



MODELAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSOS DE SOLDADURA MIG EM LIGAS DE ALUMÍNIO AI 6082-T6

JONATHAN BRUNO CAMARGO CORRÊA

Relatório Final da Dissertação apresentado à
Escola Superior de Tecnologia e de Gestão
Instituto Politécnico de Bragança

para obtenção do grau de Mestre em
ENGENHARIA INDUSTRIAL

Dezembro 2018

MODELAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSOS DE SOLDADURA MIG EM LIGAS DE ALUMÍNIO Al 6082-T6

JONATHAN BRUNO CAMARGO CORRÊA

Relatório Final da Dissertação apresentado à
Escola Superior de Tecnologia e de Gestão

Instituto Politécnico de Bragança

para obtenção do grau de Mestre em
ENGENHARIA INDUSTRIAL

Orientador do IPB:

Prof. João Eduardo Pinto Castro Ribeiro

Coorientadora da UTFPR:

Prof. Émillyn Ferreira Trevisani Olivio

Dezembro 2018

AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar os meus sinceros agradecimentos a todos que incentivaram a realização deste trabalho. Em especial, aos meus pais e irmãos que me apoiaram, ampararam e fizeram tudo o que foi possível para eu chegar até aqui.

Ao professor João Eduardo Pinto Castro Ribeiro pela sugestão do tema, orientação e estímulo constante durante todo o período da elaboração deste trabalho. Agradeço-lhe pela dedicação, apoio e amizade.

A professora Émillyn Ferreira Trevisani Olivio pela coorientação.

A todos os professores da Universidade Tecnológica Federal do Paraná e do Instituto Politécnico de Bragança, por todos os ensinamentos que foram muito importantes para desenvolvimento do meu conhecimento.

Agradeço, finalmente, a todos os meus amigos que me apoiaram e me acompanharam durante esta dura jornada.

RESUMO

Na indústria metalmeccânica, os métodos de soldadura representam uma parcela fundamental do processo de fabrico, sendo em alguns casos o fator diferencial do sucesso. Tensões residuais e distorções devido aos processos de soldadura podem impactar na montagem, funcionamento e vida útil do equipamento, ocasionando custos indesejáveis de reparo e garantia. Em muitas situações, devido à complexidade do processo de soldadura, normalmente adota-se conhecimento empírico para o pré-estudo do efeito das tensões residuais e distorções. Com base neste contexto, o presente trabalho teve como objetivo principal estudar as tensões residuais e distorções geradas pelo processo de soldadura MIG em ligas de alumínio Al 6082-T6, através de estudos termo-estruturais em modelos numéricos pelo Método dos Elementos Finitos. Para isso, realizou-se um estudo baseado em um modelo de junta soldada em “L”, na qual este proporcionou a execução de simulações de soldadura através do *software* Simufact.Welding® 6.0, permitindo desenvolver demonstrações com o emprego de recursos sofisticados, como o uso do duplo elipsoide de Goldak como modelo da fonte de calor. Com a finalidade de identificar os parâmetros mais influentes no processo e obter uma combinação ótima destes a fim de minimizar o nível de tensões residuais e distorções geradas, foram aplicados procedimentos experimentais utilizando o Método Taguchi para garantir a qualidade final do produto. Para a tensão normal X, o parâmetro com maior influência é a corrente, com 22,95% de contribuição. Já para a tensão normal Y é a velocidade, com 23,15%. Para a distorção total, o parâmetro com maior influência é a corrente, com 63,84%. Portanto, o Método Taguchi e o programa Simufact.Welding® mostraram-se eficazes para a determinação dos parâmetros ótimos no processo de soldadura MIG em ligas de alumínio, sendo satisfatórios para diminuição dos níveis de tensões residuais e distorções no modelo estudado.

PALAVRAS-CHAVE

Soldadura MIG; Tensões residuais; Distorções; Simulação numérica.

ABSTRACT

Welding methods in the metal-mechanic industry represent a fundamental part of the manufacturing process and in some cases the differential factor of success. Residual stresses and distortions caused by welding processes may have an impact in assembling the equipment, operation and lifetime, causing high costs of maintenance and repair. In many situations, due to the complexity of the welding process usually empirical knowledge is adopted to the previous study of residual stresses and distortions. In this context, the main objective was to study the residual stresses and distortions caused by MIG welding of aluminium alloys (Al 6082-T6) through thermo-mechanical studies in numerical models using the Finite Element Method. It is therefore a study based in a model of welded L-joint, providing the execution of numerical simulations through Simufact.Welding® software version 6.0 and developing demonstrations of sophisticated features using Goldak's double-ellipsoidal heat source model. In order to identify the most influential manufacturing parameters in the process and obtain an optimal combination to minimize the level of residual stresses and distortions generated, experimental procedures were applied using the Taguchi Method to guarantee the high quality of the final product. For X normal stress, the parameter with the greatest influence is welding current with contribution of 22.95%. For Y normal stress is the welding speed with 23.15% of contribution. For total distortion, the parameter with the greatest influence is welding current with contribution of 63.84%. Therefore, the Taguchi Method and the Simufact.Welding® program have been effective for the determination of optimum parameters in MIG welding process of aluminum alloys and becomes satisfactory for reducing residual stress and distortions levels in this study.

KEYWORDS

MIG welding; Residual stresses; Distortions; Numerical simulation.

ÍNDICE

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	iii
ABSTRACT	v
LISTA DE SÍMBOLOS	viii
LISTA DE ACRÓNIMOS	xi
LISTA DE FIGURAS	xiii
LISTA DE TABELAS	xviii
CAPÍTULO.1 INTRODUÇÃO	1
1-1- Objetivo e motivação	1
1-2- Organização da dissertação	3
CAPÍTULO.2 ESTADO DA ARTE	5
CAPÍTULO.3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	16
3-1- Processos de soldadura.....	16
3-1-1- Processo de soldadura GMAW	17
3-1-2- Variáveis do processo de soldadura GMAW	19
3-1-3- Influência das variáveis de soldadura nas propriedades do cordão.....	20
3-1-4- Transferência metálica no processo GMAW	22
3-2- O alumínio e suas ligas	23
3-2-1- Soldabilidade do alumínio.....	26
3-3- Tensões residuais em processos de soldadura.....	27
3-4- Distorções em processos de soldadura	32
3-5- Simulação de soldadura por elementos finitos.....	35
3-5-1- Análise térmica.....	36
3-5-2- Análise estrutural	41
3-6- Método Taguchi	45
CAPÍTULO.4 SENSIBILIDADE DE UMA MALHA NUMÉRICA.....	50
CAPÍTULO.5 CASO DE ESTUDO: SOLDADURA DE CANTO.....	54
5-1- Modelagem 3D em <i>software</i> CAD/CAE.....	54
5-2- Propriedades da soldadura.....	56
5-3- Simulações numéricas	62
CAPÍTULO.6 RESULTADOS E DISCUSSÕES	70
6-1- Tensão normal X	72

6-2- Tensão normal Y	79
6-3- Distorção total	85
CAPÍTULO.7 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS.....	91
7-1- Conclusões	91
7-2- Trabalhos futuros	92
REFERÊNCIAS	94
ANEXO I – DESENHO TÉCNICO DA CHAPA DE ALUMÍNIO	102
ANEXO II – EXEMPLO DE CÓDIGO DA TRAJETÓRIA DO ROBÔ.....	103
ANEXO III – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – TENSÃO NORMAL X.....	105
ANEXO IV – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – TENSÃO NORMAL Y.....	114
ANEXO V – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – DISTORÇÃO TOTAL	123
ANEXO VI – TABELA GERAL COM OS VALORES DE TENSÃO NORMAL X NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS	132
ANEXO VII – TABELA GERAL COM OS VALORES DE TENSÃO NORMAL Y NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS	133
ANEXO VIII – TABELA GERAL COM OS VALORES DE DISTORÇÃO TOTAL NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS	134
ANEXO IX – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE TENSÕES EM X..	135
ANEXO X – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE TENSÕES EM Y ...	136
ANEXO XI – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE DISTORÇÕES.....	137

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas maiúsculas

A_0	Área inicial.
C_{ijkl}	Tensor constitutivo elástico.
C_p	Calor específico.
E	Módulo de elasticidade.
E_{ij}	Deformação de Green-Lagrange.
F	Força.
F_e	Força externa.
F_i	Força interna.
H	Coeficiente de convecção.
K	Matriz de rigidez.
K_0	Matriz de rigidez para pequenos deslocamentos.
K_1	Matriz de rigidez de deslocamento inicial.
K_2	Matriz de rigidez de tensão inicial.
P	Potência fornecida pela fonte.
Q	Fluxo de calor.
R_a	Raio do furo.
R_m	Raio médio de posicionamento dos sensores.
S_{ij}	Segundo tensor de Piola-Kirchhoff.
T	Temperatura.
T_s	Temperatura na superfície.
T_∞, T_a	Temperatura ambiente.
V	Volume.
V_0	Volume inicial.

Letras Latinas minúsculas

a	Largura da solda ao longo da direção x.
b	Penetração da solda ao longo da direção y.
b_i^0	Força do corpo na configuração de referência.

c_f	Comprimento da poça frontal na direção de soldadura.
c_r	Comprimento da poça traseira na direção de soldadura.
d	Largura da zona de pressão da tensão residual.
dA	Derivada em relação à área.
dM_T	Derivada em relação ao momento torsor.
dV	Derivada em relação ao volume.
f_f	Parâmetro adimensional frontal.
f_r	Parâmetro adimensional traseiro.
m	Massa.
n_i	Deslocamento virtual.
q_f	Densidade de energia transferida por unidade de volume na poça frontal.
q_r	Densidade de energia transferida por unidade de volume na poça traseira.
t	Penetração da solda.
t_i^0	Vetor de tração na configuração de referência.
u	Deslocamento.

Letras Gregas maiúsculas

ΔE_{ij}^l	Parte linear do incremento de deformação.
ΔE_{ij}^{nl}	Parte não linear do incremento de deformação.
ΔT	Variação de temperatura.
Δu_k	Variação de deslocamento.

Letras Gregas minúsculas

α	Ângulo formado entre o sensor.
α_T, α_{ij}	Coeficiente de expansão térmica.
β	Ângulo entre a tensão máxima e o relaxamento radial.
δ	Variação no comprimento de referência.
δu	Vetor de deslocamento.

ε	Emissividade térmica.
ε_{ij}	Deformação total.
ε_{il}^e	Deformação elástica.
ε_{ij}^p	Deformação plástica.
ε_{ij}^{th}	Componente térmica.
ε_{ij}^{tp}	Deformação plástica induzida por transformação.
ε_{kl}^{tr}	Componente por mudança metalúrgica.
λ	Condutividade térmica.
ρ	Densidade (massa volumétrica).
σ	Constante de Stefan-Boltzmann.
σ	Tensão normal.
σ_{ij}	Tensão objetiva.
σ_{ij}^e	Fração elástica da deformação.
σ_x	Tensão normal na direção x (tensão longitudinal).
σ_y	Tensão normal na direção y (tensão transversal).
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Tensão máxima na região da solda.
τ_{xy}	Tensão de cisalhamento.
ν	Coeficiente de Poisson.

LISTA DE ACRÓNIMOS

AMT	<i>Adaptive Mesh Technique.</i>
Al	Alumínio.
AISI	<i>American Iron and Steel Institute.</i>
ANSI	<i>American National Standards Institute.</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials.</i>
AWS	<i>American Welding Society.</i>
ANOVA	Análise de Variância.
Ar	Argônio.
WC-Co	Carboneto de Tungstênio.
CPU	<i>Central Processing Unit.</i>
CAD	<i>Computer Aided Design.</i>
CAE	<i>Computer-Aided Engineering.</i>
CC	Corrente Contínua.
Cr	Crômio.
CSV	<i>Comma Separated Value.</i>
DOE	<i>Design of Experiments.</i>
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung e.V.</i>
CO ₂	Dióxido de Carbono.
DBCP	Distância Bico Contato-Peça.
FCAW	<i>Flux-Cored Arc Welding.</i>
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding.</i>
GTAW	<i>Gas Tungsten Arc Welding.</i>
HSLA	<i>High Strength Low Alloy.</i>
IGES	<i>International Graphics Exchange Specification.</i>
ISEA	<i>International Safety Equipment Association.</i>
MAG	<i>Metal Active Gas.</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas.</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos.
Mo	Molibdênio.
Nd/YAG	<i>Neodymium-Doped Yttrium Aluminium Garnet.</i>
EN	Norma Européia.

PAW	<i>Plasma Arc Welding.</i>
RAM	<i>Random Access Memory.</i>
SMAW	<i>Shielded Metal Arc Welding.</i>
SAE	<i>Society of Automotive Engineers.</i>
SW	<i>Stud Weld.</i>
SAW	<i>Submerged Arc Welding.</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas.</i>
ZF	<i>Zona Fundida.</i>

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Comparação dos perfis de temperatura [10].	6
Figura 2 – Comparação da distribuição das tensões residuais, no topo da superfície à quinta passagem do processo de soldadura: longitudinais (esquerda) e transversais (direita) [10].	6
Figura 3 – Comparação entre resultados numéricos e experimentais [16].	7
Figura 4 – Análise térmica: Distribuição da temperatura, expressa em K (para o instante 230 s) [2].	8
Figura 5 – Análise estrutural: (a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm); (b) deformação final da placa (ampliada 20x) [2].	8
Figura 6 – (esquerda) Direção da soldadura e distribuição do campo de temperaturas durante o processo de soldadura. (direita) Distribuição das tensões axiais no tubo soldado [17,18].	8
Figura 7 – Exemplo do modelo do processo de soldadura TIG no MEF [23].	10
Figura 8 – Sequência da técnica <i>birth and death</i> no processo de soldadura TIG [24]. ..	11
Figura 9 – Exemplo de uma malha criada no MEF (a) com AMT; (b) sem AMT [26].	12
Figura 10 – Detalhe do processo de soldadura GMAW [39].	17
Figura 11 – Posicionamento da tocha na soldadura MIG [43].	19
Figura 12 – Influência da corrente de soldadura num processo GMAW, aço carbono, curto-circuito, 75%Ar-25%CO ₂ [46].	20
Figura 13 – Influência da tensão de soldadura num processo GMAW, alumínio, <i>spray</i> , argônio [46].	21
Figura 14 – Influência da velocidade de soldadura num processo GMAW, alumínio, <i>spray</i> , argônio [46].	21
Figura 15 – Influência do ângulo e direção da tocha no cordão [47].	21
Figura 16 – Modos de transferência: (a) curto-circuito; (b) globular; e (c) <i>spray</i> ou goticular [Adaptado de material de treinamento Miller_ITW].	22
Figura 17 – Representação das variações de temperatura e tensão na soldadura [59]. ..	29
Figura 18 – Método do furo para medição de tensões residuais [62].	31
Figura 19 – Distribuições típicas das componentes de tensão residual de soldadura ao longo de diferentes seções [65].	31
Figura 20 – Relação física entre tensões residuais e distorções [2].	32
Figura 21 – Principais tipos de distorções causadas por processos de soldadura [60]. ..	33

Figura 22 – Exemplos de modelos de distribuições superficiais de entrada de calor. ...	37
Figura 23 – Exemplos de modelos de distribuições volumétricas de entrada de calor. .	37
Figura 24 – Geometria do duplo elipsoide de Goldak [75].	39
Figura 25 – Elemento triangular linear com três nós e um ponto de integração e elemento quadrangular linear com quatro nós e quatro pontos de integração, respectivamente [85].	51
Figura 26 – Elemento tetraédrico linear com quatro nós e um ponto de integração [85].	51
Figura 27 – Elemento hexaédrico linear com seis nós e dois pontos de integração e elemento hexaédrico linear com oito nós e oito pontos de integração, respectivamente [85].	51
Figura 28 – Transformação de elementos 3D entre quadráticos e lineares [85].	52
Figura 29 – Transformação 2D e 3D de elementos quadráticos e lineares [85].	52
Figura 30 – Desenho 3D da chapa de alumínio.	54
Figura 31 – Modelo da malha numérica com contorno nos elementos.	55
Figura 32 – Detalhe dos elementos da malha numérica.	55
Figura 33 – Representação da malha numérica final da chapa de alumínio.	55
Figura 34 – Robô em posição de segurança antes dos experimentos.	58
Figura 35 – Preparação do posicionamento da tocha de soldadura.	59
Figura 36 – Exemplo de junta soldada durante os experimentos.	59
Figura 37 – Processo de corte das juntas soldadas.	60
Figura 38 – Máquina de polir Bainpol-VT.	61
Figura 39 – Processo de análise do cordão de solda com auxílio de microscópio.	61
Figura 40 – Interface do Simufact.Welding® 6.0 com todas configurações necessárias para as simulações.	63
Figura 41 – Exemplo de configuração da fonte de calor usando alguns parâmetros de soldadura.	65
Figura 42 – Exemplo de configuração da poça de fusão: Modelo do duplo elipsoide de Goldak.	65
Figura 43 – Exemplo de configuração dos tempos de soldadura do robô.	66
Figura 44 – Exemplo de configuração da orientação e ângulo da tocha do robô.	66
Figura 45 – Exemplo de configuração das dimensões do cordão de solda.	66
Figura 46 – Detalhes das configurações dos ângulos da tocha de (a) 30°; (b) 45°; e (c) 60°.	67

Figura 47 – Modelagem em 3D concluída do caso de estudo soldadura de canto.	68
Figura 48 – Detalhe do posicionamento das partículas a serem analisadas.	71
Figura 49 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	73
Figura 50 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	73
Figura 51 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	73
Figura 52 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	74
Figura 53 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	75
Figura 54 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	75
Figura 55 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	75
Figura 56 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	75
Figura 57 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	76
Figura 58 – Curva dos valores médios de tensões em X para as correntes de soldadura de cada nível.	77
Figura 59 – Curva dos valores médios de tensões em X para as velocidades de soldadura de cada nível.	77
Figura 60 – Curva dos valores médios de tensões em X para os ângulos da tocha de cada nível.	77
Figura 61 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	80
Figura 62 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	80
Figura 63 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	81
Figura 64 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	81

Figura 65 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	81
Figura 66 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	81
Figura 67 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	82
Figura 68 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	82
Figura 69 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	82
Figura 70 – Curva dos valores médios de tensões em Y para as correntes de soldadura de cada nível.	83
Figura 71 – Curva dos valores médios de tensões em Y para as velocidades de soldadura de cada nível.	84
Figura 72 – Curva dos valores médios de tensões em Y para os ângulos da tocha de cada nível.	84
Figura 73 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	85
Figura 74 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	86
Figura 75 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	86
Figura 76 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	86
Figura 77 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	86
Figura 78 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	87
Figura 79 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.....	87
Figura 80 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.....	87
Figura 81 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.....	87

Figura 82 – Curva dos valores médios de distorções totais para as correntes de soldadura de cada nível.....	88
Figura 83 – Curva dos valores médios de distorções totais para as velocidades de soldadura de cada nível.....	89
Figura 84 – Curva dos valores médios de distorções totais para os ângulos da tocha de cada nível.	89

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Sistema de classificação das ligas de alumínio trabalháveis [43].	24
Tabela 2 – Matriz ortogonal $L_{27} (3^{13})$ de Taguchi [83].	46
Tabela 3 – Fórmulas da razão Sinal/Ruído [84].	48
Tabela 4 – Valores definidos dos parâmetros para diferentes níveis após os experimentos.	60
Tabela 5 – Matriz L_{27} de Taguchi com os valores dos parâmetros determinados.	62
Tabela 6 – Valores máximos de tensões normais na direção X.	76
Tabela 7 – Valores médios de tensões normais X para cada parâmetro e respectivo nível.	77
Tabela 8 – ANOVA para tensão normal X.	78
Tabela 9 – Valores máximos de tensões normais na direção Y.	83
Tabela 10 – Valores médios de tensões normais Y para cada parâmetro e respectivo nível.	83
Tabela 11 – ANOVA para tensão normal Y.	84
Tabela 12 – Valores máximos de distorções totais.	88
Tabela 13 – Valores médios de distorções totais para cada parâmetro e respectivo nível.	88
Tabela 14 – ANOVA para distorção total.	89

CAPÍTULO.1 INTRODUÇÃO

1-1- Objetivo e motivação

O presente trabalho tem como objetivo principal estudar as tensões residuais e distorções geradas pelo processo de soldadura GMAW em ligas de alumínio Al 6082-T6, através de estudos termo-estruturais em modelos numéricos pelo Método dos Elementos Finitos. Para isso, realizou-se um estudo baseado em um modelo de junta soldada em “L”, na qual este proporcionou a execução de simulações de soldadura através do *software* Simufact.Welding® em sua versão 6.0, desenvolvendo demonstrações com o emprego de recursos sofisticados, como o uso do duplo elipsoide de Goldak como modelo da fonte de calor. Com a finalidade de identificar os parâmetros mais influentes no processo e obter uma combinação ótima destes a fim de minimizar o nível de tensões residuais e distorções geradas, foram aplicados procedimentos experimentais utilizando o Método Taguchi, garantindo assim a qualidade do produto final.

A soldadura é um dos processos de fabrico mais utilizados em diversos ramos da atividade industrial, incluindo as indústrias automobilística, petroquímica, naval, nuclear, entre outras. Sabe-se também que neste processo são produzidas nos componentes soldados as denominadas tensões térmicas, que resultam do forte gradiente térmico a que tais componentes são sujeitos, levando à geração de tensões residuais não uniformemente distribuídas e causando também distorções geométricas. Na maioria das vezes, estas tensões são indesejáveis devido à possibilidade de prejudicarem a qualidade de componentes soldados [1]. Assim, fazem-se frequentemente tratamentos térmicos de alívio de tensões visando minimizar as consequências das tensões residuais, o que resulta em aumento de custos e tempo gasto no processo de fabrico. Deste modo, a convivência com estas tensões é inevitável, as quais devem ser incluídas em projeto, sob pena de a estrutura entrar em colapso com níveis de carregamento inferiores aos previstos [2].

Nesse contexto, observa-se que a caracterização das tensões residuais de soldadura tem sido objeto de numerosos estudos realizados nos últimos anos, os quais utilizam tanto métodos experimentais quanto métodos numéricos. Entretanto, as técnicas experimentais para medição de tensões residuais apresentam sérias limitações, como, em muitos casos, serem destrutivas ou semidestritivas. Além disso, outras

desvantagens típicas são que, dependendo da técnica empregada, as medidas de tensão devem ser realizadas em um ponto por vez, podem ser restritas a tipos de materiais específicos e podem até mesmo fornecer resultados incorretos quando ocorrerem deformações plásticas [3].

Por outro lado, os métodos numéricos de previsão de tensões residuais, principalmente aqueles baseados na técnica de discretização por elementos finitos, têm sido cada vez mais empregados e seu desenvolvimento deve-se, principalmente, à evolução e domínio da informática relativo ao fabrico e à utilização dos microcomputadores. No entanto, estes métodos ainda são limitados devido às dificuldades em modelar precisamente os complexos fenômenos envolvidos na soldadura, tais como variações das propriedades termofísicas dos materiais com a temperatura, ocorrência de deformações plásticas, transformações de fase, dentre outros. Além disso, ocorrem também problemas relacionados com a resolução computacional, ou seja, alto custo computacional, problemas de convergência dos algoritmos de resolução, erros de discretização etc. [2].

Em virtude das limitações das técnicas experimentais e numéricas, há a tendência de se combinarem ambas em estudos mais abrangentes de tensões residuais de soldadura. Em particular, pode-se utilizar resultados de medições experimentais para ajustar modelos numéricos e, inversamente, utilizar modelos numéricos para planejar os experimentos. De todo modo, é hoje reconhecida a utilidade de modelos numéricos para análises preditivas quantitativas e qualitativas de tensões residuais de soldadura [4].

No entanto, o domínio desta metodologia de avaliação das tensões residuais pode ser uma importante ferramenta para garantir a integridade estrutural de componentes mecânicos soldados. Outro fato importante é que na literatura os modos de transferência metálica na soldadura de alumínio são poucos estudados, isto em função do desenvolvimento dos processos de soldadura de alumínio serem recentes, visto que a maioria dos trabalhos científicos que existem são para os aços. Os seus campos de trabalho são diferentes, tendo em vista que o ponto de fusão do alumínio é menor que o do aço, e as suas condutividades térmica e elétrica são maiores. Nesse contexto, os resultados deste trabalho destinam-se a apresentar recomendações na escolha de melhores parâmetros de soldadura MIG em alumínio, isto para evitar consequências indesejáveis após um determinado processo de fabrico, que pode impactar na montagem, funcionamento e vida útil do equipamento e ocasionar custos de reparo e garantia.

1-2- Organização da dissertação

A dissertação está organizada em sete capítulos. Nos parágrafos seguintes são apresentados uma breve descrição do conteúdo de cada um.

No Capítulo 1 apresenta-se o objetivo e motivação do trabalho, seguindo-se da organização deste.

No Capítulo 2 apresenta-se o Estado da Arte a respeito da simulação numérica através do MEF, na qual são comentados durante este capítulo vários aspectos relativos à modelação numérica de processos de soldadura, ao cálculo de tensões residuais e técnicas frequentemente utilizadas no MEF.

O Capítulo 3 tem por interesse apresentar a fundamentação teórica dos principais temas envolvidos para o desenvolvimento deste trabalho, tais como o processo de soldadura GMAW, o alumínio e suas ligas, as tensões residuais e distorções causadas pelos processos de soldadura, dois tópicos relevantes para a simulação de processos de soldadura pelo Método dos Elementos Finitos, que são a análise térmica e a análise estrutural do modelo estudado e, por fim, o Método Taguchi.

No Capítulo 4 faz-se uma breve explicação da sensibilidade de uma malha numérica, permitindo ter uma noção melhor de alguns critérios a ter em conta na criação de uma malha e poder assim obter modelos que permitam uma maior eficiência possível na análise de processos de soldadura.

No Capítulo 5 apresenta-se o caso de estudo do trabalho, que consiste num modelo de junta soldada em “L”. O capítulo está dividido em três partes, sendo a primeira que trata-se da modelagem 3D das chapas de alumínio em *software* CAD/CAE, a segunda a respeito das propriedades usadas no processo de soldadura, e por último, sobre as simulações numéricas do modelo estudado.

O Capítulo 6 apresenta os resultados e discussões acerca das 27 simulações realizadas, tratando-se especificamente das tensões normais nas direções X e Y, e da distorção total do modelo.

