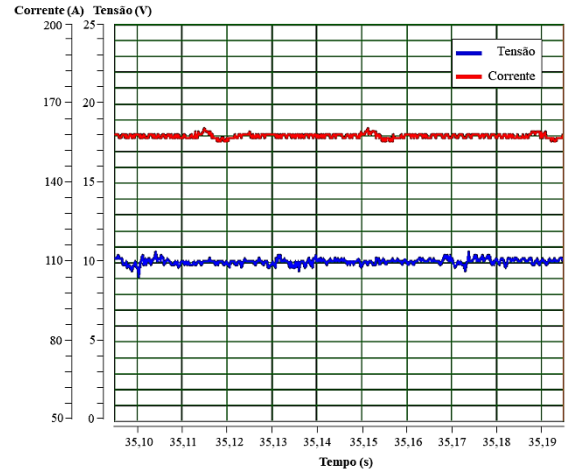


Teste 3BM

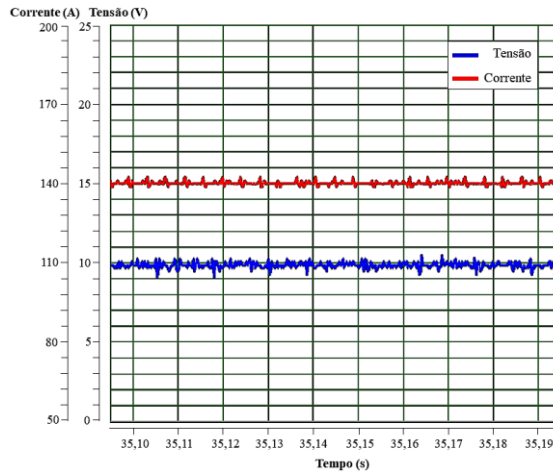
Figura B.1 – Oscilogramas de tensão e corrente dos testes MAG de máxima e mínima energia



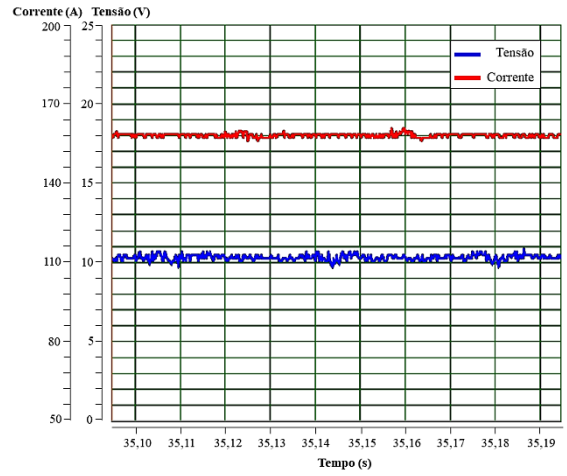
Teste 1AT



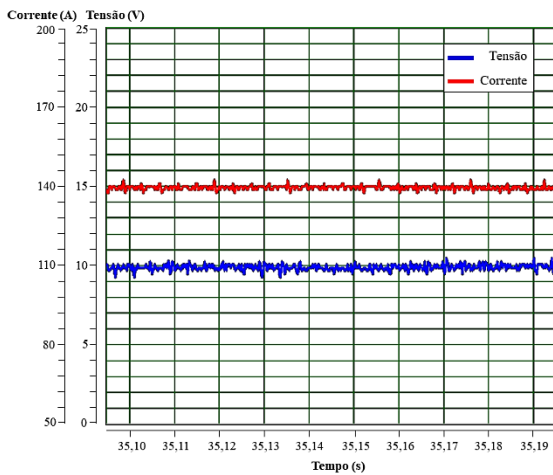
Teste 1BT



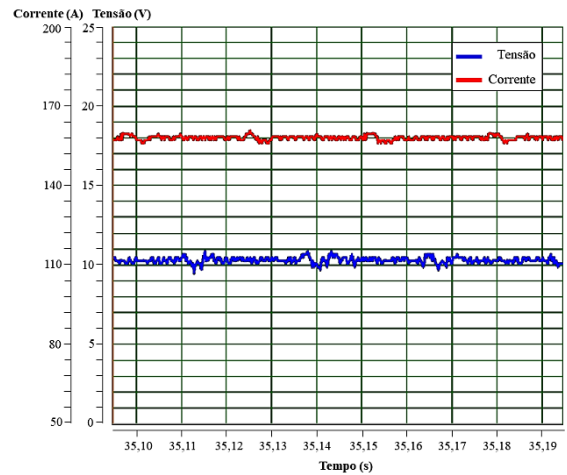
Teste 2AT



Teste 2BT



Teste 3AT

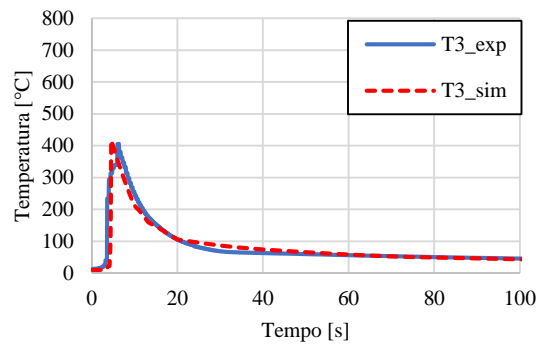
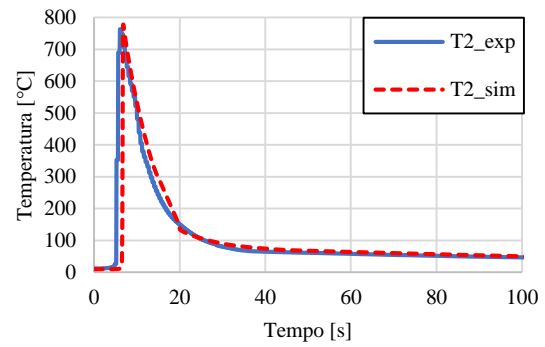
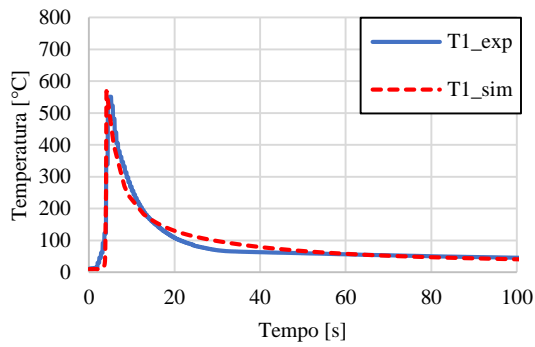


