

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA METALÚRGICA,
MATERIAIS E DE MINAS

DISSERTAÇÃO DE MESTRADO

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DAS DEFORMAÇÕES E
TENSÕES RESIDUAIS NA FABRICAÇÃO DE UM
COMPONENTE SOLDADO

Autor: André César Martins de Miranda
Orientador: Prof. Paulo J. Modenesi

Dezembro/2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA METALÚRGICA,
MATERIAIS E DE MINAS

André César Martins de Miranda

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DAS DEFORMAÇÕES E TENSÕES
RESIDUAIS NA FABRICAÇÃO DE UM COMPONENTE SOLDADO

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica, Materiais e de Minas da Universidade Federal de Minas Gerais

Área de concentração: Metalurgia da Transformação

Orientador: Prof. Dr. Paulo J. Modenesi

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG
2015

Agradecimentos

Primeiramente a Deus.

Um profundo agradecimento ao meu orientador Paulo J. Modenesi, pelos valiosos ensinamentos durante o curso, pela atenção prestada na orientação deste trabalho e principalmente pela forma cordial com que me recebeu. Agradeço também ao professor Ronaldo Barbosa e aos colegas de classe Ângelo Costa e Daniele Araujo, que participaram dessa trajetória.

A Simufact Americas LLC, e em especial aos senhores Paulo Sauer e Arjaan Buijk pelo fornecimento do *software* Simufact Welding® para as simulações abordadas neste trabalho. Agradeço também aos colegas da Usiminas Mecânica S/A, em especial aos gestores Raul Marchesini e Hallan Quintão, por incentivarem a realização deste trabalho, ao colega Clodoaldo Custódio pelo apoio na realização dos experimentos, Anderson Silva e Filipe Ernesto no apoio com a estrutura de TI para a realização das simulações, e aos colegas Luiz Augusto e Marcel Biscaro pelo apoio e incentivo durante a execução do trabalho. Por fim, um agradecimento ao amigo Thiago Silva, pelas sugestões e apoio dado durante a elaboração da dissertação.

Meus sinceros agradecimentos.

Resumo

Na indústria metal-mecânica, os processos de soldagem representam uma parcela fundamental do processo de fabricação, sendo em alguns casos o fator diferencial do sucesso. No segmento de vagões ferroviários, distorções e tensões residuais devido ao processo de soldagem podem impactar na montagem, funcionamento e vida útil do equipamento, ocasionando custos indesejáveis de reparo e garantia. Devido à complexidade do processo de soldagem, normalmente adota-se conhecimento empírico para o pré-estudo do efeito das distorções. Com base neste cenário, a presente dissertação tem como objetivo estudar as distorções e tensões residuais geradas pelo processo de soldagem utilizando o método de elementos finitos. O objeto de estudo deste trabalho foi um componente de vagão ferroviário, fabricado em aço estrutural Usiminas classe USI SAC-350 e caracterizado pela presença de reforços axiais e transversais soldados pelo processo FCAW. Esta peça apresenta tolerância geométrica rigorosa, exigência esta que torna este estudo importante para esta aplicação. Para a realização das simulações foi utilizado o software Simufact Welding® versão 4.0.1, fornecido pela Simufact Americas LCC. A fim de avaliar a influência da sequência e parâmetros de soldagem, e do tamanho do filete de solda no desenvolvimento das distorções, três condições distintas foram simuladas variando estes parâmetros e os resultados validados com dados experimentais. A fabricação e inspeção dos modelos foram realizadas utilizando recursos fornecidos pela empresa Usiminas Mecânica S/A, situada em Ipatinga, Minas Gerais. Os resultados numéricos coincidem parcialmente com os resultados experimentais, mostrando que a metodologia adotada pode ser uma ferramenta viável para prever distorções ocasionadas pelo processo de soldagem.

Abstract

In the metal industry, welding processes are an essential part of the manufacturing process, and in some cases the key factor of success. In the railcars segment, distortions and residual stresses due to the welding process can impact the manufacturing assembling, operation and service life of the equipment, causing undesirable costs of repair and warranty. Due to the complexity of the welding process, normally empirical knowledge is used to pre-study the effect of the distortions. Based on this scenario, this thesis aims to study the distortions and residual stresses generated by the welding process using the finite element method. The part of study in this work was a railcar component, made of Usiminas structural steel class USI SAC-350 and featuring axial and transverse ribbing welded by FCAW process. This piece demands a strict geometric tolerance, which makes important this study for this application. To carry out the simulations, the software Simufact Welding® version 4.0.1 was used, provided by Simufact Americas LCC. In order to evaluate the influence of the welding sequence and parameters, and the size of fillet weld on the development of distortions, three different conditions were simulated modifying these parameters and the results were validated with experimental data. The manufacturing and inspection of the models were performed using resources provided by the company Usiminas Mecânica S/A, located in Ipatinga, Minas Gerais. The numerical results were partially consistent with the experimental data, showing that the methodology used can be a viable tool to predict distortions caused by the welding process.

Sumário

1.	INTRODUÇÃO	1
2.	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	3
2.1	Introdução.....	3
2.2	Fundamentos de soldagem.....	7
2.2.1	Processos de soldagem	8
2.2.2	Processo de soldagem FCAW	9
2.2.3	Parâmetros de soldagem	10
2.2.4	Tensões residuais	13
2.2.5	Distorções.....	16
2.3	Simulação de soldagem por elementos finitos	21
2.3.1	Análise térmica.....	22
2.3.2	Modelamento da deposição de metal de adição.....	25
2.3.3	Análise estrutural	27
3.	METODOLOGIA.....	31
3.1	Introdução.....	31
3.2	Aplicação do trabalho	32
3.3	Equipamentos e materias	35
3.3.1	Equipamentos	35
3.3.2	Materiais e consumíveis.....	37
3.4	Procedimento experimental	41
3.5	Método de inspeção	46
3.6	Simulação numérica.....	48
4.	RESULTADOS E DISCUSSÃO	52
4.1	Distorções.....	52
4.1.1	Resultados do modelo I.....	53
4.1.2	Resultados do modelo II.....	55
4.1.3	Resultados do experimento III	57
4.2	Tensões residuais	58
5.	CONCLUSÕES.....	63
6.	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	65
7.	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	66
8.	ANEXOS	68

8.1	Resultado das medições das peças fabricadas antes da soldagem	68
8.2	Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo I	70
8.3	Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo II	72
8.4	Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo III	74

Lista de figuras

Figura 2.1 - Processo de soldagem FCAW ⁽¹⁴⁾	10
Figura 2.2 - Velocidade de alimentação do arame em função da corrente de soldagem para diferentes diâmetros de eletrodo para o processo FCAW ⁽¹⁴⁾	12
Figura 2.3 - Representação esquemática das variações de temperatura e tensão durante o processo de soldagem ⁽¹⁴⁾	14
Figura 2.4 - Método do furo para medição de tensões residuais ⁽¹¹⁾	16
Figura 2.5 - Principais tipos de distorções devido ao processo de soldagem ⁽¹²⁾	17
Figura 2.6 - Relação entre as distorções e a distribuição de tensões residuais na direção X ⁽¹⁴⁾	18
Figura 2.7 - Relação entre a contração longitudinal e a distribuição de tensões residuais na direção Y ⁽¹⁴⁾	18
Figura 2.8 - Distorções (δm) em painéis em função da espessura (t), tamanho do filete (Df) e distância entre nervuras (l) ⁽¹⁴⁾	19
Figura 2.9 - Fonte circular de Pavelic ⁽¹⁷⁾	22
Figura 2.10 - Geometria do duplo elipsóide de Goldak ⁽¹⁸⁾	24
Figura 2.11 - Exemplo de níveis de refinamento da malha. a) malha inicial; b) nível 1 de refinamento e c) nível 2 de refinamento ⁽²⁰⁾	27
Figura 3.1 - Vista lateral do vagão HFT.....	32
Figura 3.2 - Vista de fundo do vagão HFT.....	32
Figura 3.3 - Funcionamento da tampa de descarga do vagão HFT.....	33
Figura 3.4 - Tampa de descarga do vagão HFT (vista frontal).....	33
Figura 3.5 - Componentes da tampa do vagão HFT (vista traseira).....	34
Figura 3.6 - Equipamento de corte a laser modelo Alpharex [®] AXC 5000 ESAB.....	35
Figura 3.7 - Prensa hidráulica Gasparini.....	35
Figura 3.8 - Máquina de soldagem Idealarc [®] CV400-I- Lincoln [®] Eletric.....	36
Figura 3.9 - Dispositivo de montagem da tampa.....	36
Figura 3.10 - Mesa de inspeção.....	37
Figura 3.11 - Relógio comparador Mitutoyo.....	37
Figura 3.12 - Módulo de escoamento, densidade e coeficiente de Poisson em função da temperatura- aço manganês AISI 1311 ⁽¹⁹⁾	39
Figura 3.13 - Condutividade térmica e calor específico em função da temperatura - aço manganês AISI 1311 ⁽¹⁹⁾	39

Figura 3.14 - Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura - aço manganês AISI 1311 ⁽¹⁹⁾	40
Figura 3.15 - Curva tensão-deformação em função de diferentes valores de temperatura -aço manganês AISI 1311 ⁽¹⁹⁾	40
Figura 3.16 - Diagrama de fabricação das peças.....	41
Figura 3.17 - Dispositivo de fixação utilizado na fabricação da peça.....	42
Figura 3.18 - Peça pré-montada com os componentes ponteados.	42
Figura 3.19 - Condição de projeto do modelo I.....	44
Figura 3.20 - Sequência I de soldagem adotada nos modelos I e II.	44
Figura 3.21 - Condição de projeto do modelo II e III.....	44
Figura 3.22 - Sequência II de soldagem adotada no modelo III.	45
Figura 3.23 - Corpo de prova para calibração da fonte de calor.....	46
Figura 3.24 - Sistema de coordenadas adotado para a inspeção e simulação de distorções e tensões residuais.....	46
Figura 3.25 - Inspeção da planicidade na superfície da tampa.....	47
Figura 3.26 - Malha de inspeção da planicidade da superfície superior da peça.	47
Figura 3.27 - Malha de elementos finitos utilizada nos componentes.	48
Figura 3.28 - Barras de apoio da tampa (vista frontal da peça).....	49
Figura 3.29 - Pontos de fixação dos componentes.	49
Figura 3.30 - Calibração dos parâmetros da fonte de calor para o modelo I.....	50
Figura 3.31 - Calibração dos parâmetros da fonte de calor para os modelos II e III.....	50
Figura 4.1 - Resultado da simulação do modelo I.	53
Figura 4.2 - Média dos resultados experimentais do modelo I.....	53
Figura 4.3 - Comparação entre o resultado numérico e experimental do modelo I.	54
Figura 4.4 - Representação esquemática das tensões de tração resultantes da contração da solda e o empeno na borda inferior da tampa.	55
Figura 4.5 - Resultados da simulação do modelo II.....	55
Figura 4.6 - Média dos resultados experimentais do modelo II.....	56
Figura 4.7 - Resultados da simulação do modelo III.....	57
Figura 4.8 - Média dos resultados experimentais do modelo III.....	57
Figura 4.9 - Resultados numéricos do modelo I - Tensões residuais em X.	58
Figura 4.10 - Resultados numéricos do modelo I - Tensões residuais em Y.	59
Figura 4.11 - Resultado da simulação do modelo I - Tensão efetiva.....	59
Figura 4.12 - Resultado da simulação do modelo II - Tensão efetiva.....	60
Figura 4.13 - Resultado da simulação do modelo III - Tensão efetiva.....	60

Figura 4.14 - Comparação dos modelos I e II. a) tensão residual efetiva da condição I, b) tensão residual efetiva da condição II.....	61
Figura 4.15 - Comparação dos modelos II e III. a) tensão residual efetiva do modelo II, b) tensão residual efetiva do modelo III.....	61
Figura 8.1 - Resultado da medição da peça 1.	68
Figura 8.2 - Resultado da medição da peça 2.	68
Figura 8.3 - Resultado da medição da peça 3.	68
Figura 8.4 - Resultado da medição da peça 4.	69
Figura 8.5 - Resultado da medição da peça 5 (resultado desprezado para cálculo da média devido à divergência das deformações comparado aos demais resultados).	69
Figura 8.6 - Resultado médio das medições.....	69
Figura 8.7 - Desvio padrão. Valor máximo = 1 mm.	69
Figura 8.8 - Resultado da medição da peça 1.	70
Figura 8.9 - Resultado da medição da peça 2.	70
Figura 8.10 - Resultado da medição da peça 3.	70
Figura 8.11 - Resultado da medição da peça 4.	70
Figura 8.12 - Resultado da medição da peça 5 (resultado desprezado para cálculo da média devido ao desvio elevado de 11,1 mm na borda inferior esquerda).	71
Figura 8.13 - Resultado médio das medições.	71
Figura 8.14 - Desvio padrão. Valor máximo = 1,7 mm.	71
Figura 8.15 - Resultado da medição da peça 1.	72
Figura 8.16 - Resultado da medição da peça 2.	72
Figura 8.17 - Resultado da medição da peça 3.	72
Figura 8.18 - Resultado da medição da peça 4.	72
Figura 8.19 - Resultado da medição da peça 5.	73
Figura 8.20 - Resultado médio das medições.	73
Figura 8.21 - Desvio padrão. Valor máximo = 1,8 mm.	73
Figura 8.22 - Resultado da medição da peça 1.	74
Figura 8.23 - Resultado da medição da peça 2.	74
Figura 8.24 - Resultado da medição da peça 3.	74
Figura 8.25 - Resultado da medição da peça 4.	74
Figura 8.26 - Resultado da medição da peça 5.	75
Figura 8.27 - Resultado médio das medições.	75
Figura 8.28 - Desvio padrão. Valor máximo = 2,9 mm (devido ao desvio localizado na borda inferior esquerda das peças 3 e 5).	75

Lista de tabelas

Tabela 2.1 - Mudanças objetivadas pela variação dos parâmetros de soldagem ⁽¹⁴⁾ .	11
Tabela 2.2 - Faixas de corrente para diferentes materiais e diâmetros de eletrodo ⁽¹³⁾ .	12
Tabela 3.1 - Lista de componentes da tampa de vagão HFT.....	34
Tabela 3.2 - Composição química e propriedades mecânicas do aço USI SAC-350 à temperatura ambiente - limites de máximo e mínimo ⁽²²⁾ .	38
Tabela 3.3 - Composição química e propriedades mecânicas do arame tubular ESAB OK® TUBROD 71 ULTRA E71T-1C (M) ⁽²³⁾ .	38
Tabela 3.4 - Composição química do aço manganês AISI 1311 em % - valores nominais ⁽¹⁹⁾ .	39
Tabela 3.5 - Síntese dos parâmetros de soldagem para os três modelos.....	45
Tabela 3.6 - Parâmetros iniciais estimados para simulação da fonte de calor.	50
Tabela 3.7 - Parâmetros ajustados após a calibração da fonte de calor.....	51
Tabela 3.8 - Dados da simulação.....	51

Nomenclatura

U	Tensão no arco
I	Corrente de soldagem
η	Rendimento térmico do processo
v	Velocidade de soldagem
P	Potência
H	Energia de soldagem
σ	Tensão
τ	Tensão de cisalhamento
A	Área
M_T	Momento
σ_m	Tensão máxima na região da solda
d	Largura da zona de tensão residual
G	Sensor strain-gauge
Ra	Raio do furo cego
Rm	Raio médio de posicionamento dos sensores strain-gauges
α	Ângulo formado entre o sensor 1 com a tensão máxima σ_{max}
β	Ângulo formado entre o relaxamento radial e a tensão máxima σ_{max}
δ_m	Amplitude da distorção
t	Espessura
Df	Tamanho do filete
l	Distância entre nervuras

$q(r)$	Fluxo de calor no ponto r
$q(0)$	Valor máximo do fluxo
C	Coeficiente de concentração
r	Distância radial em relação ao centro do arco
q_f	Taxa do fluxo de calor por unidade de volume na poça frontal
q_r	Taxa do fluxo de calor por unidade de volume na poça traseira
a	Largura da solda ao longo da direção x
b	Penetração da solda ao longo da direção y
c_f	Comprimento da poça de fusão frontal na direção de soldagem z
c_r	Comprimento da poça de fusão traseira na direção de soldagem z
f_f	Parâmetro adimensional frontal
f_r	Parâmetro adimensional traseiro
q	Fluxo de calor
h	Coeficiente de convecção
T_s	Temperatura da superfície (condução)
T_a	Temperatura ambiente (condução)
$T_{s'}$	Temperatura da superfície (convecção)
$T_{a'}$	Temperatura ambiente (convecção)
$T_{s''}$	Temperatura da superfície (radiação)
$T_{a''}$	Temperatura ambiente (radiação)
T	Temperatura
M	Massa
V	Volume

C_p	Calor específico
ρ	Densidade
λ	Condutividade térmica
Q	Calor fornecido pela fonte de calor
F	Vetor força
K	Matriz de rigidez
u	Vetor deslocamento
α_T	Coefficiente de expansão térmica
E	Modulo de elasticidade
ν	Coefficiente de Poisson
S	Segundo tensor de Piola-Kirchhoff
E	Tensor deformação de Green-Lagrange
E^l	Componente linear do tensor deformação de Green-Lagrange
E^{nl}	Componente não linear do tensor deformação de Green-Lagrange
b^0	Força no corpo na configuração de referência
t^0	Vetor de tração na configuração de referência
n	Deslocamento virtual
K_0	Matriz de rigidez para pequenos deslocamentos
K_1	Matriz de rigidez inicial
K_2	Matriz de rigidez de tensão inicial
δu	Vetor de deslocamento
R_I	Forças internas
R_E	Forças externas

Abreviaturas

AWS	<i>American Welding Society</i>
IIW	<i>International Institute of Welding</i>
CAD	<i>Computer Assisted Design</i>
CAE	<i>Computer Assisted Engineering</i>
FCAW	<i>Flux-Cored Arc Welding</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding</i>
PAW	<i>Plasma Arc Welding</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding</i>
SW	<i>Stud Weld</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
ZTA	Zona Termicamente Afetada
ZF	Zona Fundida
HFT	<i>Hopper Fechado de manga T</i>

1. INTRODUÇÃO

Atualmente os processos de soldagem possuem uma ampla aplicação na indústria de bens de capital. Com a globalização e a entrada de empresas estrangeiras no país, as indústrias nacionais se vêem cada vez mais pressionadas a buscar soluções para aumentar sua competitividade e reduzir seus custos, seja através da redução de custos de matéria prima e logística, assim como no aumento da sua eficiência nos processos de fabricação.

O aumento da produtividade nos processos de soldagem, contudo, podem maximizar efeitos indesejáveis como deformações, tensões residuais e alterações microestruturais no material devido ao aporte excessivo de calor na peça. Deformações ou distorções em soldagem são ocasionadas por deformação plástica não uniforme do material em função do aquecimento de uma região localizada da peça durante o processo de soldagem, resultando em variações geométricas e dimensionais.

As distorções são um problema comum nos processos de fabricação que envolvem aporte térmico, e, quando não controladas, requerem retrabalhos que resultam em perda de produtividade e qualidade, aumento de custo e atraso no projeto. Por essa razão, ao se definir os processos de soldagem, a engenharia deve considerar as deformações que serão geradas na peça, a fim de encontrar a melhor solução para preservar a qualidade do produto e evitar custos de retrabalho.

Sem o uso de soluções de simulação da fabricação, torna-se complexo avaliar se um processo está adequado aos desvios permissíveis, estando este muitas vezes sujeito ao conhecimento empírico para seleção do procedimento de soldagem a ser utilizado. Por exemplo, como avaliar se para a fabricação de um determinado produto é possível utilizar um processo de soldagem mais produtivo, ou se este ocasionará tensões residuais ou distorções não aceitáveis a este produto? Desta forma, o uso de soluções de simulação com foco na simulação do processo de soldagem tem se tornado uma ferramenta interessante para prever os desvios resultantes do processo de soldagem.

Ao pesquisar sobre este tema, considerando o uso de soluções de simulação por elementos finitos para previsão deste efeito, alguns trabalhos acadêmicos foram encontrados neste campo de estudo, sendo a maior parte destes realizados com o uso dos *softwares* Ansys® e Abacus®. O uso de uma solução como o Ansys® para esta aplicação apresenta um alto grau de complexidade do modelo de simulação em função da dificuldade para se realizar o modelamento dos fenômenos físicos, tais como a representação da fonte de calor e a adição

de material à peça ao mesmo tempo em que ocorre a movimentação da fonte de calor durante o processo de soldagem. Dados sobre propriedades térmicas e mecânicas do material também podem ser um fator complicador.

Tendo em vista essas dificuldades, recentemente soluções têm sido desenvolvidas por empresas de *software* de engenharia com o objetivo de atender essa demanda de forma mais simples e produtiva. Dentre estas soluções pode-se citar os programas Sysweld® e Simufact Welding®. Estes, contudo, ainda são pouco explorados no mercado nacional. Diante deste contexto, pretende-se neste trabalho desenvolver um estudo a fim de avaliar as distorções geradas pelo processo de soldagem através do *software* de simulação por elementos finitos Simufact Welding®, a fim de permitir uma pré-análise das deformações que irão ocorrer durante a fabricação e, posteriormente, comparar estes resultados com os encontrados em peças reais. Pretende-se também analisar por simulação as tensões residuais causadas pelo processo de soldagem, e avaliar a influência dos parâmetros e sequência de soldagem no desenvolvimento das tensões.

Assim, este trabalho teve como objetivos:

1. Elaborar um modelo para simulação por elementos finitos das distorções e tensões residuais que ocorrem durante a fabricação por soldagem de uma peça de vagão ferroviário;
2. Comparar os resultados de distorções encontrados na simulação com aqueles observados em peças fabricadas;
3. Verificar, por simulação, a influência de mudanças no tamanho do filete e na sequência de soldagem nas distorções e tensões residuais desenvolvidas na peça;
4. Validar os efeitos de distorções previstos.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Introdução

Nas últimas décadas, com o avanço da computação e da capacidade de processamento, o uso de soluções numéricas e em especial simulações com elementos finitos têm sido muito empregadas para a análise dos mais diversos problemas de engenharia. Contudo, até recentemente não existiam programas comerciais específicos para tratar problemas relacionados a operação de soldagem, tornando esta aplicação pouco explorada na prática em função da complexidade para se representar os fenômenos físicos envolvidos no processo de soldagem utilizando *softwares* convencionais para a análise.

Muitos autores utilizaram soluções como o Ansys® e o Abacus® para simular o processo de soldagem. Contudo, esta tarefa requer muito esforço e conhecimento especializado do *software* para adaptar as condições necessárias ao modelo de simulação. A seguir serão apresentados alguns trabalhos encontrados nesta área de aplicação, sendo estes desenvolvidos com o objetivo de prever campos de temperaturas, tensões residuais e distorções em produtos soldados.

Almeida⁽¹⁾ desenvolveu um trabalho com o objetivo de calcular as tensões residuais e distorções geradas pelo processo de soldagem TIG em placas de aço inoxidável AISI 316L. Para simulação da fonte de calor, o autor utilizou uma rotina no *software* Matlab®, adotando um modelo discreto do duplo elipsóide de Goldak (ver seção 2.3.1). Os resultados foram então importados no *software* Ansys®, para posterior análise estrutural utilizando como entrada os resultados térmicos obtidos em cada etapa de carregamento. Para avaliação dos resultados experimentais, foi utilizado o método do furo cego para medição das tensões residuais (ver seção 2.2.4), e *scanner* tridimensional para medição das distorções. Uma característica deste estudo foi o fato de não ter sido considerado metal de adição no processo de soldagem, ou seja, considerou-se um processo autógeno com dois passes (um em cada lado da placa), e foram aplicadas condições de simetria na análise estrutural. Embora tenha apresentado erros da ordem de 20%, devido à complexidade do trabalho os resultados foram considerados satisfatórios.

Também utilizando o *software* Ansys®, Wentz⁽²⁾ abordou a simulação do processo de soldagem por arco elétrico e por resistência, e comparou os resultados numéricos com aqueles obtidos por Zhang *et al.*⁽³⁾ e Tsai *et al.*⁽⁴⁾. Para simulação da soldagem por arco elétrico, o autor utilizou a

teoria do estado plano de deformações e simplificou o método de análise, utilizando recursos de simetria. Algumas simplificações foram testadas e não aprovadas, tais como o uso de modelos mais simples de fonte de calor, desprezar a influência do calor latente e as simplificações referentes a dependência das propriedades mecânicas do material em função da temperatura. Após adotar níveis de complexidade maiores para elaboração do modelo de simulação por elementos finitos, como o uso do duplo elipsóide de Goldak para fonte de calor, bons resultados foram encontrados convergindo com os resultados encontrados na literatura.

Para analisar tensões residuais e distorções em placas finas de aço de baixa liga soldadas com juntas de topo pelo processo MIG (soldagem a arco com proteção gasosa inerte), Long *et al.*⁽⁵⁾ utilizaram o *software* Abacus®. Assim como Almeida⁽¹⁾ e Wentz⁽²⁾, foi adotado o modelo do duplo elipsóide de Goldak para representar a fonte de calor e o comportamento termo-plástico do material para análise estrutural. O modelo de elementos finitos foi elaborado utilizando elementos sólidos de malha e condições de simetria. Em seu trabalho três velocidades de soldagem e duas espessuras de placa foram testadas e os resultados validados com experimentos. A variação destes parâmetros apresentaram efeitos consideráveis nos resultados. Alterações da curva de ciclo térmico, das tensões residuais, das distorções longitudinal, transversal e angular foram avaliadas. Embora os resultados numéricos e experimentais tenham apresentado uma tendência similar, constatou-se um desvio razoável entre eles, sendo que em alguns casos as distorções encontradas nos experimentos superaram os resultados da simulação em até 40%.

Deng *et al.*⁽⁶⁾ também utilizaram o *software* Abacus® para prever distorções em estruturas metálicas soldadas pelo processo MAG (soldagem a arco com proteção gasosa ativa). Em seu trabalho o autor considerou a contribuição de dois fatores no efeito das distorções: a contração local da solda e o efeito da abertura da junta (*gap*) na montagem dos componentes. A fonte de calor foi abordada considerando um disco com distribuição de energia normal na superfície da placa, representando o arco elétrico, além da contribuição do calor fornecido pelas gotas de metal de adição depositadas na superfície durante o processo de soldagem. O modelo de simulação foi dividido em duas técnicas diferentes, a primeira usando um modelo elasto-plástico para os três tipos de juntas adotadas, e o segundo apenas elástico aplicando as deformações inerentes da análise anterior no conjunto. A utilização deste método permitiu simplificar o modelo matemático e desta forma reduzir significativamente o tempo de simulação.

Para validação do modelo proposto dois experimentos foram executados ambos em painéis nervurados idênticos. No primeiro experimento as nervuras em ângulo foram ponteadas sem aberturas, e no segundo a preparação foi feita com aberturas de até 10 mm nas juntas. Ambos foram inspecionados através de medição tridimensional por fotogrametria, e os resultados numéricos e experimentais comparados entre si. Os resultados apresentaram uma tendência similar nas distorções entre o modelo experimental e numérico, mostrando assim que o método proposto para simulação é tecnicamente viável. Além disso, foram observadas distorções de maior grandeza no segundo experimento, confirmando a influência da abertura da junta nos resultados.

Capriccioli⁽⁷⁾ também considerou a influência da abertura na junta ao analisar o comportamento dos processos de soldagem a laser e TIG nos materiais INCONEL 625 e AISI 316. Para o processo de soldagem TIG, adotou-se uma junta com chanfro em duplo V com uma pequena abertura não uniforme e processo de soldagem multipasses. A técnica “*birth and death*” (ver seção 2.3.2) é utilizada no *software* Ansys® para as simulações das soldagens a laser e TIG. Na análise térmica adotou-se uma técnica diferenciada para o modelamento da fonte de calor, no qual foi considerada a entalpia do metal na temperatura “solidus”. Ao variar os parâmetros, constatou-se que a velocidade de soldagem influenciou fortemente os resultados, ao passo que a variação do tamanho dos elementos na malha não foi significativa na distribuição térmica: ao elevar o tamanho do elemento de 1 mm para 5 mm, o tempo de processamento foi reduzido de 20h para 4h por passe e os resultados encontrados foram similares. Para a análise mecânica foi utilizado o modelo de endurecimento cinemático em que as propriedades elasto-plásticas do material foram reduzidas com o aumento da temperatura e não foi considerado o efeito da viscosidade do material próximo à temperatura de fusão. A utilização desta técnica apresentou resultados conservadores em relação aos resultados experimentais, provando ser uma boa alternativa para redução do tempo de processamento.

Wang *et al.*⁽⁸⁾ também utilizaram a técnica da deformação inerente utilizada por Deng *et al.*⁽⁶⁾ para analisar e prever distorções causadas pelo processo de soldagem em esferas fabricadas a partir de gomos. O autor também considerou esta técnica viável devido à boa aproximação dos resultados quando comparados com os dados experimentais, e em função da significativa redução do tempo de processamento da simulação.