O Capítulo 7 apresenta as principais conclusões obtidas de acordo com os resultados numéricos do *software* Simufact.Welding® 6.0 e planilhas realizadas com auxílio do programa Microsoft Office Excel 2013. Na sequência o capítulo é encerrado com algumas sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO.2 ESTADO DA ARTE

No início dos anos 70 surgiram os primeiros programas de elementos finitos de uso geral, como o Ansys®, Abaqus®, Marc® e Nastran®. No entanto, é de salientar que de acordo com a opinião de especialistas, não existe um único modelo disponível que tenha em conta realisticamente as propriedades físicas do fenômeno do arco, da zona fundida e finalmente das deformações e condução de calor no modelo sólido [5].

Com o aparecimento dos computadores de 64 dígitos e ferramentas refinadas dos elementos finitos, o avanço da tecnologia permitiu que centenas de milhares de engenheiros utilizem o MEF no seu trabalho diário em vez do método tradicional. É bastante vulgar utilizar simplificações durante a simulação de um processo de soldadura com o intuito de tornar menos severa a exigência do *software* com o CPU. O MEF apresenta uma vasta gama de ferramentas bastante úteis e poderosas na área da engenharia, que são capazes de simular campos de temperatura, tensões residuais e as deformações presentes nos componentes soldados. Os resultados das simulações podem ser utilizados para explicar a essência física e alguns fenômenos complexos do processo de soldadura, como também para servirem como base para a optimização dos parâmetros de soldadura. Devido às interações de vários campos (térmico, mecânico, metalúrgico, etc.) e geometrias complicadas, a simulação numérica de um processo de soldadura é uma tarefa bastante difícil de se executar [6].

Em 1986, Debiccari [7] refere no seu trabalho que é preferível alterar os parâmetros do processo de soldadura, pois é muito mais fácil fabricar estruturas com um nível de tensões residuais e distorções dentro de limites aceitáveis, do que ter de recorrer a outros métodos para os reduzir.

Em 2002, Zhu e Chao [8] referem no seu trabalho, que um dos problemas chave para a modelação numérica de um processo de soldadura é a modelação do material. Lindgren [9] estudou este tópico tendo desenvolvido relações constitutivas do material, as microestruturas e as propriedades do material em função da temperatura. A maior parte das publicações sobre a simulação numérica dos processos de soldadura considera que as propriedades do material são dependentes da temperatura. Contudo, é muito difícil obter dados completos da dependência das propriedades do material com a temperatura, principalmente a temperaturas muito elevadas.

Em 2002, Bae *et al.* [10] utilizaram dois modelos diferentes para a fonte de calor num processo de soldadura com passagens múltiplas, de modo a comparar a

intensidade e a distribuição das tensões residuais obtidas (Figuras 1 e 2). No trabalho, os autores utilizaram uma função trapezoidal de calor e o duplo elipsoide de Goldak como modelos da fonte de calor.

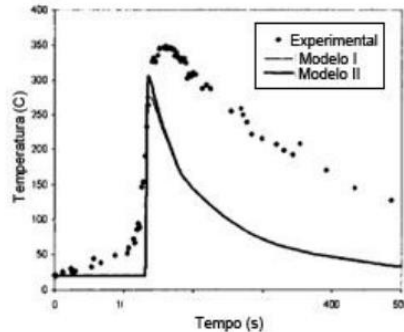


Figura 1 – Comparação dos perfis de temperatura [10].

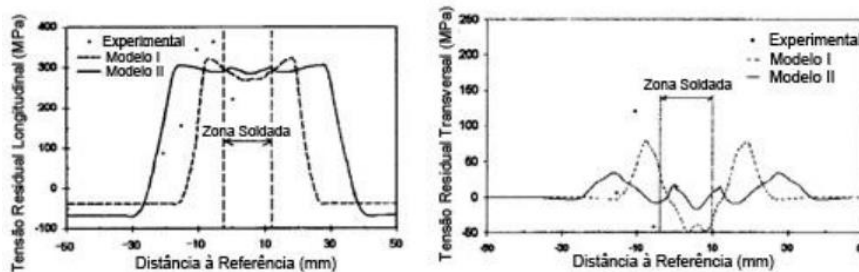


Figura 2 – Comparação da distribuição das tensões residuais, no topo da superfície à quinta passagem do processo de soldadura: longitudinais (esquerda) e transversais (direita) [10].

Verificou-se que o perfil de temperaturas obtido através dos dois modelos numéricos é bastante similar. Contudo, como o modelo de duplo elipsoide de Goldak está sujeito a uma quantidade superior de entrega térmica relativamente ao modelo trapezoidal, este é capaz de prever uma zona mais larga da zona soldada.

Em 2003, Lundbäck [11] realizou uma simulação de um processo de soldadura com a ligação de *software* CAD com um programa de elementos finitos. A utilização do CAD facilitou a modelação do percurso da fonte de calor para uma ligação soldada em “T” entre dois tubos.

Em 2004, Depradeux [12] utilizou o MEF para fazer a previsão da distribuição das tensões residuais e das distorções geradas por um processo de soldadura TIG, em um aço inoxidável austenítico (AISI 316L). De modo a validar os resultados obtidos, o autor realizou um conjunto de testes experimentais em paralelo com as simulações numéricas. As análises numéricas foram realizadas por etapas, através do código Code_Aster®, apresentando diferentes graus de complexidade, que variam desde uma simulação unidimensional até à simulação tridimensional.

Mochizuki *et al.* [13], em 2005, estudaram através de simulações numéricas, as características da geração de tensões residuais durante a soldadura e sua relação com as transformações de fase. Para tanto, os autores utilizaram um simulador experimental de ciclos térmicos de soldadura. O programa Sysweld® foi utilizado e o modelo construído com elementos isoparamétricos axissimétricos de quatro nós. As tensões térmicas, bem como as tensões residuais, mostraram-se fortemente sensíveis aos efeitos da taxa de resfriamento e das transformações de fase.

Camilleri e Gray [14], em 2005, melhoraram a eficiência computacional para simulação da soldadura no contexto de previsão das distorções, com enfoque nas deformações fora do plano. Para tal, os autores passaram de uma análise termo-elastoplástica transiente completa para variantes de um tratamento térmico, elastoplástico e estrutural desacoplados.

Simulações numéricas para o alívio mecânico de tensões foram realizadas por Siddique e Abid [15] em 2005. Esta técnica foi aplicada à soldadura circunferencial de tubos visando reduzir corrosão sob tensão e melhorar a vida de componentes de vasos de pressão. Foi criado um modelo de elementos finitos bidimensional axissimétrico de um tubo sujeito a uma soldadura TIG multipasse seguido de um processo de alívio mecânico de tensão. Os autores demonstraram que tanto uma pressão interna como uma tração axial têm efeitos significativos nas tensões residuais na superfície interna da junta.

Ainda em 2005, Ji *et al.* [16] utilizaram o MEF para avaliar a influência da sequência de soldadura nas tensões residuais de uma placa espessa. Verificou-se que é possível melhorar a distribuição das tensões residuais e reduzir o pico de tensão. Os resultados numéricos foram validados com resultados experimentais, conforme mostra a Figura 3.

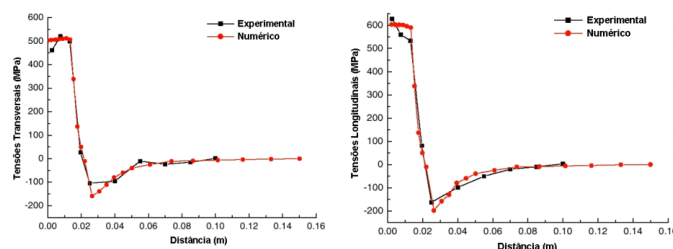


Figura 3 – Comparação entre resultados numéricos e experimentais [16].

Em 2006, Bezerra [2] estudou a influência das tensões residuais causadas por um processo de soldadura no comportamento dinâmico de componentes estruturais. Na

modelação numérica o autor implementou duas rotinas realizadas em Matlab® em conjunto com o Ansys®, de modo a simular o movimento da fonte de calor. No seu trabalho utilizou os dados experimentais obtidos por Depradeux [12] para validar a simulação numérica, para um processo de soldadura TIG. Bezerra realizou três tipos de análises numéricas: térmica (Figura 4), estrutural (Figura 5) e modal.

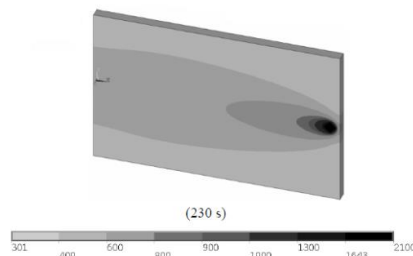


Figura 4 – Análise térmica: Distribuição da temperatura, expressa em K (para o instante 230 s) [2].

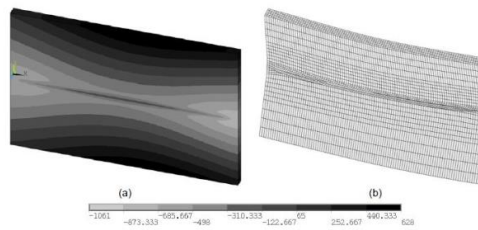


Figura 5 – Análise estrutural: (a) campo de deslocamento perpendicular ao plano da placa (em μm); (b) deformação final da placa (ampliada 20x) [2].

Deng *et al.* [17,18] utilizaram modelos tridimensionais e bidimensionais para comparar os resultados dos campos de temperaturas e das tensões residuais simulados, isto com as medições experimentais de um tubo construído em aço inoxidável (ver Figura 6). A pesquisa demonstrou que os modelos bidimensionais também podem dar uma previsão razoável de ambos os campos, exceto para o ponto inicial/final de um processo de soldadura circunferencial.

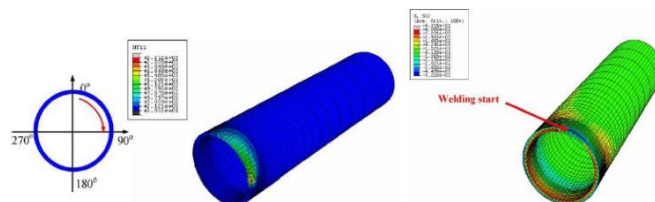


Figura 6 – (esquerda) Direção da soldadura e distribuição do campo de temperaturas durante o processo de soldadura. (direita) Distribuição das tensões axiais no tubo soldado [17,18].

Em 2007, Deng *et al.* [19] desenvolveram uma análise de elementos finitos através do código Abaqus® para estudar a influência da mudança de fase nas tensões

residuais induzidas pela soldadura de tubos de aço 2.25Cr-1Mo. Os resultados obtidos demonstraram que as variações volumétricas e as variações da tensão de cedência têm efeitos significativos nas tensões residuais.

Em 2008, Chang e Teng [20] conduziram uma investigação em que combinaram o modelo termo-elastoplástica, a teoria multiaxial da fadiga e o MEF para determinar a resistência à fadiga dos produtos soldados. Esta investigação desenvolveu um modelo bidimensional simétrico, em estado plano de deformação, para estimar as tensões residuais e converteu um histórico de carga-tempo em um histórico de extensão-tempo nas ligações soldadas através do MEF.

Rosa [21], em 2008, utilizou o MEF para estudar a influência da variação dos parâmetros de soldadura do processo a laser Nd/YAG em ligações dissimilares de carbonetos de tungstênio WC-Co (K10 e K40) com aço (DIN EN 10083), e nas ligações similares de WC-Co (GD50), nos perfis de temperatura e tensões residuais. O autor recorreu ao código Matlab® que, interligado com o Ansys®, permite criar, dentro de um ciclo, tabelas onde se define a densidade de potência variando com o tempo que a fonte de calor leva a percorrer o seu curso. No seu trabalho foram determinadas as dimensões das zonas fundidas, das zonas termicamente afetadas e a distribuição das tensões residuais provenientes do processo de soldadura. O autor criou modelos numéricos bidimensionais em que considerou as propriedades termo-elastoplásticas dos materiais em função da temperatura, assim como o endurecimento isotrópico bilinear, associado ao critério de cedência de Von Mises. Nos modelos numéricos tridimensionais, o autor considerou uma distribuição Gaussiana para a fonte de calor. No final do trabalho, Rosa comparou os resultados obtidos durante a simulação numérica com os resultados experimentais, obtidos via método de difração de raios X e do método do furo.

A simulação numérica de um processo de soldadura apresenta natureza transiente e é altamente não linear. Em 2008, Wentz [22] sugere dividir a solução das equações de equilíbrio não lineares em várias etapas menores, de modo a supor uma variação linear. No seu trabalho, o autor escolheu estudar as técnicas numéricas de simulação de dois processos de soldadura (arco elétrico e resistência elétrica), com o objetivo de obter simulações economicamente viáveis e fisicamente realistas.

Dar [5], em 2009, através de dados obtidos experimentalmente e de simulações numéricas, fez variar os parâmetros de uma soldadura TIG com o propósito de minimizar as tensões residuais e as distorções. O autor utilizou o código Ansys®,

reforçado com sub-rotinas, para determinar as distribuições de temperatura transiente, os campos de tensões residuais e distorções em um processo de soldadura circunferencial de um tubo com espessura fina, fabricado em aço de tipo HSLA.

Em 2009, Capriccioli e Frosi [23] foram um dos autores que recorreram à técnica da “condição inicial e final” (mais conhecida por *birth and death technique*). Os autores utilizaram a técnica durante uma simulação de um processo de soldadura TIG através do código Ansys® (ver Figura 7). Capriccioli e Frosi prepararam uma análise de sensibilidade que pretendiam testar os seguintes parâmetros: tamanho da malha, alterações na velocidade da fonte de calor, propriedades do material, desenvolvimento e procedimentos especiais para minimizar o tempo de cálculo, etc. Em uma abordagem conservaram o tamanho da malha constante e realizaram um grupo de simulações com diferentes velocidades da fonte de calor. Em outra abordagem, respeitaram a velocidade da fonte de calor constante e utilizaram um grupo de malhas diferentes. A diferença entre os casos simulados mostrou que o gradiente de temperatura aumenta com a velocidade da fonte de calor, enquanto que para malhas diferentes a distribuição térmica no mesmo instante é muito semelhante.

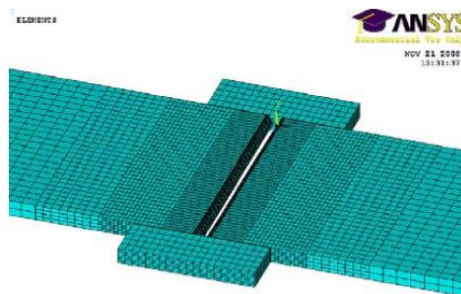


Figura 7 – Exemplo do modelo do processo de soldadura TIG no MEF [23].

Os autores concluíram que: a velocidade da soldadura é um dos parâmetros primários, enquanto o tamanho da malha aparenta ter um efeito menor; uma boa análise da potência necessária para cada passagem (a velocidade constante), assegura a consistência nas temperaturas alcançadas, durante todo o processo de soldadura; mudanças nas propriedades do material (calor específico e condutividade térmica) aparentam ter efeitos insignificantes.

Em 2010, Díaz *et al.* [24] foram outros autores que utilizaram a técnica *birth and death*, com a finalidade de reduzir o tempo de cálculo computacional. Os autores estudaram uma ligação soldada entre uma placa de aço inoxidável duplex e outra de aço

inoxidável austenítico através de um processo de soldadura TIG. Esta técnica consiste em agrupar os elementos de acordo com o movimento da fonte de calor. De modo a atingir a “morte” destes elementos, o procedimento numérico não remove os elementos “mortos”, mas, em vez disso, desativa-os ao multiplicar a sua rigidez por um fator de redução (1.0×10^{-6} – valor padrão do *software* Ansys®). Inicialmente, os autores seleccionaram e desativaram os elementos finitos que descreviam o material fundido. Em seguida, foram reativados durante a análise térmica de acordo com a velocidade da fonte de calor no processo de soldadura. Os elementos massa e energia desativados não foram considerados no caso do processo de soldadura TIG. Além disso, a extensão nos elementos foi definida como zero assim que esses elementos foram dados como “mortos”. Conforme a ativação dos elementos, a entrega térmica foi aplicada como uma carga no modelo térmico do MEF, e as extensões com origem em variações térmicas são calculadas para os elementos recentemente ativados, com base no carregamento térmico atual e na temperatura de referência. Na Figura 8 é possível ver a sequência da técnica *birth and death*, utilizada para simular a deposição do metal de enchimento durante o processo de soldadura TIG.

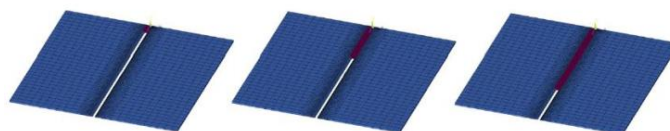


Figura 8 – Sequência da técnica *birth and death* no processo de soldadura TIG [24].

Em 2010, Gannon *et al.* [25] também aplicaram a técnica *birth and death* para estudar a influência das sequências de um processo de soldadura GMAW na distribuição das tensões residuais e distorção gerada em placas de espessura fina com reforço estrutural em “T”

Outra técnica utilizada para ultrapassar os obstáculos existentes na simulação numérica tridimensional é a aplicação de uma AMT, que traduzido quer dizer técnica de malha adaptativa. Esta solução foi desenvolvida para resolver o problema do elevado número de graus de liberdade existentes na simulação numérica tridimensional. A técnica consiste em criar uma malha muito refinada em simultâneo com o movimento da fonte de calor, enquanto as restantes áreas da estrutura possuem uma malha mais esparsa, reduzindo o número de nós e elementos em análise. Após a passagem da fonte de calor, a malha alterada retorna à sua forma original. Qingyu *et al.* [26] conduziram

um estudo em que se simulou através do MEF um processo de soldadura utilizando a técnica AMT, e a mesma análise sem utilizar a técnica AMT com o intuito de comparar os resultados obtidos. Verificou-se que, os campos de temperatura e as distribuições dos deslocamentos com a técnica AMT, correspondem muito bem aos resultados da abordagem sem AMT. A distribuição de tensões obtida pelas duas metodologias foi semelhante ainda que com desvios entre os valores obtidos. Relativamente ao tempo computacional despendido, a técnica AMT reduziu significativamente o tempo de cálculo da simulação numérica.

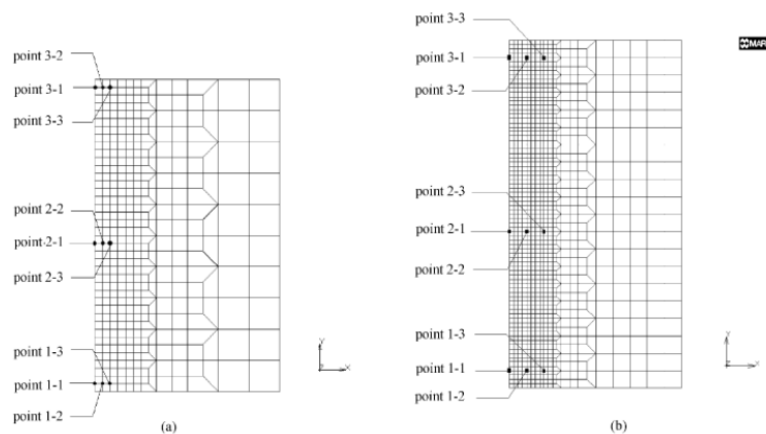


Figura 9 – Exemplo de uma malha criada no MEF (a) com AMT; (b) sem AMT [26].

Esta técnica tem sido usada em alguns estudos para malhas Lagrangeanas, de modo a utilizar melhor os graus de liberdade nos modelos computacionais, ao concentrá-los em regiões onde ocorrem maiores gradientes. As condições de fronteira vão manter-se durante a utilização da técnica da malha adaptativa, pois são transferidas da malha original para a nova malha.

Em 2010, Shanmugam *et al.* [27] recorreram ao MEF para analisar a distribuição de temperaturas de uma ligação soldada em “T” realizada através de um processo de soldadura a laser. Na simulação numérica, os autores consideraram as propriedades do material (AISI 304) dependentes com a temperatura, o efeito do calor latente na fusão e as perdas de calor por convecção e radiação. A fonte de calor foi assumida pelos autores como uma distribuição gaussiana cônica a três dimensões. No trabalho, foram desenvolvidas sub-rotinas através do Fortran®, com o objetivo de definir a distribuição da fonte de calor em movimento com as simulações numéricas em Sysweld®.

Em 2011, Deng e Kiyoshima [28] realizaram uma simulação numérica para estudar a influência da sequência e direção da soldadura, na distribuição de tensões residuais em uma placa espessa. Neste trabalho, os autores demonstraram que a sequência de deposição tem uma influência bastante significativa na distribuição final das tensões residuais. Neste caso, verificou-se que as tensões residuais transversais aparentavam uma maior sensibilidade às sequências de deposição, quando comparadas às tensões residuais longitudinais. Nas ligações soldadas de placas espessas, os valores das tensões residuais transversais e longitudinais são maiores do que os obtidos com placas finas ou medianamente espessas devido ao constrangimento interno ser relativamente maior. Ainda em 2011, os mesmos autores, juntamente com outros [29], utilizaram uma fonte de calor simplificada em uma análise tridimensional, de modo a prever as tensões residuais geradas por um processo de soldadura circunferencial realizado num tubo de material fabricado com material dissemelhante. Esta fonte de calor simplificada permitiu completar a análise termomecânica num tempo mais curto e os resultados, de um modo geral, coincidiram com os obtidos experimentalmente, com exceção dos valores obtidos à superfície do tubo, onde as tensões tangenciais resultaram maiores do que nos dados experimentais.

Lidam *et al.* [30], em 2012, investigaram as distorções angulares induzidas por um processo de soldadura GMAW com passagens múltiplas. Os autores desenvolveram um modelo bidimensional e outro tridimensional para comparar a análise termo-elastoplástica dada pelo MEF. O código Sysweld® em sua versão 2010 tem uma ferramenta designada por *multipassed welding advisor*, que foi utilizada pelos autores para estudar o comportamento da distorção devido às passagens múltiplas. Os autores mencionam no trabalho que a análise bidimensional demorou entre 15-20 minutos, enquanto a análise tridimensional levou entre 24-30 horas, dependendo do grau de refinamento da malha. É aconselhável utilizar a simulação bidimensional para conseguir uma estimativa do valor médio das distorções angulares. Contudo, para obter resultados mais precisos é sugerido a realização de uma análise tridimensional.

Em 2014, Lourenço *et al.* [31] investigaram a influência das restrições físicas (condições de contorno) nas tensões residuais e distorções em processos de soldadura usadas em reparos. De acordo com os resultados obtidos na simulação e nos experimentos realizados, as tensões residuais transversais, deslocamento vertical, distorção angular e contração transversal são fortemente influenciados pelas condições

de contorno impostas, enquanto as tensões residuais longitudinais não sofrem influência significativa.

Em 2015, Miranda [32] utilizou o MEF para prever as tensões residuais e distorções ocasionadas pelo processo de soldadura FCAW em um componente de vagão ferroviário. Para isso, o autor adotou três modelos de estudo, a fim de avaliar a influência do tamanho do filete e da sequência de soldadura nas tensões residuais e distorções. O desenvolvimento do trabalho e os seus resultados permitiram concluir que os efeitos da simulação e dos experimentos mostraram tendências similares para a distorção devido à soldadura.

Ramos [33], em 2015, realizou um trabalho sobre a modelação numérica de processos de soldadura usando o *software* Sysweld®. O autor realizou três estudos baseados em três modelos distintos, que permitiram a execução de simulações de processos de soldadura através da utilização de modelos numéricos de elementos finitos. Ramos concluiu que as tensões residuais máximas se encontram na zona perto do cordão de solda, assim como mudanças de fase metalúrgicas devido às grandes temperaturas atingidas nesta zona.

Em 2016, Conceição [34] desenvolveu um modelo numérico mediante a aplicação do MEF, capaz de prever o campo de temperaturas e distorções resultantes do processo de soldadura MIG/MAG realizado com auxílio de robô em juntas de filete de aço de baixo carbono SAE 1020. Com a finalidade de avaliar a exatidão do modelo numérico, o autor aplicou um procedimento experimental variando-se as espessuras de mesa e alma da junta.

Em 2017, Gonçalves *et al.* [35] estudaram o nível das tensões residuais geradas em juntas soldadas pelo processo de soldadura FCAW. Foi realizado um estudo comparativo das mudanças nos campos de tensões quando adotadas restrições para manter a geometria de projeto da junta, bem como uma análise numérica computacional pelo MEF, com os resultados obtidos pelo método experimental.

A pesquisa bibliográfica efetuada neste capítulo mostra a evolução histórica das técnicas de simulação numérica do processo de soldadura, comprovando que sua aplicação sofreu grande impulso nos últimos anos, isto em decorrência dos aumentos da capacidade de processamento dos computadores e da disponibilidade de programas de engenharia de análise por elementos finitos. Demonstra ainda o esforço atual de pesquisa visando o aperfeiçoamento dos modelos numéricos e a ampliação da aplicabilidade das simulações de soldadura complexas reais da indústria.

CAPÍTULO.3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

3-1- Processos de soldadura

A soldadura é o mais importante processo de união de metais utilizado industrialmente [36]. A AWS [37] define a soldadura como o processo de união de materiais usados 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. Fundamentalmente, os processos de soldadura dividem-se em dois grupos: por pressão e por fusão. Existe um grande número de processos de soldadura 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 soldadura a arco elétrico são [36]:

- FCAW: soldadura a arco com arame tubular;
- GMAW: soldadura a arco com proteção gasosa, mais conhecido na Europa e no Brasil como MIG e MAG;
- GTAW: soldadura a arco com proteção gasosa e eletrodo de tungstênio, também conhecido como TIG;
- PAW: soldadura a plasma;
- SMAW: soldadura com eletrodo revestido;
- SW: soldadura de prisioneiros;
- SAW: soldadura a arco submerso.

O desafio de atender aos requisitos de produtividade, aliando qualidade com menores custos de produção, justifica a escolha de um processo de soldadura adequado.

Ao analisar os processos de soldadura, Wainer *et al.* [38] apresentam dois pontos principais a serem tomados com muita atenção: i) os processos de soldadura baseiam-se em dados empíricos e são dependentes de um grande número de parâmetros, o que dificulta sua formulação matemática; ii) são dependentes quase que totalmente da habilidade e conhecimento do homem sobre o processo, e suas análises são extremamente difíceis, tornando complicado o controle do processo.