Teste 3BT

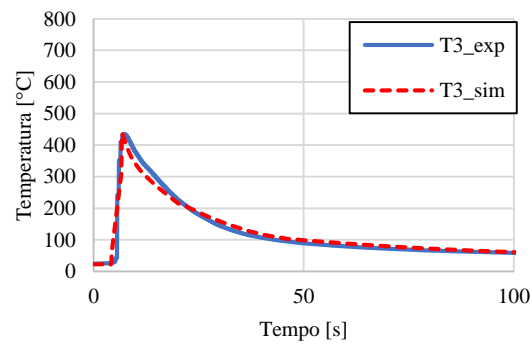
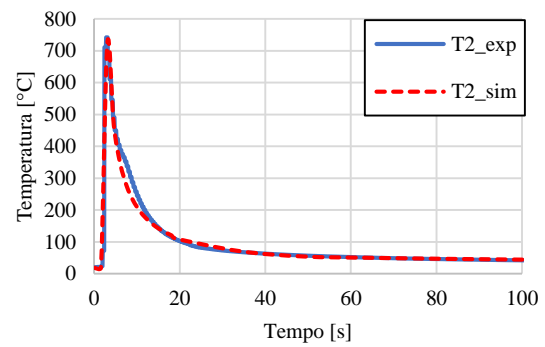
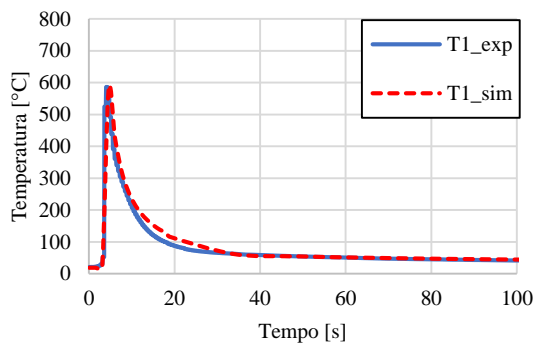
Figura B.2 – Oscilogramas de tensão e corrente dos testes TIG de máxima e mínima energia

APÊNDICE C – Ciclos térmicos dos testes da soldagem MAG

Teste 1AM



Teste 2AM



Teste 3AM

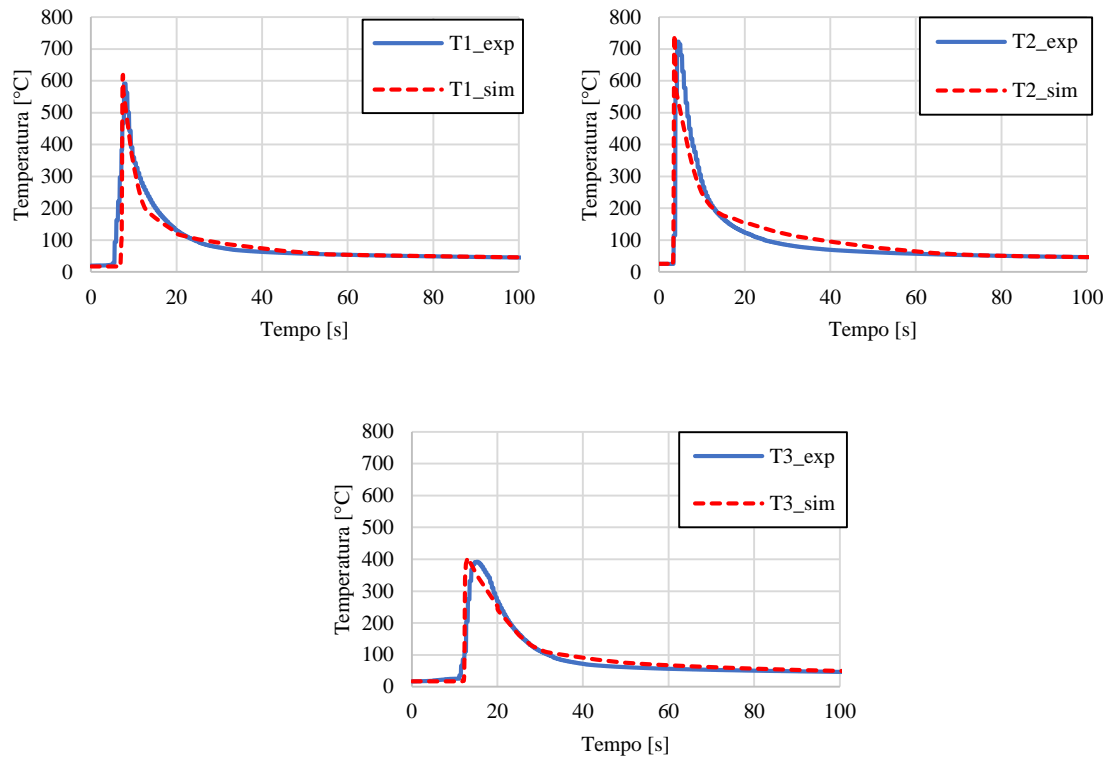
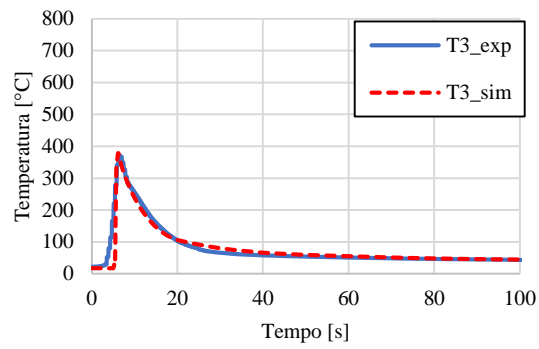
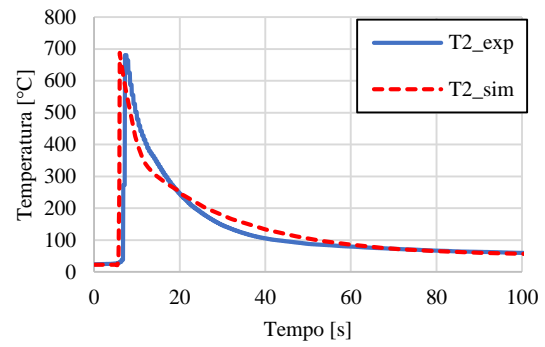
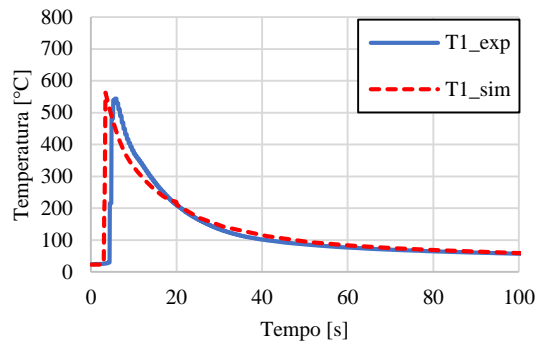
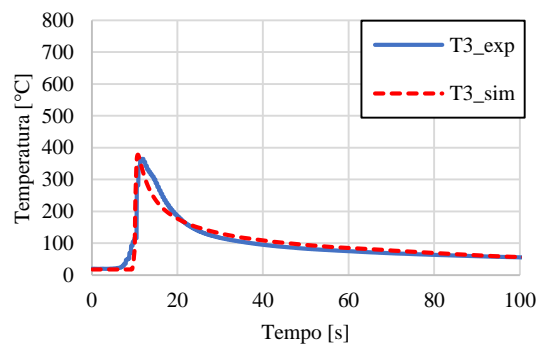
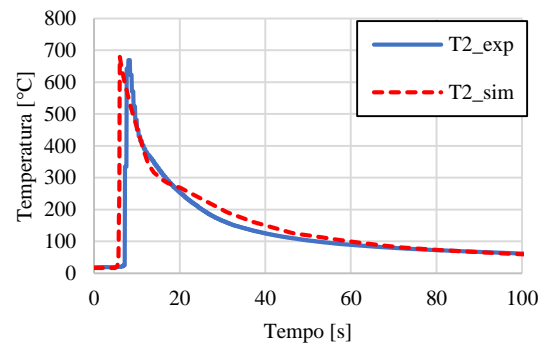
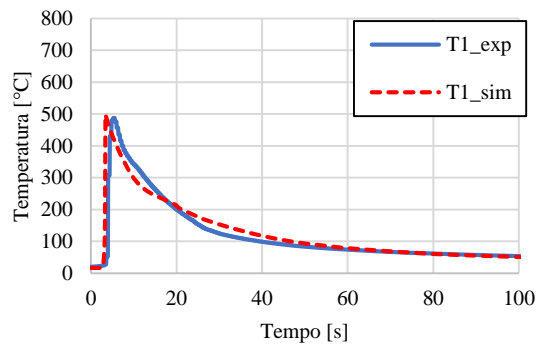