Utilizando o *software* Sysweld®, Heinze *et al.*⁽⁹⁾ avaliaram as tensões residuais resultantes da soldagem de topo multipasses em duas placas aço estrutural com 20 mm de espessura. O estudo considerou as propriedades térmicas do material, transformação de fase,

endurecimento e têmpera, a influência do pré-aquecimento e temperatura entre passes. Estudos em duas dimensões (2D) e três dimensões (3D) foram realizados acompanhado de experimentos para validação dos resultados. As tensões residuais foram determinadas pelo método de difração de raio X, e as temperaturas monitoradas com a utilização de termopares acoplados nas faces superior e inferior das placas. Macroscopia também foi realizada para validação da seção transversal da zona fundida (ZF) e zona termicamente afetada (ZTA). Os resultados foram avaliados após cada passe realizado e apresentaram uma boa aproximação com os dados experimentais. A utilização da simulação 2D se mostrou confiável e favorável para redução de tempo de simulação. O pré-aquecimento apresentou uma influência pequena nas tensões residuais comparado a temperatura entre passes, e a ocorrência de têmpera apresentou uma forte influência no resultado das tensões longitudinais.

Também utilizando o *software* Sysweld®, Xu *et al.*⁽¹⁰⁾ avaliaram as variações de temperatura e o desenvolvimento de tensões residuais na soldagem de filete com um passe sobre uma placa de aço inoxidável AISI 316L. Para validação dos resultados, experimentos foram realizados adotando-se diferentes técnicas de inspeção de tensões residuais, incluindo difração de neutrons, os métodos do contorno e do furo cego. Termopares foram acoplados para monitoramento da temperatura durante a soldagem e macrografias foram realizadas nos experimentos para calibração dos parâmetros da fonte de calor e melhorar a acurácia dos resultados. Devido à simetria da peça, apenas metade do modelo foi analisado. Assim como Heinze *et al.*⁽⁹⁾, modelos 2D e 3D foram adotados. Para a análise estrutural, três modelos de endurecimento do material foram considerados, sendo que quando comparados aos resultados de tensões residuais, o modelo isotrópico-cinemático se aproximou mais dos resultados encontrados experimentalmente. Além de considerar a dependência das propriedades físicas e mecânicas do material em função da temperatura, o modelo isotrópico-cinemático também considerou as transformações de fase.

Um dos trabalhos mais completos encontrado na literatura é o de Andersen⁽¹¹⁾, desenvolvido em parceria com o departamento de engenharia naval da Universidade Técnica da Dinamarca. Utilizando o *software* Ansys® o autor explorou as técnicas de análise por elementos finitos das tensões residuais e distorções em módulos navais, usando recursos de simulação tais como:

- Utilização de modelo com malha em casca, sólido e a combinação de ambos;
- Utilização do recurso “*birth and death*”;
- Refinamento dinâmico da malha;
- Influência dos pontos de solda;

- Conceito de análise local e global;
- Utilização do duplo elipsóide de Goldak para fonte de calor;
- Aperfeiçoamento da análise através da calibração da fonte de calor;
- Análise de distorções em grandes estruturas;
- Plasticidade induzida por transformação de fase.

Além disso, experimentos foram conduzidos para validação dos resultados, nos quais o autor adotou uma técnica modificada do método do furo cego para medição de tensões residuais. Não foram realizados experimentos para validação da análise de distorções.

2.2 Fundamentos de soldagem

Antes da segunda guerra mundial, navios e outras estruturas metálicas eram construídos principalmente com rebites. Atualmente quase todos estes produtos são fabricados por processos de soldagem. Masubushi⁽¹²⁾ destaca algumas das vantagens de estruturas soldadas quando comparadas a outros tipos de juntas mecânicas, dentre elas pode-se destacar:

- Alta eficiência mecânica da junta;
- Estanqueidade: estruturas soldadas são ideais para equipamentos que requerem impermeabilidade a água e ao ar;
- Redução de peso;
- Simplicidade de projeto;
- Redução de custos e tempo de fabricação.

Contudo, estruturas soldadas apresentam algumas desvantagens, dentre elas:

- Dificuldade de conter propagação de trincas;
- Defeitos de fabricação, tais como porosidade, trincas e inclusão de escórias;
- Limitações de soldabilidade em função do material;
- Tensões residuais e distorções, ocasionando desalinhamentos e formação de trincas que podem resultar na fratura do componente.

Apesar de estes problemas serem passíveis de ocorrer em componentes soldados, alguns cuidados podem ser tomados para mitigá-los e, conseqüentemente, garantir a qualidade final da solda e do produto soldado. Dentre eles, é essencial que os seguintes itens estejam adequados ao projeto e ao processo de fabricação:

- Material;
- Projeto das juntas;
- Processo de soldagem;
- Equipamentos e procedimentos de soldagem;
- Mão de obra qualificada;
- Controle do processo de soldagem.

2.2.1 Processos de soldagem

A soldagem é o mais importante processo de união de metais utilizado industrialmente⁽¹³⁾. A Associação Americana de Soldagem (*American Welding Society - AWS*) define a soldagem como o processo de união de materiais usado para obter coalescência (união) localizada de metais e não metais, produzido por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem a utilização de pressão e ou metal de adição.

Basicamente, os processos de soldagem se dividem em dois grupos: por pressão e por fusão. Existe um grande número de processos de soldagem por fusão que podem ser separados em subgrupos de acordo com o tipo de fonte de calor utilizada. Dentre eles, os processos a arco são os de maior importância na indústria. Os principais processos de soldagem a arco elétrico são⁽¹³⁾:

- FCAW: Soldagem a arco com arame tubular (*Flux-Cored Arc Welding*);
- GMAW: Soldagem a arco com proteção gasosa (*Gas Metal Arc Welding*), mais conhecido na Europa e no Brasil como MIG/MAG;
- GTAW: Soldagem a arco com proteção gasosa e eletrodo de tungstênio (*Gas Tungsten Arc Welding*);
- PAW: Soldagem a plasma (*Plasma Arc Welding*);
- SMAW: Soldagem com eletrodo revestido (*Shielded Metal Arc Welding*);
- SW: Soldagem de prisioneiros (*Stud Weld*);
- SAW: Soldagem a arco submerso (*Submerged Arc Welding*).

O processo de soldagem utilizado neste trabalho foi o processo FCAW (arame tubular), que será abordado no item 2.2.2.

2.2.2 Processo de soldagem FCAW

O processo FCAW (*Flux Cored Arc Welding*), ou arame tubular, é um processo de soldagem por arco elétrico, em que o eletrodo possui uma seção tubular com fluxo interno para proteção do arco. A proteção do arco pode ainda ser suplementada por um gás externo. Neste processo, o arame é consumível e a sua alimentação é contínua, tornando o processo semi-automático, e o soldador responsável pela iniciação e interrupção da soldagem.

A soldagem FCAW é um processo que combina características do MIG/MAG e eletrodo revestido, como maior rendimento e produtividade, e ao mesmo tempo maior flexibilidade para ajuste da composição química e facilidade de operação em campo, tornando este processo em alguns casos uma alternativa superior a aqueles com arame maciço e eletrodo revestido⁽¹³⁾.

Este processo é aplicável a aços carbono, de baixa liga e inoxidáveis. Normalmente, os elementos presentes no fluxo do eletrodo são formadores de escória, desoxidantes, estabilizadores do arco e elementos de liga. Quando o fluxo protege o metal de adição da atmosfera sem a necessidade de um gás externo de proteção, este processo é denominado auto-protegido.

Na soldagem FCAW a alimentação do arame eletrodo é feita mecanicamente através de um alimentador motorizado. Os parâmetros iniciais são fornecidos pelo operador ao equipamento que faz o controle automático do comprimento do arco. Nos processos semi-automáticos, o controle da posição e do avanço da tocha é feito pelo soldador. A Figura 2.1 ilustra o processo de soldagem FCAW.

Algumas vantagens do processo FCAW são:

- Maior flexibilidade para ajuste da composição química;
- Comparado a alguns processos como eletrodo revestido e TIG não possui limitação de comprimento do eletrodo;
- Permite que a soldagem possa ser executada em qualquer posição;
- Permite maiores taxas de deposição quando comparado a outros processos como o TIG.

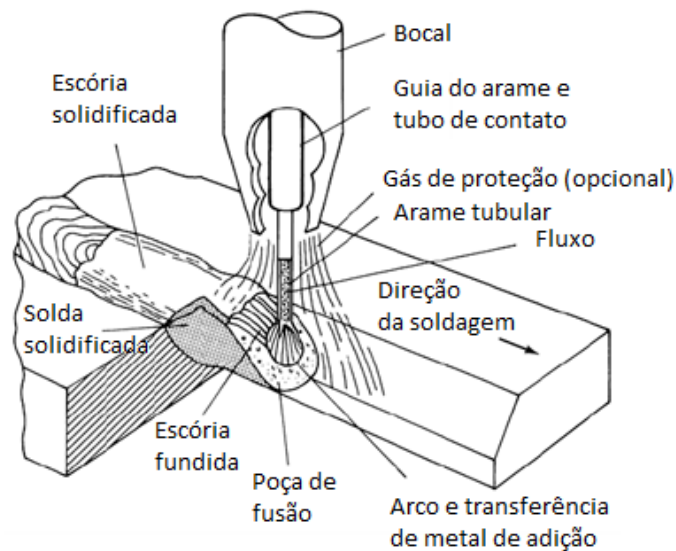


Figura 2.1 - Processo de soldagem FCAW⁽¹⁴⁾.

Dentre as desvantagens cita-se:

- Maior dificuldade de acesso a lugares com menor abertura para aproximar a tocha quando comparado com o processo de eletrodo revestido;
- Geração de escoria (se comparado ao processo GMAW);
- Maior produção de gases (comparado ao processo GMAW e SAW);
- Equipamento mais complexo e menos portátil para execução de soldas de campo.

2.2.3 Parâmetros de soldagem

Os principais parâmetros da soldagem FCAW são:

- Corrente;
- Tensão;
- Polaridade;
- Velocidade de avanço;
- Velocidade de alimentação do arame;
- Distância do bico de contato à peça (*stick-out*);
- Composição do gás de proteção e vazão;
- Diâmetro do arame.

A Tabela 2.1 relaciona o resultado desejado pela variação de alguns destes parâmetros sobre o processo.

Tabela 2.1 - Mudanças objetivadas pela variação dos parâmetros de soldagem⁽¹⁴⁾.

Parâmetros	Mudanças objetivadas			
	Aumentar a penetração	Aumentar a taxa de deposição	Aumentar o tamanho do cordão	Aumentar a largura do cordão
Corrente	Aumentar	Aumentar	Aumentar	Pouco efeito
Tensão	Não afeta	Pouco efeito	Pouco efeito	Aumentar
Velocidade de avanço	Não afeta	Pouco efeito	Diminuir	Diminuir
<i>Stick-out</i>	Diminuir	Aumentar *	Aumentar	Diminuir
Diâmetro do arame	Diminuir	Diminuir	Pouco efeito	Pouco efeito
Gás de proteção	Aumentar	Pouco efeito	Pouco efeito	Aumentar

*considerando a corrente em níveis constantes

Conhecimento e controle destes parâmetros são essenciais para a obtenção de uma solda de qualidade. Pelo fato destes parâmetros não serem completamente independentes uns dos outros, mudanças em um parâmetro normalmente requerem alterações em um ou mais de outros parâmetros para se atingir os resultados desejados⁽¹⁴⁾.

A corrente influencia diretamente a taxa de fusão do eletrodo e a velocidade de alimentação do arame, como pode ser observado na Figura 2.2. Considerando os demais parâmetros constantes, o aumento da corrente resulta no aumento da profundidade de penetração do cordão e da taxa de deposição. Analisando do ponto de vista de distorções, o aumento da corrente corresponde a um aumento do aporte térmico, o que maximiza o efeito das distorções.

A Tabela 2.2 apresenta as faixas de corrente para soldagem de aço baixa liga em função do diâmetro do eletrodo. O diâmetro de eletrodo por sua vez é selecionado em função da espessura do metal de base e da posição de soldagem. Diâmetros maiores de eletrodo permitem maiores correntes que resultam em maiores taxa de deposição, contudo com um maior aporte térmico.

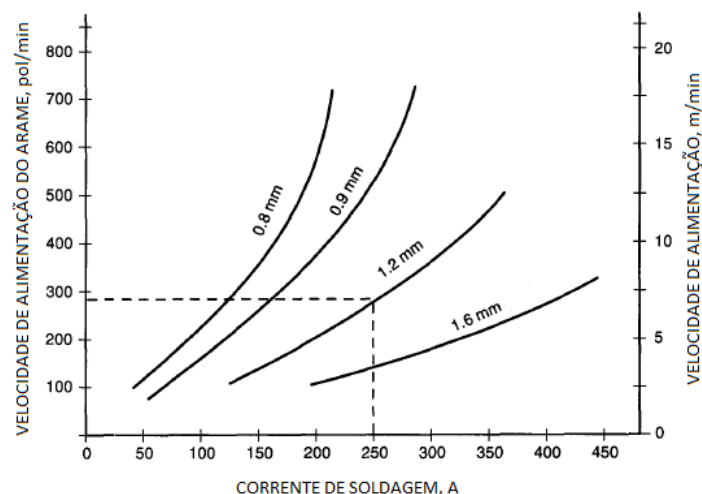


Figura 2.2 - Velocidade de alimentação do arame em função da corrente de soldagem para diferentes diâmetros de eletrodo para o processo FCAW⁽¹⁴⁾.

Tabela 2.2 - Faixas de corrente para diferentes materiais e diâmetros de eletrodo⁽¹³⁾.

Material	Diâmetro do eletrodo	Faixa de corrente
	(mm)	(A)
Aço carbono e de baixa liga	0,8	70 – 180
	1,0	90 – 220
	1,2	100 – 270
	1,6	190 – 360
	2,4	280 – 490
	3,2	270 – 580

A tensão influencia diretamente no comprimento do arco e aporte térmico. Contudo, o comprimento do arco depende de outros parâmetros além da tensão, como a composição do gás de proteção, a corrente e o *stick-out*. Quando os demais parâmetros são mantidos constantes, o aumento da tensão resulta em maior aporte térmico e maior comprimento de arco, que tende a formar um cordão de solda mais plano e mais largo.

O tipo de gás de proteção e a sua vazão influenciam as características do arco e do processo, como a penetração, o modo de transferência, a largura e formato do cordão. A seleção do gás de proteção se relaciona também com o custo e a produtividade do processo, uma vez que o gás influencia na velocidade de soldagem e na qualidade da solda. Para os aços carbono ou de baixa liga, utiliza-se comumente o CO₂ para reduzir o custo do processo. Além disso, as

misturas dos gases de proteção em diferentes proporções, sendo eles inertes ou ativos, permitem melhores condições de soldagem para determinadas aplicações.

Dentre os parâmetros e fatores relacionados à soldagem, aquele que possui maior influência no desenvolvimento das tensões residuais e distorções é o aporte térmico, que ocorre por meio da energia fornecida pelo arco elétrico. Para os processos de soldagem a arco elétrico, a potência fornecida pela fonte e a energia de soldagem são dadas pelas equações 2.1 e 2.2.

$$P = \eta UI \quad 2.1$$

$$H = \frac{\eta UI}{v} \quad 2.2$$

em que P é a potência (W), η é o rendimento térmico do processo, U é a tensão no arco (V), I é a corrente de soldagem (A), P_{esp} é a potência específica (W/m^2), H é a energia de soldagem (J/mm), e v é a velocidade de soldagem (mm/s)⁽¹³⁾.

2.2.4 Tensões residuais

Tensões residuais ou tensões internas são tensões que permanecem em um corpo após os carregamentos externos serem removidos. No caso da soldagem, as tensões residuais ocorrem principalmente em consequência do aquecimento não uniforme da peça, sendo, portanto, tensões de origem térmica. As tensões residuais também podem ter uma contribuição de fatores externos, como por exemplo, devido ao alinhamento não uniforme da junta^(6,14).

Devido ao aquecimento localizado pela fonte de calor, a distribuição de temperatura na peça não é uniforme e varia durante o processo de soldagem. Ao longo da operação, tensões térmicas transientes são produzidas na solda e em sua vizinhança, acompanhadas de contração e deformação devido à solidificação da zona fundida e resfriamento. A Figura 2.3 esquematiza esse fenômeno em diferentes seções da peça durante o processo de soldagem.

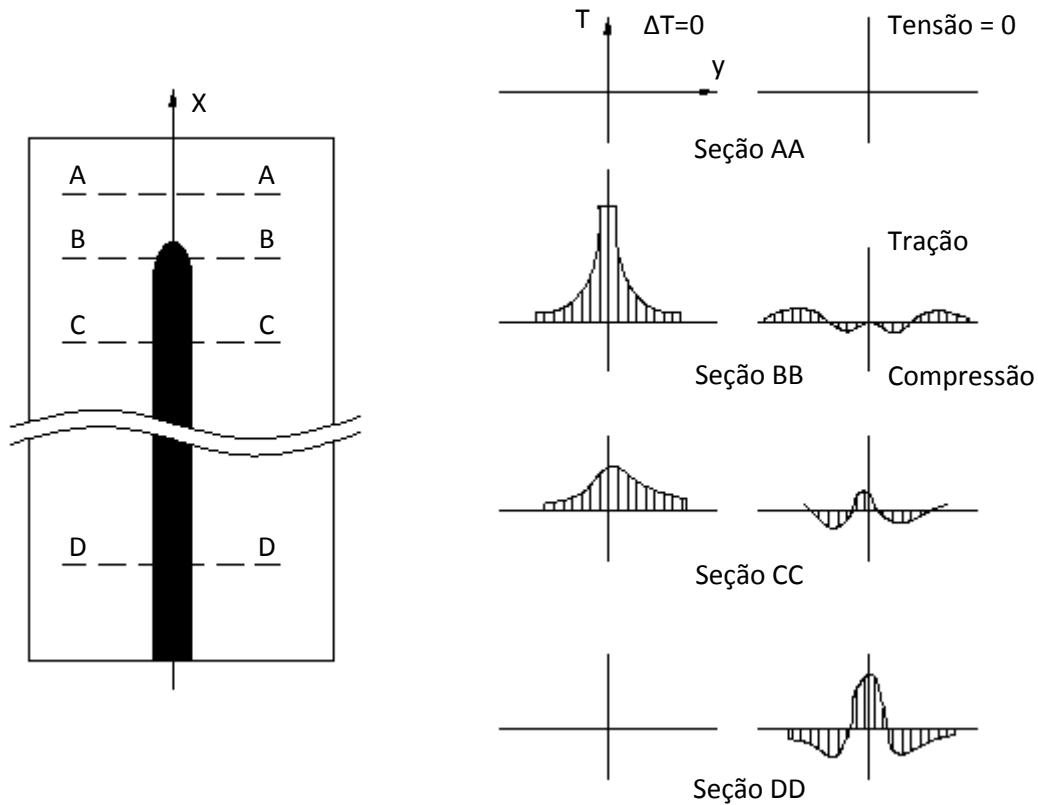


Figura 2.3 - Representação esquemática das variações de temperatura e tensão durante o processo de soldagem⁽¹⁴⁾.

Na seção AA da Figura 2.3 o gradiente de temperatura em razão da soldagem é quase nulo. Contudo, na seção BB que cruza a zona fundida, o material é submetido a elevados gradientes de temperatura devido à proximidade do arco elétrico. Ao se afastar da fonte de calor, com o resfriamento e solidificação da poça de fusão, na seção CC os gradientes de temperatura se tornam menores e na seção DD que está muito afastada da fonte estes se tornam praticamente nulos novamente. Os gráficos de tensão apresentados representam os valores de tensão σ_x ao longo do eixo Y.

Na seção AA, os valores de tensão são próximos de zero. A distribuição de tensões na seção BB é complexa, e sobre a poça de fusão considera-se o seu valor como nulo em função do metal fundido não suportar solicitações de tração e cisalhamento. Ao se afastar da fonte de calor, as tensões se tornam compressivas na região vizinha à poça de fusão devido à expansão do metal ser restringida pelo metal base. Por causa das altas temperaturas nesta área, o limite de escoamento do material é reduzido de forma que as tensões ficam limitadas a este em função da temperatura. As tensões em regiões mais afastadas se tornam trativas para balancear com as tensões compressivas próximas a solda. Com o resfriamento da solda e do metal base,

tensões de tração surgem na região da solda e nas regiões adjacentes (seção CC), e à medida que se afasta destas regiões, as tensões se tornam compressivas. Ao se afastar ainda mais (seção DD), a temperatura se aproxima da temperatura ambiente e a magnitude das tensões de tração e compressão se tornam maiores⁽¹⁴⁾.

Como as tensões residuais são de origem interna, as equações 2.3 e 2.4 devem ser satisfeitas:

$$\int \sigma dA = 0 \quad 2.3$$

$$\int dM_T = 0 \quad 2.4$$

A distribuição de tensão residual $\sigma_x(y)$ ao longo do eixo transversal à solda pode ser aproximada empiricamente pela Equação 2.5:

$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{d} \right) \right] e^{-[1/2(y/d)^2]} \quad 2.5$$

em que σ_m é a tensão máxima na região da solda e d é a largura da zona de tensão da tensão residual⁽¹²⁾.

As técnicas para medição de tensões residuais em metais podem ser classificadas em:

- Técnicas de relaxamento das tensões;
- Técnicas de difração de raios-X;
- Técnicas utilizando propriedades sensíveis à tensão (utilização de ultrassom);
- Técnicas por promoção de trincas (por indução de hidrogênio e corrosão sob tensão).

Uma técnica comum e que foi utilizada por Almeida⁽¹⁾ e Andersen⁽¹¹⁾ para medição de tensões residuais é o método do furo cego (*hole drilling strain-gauge method*). A ASTM descreve esse método como sendo uma técnica de medição de tensões residuais pelo relaxamento de tensões e com o uso de sensores “*straingauge*”. Esta técnica consiste em fixar os sensores à superfície da peça e executar o furo próximo a estes, e medir a tensão aliviada pelas deformações resultantes. As tensões medidas são então relacionadas às tensões principais aliviadas por um conjunto de equações. A norma ASTM E 837-95⁽¹⁶⁾ descreve o procedimento para realização deste ensaio em detalhes. A Figura 2.4 representa esta técnica para uma configuração típica dos sensores em roseta com ângulos de 0°, 45° e 90°, em que G1, G2 e G3

representam os sensores, R_a é o raio do furo, R_m é o raio médio de posicionamento dos sensores, α é o ângulo formado entre o sensor 1 com a tensão máxima σ_{max} e β o ângulo entre a tensão máxima σ_{max} com o relaxamento radial.

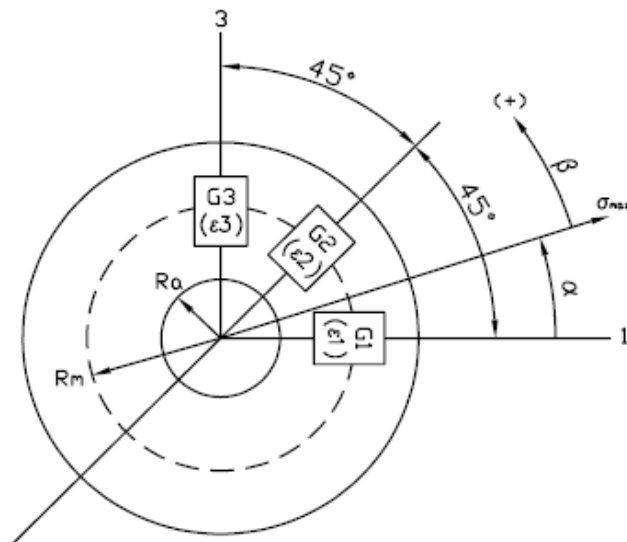


Figura 2.4 - Método do furo para medição de tensões residuais⁽¹¹⁾.

2.2.5 Distorções

Embora eliminar completamente as distorções em processos de soldagem seja difícil, reduzi-las a um nível aceitável é possível e deve ser uma meta objetivada, principalmente em equipamentos que exigem precisão dimensional e onde distorções possam comprometer o seu funcionamento. É, por exemplo, o caso de módulos navais, em que as partes são pré-fabricadas individualmente e a montagem final dos módulos é realizada no campo (estaleiro), exigindo assim um controle geométrico e dimensional das partes a fim de se obter o *offset* aceitável entre as peças para soldagem final. Também é o caso de vasos de pressão, nos quais desvios geométricos podem gerar concentradores de tensão e assim comprometer a integridade do equipamento.

Deng *et al.*⁽⁶⁾ indicam as duas principais causas de distorções em estruturas soldadas. A primeira é a contração em consequência do aquecimento e resfriamento rápido na região da solda, que pode ser dividida em três categorias: longitudinal, transversal e angular. Estas deformações são fortemente influenciadas pelo aporte térmico, geometria da penetração do cordão, espessura da chapa e tipo de junta. O segundo fator é o desalinhamento, *offset* e abertura de raiz, que pode ser promovido antes ou durante a soldagem. Esta segunda causa,

contudo, pode ser controlada na preparação do chanfro, no posicionamento e na fixação dos componentes a serem soldados.

Na Figura 2.5 Masubuchi⁽¹²⁾ classifica os principais tipos de distorção devido ao processo de soldagem como:

- a) Contração transversal: contração perpendicular ao cordão de solda;
- b) Angular transversal: causado por uma distribuição de temperaturas não uniforme ao longo da espessura;
- c) Rotacional: causado pela distorção angular no plano da placa devido à expansão térmica;
- d) Contração longitudinal: na direção do cordão de solda;
- e) Flexão longitudinal: distorção ao longo do cordão de solda e perpendicular ao plano da solda;
- f) Flambagem: causado por tensões compressivas que ocasionam instabilidade em placas finas.

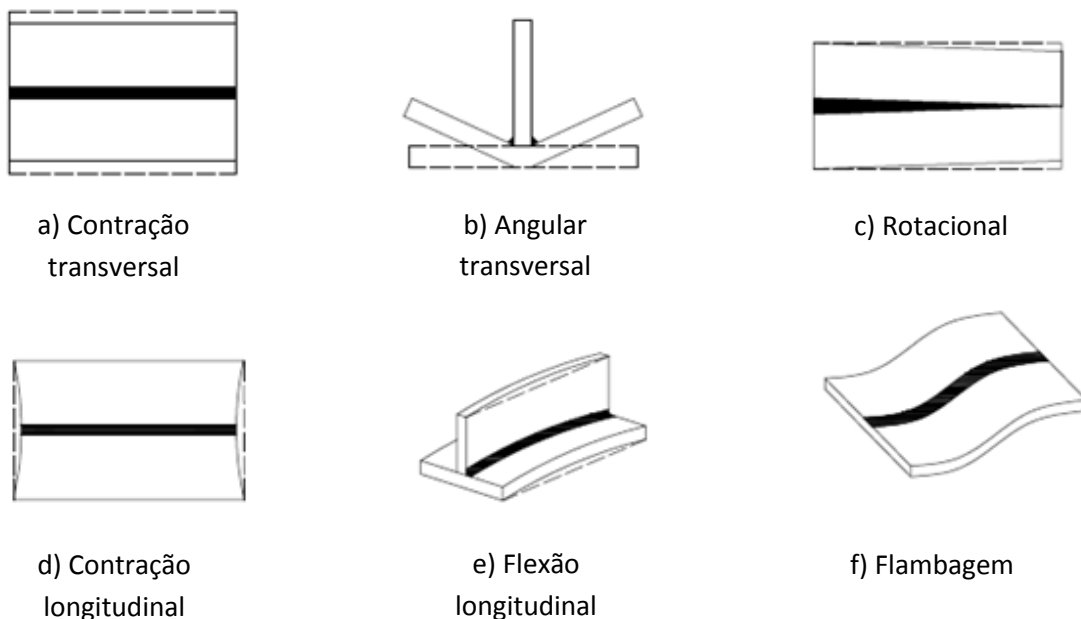


Figura 2.5 - Principais tipos de distorções devido ao processo de soldagem⁽¹²⁾.

A Figura 2.6 exemplifica a relação entre as distorções de um perfil T e a distribuição de tensões residuais ao longo do eixo X. A Figura 2.7 retrata esta relação para duas placas soldadas com junta de topo e contração ao longo do cordão de solda.

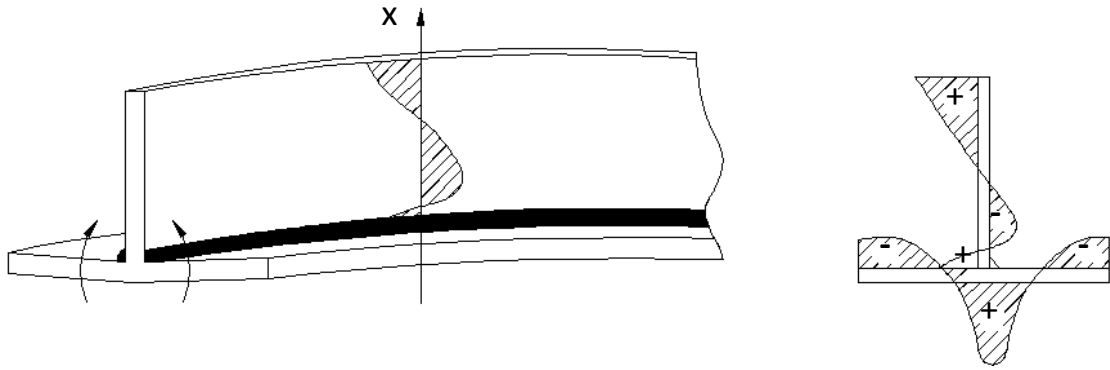


Figura 2.6 - Relação entre as distorções e a distribuição de tensões residuais na direção X⁽¹⁴⁾.