No entanto, no presente trabalho, o processo de soldadura utilizado foi o processo GMAW, que será abordado no item 3-1-1 deste capítulo, visto que dentro das diversas características deste processo de soldadura, é possível destacar algumas vantagens em comparação a outros, dentre elas a possibilidade de soldar em todas as

posições, a alta taxa de deposição devido à elevada densidade de corrente possível, a ampla faixa de utilização em diferentes ligas e espessuras, a alimentação contínua do consumível, a obtenção de cordões extensos sem muitas interrupções e a possibilidade de automatização industrial, possibilitando a utilização de robôs [39].

3-1-1- Processo de soldadura GMAW

Também conhecido como MIG/MAG, o processo de soldadura GMAW é um processo a arco com proteção gasosa que condiz com o procedimento da junção de peças metálicas através de um aquecimento com um arco elétrico entre o eletrodo metálico consumível e a peça a ser trabalhada. O gás ou a mistura de gases podem ser inertes ou ativos e tem a função de evitar a contaminação da atmosfera na região a ser soldada. Durante as diversas possibilidades de utilização deste processo, variações na posição da tocha, mensurada pela DBCP podem ocorrer, causadas por irregularidades na peça a ser soldada, movimentação da poça de fusão, desalinhamento entre a tocha e a peça, etc. A manutenção do comprimento de arco em valores constantes em processos como o GMAW é feito por sistemas de controlo, cujos princípios dependem do tipo da fonte, como por exemplo, fontes do tipo tensão constante ou corrente constante [39].

No processo de soldadura MIG/MAG, para materiais de fácil oxidação, o gás deve ser inerte quimicamente, que é quando o gás ou mistura de gases utilizados não reagem de forma significativa com a poça de fusão, de onde vem a denominação MIG, e pode ser ativo para os aços, que é quando ocorre reação do gás com a poça de fusão, de onde provém a denominação MAG. O argônio e o hélio são exemplos de gases inertes e, o oxigênio e o CO₂ dissociado no arco, são exemplos de gases ativos.

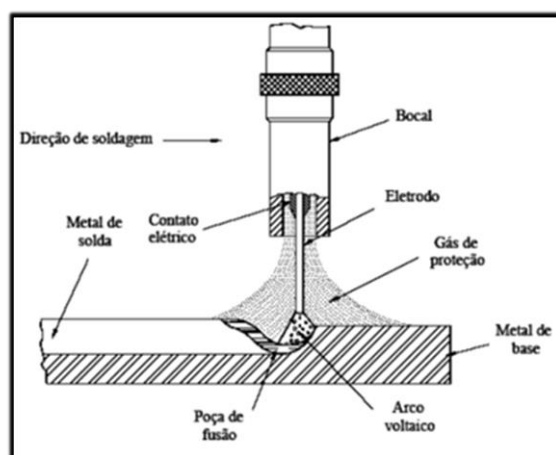


Figura 10 – Detalhe do processo de soldadura GMAW [39].

O processo de soldadura GMAW baseia-se em um processo normalmente semiautomático, sendo mecanicamente alimentado por um arame elétrico através de um motor de alimentação, na qual o soldador é o responsável pela iniciação e interrupção do processo. O arco elétrico é conservado e garantido através da alimentação em velocidade constante do arame elétrico, e o comprimento do arco permanecido constante pelo próprio sistema. No entanto, apesar das suas qualidades, este processo de soldadura também apresenta algumas limitações, tais como a velocidade de resfriamento maior por não haver escória, aumentando a ocorrência de trincas; grande emissão de raios ultravioleta; projeção de gotas de metal líquido durante a soldadura; dificuldade na realização do processo em locais de difícil acesso, devido ao bocal estar próximo do metal base ou devido à maior complexidade e dimensões dos equipamentos; maior sensibilidade à variação dos parâmetros elétricos de operação do arco de soldadura; equipamentos de soldadura complexos, relativamente caros e menos portáteis [39].

Na soldadura de materiais ferrosos normalmente são utilizados gases ativos misturados com gases inertes, buscando com isso melhores estabilidade do arco e transferência metálica. Na soldadura de metais não ferrosos, principalmente os mais reativos como o alumínio e o magnésio, são utilizados gases inertes puros. Para a soldadura MIG em alumínio normalmente utilizam-se os gases argônio ou hélio, ou uma mistura destes gases [40].

Na soldadura do alumínio e suas ligas é preciso inicialmente limpar a camada de óxido, pois a mesma tem alto ponto de fusão e é muito tenaz. No processo MIG consegue-se solucionar este problema utilizando corrente contínua com eletrodo positivo (CC⁺). Nesta situação, o arco remove a camada de óxido de alumínio e permite a coalescência das bordas da junta e do metal de enchimento. Este tipo de remoção da camada de óxido é chamado de limpeza catódica. Quando a soldadura é feita em CC⁺ o principal mecanismo de emissão de elétrons é chamado de emissão por campo, ou seja, os elétrons são emitidos da peça de trabalho para o eletrodo [41].

Segundo Biloni *et al.* [42], no processo MIG em alumínio, dependendo da espessura do material e do gás de proteção, as velocidades de soldadura podem variar entre 500 mm/min e 1000 mm/min e a velocidade de deposição pode chegar a 4,5 kg/h. De acordo com o Manual da Alcan [43], é muito comum velocidades de soldadura na faixa de 300 mm/min a 800 mm/min e, na soldadura automática, tem sido registrada velocidades da ordem de 2500 mm/min.

Durante a soldadura MIG do alumínio, com o intuito de assegurar a proteção adequada do arco e da poça de solda com relação a contaminações externas, a tocha deve ser posicionada inclinada em relação à vertical em um ângulo de 10° a 15° e apontar no sentido do deslocamento *forehand angle*, conforme pode ser visto na Figura 11.

No processo MIG do alumínio a tocha nunca deve ser arrastada, ou seja, apontar no sentido contrário ao deslocamento *backhand angle*, pois neste caso o gás de proteção está sendo jogado para trás da poça de solda, o que pode facilitar a contaminação da mesma pela atmosfera. O valor do ângulo deve ser ajustado de acordo com a velocidade de soldadura, posição da junta, tamanho do cordão e corrente de soldadura empregada [42,43].



Figura 11 – Posicionamento da tocha na soldadura MIG [43].

Para que o processo de soldadura com eletrodo consumível seja estável, é necessário que a velocidade de consumo do mesmo seja, em média, igual à velocidade de alimentação deste, de modo que o comprimento do arco permaneça relativamente constante [44].

3-1-2- Variáveis do processo de soldadura GMAW

As variáveis de um processo de soldadura baseiam-se em fatores que podem ser regulados permitindo controlar as características do cordão de solda. Conhecendo o efeito de cada variável a respeito das diversas características ou propriedades da solda, é possível obter resultados mais satisfatórios no processo.

Segundo Coraini [45], essas variáveis podem ser classificadas em três grupos para o processo de soldadura GMAW, sendo em variáveis pré-selecionadas, primárias e secundárias. As variáveis pré-selecionadas, também denominadas de variáveis fixas,

consistem no diâmetro e tipo de arame utilizado, o tipo de gás de proteção e sua vazão. As variáveis primárias, também conhecidas por parâmetros de soldadura, controlam o processo após a determinação das variáveis pré-selecionadas, sendo a tensão do arco, a velocidade de alimentação do arame e a velocidade de soldadura. As variáveis secundárias, que também podem ser reguláveis, às vezes são difíceis de medir com precisão, visto que elas não afetam diretamente a formação do cordão, mas agem sobre uma variável primária que, por sua vez, provoca certa modificação nas características. São elas a distância do bocal até a peça, e os ângulos de ataque e de trabalho da tocha.

O ângulo de ataque é dado pela linha de centro da tocha e uma linha perpendicular ao eixo da solda (soldadura “puxando” ou “empurrando”). Já o ângulo de trabalho é dado pela posição da tocha num plano perpendicular à direção de avanço, visto que nas soldas de topo, ele é 90° em relação à superfície das peças [45].

3-1-3- Influência das variáveis de soldadura nas propriedades do cordão

A variável corrente elétrica é controlada através da velocidade de alimentação do arame, sendo que o aumento dessa velocidade implica em uma quantidade maior de material a ser fundido, necessitando de uma corrente maior que é ajustada pela fonte de soldadura. Segundo Fortes e Vaz [46], a principal influência desta variável consiste no controle da penetração de solda, sendo diretamente proporcional à corrente de soldadura, como pode ser visto na Figura 12.

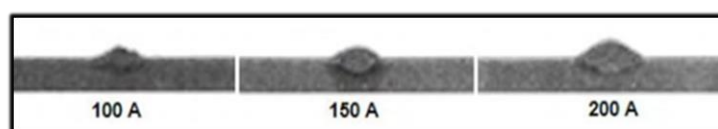


Figura 12 – Influência da corrente de soldadura num processo GMAW, aço carbono, curto-circuito, 75%Ar-25%CO₂ [46].

O comprimento do arco elétrico é controlado pela tensão de soldadura. Um aumento na tensão provoca um acréscimo na altura e no diâmetro do cone do arco. Com o aumento do arco elétrico, uma maior área do metal de solda é aquecida resultando num cordão mais largo e mais baixo pelo aumento da poça de fusão [46]. No entanto, este é o principal parâmetro para regular a largura do cordão, conforme pode ser visualizado na Figura 13.

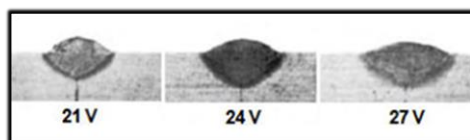


Figura 13 – Influência da tensão de soldadura num processo GMAW, alumínio, *spray*, argônio [46].

A velocidade de avanço da tocha, ou seja, a velocidade de soldadura, também influencia a penetração da solda. Na Figura 14 observa-se a diferença na penetração com três valores de velocidade de soldadura.

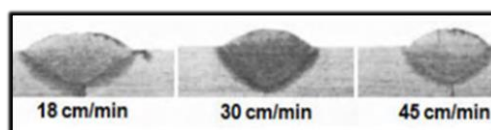


Figura 14 – Influência da velocidade de soldadura num processo GMAW, alumínio, *spray*, argônio [46].

O ângulo de ataque também exerce influência sobre a penetração da solda e largura do cordão. Soldando com inclinação positiva (“puxando” a tocha), o arco elétrico atua diretamente sobre a poça de fusão, aumentando a penetração. Já no sentido negativo (“empurrando” a tocha), o arco elétrico permanece sobre o metal de base frio, reduzindo a penetração e aumentando a largura do cordão. Na Figura 15 é possível observar este procedimento.

No processo GMAW com alumínio, a tocha deve ser conduzida mantendo-se uma distância do bocal até a peça de 12 mm a 15 mm, devendo ser inclinada no sentido “empurrando”, com um ângulo de 5° a 15° com a vertical, melhorando a molhabilidade [41,43].

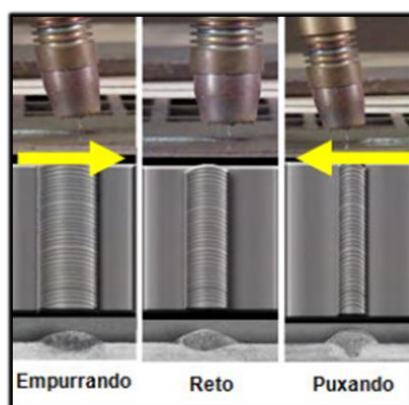


Figura 15 – Influência do ângulo e direção da tocha no cordão [47].

Souza *et al.* [48] estudaram a influência da polaridade negativa (CC^-) e positiva (CC^+) na geometria do cordão de solda, utilizando a técnica de perfilografia com

filmagem digital a alta velocidade, também conhecida como *back-lighting*, sendo esta uma característica importante a ser considerada no processo GMAW, apesar da polaridade positiva ser amplamente utilizada nessas aplicações devido maior estabilidade do arco, geração de menos respingos e formação de cordões com geometria adequada.

3-1-4- Transferência metálica no processo GMAW

De uma forma simplificada, pode-se considerar que existem três tipos básicos de transferência metálica no processo de soldadura GMAW, que dependem principalmente do tipo de gás de proteção utilizado, do nível de energia (corrente e tensão), do diâmetro e tipo do metal de adição e, do tipo do metal base. São eles: transferência por curto-circuito, globular e *spray* ou goticular [49].

O primeiro tipo básico de transferência existente é por curto-circuito, a qual pode ser executada com qualquer tipo de gás de proteção, a um baixo nível de energia, analisando-se sempre a estabilidade do arco. Segundo [36,49] a ponta do arame se funde pela ação do arco elétrico e aumenta de tamanho até atingir a poça de fusão e extinguir o arco. A gota então é destacada pela ação de forças eletromagnéticas (efeito *pinch*) e transferida à poça por tensão superficial. A formação de respingos é uma característica, a qual pode ser limitada pela seleção adequada dos parâmetros de soldadura e ajuste da indutância na fonte de energia, de forma que os curto-circuitos ocorram de forma suave. O eletrodo de arame toca a poça de fusão numa faixa de aproximadamente 20 a 200 curto-circuitos em um segundo. Esse tipo de transferência permite a soldadura em todas as posições pelo facto de possuir uma energia relativamente baixa. A utilização de misturas a base de argônio proporciona boa estabilidade de arco e gotas pequenas, minimizando a projeção de respingos. A Figura 16 (a) mostra uma ilustração deste tipo de transferência.

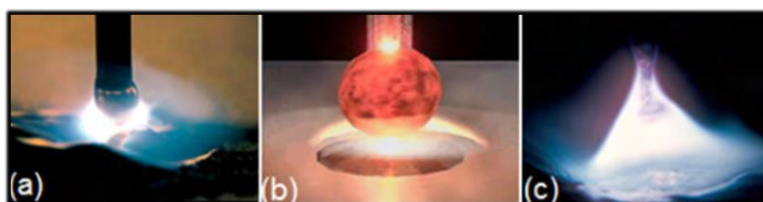


Figura 16 – Modos de transferência: (a) curto-circuito; (b) globular; e (c) *spray* ou goticular [Adaptado de material de treinamento Miller_ITW].

O segundo tipo básico existente é a globular, obtida com nível de energia de soldadura maior que na transferência por curto-circuito. Ainda segundo [36,49] é um tipo de transferência caracterizada por um nível de respingos relativamente elevado, sendo que a gota possui o diâmetro maior que o do arame. Com o aumento do tamanho da gota, o seu peso aumenta, acabando por ocasionar a sua separação e sua transferência para a poça de fusão pela ação da gravidade. Do ponto de vista de processo, este é um tipo de transferência que não é aplicado. Uma imagem deste tipo de transferência pode ser visualizada na Figura 16 (b).

Goticular ou *spray* é o terceiro tipo básico de transferência existente, a qual é muito estável e praticamente isenta de respingos, mas necessita de alta energia de soldadura, sendo formada quando se atinge a chamada corrente de transição. De acordo com [36,49] o metal é transferido por pequenas gotículas (menores que o diâmetro do eletrodo) que são lançadas em direção ao metal base por forças eletromagnéticas muito altas, isto a velocidades que vencem a força da gravidade axialmente através do arco. Devido a isto, sob certas condições, o processo pode ser utilizado em qualquer posição, sendo mais recomendada sua utilização na plana. É um tipo de transferência que proporciona alta taxa de deposição e boa penetração com pouquíssima geração de respingos, já que o arco elétrico não se apaga. A Figura 16 (c) mostra uma foto deste tipo de transferência.

3-2- O alumínio e suas ligas

O alumínio é o segundo metal mais abundante na crosta terrestre, possuindo um conjunto único de propriedades mecânicas, físicas e químicas sem similar na natureza. A sua grande aceitação pela indústria metalmeccânica deve-se principalmente aos seguintes fatores: elevada relação resistência/peso; baixa densidade, cerca de três vezes menor que a do aço; elevada condutividade térmica e elétrica; elevado coeficiente de expansão linear, em torno de duas vezes maior que a do aço; e elevada resistência à corrosão [50].

Uma das principais características desse metal é sua afinidade química pelo oxigênio, que resulta na formação de óxidos do tipo Al_2O_3 (alumina ou óxido de alumínio) na superfície do metal, quando esta é exposta a meios oxidantes. A camada de óxido que se forma na superfície é muito fina e tenaz, sendo que essa alta tenacidade dificulta sua ruptura pela ação das tensões superficiais geradas durante sua própria

formação. Essa camada, que é uma proteção contra a corrosão, é também uma barreira a ser vencida durante a soldadura, pois enquanto o alumínio se funde a 660 °C, a camada de óxido só se funde ao alumínio quando a temperatura ultrapassa os 2000 °C [50].

As ligas de alumínio são encontradas em duas condições básicas: fundidas e trabalháveis [43]. No entanto, apenas as ligas trabalháveis são brevemente detalhadas nesta seção, devido a liga utilizada no presente estudo enquadrar-se entre as mesmas.

As ligas trabalháveis são aquelas em que a forma final do produto é conseguida através de transformações mecânicas, a frio ou a quente, de um tarugo, placa, vergalhão ou barra, produzidos pela solidificação do metal líquido. De acordo com a *Aluminum Association*, são classificadas através de um sistema numérico de quatro dígitos: o primeiro dígito classifica a liga pela série de acordo com o principal elemento adicionado, como pode ser visto na Tabela 1; o segundo dígito, se diferente de zero, indica modificação na liga básica, por exemplo, a liga 5652 deriva da liga 5052; e o terceiro e quarto dígitos, para o alumínio comercial (série 1XXX) indicam a percentagem de alumínio que excede a 99% e, para as ligas, identificam composição específica.

Tabela 1 – Sistema de classificação das ligas de alumínio trabalháveis [43].

Designação de Série – Liga	Principal Elemento Químico da Liga
1XXX	Alumínio não ligado – Mínimo 99% de pureza
2XXX	Cobre
3XXX	Manganês
4XXX	Silício
5XXX	Magnésio
6XXX	Magnésio e Silício
7XXX	Zinco
8XXX	Outros elementos
9XXX	Série não utilizada

Uma das vantagens de se trabalhar com materiais metálicos é a possibilidade de alterar as propriedades mecânicas, principalmente aumento de dureza e resistência, tornando-se mais adequadas a um determinado processo ou uso final, sem modificação da composição química [51]. Desse modo, levando em consideração a forma de aumentar as propriedades mecânicas das ligas de alumínio trabalháveis, essas podem ser classificadas em tratáveis termicamente e não tratáveis termicamente [43].

Nas ligas não tratáveis termicamente, o endurecimento é obtido pela conformação mecânica a frio (laminação ou trefilação), na qual o grupo destas ligas compreende as séries 1XXX, 3XXX, 4XXX e 5XXX [51]. No entanto, apenas as tratáveis termicamente são mais especificadas nesta seção, isto devido a liga utilizada no presente estudo enquadrar-se entre as mesmas.

As ligas tratáveis termicamente são aquelas que em sua composição contém elementos cuja solubilidade no alumínio aumenta com a temperatura e é muito baixa em temperaturas próximas à ambiente. Nesse caso, com a ação de elementos como o cobre, magnésio, silício e zinco é possível melhorar as propriedades mecânicas das ligas através de um ciclo de tratamento térmico de solubilização e envelhecimento. Ao aquecer o material a temperaturas da ordem de 500 °C, os elementos de liga entram em solução sólida, que pode ser retida ao resfriar-se bruscamente o material em água, por exemplo [51].

O tratamento de solubilização pode ser realizado em forno ou para o caso de algumas ligas de extrusão, é possível realizar a solubilização em prensa, em decorrência do aquecimento do tarugo e pela deformação que o metal sofre ao passar pela matriz. Após a solubilização, o metal está em uma situação instável, em que os elementos de liga tendem a sair da solução, formando precipitados. Estes, sendo finos e bem distribuídos, bloqueiam o movimento das discordâncias e endurecem o material. Essa precipitação (envelhecimento) pode ocorrer a temperatura ambiente, ocasionando em tempos mais longos ou ser acelerada pelo aquecimento durante algumas horas na faixa de 150 °C a 200 °C (envelhecimento artificial). O grupo das ligas de alumínio tratáveis termicamente compreende as séries 2XXX (Al-Cu), 6XXX (Al-Mg-Si), 7XXX (Al-Mg-Zn) e algumas ligas do grupo 8XXX [51].

O sistema de nomenclatura da condição produzida no metal ou liga por tratamento térmico e que produz propriedades mecânicas desejadas, baseiam-se em letras e as subdivisões destas são indicadas por um ou mais números, que especificam as operações básicas que o material deve sofrer. As designações básicas desta condição de ligas de alumínio são [51]:

- “F” (Fabricadas): pouco controle sobre as condições de processo e pequena garantia das propriedades obtidas;
- “O” (Recozidas): para obter-se o máximo amolecimento e a máxima conformação do material;
- “W” (Solubilizadas);

- “H” (Encruadas): aplicado às ligas não tratáveis termicamente;
- “T” (Tratadas termicamente): aplicado às ligas de alumínio tratáveis termicamente, podendo ou não ter encruamento adicional.

As condições mais utilizadas em ligas de alumínio trabalháveis são as “H” e “T” e essas também apresentam algumas subdivisões. Para as ligas tratáveis termicamente, por exemplo, as especificações de “T” são sempre seguidas de um ou mais dígitos, que determinam as diferenças entre os tratamentos [51]:

- T1: conformado a quente, resfriado e envelhecido naturalmente;
- T2: conformado a quente, resfriado, encruado e envelhecido naturalmente;
- T3: solubilizado, encruado e envelhecido naturalmente;
- T4: solubilizado e envelhecido naturalmente;
- T5: conformado a quente, resfriado e envelhecido artificialmente;
- T6: solubilizado e envelhecido artificialmente;
- T7: solubilizado e estabilizado (superenvelhecido);
- T8: solubilizado, encruado e envelhecido artificialmente;
- T9: solubilizado, envelhecido artificialmente e encruado;
- T10: conformado a quente, resfriado, envelhecido artificialmente e encruado.

3-2-1- Soldabilidade do alumínio

O termo soldabilidade está associado à facilidade com que uma liga pode ser soldada, produzindo uma junta com adequada resistência mecânica, resistência à corrosão e outras propriedades quando necessárias [52].

Como o uso do alumínio vem sendo largamente expandido em diversas áreas de aplicações, aumenta a necessidade de estudos na área de fabrico desse material, principalmente na soldadura. No início, o alumínio foi considerado um material de difícil soldabilidade devido ao facto de empregar-se técnicas de soldadura semelhantes às aplicadas para materiais ferrosos, obtendo soldas de baixa qualidade [42].

Um grande problema na soldadura do alumínio está relacionado com a facilidade do mesmo em reagir com o oxigênio, formando a alumina (Al_2O_3). Este óxido tem a dureza próxima à do diamante e alto ponto de fusão (2038 °C). A alumina é muito tenaz, refratária e insolúvel no alumínio líquido, impedindo a molhagem deste. Além disso, esta camada de alumina é porosa, podendo reter umidade e sujeira que podem contaminar o cordão de solda. Desta forma é importante a remoção da alumina

para que o material possa ser soldado satisfatoriamente por processos de soldadura a arco elétrico. A remoção da camada de alumina pode ser feita de três formas distintas: por ação mecânica, limpeza química e ataque catódico [43]. A remoção por ação mecânica é a mais simples, porém pouco eficiente, na qual é feita por meio de esmeril ou escova antes da execução da soldadura. A limpeza química é feita pela aplicação de bases e ácidos alternadamente, a temperaturas variadas, intercaladas por lavagem com água. O ataque catódico consiste em alternar o sentido da corrente elétrica de soldadura, sendo muito utilizado no processo TIG [43].

Outro fator que exerce uma grande influência na soldabilidade é a condutividade térmica. No alumínio ela é quase cinco vezes maior do que no aço, significando assim que para elevar localmente a temperatura de uma mesma massa é requerido cinco vezes mais calor para o alumínio do que para o aço. Como o ponto de fusão do alumínio é menor que o do aço, tem-se a impressão inicial que o calor requerido para soldar alumínio é menor do que para o aço. Entretanto, a alta condutividade térmica do alumínio compensa a diferença entre as temperaturas de fusão e, por isso, o alumínio necessita tanto quanto ou provavelmente mais calor do que o aço para ser soldado [43].

3-3- Tensões residuais em processos de soldadura

As tensões residuais podem ser definidas como aquelas que se mantêm no material ou componente após o processo de fabrico e na ausência de forças externas ou gradientes térmicos [53].

Os processos de fabrico são as causas mais comuns de tensões residuais, pois praticamente todos eles (fundição, soldadura, maquinagem, tratamentos térmicos, etc.) introduzem tensões residuais nos componentes fabricados. No caso da soldadura, as tensões residuais ocorrem principalmente em consequência do aquecimento não uniforme da peça, sendo, portanto, tensões de origem térmica. No entanto, as tensões residuais podem surgir também de operações de manutenção ou reparação. Por vezes, estas tensões podem também ser induzidas em serviço, durante o processo de instalação ou por sobrecargas ocasionais [54].

As tensões residuais podem classificar-se em macro ou micro tensões e qualquer dos tipos, em combinação ou individualmente, poderá aparecer num componente. As macro tensões residuais, frequentemente designadas por tensões

residuais do Tipo I, variam ao longo do componente numa escala muito superior à do tamanho do grão. As micro tensões, que resultam de diferenças no interior da microestrutura do material, podem ser classificadas em Tipo II ou III. As tensões residuais do Tipo II são micro tensões que operam ao nível do tamanho do grão e as tensões do Tipo III são geradas a nível atómico [53].

Os efeitos das tensões residuais podem ser tanto favoráveis como prejudiciais, dependendo da sua magnitude, sinal e distribuição. Na maior parte dos casos as tensões residuais são prejudiciais, pois sobrepõem-se às tensões de serviço. Existem muitos estudos relativos a casos em que estas tensões consideram o fator predominante em falhas estruturais. Um exemplo do efeito das tensões residuais e propriedades dos materiais no comportamento de estruturas pode-se encontrar no trabalho realizado por Paulo Piloto *et al* sobre o comportamento de estruturas sob a ação do fogo [55]. Contudo, podem também ser benéficas, especialmente por permitirem o aumento da tensão limite de fadiga em componentes solicitados dinamicamente. Nestes casos são intencionalmente provocadas tensões residuais de compressão à superfície, como é o caso do *shot peening* [56], aplicado em superfícies e do *cold work* [57], aplicado em furos para rebites. Ambas as técnicas são muito utilizadas na indústria aeronáutica. Outro aspeto particularmente importante a propósito das tensões residuais é que a sua presença geralmente passa despercebida até que o mau funcionamento ou falhas ocorram [58].

Em relação aos processos de soldadura, devido ao aquecimento localizado pela fonte de calor, a distribuição de temperatura na peça não é uniforme e varia durante o procedimento executado. 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 [32].