Figura C.1 – Ciclos térmicos dos testes de máxima energia do processo de soldagem MAG.

Teste 1BM



Teste 2BM



Teste 3BM

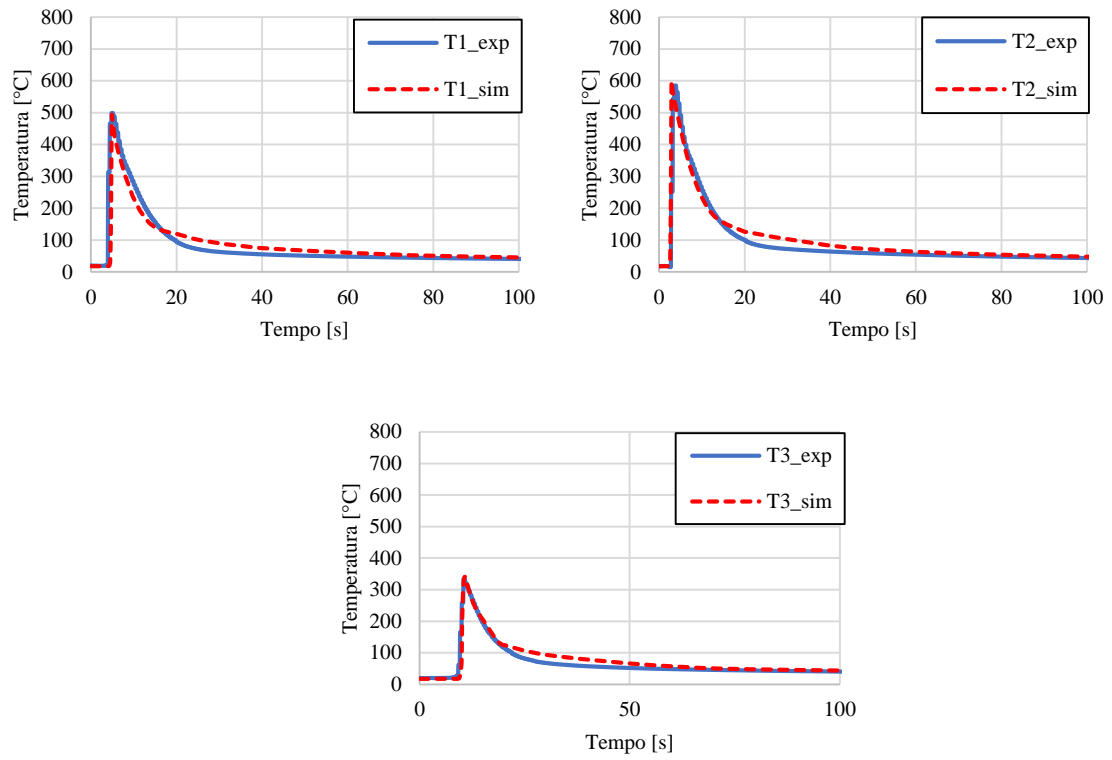


Figura C.2 – Ciclos térmicos dos testes de mínima energia do processo de soldagem MAG.