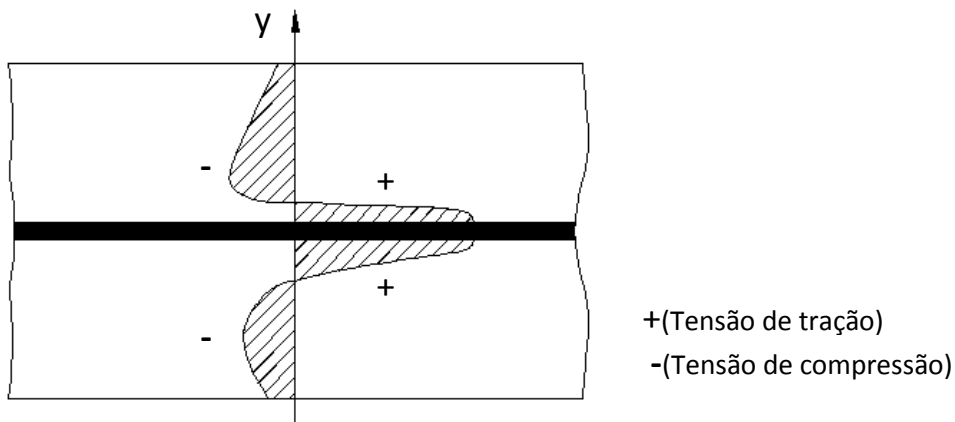


Figura 2.7 - Relação entre a contração longitudinal e a distribuição de tensões residuais na direção Y⁽¹⁴⁾.

Outro tipo comum de distorção ocorre em painéis nervurados, ocasionando desvio de planicidade devido a distorções de natureza angular. Painéis possuem uma ampla aplicação no segmento de estruturas metálicas. A Figura 2.8 relaciona as distorções (δm) encontradas em painéis de aço estrutural em função da variação da espessura (t), tamanho do filete (D_f) e distância entre nervuras (l). Observa-se na figura que, com o aumento da distância entre nervuras, a amplitude da distorção aumenta, o que pode ser associado à redução da resistência a flexão. Observa-se também que o tamanho do filete de solda D_f possui influência quase linear em relação à δm . Contudo, ao analisar a influência da espessura, observa-se que em um determinado momento ocorre uma inversão. Ao aumentar a espessura t de 6 mm para 10 mm constatou-se um aumento elevado na amplitude das distorções. Ao passar de 10 mm para 14 mm, observa-se uma pequena redução na amplitude, e ao aumentar para 18 mm os

valores de distorção caem significativamente, se aproximando aos resultados encontrados para a placa com espessura de 6 mm.

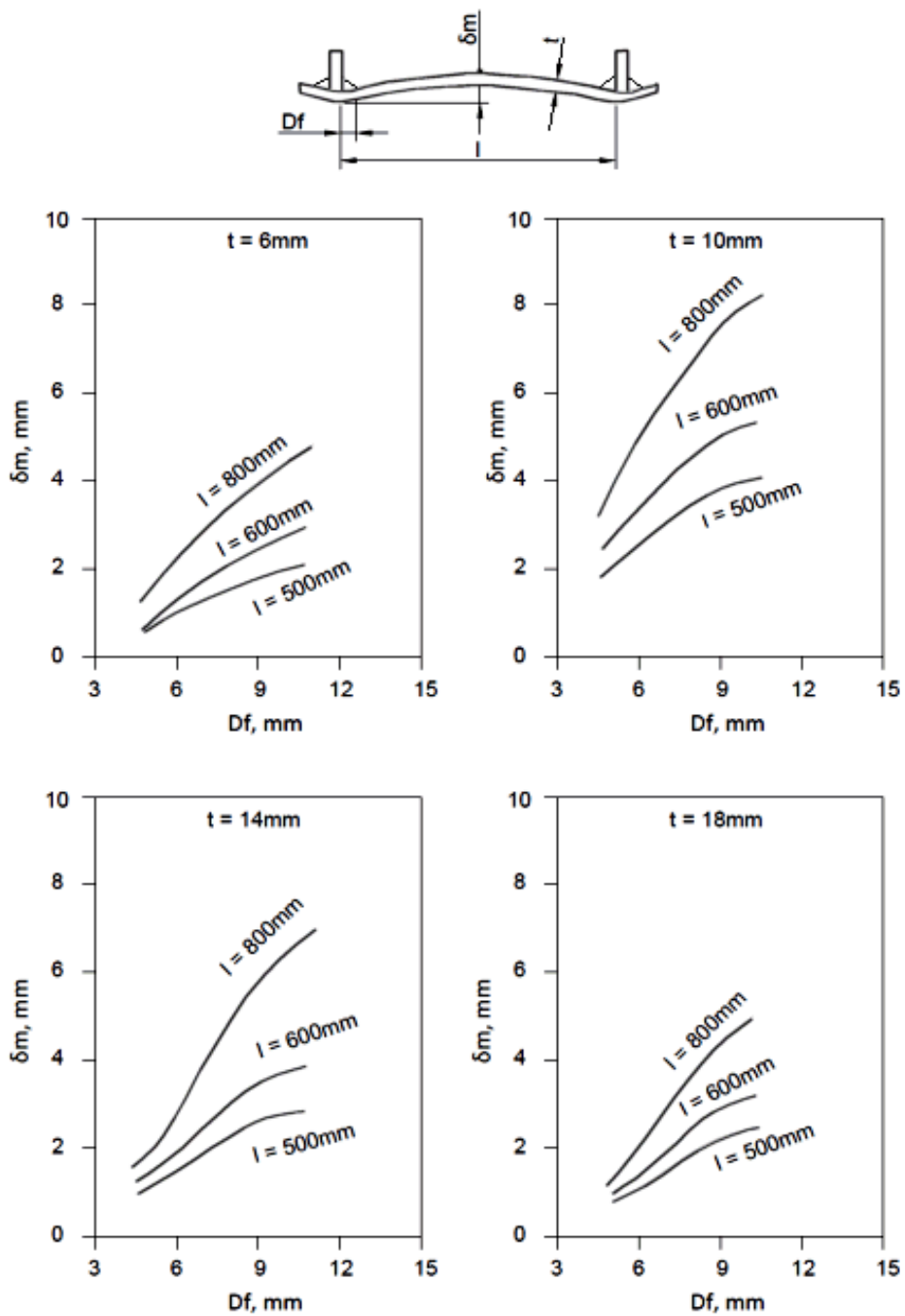


Figura 2.8 - Distorções (δm) em painéis em função da espessura (t), tamanho do filete (D_f) e distância entre nervuras (l)⁽¹⁴⁾.

Masubuchi⁽¹²⁾ propõe a combinação de três medidas para administrar as distorções em produtos soldados:

1. Desenvolver procedimentos de soldagem que permitam minimizar as distorções;

2. Estabelecer limites aceitáveis de desvios/distorções;
3. Corrigir/remover distorções não aceitáveis após a soldagem.

A combinação da primeira com a segunda opção é a melhor prática para lidar com o problema das distorções. O objetivo desta medida é reduzir o nível de distorção individualmente em cada solda e componente, de modo que as peças possam ser fabricadas e aprovadas pelos requisitos de qualidade, haja vista que não existem atualmente processos de soldagem que permitam uma fabricação isenta de distorções.

Desenvolver procedimentos de soldagem que possibilitam minimizar as distorções envolve analisar a sequência de soldagem, o nível de restrição dos componentes (fixação), os parâmetros de soldagem, a geometria das juntas, as condições de pré-aquecimento e temperatura entre passes. Ao estabelecer os níveis aceitáveis de desvio, deve-se conciliar a influência destas tolerâncias na confiabilidade da estrutura soldada com os custos de fabricação, buscando aperfeiçoar a melhor relação custo/qualidade tangíveis.

Para controlar e mitigar as distorções do processo de soldagem, alguns procedimentos práticos e estratégias de projeto são recomendados pela AWS⁽¹⁵⁾:

- a) Manter as forças de contração que ocasionam as distorções as mais baixas possíveis, evitando excesso de material ou reforços desnecessários nos filetes de solda;
- b) Preparação adequada das juntas, adotando-se aberturas entre 0,8 a 2 mm, e ângulo não superior a 30° em cada peça para juntas de topo;
- c) Para soldagem de juntas de topo em chapas grossas, a utilização de juntas com chanfro de duplo V, J ou U para redução da quantidade de metal de adição;
- d) Utilização de solda intermitente quando possível;
- e) Uso de uma quantidade menor de passes para reduzir contração transversal;
- f) Posicionar a solda mais próxima da linha neutra da peça para redução de distorções angulares e flexão;
- g) Adotar uma sequência de soldagem balanceada;
- h) Utilizar soldagem com passe a ré;
- i) Utilizar pré-deformação nas peças na direção oposta ao sentido das distorções, aproveitando o efeito da distorção para corrigir a geometria desejada (contra-flecha);
- j) Martelamento da solda durante ou após a soldagem, para aliviar tensões residuais;
- k) Utilização de processos mecanizados ou automatizados para melhorar o controle da soldagem.

Uma boa prática para balancear as forças em soldagem em peças idênticas é fixar uma peça contra a outra e executar a soldagem delas simultaneamente. Neste caso, as forças sobre as peças devido ao processo de soldagem serão idênticas e opostas, se anulando, e a fixação das peças deve ser aliviada apenas após o resfriamento. Pré-deformação pode ser combinada com esta técnica, aplicando-se cunhas entre as peças antes de fixá-las.

Quando é inevitável não atender aos limites de desvios aceitáveis, as distorções devem ser removidas buscando danificar ao mínimo a estrutura, especialmente em materiais ou equipamentos que demandam tratamentos térmicos pós-soldagem. Dentre as técnicas de correção de distorções, a mais comum consiste em aquecimento por chama em regiões localizadas ou ao longo de linhas seguido de resfriamento. Esta técnica, contudo, tende a depender muito da habilidade do operador e em muitos casos requer sucessivas tentativas para atingir a condição desejada. Assim, o material é submetido a mecanismos de degradação difíceis de serem controlados durante a execução, e por essa razão esta é uma solução que deve ser evitada.

Segundo Masubuchi⁽¹²⁾, diversas soluções analíticas foram propostas por muitos autores para prever situações específicas de deformações devido ao processo de soldagem. Contudo, mesmo para situações mais simples, simular possíveis distorções de forma analítica é um método muito complexo por causa da quantidade de parâmetros e condições transientes do processo de soldagem. Por essa razão, o uso de soluções de simulação por elementos finitos vem sendo explorado e tem crescido nos últimos anos em aplicações de fabricação e em especial em processos de soldagem.

2.3 Simulação de soldagem por elementos finitos

O modelo térmico numérico para representar a soldagem é caracterizado por um fluxo de energia, o movimento da fonte de calor e ativação do metal de adição. Os trabalhos citados no item 2.1 apontam que a fonte de calor de soldagem pode ser modelada por duas técnicas:

- a) como uma fonte de calor através de um fluxo não uniforme se movendo sobre o modelo;
- b) como uma fonte de temperatura uniforme se movendo através do modelo.

Pesquisas e trabalhos acadêmicos^(1,2,5,6,7,8,9,10,11) apontam que uma abordagem pelo fluxo de calor é uma prática mais precisa e realista para representar o fluxo de energia no processo de soldagem por arco elétrico.

2.3.1 Análise térmica

O método analítico mais usado para calcular a distribuição de temperatura na soldagem foi desenvolvido por Rosenthal na década de 30. Rosenthal propôs vários modelos, com destaque para três: (i) fonte de calor pontual deslocando-se sobre uma placa de espessura infinita; (ii) fonte de calor linear distribuída ao longo da espessura da chapa, e (iii) fonte de calor pontual atuando sobre uma placa de espessura finita.

Posteriormente novos modelos mais realísticos foram propostos utilizando o método de elementos finitos para analisar o efeito térmico da fonte de calor na soldagem. Pavelic *et al.*⁽¹⁷⁾ propuseram um modelo de fonte com geometria em forma de disco sobre a peça, conforme mostrado na Figura 2.9.

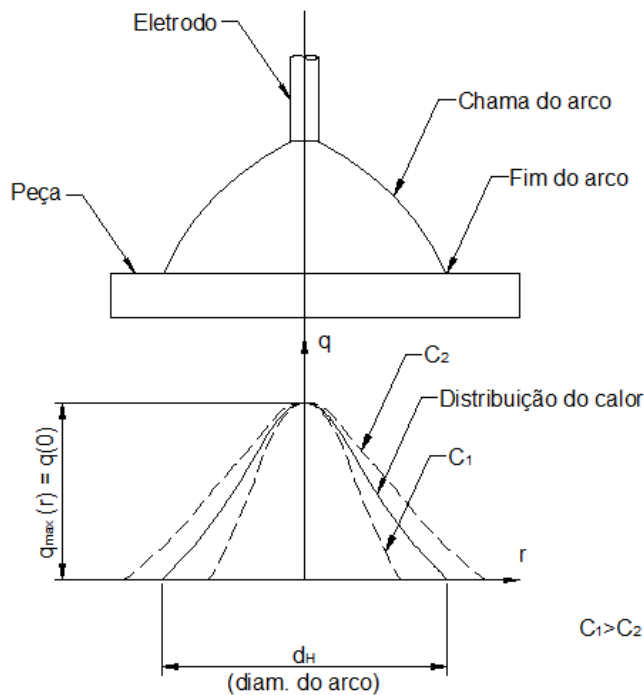


Figura 2.9 - Fonte circular de Pavelic⁽¹⁷⁾.

Neste modelo o fluxo de calor na superfície da peça possui uma distribuição normal dada pela Equação 2.6:

$$q(r) = q(0)e^{-Cr^2} \quad 2.6$$

em que $q(r)$ é o fluxo de calor no ponto r , $q(0)$ é o máximo valor do fluxo (no centro), C é o coeficiente de concentração e r é a distância radial em relação ao centro do arco⁽¹⁷⁾. O modelo

de Pavelic pode ser utilizado em modelos 2D ou em análises 3D de superfície, especialmente em situações em que a profundidade da penetração da solda é pequena.

Este modelo representou um avanço significativo para a simulação da fonte de calor, contudo outros pesquisadores buscaram desenvolver modelos tridimensionais que considerassem o efeito da penetração na poça de fusão exercida pelo arco elétrico. Dentre estes modelos estão os de distribuição hemisférica, o elipsoidal, e o mais aceito na atualidade: o modelo de duplo elipsóide de Goldak⁽¹⁸⁾.

Experimentos mostram que os gradientes térmicos na parte traseira da poça de fusão são mais suaves comparados aos da parte frontal. Buscando desenvolver um modelo mais preciso para representar essa condição, Goldak *et al.*⁽¹⁸⁾ propuseram o modelo de duplo elipsóide para distribuição de energia transferida pela fonte de calor para a peça. Neste modelo, uma geometria em duplo elipsóide é utilizada, em que a parte frontal do arco interagindo com a peça é representada pelo primeiro quadrante de um elipsóide, e a parte traseira é representada pelo segundo quadrante do elipsóide.

A densidade de energia transferida para a peça dentro do quadrante frontal é representada pela Equação 2.7, e de forma similar a densidade de energia para a parte traseira é representada pela Equação 2.8.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_f Q}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3z^2/c^2} \quad 2.7$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_r Q}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3z^2/c^2} \quad 2.8$$

em que q_f e q_r são as densidades de energia transferida por unidade de volume na poça frontal e traseira respectivamente, Q é a potência fornecida pela fonte (Equação 2.1), a é um parâmetro relacionado à largura da solda ao longo da direção x , b à penetração da solda ao longo da direção y , c_f e c_r aos comprimentos da poça de fusão frontal e traseira na direção de soldagem z (Figura 2.10)⁽¹⁸⁾. f_f e f_r são parâmetros adimensionais frontal e traseiro dado pelas equações 2.9 e 2.10, de modo que $f_f + f_r = 2$ ⁽¹⁸⁾.

$$f_r = \frac{2}{\left(1 - \frac{c_r}{c_f}\right)} \quad 2.9$$

$$f_f = \frac{2}{\left(1 - \frac{c_f}{c_r}\right)} \quad 2.10$$

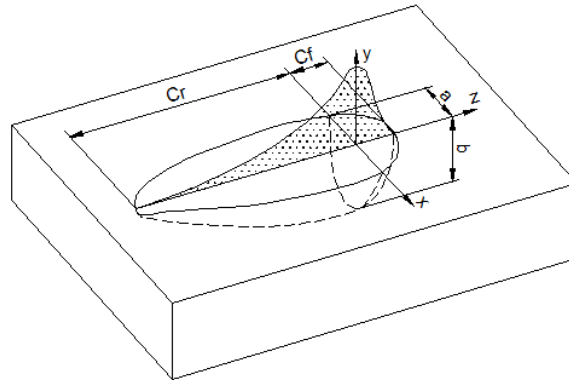


Figura 2.10 - Geometria do duplo elipsóide de Goldak⁽¹⁸⁾.

Os parâmetros das equações 2.7, 2.8, 2.9, e 2.10 podem ser estimados ou obtidos experimentalmente através de um processo de calibração utilizando como base as dimensões do cordão de solda e da ZF (zona fundida) extraídos de uma amostra soldada com as mesmas condições de soldagem do modelo em estudo (material, dimensões e parâmetros de soldagem). Para uma primeira estimativa, os seguintes parâmetros podem ser estimados em função da garganta da solda $t^{(19)}$:

$$a = t + (1 \text{ a } 2\text{mm}) \quad 2.11$$

$$b = t + (2 \text{ a } 5\text{mm}) \quad 2.12$$

$$f_f = (t + 1,5\text{mm}) * 0,6 \quad 2.13$$

$$f_r = (t + 1,5\text{mm}) * 2,2 \quad 2.14$$

O calor fornecido pela fonte de calor é dissipado para o meio ambiente por condução, convecção e radiação. A análise térmica do modelo é baseada no comportamento não linear

do material, sendo o calor específico (C_p), a condutividade térmica (λ) e a densidade (ρ) propriedades que dependem da temperatura.

A condução térmica no material é calculada pela Equação 2.15:

$$Q = mC_p(T)(T_S - T_a) \quad 2.15$$

em que Q é o fluxo de calor, T_S e T_a são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente⁽¹⁹⁾. A massa neste caso é definida através da densidade em função da temperatura $\rho(T)$ pela Equação 2.16⁽¹⁹⁾:

$$m = \rho(T)V \quad 2.16$$

A condutividade térmica é utilizada para calcular o fluxo de calor no componente. Os efeitos físicos na poça de fusão e de evaporação não são considerados na simulação, e por essa razão as propriedades do material acima da temperatura de fusão não são requeridas.

A convecção é calculada pela Equação 2.17:

$$Q = H(T_{S'} - T_{a'}) \quad 2.17$$

em que H é o coeficiente de convecção, e $T_{S'}$ e $T_{a'}$ são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente⁽¹⁹⁾.

A radiação, por sua vez, pode ser calculada pela Equação 2.18:

$$Q = \sigma\varepsilon(T_{S''}^4 - T_{a''}^4) \quad 2.18$$

em que σ é o coeficiente de Stefan-Boltzmann, ε é a emissividade térmica, $T_{S''}$ e $T_{a''}$ são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente⁽¹⁹⁾.

2.3.2 Modelamento da deposição de metal de adição

Nos processos de soldagem por fusão a arco elétrico o metal de adição normalmente é transferido para a peça à medida que a fonte de calor passa sobre a região em que está sendo executada a solda. Este percurso de soldagem pode ser especificado de duas formas no programa de simulação por elementos finitos: através da seleção dos nós dos elementos da malha na sequência em que a fonte de calor passa sobre eles, ou por coordenadas a serem inseridas no programa.

Em ambos os casos, os programas de simulação não permitem gerar os elementos para representar a formação da solda durante a movimentação da fonte de calor. Ao invés disso, é necessário que estes elementos sejam previamente criados durante a preparação do modelo de simulação. Para representar esse processo, utilizam-se técnicas em que estes elementos que representam a solda estejam previamente criados, e sejam ativados apenas durante a passagem da fonte de calor.

Dois métodos podem ser adotados para o modelamento da adição de metal durante a soldagem⁽²⁰⁾:

- Método do elemento calmo (*"quiet element method"*);
- Método do elemento desativado (*"deactivated element method"*).

No método do elemento calmo, algumas propriedades dos elementos do metal de adição são inicialmente reduzidas por um fator severo de redução, normalmente da ordem de 10^{-5} . O coeficiente de expansão térmica é ajustado em zero, e com exceção do limite de escoamento, do calor específico e da massa específica, os demais parâmetros são reduzidos pelo fator de redução. Com a passagem da fonte de calor sobre estes elementos, as propriedades térmicas do material são ativadas, enquanto as propriedades mecânicas permanecem desativadas pelo fator de redução. As propriedades mecânicas permanecem desativadas até a passagem da fonte de calor ser concluída, de forma que neste período as tensões e deformações dos elementos permanecem nulas. Este desligamento do comportamento mecânico por um pequeno instante previne que o material forme tensões e deformações muito elevadas durante o pico de temperatura. Esta técnica é recomendada para análises de processos com grandes deformações, embora possa apresentar um mau comportamento devido à discrepância da rigidez destes elementos na matriz de rigidez do modelo⁽²⁰⁾.

O *software* Ansys® utiliza uma técnica similar ao método do elemento calmo, chamada de técnica do elemento vivo e morto (*"birth and death technique"*). Como o nome sugere, esta técnica permite ativar e desativar elementos em casos em que o elemento pode se tornar existente ou não existente. Nesta técnica a matriz de rigidez é reduzida por um fator da ordem de 10^{-6} . Outros parâmetros como vetor de força, massa e calor específico são ajustados em zero quando os elementos estão ou são desativados⁽²¹⁾.

No método do elemento desativado os elementos do metal de adição estão inicialmente desativados durante o processo de soldagem. Neste método os elementos são ativados pelo movimento da fonte de calor, e assim como no método anterior, os elementos são

primeiramente ativados termicamente, e a ativação mecânica ocorre nos próximos incrementos da simulação. Este método não sofre do mau comportamento do método anterior, contudo os nós dos elementos de adição não sofrem movimentação com o resto do modelo nas iterações anteriores à ativação destes elementos. Consequentemente, este método pode ocasionar elementos distorcidos em análises com grandes deformações⁽²⁰⁾.

Em ambos os métodos, é necessário que todos os nós de um elemento estejam dentro da poça de fusão definida pelo modelo de fonte de calor para que estes elementos sejam ativados. Como a fonte se move sobre múltiplos elementos, múltiplas sub-rotinas são utilizadas no algoritmo dentro de cada etapa da análise. Os elementos de adição podem ser gerados como uma malha homogênea na estrutura do metal base, ou como corpos separados com condições de contato entre os elementos do metal base e de adição. No segundo caso, condições térmicas de contorno são necessárias para criar a interface entre o metal de adição e o metal base.

Para o refinamento da malha durante a passagem da fonte de calor sobre a junta (Figura 2.11), o método utilizado para seleção destes elementos a serem refinados é baseado em uma caixa de seleção. Esta caixa é definida a partir da posição e dos parâmetros que definem as dimensões da fonte de calor, de forma que os elementos que caírem dentro da caixa de seleção são associados e subdivididos. Após a passagem da fonte de calor, um recurso é ativado para que o refinamento seja desativado e então estes elementos retornam ao tamanho da malha inicial.

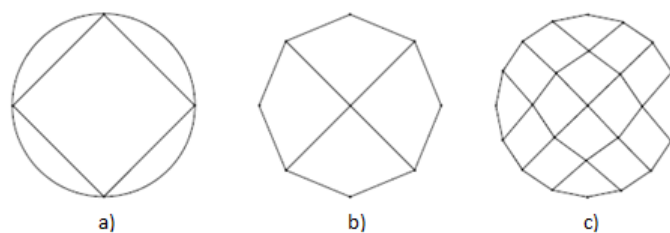


Figura 2.11 - Exemplo de níveis de refinamento da malha. a) malha inicial; b) nível 1 de refinamento e c) nível 2 de refinamento⁽²⁰⁾.

2.3.3 Análise estrutural

Em problemas lineares a relação força deslocamento pode ser descrita pela equação:

$$F = Ku \quad 2.19$$

em que K é a matriz de rigidez e independe dos valores de deslocamento u e força F . Contudo, se a matriz de rigidez depende do deslocamento, da força ou da relação tensão deformação, o problema se torna não linear, conforme mostrado na Equação 2.20⁽²⁰⁾:

$$F = K(P, u)u \quad 2.20$$

Existem três tipos de não linearidade:

- Não linearidade do material;
- Não linearidade geométrica;
- Não linearidade das condições de contorno.

Um exemplo de não linearidade do material ocorre quando este entra na fase elasto-plástica, em que a relação tensão-deformação não é linear. Outros parâmetros que apresentam não linearidade do material são os parâmetros módulo de elasticidade (E), coeficiente de Poisson (ν) e o coeficiente de expansão térmica (α_T), pois estes dependem da temperatura⁽²⁰⁾.

Estes parâmetros são utilizados para calcular o comportamento mecânico do componente, e algumas particularidades referentes a estes são adotadas, tais como: (i) para temperaturas acima da temperatura de fusão do metal, o coeficiente de expansão térmica é reduzido para zero; (ii) o histórico de deformações plásticas acima da temperatura de fusão é apagado, o que pode causar instabilidades nos elementos que operam nestas faixas de temperatura; (iii) com o aumento da temperatura acima da temperatura de fusão, o material irá adotar um comportamento viscoso, contudo para evitar erros na simulação o módulo de elasticidade é preservado constante para temperaturas acima da temperatura de fusão⁽²⁰⁾.

Não linearidade geométrica resulta da falta de linearidade entre forças e tensões, e entre deslocamentos e deformações. Não linearidade geométrica causa dois tipos de problemas: mudança no comportamento estrutural e perda de estabilidade. Exemplos destes tipos de problema são concentradores de tensão e à flambagem.

A não linearidade geométrica pode ser analisada segundo dois modelos: o primeiro de grandes deslocamentos e pequenas deformações, e o segundo de grandes deslocamentos e grandes deformações. Para o primeiro modelo, mudanças na relação tensão deformação podem ser

desprezadas. Para o segundo modelo, relações constitutivas devem ser adotadas e combinadas com equações de equilíbrio⁽²⁰⁾.

Existem diferentes modelos matemáticos para representar tais deformações. O *software* Marc®, *solver* utilizado no *software* Simufact Welding®, utiliza dois modelos matemáticos para cada método de não linearidade: o lagrangiano e o lagrangiano completo. Para análises de deformações elasto-plásticas, o modelo utilizado é o lagrangiano completo. Neste caso, utiliza-se a condição original não deformada do elemento como referência, contudo na próxima aproximação a matriz de rigidez é formada considerando as variações na tensão e geometria desenvolvidas na iteração anterior⁽²⁰⁾.

Este método utiliza equações baseadas no segundo tensor de Piola-Kirchhoff E_{ij} e no tensor de deformação de Green-Lagrange. A equação de equilíbrio é expressa por:

$$\int_{V_0} S_{ij} \delta E_{ij} dV = \int_{V_0} b_i^0 \delta n_i dV + \int_{A_0} t_i^0 \delta n_i dA \quad 2.21$$

em que S_{ij} é o segundo tensor de Piola-Kirchhoff, E_{ij} é a deformação de Green-Lagrange, b_i^0 é a força do corpo na configuração de referência, t_i^0 é o vetor de tração na configuração de referência, e n_i é o deslocamento virtual⁽²⁰⁾. Integrações são realizadas a partir da configuração original $t=0$. A deformação é decomposta em deformação total na condição de equilíbrio a partir de incrementos de deformação $t=n$ e $t=n+1$ como:

$$E_{ij}^{n+1} = E_{ij}^n + \Delta E_{ij} \quad 2.22$$

enquanto o incremento de deformação é decomposto em uma parte linear ΔE_{ij}^l e não linear ΔE_{ij}^{nl} pela Equação 2.23:

$$\Delta E_{ij} = \Delta E_{ij}^l + \Delta E_{ij}^{nl} \quad 2.23$$

onde ΔE_{ij}^l é a parte linear do incremento de deformação dado pela Equação 2.24:

$$\Delta E^l = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial \Delta u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial \Delta u_j}{\partial X_i} \right] + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u_k^n}{\partial X_i} \right) \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_j} \right) + \left(\frac{\partial u_k^n}{\partial X_j} \right) \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_i} \right) \right] \quad 2.24$$

em que o segundo termo em colchetes é o efeito do deslocamento inicial⁽²⁰⁾. A parte não linear do incremento de deformação é dada pela Equação 2.25:

$$\Delta E^{nl} = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_i} \right) + \frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_j} \right] \quad 2.25$$

Linearização da equação de equilíbrio 2.25 leva a:

$$\{K_0 + K_1 + K_2\} \delta u = R_I - R_E \quad 2.26$$

em que K_0 é a matriz de rigidez para pequenos deslocamentos, K_1 é matriz de rigidez inicial e K_2 é a matriz de rigidez de tensão inicial, δu é o vetor de deslocamento, e R_I e R_E são as forças internas e externas respectivamente⁽²⁰⁾.

3. METODOLOGIA

3.1 Introdução

O produto de estudo deste trabalho é a tampa de descarga de vagões do tipo HFT apresentado na Figura 3.5, e o efeito de distorções e tensões residuais nesta peça devido ao processo de soldagem de seus componentes indicados na Tabela 3.1. Para isso foram realizadas simulações via programa de análise de elementos finitos, e fabricado lotes destas peças para comparação entre os resultados reais e numéricos das distorções. Os equipamentos e materiais utilizados para fabricação das peças são apresentados na seção 3.3.