A Figura 17 mostra uma representação esquemática das variações de temperatura e tensão durante o processo de soldadura.

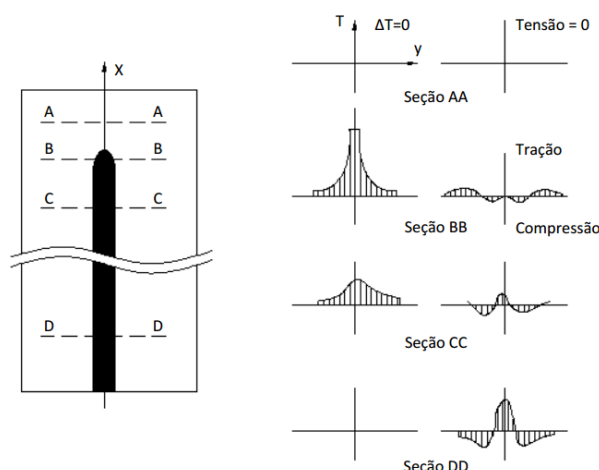


Figura 17 – Representação das variações de temperatura e tensão na soldadura [59].

Na seção AA da Figura 17, o gradiente de temperatura em razão da soldadura 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. Na seção CC, ao afastar-se da fonte de calor, com o resfriamento e solidificação da poça de fusão, os gradientes de temperatura tornam-se menores e, na seção DD que está muito afastada da fonte, estes tornam-se 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 afastar-se da fonte de calor, as tensões tornam-se 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 tornam-se 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 tornam-se compressivas. Ao se afastar ainda mais (seção DD), a temperatura se aproxima da temperatura ambiente e a magnitude das tensões de tração e compressão tornam-se maiores [59].

Como as tensões residuais são de origem interna, as Equações 1 e 2 devem ser satisfeitas [60]:

$$\int \sigma dA = 0 \quad (1)$$

$$\int dM_T = 0 \quad (2)$$

A distribuição de tensão residual $\sigma_x(y)$ ao longo do eixo transversal à solda pode ser aproximada empiricamente pela Equação 3:

$$\sigma_x(y) = \sigma_{m\acute{a}x} \left[1 - \left(\frac{y}{d} \right) \right] e^{-\left[\frac{1}{2} \left(\frac{y}{d} \right)^2 \right]} \quad (3)$$

Em que $\sigma_{m\acute{a}x}$ é a tensão máxima na região da solda e d é a largura da zona de pressão da tensão residual [60].

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 execução de trincas (por indução de hidrogênio e corrosão sob tensão).

Uma técnica comum e que foi utilizada por Almeida [61] e Andersen [62] 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 *strain-gauge*. 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 [63] descreve o procedimento para realização deste ensaio em detalhes. A Figura 18 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} e o relaxamento radial.

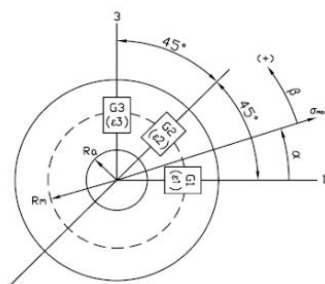


Figura 18 – Método do furo para medição de tensões residuais [62].

Devido às características das distribuições de temperatura experimentadas por uma placa soldada, as tensões residuais resultantes do processo de soldadura também apresentam distribuições com elevados gradientes. Normalmente os valores da componente de tensão longitudinal, ou seja, paralela ao cordão de solda, são bastante superiores aos das componentes transversal e cisalhante. O perfil da componente σ_x mantém-se aproximadamente constante ao longo do eixo x, apresentando variações expressivas apenas nas extremidades do cordão de solda. As outras componentes (σ_y e τ_{xy}) tendem a apresentar valores mais significativos apenas nas extremidades da placa próximas ao início e ao fim do cordão de solda [64].

Apesar desta breve introdução às tensões residuais, deve-se estar ciente que os fenômenos físicos das mesmas, assim como os das distorções também, são mais complexos do que foi apresentado. Além disso, em todas as situações de soldadura, os fenômenos das tensões residuais e distorções estarão presentes com diferentes intensidades, dependendo da situação.

Uma distribuição típica das tensões residuais de soldadura obtidas por simulações numéricas está ilustrada na Figura 19 [65].

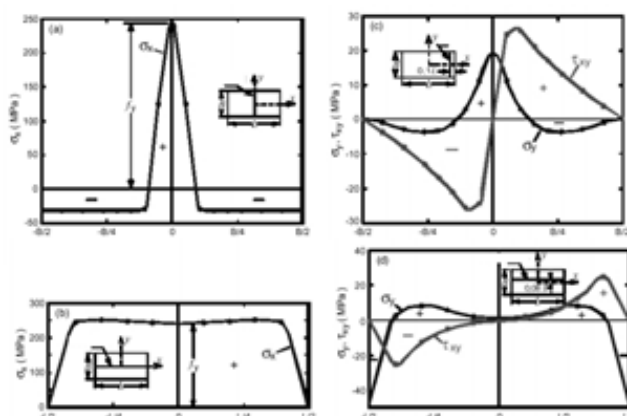


Figura 19 – Distribuições típicas das componentes de tensão residual de soldadura ao longo de diferentes seções [65].

A formação de tensões residuais de soldadura em uma estrutura qualquer segue o mesmo mecanismo apresentado acima, sendo diferente apenas em relação às restrições de deslocamento por parte das condições de contorno e das regiões adjacentes mais frias [2].

No caso da soldadura de tubos, por exemplo, existem algumas possibilidades dentre as quais pode-se citar a soldadura circumferencial e longitudinal. Em princípio, a soldadura longitudinal é semelhante à soldadura de uma placa que esteja engastada nas duas arestas paralelas ao cordão de solda. No entanto, a soldadura circumferencial é mais complexa para se fazer uma analogia devido ao facto que, normalmente, a tocha retorna ao ponto de origem do cordão [2].

Os meios de obtenção de tensões residuais de soldadura podem ser divididos em numéricos e experimentais. No seguimento do trabalho, são abordados a determinação destas tensões por métodos numéricos através do *software* Simufact.Welding® 6.0 com auxílio de ferramentas da qualidade como o Método de Taguchi, realizadas no laboratório de eletrotecnia da Escola Superior de Tecnologia e de Gestão, do Instituto Politécnico de Bragança, campus Santa Apolónia.

3-4- Distorções em processos de soldadura

Além das tensões residuais, os processos de soldadura também geram deformações inicialmente transientes e, após o completo resfriamento, permanentes. Estas deformações são normalmente chamadas de distorções. Em geral, a afirmação de que a distorção é resultado das tensões residuais não é correta [66]. Na verdade, as tensões residuais e distorções são antagónicas. Tensões altas ocorrem quando as deformações são restringidas, e tensões baixas surgem quando as deformações não são restringidas conforme podemos observar na Figura 20.

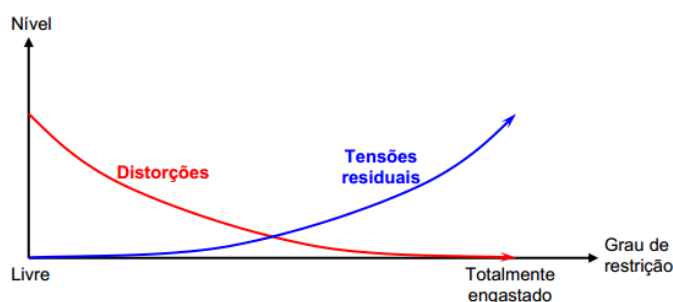


Figura 20 – Relação física entre tensões residuais e distorções [2].

Deng *et al.* [67] 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 provocado antes ou durante a soldadura. Contudo, esta segunda causa, pode ser controlada na preparação do chanfro, no posicionamento e na fixação dos componentes a serem soldados.

Masubuchi [60] classifica os principais tipos de distorção devido aos processos de soldadura como: contração transversal (contração perpendicular ao cordão de solda); angular transversal (causado por uma distribuição de temperaturas não uniforme ao longo da espessura); rotacional (causado pela distorção angular no plano da placa devido à expansão térmica); contração longitudinal (na direção do cordão de solda); flexão longitudinal (distorção ao longo do cordão de solda e perpendicular ao plano da solda) e flambagem (causado por tensões compressivas que ocasionam instabilidade em placas finas). A Figura 21 mostra estes principais tipos de distorções causadas por processos de soldadura.

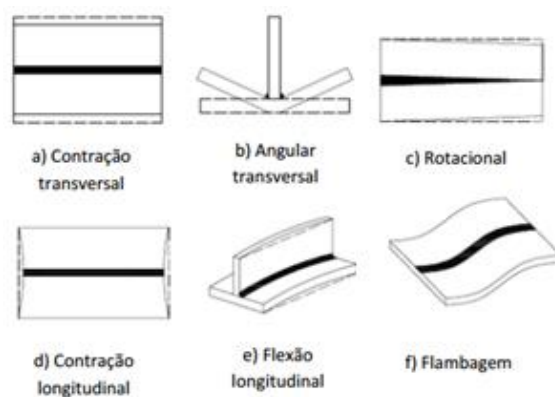


Figura 21 – Principais tipos de distorções causadas por processos de soldadura [60].

Contração longitudinal, transversal e distorção rotacional são causadas pelo movimento do material em direção à zona de solda. Se esse movimento é diferente no início e fim da solda, então ocorre a distorção rotacional [68].

Contração longitudinal e distorção por flexão longitudinal podem ser significantes em vigas longas do tipo T e I. Estas são comumente usadas na construção naval e outras formas e são soldados por soldas de filetes [69].

Masubuchi [60] propõe a combinação de três medidas para administrar as distorções em produtos soldados: desenvolver procedimentos de soldadura que permitam minimizar as distorções; estabelecer limites aceitáveis de desvios/distorções e corrigir/remover distorções não aceitáveis após a soldadura.

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, tendo em vista que não existem atualmente processos de soldadura que permitam uma fabricação isenta de distorções [32].

Para controlar e diminuir as distorções de um processo de soldadura, alguns procedimentos práticos e estratégias de projeto são recomendados pela AWS [37]:

- Manter as forças de contração que ocasionam as distorções as mais baixas possíveis, evitando excesso de material ou reforços desnecessários nos filetes de solda;
- Preparação adequada das juntas, adotando-se aberturas entre 0,8 mm a 2 mm, e ângulo não superior a 30° em cada peça para juntas de topo;
- Para soldadura 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;
- Utilização de solda intermitente quando possível;
- Uso de uma quantidade menor de passes para reduzir contração transversal;
- Posicionar a solda mais próxima da linha neutra da peça para redução de distorções angulares e flexão;
- Adotar uma sequência de soldadura balanceada;
- Utilizar soldadura com passe a ré;
- Utilização de processos mecanizados ou automatizados para melhorar o controle da soldadura.

A previsão das distorções através de modelos analíticos e empíricos pode ser uma alternativa viável para certas condições definidas de soldadura. Verhaeghe [70] realizou uma revisão crítica dos principais modelos analíticos disponíveis na literatura para previsão da distorção na soldadura, os quais foram desenvolvidos por muitos pesquisadores nas últimas décadas. Os modelos foram desenvolvidos com base em informações teóricas e empíricas e nenhum deles é completamente aplicável. Portanto, eles devem ser usados somente em certas condições específicas de soldadura.

Segundo Masubuchi [60], diversas soluções analíticas foram propostas por muitos autores para prever situações específicas de deformações devido ao processo de soldadura. 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 soldadura. Por esta razão, o uso de soluções através de simulação por elementos finitos vem sendo explorado e tem crescido nos últimos anos em aplicações de fabricação, em especial em processos de soldadura.

3-5- Simulação de soldadura por elementos finitos

O modelo térmico numérico para representar um processo de soldadura é caracterizado por um fluxo de energia, um movimento da fonte de calor e uma ativação do metal de adição. Alguns trabalhos citados no Estado da Arte apontam que a fonte de calor de soldadura pode ser modelada por meio de duas técnicas: como uma fonte de calor através de um fluxo não uniforme movendo-se sobre o modelo, e como uma fonte de temperatura uniforme movendo-se através do modelo.

Pesquisas e trabalhos acadêmicos [22,23,61,62,67] apontam que uma abordagem pelo fluxo de calor é uma prática mais precisa e realista para representar o fluxo de energia no processo de soldadura por arco elétrico.

Pesquisadores têm esforçado para estabelecer aproximações empíricas para a modelagem do comportamento dos materiais durante a soldadura. Isto tem sido dificultado pela grande complexidade do processo, o qual envolve altos gradientes de temperatura, dilatação térmica, contração térmica e transformações de fase [71]. Além disso, existe a necessidade de se levar em conta a não linearidade das leis constitutivas (como a plasticidade) e a dependência da temperatura.

Inicialmente, foram propostos métodos analíticos para a resolução do problema térmico da soldadura, onde foi considerada uma fonte de calor concentrada. Estes métodos tratam de resolver a equação governante da transferência por condução numa peça, eventualmente submetida à ação de uma fonte em movimento [12]. Ainda segundo Depradeux [12], os modelos analíticos são bem adaptados quando se considera a peça a soldar em uma escala macroscópica, onde o tamanho da zona fundida é muito pequeno em comparação com as dimensões da peça. No entanto, novas soluções analíticas vêm sendo propostas, as quais leva em consideração uma fonte de calor distribuída [72,73].

Dentre os métodos numéricos, o MEF tem sido o mais utilizado pela comunidade científica para simulação da soldadura. A técnica das diferenças finitas também é usada para este fim, sendo considerada um dos métodos mais simples [64].

Independentemente da técnica empregada, normalmente é necessária a realização de duas análises separadas: inicialmente uma análise térmica e, em seguida, uma análise estrutural. Isto porque é considerado que mudanças no estado mecânico não causam alterações no estado térmico, ou seja, uma variação na tensão e deformação não causa uma variação na temperatura, assim desprezam-se os efeitos mecânicos dissipativos. No entanto, uma mudança no estado térmico causa uma alteração no estado de tensões e deformações. Assim, é primeiramente realizado o cálculo do desenvolvimento térmico da soldadura e, em seguida, este campo de temperatura transiente é aplicado ao modelo estrutural para obtenção das tensões residuais [71].

Existem muitos códigos de elementos finitos disponíveis comercialmente que são capazes de realizar simulações de soldadura, tais como: Abaqus®, Ansys®, Sysweld®, dentre outros. Neste trabalho, será abordado o MEF através do *software* Simufact.Welding® 6.0.

3-5-1- Análise térmica

Com diversas vantagens em relação às técnicas analíticas, o MEF permite levar em consideração a dependência das propriedades termofísicas do material em relação à temperatura, além da possibilidade de levar-se em conta as trocas de calor com o meio por convecção e radiação. No entanto, uma análise tridimensional transiente necessita de grandes tempos de cálculo e recursos de informática relativamente sofisticados [12].

Para efetuar uma simulação por elementos finitos, inicialmente é necessária a criação de um modelo que, no caso da soldadura, pode ser em duas ou três dimensões. A geração de uma malha adequada é um dos fatores fundamentais na modelagem. Segundo Francis [71], devido aos fortes gradientes de temperatura, é necessário um tamanho de elemento muito pequeno nas proximidades do cordão de solda. Da mesma forma, o passo de tempo (*time step*) deve ser pequeno o suficiente para obter-se uma boa precisão nos resultados. Uma forma de evitar modelos com grande número de nós e de reduzir o tempo de cálculo é a utilização da técnica da malha adaptativa [74].

Um ponto muito importante para a simulação da soldadura é a modelagem da fonte de calor ou, mais especificamente, a distribuição da entrada de calor. Em geral, a

distribuição da entrada de calor pode ser classificada como superficial (considerando essencialmente a contribuição do plasma) e volumétrica (incluindo também a contribuição da poça de fusão) [2].

De acordo com Depradeux [12], dentre os modelos de distribuição superficial mais frequentemente utilizadas, pode-se citar a repartição constante sobre um disco de raio R_d , a repartição Gaussiana infinita e a repartição Gaussiana finita sobre um raio R_g , as quais estão ilustradas, respectivamente, na Figura 22.

Para uma distribuição volumétrica, as repartições Gaussiana 3D finita sobre um elipsoide e sobre um duplo elipsoide são os modelos mais comumente usados. A Figura 23 mostra estes dois exemplos de modelos.

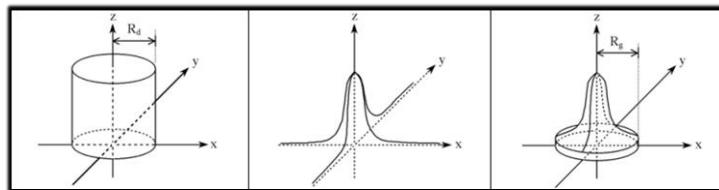


Figura 22 – Exemplos de modelos de distribuições superficiais de entrada de calor.

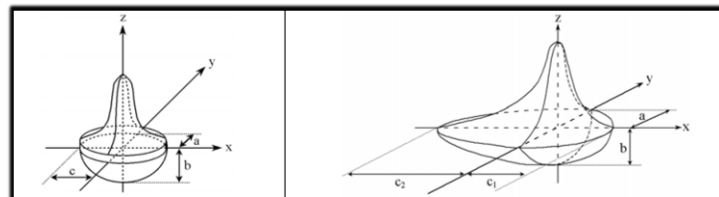


Figura 23 – Exemplos de modelos de distribuições volumétricas de entrada de calor.

Com relação à modelagem da estrutura a ser soldada, modelos com diferentes níveis de complexidade podem ser utilizados, dentro os quais estão [12]:

- Tridimensional transiente: neste caso, é necessário definir o movimento da fonte de calor sobre a malha. Uma das maiores dificuldades é conciliar uma malha que seja suficientemente refinada em torno da fonte de calor, com os tempos de cálculo e a capacidade de memória necessária. Assim, um método muito utilizado para resolver este problema é a já mencionada técnica da malha adaptativa, que consiste em refinar automaticamente a malha em torno da fonte de calor (à medida que esta avança) e retornar à malha original após a sua passagem;

- Tridimensional quase-estacionário: sabe-se que as dimensões da estrutura soldada são muito importantes para que um regime permanente seja estabelecido. Quando o regime permanente (chamado quase-estacionário) é atingido, a distribuição de

temperatura, em relação a uma referência colocada na fonte de calor, não depende do tempo, mas somente das variáveis espaciais. Sendo assim, nenhuma discretização temporal é efetuada;

- Bidimensional: dentre os modelos aqui mencionados, o mais usado é o da seção transversal, isto é, perpendicular ao avanço da tocha de soldadura. São também utilizados modelos axissimétricos, que são, por exemplo, adotados para o caso de soldadura de peças cilíndricas. Em ambos os casos, considera-se um comprimento unitário, ou seja, o calor é depositado simultaneamente sobre todo o comprimento (ou sobre toda a circunferência para o modelo axissimétrico). Logo, o aporte de calor é aplicado sobre a malha em função do tempo, de forma a reproduzir a aproximação e distanciamento da tocha. Outro modelo empregado é o do plano médio. Neste caso, o movimento da fonte de calor é definido, sendo possível obter o campo de temperatura no plano da placa. No entanto, o gradiente de temperatura ao longo da espessura não é obtido.

Alguns modelos representaram um avanço significativo para a simulação da fonte de calor, como por exemplo, o modelo de Pavelic. Entretanto, 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 elipsoide de Goldak [75].

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.* [75] propuseram o modelo de duplo elipsoide para distribuição de energia transferida pela fonte de calor para a peça. Neste modelo, uma geometria em duplo elipsoide é utilizada, em que a parte frontal do arco interagindo com a peça é representada pelo primeiro quadrante de um elipsoide, e a parte traseira é representada pelo segundo quadrante do elipsoide. A densidade de energia transferida para a peça dentro do quadrante frontal é representada pela Equação 4, e de forma similar, a densidade de energia para a parte traseira é representada pela Equação 5.

$$q_f(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_f P}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3z^2/c^2} \quad (4)$$

$$q_r(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3} f_r P}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-3x^2/a^2} e^{-3y^2/b^2} e^{-3z^2/c^2} \quad (5)$$

Em que q_f e q_r são as densidades de energia transferida por unidade de volume na poça frontal e traseira, respectivamente; P é a potência fornecida pela fonte; “ 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 são, respectivamente, os comprimentos da poça de fusão frontal e traseira na direção de soldadura z ; f_f e f_r são, respectivamente, os parâmetros adimensionais frontal e traseiro, de modo que $f_f + f_r = 2$, dados pelas Equações 6 e 7 [75]:

$$f_f = \frac{2}{\left(1 - \frac{c_f}{c_r}\right)} \quad (6)$$

$$f_r = \frac{2}{\left(1 - \frac{c_r}{c_f}\right)} \quad (7)$$

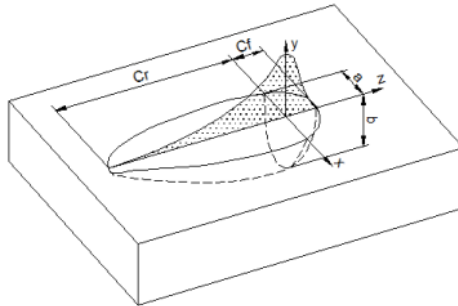


Figura 24 – Geometria do duplo elipsoide de Goldak [75].

Os parâmetros das Equações 4, 5, 6 e 7, podem ser estimados ou obtidos experimentalmente através de um processo de calibração utilizando como base as dimensões do cordão de solda e da ZF, extraídos de uma amostra soldada com as mesmas condições de soldadura do modelo em estudo (material, dimensões e parâmetros de soldadura). Para uma primeira estimativa, os seguintes parâmetros podem ser estimados em função da penetração da solda t [76]:

$$a = t + (1 \text{ a } 2mm) \quad (8)$$

$$b = t + (2 \text{ a } 5\text{mm}) \quad (9)$$

$$f_f = (t + 1,5\text{mm})0,6 \quad (10)$$

$$f_r = (t + 1,5\text{mm})2,2 \quad (11)$$

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 12 [76]:

$$Q = mC_p(T)(T_s - T_a) \quad (12)$$

Em que Q é o fluxo de calor; T_s e T_a são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente. A massa neste caso é definida através da densidade em função da temperatura $\rho(T)$ pela Equação 13 [76]:

$$m = \rho(T)V \quad (13)$$

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 14 [76]:

$$Q = H(T_{s'} - T_{a'}) \quad (14)$$

Em que H é o coeficiente de convecção; $T_{s'}$ e $T_{a'}$ são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente.

A radiação, por sua vez, pode ser calculada pela Equação 15 [76]:

$$Q = \sigma \varepsilon (T_{s''}^4 - T_{a''}^4) \quad (15)$$

Em que σ é a constante de Stefan-Boltzmann; ε é a emissividade térmica; T_s e T_a são, respectivamente, a temperatura na superfície e a temperatura ambiente.

3-5-2- Análise estrutural

A análise estrutural constitui um problema cuja resolução é bem mais complexa e demorada do que a análise térmica. Isto devido a diversos fatores, tais como o maior número de graus de liberdade por nó dos elementos estruturais e o facto de o problema ser fortemente não linear (não linearidade de material e geométrica, além da dependência das propriedades com temperatura). Além disso, existem problemas de instabilidade numérica devido ao facto de o material apresentar rigidez muito baixa em altas temperaturas. Isto é muitas vezes um motivo de não convergência do algoritmo de resolução das equações não lineares. Assim, adota-se frequentemente o conceito de temperatura de corte, acima da qual a história do material é removida do elemento [66]. Esta temperatura não é necessariamente a temperatura de fusão do material [77].

Um outro aspeto muito importante que tem chamado cada vez mais a atenção da comunidade científica, é a transformação de fase no estado sólido. A deformação plástica que surge devido à transformação de fase é conhecida por plasticidade de transformação. Esta deformação é irreversível porque o retorno à fase original não desfaz esta deformação, podendo, inclusive, aumentá-la. O mecanismo primário responsável por esta plasticidade de transformação é a variação de volume que ocorre durante a transformação [71].

Outro detalhe da análise estrutural é que, apesar de não ser obrigatório, normalmente a mesma malha da análise térmica é utilizada. Entretanto, os elementos possuem características diferentes, notadamente em termos das funções de interpolação e do número de graus de liberdade [12].

Da mesma forma que na análise térmica, na análise estrutural é possível resolver o problema tridimensional completo, bem como utilizar modelos bidimensionais simplificados. No entanto, a resolução do problema estrutural, quando desacoplado do problema térmico, consiste em uma análise de equilíbrio estático para cada instante de tempo considerado. Isto porque, de acordo com Lemaitre e Chaboche [78], deformação plástica pode ser definida como deformação irreversível independente do tempo. Assim, não há a necessidade de realizar integração no tempo para

determinação do estado de deformação ao final do processo de aquecimento e resfriamento.

Em problemas lineares, a relação força-deslocamento pode ser descrita pela Equação 16 [79]:

$$F = Ku \quad (16)$$

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 torna-se não linear, conforme mostra a Equação 17 [79]:

$$F = K(F, u)u \quad (17)$$

Um exemplo de não linearidade do material ocorre quando este entra na fase elastoplástica, 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. Estes parâmetros são utilizados para calcular o comportamento mecânico do componente. Algumas particularidades referentes a estes são adotadas, tais como: para temperaturas acima da temperatura de fusão do metal, o coeficiente de expansão térmica é reduzido para zero; 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; 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 [79].

Não linearidade geométrica resulta da falta de linearidade entre forças e tensões e, entre deslocamentos e deformações. Esta 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 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 [79].

Existem diferentes modelos matemáticos para representar tais deformações. O programa 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 elastoplásticas, 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. Este método utiliza equações baseadas no segundo tensor de Piola-Kirchhoff e no tensor deformação de Green-Lagrange. A equação de equilíbrio é expressa por [79]:

$$\int_{V_0} S_{ij} \delta E_{ij} dV = \int_{V_0} b_i^0 \delta n_i dV + \int_{A_0} t_i^0 \delta n_i dA \quad (18)$$

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; n_i é o deslocamento virtual.