APÊNDICE D – Imagens tridimensionais de deformações dos testes da soldagem MAG

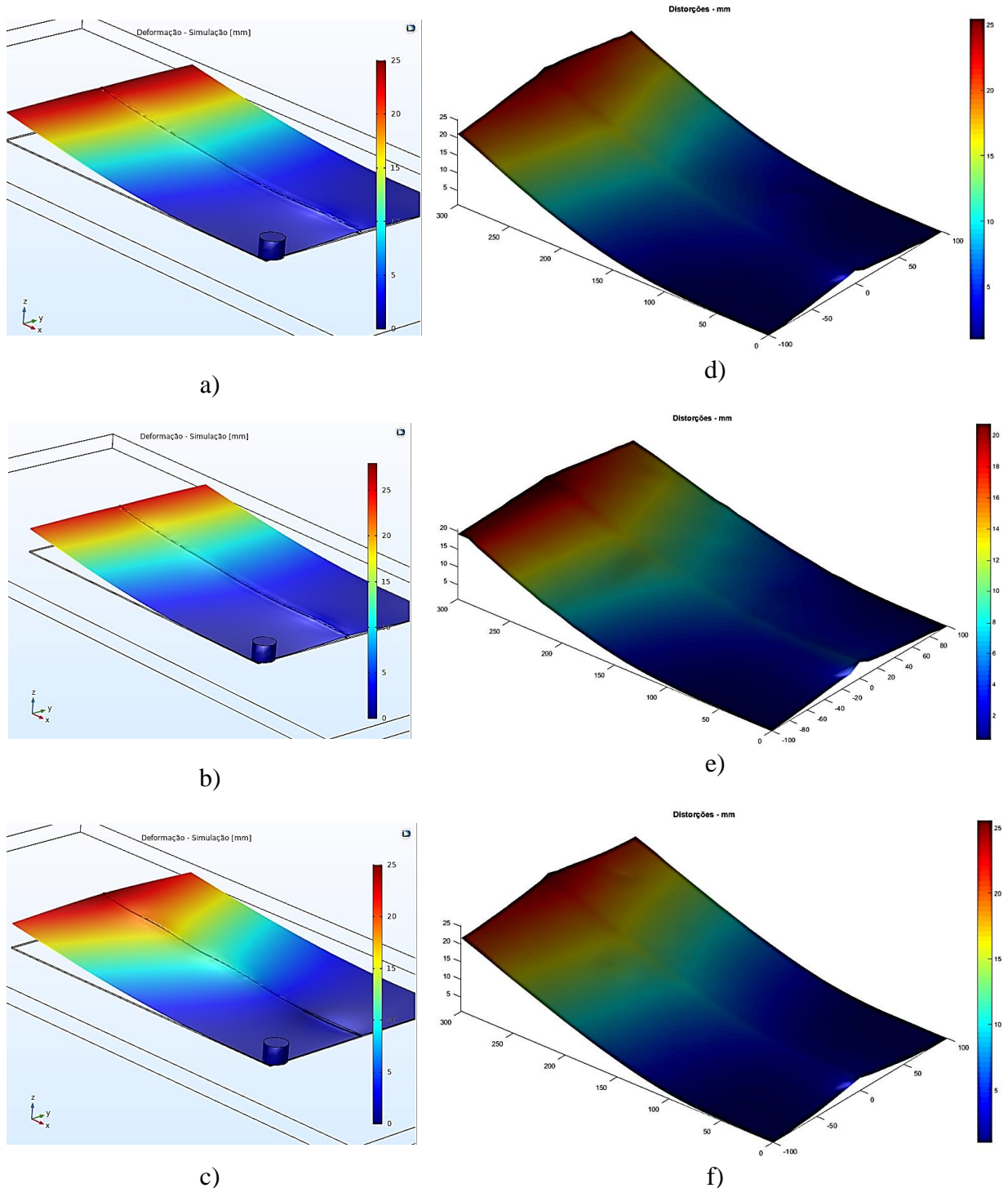
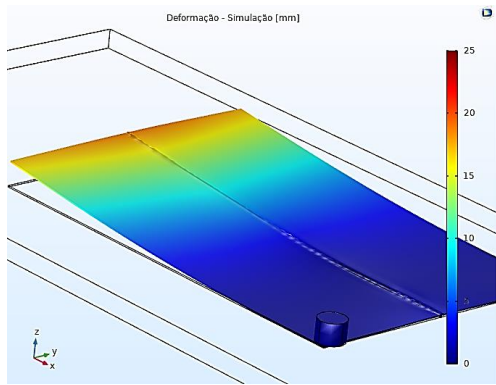
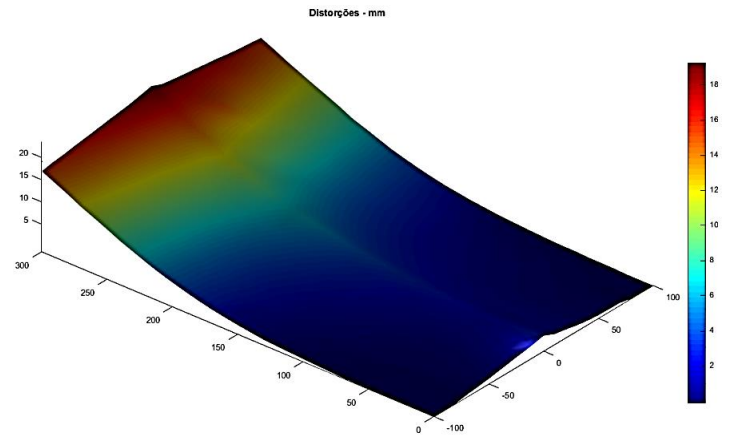


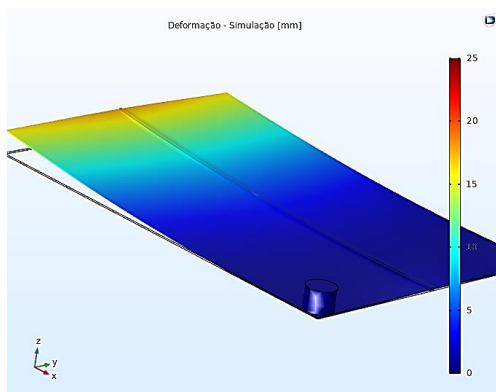
Figura D.1 – Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia máxima. a) Teste 1AM simulação; b) Teste 2AM simulação; c) Teste 3AM simulação; d) Teste 1AM experimental; e) Teste 2AM experimental; f) Teste 3AM experimental.