Além disso, foram analisadas três modelos distintos deste produto variando o tamanho do filete de solda e a sequência de soldagem, com o objetivo de avaliar a influência destes parâmetros no comportamento das distorções e tensões residuais. Estas condições de experimento são apresentadas em detalhes na seção 3.4.

Para cada modelo simulado foram fabricados lotes de 5 peças a fim de coletar os resultados experimentais. Durante e após a fabricação as peças foram inspecionadas para medição das distorções antes e após o processo de soldagem. Os recursos para fabricação e inspeção das peças são apresentados em detalhes nas seções 3.3, 3.4 e 3.5.

Para a realização das simulações numéricas foram utilizados o programa de CAD Siemens NX® versão 7.0, o programa de geração de malha Simlab® versão 14.0 e o programa de CAE Simufact Welding® versão 4.0.1, sendo estes dois últimos fornecidos pela empresa Simufact Americas LLC. A metodologia utilizada para realização das simulações é apresentada na seção 3.6.

Todos os demais recursos necessários para realização deste trabalho foram fornecidos pela empresa Usiminas Mecânica S/A, sediada em Ipatinga - Minas Gerais. Dentre estes recursos estão:

- Materiais (chapas e consumíveis de soldagem);
- Equipamentos (máquinas de corte, dobramento, dispositivos e máquinas de soldagem);
- Equipamentos de inspeção;
- Recursos de informática para realização das simulações.

3.2 Aplicação do trabalho

No segmento de equipamentos ferroviários, a utilização de soldagem é muito significativa, representando um dos fatores críticos do processo de fabricação em razão dos critérios de qualidade exigidos por normas e pelo custo da não qualidade. Por este motivo, o produto adotado para estudo neste trabalho foi um componente de vagão ferroviário do tipo HFT (*Hopper Fechado de manga T*), que possui requisitos de fabricação que o torna interessante para investigar as distorções resultantes do processo de soldagem afim de mitigar os desvios ocasionados durante a fabricação.

O vagão HFT é um tipo fechado para transporte de grãos, possui paredes retas nas laterais, cabeceiras com planos inclinados e o fundo em formato de funil com tampas ao lado da longarina que permitem o descarregamento do granel. O teto pode ser fechado quando se destina ao transporte de alimentos ou produtos que necessitam ser protegidos do sol ou chuva. Nas figuras 3.1 e 3.2 é mostrado este modelo de vagão, no qual as partes vermelhas representam a parte lateral e as cabeceiras, e a parte amarela o fundo do vagão.

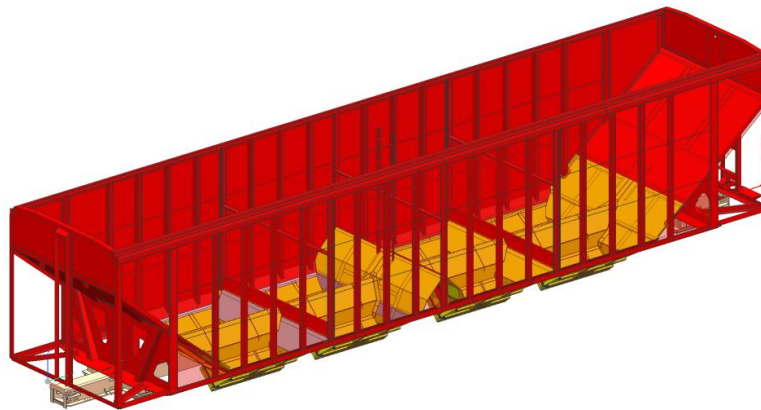


Figura 3.1 - Vista lateral do vagão HFT.

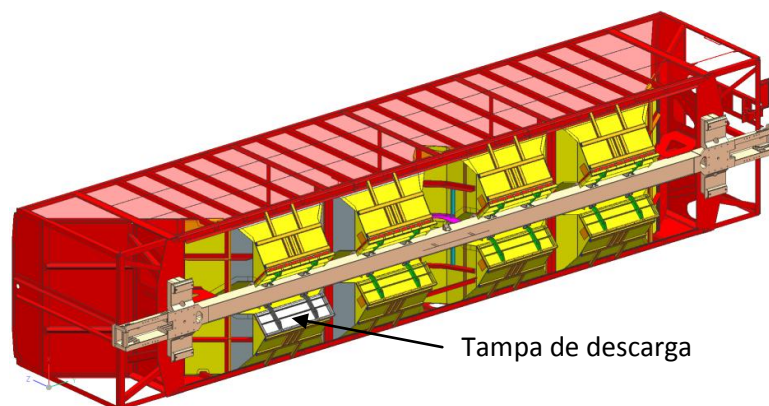


Figura 3.2 - Vista de fundo do vagão HFT.

Normalmente o fundo do vagão HFT é dividido em três ou quatro partes em formato de funil quadrangular com um par de tampas ao centro. As tampas inferiores permitem a descarga do material ao serem abertas. A Figura 3.3 ilustra o funcionamento deste sistema de descarga para este tipo de vagão.

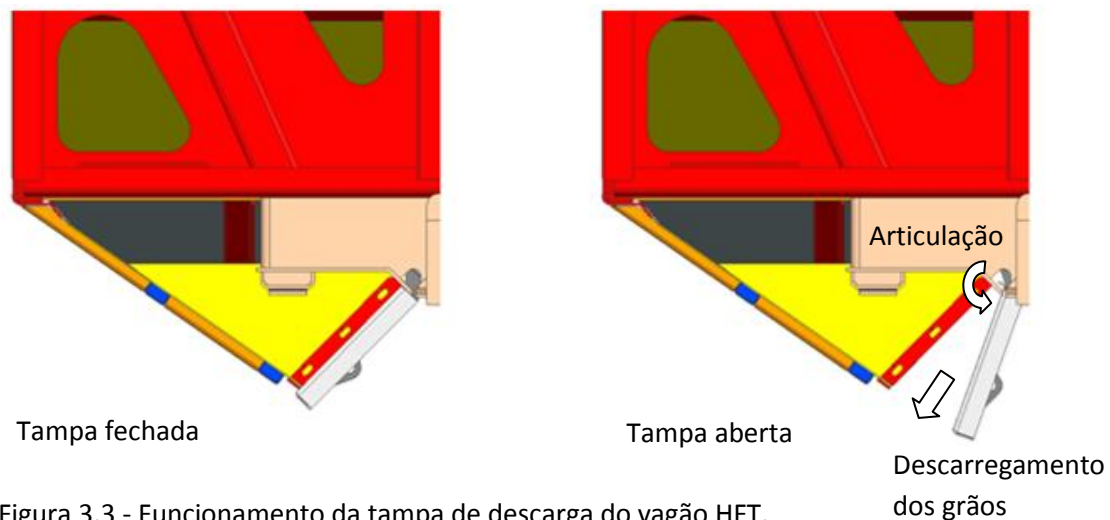


Figura 3.3 - Funcionamento da tampa de descarga do vagão HFT.

Para garantir o bom funcionamento do vagão, é necessário que o contato das tampas com o fundo do vagão quando as mesmas estão fechadas seja estanque, ou seja, não permita o vazamento da carga. Para isso é necessário que as guias que fazem o contato do vagão com as tampas sejam ajustadas durante a montagem, e que a tampa apresente um desvio de planicidade inferior a 0,5 mm na face indicada na Figura 3.4.

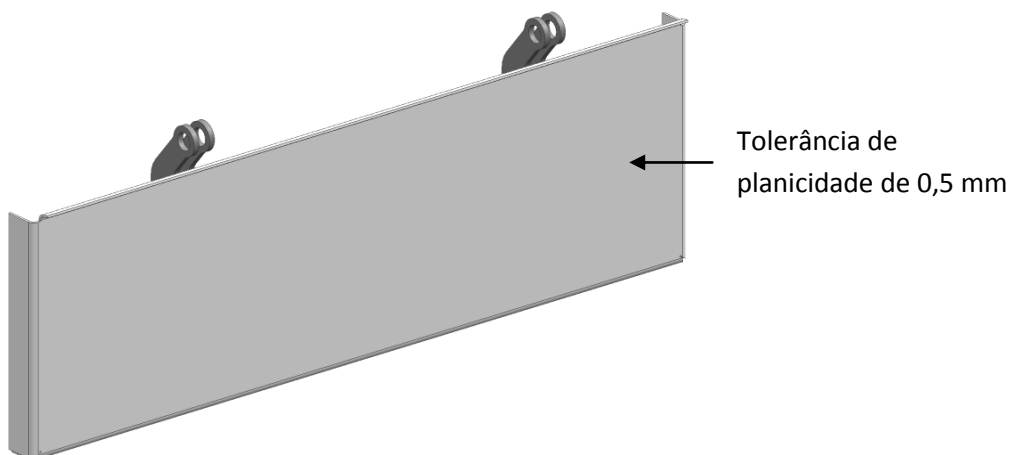


Figura 3.4 - Tampa de descarga do vagão HFT (vista frontal).

Na sua parte traseira, a tampa é composta de nervuras e reforços soldados que tem por objetivo aumentar a resistência estrutural da peça, permitindo que esta suporte os

carregamentos aplicados quando o vagão está carregado. Além disso, a tampa possui quatro suportes soldados que fazem o acoplamento da tampa com o vagão, permitindo a articulação ao abrir para fazer o descarregamento dos grãos.

A Figura 3.5 e a Tabela 3.1 apresentam a tampa e a lista de seus componentes em maiores detalhes.

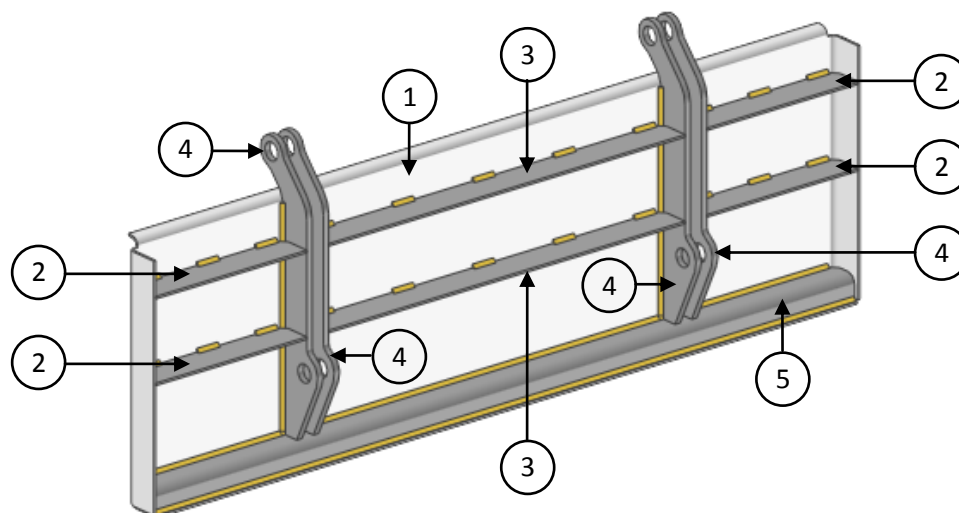


Figura 3.5 - Componentes da tampa do vagão HFT (vista traseira).

Tabela 3.1 - Lista de componentes da tampa de vagão HFT.

Item	Quant.*	Descrição	Espessura da chapa (mm)	Dimensões (mm)	Massa (kg)	
					Unit.**	Total
1	1	Tampa	4,8	98 x 530 x 1680	40,7	40,7
2	4	Nervuras laterais	4,8	4,8 x 70 x 360	0,9	3,6
3	2	Nervuras centrais	4,8	4,8 x 70 x 847	2,2	4,4
4	4	Suporte	12,5	12,5 x 168 x 583	3,9	15,6
5	1	Reforço inferior	6,3	50 x 60 x 1670	8,0	8,0

*Quant. (Quantidade). **Unit. (Unitária).

Devido as operações de soldagem necessárias para fabricação deste item, e ao rigoroso requisito de planicidade da superfície plana que faz o fechamento com a parte inferior do vagão, gerou-se o interesse de estudar esta peça, visando buscar uma forma de prever e minimizar as deformações originadas pelo processo de soldagem durante a fabricação.

3.3 Equipamentos e materias

3.3.1 Equipamentos

Os equipamentos utilizados para fabricação e inspeção das peças são apresentados a seguir:

- a) Equipamento de corte a laser modelo Alpharex AXC 5000, fabricante ESAB GmbH.
Ressonador: laser de CO² 4000 W Trumpf. Dimensões da mesa: 3 m x 26 m (Figura 3.6).



Figura 3.6 - Equipamento de corte a laser modelo Alpharex® AXC 5000 ESAB.

- b) Prensa hidráulica modelo PSG 300/3000, fabricante Gasparini (Figura 3.7).



Figura 3.7 - Prensa hidráulica Gasparini.

c) Máquina de soldagem modelo Idealarc® CV400-I, fabricante Lincoln® Eletric (Figura 3.8).



Figura 3.8 - Máquina de soldagem Idealarc® CV400-I- Lincoln® Eletric.

d) Dispositivo de montagem da tampa para soldagem (Figura 3.9).



Figura 3.9 - Dispositivo de montagem da tampa.

- e) Mesa nivelada marca Bendix, com suporte móvel acoplado para instrumento de medição. Dimensões da mesa: 2 m x 12 m (Figura 3.10).



Figura 3.10 - Mesa de inspeção.

- f) Instrumento de medição: relógio comparador modelo 2046F, fabricante Mitutoyo. Precisão: 10^{-2} mm (Figura 3.11).



Figura 3.11 - Relógio comparador Mitutoyo.

3.3.2 Materiais e consumíveis

O material utilizado para fabricação das peças foi o aço USI SAC-350, um aço estrutural carbono-manganês de boa soldabilidade e resistente ao tempo, fornecido pela empresa Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais S/A (Usiminas). A Tabela 3.2 apresenta a composição química e

propriedades mecânicas deste material (valores máximos e mínimos conforme norma Usiminas).

Tabela 3.2 - Composição química e propriedades mecânicas do aço USI SAC-350 à temperatura ambiente - limites de máximo e mínimo⁽²²⁾.

Propriedades químicas								Propriedades mecânicas		
Elemento	C	Cu	Mn	P	S	Si	Cr	LE (MPa)	LR (MPa)	
%	Mín.	-	0,05	-	0,01	-	1,5	-	350	500
	Máx.	0,25	0,4	1,5	0,06	0,02	0,5	0,6	(mín)	a650

LE: Limite de escoamento; LR: Limite de ruptura.

O consumível utilizado para soldagem dos componentes foi o arame tubular ESAB OK® TUBROD 71 ULTRA E71T-1C (M), um arame tubular rutílico recomendável para soldagem de aços baixo e médio teor de carbono, em um ou multipasses e em qualquer posição de soldagem. Além disso, este apresenta ampla faixa de parâmetros operacionais, baixo índice de respingos e fácil remoção da escória⁽²³⁾. A Tabela 3.3 apresenta a composição química e propriedades mecânicas deste consumível após ser depositado na solda.

Tabela 3.3 - Composição química e propriedades mecânicas do arame tubular ESAB OK® TUBROD 71 ULTRA E71T-1C (M)⁽²³⁾.

Diâmetro do arame	Gás de proteção	Composição química			Propriedades mecânicas			
		C (%)	Si (%)	Mn (%)	LR (MPa)	LE (MPa)	Along. (%)	Charpy (-30°C)
1 mm	100% CO2	0,04	0,5	1,3	600	580	26	60J

LE: Limite de escoamento; LR: Limite de ruptura; Along.: Alongamento.

Devido à falta de informações complementares necessárias para simulação via elementos finitos sobre o material USI-SAC 350, utilizou-se para simulação as propriedades do aço carbono manganês AISI 1311, com composição química, propriedades físicas e mecânicas conforme Tabela 3.4 e figuras 3.12, 3.13, 3.14 e 3.15. Optou-se por utilizar este material devido às informações deste estarem disponíveis no programa Simufact Welding®, e por ser um material com composição química e propriedades mecânicas similares as do aço USI SAC-350.

Tabela 3.4 - Composição química do aço manganês AISI 1311 em % - valores nominais⁽¹⁹⁾.

Elemento	C	Cu	Fe	Mn	N	P	S
%	0,15	0,4	98	1,1	0,01	0,02	0,027

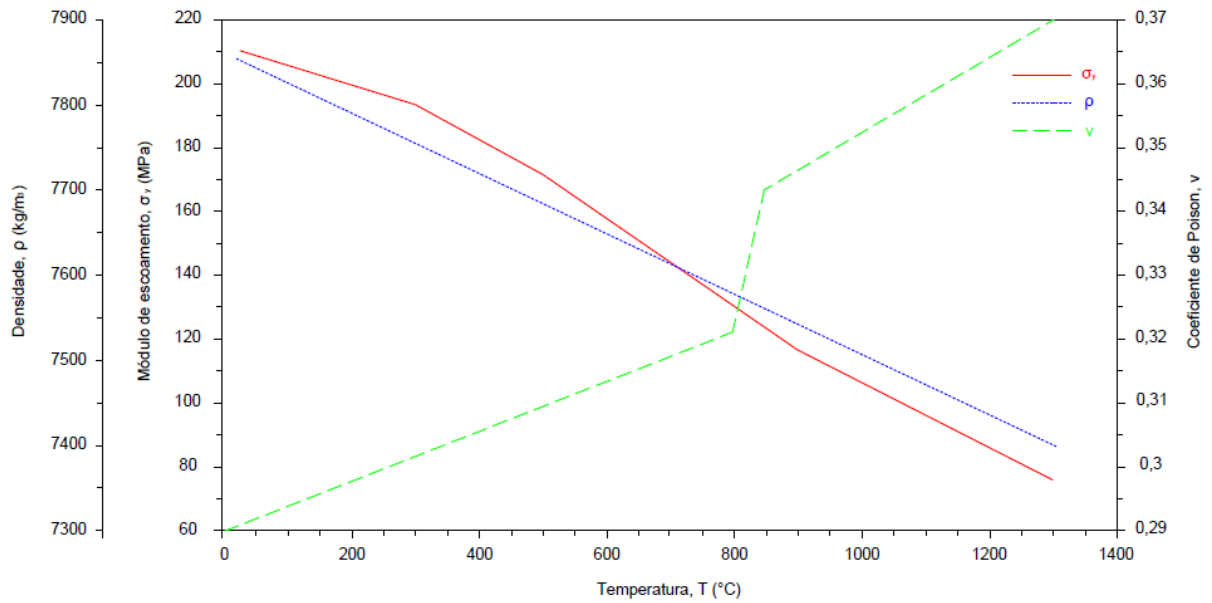


Figura 3.12 - Módulo de escoamento, densidade e coeficiente de Poisson em função da temperatura- aço manganês AISI 1311⁽¹⁹⁾.

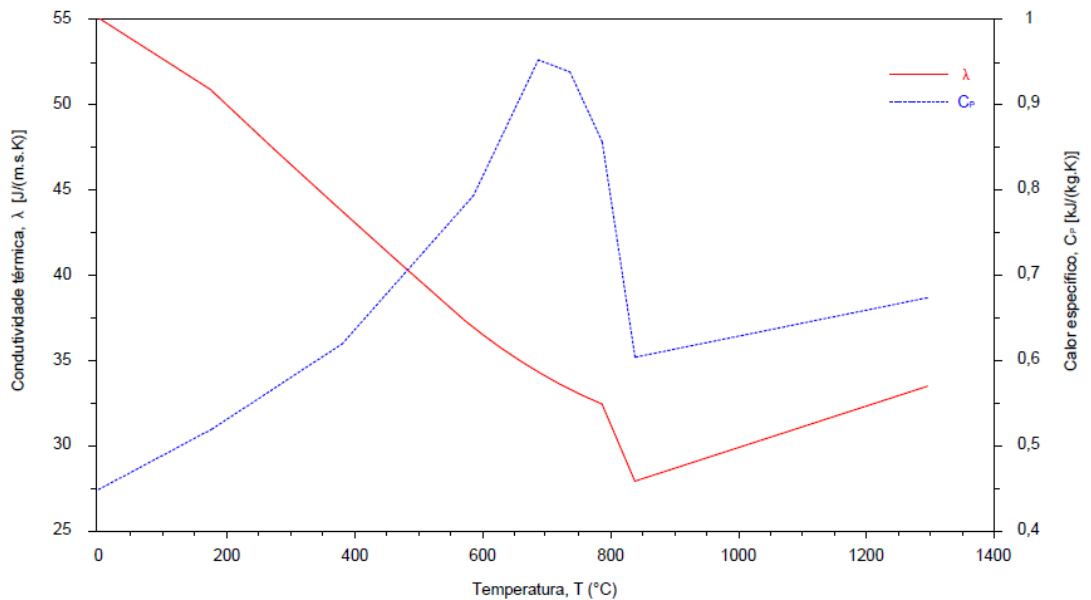


Figura 3.13 - Condutividade térmica e calor específico em função da temperatura - aço manganês AISI 1311⁽¹⁹⁾.

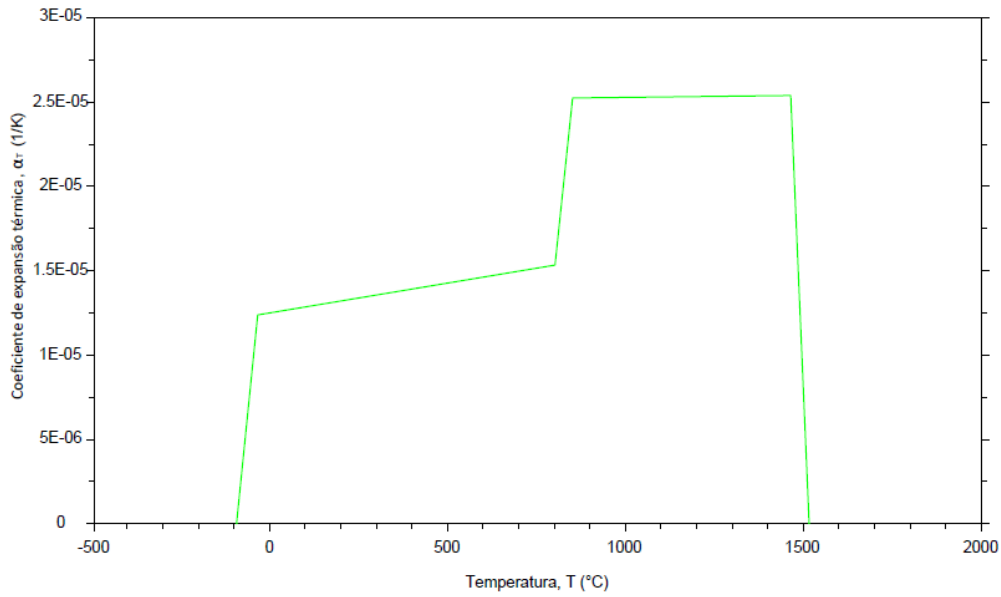


Figura 3.14 - Coeficiente de expansão térmica em função da temperatura - aço manganês AISI 1311⁽¹⁹⁾.

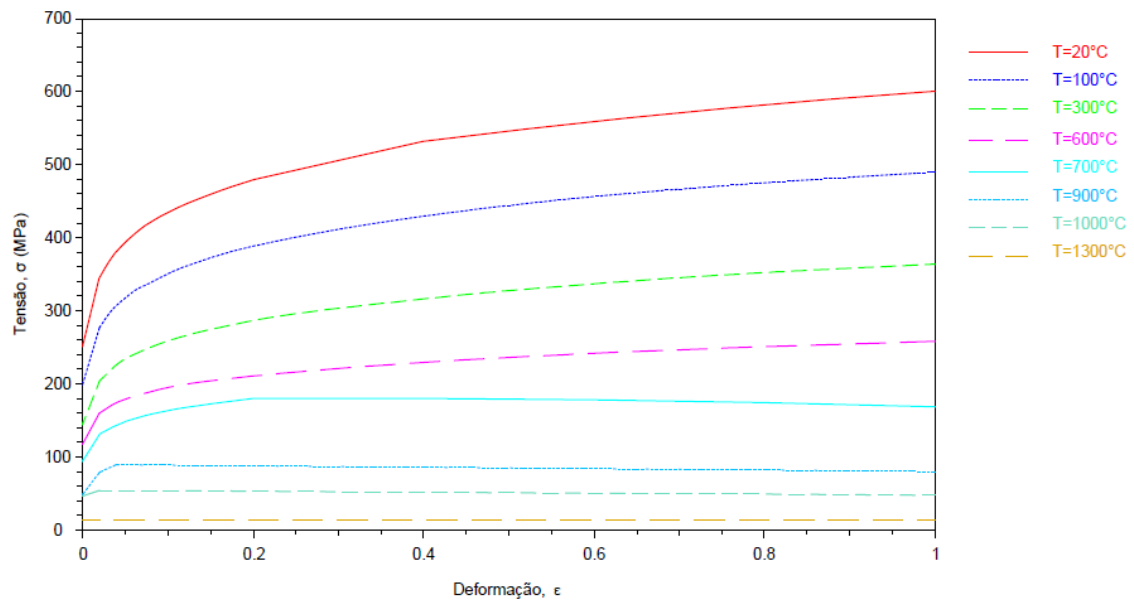


Figura 3.15 - Curva tensão-deformação em função de diferentes valores de temperatura - aço manganês AISI 1311⁽¹⁹⁾.

3.4 Procedimento experimental

A Figura 3.16 apresenta o diagrama com as etapas de fabricação das peças estudadas neste trabalho. Para cada condição de experimento foram fabricados lotes de 5 peças. Adotou-se, desta forma, os resultados experimentais baseados na média das amostras fabricadas para comparação com os resultados da simulação numérica.

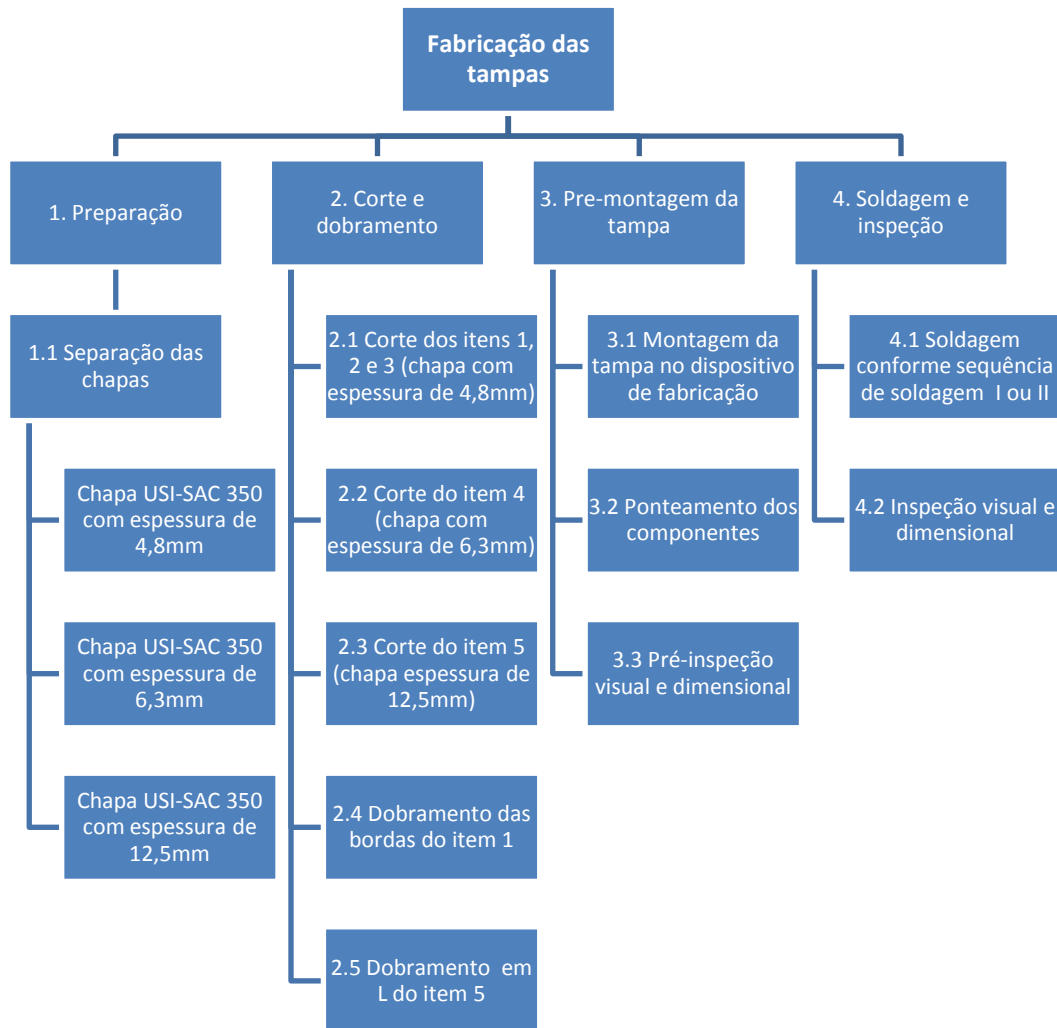


Figura 3.16 - Diagrama de fabricação das peças.

A primeira fase de fabricação foi a preparação do material. Conforme indicado na Tabela 3.1, três espessuras de chapas foram utilizadas para fabricação das peças: 4,8 mm, 6,3 mm e 12,5 mm. Todas as chapas utilizadas na fabricação das peças foram de aço estrutural USI-SAC350.

A segunda fase do processo de fabricação foi o corte dos componentes que compoem a tampa (Tabela 3.1). O corte destas peças foi realizado em equipamento de corte à laser modelo

Alpharex AXC 5000, fabricante ESAB GmbH (Figura 3.6). Após o corte das peças, os componentes 1 e 5 indicados na Figura 3.5 seguiram para a operação de dobramento, operação esta que foi realizada manualmente em prensa hidráulica (Figura 3.7).