Integrações são realizadas a partir da configuração original $t = 0$, na qual a deformidade é decomposta em distorção total na condição de equilíbrio a partir de incrementos de deformação $t = n$ e $t = n + 1$ como [79]:

$$E_{ij}^{n+1} = E_{ij}^n + \Delta E_{ij} \quad (19)$$

Enquanto o incremento de deformação é decomposto em uma parte linear ΔE_{ij}^l e não linear ΔE_{ij}^{nl} pela Equação 20 [79]:

$$\Delta E_{ij} = \Delta E_{ij}^l + \Delta E_{ij}^{nl} \quad (20)$$

Onde ΔE_{ij}^l é a parte linear do incremento de deformação dado pela Equação 21 [79]:

$$\Delta E^l = \frac{1}{2} \left[\frac{\partial \Delta u_i}{\partial X_j} + \frac{\partial \Delta u_j}{\partial X_i} \right] + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u_k^n}{\partial X_i} \right) \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_j} \right) + \left(\frac{\partial u_k^n}{\partial X_j} \right) \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_i} \right) \right] \quad (21)$$

Em que o segundo termo em colchetes é o efeito do deslocamento inicial. A parte não linear do incremento de deformação é dada pela Equação 22 [79]:

$$\Delta E^{nl} = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_i} \right) \left(\frac{\partial \Delta u_k}{\partial X_j} \right) \right] \quad (22)$$

A linearização da equação de equilíbrio (Equação 18) leva a [79]:

$$\{K_0 + K_1 + K_2\} \delta u = F_e - F_i \quad (23)$$

Em que K_0 é a matriz de rigidez para pequenos deslocamentos; K_1 é a matriz de rigidez de deslocamento inicial; K_2 é a matriz de rigidez de tensão inicial; δu é o vetor de deslocamento; F_e e F_i são, respectivamente, as forças externas e internas.

Segundo Wentz [22], para os metais, a formulação de equações constitutivas para plasticidade é baseada em assumirmos uma decomposição aditiva das deformações. E esta pode ser escrita como:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{il}^e + \varepsilon_{ij}^p + \varepsilon_{ij}^{th} + \varepsilon_{ij}^{tp} + \varepsilon_{kl}^{tr} \quad (24)$$

Onde ε_{ij} é a deformação total; ε_{il}^e é a deformação elástica; ε_{ij}^p é a deformação plástica; ε_{ij}^{th} é a componente térmica; ε_{ij}^{tp} é a deformação plástica induzida por transformação e ε_{kl}^{tr} é a componente por mudança metalúrgica.

A fração elástica da deformação pode ser determinada usando o módulo de elasticidade do material. Se o estado de tensões estiver dentro da superfície elástica, a Lei de Hooke fornece:

$$\sigma_{ij}^e = E(T) \varepsilon_{kl}^e \quad (25)$$

A componente térmica pode ser obtida pela Equação 26:

$$\varepsilon_{ij}^{th} = \alpha_{ij}(T - T_{\infty}) \quad (26)$$

Onde α_{ij} é o coeficiente de expansão térmica. E pela Lei de Hooke, a tensão pode ser escrita como:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}\varepsilon_{kl} = C_{ijkl}(\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p - \varepsilon_{kl}^{th} - \varepsilon_{kl}^{tp} - \varepsilon_{kl}^{tr}) \quad (27)$$

Onde σ_{ij} é a tensão objetiva e C_{ijkl} o tensor constitutivo elástico.

3-6- Método Taguchi

O Método Taguchi, desenvolvido pelo engenheiro e estatístico Genichi Taguchi, é um método estatístico utilizado para auxiliar na tomada de decisão, na qual este projeta experimentos usando tabelas conhecidas como arranjo ortogonal. O Método Taguchi tem sido amplamente utilizado para determinar o nível excelente de parâmetros de processos, a fim de reduzir as variações nas respostas e ao mesmo tempo melhorar o desempenho médio [80].

A qualidade de um produto é afetada por diversos fatores no processo de fabrico, armazenagem e transporte. Com a identificação destes fatores, é possível controlar estas variáveis e otimizar o processo de forma a garantir a qualidade esperada para o produto. No entanto, o uso de projetos de experimentos, também conhecido como DOE, e o Método Taguchi, têm sido aplicados na literatura por diversos autores com o objetivo de analisar o comportamento de diferentes processos e identificar os fatores interferentes [81].

Neste estudo, a ferramenta é utilizada no controle de qualidade do processo de soldadura MIG em alumínio, a fim de obter-se melhores parâmetros para a minimização do nível de tensões residuais e distorções geradas no processo.

Os arranjos ortogonais são designados por L_n , onde “n” representa o número de experiências que devem ser realizadas. Para fatores de dois e três níveis diferentes, as matrizes mais usuais são as L_4 , L_8 , L_9 , L_{12} , L_{16} , L_{18} , L_{27} e L_{32} . Estas matrizes têm a finalidade de determinar as variáveis significativas e suas interações [82]. Desse modo, para o presente estudo utilizou-se uma matriz do tipo L_{27} , na qual realizou-se 27 combinações diferentes, variando os três níveis definidos nos ensaios experimentais.

Tabela 2 – Matriz ortogonal $L_{27}(3^{13})$ de Taguchi [83].

Nº	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
2	1	1	1	1	2	2	2	2	2	2	2	2	2
3	1	1	1	1	3	3	3	3	3	3	3	3	3
4	1	2	2	2	1	1	1	2	2	2	3	3	3
5	1	2	2	2	2	2	2	3	3	3	1	1	1
6	1	2	2	2	3	3	3	1	1	1	2	2	2
7	1	3	3	3	1	1	1	3	3	3	2	2	2
8	1	3	3	3	2	2	2	1	1	1	3	3	3
9	1	3	3	3	3	3	3	2	2	2	1	1	1
10	2	1	2	3	1	2	3	1	2	3	1	2	3
11	2	1	2	3	2	3	1	2	3	1	2	3	1
12	2	1	2	3	3	1	2	3	1	2	3	1	2
13	2	2	3	1	1	2	3	2	3	1	3	1	2
14	2	2	3	1	2	3	1	3	1	2	1	2	3
15	2	2	3	1	3	1	2	1	2	3	2	3	1
16	2	3	1	2	1	2	3	3	1	2	2	3	1
17	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3	3	1	2
18	2	3	1	2	3	1	2	2	3	1	1	2	3
19	3	1	3	2	1	3	2	1	3	2	1	3	2
20	3	1	3	2	2	1	3	2	1	3	2	1	3
21	3	1	3	2	3	2	1	3	2	1	3	2	1
22	3	2	1	3	1	3	2	2	1	3	3	2	1
23	3	2	1	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2
24	3	2	1	3	3	2	1	1	3	2	2	1	3
25	3	3	2	1	1	3	2	3	2	1	2	1	3
26	3	3	2	1	2	1	3	1	3	2	3	2	1
27	3	3	2	1	3	2	1	2	1	3	1	3	2
	a	b	a b	a b ²	c	a c	a c ²	b c	a b c	a b ² c ²	b c ²	a b ² c	a b c ²
Grupo	1	2		3									

O sucesso do experimento depende da escolha correta da matriz ortogonal e do número total de graus de liberdade necessários para estudar os efeitos principais e os de interação. Matrizes ortogonais permitem calcular os efeitos principais e a interação através de um número mínimo de ensaios experimentais.

A metodologia defende o uso de menos projetos experimentais, e proporciona uma compreensão mais clara da natureza da variação e as consequências econômicas na produção. O Método Taguchi é amplamente utilizado em processos industriais, com o

objetivo de estabelecer processos de qualidade e de baixo custo. São vantagens do método:

- Redução da instabilidade da variável resposta;
- Identificação das condições ótimas do processo;
- Melhoria da produtividade da atividade de Pesquisa e Desenvolvimento;
- É aplicável em qualquer processo.

Para realizar um experimento utilizando o Método Taguchi é necessário seguir algumas etapas, são elas:

- Formular o problema: o sucesso de qualquer ensaio depende de uma compreensão completa da natureza do problema;
- Identificar as características de desempenho de saídas mais relevantes para o problema;
- Identificar os fatores de controlo de Sinal/Ruído: fatores de ruído são aqueles dispendiosos para controlar sob condições normais de produção. Fatores de sinal são aqueles que afetam o desempenho médio do processo;
- Seleccionar os níveis de fatores, possíveis interações e os graus de liberdade associados a cada fator e os efeitos de interação;
- Projetar a matriz ortogonal apropriada;
- Preparar o experimento;
- Executar o experimento com a coleta de dados;
- Analisar estatisticamente e interpretar os resultados experimentais;
- Realizar a confirmação do experimento.

A análise do resultado é feita a partir da relação Sinal/Ruído (S/R) e de uma análise de variância (ANOVA).

A análise da relação Sinal/Ruído deve ser adequada para o experimento estudado, na qual está dividida basicamente em três tipos de respostas: i) quanto maior melhor; ii) nominal é melhor ou iii) quanto menor melhor.

Na Tabela 3 observa-se as fórmulas utilizadas para cálculo de cada uma destas respostas. Para o presente trabalho, utilizou-se a resposta quanto menor melhor, ou seja, quanto menor os níveis de tensões residuais e distorções no modelo, melhor serão os resultados finais, visto que o objetivo do experimento foi minimizar a resposta, possibilitando alcançar os valores mais próximos possíveis de zero, salvo valores negativos.

Tabela 3 – Fórmulas da razão Sinal/Ruído [84].

Razão Sinal/Ruído	Objetivo do experimento	Características dos dados	Fórmulas da razão Sinal/Ruído
Quanto maior melhor	Maximizar a resposta	Positivos	$S/N_L = -10 * \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{1}{y_i^2} \right)$
Nominal é melhor	Criar uma resposta alvo e basear a razão Sinal/Ruído somente em desvios padrão	Positivos, zero ou negativos	$S/N_t = -10 * \log(s_y^2)$
Nominal é melhor (Padrão)	Criar uma resposta alvo e basear a razão Sinal/Ruído em médias e desvios padrão	Não negativos com um “zero absoluto”, no qual o desvio padrão é zero quando a média é zero	$S/N_t = 10 * \log(s_y^2)$ Fórmula ajustada é: $S/N_t = 10 * \log \left(\frac{\bar{y}^2}{s_y^2} \right)$
Quanto menor melhor	Minimizar a resposta	Não negativos com valor alvo zero	$S/N_S = -10 * \log \left(\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n y_i^2 \right)$

Onde:

n = Número de observações;

y = Dados observados;

s_y = Variância de y ;

$\bar{y}$ = Média dos dados observados.

A ANOVA é aplicada com o objetivo de testar a igualdade dos vários meios, resultando em parâmetros do processo que são estatisticamente significativos. Esta é utilizada para comparar fatores com mais de dois níveis, sendo que sua utilização em técnicas de experimentação auxilia na identificação das variáveis que exercem maior influência sobre o desempenho do processo. Para este trabalho, o objetivo de se utilizar a ANOVA é investigar quais parâmetros do processo de soldadura executado que afetam significativamente na qualidade final do produto.

CAPÍTULO.4 SENSIBILIDADE DE UMA MALHA NUMÉRICA

Neste capítulo faz-se uma breve explicação da sensibilidade de uma malha numérica, com a finalidade de adquirir um melhor entendimento dos conceitos a ter em vista na criação de uma malha de elementos finitos e poder assim obter modelos que permitam uma maior eficiência possível na análise de processos de soldadura, pois sabe-se que a geração de uma malha de alta qualidade torna-se de suma importância na solução de um problema, expondo-se a precisão da solução, a taxa de convergência numérica e o tempo computacional necessário.

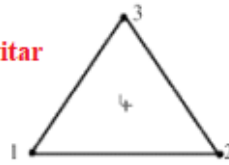
A ESI Group fornece uma apresentação sobre os fatores a ter em conta para a criação de malhas de elementos finitos, com o objetivo de definir malhas que forneçam os melhores resultados possíveis. De acordo com esta apresentação [85], num processo de análise de uma soldadura através do uso do Sysweld® ou de qualquer outro método, como por exemplo, o Simufact.Welding® usado neste trabalho, a malha nunca deve ser motivo de calibração do modelo, isto é, a calibração do modelo deve ser apenas por razões de propriedades do material ou dados do processo. Deste modo, a ESI fornece alguns critérios a ter em consideração para a criação de melhores malhas:

- Tetraedros lineares devem ser evitados sempre que possível em análises não lineares, pois apresentam apenas um ponto de integração;
- Hexaedros lineares com seis nós devem ser evitados também, pois só apresentam dois pontos de integração. Já os hexaedros lineares com oito nós possuem oito pontos de integração. Logo, são recomendados;
- Elementos lineares têm bom desempenho em análises térmicas e são recomendados, assumindo que a densidade da malha é alta o suficiente;
- As oscilações térmicas ocorrem menos para malhas mais refinadas, visto que estas podem ser evitadas com refinamentos locais;
- Os elementos lineares não refletem bem os modos de encurvadura em análises mecânicas. Desta forma, os elementos quadráticos com integração reduzida são recomendados;
- O número de nós não deve ser excessivo, tanto para a análise térmica como mecânica.

As seguintes figuras mostram o formato de vários elementos, assim como os nós e os pontos de integração nestes.

Elemento com 3 nós

Tente evitar



Elemento com 4 nós

OK

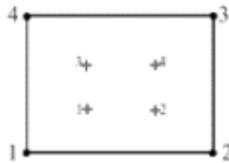


Figura 25 – Elemento triangular linear com três nós e um ponto de integração e elemento quadrangular linear com quatro nós e quatro pontos de integração, respectivamente [85].

Elemento com 4 nós

Tente evitar

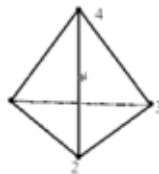
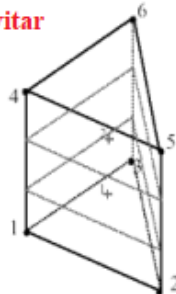


Figura 26 – Elemento tetraédrico linear com quatro nós e um ponto de integração [85].

Elemento com 6 nós

Tente evitar



Elemento com 8 nós **OK**

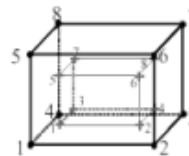


Figura 27 – Elemento hexaédrico linear com seis nós e dois pontos de integração e elemento hexaédrico linear com oito nós e oito pontos de integração, respectivamente [85].

As Figuras 25, 26 e 27 representam elementos lineares, que por sua vez formam malhas do tipo linear, sendo possível a transformação destes para elementos quadráticos. Nas Figuras 28 e 29 observa-se estas possibilidades de transformação dos elementos lineares em quadráticos e vice-versa.

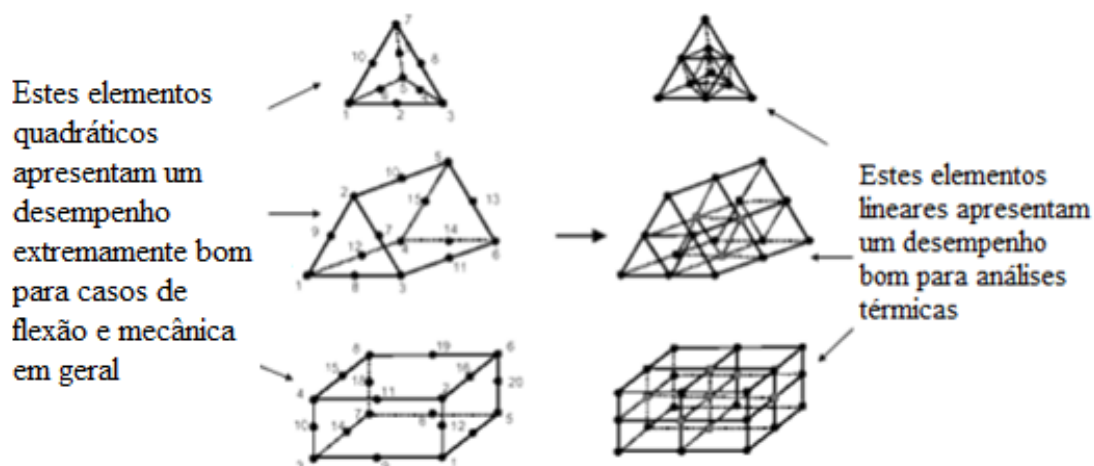


Figura 28 – Transformação de elementos 3D entre quadráticos e lineares [85].

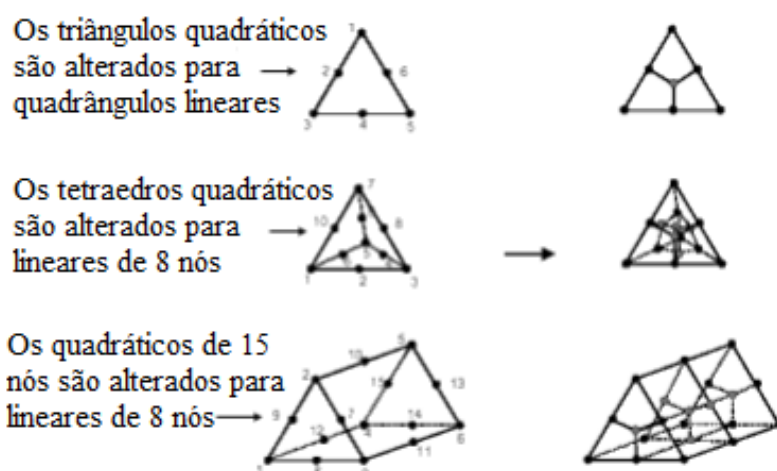


Figura 29 – Transformação 2D e 3D de elementos quadráticos e lineares [85].

Após estas considerações é então possível dizer que todos estes parâmetros e critérios afetam a malha e por sua vez os resultados da análise do problema. Como referido o tipo de malha preferível é aquele que supostamente produz melhores resultados, o qual é o tipo de malha quadrática. Apesar de este tipo ser o preferível, é importante também ter em consideração que este tipo de malha requer uma maior capacidade de cálculo por parte do computador e por sua vez leva mais tempo a efetuar uma análise. É ainda necessário referenciar que o processo de execução de uma malha de qualidade é complexo e exige conhecimento e experiência na área. A juntar a esse fator temos a referenciar que a execução de uma malha dedicada, de boa qualidade e que apresente partes complexas, é demorada e que por vezes pode levar semanas a executar [85].

CAPÍTULO.5 CASO DE ESTUDO: SOLDADURA DE CANTO

Este capítulo enquadra-se no âmbito deste trabalho como uma forma de apresentar todas as etapas realizadas no caso de estudo do mesmo, na qual baseou-se em um modelo de junta soldada em “L”, que também é conhecido como soldadura de canto. O capítulo está dividido em três partes, sendo a primeira que trata-se da modelagem 3D das chapas de alumínio em *software* CAD/CAE, a segunda a respeito das propriedades usadas no processo de soldadura, e por último, sobre as simulações numéricas do modelo estudado, na qual são explicados os passos necessários no ambiente interno do programa para execução das simulações.

5-1- Modelagem 3D em *software* CAD/CAE

Antes da execução da malha numérica, fez-se necessário realizar o desenho em 3D das chapas de alumínio com auxílio do *software* SolidWorks® em sua versão estudante 2017, sendo ambas com as mesmas dimensões.

Após a finalização do desenho em 3D, salvou-se o mesmo na extensão IGES (*.igs), pois há a necessidade para se conseguir importá-lo no *software* ANSA® e assim iniciar a execução da malha numérica.

O desenho técnico da chapa de alumínio encontra-se em anexo ao final deste trabalho.

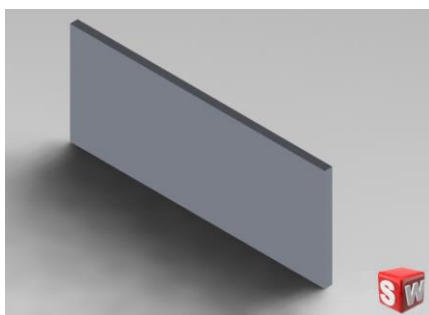


Figura 30 – Desenho 3D da chapa de alumínio.

Após a realização do desenho em 3D da chapa e salvo na extensão adequada, foi possível iniciar a execução da malha numérica no *software* ANSA®. Para isso, utilizou-se uma Máquina Virtual com sistema operacional Windows 7 *Professional*, processador Intel® Xeon® CPU E5-1650 v3 @ 3.50 GHz, memória instalada (RAM) de 16,0 GB e sistema operando em 64-bit.

Para este caso de estudo é recomendável criar elementos hexaédricos conforme mencionado no Capítulo 4. A princípio, foram criadas malhas mais robustas, isto é, com poucos elementos e nós. Porém, com o objetivo de obter melhores resultados, foram realizados refinamentos das malhas, levando-se em conta que quanto maior o número de elementos e nós, maior também será a exigência do processador da máquina, gerando dificuldades no funcionamento da mesma e perda de tempo nas simulações.

Portanto, para cada chapa foi gerada uma malha hexaédrica de 11628 elementos quadráticos e 16016 nós, sendo que cada elemento possui oito nós, doze arestas e seis faces. As Figuras 31, 32 e 33 mostram detalhes da malha numérica executada.

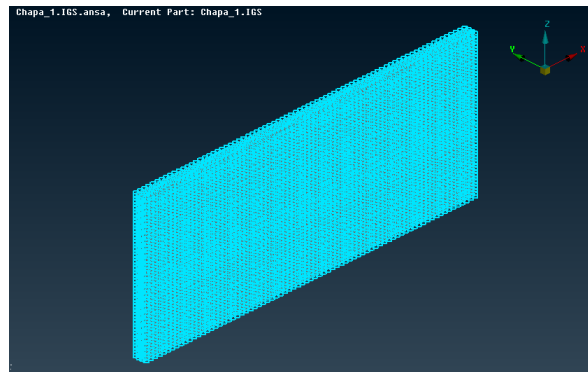


Figura 31 – Modelo da malha numérica com contorno nos elementos.

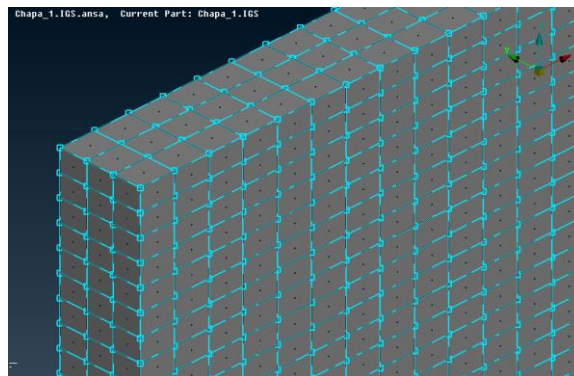


Figura 32 – Detalhe dos elementos da malha numérica.

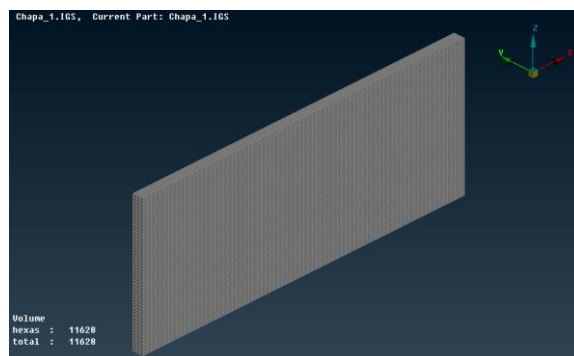


Figura 33 – Representação da malha numérica final da chapa de alumínio.

Assim como na etapa da modelagem em 3D em *software* CAD, após a realização da malha numérica, faz-se necessário também salvar o modelo da mesma em uma extensão específica do tipo Nastran® (*.bdf), através da própria interface do ANSA®, para que assim seja possível importá-la para o programa Simufact.Welding® e iniciar as simulações de soldadura do modelo.

5-2- Propriedades da soldadura

Posteriormente à execução das malhas e antes de iniciar as simulações numéricas do modelo, faz-se necessário apresentar todas as propriedades do processo de soldadura que foram utilizadas no ambiente do *software* Simufact.Welding®, ou seja, como que resultou-se na matriz L_{27} de Taguchi com os valores dos parâmetros determinados para iniciar as simulações baseadas nesta.

O *software* Simufact.Welding®, na parte de soldadura a arco elétrico oferece a possibilidade de simular processos comuns de soldadura, na qual a fonte de calor padrão inserida no interior do mesmo é um duplo elipsoide de Goldak, como explicado anteriormente na seção 3-5-1 da fundamentação teórica. Ainda, é necessário definir algumas propriedades na interface do mesmo, como a geometria do cordão de solda, os materiais dos componentes que se deseja soldar, o material do metal de adição, entre outras propriedades, como por exemplo, tensão, corrente e ângulo de soldadura.

No entanto, para obter-se todas as propriedades necessárias para execução das simulações, foi necessário realizar alguns experimentos no laboratório de eletrotécnica da Escola Superior de Tecnologia e de Gestão, do Instituto Politécnico de Bragança. Para isso, com a ajuda do mestre em engenharia industrial Eduardo Izeda, que trabalha no projeto “Soldadura Robotizada de Estruturas Hiperestáticas de Alumínio”, foram realizados alguns experimentos e definidos os parâmetros. Para os experimentos, foram usadas duas chapas em ligas de alumínio Al 6082-T6 com dimensões de 100 mm x 40 mm x 5 mm, metal de adição em liga de alumínio AlSi5 (fio com diâmetro de 1,2 mm) e tipo de junta que seria realizada na simulação numérica, que neste caso de estudo, um tipo de soldadura de canto.

Os equipamentos e materiais utilizados para a preparação da junta soldada foram:

- Robô Yaskawa Motoman MA2010 tipo YR-MA02010-A01, adquirido em junho de 2016, capacidade de carga útil de 10 kg, massa de 280 kg, com 6 graus de

liberdade, número de série R16479-749-4, número de pedido S62N96-1-6, máxima pressão pneumática de 490 kPa, tensão de alimentação: corrente alternada de 400V trifásico, frequência de 50 Hz/60 Hz e potência consumida de 2,0 kVA;

- Controlador Yaskawa DX200, adquirido em setembro de 2016, fonte de alimentação trifásica de 400 V, 415 V e 440 V, frequência de 50 Hz/60 Hz, potência consumida de 2,0 kVA, corrente de carga total de 5,8 A, corrente de curto-circuito de 2,5 kA, desenho número 349854210, número de série 162017, tipo ERES-MA02010-E00, tipo do robô YR-MA02010-A00;

- Mesa móvel Motoman MT1-250 S2CX, número da máquina 315128, fabricada em 2003-01, com 2 graus de liberdade e massa de 250 kg;

- Fonte de solda MIG/MAG Fronius TransPuls Synergic 4000 CMT R, número de série 28078438, em conjunto com um robô de avanço de arame VR 1550 4R/F++ Roboter, número de série 28096066, uma unidade de refrigeração FK4000 R FC, com bomba centrífuga e sensor de fluxo com filtro de refrigerador, número de série 28096065, uma tocha de soldadura Robacta Drive CMT-PAP W, número de série 28096067, com bocal 34,0305,1974,630 Robacta 5000 36° OVT L=224 mm e H=86 mm;

- Exaustor para fumos Pegas P-001 MF-Filter, número de série 201604429-2016, alimentação: corrente alternada de 230 V e 5,15 A, frequência de 50 Hz e potência de 0,75 kW;

- Máscara de solda automática ANSI/ISEA Z87.1-2010;

- Luvas de poliéster preto para riscos mecânicos 688-NYN/N;

- Sistema de fixação das chapas de alumínio;

- Duas chapas em ligas de alumínio Al 6082-T6 com dimensões de 100 mm x 40 mm x 5 mm;

- Metal de adição em liga de alumínio AlSi5, normas SFA/AWS A5.10 ER4043, EN ISO-18273 S Al 4043 (AlSi5) ou EN ISO-18273 S Al 4043A (AlSi5(A)), fio com diâmetro de 1,2 mm, empresa AlcoTec Wire Corporation;

- Argônio comprimido Praxair;

- Paquímetro;

- Régua;

- Escova de aço;

- Guilhotina hidráulica MINI 320, número 021854, ano 1988, pressão máxima de 250 bar;

- Máquina de corte de mesa Struers Labotom;
- Máquina de polir Bainpol-VT, tampo rígido à prova de corrosão de 8" (discos opcionais de 10" e 12"), motor corrente alternada de 0,5 HP, fonte de alimentação de 230 V e frequência de 50 Hz;
- Microscópio móvel com conector USB, dimensões de 10 cm x 28 cm x 38 cm, peso de 3 kg, empresa Newtec.