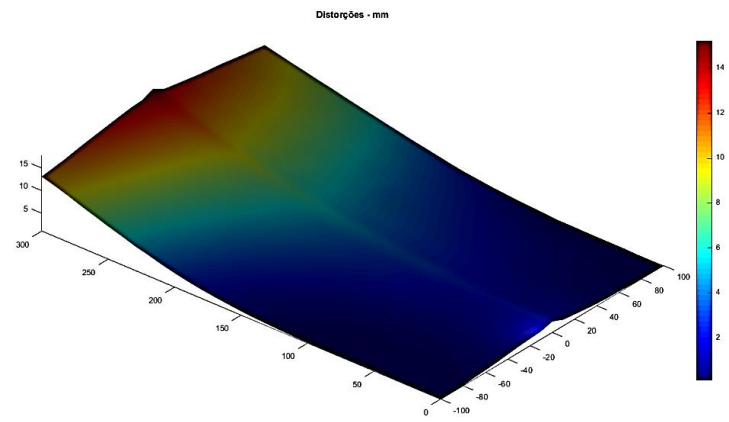
a)



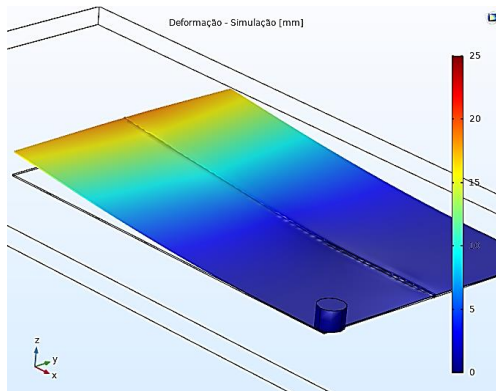
d)



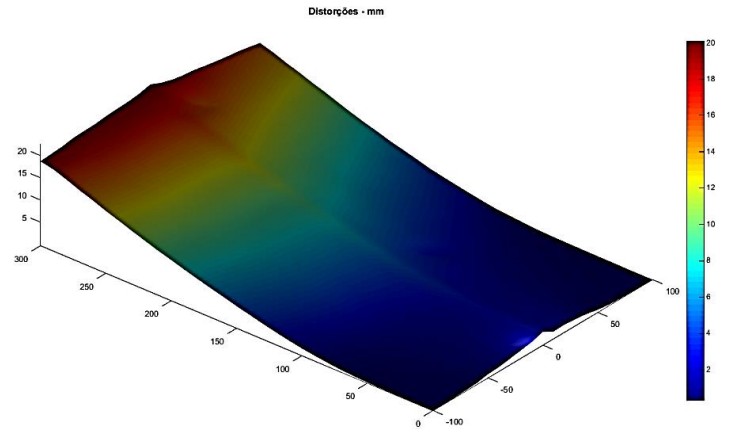
b)



e)



c)

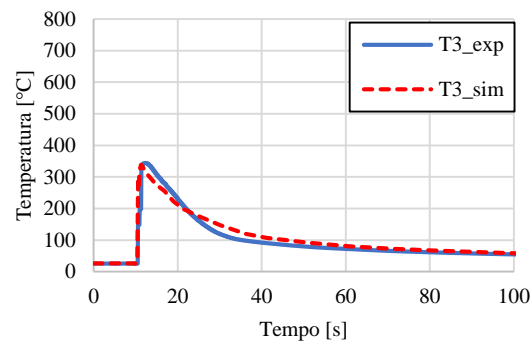
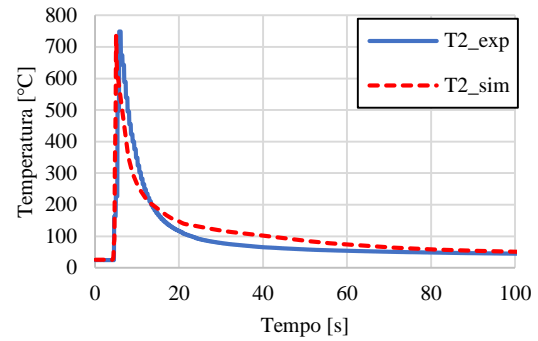
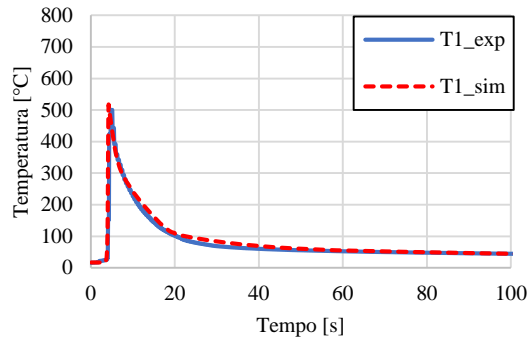


f)

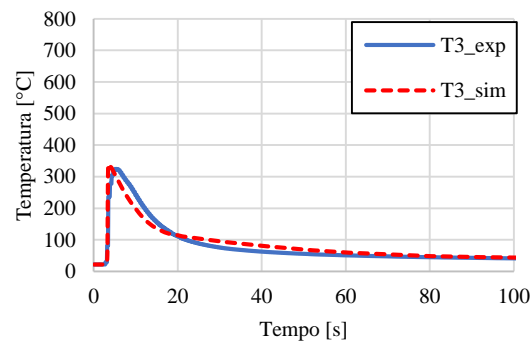
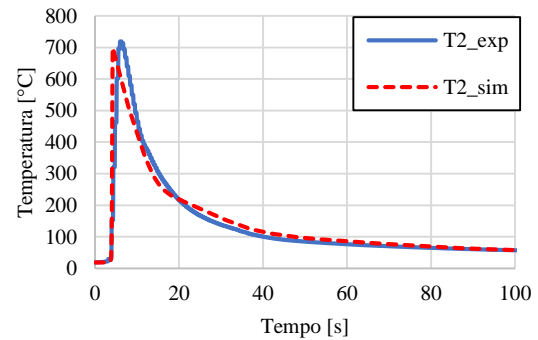
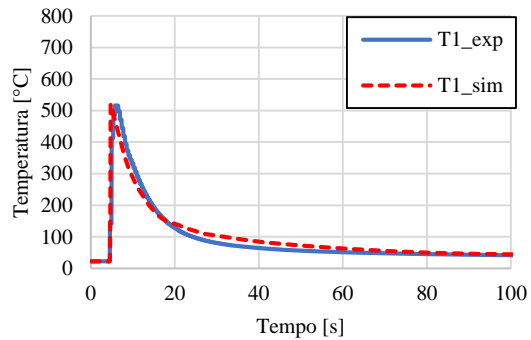
Figura D.2 – Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia mínima. a) Teste 1BM simulação; b) Teste 2BM simulação; c) Teste 3BM simulação; d) Teste 1BM experimental; e) Teste 2BM experimental; f) Teste 3BM experimental.