A próxima fase do processo foi a pré-montagem da tampa sobre o dispositivo de fabricação, fixação dos componentes no dispositivo e ponteamento. A Figura 3.17 ilustra esta fase de fabricação.

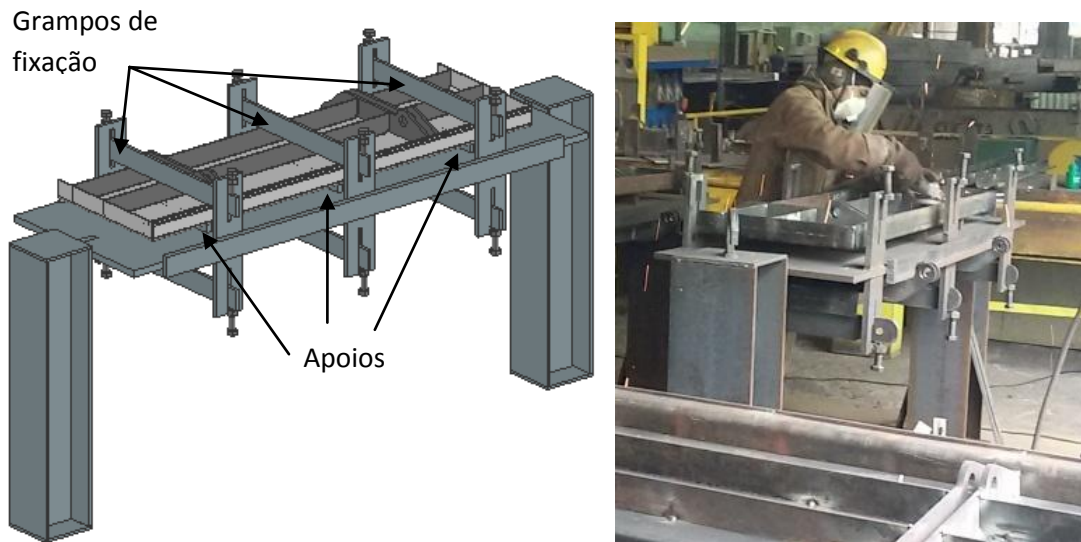


Figura 3.17 - Dispositivo de fixação utilizado na fabricação da peça.

Após o ponteamento dos componentes da tampa (Figura 3.18), a peça foi desmontada do dispositivo para realização da inspeção visual e dimensional com o objetivo de registrar o estado desta antes de realizar a soldagem. Nesta fase, foi realizada a inspeção dimensional da tampa conforme procedimento apresentado na seção 3.5.



Figura 3.18 - Peça pré-montada com os componentes ponteados.

Após a fase de inspeção, a peça foi novamente fixada no dispositivo de fixação e então soldada conforme condições e parâmetros apresentados a seguir:

- Equipamento: Lincoln® Eletric - Idealarc® CV400-I;
- Processo: FCAW (arame tubular);
- Polaridade: CC+;
- Modo de operação: semi automático;
- Posição de soldagem: horizontal (10° a 15° com a vertical);
- Metal base: aço estrutural usiminas USI-SAC 350;
- Eletrodo: ASME/AWS SFA-5.20 E71T-1C(M);
- Diâmetro do eletrodo: Ø1,2 mm;
- Gás de proteção do arame: 100% CO₂ puro;
- Vazão do gás de proteção: 18 a 20 L/min;
- Corrente: entre 250 e 300A;
- Tensão: 28 V;
- Velocidade de soldagem: 25 cm/min;
- Distância do bico de contato à peça (*stick-out*): 19 a 22 mm;
- Temperatura ambiente: entre 20° a 35°C (sem pré-aquecimento).

A fim de se avaliar a influência do tamanho do filete de solda, dos parâmetros de soldagem, e da sequência de soldagem, três modelos distintos variando estes parâmetros foram adotados na fabricação das peças, e os resultados de distorções comparados com os resultados numéricos calculados.

Embora houvesse interesse de testar um grande número de alternativas de sequência de soldagem da peça, devido a limitação de recursos, apenas duas opções foram selecionadas. Neste caso, optou-se por duas sequências bem distintas, a primeira linear em que a soldagem é feita de um lado da peça para o outro (Figura 3.20), e a segunda de forma alternada, em que a soldagem dos componentes é feita do centro para as extremidades (Figura 3.22).

Para o modelo I, o filete de solda das nervuras laterais e central adotado foi intermitente com 7,5 mm de perna em ambos os lados das nervuras, conforme mostra a Figura 3.19. Os parâmetros de soldagem adotados na fabricação deste modelo foram corrente de 300 A e tensão de 28V. A sequência de soldagem é apresentada na Figura 3.20.

A condição II de estudo se baseou na alteração da solda de filete intermitente de 7,5 mm para 5 mm de perna, conforme mostra a Figura 3.21. A corrente de 300 A foi alterada para 250 A, e a tensão mantida em 28 V. A sequência de soldagem foi a mesma do experimento I (Figura 3.20).

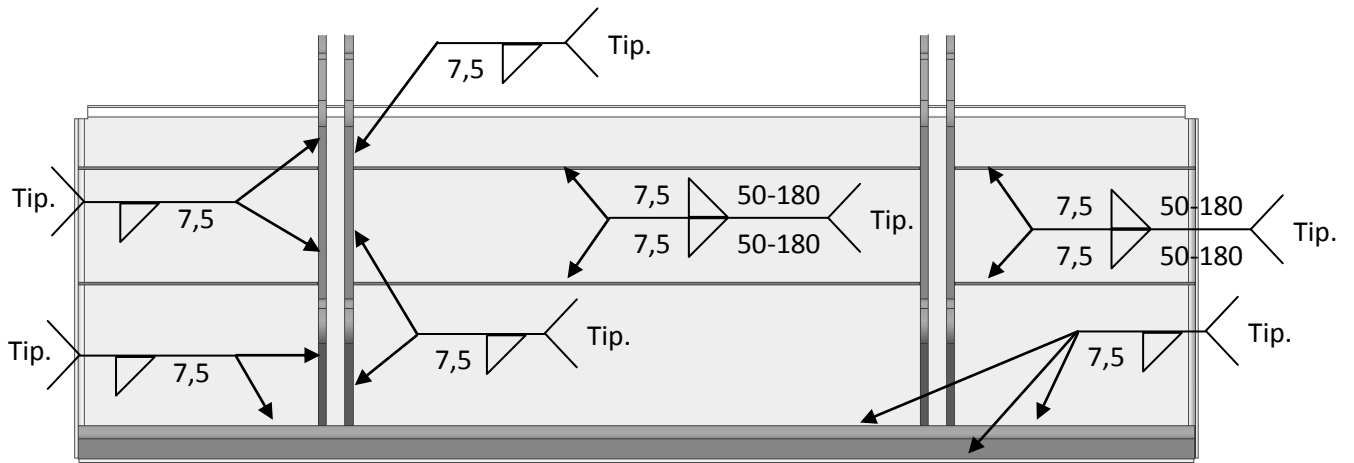


Figura 3.19 - Condição de projeto do modelo I.

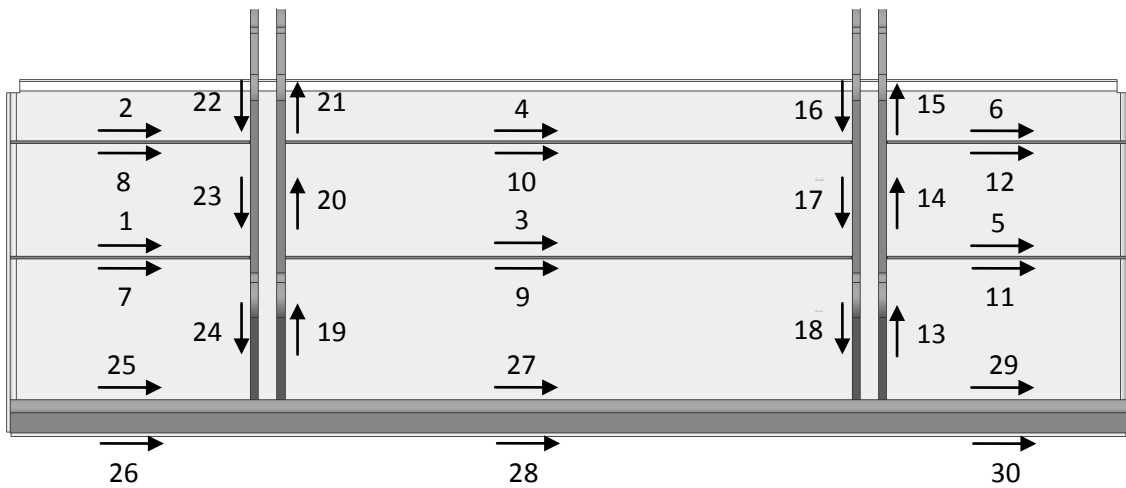


Figura 3.20 - Sequência I de soldagem adotada nos modelos I e II.

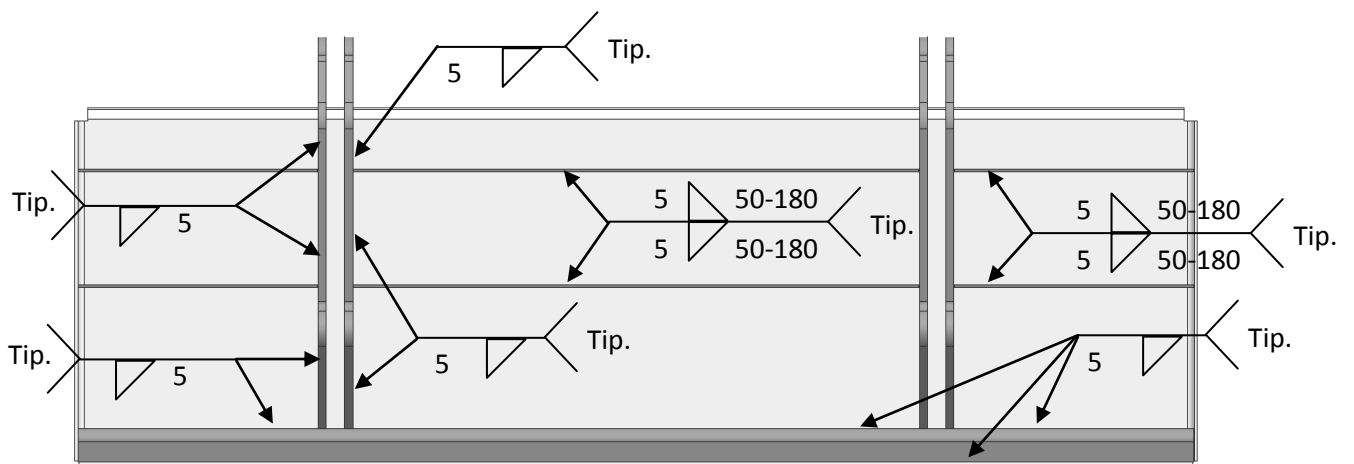


Figura 3.21 - Condição de projeto do modelo II e III.

Para o modelo III, as condições de projeto e parâmetros de soldagem adotados foram os mesmos do experimento II, alterando-se apenas a sequência de soldagem conforme mostra a Figura 3.22. A Tabela 3.5 resume as alterações entre os três modelos.

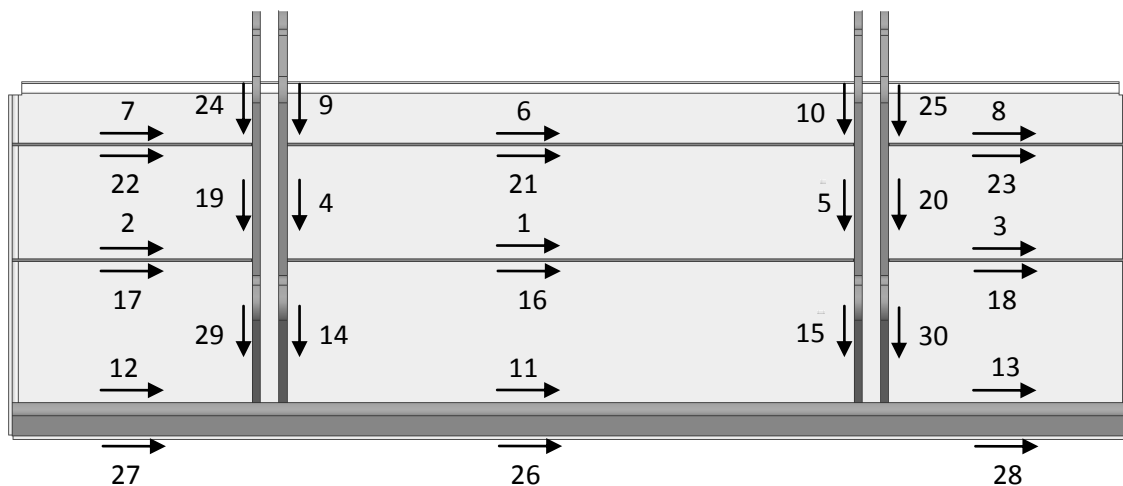


Figura 3.22 - Sequência II de soldagem adotada no modelo III.

Tabela 3.5 - Síntese dos parâmetros de soldagem para os três modelos.

Modelo	I (A)	U (V)	Filete (mm)	Sequência de soldagem
I	300	28	7,5	Sequência I
II	250	28	5	Sequência I
III	250	28	5	Sequência II

Após a fabricação das peças conforme os três modelos apresentados acima, estas foram então inspeccionadas pelo procedimento apresentado na seção 3.5. Para cálculo dos resultados experimentais finais das distorções causadas pelo processo de soldagem, foi considerado a condição inicial da peça antes de executar a soldagem, ou seja, o resultado final foi corrigido considerando-se apenas as distorções que ocorreram durante e após a soldagem.

Além da fabricação das peças para análise dos resultados experimentais, para calibração do programa de simulação, foi necessário fabricar um corpo de prova utilizando os parâmetros de soldagem usados em cada modelo. Para fabricação do corpo de prova, foram utilizadas duas chapas com dimensões de 4,8 x 100 x 100 mm e 4,8 x 50 x 100 mm, soldadas em perfil T conforme mostra a Figura 3.23.

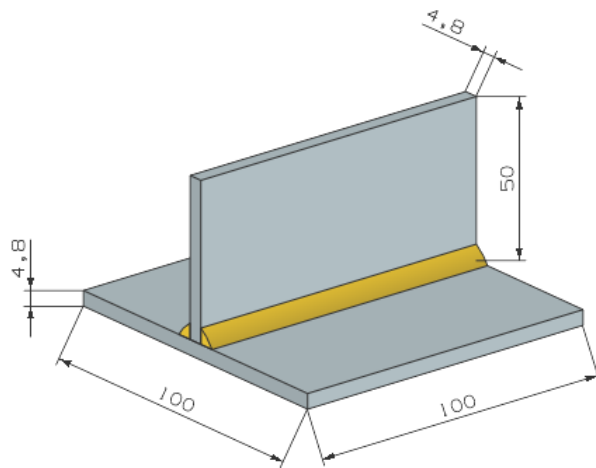


Figura 3.23 - Corpo de prova para calibração da fonte de calor.

Após a confecção do corpo de prova, macrografia foi realizada para coletar as dimensões da zona fundida, utilizada na calibração do programa de simulação conforme apresentado na seção 3.6.

3.5 Método de inspeção

O sistema de coordenadas adotado para apresentação dos resultados é mostrado na Figura 3.24. As medições de desvio de planicidade foram realizadas na direção Z, e ao longo de pontos distribuídos em toda superfície da tampa (direções X e Y).

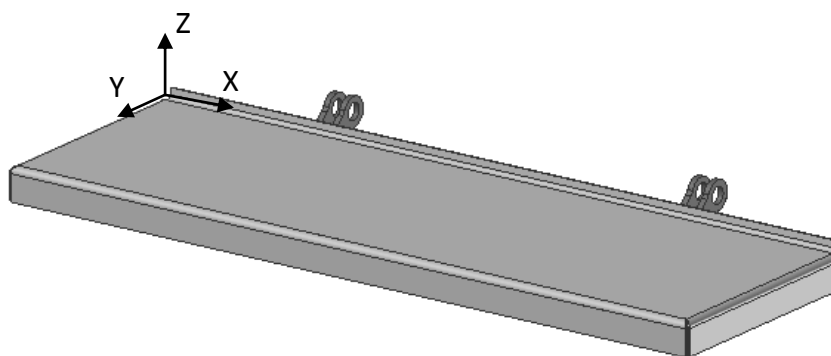


Figura 3.24 - Sistema de coordenadas adotado para a inspeção e simulação de distorções e tensões residuais.

Antes e após a soldagem das peças pelas condições indicadas na seção 3.4, a planicidade de cada peça foi inspecionada em uma mesa nivelada, sendo a peça nivelada sobre dois perfis

padrões e a medição feita na superfície plana superior da tampa (superfície indicada na Figura 3.25). Para isto, foi utilizado relógio comparador Mitutoyo® calibrado e com precisão centesimal (10^{-2} mm).



Figura 3.25 - Inspeção da planicidade na superfície da tampa.

Para estabelecer os pontos onde as leituras seriam realizadas, foi feita uma malha com 147 pontos, e as medições realizadas no centro dos elementos conforme mostrado na Figura 3.26. A distorção foi avaliada pela mudança de posição vertical de pontos na superfície superior da tampa.

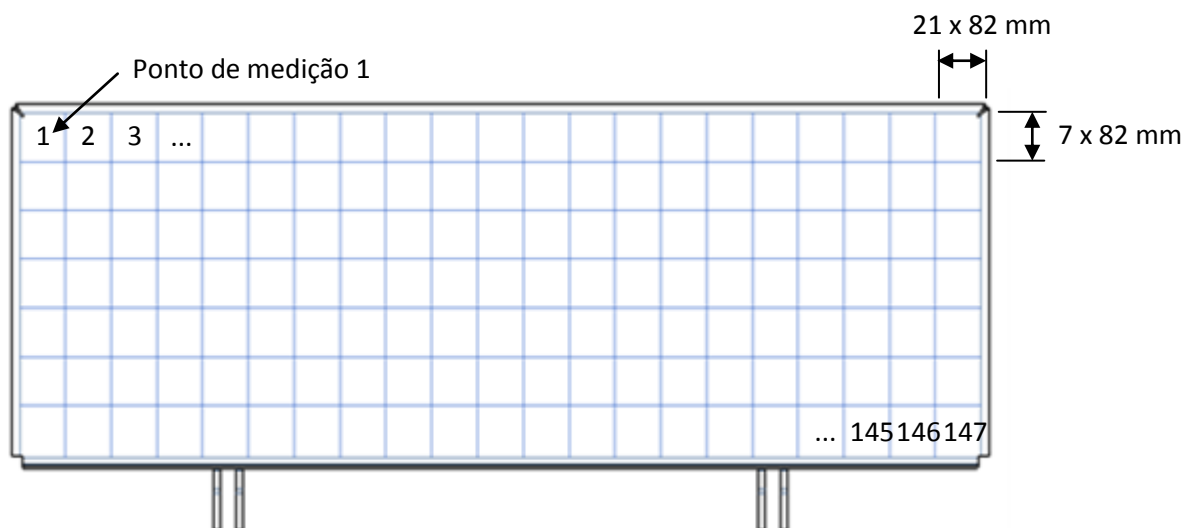


Figura 3.26 - Malha de inspeção da planicidade da superfície superior da peça.

3.6 Simulação numérica

Os modelos 3D de todos os componentes listados na Tabela 3.1 foram gerados através do programa de CAD Siemens NX® versão 7.0, e salvos em formato parasolid (.x_t) para então serem importados no programa Simufact Welding® versão 4.0.1.

Para a elaboração da malha foi utilizado o programa Simlab® versão 14.0. Simulações preliminares foram realizadas de forma a encontrar o tipo de elemento e tamanho de malha mais adequado. A malha predominante utilizada em todos os componentes que apresentou melhores resultados foi uma malha de elemento sólido hexagonal, com dimensões 7,5 x 7,5 mm, e com uma divisão ao longo da espessura. A Figura 3.27 exemplifica a malha utilizada nos componentes do modelo.

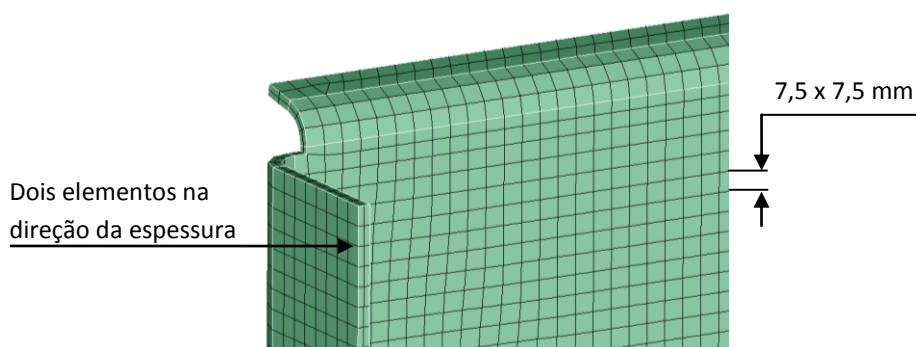


Figura 3.27 - Malha de elementos finitos utilizada nos componentes.

A malha utilizada demandou um tempo de simulação para cada modelo de aproximadamente 100 h, sendo a especificação do computador utilizado a indicada abaixo:

- Modelo: *Workstation* HP Z400;
- Processador: Intel Xeon 3,07GHz (4 núcleos);
- Memória RAM: 16GB.

Para cada simulação realizada, como condição de contorno considerou-se a parte frontal da tampa apoiada em três barras conforme mostrado na Figura 3.28, e do lado oposto as nervuras foram fixadas nos pontos indicados na Figura 3.29. Esta condição representa a condição real de fabricação das tampas, em que a peça é fixada no dispositivo mostrado na Figura 3.17.

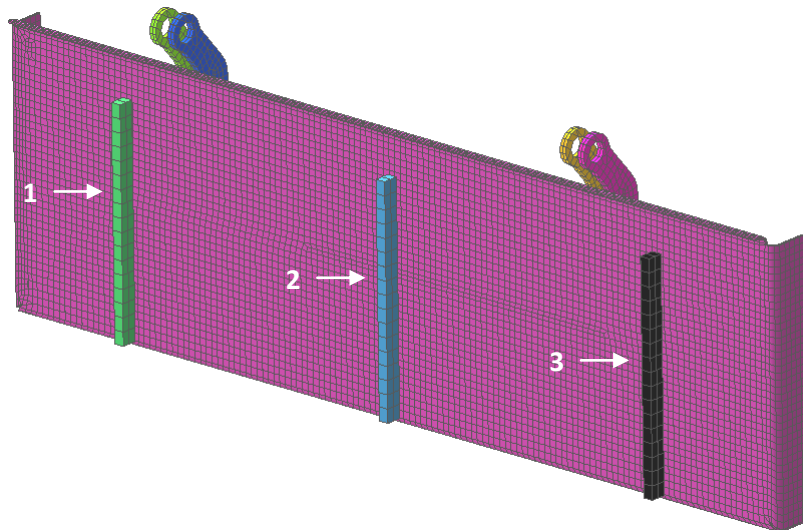


Figura 3.28 - Barras de apoio da tampa (vista frontal da peça).

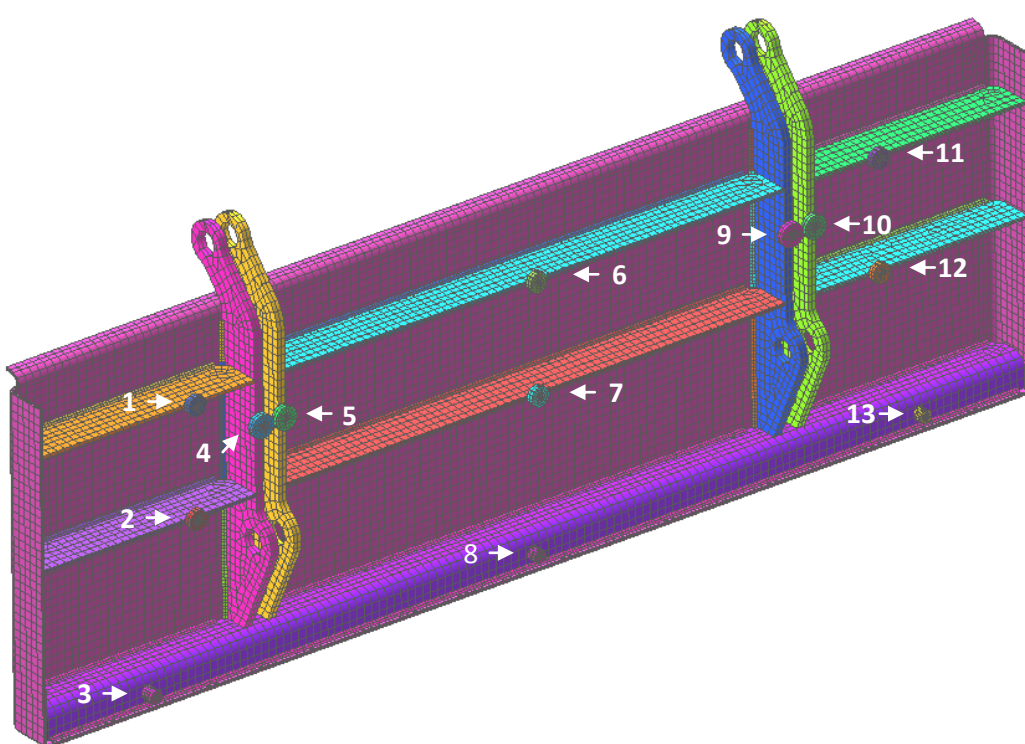


Figura 3.29 - Pontos de fixação dos componentes.

A simulação das distorções e tensões residuais foram realizadas no programa Simufact *Welding*® 4.0.1. Para estimativa dos parâmetros da fonte de calor adotou-se as equações 2.11 a 2.14. Estes parâmetros inicialmente adotados na simulação da fonte de calor são apresentados na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 - Parâmetros iniciais estimados para simulação da fonte de calor.

Experim.	t (mm)	V (V)	I (A)	E_{ff}	v (cm/min)	a (mm)	b (mm)	f_f (mm)	f_r (mm)
1	5,3	28	300	0,75	25	6,3	7,3	4,1	15
2 e 3	3,5	28	250	0,75	25	4,5	5,5	3	11

Após algumas simulações iniciais, a calibração destes parâmetros foi realizada ajustando as dimensões da zona fundida encontrada na simulação com os resultados reais encontrados em macrografia feita em corpo de prova. As figuras 3.30 e 3.31 comparam os resultados reais e simulados após a calibração, e a Tabela 3.7 apresenta os valores finais dos parâmetros da fonte de calor ajustados após a calibração.

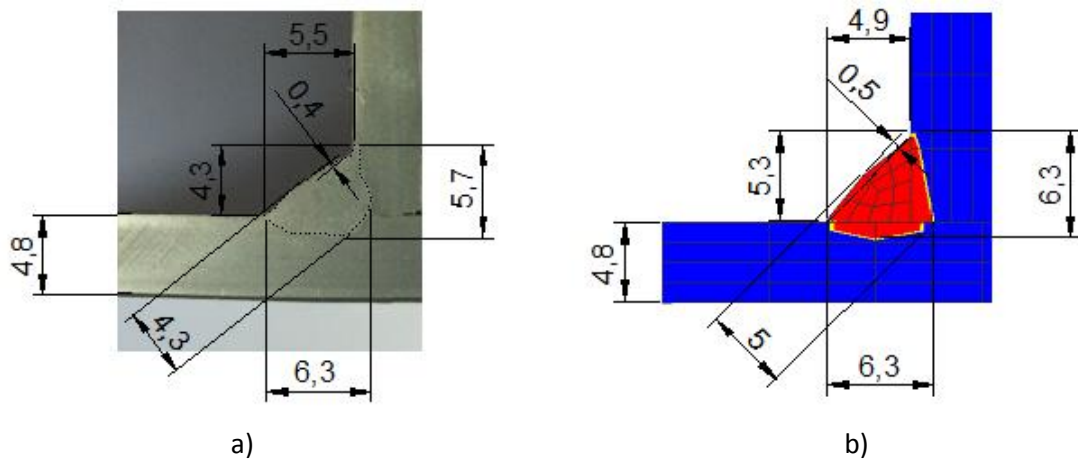


Figura 3.30 - Calibração dos parâmetros da fonte de calor para o modelo I.

a) Macrografia. b) Cordão simulado.