Após obter-se todos os materiais necessários para preparação das juntas, deu-se início à etapa dos métodos. O primeiro passo foi realizar a programação da trajetória do robô, na qual nesta escolhe-se basicamente entre quatro tipos de coordenadas cartesianas para dados de posição XYZ: i) as coordenadas do robô, que são indicadas em cada elo para cada um dos seis graus de liberdade onde a origem é o centro da base do robô; ii) as coordenadas de base, que apenas se diferem das do robô quando este é montado sobre trilhos; iii) as coordenadas de ferramenta, que têm como origem a ponta da ferramenta e iv) as coordenadas de usuário, que são programadas pelo usuário. Portanto, para este caso de estudo foram seleccionadas as coordenadas de usuário.

Deve-se também descrever as velocidades desejadas para cada movimento, como o avanço rápido para posicionamento e as velocidades de aproximação e de avanço durante a soldadura. Outras variáveis a serem inseridas são o tempo de permanência em determinado ponto e o afastamento que o robô deve desempenhar. Além disso, neste programa principal também é necessário indicar o momento em que o arco elétrico deve ser iniciado e encerrado.

Um exemplo do código da trajetória do robô utilizado em um dos experimentos encontra-se em anexo ao final deste trabalho.



Figura 34 – Robô em posição de segurança antes dos experimentos.

Antes de iniciar os experimentos, foi necessário preparar um método para fixação das chapas na mesa de soldadura. Desse modo, após fixadas as chapas, o próximo passo foi verificar o posicionamento da tocha conforme representa a Figura 35.

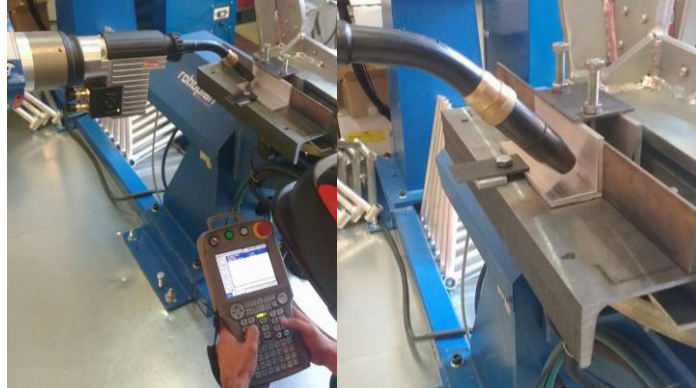


Figura 35 – Preparação do posicionamento da tocha de soldadura.

Após a programação da trajetória do robô e definição da fixação das chapas na mesa de soldadura, deu-se início aos experimentos. As dimensões dos fixadores são desprezíveis neste caso de estudo, sendo relevantes apenas as forças de 100 N aplicadas por estes nas chapas, que deverão ser inseridas na interface do *software* Simufact.Welding® para realização das simulações. A Figura 36 mostra um exemplo de junta soldada durante os experimentos.

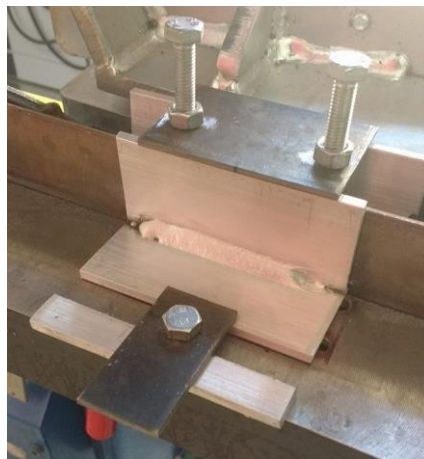


Figura 36 – Exemplo de junta soldada durante os experimentos.

Através da realização destes experimentos, conhecendo as dimensões das chapas de alumínio soldadas, as forças aplicadas pelos fixadores e os melhores parâmetros para a realização de um bom cordão de solda, foram escolhidos os

parâmetros de soldadura. Desse modo, os parâmetros foram divididos em três níveis conforme podemos observar na Tabela 4.

Tabela 4 – Valores definidos dos parâmetros para diferentes níveis após os experimentos.

Níveis	Corrente [A]	Tensão [V]	Velocidade [mm/s]	Ângulo da tocha [°]
1	163	22,6	10	30
2	181	23,4	13	45
3	202	23,8	16	60

Para definição das dimensões do cordão de solda, foi necessário realizar uma preparação das juntas soldadas e efetuar uma análise metalográfica.

O objetivo básico da preparação metalográfica é revelar de forma correta a estrutura real do material, deixando-o numa condição apropriada para a análise. Um método de preparação metalográfica é a sucessão de etapas que devem ser seguidas para obter uma amostra em condição de ser analisada. Porém, para o presente trabalho foi necessário realizar uma análise mais simples, na qual foram executados apenas os processos de corte e polimento, sendo satisfatórios para a verificação da geometria do cordão de solda das juntas na etapa de análise.

A Figura 37 representa o processo de corte que foi realizado nesta etapa de preparação das juntas, com auxílio de uma máquina de corte que está no laboratório de tecnologia mecânica da Escola Superior de Tecnologia e de Gestão, do Instituto Politécnico de Bragança.



Figura 37 – Processo de corte das juntas soldadas.

Após o processo de corte, os próximos passos foram o polimento e a análise em microscópio. As Figuras 38 e 39 mostram, respectivamente, o equipamento utilizado para o processo de polimento e o processo de análise da geometria do cordão de solda que foram realizados no laboratório de eletrotecnia.



Figura 38 – Máquina de polir Bainpol-VT.



Figura 39 – Processo de análise do cordão de solda com auxílio de microscópio.

Posteriormente a definição das propriedades da soldadura, tornou-se possível a realização da matriz de Taguchi, visto que esta permite reduzir significativamente o número de experimentos a serem realizados, os recursos necessários para tal e o tempo demandado para obter resultados, sem comprometer a confiabilidade e robustez dos ensaios.

No entanto, em concordância com a seção 3-6 do Capítulo 3, para este trabalho utilizou-se uma matriz L_{27} , na qual seleccionou-se para três níveis diferentes, quatro parâmetros, sendo estes: corrente, tensão, velocidade e ângulo da tocha. Desse modo, realizou-se 27 combinações diferentes entre os parâmetros seleccionados.

Como o equipamento utilizado no laboratório de eletrotécnica para seleccionar os parâmetros de soldadura antes da inicialização do processo é sinérgico, a corrente e a tensão são diretamente dependentes, isto é, a tensão do arco se modifica automaticamente de acordo com a mudança da corrente no equipamento. Assim, escolhe-se apenas um dos dois parâmetros. Para o presente trabalho, definiu-se seleccionar a corrente. Por essa razão, os parâmetros escolhidos foram a corrente, a velocidade de soldadura e o ângulo da tocha.

Entretanto, após a definição dos parâmetros, usando apenas as colunas números 1, 2 e 5 da matriz de Taguchi (Tabela 2 da seção 3-6), os três níveis foram substituídos pelos valores dos parâmetros determinados, conforme mostra a Tabela 5. A última

coluna refere-se à tensão de soldadura, que está diretamente vinculada à corrente como explicado anteriormente, ou seja, os valores para a tensão de soldadura variam de acordo com a corrente e não estão fixos, sendo assim, este não entra como um parâmetro variável nas simulações.

Portanto, as colunas números 1, 2 e 5 da matriz referem-se, respectivamente, à corrente, velocidade e ângulo da tocha.

Tabela 5 – Matriz L_{27} de Taguchi com os valores dos parâmetros determinados.

Nº da Simulação	Corrente [A]	Velocidade [mm/s]	Ângulo da tocha [°]	Tensão [V]
Sim-01	163	10	30	22,6
Sim-02	163	10	45	22,6
Sim-03	163	10	60	22,6
Sim-04	163	13	30	22,6
Sim-05	163	13	45	22,6
Sim-06	163	13	60	22,6
Sim-07	163	16	30	22,6
Sim-08	163	16	45	22,6
Sim-09	163	16	60	22,6
Sim-10	181	10	30	23,4
Sim-11	181	10	45	23,4
Sim-12	181	10	60	23,4
Sim-13	181	13	30	23,4
Sim-14	181	13	45	23,4
Sim-15	181	13	60	23,4
Sim-16	181	16	30	23,4
Sim-17	181	16	45	23,4
Sim-18	181	16	60	23,4
Sim-19	202	10	30	23,8
Sim-20	202	10	45	23,8
Sim-21	202	10	60	23,8
Sim-22	202	13	30	23,8
Sim-23	202	13	45	23,8
Sim-24	202	13	60	23,8
Sim-25	202	16	30	23,8
Sim-26	202	16	45	23,8
Sim-27	202	16	60	23,8

5-3- Simulações numéricas

Após a definição de todas as propriedades da soldadura e realização dos experimentos necessários, foi possível iniciar as simulações do modelo no *software* Simufact.Welding®. A princípio, são detalhados os passos que foram realizados no

ambiente interno do programa, indicando as guias que devem ser preenchidas antes da execução de qualquer simulação, sendo estas etapas mais especificamente para uma configuração de processos de soldadura a arco elétrico GMAW conforme o objetivo do presente trabalho.

Após abrir o programa, o primeiro passo a ser realizado é criar um novo projeto clicando em *Project - New - New Project*. Em seguida, faz-se necessário dar um nome ao mesmo e salvá-lo em alguma pasta.

A próxima janela de diálogo permite a configuração inicial do modelo que se deseja simular, na qual nesta especifica-se o número de componentes existentes, o número de *Bearings* (que tem como função de uma mesa de apoio das peças a soldar), o número de grampos ou elementos que tem como aplicação de fixar os componentes, o número de robôs e conhecer outros ajustes necessários.

A princípio, devemos seleccionar o tipo de processo de soldadura adequado para o projeto a simular, que no caso para este trabalho foi o *Arc welding*. Depois define-se a temperatura ambiente, que será um valor global aplicado a todo o modelo e que rege as perdas de calor para a vizinhança. Além disso, determina-se também a direção da gravidade.

Em seguida, na tela principal do *software* carregou-se automaticamente todos os parâmetros configurados anteriormente e criou-se uma árvore de processos (*Process tree*), na qual é nesta e no catálogo de objetos (*Object catalog*) que devem ser preenchidas todas as informações acerca da simulação do modelo.

A Figura 40 representa uma visão geral da interface do programa após preenchimento de todas as guias necessárias para execução das simulações.

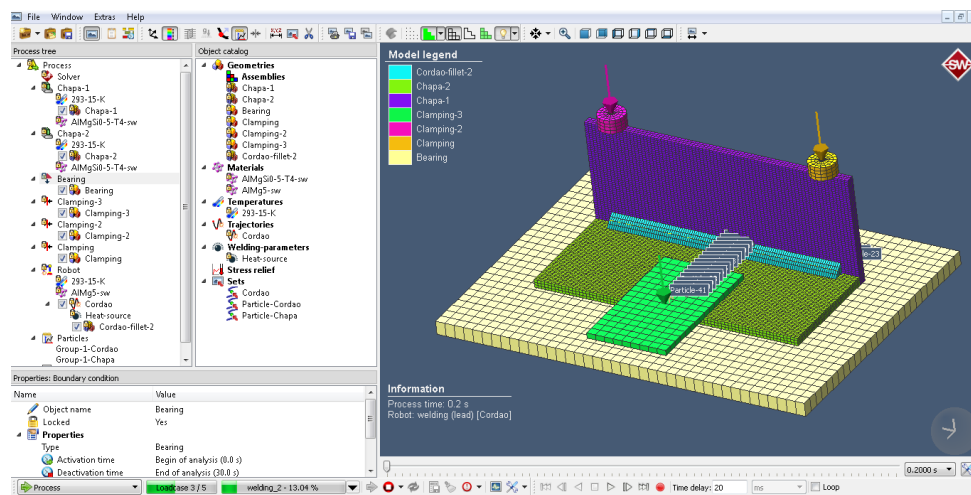


Figura 40 – Interface do Simufact.Welding® 6.0 com todas configurações necessárias para as simulações.

A importação das chapas foi o primeiro passo a realizar na interface do programa, visto que estas são a referência da simulação e servem como orientação para o posicionamento dos grampos para fixação e geração da trajetória da soldadura. No entanto, conforme explicado anteriormente na seção 5-1, para que seja possível importar as malhas dos componentes corretamente, faz-se necessário que as mesmas sejam arquivos salvos com extensão do tipo Nastran® (*.bdf).

Após importar as chapas, na própria biblioteca de materiais do Simufact.Welding® definiram-se os materiais para as mesmas, que foi AlMgSi0-5 (Al 6082) e para o metal de adição utilizado que foi AlSi5 (Al 4043).

O próximo passo foi verificar a guia temperatura, onde definiu-se uma temperatura inicial de 20 °C, um coeficiente convectivo de transferência de calor para o ambiente de 20 W/(m².K), um coeficiente de transmissão de calor por contato de 20 W/(m².K) que foi calculado automaticamente pelo programa, e por fim um coeficiente de emissão adimensional de 0,6 que deve ser definido como um valor constante, controlando as perdas de calor por radiação, que também foi dado de forma automática pelo *software*.

A trajetória da soldadura foi a próxima etapa a se realizar. De acordo com alguns tutoriais disponíveis, a trajetória no Simufact.Welding® representa um grupo de pontos com todas as coordenadas (X, Y e Z) bem definidas em relação ao sistema de coordenadas global. A posição de cada ponto é predefinida pela malha de elementos finitos importada inicialmente, sendo que a ordem do grupo é relevante para definição do caminho que se deseja soldar. Para definir um grupo de pontos, ou seja, uma trajetória, o usuário tem duas opções: seleccioná-los diretamente no modelo usando a área de visualização do *software* ou importá-los de um arquivo CSV. Para o presente trabalho, os pontos para a trajetória foram seleccionados diretamente no modelo utilizando a área de visualização do programa.

O próximo passo a ser configurado foi a fonte de calor, na qual é um ponto fundamental para a simulação da soldadura, conforme explicado na seção 3-5-1. O modelo usado para o presente trabalho foi o duplo elipsoide de Goldak. Nesta etapa, são inseridos alguns dos parâmetros da soldadura definidos na matriz de Taguchi anteriormente, como velocidade de soldadura, corrente, tensão e as dimensões da poça de fusão, que foram possíveis indicá-las através das medições obtidas dos ensaios experimentais no laboratório com auxílio de microscópio.

As Figuras 41 e 42 representam exemplos de configurações que foram realizados nesta etapa.

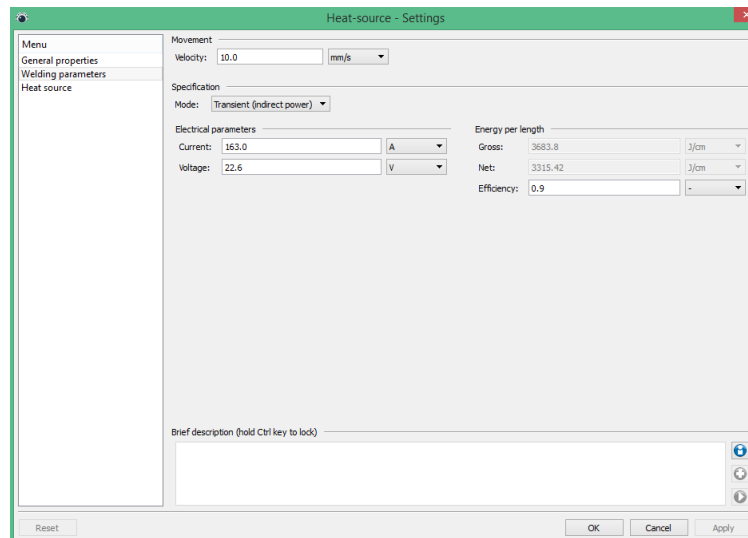


Figura 41 – Exemplo de configuração da fonte de calor usando alguns parâmetros de soldadura.

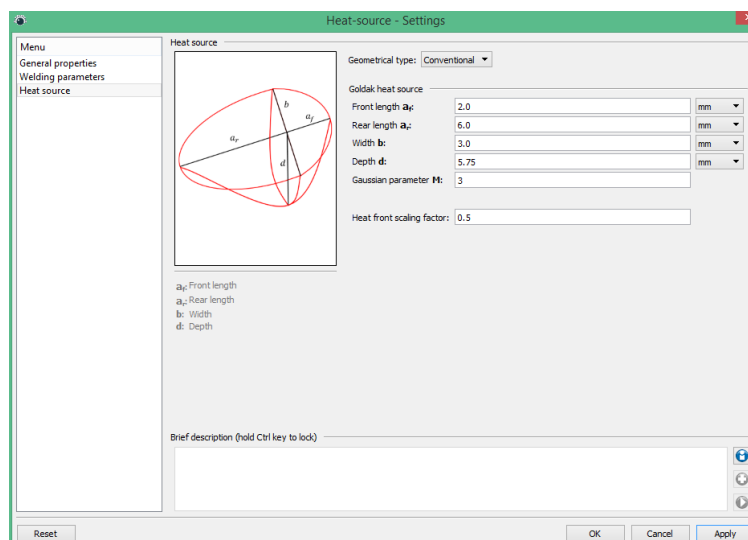


Figura 42 – Exemplo de configuração da poça de fusão: Modelo do duplo elipsoide de Goldak.

Os próximos passos foram criar a geometria do *Bearing* e dos grampos de fixação (*Clampings*), e posicioná-los usando a área de visualização do programa. Para os *Clampings*, determinou-se todos atuando com uma força de 100 N. Em seguida, ajustou-se as configurações do robô, que são necessários indicar os valores dos tempos do processo de soldadura (tempos de início, de espera até abertura do arco, de acompanhamento e de pausa final), os valores da orientação e ângulo da tocha, e as dimensões do cordão de solda. As Figuras 43, 44 e 45 mostram exemplos destas configurações que foram realizadas.

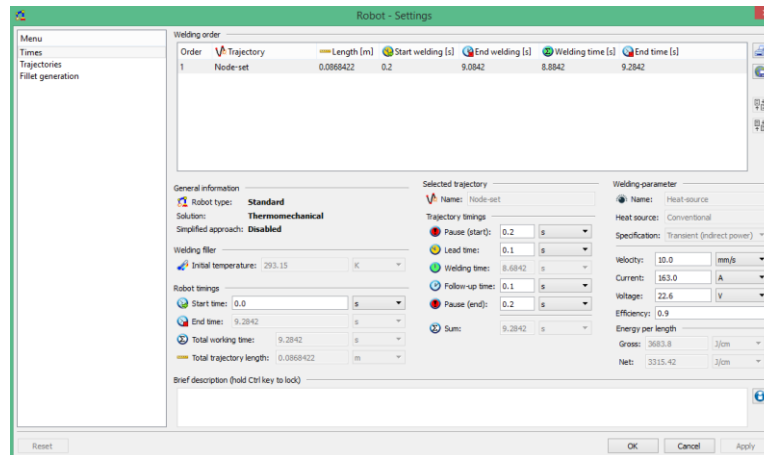


Figura 43 – Exemplo de configuração dos tempos de soldadura do robô.

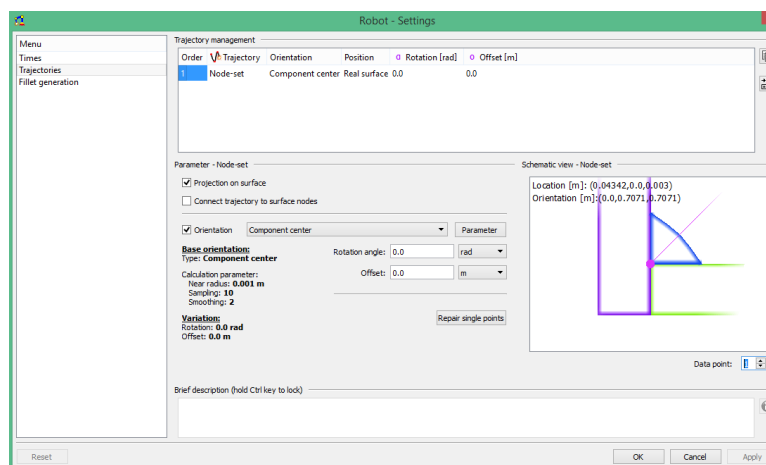


Figura 44 – Exemplo de configuração da orientação e ângulo da tocha do robô.

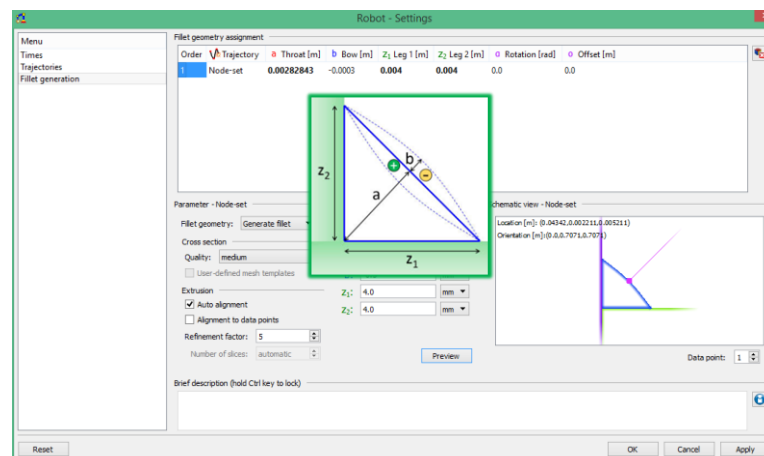


Figura 45 – Exemplo de configuração das dimensões do cordão de solda.

Na Figura 44, para configurar a orientação e ângulo da tocha do robô, é relevante ressaltar que inseriu-se no campo *Rotation angle* os ângulos de -15° , 0° e 15° para as inclinações da tocha de 30° , 45° e 60° , respectivamente. A Figura 46 exemplifica

este tipo de configuração, indicando a disposição do ângulo da tocha para cada um destes três valores.

Na Figura 45, assim como a geometria do cordão de solda, a qualidade da malha de elementos finitos do próprio cordão também é definida nesta janela de diálogo. Assim, a malha é gerada de forma automática pelo *software*, de acordo com a trajetória e o fator de refinamento determinados nesta etapa.

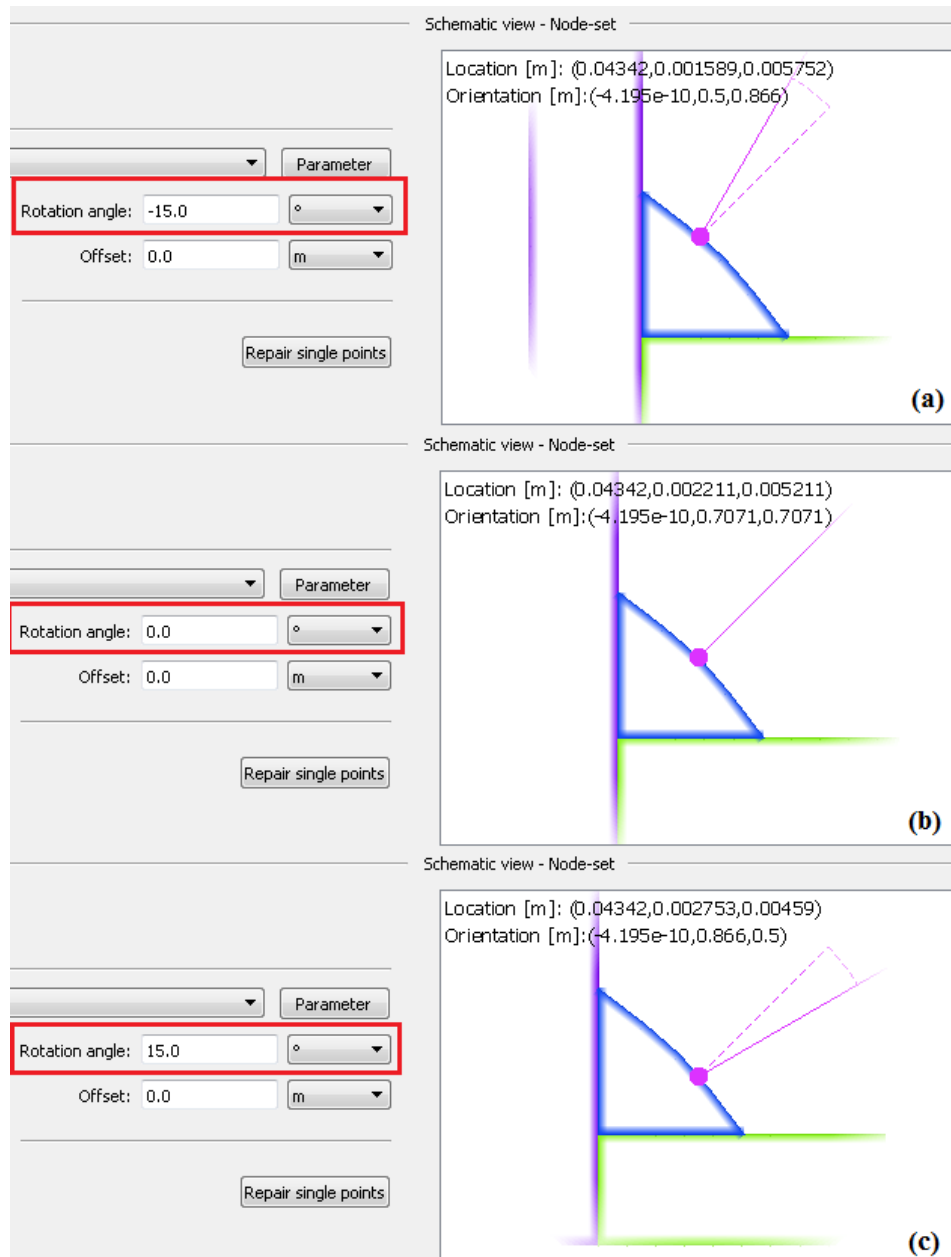


Figura 46 – Detalhes das configurações dos ângulos da tocha de (a) 30°; (b) 45°; e (c) 60°.