APÊNDICE E – Ciclos térmicos dos testes da soldagem TIG

Teste 1AT



Teste 2AT



Teste 3AT

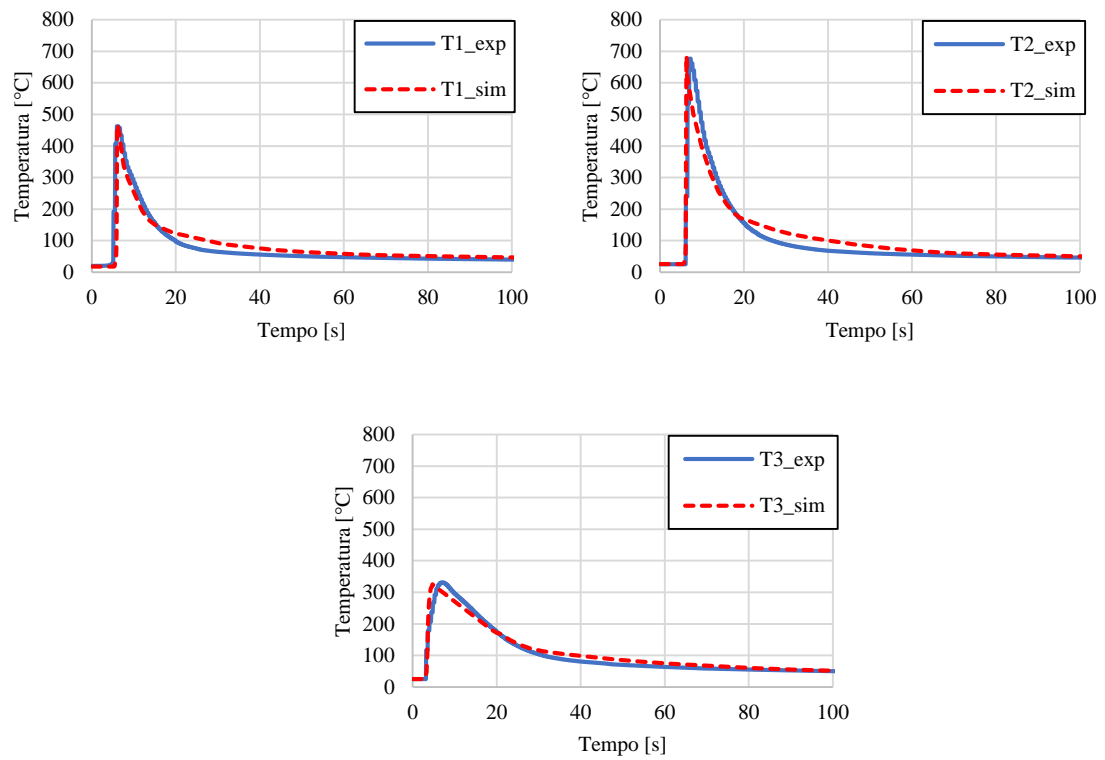
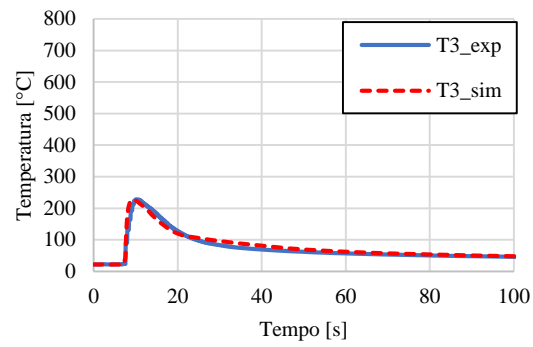
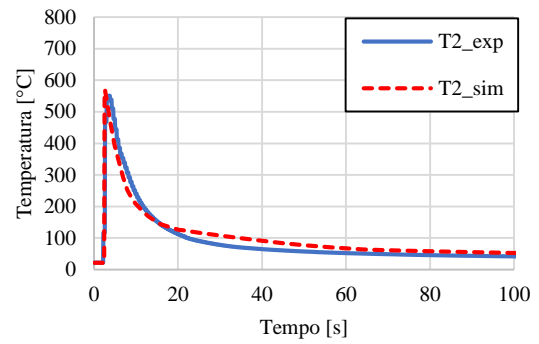
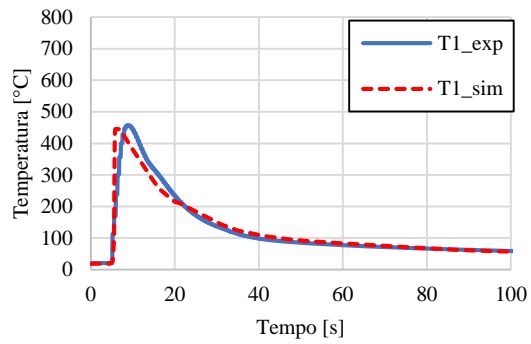
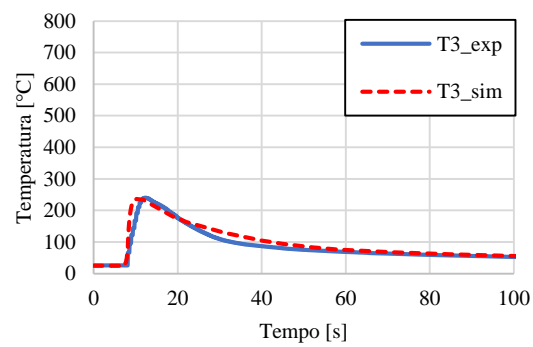
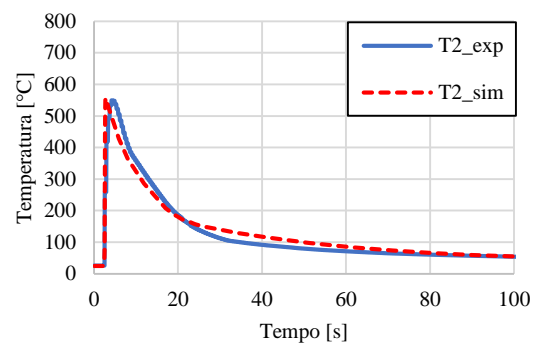
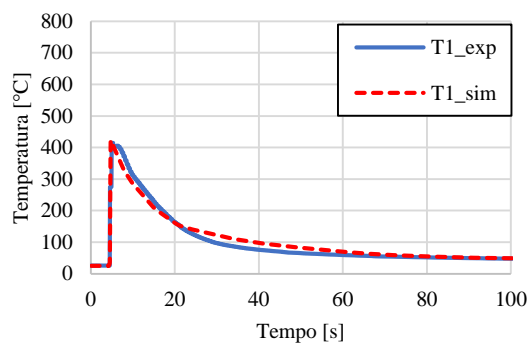


Figura E.1 – Ciclos térmicos dos testes de máxima energia do processo de soldagem TIG.