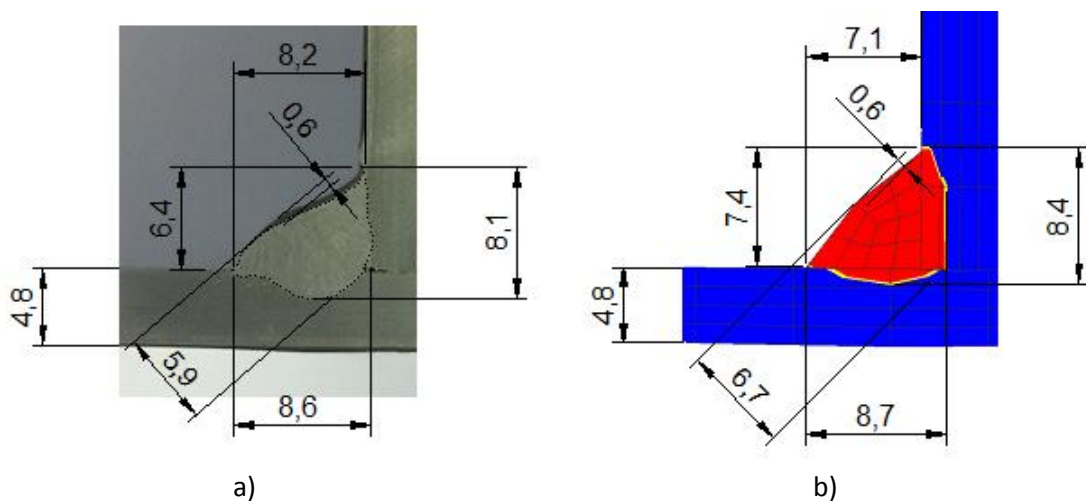


Figura 3.31 - Calibração dos parâmetros da fonte de calor para os modelos II e III.

a) Macrografia. b) Cordão simulado.

Tabela 3.7 - Parâmetros ajustados após a calibração da fonte de calor.

Modelo	V (V)	I (A)	E_{ff}	v (cm/min)	a (mm)	b (mm)	c_f (mm)	c_r (mm)
I	28	300	0,75	25	4	4	4.5	9
II e III	28	250	0,6	25	3	4	3	6

O perímetro da solda e os tempos de soldagem e resfriamento são apresentados na Tabela 3.8, sendo estes valores comuns para todos os três modelos simulados.

Tabela 3.8 - Dados da simulação.

	Modelos I, II e III
Perímetro total de soldagem	710,5cm
Tempo de soldagem	28,4 min
Tempo de resfriamento	5 min
Tempo total	33,4 min

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo serão apresentados e analisados os resultados numéricos de distorções e tensões residuais obtidos na simulação por elementos finitos. Além disso, para as distorções, serão apresentados os resultados experimentais, e comparados aos resultados numéricos encontrados nas condições simuladas.

4.1 Distorções

A seguir serão apresentados os resultados numéricos e experimentais das distorções para os três modelos avaliados. Os resultados experimentais foram obtidos segundo as seguintes condições:

- Antes da soldagem cinco peças foram medidas por amostragem e os resultados coletados utilizados como referência para compensação dos desvios pré-existentes a soldagem;
- Para cada modelo a ser simulado, cinco peças foram fabricadas e as distorções medidas pelos procedimentos descritos nas seções 3.4 e 3.5. Os resultados apresentados nos capítulos 4.1.1, 4.1.2 e 4.1.3 correspondem à média dos resultados obtidos nas medições das cinco peças fabricadas. Os resultados individuais e desvio padrão de cada lote são apresentados em detalhes nos anexos.
- Nos lotes adotados para medições, as peças que apresentaram uma tendência diferente das demais peças medidas naquele mesmo lote, como por exemplo, distorções em sentidos opostos, foram desprezadas. Ao todo duas peças apresentaram este comportamento (figuras 8.5 e 8.12);
- Após a medição, os valores encontrados foram processados e ajustados no programa Excel[®], utilizando o recurso de formatação condicional (escala de cores) para apresentação dos resultados.

A correção dos desvios pré-existentes à soldagem foi feita subtraindo os resultados das medições realizadas após a soldagem daqueles encontrados antes da soldagem. Desta forma, pretendeu-se adotar para comparação com os resultados numéricos apenas as distorções reais que ocorreram após a soldagem.

É importante ressaltar que as peças medidas antes da soldagem foram selecionadas por amostragem, e o desvio padrão máximo encontrado no lote utilizado foi de 1 mm (Figura 8.7).

Adotou-se então a média dos desvios encontrados pré-soldagem (Figura 8.6) para correção de todos os resultados obtidos nos modelos fabricados.

As distorções foram medidas na direção Z indicada na Figura 3.24, sendo o plano de origem ($Z=0$) referenciado a partir de três pontos selecionados nas extremidades da superfície medida na peça. Contudo, a fim de permitir a comparação dos resultados entre os três modelos, após as medições os resultados numéricos de todos os modelos foram ajustados entre -1,4 mm a +2,7 mm, sendo estes os valores máximos de distorção encontrados na simulação. Da mesma forma, os resultados experimentais foram ajustados em um intervalo entre -4 mm a +2 mm.

4.1.1 Resultados do modelo I

Os resultados das distorções calculados na simulação numérica para o primeiro modelo são apresentados na Figura 4.1. A Figura 4.2 mostra a média dos resultados experimentais obtidos pela metodologia descrita no item 3.5.

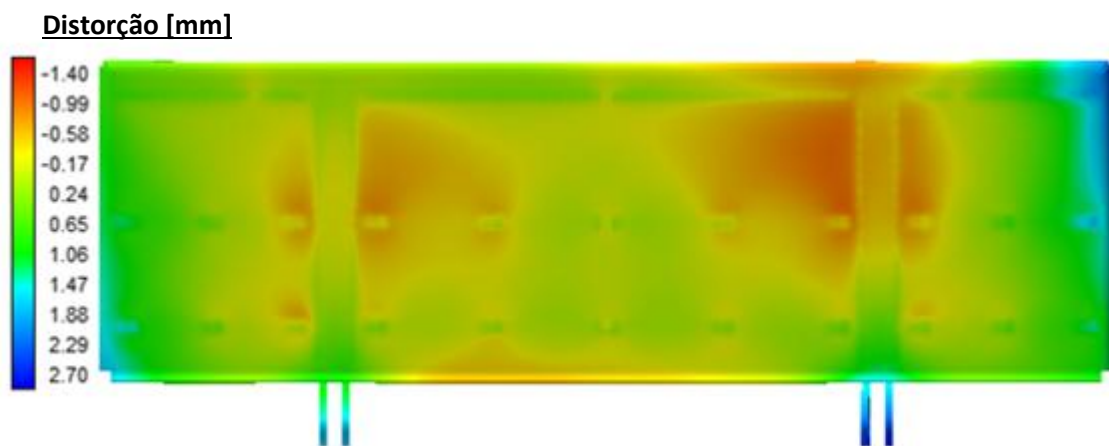


Figura 4.1 - Resultado da simulação do modelo I.

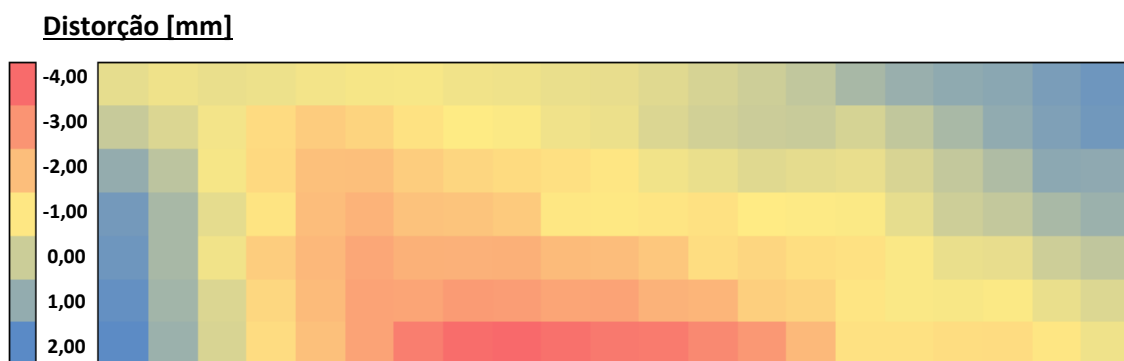


Figura 4.2 - Média dos resultados experimentais do modelo I.

A simulação indica uma deformação positiva nas extremidades da peça (regiões em azul), deformações negativas mais acentuadas nas regiões próximas a solda das nervuras (regiões em vermelho), e uma pequena flecha negativa no centro próximo a borda inferior da tampa. Ao comparar estes resultados com os resultados experimentais, observaram-se em geral tendências similares na distorção com três diferenças principais: a) a simulação previu uma deformação negativa próxima às nervuras da ordem de -1,4 mm, sendo que este resultado não foi encontrado nos resultados experimentais; b) nos resultados experimentais, a peça apresentou um empeno próximo à borda inferior da tampa da ordem de -4 mm ao passo que, na simulação numérica, foi encontrado aproximadamente -1 mm; c) a região da borda inferior esquerda da peça apresentou uma extensão maior de deformação em comparação com o resultado numérico.

Deve-se ressaltar que nas demais regiões em que houve concordância na direção das distorções entre o modelo numérico e real, ainda constatou-se um erro máximo da ordem de 26%, de forma que as distorções encontradas nas simulações se mostraram inferiores a aquelas encontradas nas peças fabricadas. A Figura 4.3 destaca as principais divergências encontradas entre as tendências das distorções entre os resultados numéricos e experimentais.

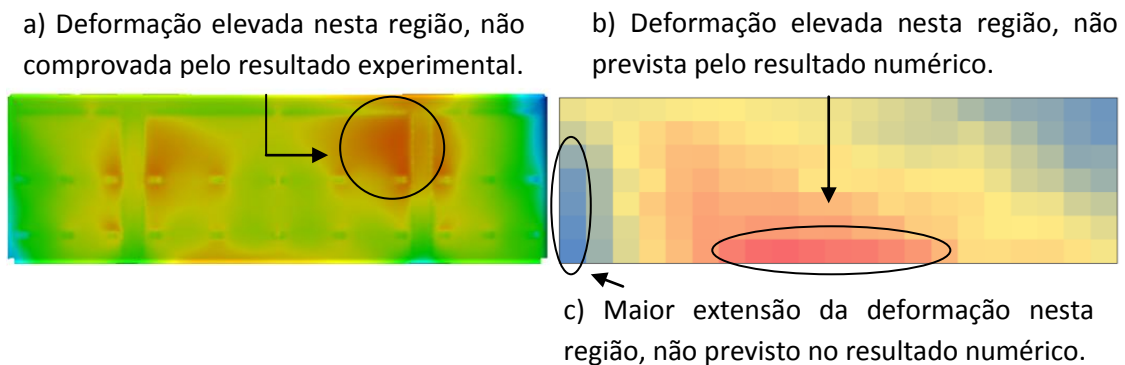


Figura 4.3 - Comparação entre o resultado numérico e experimental do modelo I.

Na condição experimental, o maior empeno constatado nas tampas ocorreu na borda inferior da peça (Figura 4.2), em que foi encontrado -4 mm de deformação (região em vermelho). Este resultado pode ser associado ao princípio mostrado na seção 2.2.4 pelo qual as tensões residuais se desenvolvem no processo de soldagem, esquematizado na Figura 2.3. Na peça em estudo, as tensões de tração originadas pela contração da solda na região da nervura indicada na Figura 4.4, são suportadas pela rigidez desta, o que impede o empeno da peça nesta região. Contudo, estas tensões de tração geradas no entorno da solda são balanceadas por tensões de

compressão que ocorrem na parte inferior da tampa, que por ser menos rígida que a parte superior reforçada com a nervura, sofre o empeno na região indicada na Figura 4.4.

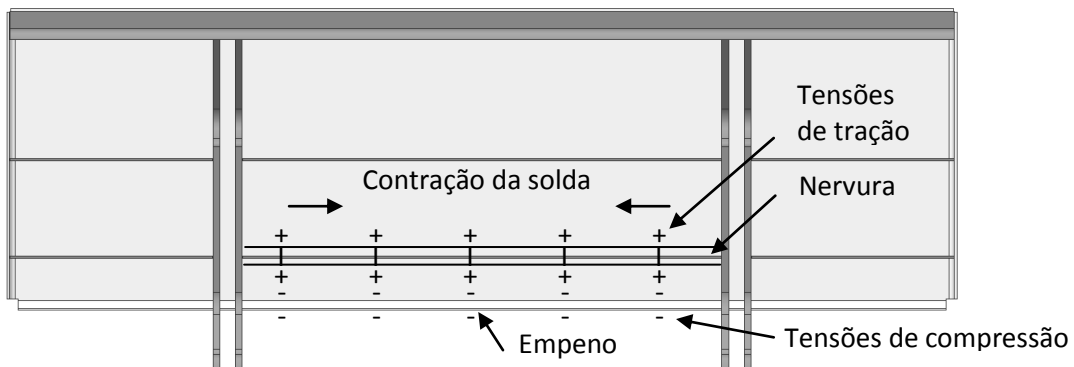


Figura 4.4 - Representação esquemática das tensões de tração resultantes da contração da solda e o empeno na borda inferior da tampa.

De forma geral, a falta de reforços nas bordas da peça promoveu menores rigidezes nestas regiões, e desta forma contribuíram para o relaxamento das tensões e desenvolvimento das distorções. Outro fator que pode ter contribuído para as distorções ocorrerem nesta mesma região são as tensões residuais do processo de dobramento das bordas da peça anterior a soldagem. Contudo, estas tensões não foram consideradas no modelo numérico e um estudo mais aprofundado seria necessário para confirmar essa suposição.

4.1.2 Resultados do modelo II

O resultado da simulação do segundo modelo é mostrado na Figura 4.5.

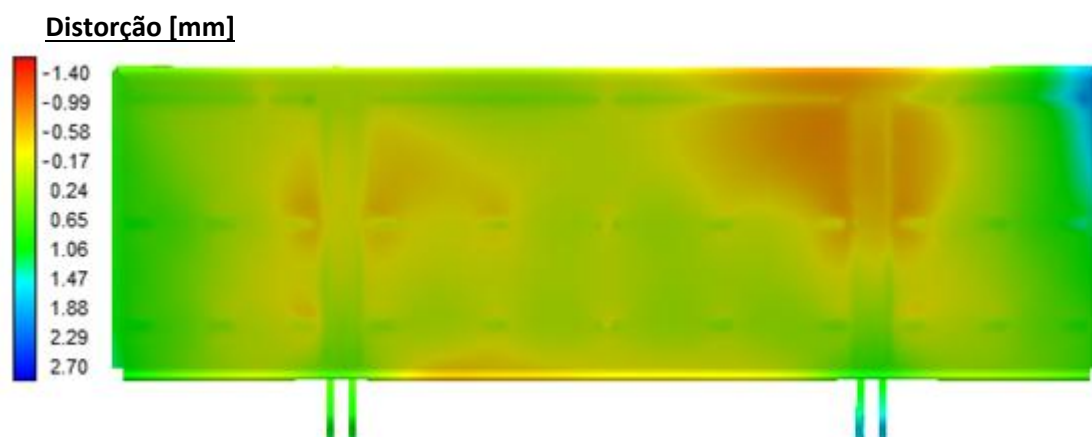


Figura 4.5 - Resultados da simulação do modelo II.

Ao comparar este resultado com o do modelo I (Figura 4.1), nota-se que a distribuição de distorções é similar nos dois casos, com uma redução na intensidade das distorções na condição dada no modelo II. Esse resultado é similar ao encontrado na literatura, que indica uma tendência no aumento da distorção quando o volume de solda é aumentado⁽¹⁴⁾. Este efeito é ilustrado na Figura 2.8, que mostra a redução das distorções em painéis nervurados ao se diminuir o tamanho do filete e o aporte térmico na soldagem.

Comparado ao primeiro modelo, as alterações de projeto e parâmetros de soldagem representaram uma redução do filete de solda de 33,3%, e redução do aporte térmico de 16,6%, sendo que na simulação foi encontrada uma redução na amplitude das distorções de aproximadamente 13%. A Figura 4.6 mostra a média dos resultados experimentais encontrados na segunda condição de experimento.

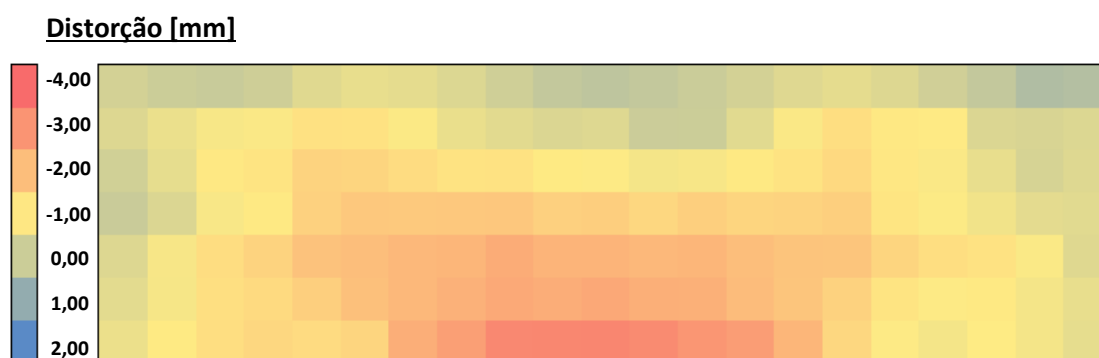


Figura 4.6 - Média dos resultados experimentais do modelo II.

No resultado experimental também se observou uma redução das deformações. Na região da extremidade lateral superior da peça, a deformação reduziu de 2 mm para 1 mm, e ocorreu uma pequena redução do empeno na região central inferior. Portanto, constatou-se de forma geral que, com a redução do tamanho do filete e do aporte térmico, as distorções foram mitigadas em ambos os modelos numérico e experimental.

Deve-se ressaltar que, a redução do tamanho do filete de solda proposta neste trabalho teve como objetivo apenas avaliar sua influência no desenvolvimento das distorções e tensões residuais na peça. Na prática, uma alteração deste tipo requer uma análise estrutural prévia, visando não comprometer a resistência mecânica da peça.

4.1.3 Resultados do experimento III

A Figura 4.7 apresenta o resultado da simulação das distorções do terceiro modelo. Ao comparar com o modelo II, esperava-se que as distorções fossem minimizadas, uma vez que se alterou a sequência de soldagem, realizando-a de forma mais alternada sobre a peça. Contudo, observou-se pouca mudança nos resultados, exceto na região das bordas laterais da peça onde ocorreu um aumento das distorções de aproximadamente 1,7 mm.

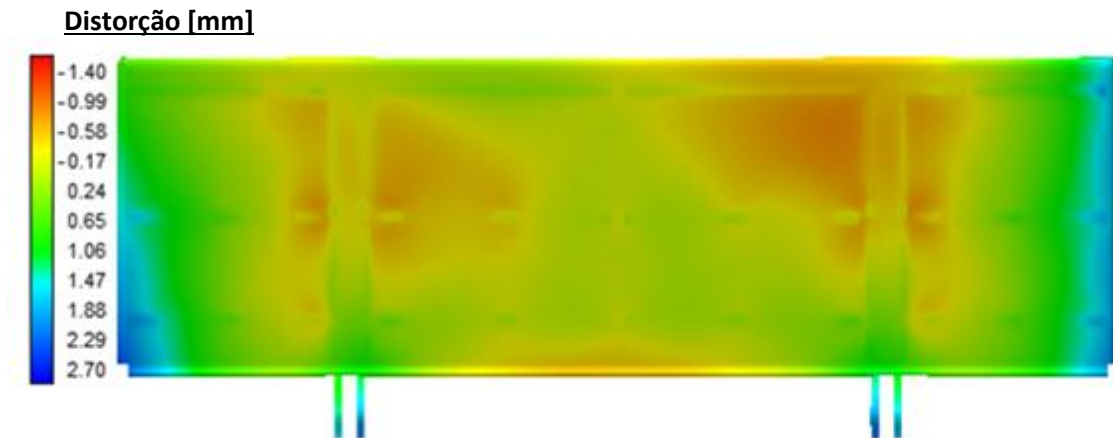


Figura 4.7 - Resultados da simulação do modelo III.

A Figura 4.8 mostra a média dos resultados experimentais obtidos no terceiro modelo.

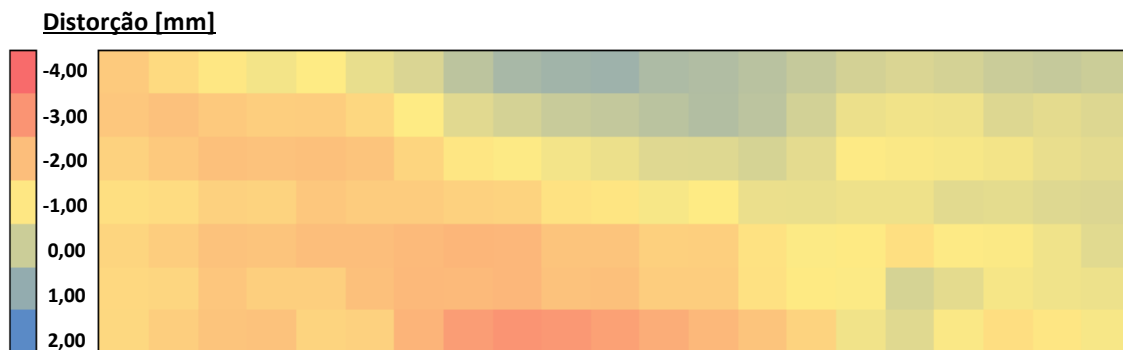


Figura 4.8 - Média dos resultados experimentais do modelo III.

Os resultados experimentais indicaram que a distorção na região que apresentou maiores níveis de empeno foi reduzida (região inferior central da tampa), e que houve um leve aumento na extensão da região com empeno de 1 mm (parte superior da tampa em azul). Observou-se, portanto, que neste experimento houve uma leve redução das distorções na peça com o balanceamento da sequência de soldagem, com a planicidade da superfície variando entre 1 mm e -2 mm.

O resultado da simulação, no entanto, indicou um aumento das distorções nas bordas laterais da peça com a alteração da sequência de soldagem. Não foi possível confirmar as causas que ocasionaram as divergências encontradas entre os resultados experimentais e numéricos. Contudo, alguns fatores tanto na parte da simulação como na fabricação devem ser considerados, sendo os principais:

- As tensões residuais pré-existentes nas peças não terem sido consideradas na simulação;
- As divergências entre as condições do modelo simulado e do processo real de fabricação, haja vista que a soldagem foi semi-automática, podendo assim ter ocorrido variações nos tempos de soldagem;
- O fato de que na simulação não ter sido adotado as propriedades reais do material utilizado na fabricação.

4.2 Tensões residuais

Os resultados de tensões residuais encontrados na simulação do modelo I são apresentados nas figuras 4.9 e 4.10.

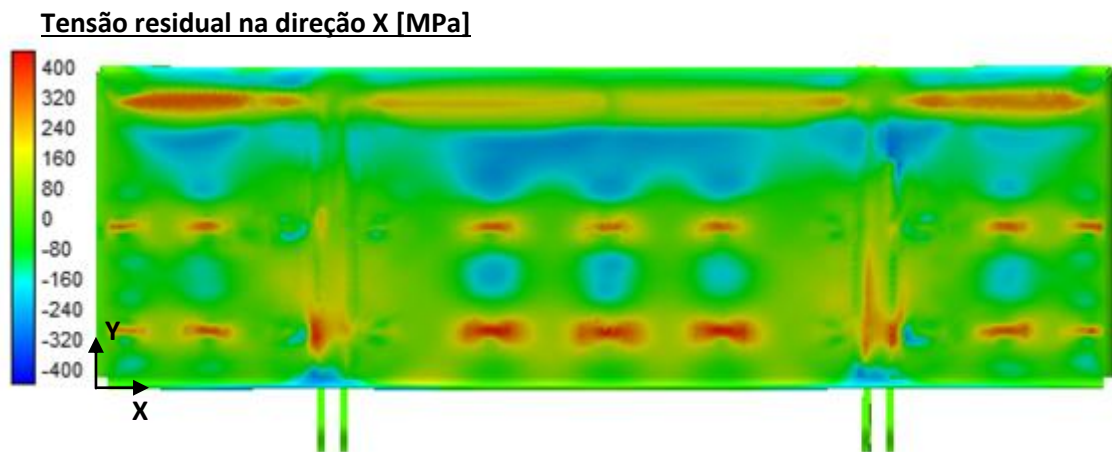


Figura 4.9 - Resultados numéricos do modelo I - Tensões residuais em X.

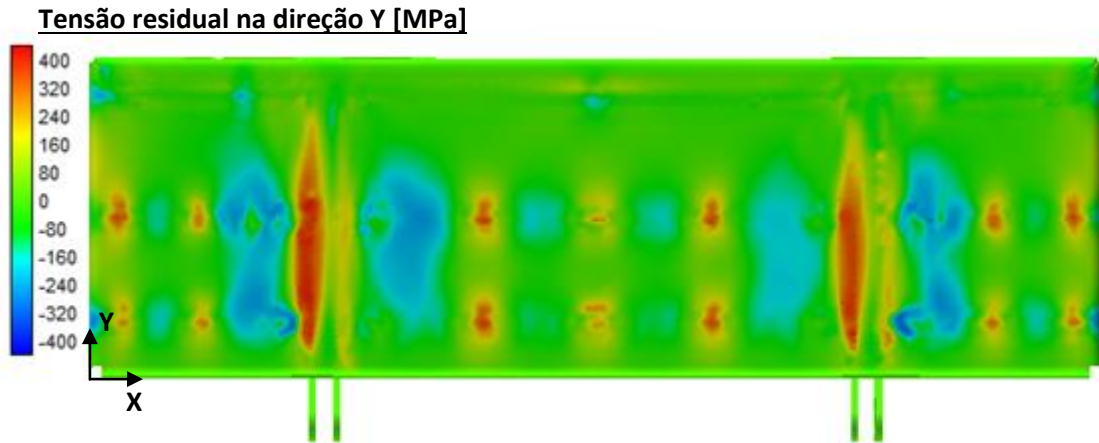


Figura 4.10 - Resultados numéricos do modelo I - Tensões residuais em Y.

Após o resfriamento da peça, as tensões máximas de tração ocorreram nas regiões envolventes do cordão de solda (em vermelho), e as tensões de compressão nas regiões vizinhas (em azul). Os valores de pico encontrados foram da ordem de 400 MPa, próximo ao limite de escoamento do material, concordando com a premissa de que durante o processo de soldagem valores acima deste limite são aliviados pela deformação plástica do material.

Observa-se também nestes resultados que, comparado ao resultado de deformações encontrado para o modelo I (Figura 4.2), nas regiões das bordas laterais e inferior onde as deformações encontradas foram grandes (acima de 2 mm), as tensões residuais são baixas (próximas de zero), sendo as tensões residuais aliviadas pela deformação plástica do material.

As figuras 4.11, 4.12 e 4.13 apresentam os valores de tensão efetiva encontrados para os modelos I, II e III.

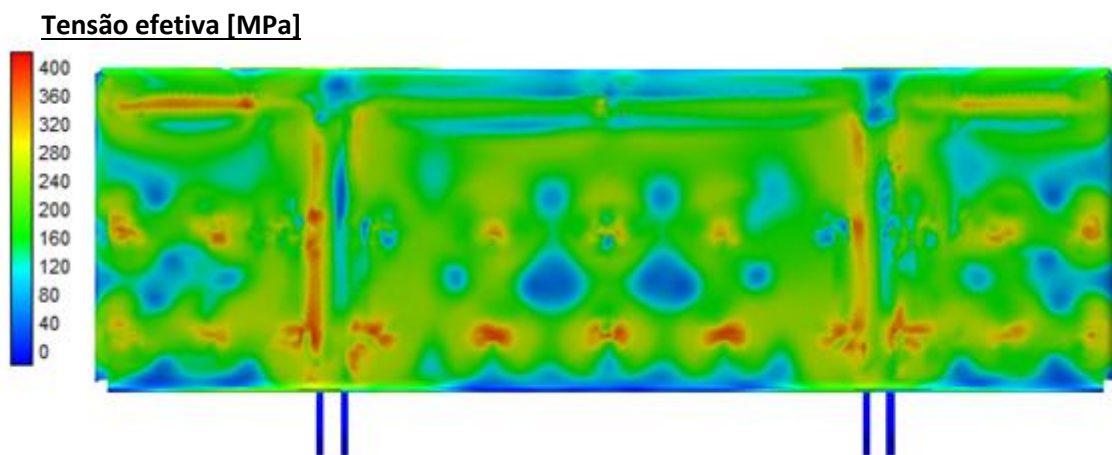


Figura 4.11 - Resultado da simulação do modelo I - Tensão efetiva.

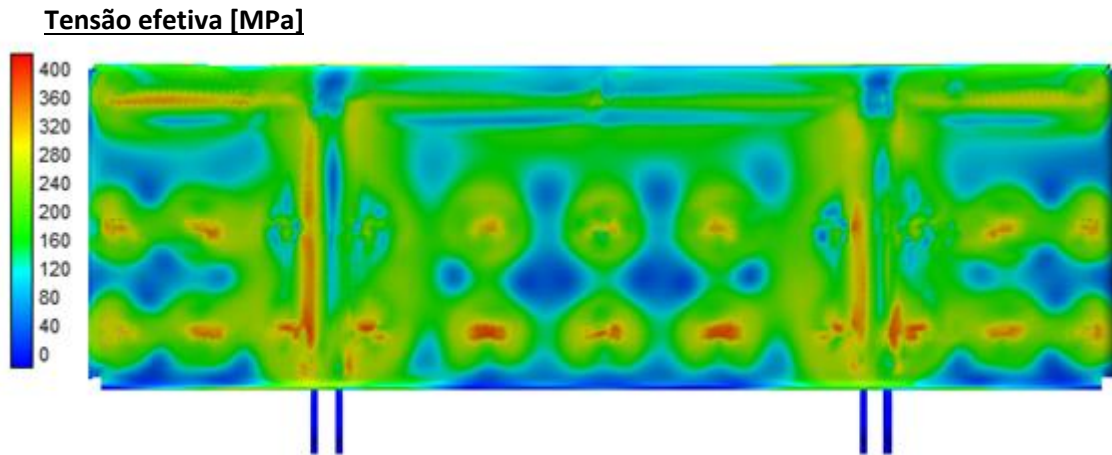


Figura 4.12 - Resultado da simulação do modelo II - Tensão efetiva.