Após realizar todas as configurações necessárias descritas acima, o último passo antes de executar uma simulação foi a verificação do número de núcleos do

processador da máquina, visto que este número é dado por domínio e cada um precisa ter uma licença para ser executado.

Para o presente trabalho, de acordo com a licença usada através do Instituto Politécnico de Bragança, é possível seleccionar até cinco processadores em simultâneo, aumentando significativamente a velocidade de cálculo das simulações, que estiveram em processo em média de 1 hora cada simulação. Nesta fase, indica-se também o tempo de análise e os números de incrementos dos resultados para a soldadura e para o arrefecimento ou resfriamento.

Posteriormente, seguindo todos os passos descritos acima, foi possível realizar as 27 simulações necessárias para o estudo das tensões residuais e distorções do modelo. A Figura 47 mostra a modelagem em 3D do exemplar que foi gerado para execução das simulações.

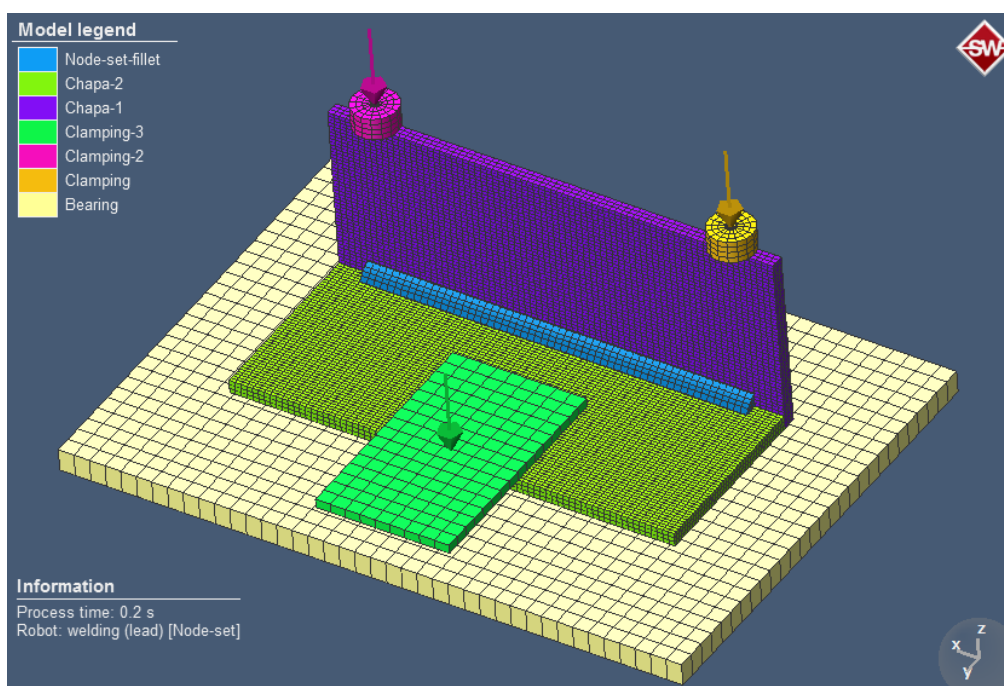


Figura 47 – Modelagem em 3D concluída do caso de estudo soldadura de canto.

É importante ressaltar que para a obtenção dos resultados é necessário criar um novo *node-set* na região que se deseja analisar, seleccionando os pontos como realizado na etapa de definição da trajetória da soldadura. Em seguida, cria-se um novo *particles* seleccionando o novo *node-set* criado anteriormente, pois é neste *particles* que será possível a verificação de todos os resultados da simulação executada. Este procedimento deve ser realizado antes de iniciar as simulações.

CAPÍTULO.6 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Nesta seção são apresentados os resultados obtidos nas 27 simulações numéricas, na qual foram avaliadas três componentes para discussões, sendo estas a tensão normal na direção X (σ_x), a tensão normal na direção Y (σ_y) e a distorção total.

Para as tensões residuais os valores encontrados são dados em MPa, e para as distorções totais, em milímetros. Os valores máximos obtidos de cada uma das componentes avaliadas são referentes ao último instante da simulação, ou seja, são valores obtidos após o tempo de 30 segundos inserido na interface do programa antes de executar as simulações.

Após cada simulação executada, os dados a serem analisados foram todos exportados como arquivos de valores separados por vírgulas (*.csv) em uma planilha do Microsoft Office Excel. Nesta etapa de exportação dos resultados, escolhe-se as componentes que se deseja verificar acerca da simulação, como por exemplo, temperatura, tensões normais e distorções nas direções X, Y e Z, informações a respeito da microestrutura do material, entre outras. Entretanto, como mencionado anteriormente, para este trabalho escolheu-se apenas três componentes para serem analisadas.

Para tratamento dos dados foi realizado uma análise com auxílio do programa Excel 2013. De acordo com a metodologia de Taguchi, a análise do resultado foi feita a partir da relação Sinal/Ruído (S/R) e de uma análise de variância (ANOVA). Para as três componentes, a resposta para análise da relação Sinal/Ruído escolhida foi que quanto menor o valor obtido, melhor será o resultado final, pois a intenção é minimizar a resposta e tornar os valores mais próximos possíveis de zero, indicando que desse modo o processo de soldadura executado terá uma qualidade melhor na junta soldada.

A princípio, foram atribuídos as letras A, B e C para cada parâmetro escolhido na matriz de Taguchi, correspondentes à corrente, velocidade de soldadura e ângulo da tocha, respectivamente. E também aos três níveis diferentes os números de 1 a 3.

No entanto, após finalizadas as análises para cada uma das 27 simulações das três componentes estudadas, calculou-se a média aritmética dos valores máximos no instante de 30 segundos para cada uma destas. Na sequência criou-se gráficos a partir destes valores obtidos para cada uma das componentes avaliadas, que serão demonstrados no seguimento deste capítulo.

A combinação dos três parâmetros com os valores mais baixos em cada análise indica a determinação dos parâmetros ótimos para atingir as características desejadas.

Outro fator importante é identificar quais partículas criadas na interface do Simufact.Welding® serão estudadas. Para a tensão normal X e distorção total, foram analisados os pontos criados transversalmente ao cordão de solda, que correspondem às partículas de 24 a 41. Já para a tensão normal Y, os pontos analisados estão posicionadas longitudinalmente ao cordão de solda, que são as partículas de 1 a 23.

A Figura 48 mostra um detalhe do posicionamento dos pontos criados para as componentes analisadas.

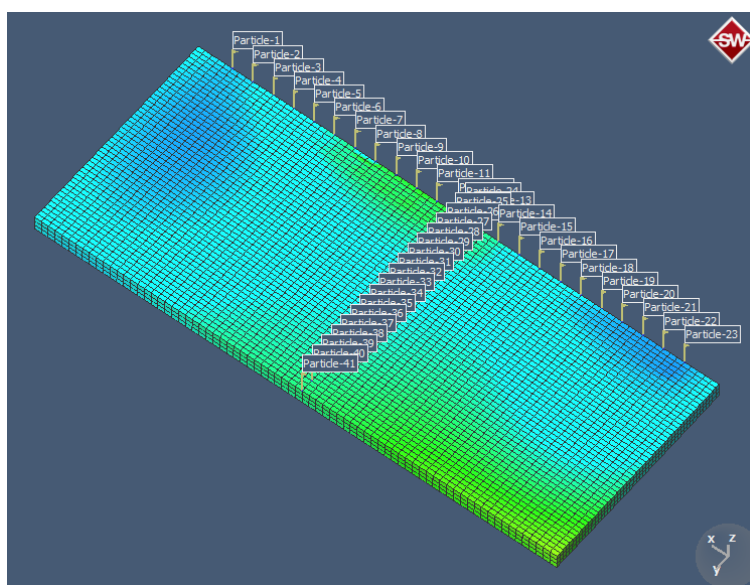


Figura 48 – Detalhe do posicionamento das partículas a serem analisadas.

Portanto, com base nos resultados obtidos nas simulações numéricas e realizadas as análises por meio da geração de gráficos e tabelas no programa Excel, determinou-se através de uma análise de variância, os parâmetros com maior influência no processo de soldadura executado neste trabalho. Desse modo, tornou-se possível obter conclusões a respeito do uso da metodologia de Taguchi e do programa Simufact.Welding®, que mostraram-se eficazes para a determinação dos parâmetros ótimos para realização do processo de soldadura MIG em ligas de alumínio, sendo satisfatórios para diminuição dos níveis de tensões residuais e distorções no modelo estudado.

Na sequência são apresentados os passos que foram executados para cada uma das componentes estudadas.

6-1- Tensão normal X

Após obter os dados exportados como arquivos de valores separados por vírgulas (*.csv) em uma planilha do Excel, iniciou-se os estudos da tensão normal na direção X para as 27 simulações executadas.

A princípio, foram processados e ajustados na planilha os valores de tensão no instante de 30 segundos de cada simulação. No entanto, em uma tabela geral contendo todos estes valores organizados, utilizou-se o recurso de formatação condicional para indicação dos valores máximos. Em seguida, conhecendo os valores máximos de cada simulação, desenvolveu-se uma tabela para identificar qual simulação obteve os valores máximo e mínimo dentre as 27 executadas.

A tabela geral com os valores de tensão normal X no instante de 30 segundos encontra-se em anexo ao final deste trabalho.

Após desenvolvimento da tabela geral e dos gráficos com os valores máximos de tensão das 27 simulações, realizou-se uma média destes valores com a finalidade de identificar quais os melhores parâmetros para o processo de soldadura executado, ou seja, qual a combinação ótima dos três parâmetros seleccionados na matriz de Taguchi de acordo com os diferentes níveis definidos, confirmando o nível excelente de parâmetros do processo realizado, a fim de reduzir as variações nas respostas e ao mesmo tempo melhorar o desempenho médio.

Entretanto, posteriormente calculadas as médias dos valores máximos para cada parâmetro em seu respectivo nível, foi possível identificar a combinação ótima para o presente caso de estudo.

A seguir são apresentados os gráficos gerados no programa Excel, na qual fixou-se as velocidades de soldadura e ângulo da tocha para os três níveis diferentes, variando apenas a corrente e a tensão, que estão diretamente vinculadas como já mencionado anteriormente.

A Figura 49 mostra o gráfico gerado para as simulações de números 1, 10 e 19, que representam os níveis 1, 2 e 3, respectivamente. Estas são simulações que correspondem às velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°. De acordo com o gráfico, nota-se que o comportamento das tensões são maiores para o nível 2, visto que o mesmo ocorre para os gráficos desenvolvidos nas Figuras 50 e 51.

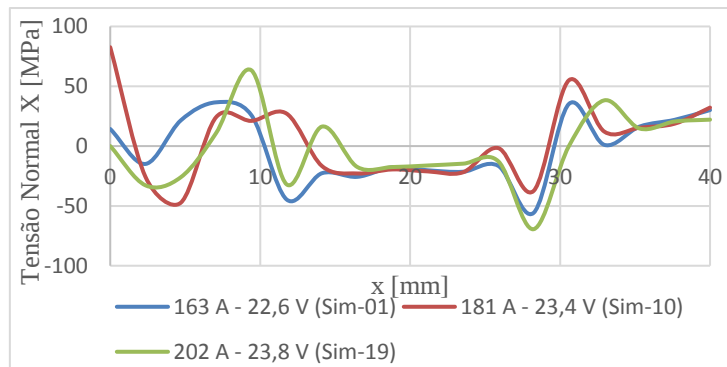


Figura 49 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

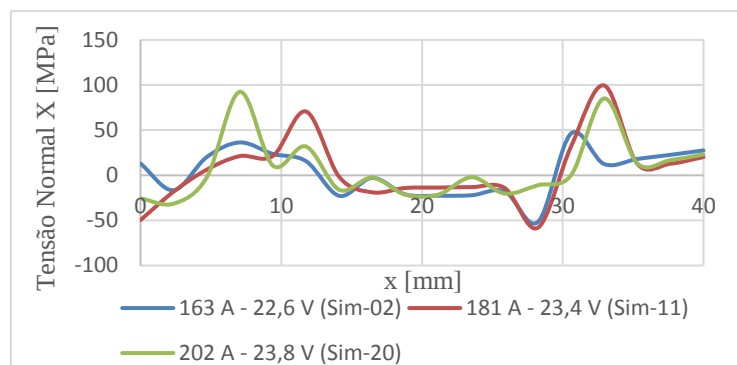


Figura 50 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

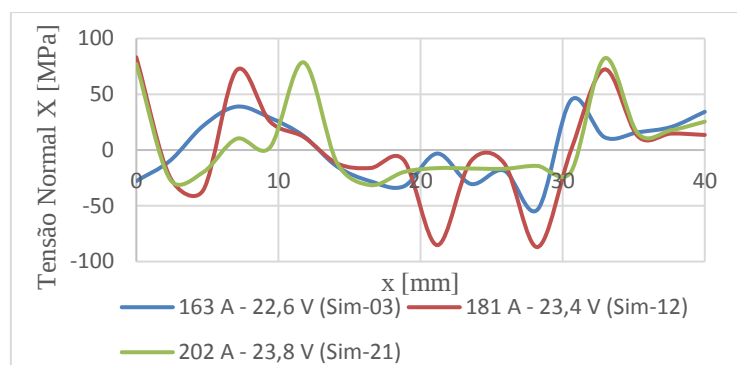


Figura 51 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

Ainda na Figura 49, observa-se na extremidade inicial da chapa, região que se encontra o cordão de solda, um valor acentuado da tensão residual de tração, equivalente a 82,613 MPa, facto que ocorre também nas simulações 12 e 21 da Figura 51, com tensões residuais de 83,115 MPa e 77,044 MPa, respectivamente.

De acordo com os gráficos acima, nota-se também que o comportamento das tensões normais no meio da chapa sofre uma tensão de compressão, facto que ocorre com outras simulações analisadas que são mostradas graficamente na sequência. No entanto, ao afastar-se um pouco da região central, com o resfriamento e solidificação da

poça de fusão, os níveis de tensões compressivas tornam-se menores, aumentando os valores de tensões trativas.

Nas Figuras 52, 53 e 54, foram desenvolvidos gráficos para as simulações com velocidades de 13 mm/s.

Na Figura 52, o gráfico desenvolvido apresenta as simulações de números 4, 13 e 22, correspondendo aos níveis 1, 2 e 3, respectivamente. Nesta figura os níveis de tensões residuais na extremidade inicial da chapa sofrem tensões compressivas, facto que ocorre nas simulações 6, 15 e 24 na Figura 54.

Na Figura 53, observa-se que os níveis 1 e 2, em referência às simulações 5 e 14, respectivamente, após um determinado espaço (por volta dos 14 mm) na região central da chapa, apresentam comportamentos parecidos até a extremidade final, visto que posteriormente submetidas a tensões compressivas, tornam-se tensões trativas em regiões mais afastadas ao cordão de solda para balanceamento das mesmas.

Em seguida, nas Figuras 55, 56 e 57, foram gerados gráficos para as simulações com velocidades de 16 mm/s.

Observa-se que nestas figuras, o nível 3 apresenta elevados níveis de tensões compressivas e trativas, com valores de -93,049 MPa (simulação 27) e 81,507 MPa (simulação 26), respectivamente.

Ainda, nota-se também que nas Figuras 55 e 57, os níveis 1 e 2 apresentam valores próximos de tensões residuais compressivas na região central da chapa, na qual ocorre novamente como em outras análises explicadas anteriormente, que após submetidas a estas tensões compressivas, tornam-se tensões trativas ao afastar-se do cordão de solda, facto que acontece para balancear os níveis de tensões residuais na junta soldada.

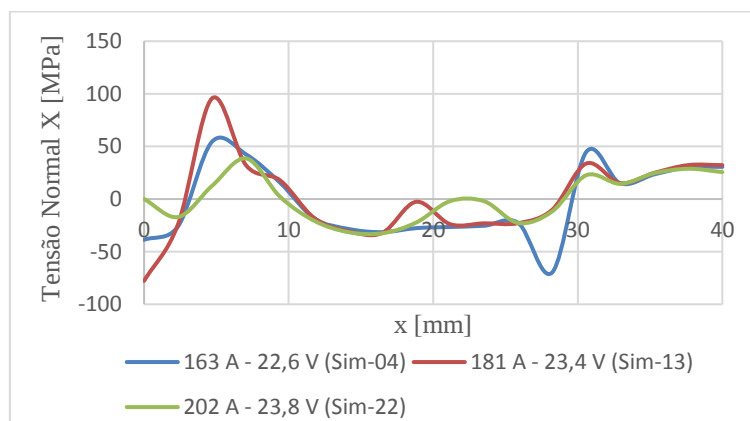


Figura 52 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

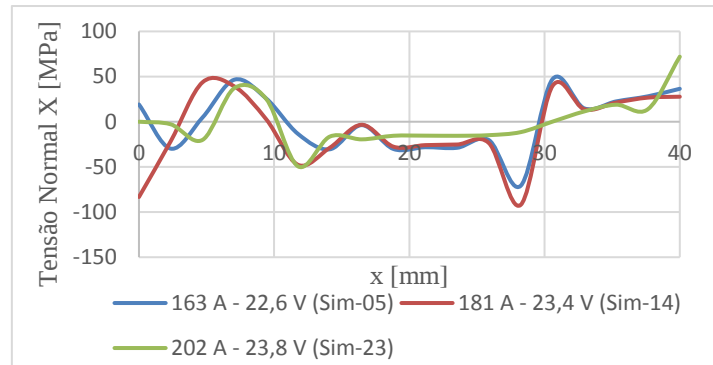


Figura 53 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

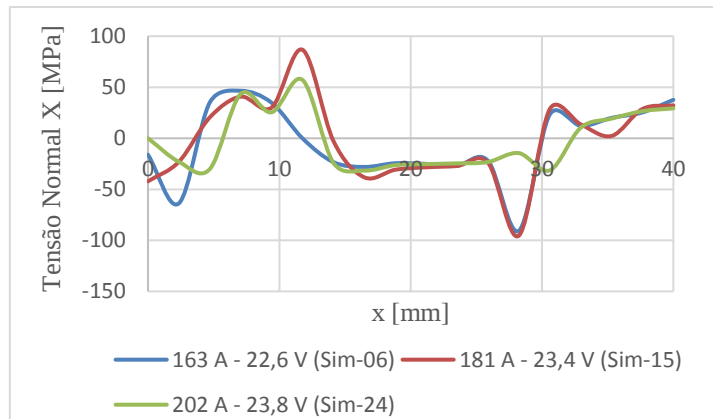


Figura 54 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

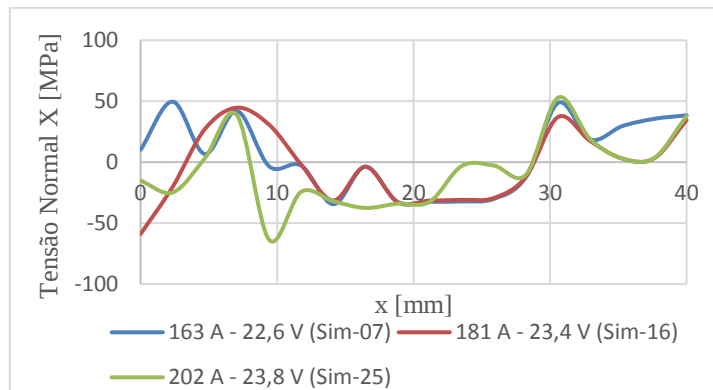


Figura 55 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

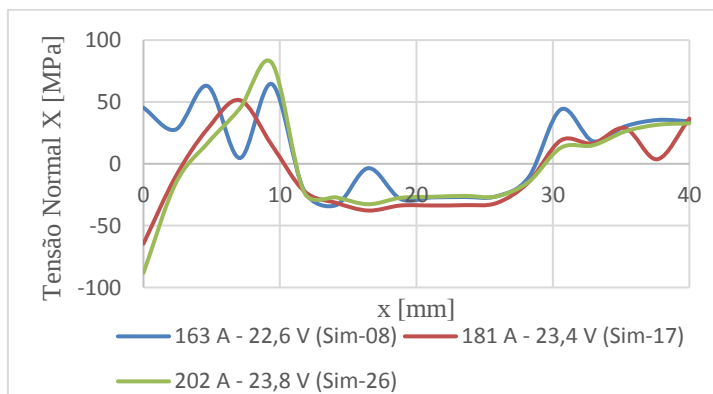


Figura 56 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

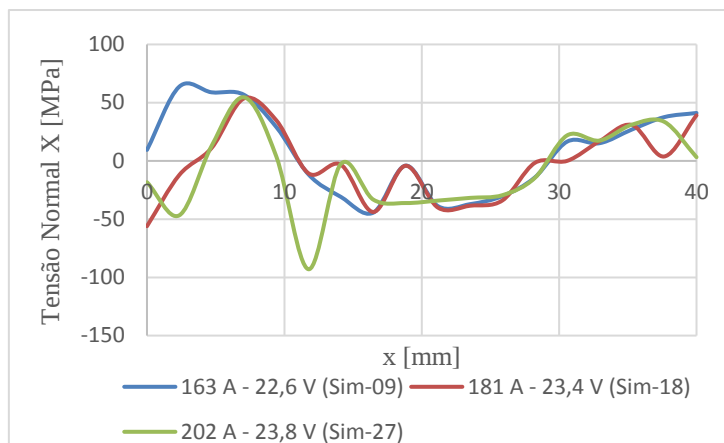


Figura 57 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

Com estes dados que estão presentes no Anexo VI ao final deste trabalho, tornou-se possível concluir a análise dos resultados para as tensões residuais na direção X, desenvolvendo os gráficos e tabelas finais para as últimas discussões.

A seguir é mostrada a tabela que foi desenvolvida com os valores máximos de tensões obtidos nas 27 simulações. Na sequência são apresentados, a tabela elaborada com os valores médios de tensões normais X para cada parâmetro seleccionado na matriz de Taguchi e respectivo nível e, os gráficos destes valores médios. Os parâmetros são representados pelas letras A, B e C, referentes à corrente, velocidade e ângulo da tocha, respectivamente. E os níveis são constituídos pelos números 1, 2 e 3.

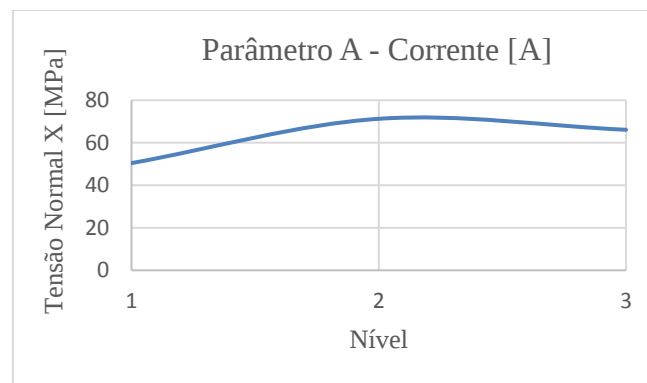
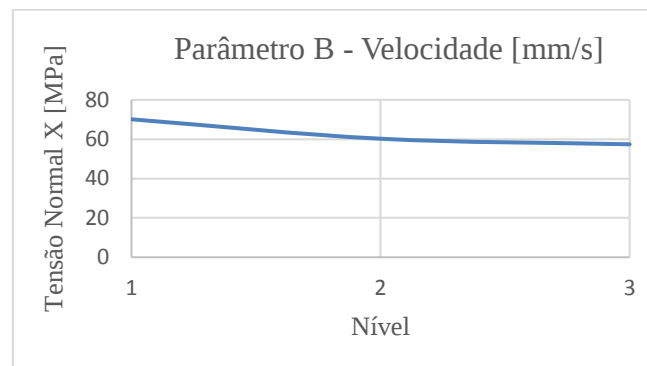
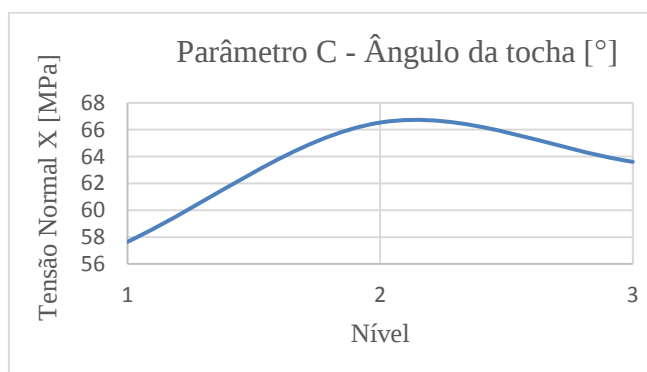
Tabela 6 – Valores máximos de tensões normais na direção X.

Simulação	σ_x [MPa]	Simulação	σ_x [MPa]	Simulação	σ_x [MPa]
1	36,57	10	82,613	19	63,348
2	46,29	11	99,621	20	92,615
3	44,755	12	83,115	21	82,173
4	54,614	13	95,81	22	38,601
5	47,116	14	43,736	23	72,006
6	46,545	15	86,742	24	57,138
7	49,639	16	44,679	25	52,958
8	64,468	17	51,456	26	81,507
9	63,764	18	53,615	27	54,631

Observa-se que as simulações 1 e 11 foram as que obtiveram os menores e maiores níveis de tensões residuais, com valores de 36,570 MPa e 99,621 MPa, respectivamente.

Tabela 7 – Valores médios de tensões normais X para cada parâmetro e respectivo nível.