Teste 1BT



Teste 2BT



Teste3BT

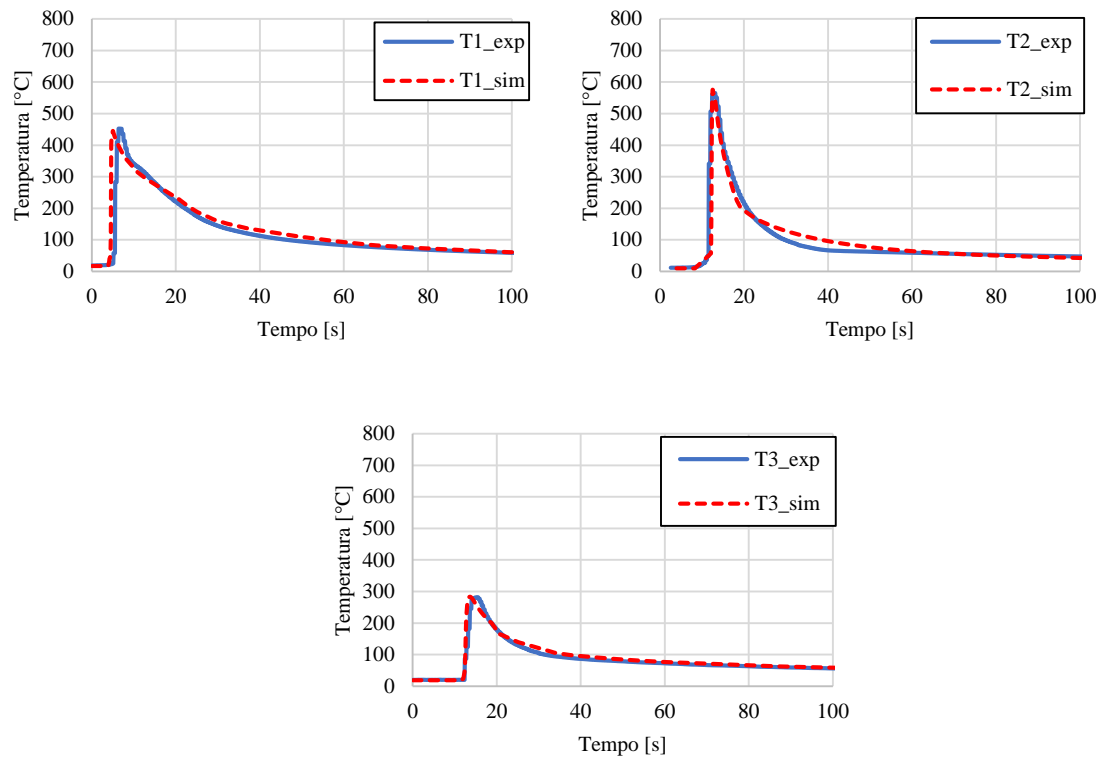


Figura E.2 – Ciclos térmicos dos testes de mínima energia do processo de soldagem TIG.

APÊNDICE F – Imagens tridimensionais de deformações dos testes da soldagem TIG

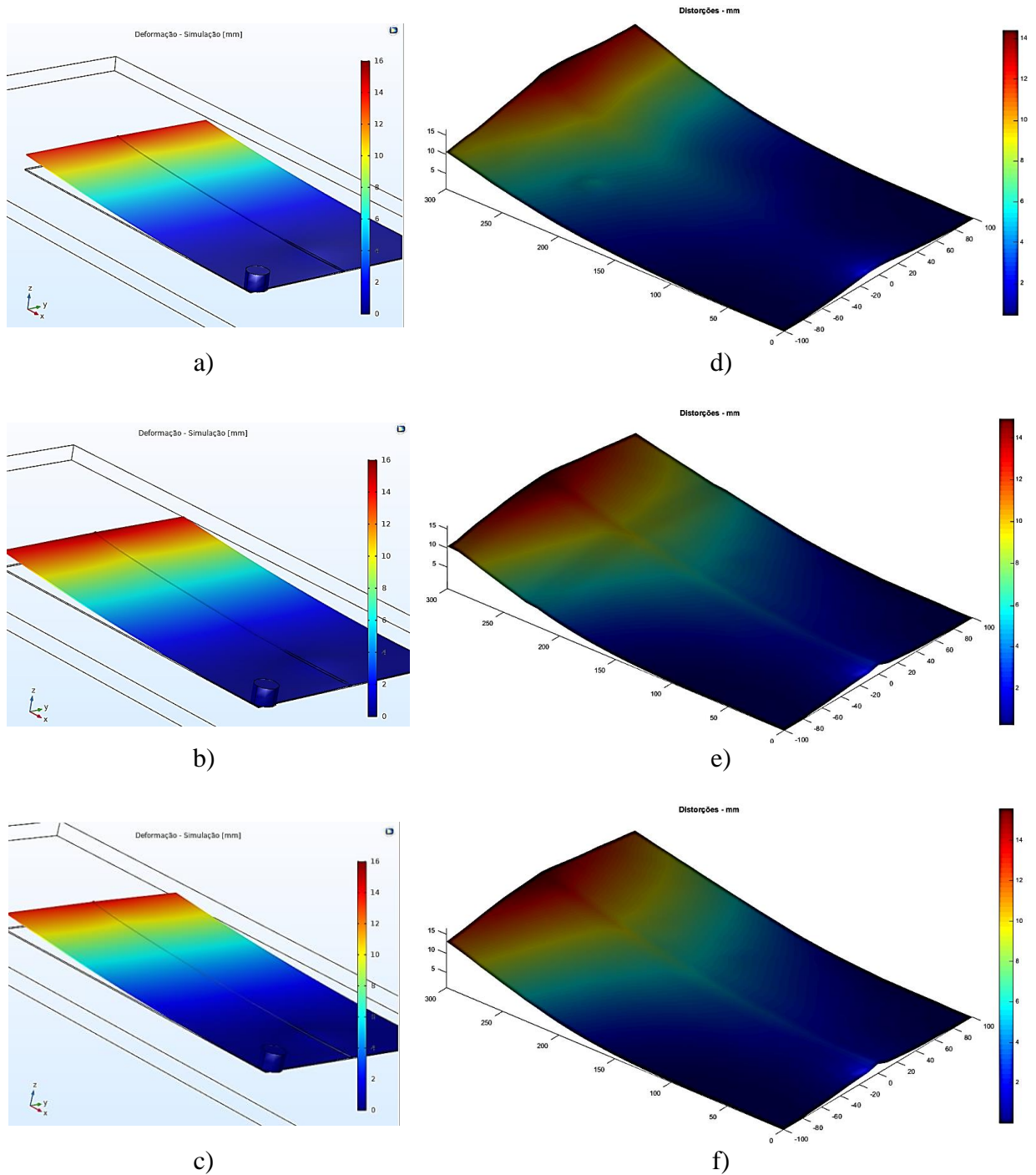
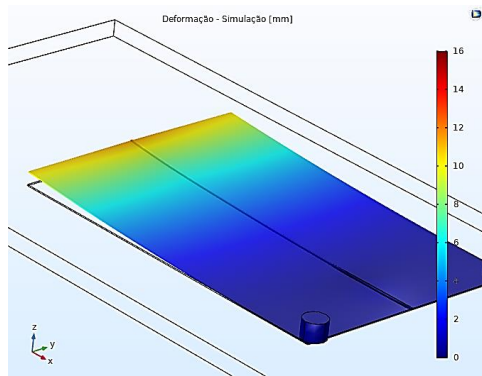
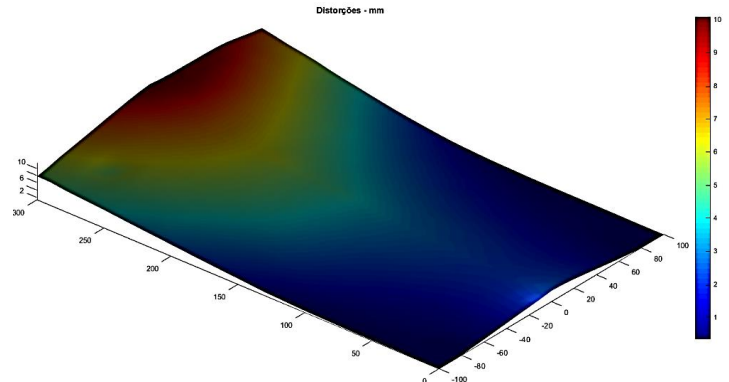