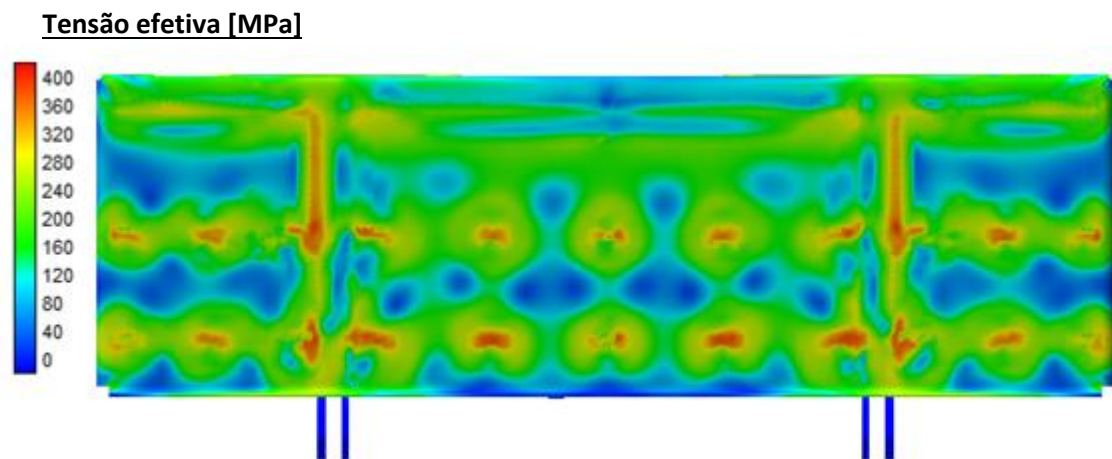


Figura 4.13 - Resultado da simulação do modelo III - Tensão efetiva.

Ao comparar os resultados de tensão efetiva encontrados na condição I e II, observou-se que os valores de pico de tensão localizados no entorno do cordão de solda sofreram pouca alteração (regiões em vermelho). Contudo, a extensão da área afetada pelas tensões residuais com valores intermediários (regiões em verde) sofreu uma redução significativa no modelo II, em função da redução do aporte térmico e tamanho do filete de solda depositado. A Figura 4.14 destaca estas variações ocorridas na tensão residual efetiva entre os modelos I e II.

Este resultado indica dois comportamentos associados à redução do tamanho do filete e aporte térmico na soldagem: a) mesmo para filetes e aportes térmicos menores, as tensões residuais de pico são limitadas a tensão de escoamento do material, visto que em ambos os experimentos a tensão máxima residual encontrada foi da ordem de 400 MPa; b) contudo, ao

se reduzir o filete e o aporte térmico, a extensão da região afetada com tensões residuais intermediárias (acima de 100 MPa) foi reduzida.

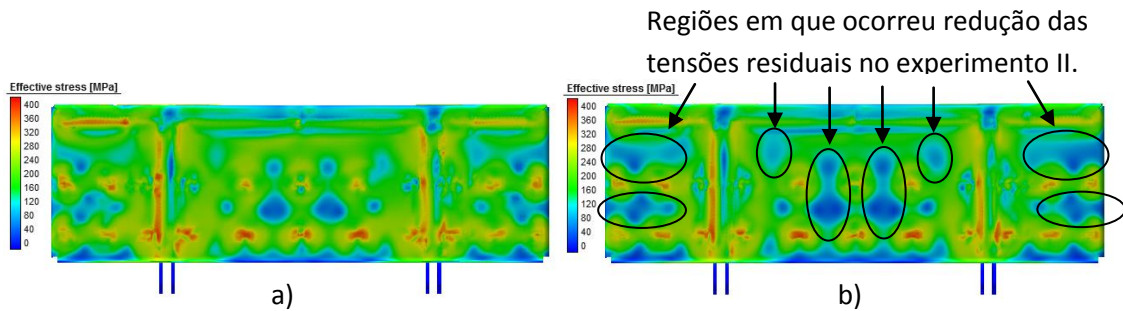


Figura 4.14 - Comparação dos modelos I e II. a) tensão residual efetiva da condição I, b) tensão residual efetiva da condição II.

Entre os resultados dos modelos II e III, observaram-se pequenas variações nas tensões residuais, sendo que em algumas regiões houve um aumento das tensões, e em outras áreas ocorreu redução com a alteração da sequência de soldagem. A Figura 4.15 apresenta um comparativo entre estes resultados.

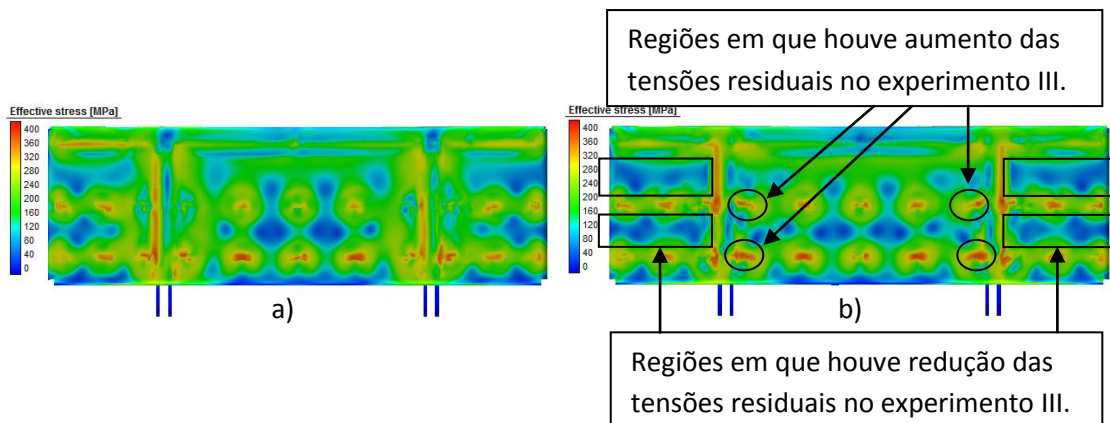


Figura 4.15 - Comparação dos modelos II e III. a) tensão residual efetiva do modelo II, b) tensão residual efetiva do modelo III.

Devido à complexidade da peça e da quantidade de operações de soldagem realizadas, não foi possível levantar relações claras entre a variação da sequência de soldagem com as tensões residuais e distorções através da alteração adotada no experimento em estudo. Uma possível alternativa para facilitar este estudo teria sido, ao invés de se avaliar somente os resultados finais, realizar medições parciais após a soldagem de cada filete, aumentando a quantidade de filetes soldados de forma gradativa e comparando os dois modelos (II e III) durante estas fases.

Desta forma, seria possível avaliar o comportamento das tensões residuais e distorções por partes, traçando um histórico até a condição final da peça completamente soldada.

É importante ressaltar que, ensaios para medição das tensões residuais não foram realizados e, portanto, os resultados apresentados neste trabalho são teóricos, sem terem sido comprovados ou validados.

5. CONCLUSÕES

Neste trabalho utilizou-se o método de elementos finitos para prever as distorções e tensões residuais ocasionadas pelo processo de soldagem FCAW em um componente de vagão ferroviário. Para isso, adotaram-se três modelos de estudo, a fim de avaliar a influência do tamanho do filete e da sequência de soldagem nas distorções e tensões residuais. O desenvolvimento do trabalho e os seus resultados permitiram as seguintes conclusões:

- O programa Simufact® *Welding*, desenvolvido especificamente para a simulação de operações de soldagem, permitiu, de forma razoavelmente simples, desenvolver simulações com o emprego de recursos sofisticados, como o uso do duplo elipsóide de Goldak como modelo da fonte de calor e a técnica de refinamento local instantâneo da malha na região da solda durante a passagem da fonte de calor;
- Os resultados da simulação e dos experimentos mostraram tendências similares para a distorção devido à soldagem. Contudo, foram observadas diferenças em alguns locais das peças para algumas das condições testadas. Em geral, também, o valor da distorção prevista pela simulação foi inferior à medida nas peças fabricadas;
- As diferenças encontradas foram atribuídas a vários fatores ligados à simulação e às condições de soldagem. No primeiro caso, se incluem, por exemplo, diferenças nas propriedades tabeladas do material usado. No segundo caso, a condição inicial do material, incluindo distorções e tensões residuais pré-existentes, e a soldagem realizada de forma semi-automática poderiam ser consideradas;
- Os resultados da simulação e dos testes experimentais apontaram para uma redução significativa das distorções ao se reduzir o aporte térmico e reduzir o tamanho do filete de solda. A simulação também indicou uma redução do valor médio das tensões residuais efetivas com a mesma variação no aporte térmico e dimensões do cordão;
- Menores distorções foram obtidas nas peças fabricadas pela segunda sequência de soldagem (realizada do centro para as extremidades). Contudo, os resultados da simulação divergiram do resultado experimental, mostrando um pequeno aumento da distorção em regiões localizadas. Variações na distribuição das tensões residuais também ocorreram com a alteração da sequência de soldagem, havendo aumento em algumas regiões e redução em outras, porém sem produzir uma alteração significativa quando avaliada de forma global;

- De forma geral, os resultados das simulações de distorções foram considerados satisfatórios, com exceção do terceiro modelo ensaiado, onde estudos mais aprofundados seriam necessários para investigar os desvios encontrados.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A seguir são apresentadas sugestões para trabalhos futuros, que visam adotar recursos mais adequados para a realização das simulações e fabricação das peças, e também abranger situações não avaliadas neste estudo:

- Realização das simulações considerando as tensões residuais pré-existentes na peça;
- Realização da parte experimental por processo robotizado, a fim de reduzir desvios passíveis do processo manual de soldagem;
- Realização das simulações com os dados reais do material utilizado na fabricação das peças;
- Em função do grande número de alternativas, analisar outras sequências de soldagem além das adotadas neste trabalho. Dentre elas, realizar a soldagem dos componentes do centro para as extremidades da peça em espiral;
- Realização de ensaios para medição de tensões residuais, a fim de validar os resultados numéricos obtidos por simulação;
- Utilização de recursos mais modernos para inspeção dimensional, tais como o uso de *laser tracker*, fotogrametria e *scanner* tridimensional;
- Realização de estudos em peças com juntas em chanfro e soldas multipasses;
- Realização de estudos em peças com chapas grossas.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] Almeida, D. F. F., 2012. “Determinação de tensões residuais e deformações resultantes do processo de soldadura TIG através do método dos elementos finitos”. Dissertação de mestrado, Faculdade de Ciências e Tecnologia da Universidade Nova de Lisboa. 128p.
- [2] Wentz, A. V., 2008. “Simulações de soldagem por arco e resistência elétrica usando o método dos elementos finitos”. Dissertação de mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. 68p.
- [3] Zhang, Y., Pratihari, S., Fitzpatrick, M. E., Edwards, L., 2005. “Residual stress mapping in welds using the contour method”. *Materials Science Forum*.
- [4] Tsai, C. L., Dai, W. L., Dickson, D. W., 1991. “Analysis and development of a real time control methodology in resistance spot welding”. *SAE International Congress and Exposition*.
- [5] Long, H., Gery, D., Carlier, A., Maropoulos, P.G., 2009. “Prediction of welding distortion in butt joint of thin plates”. *Materials and Design* 30 (2009) 4126–4135.
- [6] Deng, D., Murakawa, H., Liang, W., 2007. “Numerical simulation of welding distortion in large structures”. *Materials and Design* 30 (2009) 4126–4135.
- [7] Capriccioli, A., Frosi, P., 2009. “Multipurpose ANSYS FE procedure for welding process simulation”. *Fusion Engineering and Design* (2009) 546-553.
- [8] Wang, J., Ma, N., Murakawa, H., Teng, B., Yuan, S., 2011. “Prediction and measurement of welding distortion of a spherical structure assembled from multi thin plates”. *Materials and Design* 32 (2011) 4728–4737.
- [9] Heinze, C., Schwenk, C., Rethmeier, M., 2011. “Numerical calculation of residual stress development of multi-pass gas metal arc welding”. *Journal of Constructional Steel Research* 72 (2012) 12–19.
- [10] Xu, J.J., Gilles, P., Duan, Y. G., Yu, C., 2012. “Temperature and residual stress simulations of the NeT single-bead-on-plate specimen using SYSWELD”. *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 99-100 (2012) 51-60.

- [11] Andersen, L. F., 2000. “Residual Stresses and Deformation in Steel Structures”. *PhD Thesis, Department of Naval Architecture and Offshore Engineering of Technical University on Denmark KGS Lyngby*. 206p.
- [12] Masubuchi, K., 1980. “Analysis of welded Structures - Residual stresses, distortion and their consequences”. Pergamon Press Ltd. 642p.
- [13] Marques, P. V., Modenesi, P. J., Bracarense, A. Q., 2005. “Soldagem: Fundamentos e Tecnologia”. Belo Horizonte: Editora UFMG, 363p.
- [14] *ASM Handbook committee*, 1993. “Welding, Brazing and Soldering – ASM Handbook Volume 6”. ASM International. 2873p.
- [15] *American Welding Society committee*, 1997. “The Welding Encyclopedia”. 18ª Edição. American Welding Society (AWS). 768p.
- [16] ASTM, S. E., 1995. “Standard test method for determining residual stresses by the hole drilling strain-gauge method”. ASTM, E837-95.
- [17] Pavelic, V., Tanbakuchi, R., Uyehara, O. A., Myers, P. S., 1969. *Welding Journal Research Supplement* (1969), vol. 48, 295-305.
- [18] Goldak, J., Chakravarti, A., Bibby, M., 1984. “A new finite element model for welding heat sources”. *Metallurgical Transactions B*, vol. 15B (1984) 299–305.
- [19] Simufact *Welding V.4.0.1*, 2014 - MSC Software Corporation.
- [20] *Marc® user manual*, 2012. “Volume A: Theory and User Information” – MSC Software. 813p.
- [21] ANSYS, 2011. “Ansys manual”, Release 14.0. SAS IP Inc, 2011.
- [22] Usinas Siderúrgicas de Minas Gerais S/A, 2013. “Catálogo Usiminas Chapas Grossas”, 2013. 24p.
- [23] ESAB Indústria e Comércio Ltda, 2013. “Catálogo de consumíveis”, publicação 1902600 rev1 11/2013 39 - 54.

8. ANEXOS

Neste capítulo serão apresentados os resultados das medições de cada peça antes da soldagem, bem como o resultado médio e o desvio padrão. Os valores numéricos indicados nas figuras 8.1 a 8.28 correspondem às respectivas leituras encontradas em cada ponto inspecionado (em mm).

8.1 Resultado das medições das peças fabricadas antes da soldagem

0,0	0,1	0,0	0,0	0,0	0,2	0,1	0,2	0,2	0,3	0,2	0,0	0,2	0,1	0,1	0,0	0,0	0,0	0,0	-0,2	0,0
0,2	0,2	0,2	0,4	0,5	0,6	0,5	0,5	0,8	0,9	0,8	0,6	0,5	0,5	0,6	0,6	0,5	0,4	0,2	0,1	0,3
0,2	0,0	0,2	0,4	0,6	0,7	0,8	0,8	1,0	1,0	1,0	0,9	0,8	0,8	0,9	0,9	0,6	0,5	0,4	0,1	0,2
0,0	0,0	0,3	0,5	0,8	1,0	1,2	1,2	1,3	1,3	1,3	1,3	1,2	1,2	1,3	1,2	1,0	0,7	0,4	0,1	0,3
0,1	0,1	0,4	0,8	1,2	1,5	1,8	1,9	1,9	1,9	1,7	1,8	1,7	1,7	1,7	1,8	1,4	1,2	0,9	0,5	0,4
0,0	0,0	0,4	0,9	1,4	2,0	2,2	2,3	2,3	2,3	2,1	2,1	2,0	1,9	1,9	1,7	1,4	1,4	1,1	0,6	0,1
0,0	0,1	0,4	1,2	1,7	2,1	2,4	2,6	2,8	2,7	2,7	2,7	2,3	2,0	2,0	2,1	2,2	1,7	1,3	0,7	0,1

Figura 8.1 - Resultado da medição da peça 1.

0,0	0,1	0,3	0,5	0,7	1,0	1,2	1,2	1,2	1,4	1,3	1,2	1,4	1,3	1,3	1,2	0,8	0,7	0,4	0,0	0,0	
0,1	0,1	0,3	0,6	1,0	1,1	1,1	1,2	1,3	1,4	1,3	1,3	1,3	1,3	1,2	1,2	1,0	0,9	0,7	0,4	0,2	0,3
0,3	0,0	0,2	0,6	0,9	1,0	1,2	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,2	1,0	0,8	0,7	0,3	0,1	0,4
0,2	0,1	0,3	0,5	1,0	1,3	1,4	1,5	1,5	1,4	1,4	1,4	1,5	1,5	1,4	1,3	1,1	0,7	0,3	0,3	0,4	
0,4	0,3	0,4	0,6	1,0	1,3	1,5	1,5	1,6	1,6	1,5	1,6	1,6	1,6	1,4	1,4	1,1	0,6	0,5	0,3	0,3	
0,6	0,4	0,5	0,7	1,0	1,2	1,3	1,5	1,5	1,4	1,5	1,6	1,6	1,6	1,5	1,3	1,1	0,8	0,5	0,2	0,2	
0,5	0,4	0,6	0,7	1,0	1,1	1,3	1,4	1,4	1,5	1,5	1,5	1,5	1,5	1,3	1,2	1,1	0,9	0,5	0,2	0,0	

Figura 8.2 - Resultado da medição da peça 2.

0,0	0,2	0,3	0,4	0,4	0,5	0,6	0,6	0,6	0,7	0,6	0,7	0,5	0,7	0,6	0,5	0,5	0,3	0,3	0,1	0,0
0,0	0,4	0,9	1,2	1,4	1,3	1,2	1,0	1,0	1,1	1,0	0,8	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,4	0,1	0,0	0,1
0,0	0,4	1,2	1,5	1,7	1,8	1,7	1,5	1,6	1,6	1,5	1,3	1,3	1,2	1,2	1,1	0,9	0,7	0,5	0,2	0,1
0,2	0,6	1,3	1,5	1,7	1,9	2,0	1,9	1,9	1,9	1,8	1,7	1,8	1,6	1,5	1,4	1,2	1,0	0,8	0,5	0,1
0,3	0,7	1,2	1,5	1,6	1,8	2,1	2,1	2,1	2,0	1,9	1,9	2,0	1,9	1,7	1,5	1,4	1,1	0,9	0,6	0,2
0,1	0,7	1,2	1,6	1,7	2,0	2,2	2,1	2,1	2,1	2,0	2,0	2,1	2,1	2,0	1,8	1,6	1,3	1,0	0,6	0,2
0,0	0,3	1,1	1,8	1,9	2,1	2,2	2,1	2,1	2,0	2,1	2,2	2,1	2,3	2,2	2,1	1,8	1,2	0,9	0,4	0,0

Figura 8.3 - Resultado da medição da peça 3.

0,0	-0,1	-0,3	-0,4	-0,5	-0,5	-0,5	-0,6	-0,6	-0,7	-0,7	-0,8	-0,5	-0,4	-0,4	-0,3	-0,2	-0,3	-0,1	-0,2	0,0
0,1	-0,3	-0,2	-0,3	-0,2	-0,1	-0,4	-0,5	-0,5	-0,4	-0,5	-0,6	-0,5	-0,3	-0,1	0,1	-0,2	-0,2	-0,3	-0,1	0,3
0,0	-0,3	-0,2	-0,2	-0,2	-0,1	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0	0,0	0,1	0,1	-0,1	0,0	0,1	0,2	0,6
-0,1	-0,2	-0,2	-0,1	-0,1	0,1	0,3	0,3	0,3	0,3	0,4	0,5	0,5	0,5	0,5	0,4	0,4	0,3	0,4	0,5	0,8
0,1	-0,1	0,1	0,1	0,2	0,4	0,6	0,8	0,8	0,9	1,0	1,0	1,1	1,1	1,0	0,8	0,7	0,7	0,7	0,8	1,0
0,0	-0,1	0,0	0,1	0,1	0,3	0,6	0,9	1,0	1,1	1,1	1,2	1,3	1,2	1,2	1,0	0,9	0,9	0,9	1,1	1,0
0,0	-0,2	-0,2	-0,1	-0,1	0,1	0,4	0,5	0,9	0,9	1,0	1,3	1,2	1,2	1,1	1,1	1,1	0,9	0,9	0,8	0,9

Figura 8.4 - Resultado da medição da peça 4.

0,0	0,0	0,1	0,1	0,1	0,2	0,5	0,5	0,5	0,6	0,8	0,6	0,6	0,6	0,5	0,3	0,2	0,1	0,2	0,1	0,0
-0,4	-0,4	-0,3	-0,3	-0,3	-0,3	-0,2	-0,1	0,2	0,5	0,9	0,8	0,7	0,7	0,7	0,6	0,3	0,0	0,0	-0,1	0,0
-0,5	-0,6	-0,6	-0,6	-0,7	-0,4	-0,3	-0,2	0,2	0,6	0,9	0,9	0,9	0,9	0,7	0,4	0,1	0,1	0,1	0,1	0,2
-0,7	-1,0	-1,0	-0,8	-0,6	-0,4	-0,1	0,0	0,4	0,7	0,8	1,0	1,1	0,9	0,8	0,7	0,6	0,6	0,5	0,6	0,9
-0,7	-0,9	-0,9	-0,6	-0,4	-0,3	-0,1	0,0	0,3	0,5	0,7	0,8	0,9	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	1,0	1,1	1,4
-0,6	-0,7	-0,7	-0,3	-0,2	0,0	0,0	0,0	0,1	0,2	0,4	0,7	0,7	0,7	0,9	1,2	1,3	1,3	1,5	1,6	1,7
0,0	-0,2	-0,1	0,1	0,2	0,2	-0,1	0,0	0,1	0,2	0,5	0,8	0,7	0,8	1,5	1,6	1,6	1,6	2,3	2,4	2,5

Figura 8.5 - Resultado da medição da peça 5 (resultado desprezado para cálculo da média devido à divergência das deformações comparado aos demais resultados).

0,0	0,0	0,1	0,1	0,2	0,3	0,4	0,4	0,4	0,5	0,5	0,4	0,5	0,5	0,5	0,4	0,3	0,2	0,2	0,0	0,0
-0,1	-0,1	0,1	0,3	0,4	0,5	0,4	0,4	0,5	0,6	0,6	0,6	0,5	0,6	0,6	0,6	0,4	0,2	0,0	0,0	0,2
-0,1	-0,2	0,1	0,3	0,4	0,5	0,6	0,6	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,6	0,4	0,3	0,2	0,1	0,3
-0,2	-0,2	0,0	0,2	0,5	0,7	0,8	0,9	1,0	1,0	1,0	1,1	1,2	1,1	1,0	0,9	0,7	0,6	0,5	0,4	0,5
-0,1	-0,1	0,1	0,3	0,5	0,7	1,0	1,1	1,1	1,2	1,2	1,3	1,3	1,3	1,2	1,1	1,0	0,8	0,7	0,7	0,7
-0,1	0,0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,0	1,1	1,1	1,2	1,3	1,3	1,3	1,3	1,3	1,2	1,0	0,9	0,8	0,7
0,0	0,0	0,3	0,5	0,7	0,8	0,9	0,9	1,0	1,1	1,2	1,4	1,3	1,4	1,4	1,4	1,3	1,1	1,1	0,9	0,8

Figura 8.6 - Resultado médio das medições.

0,0	0,1	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,9	0,8	0,7	0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,1	0,0
0,1	0,3	0,4	0,6	0,7	0,6	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,6	0,5	0,4	0,5	0,4	0,3	0,1	0,1
0,1	0,3	0,6	0,7	0,8	0,8	0,8	0,7	0,7	0,7	0,7	0,7	0,6	0,6	0,5	0,4	0,5	0,4	0,2	0,1	0,2
0,1	0,3	0,6	0,7	0,7	0,8	0,7	0,7	0,7	0,6	0,6	0,5	0,5	0,5	0,4	0,4	0,4	0,3	0,2	0,2	0,3
0,2	0,3	0,5	0,5	0,6	0,6	0,6	0,6	0,5	0,5	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,4	0,3	0,3	0,2	0,2	0,3
0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,8	0,6	0,6	0,6	0,5	0,4	0,4	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,4
0,3	0,3	0,5	0,8	0,9	1,0	0,9	0,9	0,8	0,7	0,7	0,7	0,5	0,5	0,5	0,6	0,5	0,4	0,3	0,3	0,4

Figura 8.7 - Desvio padrão. Valor máximo = 1 mm.

8.2 Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo I

-1,6	-1,6	-1,3	-1,3	-1,4	-1,3	-0,8	-0,6	-0,4	-0,3	-0,5	-0,5	-0,3	-0,3	-0,5	-0,3	-0,3	0,2	0,4	0,6	1,0
-1,0	-1,0	-1,0	-1,2	-1,4	-1,0	-1,0	-1,0	-0,8	-0,3	-0,2	-0,5	-0,5	-0,6	-0,5	-0,8	-0,6	-0,2	0,2	0,5	1,0
0,4	-0,2	-0,9	-1,2	-1,6	-1,5	-1,2	-1,1	-0,9	-0,8	-0,6	-0,6	-0,7	-0,6	-0,8	-1,0	-1,2	-0,6	0,0	0,5	0,9
1,5	0,7	-0,2	-0,8	-1,4	-1,6	-1,2	-1,3	-1,3	0,9	0,8	-0,7	-1,0	-0,8	-0,6	-0,8	-0,9	-0,1	0,0	0,7	0,8
2,0	1,1	0,0	-1,8	-1,3	-1,5	-1,3	-1,5	-1,6	-1,4	-1,2	-1,0	1,0	-0,5	-0,6	-0,6	-0,2	-0,1	-0,2	0,4	0,0
2,5	1,4	0,3	-1,2	-1,0	-1,5	-1,4	-1,8	-1,8	-1,5	-1,2	-1,0	-1,0	0,5	-0,1	0,0	0,0	0,1	-0,3	0,0	-0,2
2,8	1,5	0,5	-0,2	-0,6	-1,5	-2,4	-2,9	-2,8	-2,3	-1,8	-2,0	-2,0	-1,5	-0,6	0,5	1,0	0,1	-0,6	-0,5	-0,5

Figura 8.8 - Resultado da medição da peça 1.

-0,4	-0,5	-0,7	-0,9	-1,2	-1,1	-1,0	-0,8	-0,7	-0,5	-0,6	-0,7	-0,5	-0,4	-0,4	-0,4	-0,2	-0,1	-0,2	0,0	
0,3	-0,4	-0,7	-1,8	-1,6	-1,6	-1,2	-0,9	-0,7	-0,6	-0,8	-0,5	-0,2	-0,2	-0,1	-0,4	-0,5	-0,2	0,0	0,3	0,6
1,3	0,2	-0,6	-1,0	-1,6	-1,5	-0,9	-0,8	-0,5	-0,6	-0,7	-0,2	0,1	0,1	-0,3	-0,6	-0,5	-0,2	0,1	0,7	0,3
2,0	1,0	0,0	-0,3	-1,2	-1,0	0,1	0,0	0,0	0,2	0,0	0,6	0,5	0,4	0,1	-0,4	0,1	0,2	0,4	0,5	0,9
2,7	1,6	0,5	-0,2	-0,9	-0,9	0,1	0,3	0,0	0,2	0,0	0,5	0,4	0,4	0,3	-0,1	0,1	0,5	0,4	0,7	0,9
3,1	1,7	0,9	0,1	-0,7	-0,8	-0,3	-0,5	-0,5	-0,4	-0,7	-0,1	-0,2	0,0	0,1	0,2	0,6	0,6	0,5	0,6	0,6
3,5	1,8	0,8	0,1	0,2	-0,5	-1,8	-2,4	-2,5	-2,6	-2,4	-2,1	-2,0	-1,5	-0,6	0,7	0,1	0,2	-0,1	0,0	0,4

Figura 8.9 - Resultado da medição da peça 2.

0,0	-0,4	-0,2	0,1	0,7	0,7	-0,1	-0,2	-0,3	-0,3	-0,2	0,0	0,1	0,6	1,4	2,4	2,8	2,0	1,6	1,5	1,6
0,7	0,4	0,2	0,3	0,1	0,3	0,6	0,6	0,5	0,7	0,4	1,0	0,9	1,5	1,7	1,7	2,0	2,0	1,8	2,0	2,1
0,9	0,6	0,2	0,1	-0,2	-0,1	0,3	0,3	0,1	0,4	0,3	0,7	0,7	1,0	1,3	1,2	1,5	1,7	1,7	2,0	2,1
1,1	0,7	0,3	0,0	-0,6	-0,5	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	-0,1	0,2	0,1	0,3	0,5	0,5	0,9	1,1	1,2	1,5	1,7
1,0	0,2	0,1	-0,3	-0,8	-1,0	-0,6	-0,5	-0,4	-0,2	-0,3	-0,3	-0,2	-0,1	0,0	-0,1	0,1	0,4	0,6	0,9	1,3
0,7	0,2	0,0	-0,3	-0,8	-1,0	-0,9	-0,9	-0,7	-0,6	-0,7	-0,7	-0,6	-0,5	-0,5	-0,5	-0,3	-0,1	0,1	0,4	0,8
0,6	0,0	-0,3	-0,8	-1,2	-1,4	-1,4	-1,3	-1,2	-1,1	-1,2	-1,4	-1,3	-1,4	-1,5	-1,5	-1,2	-0,7	-0,4	-0,2	0,3

Figura 8.10 - Resultado da medição da peça 3.