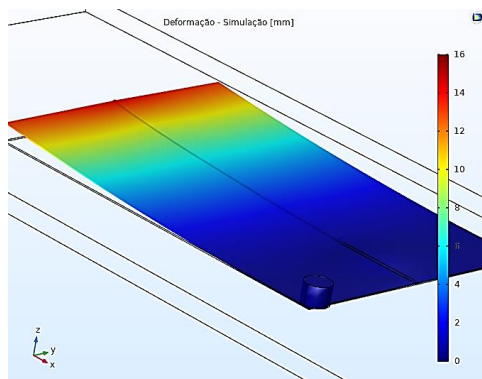
Figura F.1 – Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia máxima. a) Teste 1AT simulação; b) Teste 2AT simulação; c) Teste 3AT simulação; d) Teste 1AT experimental; e) Teste 2AT experimental; f) Teste 3AT experimental.



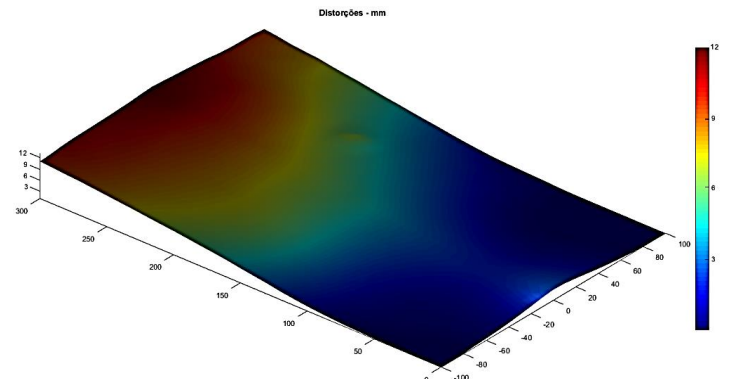
a)



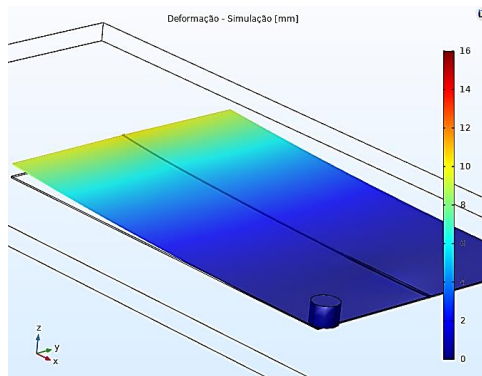
d)



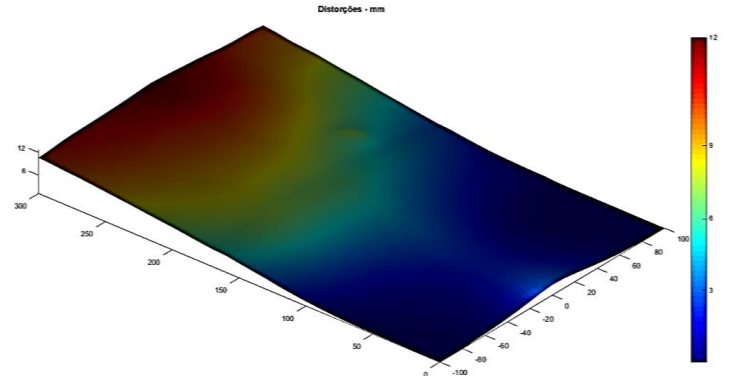
b)



e)



c)



f)

Figura F.2 – Imagens tridimensionais de deformações, modelo numérico e experimental de energia mínima. a) Teste 1BT simulação; b) Teste 2BT simulação; c) Teste 3BT simulação; d) Teste 1BT experimental; e) Teste 2BT experimental; f) Teste 3BT experimental.