-1,3	-1,3	-1,4	-1,7	-2,1	-2,2	-2,0	-2,0	-2,1	-2,0	-2,1	-2,0	-1,5	-1,4	-1,4	-1,2	-1,0	-0,6	-0,4	-0,2	0,0
-0,2	-0,8	-1,3	-1,9	-2,4	-2,3	-2,1	-1,9	-1,8	-1,5	-1,4	-1,3	-1,1	-1,0	-1,2	-1,6	-1,2	-1,0	-0,7	-0,6	0,2
1,4	0,0	-1,0	-1,9	-2,4	-2,4	-2,3	-2,0	-1,6	-1,4	-1,2	-1,0	-0,9	-0,8	-0,9	-1,0	-1,0	-1,1	-1,2	-1,0	-0,7
2,0	0,5	-0,5	-1,2	-1,9	-2,2	-2,2	-1,9	-1,4	-1,3	-1,0	-0,8	-0,7	-0,5	-0,5	-0,4	-0,4	-0,7	-1,3	-1,3	-1,0
2,3	1,0	-1,0	-1,0	-1,6	-1,9	-1,6	-1,6	-1,4	-1,2	-1,3	-0,9	-0,8	-0,3	-0,1	0,2	-0,2	-1,0	-1,6	-1,8	-1,6
2,7	1,5	0,5	-0,3	-1,1	-1,4	-1,2	-1,3	-1,3	-1,2	-1,6	-0,8	-0,5	-0,2	0,3	1,0	0,3	-0,6	-1,5	-2,1	-2,5
3,0	2,0	1,2	0,4	-0,6	-1,0	-1,5	-2,0	-2,0	-2,0	-1,8	-1,1	-0,8	-0,4	0,5	1,7	1,0	-0,5	-1,2	-2,2	-2,8

Figura 8.11 - Resultado da medição da peça 4.

1,0	0,9	0,6	0,3	-0,1	-0,2	0,2	0,5	0,7	0,9	1,0	1,1	1,3	0,9	0,4	0,3	0,1	0,2	0,2	0,0	0,0
2,6	2,0	1,7	1,2	1,0	0,9	1,0	1,3	1,5	1,7	1,8	1,8	1,6	1,1	0,6	0,3	0,4	0,3	0,2	0,1	0,5
4,9	4,2	3,2	2,7	2,5	2,5	2,3	2,6	2,6	2,7	2,6	2,4	2,1	1,5	0,9	0,9	0,6	0,5	0,6	0,2	0,8
6,8	6,0	5,0	4,3	4,3	3,9	3,8	3,8	3,9	3,9	3,5	3,2	3,1	2,4	1,5	1,3	1,0	0,7	0,5	0,5	1,4
8,4	7,2	6,1	5,6	5,5	5,4	5,3	5,2	4,9	5,0	4,7	4,3	3,5	2,9	2,3	1,8	1,3	0,6	0,3	0,5	1,3
9,8	9,5	8,8	8,3	8,2	8,0	7,6	7,4	6,2	5,8	6,1	5,2	4,2	3,4	2,8	2,5	1,8	0,8	0,4	0,6	1,0
11,1	10,1	9,3	8,8	9,0	8,2	7,1	6,4	6,0	5,7	5,4	4,7	3,6	3,0	2,8	3,1	2,5	1,3	0,9	1,0	1,3

Figura 8.12 - Resultado da medição da peça 5 (resultado desprezado para cálculo da média devido ao desvio elevado de 11,1 mm na borda inferior esquerda).

0,0	-0,6	-0,6	-0,6	-0,7	-0,8	-0,8	-0,7	-0,6	-0,6	-0,5	-0,4	-0,2	0,0	0,2	0,6	0,9	1,1	1,2	1,5	1,7
0,1	-0,3	-0,7	-1,3	-1,7	-1,5	-1,1	-0,9	-0,9	-0,7	-0,6	-0,3	-0,1	0,0	0,1	-0,2	0,2	0,6	1,0	1,4	1,6
1,0	0,3	-0,8	-1,4	-2,0	-2,0	-1,6	-1,4	-1,3	-1,2	-1,0	-0,7	-0,6	-0,4	-0,5	-0,5	-0,2	0,2	0,5	1,1	1,1
1,6	0,6	-0,5	-1,1	-2,0	-2,3	-1,9	-1,9	-1,7	-1,0	-1,0	-1,1	-1,2	-0,9	-0,9	-0,9	-0,5	0,0	0,2	0,6	0,9
1,7	0,6	-0,7	-1,6	-2,2	-2,6	-2,3	-2,3	-2,3	-2,1	-2,0	-1,8	-1,3	-1,4	-1,2	-1,2	-0,8	-0,6	-0,5	0,0	0,2
1,8	0,7	-0,3	-1,4	-2,1	-2,7	-2,6	-2,8	-2,8	-2,6	-2,7	-2,3	-2,2	-1,6	-1,5	-1,1	-0,8	-0,8	-0,9	-0,6	-0,3
2,0	0,9	-0,2	-1,3	-2,0	-2,7	-3,5	-4,0	-4,1	-3,9	-3,7	-3,6	-3,3	-2,9	-2,1	-1,2	-1,2	-1,3	-1,3	-1,0	-0,6

Figura 8.13 - Resultado médio das medições.

0,8	0,6	0,6	0,8	1,2	1,2	0,8	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	0,7	0,8	1,2	1,6	1,7	1,1	0,9	0,8	0,8
0,7	0,6	0,6	1,0	1,0	1,1	1,1	1,0	0,9	0,9	0,8	1,0	0,8	1,1	1,2	1,4	1,4	1,3	1,1	1,1	0,8
0,5	0,3	0,5	0,8	0,9	1,0	1,1	0,9	0,7	0,7	0,6	0,7	0,7	0,8	1,0	1,1	1,2	1,2	1,2	1,2	1,2
0,4	0,2	0,3	0,5	0,5	0,7	1,0	0,9	0,8	0,9	0,7	0,7	0,7	0,6	0,5	0,6	0,8	0,8	1,0	1,2	1,1
0,7	0,6	0,6	0,7	0,4	0,5	0,8	0,9	0,8	0,8	0,6	0,7	0,8	0,4	0,4	0,3	0,2	0,7	1,0	1,3	1,3
1,1	0,7	0,4	0,6	0,2	0,3	0,5	0,6	0,6	0,5	0,4	0,4	0,3	0,4	0,3	0,6	0,4	0,5	0,9	1,2	1,5
1,3	0,9	0,6	0,5	0,6	0,5	0,5	0,7	0,7	0,6	0,5	0,5	0,6	0,5	0,8	1,3	1,0	0,4	0,5	1,0	1,5

Figura 8.14 - Desvio padrão. Valor máximo = 1,7 mm.

8.3 Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo II

0,0	0,2	0,1	0,0	-0,2	-0,3	-0,3	-0,3	0,1	0,4	0,4	0,2	0,3	0,1	-0,1	-0,3	-0,2	-0,1	-0,1	-0,1	-0,4
-0,2	-0,4	-0,4	-0,5	-0,7	-0,7	-0,3	-0,2	0,0	0,3	-0,9	0,0	0,1	-0,2	-0,5	-0,1	-0,2	-0,2	-0,1	-0,4	-0,6
0,3	-0,2	-0,3	-0,4	-0,6	-0,5	-0,1	-0,2	-0,1	0,2	0,0	0,0	0,0	-0,1	-0,2	-0,4	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2	-0,2
0,1	-0,3	-0,4	-0,1	-0,5	-0,6	-0,2	-0,4	-0,5	-0,4	-0,4	-0,4	-0,4	-0,2	0,0	-0,3	-0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,2
0,1	-0,3	-0,5	-0,4	-0,5	-0,5	-0,3	-0,5	-1,0	-1,0	-1,0	-0,9	-0,9	-0,5	-0,3	-0,2	-0,2	-0,1	-0,3	-0,1	0,2
0,1	-0,3	-0,6	-0,4	-0,6	-0,5	-0,7	-0,8	-1,4	-1,4	-1,6	-1,4	-1,2	-0,8	-0,5	-0,2	0,0	0,1	-0,1	0,0	0,0
-0,1	-0,4	-0,5	-0,4	0,0	-0,2	-1,1	-0,9	-2,5	-2,6	-2,7	-2,4	-2,2	-1,9	-1,1	-0,2	0,5	0,2	0,0	0,1	0,1

Figura 8.15 - Resultado da medição da peça 1.

-0,2	0,4	0,8	1,2	1,3	1,4	1,7	2,1	2,4	2,8	2,8	2,8	2,3	1,9	1,5	1,1	0,8	0,9	0,7	0,2	0,0
0,1	0,3	0,7	0,9	1,0	1,2	1,7	2,1	2,3	2,5	2,6	2,4	2,1	1,5	0,9	0,5	0,7	0,5	0,5	0,1	-0,2
0,6	0,5	0,5	0,6	0,6	0,8	1,3	1,4	1,4	1,5	1,5	1,4	1,0	0,7	0,5	0,3	0,2	0,3	0,1	0,1	0,0
1,1	1,0	0,8	0,9	0,5	0,7	0,8	0,7	0,4	0,6	0,4	0,8	0,3	0,3	0,3	-0,2	0,2	0,4	0,2	0,4	0,2
1,1	0,5	0,2	0,2	-0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,6	-0,5	-0,5	-0,2	-0,5	-0,3	-0,2	-0,5	-0,1	-0,1	-0,1	0,0	0,3
1,2	0,6	0,0	0,0	-0,3	-0,8	-0,9	-1,1	-1,3	-1,3	-1,3	-1,1	-1,0	-0,8	-0,7	-0,7	-0,1	0,0	-0,3	-0,1	0,0
0,9	0,1	-0,2	-0,1	-0,6	-0,9	-1,7	-2,3	-2,4	-2,6	-2,6	-2,4	-2,3	-2,1	-1,7	-1,0	-0,1	-0,1	-0,4	-0,5	-0,2

Figura 8.16 - Resultado da medição da peça 2.

-1,6	-1,3	-1,3	-1,3	-1,4	-1,3	-1,0	-0,6	-0,3	0,0	-0,1	-0,3	-0,1	-0,3	-0,7	-0,9	-0,8	-0,5	-0,1	0,1	0,0
-1,7	-1,5	-1,3	-1,2	-1,2	-0,8	-0,7	-0,3	-0,1	0,1	0,2	0,3	0,1	-0,3	-0,9	-1,5	-1,4	-1,2	-0,8	-0,8	-0,5
-0,9	-1,1	-1,0	-0,8	-1,0	-0,6	-0,6	-0,1	-0,2	0,1	0,1	0,2	0,1	-0,2	-0,4	-1,3	-1,2	-1,1	-0,7	-0,7	-0,4
-0,5	-0,4	-0,4	-0,3	-0,2	-0,1	-0,1	0,0	0,2	0,4	0,4	0,5	0,3	0,2	-0,3	-0,7	-0,5	-0,4	-0,4	-0,3	-0,3
-0,3	-0,3	-0,3	0,0	0,1	0,5	0,4	0,5	0,4	0,6	0,6	0,5	0,3	0,0	-0,3	-0,6	-0,2	-0,4	-0,5	-0,7	0,1
0,1	0,4	0,6	1,0	1,3	1,6	1,6	1,5	1,4	1,4	1,2	1,2	0,9	0,6	0,4	0,5	0,5	0,5	0,2	0,2	0,1
0,5	0,7	1,0	1,5	2,2	2,5	2,1	1,8	1,6	1,5	1,1	1,2	1,0	0,8	1,0	1,3	1,3	0,8	0,3	0,3	0,2

Figura 8.17 - Resultado da medição da peça 3.

0,5	0,2	0,0	-0,7	-1,4	-1,7	-1,8	-2,1	-2,2	-2,1	-2,0	-2,0	-1,9	-1,8	-2,0	-2,0	-1,8	-1,3	-0,7	-0,3	0,0
0,9	-0,1	-0,8	-0,3	-0,9	-1,0	-1,1	-1,1	-1,0	-0,8	-0,7	-0,7	-0,7	-1,0	-1,4	-2,7	-2,5	-2,1	-1,4	-1,0	-0,4
1,0	0,0	-0,7	-0,4	-1,0	-1,0	-1,0	-1,1	-1,1	-1,0	-1,0	-0,9	-1,0	-1,2	-1,4	-1,6	-1,3	-1,1	-0,5	-0,1	-0,4
1,3	0,5	-0,2	-0,7	-1,3	-1,6	-1,5	-1,4	-1,5	-1,4	-1,6	-1,5	-1,6	-1,5	-1,5	-1,6	-0,7	-1,2	-1,0	-0,8	-0,4
1,2	0,4	-0,2	-0,6	-1,3	-1,2	-1,2	-0,9	-1,0	-0,8	-1,1	-1,0	-0,9	-0,7	-0,9	-0,8	-0,8	-0,8	-0,8	-0,4	0,1
1,0	0,5	0,0	0,0	-0,3	-0,7	-0,5	-0,4	-0,4	-0,2	-0,5	-0,1	-0,1	0,1	0,2	0,0	0,1	0,0	-0,3	-0,1	-0,2
1,0	0,2	0,0	0,0	0,4	0,3	-0,4	-0,6	-0,7	-0,5	-0,3	0,0	0,1	0,1	0,4	1,0	1,4	0,9	0,2	-0,1	-0,3

Figura 8.18 - Resultado da medição da peça 4.

1,4	1,4	1,4	1,3	0,9	0,7	0,6	0,8	0,9	1,0	0,8	0,4	0,3	0,2	0,1	-0,2	-0,2	-0,4	-0,4	-0,1	0,0
1,2	0,5	0,4	0,2	0,1	-0,2	-0,3	-0,2	0,0	0,1	0,0	0,3	0,3	0,2	-0,1	-0,3	-0,3	-1,2	-0,6	-0,5	-0,4
1,2	0,3	0,0	-0,2	-0,4	-0,4	-0,5	-0,4	-0,3	-0,1	-0,1	0,2	0,3	0,0	-0,2	-0,4	-0,4	-0,5	-0,5	-0,4	-0,3
1,2	0,8	0,5	0,4	0,1	0,0	0,0	-0,1	0,0	0,3	0,2	0,5	0,4	0,4	0,3	0,3	0,3	0,2	0,1	0,0	0,0
0,6	0,1	-0,1	-0,1	-0,2	0,0	0,2	0,0	-0,1	0,2	0,0	0,2	0,3	0,5	0,6	0,5	0,5	0,3	0,1	-0,1	-0,2
0,1	-0,1	0,0	0,2	0,4	0,6	0,5	0,3	0,3	0,3	0,1	0,3	0,4	0,8	1,1	1,5	1,5	1,5	1,0	0,3	-0,1
-0,2	-0,4	-0,1	0,3	1,0	1,3	0,5	-0,2	-0,3	-0,6	-0,5	-0,2	-0,1	0,1	0,8	1,9	1,9	2,2	1,4	0,6	0,2

Figura 8.19 - Resultado da medição da peça 5.

-0,1	0,0	0,0	-0,1	-0,4	-0,5	-0,5	-0,3	-0,1	0,1	0,2	0,1	0,0	-0,1	-0,3	-0,5	-0,3	-0,1	0,2	0,5	0,4
-0,1	-0,4	-0,6	-0,7	-1,0	-1,0	-0,7	-0,4	-0,2	-0,1	-0,2	0,2	0,2	-0,2	-0,7	-1,1	-0,8	-0,7	-0,1	-0,1	-0,1
0,2	-0,1	-0,6	-0,8	-1,1	-1,1	-0,9	-0,8	-0,8	-0,6	-0,5	-0,4	-0,4	-0,6	-0,8	-1,0	-0,7	-0,5	-0,2	0,1	0,0
0,5	0,2	-0,3	-0,5	-1,0	-1,2	-1,2	-1,3	-1,3	-1,1	-1,1	-0,9	-1,1	-0,9	-1,0	-1,1	-0,6	-0,4	-0,2	0,1	0,1
0,4	-0,1	-0,6	-0,8	-1,2	-1,3	-1,5	-1,5	-1,8	-1,6	-1,6	-1,5	-1,5	-1,3	-1,2	-1,2	-0,8	-0,6	-0,5	-0,2	0,3
0,4	0,1	-0,4	-0,5	-0,7	-1,1	-1,3	-1,5	-1,7	-1,6	-1,7	-1,5	-1,5	-1,2	-1,0	-0,7	-0,2	0,0	-0,1	0,1	0,3
0,4	0,1	-0,2	-0,4	-0,3	-0,5	-1,4	-1,7	-2,3	-2,3	-2,4	-2,2	-2,0	-1,8	-1,2	-0,4	0,1	0,3	0,1	0,3	0,5

Figura 8.20 - Resultado médio das medições.

1,1	1,0	1,0	1,1	1,3	1,3	1,4	1,6	1,7	1,8	1,7	1,7	1,5	1,3	1,3	1,1	1,0	0,8	0,5	0,2	0,2
1,1	0,8	0,8	0,8	0,9	0,9	1,1	1,2	1,2	1,2	1,4	1,2	1,0	0,9	0,9	1,3	1,2	1,0	0,7	0,4	0,1
0,8	0,6	0,6	0,5	0,7	0,7	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9	0,8	0,7	0,7	0,7	0,8	0,6	0,6	0,3	0,3	0,2
0,8	0,6	0,6	0,6	0,7	0,9	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,9	0,8	0,8	0,7	0,7	0,4	0,6	0,5	0,4	0,2
0,6	0,4	0,3	0,3	0,5	0,6	0,6	0,5	0,6	0,7	0,7	0,7	0,6	0,5	0,5	0,5	0,5	0,4	0,3	0,3	0,2
0,6	0,4	0,4	0,5	0,8	1,0	1,0	1,0	1,2	1,2	1,1	1,1	0,9	0,8	0,7	0,8	0,7	0,6	0,5	0,2	0,1
0,6	0,5	0,6	0,7	1,1	1,3	1,5	1,5	1,7	1,7	1,6	1,6	1,5	1,3	1,2	1,2	0,8	0,9	0,7	0,4	0,2

Figura 8.21 - Desvio padrão. Valor máximo = 1,8 mm.

8.4 Resultado das medições das peças fabricadas pelo modelo III

-2,0	-1,4	-1,0	-0,6	-0,3	0,4	0,8	1,4	1,9	2,0	2,1	1,8	1,9	1,7	1,4	1,0	0,7	0,4	0,3	0,0	0,0
-1,3	-1,8	-1,4	-0,9	-0,4	0,1	0,7	1,1	1,5	1,8	1,9	1,9	1,9	1,8	1,3	0,7	0,3	-0,3	0,1	-0,2	0,0
-0,5	-1,3	-1,4	-1,1	-0,9	-0,5	0,2	0,5	0,7	1,1	1,2	1,4	1,4	1,5	1,1	0,6	0,3	0,4	0,1	-0,1	0,2
0,2	-0,1	-0,5	-0,6	-0,9	-0,1	0,1	0,2	0,2	0,6	0,7	1,0	1,0	1,2	1,3	1,1	1,0	1,2	0,8	0,8	0,8
0,2	-0,5	-0,9	-0,8	-1,1	-0,9	-0,4	-0,2	-0,4	0,0	0,0	0,3	0,4	0,9	1,3	0,8	1,0	1,1	0,9	0,8	1,1
0,2	-0,4	-0,8	-0,9	-1,0	-1,1	-0,8	-0,6	-0,6	-0,1	-0,1	0,2	0,3	0,7	1,2	1,2	1,7	1,6	1,2	1,1	0,9
0,1	-0,6	-1,0	-1,3	-1,2	-1,1	-1,4	-1,4	-1,4	-1,1	-1,0	-0,5	-0,3	0,1	0,4	1,2	1,8	1,2	0,7	0,7	0,6

Figura 8.22 - Resultado da medição da peça 1.

-1,2	-0,6	-0,2	0,2	0,3	0,9	0,9	1,4	1,8	2,1	1,8	1,5	1,6	1,5	1,3	0,9	0,7	0,6	0,7	0,2	0,0
-1,2	-0,9	-0,5	0,0	0,8	0,5	0,7	1,2	1,3	1,7	1,8	1,8	1,8	1,7	1,3	1,0	0,8	0,6	0,4	0,0	-0,1
-0,8	-1,2	-0,8	-0,3	0,2	0,2	0,6	0,9	1,1	1,2	1,3	1,6	1,4	1,5	1,3	0,9	0,7	0,6	0,6	0,3	0,0
-0,4	-0,4	-0,3	0,2	0,3	0,6	0,8	0,8	0,8	1,1	1,1	1,5	1,3	1,6	1,6	1,3	1,4	1,4	1,1	0,9	0,5
-0,2	-0,3	-0,3	0,0	0,2	0,7	0,8	0,6	0,8	1,0	1,0	1,4	1,2	1,7	1,7	1,9	1,6	1,4	1,2	0,8	0,5
0,2	0,3	0,3	0,6	1,1	1,0	1,2	1,3	1,3	1,5	1,4	1,7	1,6	1,9	2,0	1,8	2,5	1,9	1,3	0,9	0,4
0,1	0,0	0,1	0,5	1,2	1,5	1,0	0,7	0,8	0,7	0,9	1,4	1,3	1,4	1,5	2,0	2,2	1,4	0,5	0,2	0,1

Figura 8.23 - Resultado da medição da peça 2.

-0,2	-0,1	0,0	-0,3	-0,6	-0,3	0,0	0,3	0,5	0,4	0,3	-0,2	-0,3	-0,4	-0,5	-0,8	-1,0	-0,7	-0,4	-0,2	0,0
0,0	-0,5	-0,3	-0,7	-1,3	-1,0	-0,6	-0,1	0,1	0,1	-0,3	-0,2	0,2	0,2	-0,1	-0,6	-1,0	-0,9	-0,7	-0,5	0,5
1,0	0,2	-0,3	-0,6	-1,1	-0,9	-0,6	-0,2	0,0	0,1	-0,1	0,1	0,3	0,7	0,3	-0,5	-0,7	-0,9	-0,8	-0,3	0,6
1,8	1,3	0,8	0,4	0,0	-0,1	0,0	0,2	0,2	0,6	0,6	0,9	0,9	1,4	1,1	0,9	0,5	0,2	0,0	0,1	0,8
2,5	1,6	1,0	0,7	0,4	0,4	0,4	0,2	0,2	0,5	0,3	0,8	1,0	1,5	1,4	1,2	1,1	0,6	0,2	0,5	0,9
3,2	2,6	1,5	1,8	1,4	0,9	0,9	0,9	0,6	0,7	0,6	1,2	1,4	1,9	1,9	1,8	2,3	1,8	1,2	1,1	0,9
4,1	3,0	2,4	2,2	2,4	1,8	0,6	-0,1	-0,2	-0,2	0,2	0,7	1,2	1,5	1,9	3,0	3,1	2,1	1,2	0,8	0,8

Figura 8.24 - Resultado da medição da peça 3.

-1,3	-1,0	-0,7	0,4	-0,3	0,1	0,6	1,2	1,6	1,7	1,7	1,4	1,3	1,1	0,7	0,2	0,0	0,1	0,2	0,2	0,0
-0,9	-1,1	-0,6	-0,2	0,0	0,3	0,5	1,1	1,5	1,8	1,9	1,9	1,8	1,7	1,2	0,5	0,5	0,5	0,4	0,0	0,1
-0,6	-0,4	-0,1	0,0	0,2	0,4	0,6	1,0	1,2	1,6	1,8	1,8	1,7	1,8	1,5	0,7	0,5	0,4	0,2	0,1	0,1
0,1	0,0	0,2	0,4	0,5	0,7	0,7	0,9	1,2	1,5	1,8	1,9	1,7	1,8	1,9	1,5	1,1	0,9	0,6	0,4	0,2
-0,1	0,1	0,1	0,5	0,6	0,8	0,7	0,6	0,8	1,2	1,2	1,4	1,4	1,7	1,8	1,4	1,1	0,0	0,2	0,0	0,1
0,1	0,3	0,4	0,9	0,9	1,2	0,9	0,8	0,9	1,2	1,1	1,4	1,4	1,9	2,0	1,8	2,0	1,2	0,4	-0,2	-0,4
0,3	0,2	0,4	0,9	1,8	1,7	1,6	0,6	0,4	0,4	0,8	1,1	1,1	1,4	1,7	2,5	2,4	1,4	0,4	-0,1	-0,5

Figura 8.25 - Resultado da medição da peça 4.

-0,6	-0,1	0,1	0,0	-0,1	0,2	0,4	0,9	1,1	1,4	1,4	1,1	1,1	1,0	0,7	0,5	0,2	0,3	0,4	0,2	0,0
-1,1	-1,2	-0,8	-0,5	-0,7	-0,3	0,2	0,3	0,6	1,0	0,8	0,9	0,9	0,6	0,3	0,0	-0,2	-0,3	-0,3	-0,5	-0,2
-1,5	-1,6	-1,2	-0,8	-0,6	-0,4	0,0	0,3	0,5	0,4	0,3	0,4	0,3	0,1	0,0	-0,2	-0,3	-0,4	-0,4	-0,5	-0,2
-2,2	-1,7	-1,1	-0,4	-0,1	0,2	0,2	0,3	0,1	0,3	0,0	0,2	0,0	0,1	0,1	0,0	-0,1	0,0	-0,1	-0,1	0,0
-2,9	-2,3	-1,5	-0,6	-0,1	0,2	0,3	0,2	0,2	0,2	-0,1	0,0	-0,2	0,0	0,1	0,0	-1,9	0,0	-0,2	0,0	0,2
-3,4	-2,5	-1,9	-0,4	0,5	0,7	0,5	0,6	0,6	0,6	0,3	0,4	0,3	0,5	0,4	0,2	0,5	0,3	-0,1	0,2	0,1
-4,0	-3,3	-2,3	-1,0	0,5	1,2	0,8	0,2	0,0	-0,1	-0,1	0,0	-0,2	-0,2	-0,1	0,5	0,5	-0,1	-0,4	-0,3	0,0

Figura 8.26 - Resultado da medição da peça 5.

-1,7	-1,3	-1,0	-0,7	-0,9	-0,5	-0,3	0,3	0,6	0,7	0,8	0,5	0,5	0,3	0,1	-0,1	-0,3	-0,2	0,0	0,1	0,0
-1,8	-1,9	-1,7	-1,6	-1,6	-1,4	-0,9	-0,4	-0,2	0,1	0,1	0,3	0,4	0,3	-0,1	-0,6	-0,7	-0,6	-0,3	-0,4	-0,3
-1,5	-1,7	-1,9	-1,9	-1,9	-1,8	-1,4	-1,0	-0,9	-0,7	-0,6	-0,3	-0,3	-0,2	-0,4	-0,9	-0,8	-0,8	-0,7	-0,5	-0,4
-1,2	-1,3	-1,5	-1,5	-1,8	-1,7	-1,7	-1,5	-1,5	-1,1	-1,1	-0,8	-0,9	-0,6	-0,6	-0,6	-0,6	-0,4	-0,4	-0,3	-0,3
-1,5	-1,6	-1,9	-1,8	-2,0	-2,0	-2,1	-2,2	-2,2	-1,8	-1,8	-1,6	-1,6	-1,1	-0,9	-0,9	-1,2	-0,9	-0,8	-0,7	-0,4
-1,4	-1,4	-1,8	-1,6	-1,6	-1,9	-2,1	-2,1	-2,2	-1,9	-1,9	-1,6	-1,6	-1,1	-0,9	-0,9	-0,2	-0,4	-0,8	-0,7	-0,6
-1,4	-1,6	-1,9	-1,9	-1,5	-1,5	-2,2	-2,8	-3,0	-2,9	-2,7	-2,4	-2,1	-1,9	-1,5	-0,7	-0,4	-0,8	-1,2	-1,0	-0,8

Figura 8.27 - Resultado médio das medições.

0,7	0,6	0,5	0,4	0,3	0,4	0,4	0,5	0,6	0,7	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,7	0,7	0,5	0,4	0,2	0,0
0,5	0,5	0,4	0,4	0,8	0,6	0,5	0,6	0,6	0,7	1,0	0,9	0,7	0,7	0,7	0,6	0,7	0,6	0,5	0,3	0,3
0,9	0,7	0,6	0,4	0,6	0,5	0,5	0,5	0,5	0,6	0,8	0,8	0,7	0,7	0,7	0,6	0,6	0,6	0,5	0,3	0,3
1,4	1,1	0,7	0,5	0,5	0,4	0,4	0,3	0,5	0,5	0,7	0,6	0,6	0,7	0,7	0,6	0,6	0,6	0,5	0,4	0,4
1,9	1,4	1,0	0,7	0,7	0,7	0,5	0,3	0,5	0,5	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,7	1,4	0,6	0,6	0,4	0,4
2,3	1,8	1,3	1,1	0,9	0,9	0,8	0,7	0,7	0,6	0,6	0,6	0,6	0,7	0,7	0,7	0,8	0,7	0,6	0,6	0,6
2,9	2,2	1,7	1,4	1,4	1,2	1,1	0,8	0,8	0,7	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,9	1,0	1,0	0,8	0,6	0,5

Figura 8.28 - Desvio padrão. Valor máximo = 2,9 mm (devido ao desvio localizado na borda inferior esquerda das peças 3 e 5).