Parâmetro	Nível	σ_x [MPa]
A1 (163 A - 22,6 V)	1	50,418
A2 (181 A - 23,4 V)	2	71,265
A3 (202 A - 23,8 V)	3	66,109
B1 (10 mm/s)	1	70,122
B2 (13 mm/s)	2	60,256
B3 (16 mm/s)	3	57,413
C1 (30 graus)	1	57,648
C2 (45 graus)	2	66,535
C3 (60 graus)	3	63,609

Figura 58 – Curva dos valores médios de tensões em X para as correntes de soldadura de cada nível.Figura 59 – Curva dos valores médios de tensões em X para as velocidades de soldadura de cada nível.Figura 60 – Curva dos valores médios de tensões em X para os ângulos da tocha de cada nível.

Após análises das tabelas e gráficos acima, conclui-se que a combinação ótima dos parâmetros é dada por A1B3C1, na qual corresponde aos menores valores determinados em cada nível, sendo A1 com resultado de 50,418 MPa, B3 com valor de 57,413 MPa e C1 com 57,648 MPa.

Algumas imagens das simulações encontram-se em anexos ao final deste trabalho.

Para finalizar as discussões desta seção com o objetivo de verificar os parâmetros do processo que são estatisticamente significativos, auxiliando na identificação das variáveis que exercem maior influência sobre o desempenho do processo, realizou-se estudos através da análise de variância ANOVA.

Para o presente trabalho, o objetivo da ANOVA foi investigar quais parâmetros do processo de soldadura executado que afetaram significativamente na qualidade final do produto, ou seja, quais foram os fatores com maior influência no processo. Para isso, com o auxílio do *software* estatístico Minitab® em sua versão 18, foi possível determinar os cálculos e finalizar as discussões.

A Tabela 8 representa os cálculos finais realizados através do programa Minitab® 18, onde GL representa os graus de liberdade, que são a quantidade de informações nos dados inseridos. SQ é a soma dos quadrados, que são medidas da variação para os diferentes componentes do modelo. QM é o quadrado médio, que é obtido pela razão da soma dos quadrados pelos graus de liberdade correspondentes. O Valor F é usado para calcular o valor de p, que pode ser usado para a tomada de uma decisão sobre a significância estatística dos termos e do modelo, em que o Valor-P é uma probabilidade que mede a evidência contra a hipótese nula, ou seja, determina a probabilidade de influência de um determinado parâmetro sobre a resposta. Por último, a contribuição é calculada através da razão da SQ de cada fonte pela SQ total e multiplicada por 100.

Tabela 8 – ANOVA para tensão normal X.

Parâmetro	GL	SQ	QM	Valor F	Valor-P	Contribuição (%)
Corrente	2	2122,2	1061,1	3,56	0,047	22,95
Velocidade	2	800,9	400,4	1,34	0,283	8,66
Ângulo da tocha	2	369,2	184,6	0,62	0,548	3,99
Erro	20	5956,3	297,8			64,40
Total	26	9248,6				

Portanto, a Tabela 8 mostra que o parâmetro com maior influência no estudo das tensões normais X é a corrente, com contribuição de 22,95%. Já o parâmetro com menor influência é o ângulo da tocha, com 3,99% de contribuição. O erro de 64,4% aponta que o refinamento da malha poderia ser maior. Apesar disso, a exigência do processador da máquina seria capaz de sofrer maiores dificuldades no funcionamento e perda de tempo nas simulações. Outro motivo para explicar o elevado valor do erro se justifica pelo número de graus de liberdade do mesmo ser demasiado maior do que cada um dos parâmetros, isto é, as influências de todos os parâmetros que não foram avaliados encontram-se diluídos no erro.

6-2- Tensão normal Y

Assim como nas análises dos resultados das tensões normais X, para a tensão normal Y realizou-se os mesmos procedimentos. Desse modo, nesta seção são apresentados os passos principais que se chegaram às conclusões finais do estudo das mesmas.

A princípio, são apresentados os gráficos gerados no programa Excel, na qual fixou-se as velocidades de soldadura e ângulo da tocha para os três níveis, variando apenas a corrente e a tensão, como realizado na seção anterior das tensões residuais em X.

As Figuras 61, 62 e 63, representam as simulações com velocidades de 10 mm/s. Nestas imagens é possível observar que os valores de tensões residuais são bastante distintos entre os níveis. Além disso, na região central do cordão de solda, nota-se que alguns dos valores são elevados quando comparados às extremidades iniciais e finais do mesmo.

As Figuras 64, 65 e 66, demonstram as simulações com velocidades de 13 mm/s. Ao analisar os gráficos, nota-se ainda uma desigualdade notável dos valores em relação aos níveis. Ainda, nas Figuras 64 e 66 verifica-se que no início do cordão de solda há tensões residuais compressivas, facto que não ocorre nas simulações para os processos com velocidades de 10 mm/s.

A Figura 65 além de demonstrar graficamente uma das maiores variações entre os níveis, é a imagem que se encontra o maior valor obtido de tensão residual na direção Y, representado pela simulação de número 5 com 98,806 MPa, na qual exibe um valor próximo da simulação 23, com uma tensão de 98,188 MPa.

Na sequência são apresentados os gráficos das simulações com velocidades de 16 mm/s, que correspondem às Figuras 67, 68 e 69. Nestas imagens observa-se que o nível 3 foi o qual se obteve os menores valores de tensões residuais, chegando próximos ao menor valor dentre as 27 simulações executadas, na qual este é demonstrado pela simulação de número 9, com 28,682 MPa.

Em suma, para todos os gráficos analisados observa-se uma grande variação dos valores de tensões em cada nível, sendo que nas vizinhanças do cordão de solda, com o resfriamento e solidificação da poça de fusão, estas variações são ainda mais notáveis, facto que é comprovado ao executar as animações no *software* Simufact.Welding® e observar o campo de tensões de acordo com as cores do modelo.

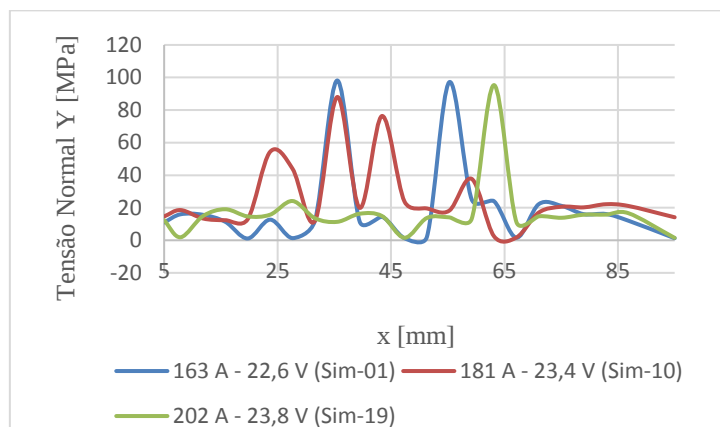


Figura 61 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

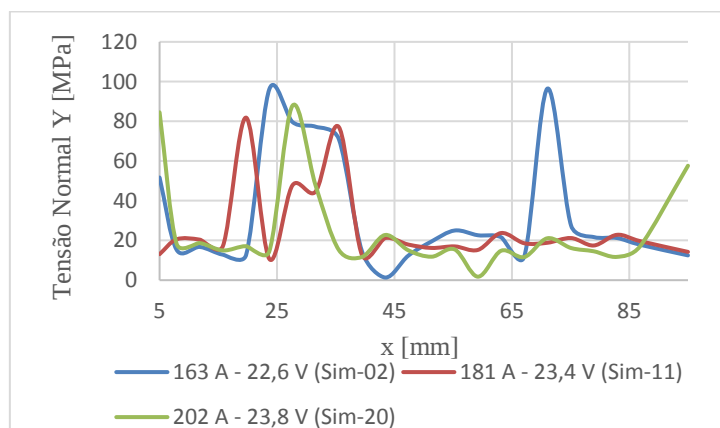


Figura 62 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

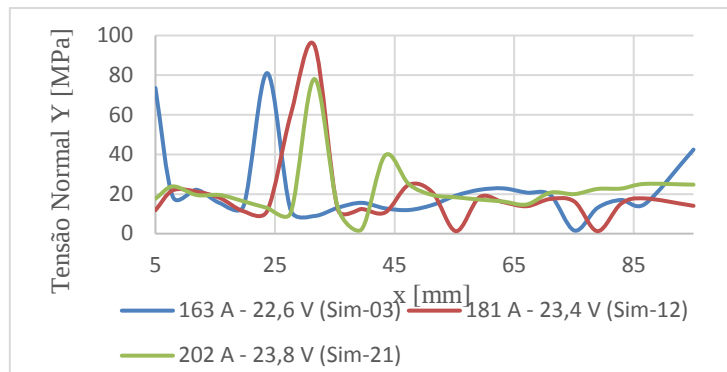


Figura 63 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

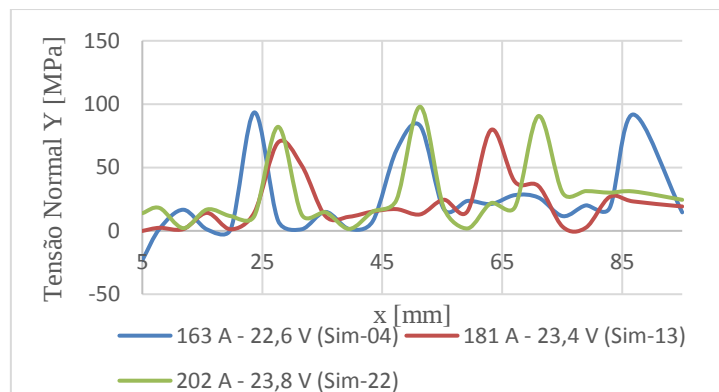


Figura 64 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

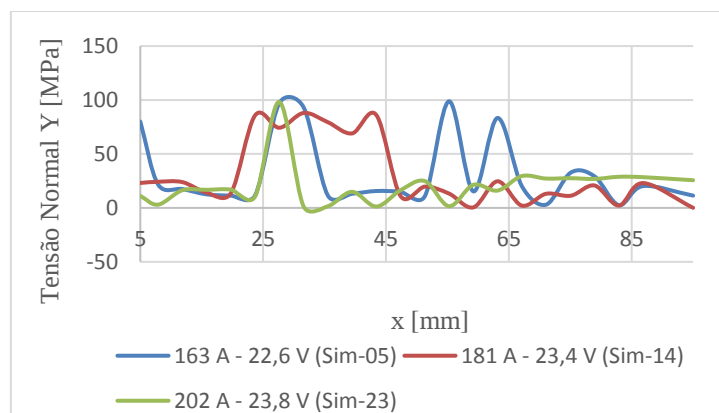


Figura 65 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

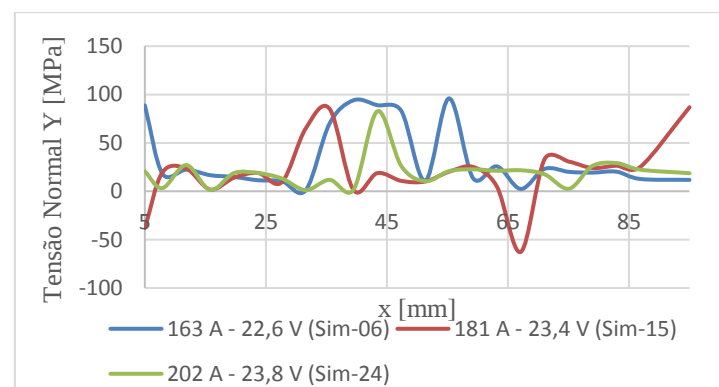


Figura 66 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

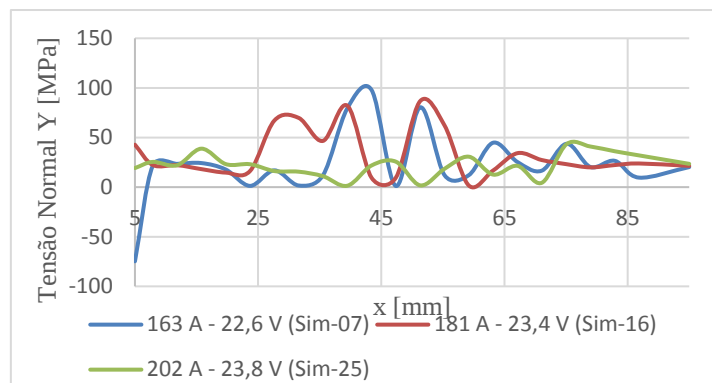


Figura 67 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

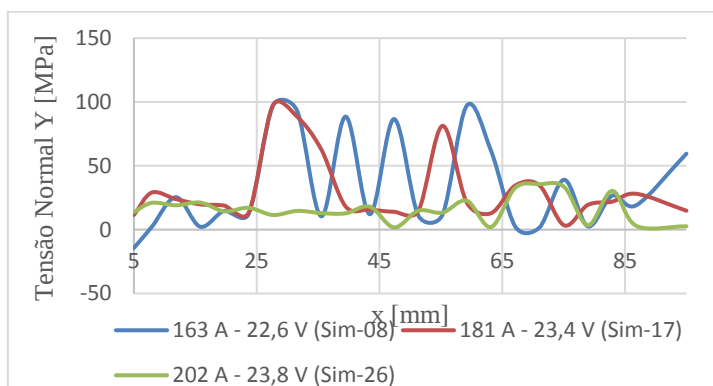


Figura 68 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

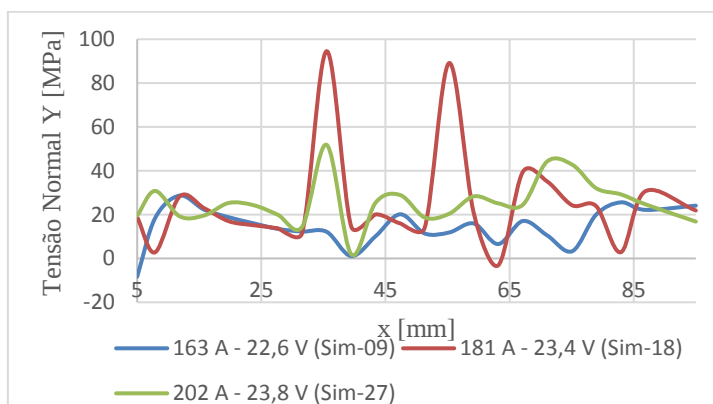


Figura 69 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

Os dados destas simulações estão presentes no Anexo VII ao final deste trabalho.

Após as análises tornou-se possível a realização das tabelas e gráficos finais para conclusão das discussões.

A seguir, como na seção anterior, seguindo os mesmos procedimentos para as discussões finais, são mostrados as tabelas e os gráficos que foram desenvolvidos com os valores máximos de tensões obtidos nas 27 simulações. Na sequência são indicados os parâmetros ótimos de acordo com a combinação dos menores resultados obtidos do

cálculo da média entre estes valores máximos, que foram calculados para cada parâmetro e respectivo nível.

Tabela 9 – Valores máximos de tensões normais na direção Y.

Simulação	σ_y [MPa]	Simulação	σ_y [MPa]	Simulação	σ_y [MPa]
1	98,164	10	88,01	19	95,325
2	96,477	11	81,853	20	87,833
3	81,04	12	95,098	21	78,039
4	93,481	13	79,745	22	97,957
5	98,806	14	87,969	23	98,188
6	96,053	15	86,885	24	82,682
7	97,88	16	86,82	25	43,363
8	97,006	17	97,289	26	35,593
9	28,682	18	94,561	27	51,821

Observa-se que as simulações 9 e 5 foram as que obtiveram os menores e maiores níveis de tensões residuais, com valores de 28,682 MPa e 98,806 MPa, respectivamente.

Tabela 10 – Valores médios de tensões normais Y para cada parâmetro e respectivo nível.

Parâmetro	Nível	σ_y [MPa]
A1 (163 A - 22,6 V)	1	87,510
A2 (181 A - 23,4 V)	2	88,692
A3 (202 A - 23,8 V)	3	74,533
B1 (10 mm/s)	1	89,093
B2 (13 mm/s)	2	91,307
B3 (16 mm/s)	3	70,335
C1 (30 graus)	1	86,749
C2 (45 graus)	2	86,779
C3 (60 graus)	3	77,207

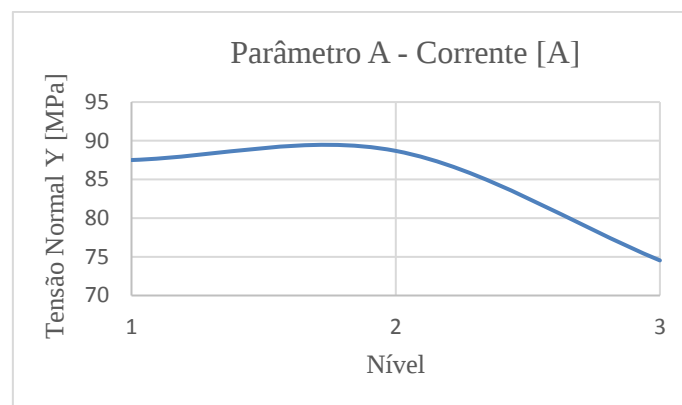


Figura 70 – Curva dos valores médios de tensões em Y para as correntes de soldadura de cada nível.

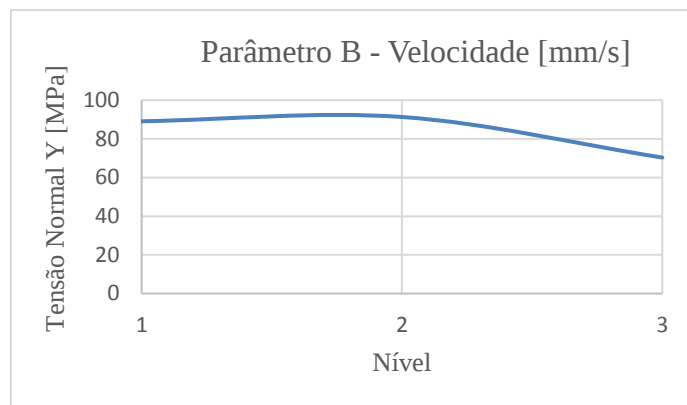


Figura 71 – Curva dos valores médios de tensões em Y para as velocidades de soldadura de cada nível.

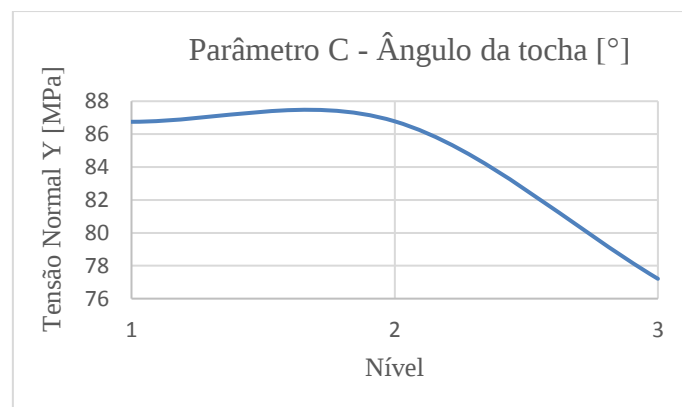


Figura 72 – Curva dos valores médios de tensões em Y para os ângulos da tocha de cada nível.

Deste modo, conclui-se que a combinação ótima dos parâmetros é dada por A3B3C3, na qual corresponde aos menores valores determinados em cada nível, sendo A3 com resultado de 74,533 MPa, B3 com valor de 70,335 MPa e C3 com 77,207 MPa.

A análise de variância dos resultados das simulações para as tensões normais Y é mostrada na Tabela 11.

Tabela 11 – ANOVA para tensão normal Y.

Parâmetro	GL	SQ	QM	Valor F	Valor-P	Contribuição (%)
Corrente	2	1110,8	555,4	1,77	0,196	10,76
Velocidade	2	2389,8	1194,9	3,81	0,040	23,15
Ângulo da tocha	2	548,1	274,0	0,87	0,433	5,31
Erro	20	6276,3	313,8			60,79
Total	26	10325,0				

Em suma, de acordo com a Tabela 11 nota-se que o parâmetro com maior influência no estudo das tensões normais Y é a velocidade, com contribuição de 23,15%. Assim como nas tensões residuais em X, o parâmetro com menor influência também é o ângulo da tocha, com 5,31% de contribuição. Acerca do elevado valor do

erro de 60,79% se dá pelo mesmo motivo explicado anteriormente, que o mesmo indica que o refinamento da malha poderia ser maior e que se justifica pelo facto do número de graus de liberdade ser demasiado maior do que cada um dos parâmetros analisados.

6-3- Distorção total

Para a distorção total, os resultados foram analisados considerando as mesmas coordenadas das partículas usadas na análise das tensões residuais em X, ou seja, foram estudados os pontos criados transversalmente ao cordão de solda, que representam as partículas de 24 a 41 conforme mostra a Figura 48 no início do capítulo.

Então, fixando-se as velocidades de soldadura e ângulo da tocha para cada nível, foram desenvolvidos gráficos e tabelas que permitiram também conhecer a combinação ótima dos parâmetros.

Na sequência, ao observar as curvas dos gráficos nota-se que há uma similaridade entre as características das mesmas, onde o valor obtido no início da soldadura está próximo ao último valor calculado pelo programa. Além disso, constata-se também que os dois últimos gráficos apresentam uma característica constante nas curvas, principalmente a simulação 9 no último gráfico apresentado, facto que indica que os níveis de distorções não sofreram variações significativas como em algumas anteriores, que na região do cordão de solda apresentam uma queda nos valores e após um determinado instante elevam-se com o resfriamento e solidificação da poça de fusão.

Outro facto que observa-se é que os resultados das simulações com corrente de 202 A apontaram para um aumento significativo das distorções, indicando que ao aumentar o aporte térmico e também o tamanho do filete de solda, podem contribuir consideravelmente nos valores.

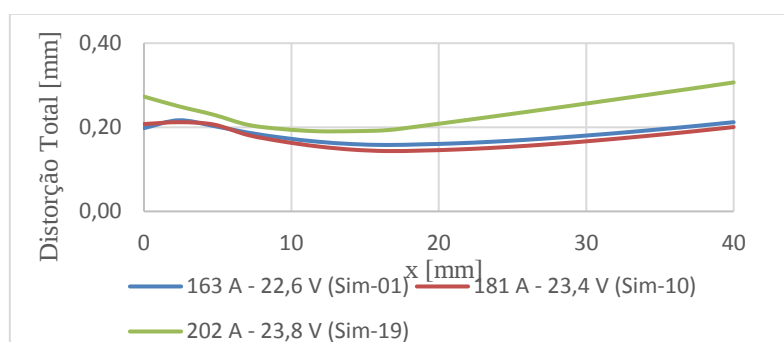


Figura 73 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

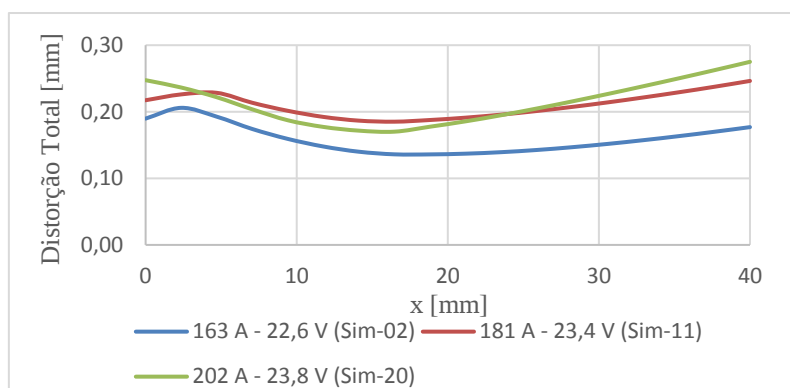


Figura 74 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

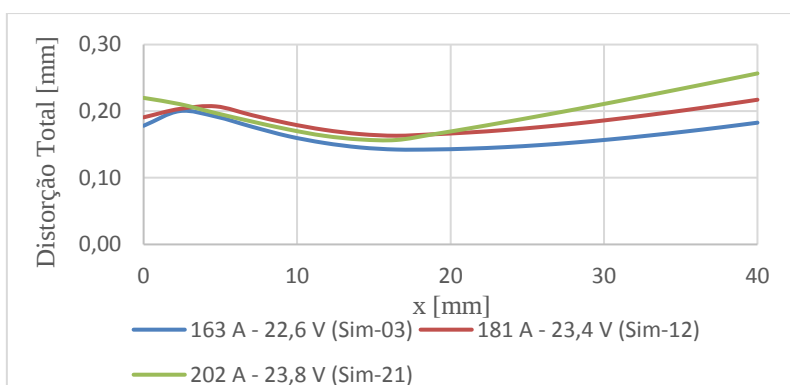


Figura 75 – Gráfico das simulações com velocidades de 10 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

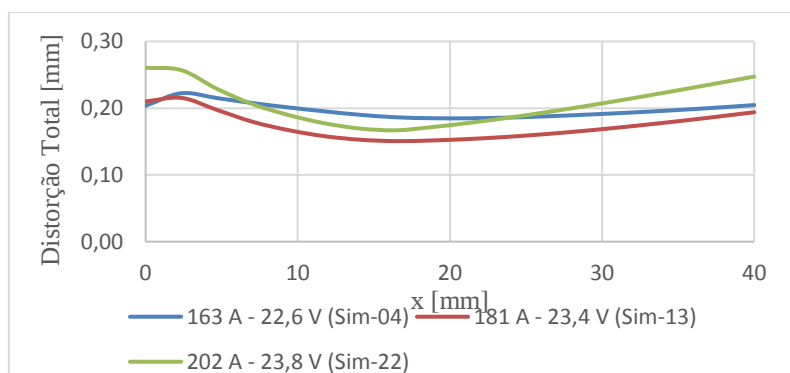


Figura 76 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

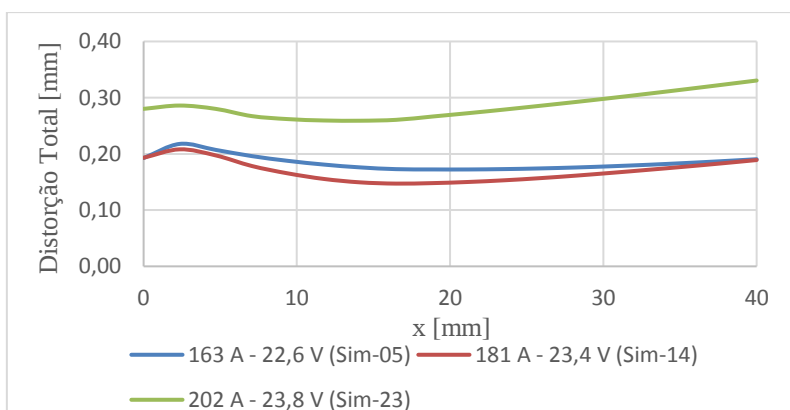


Figura 77 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

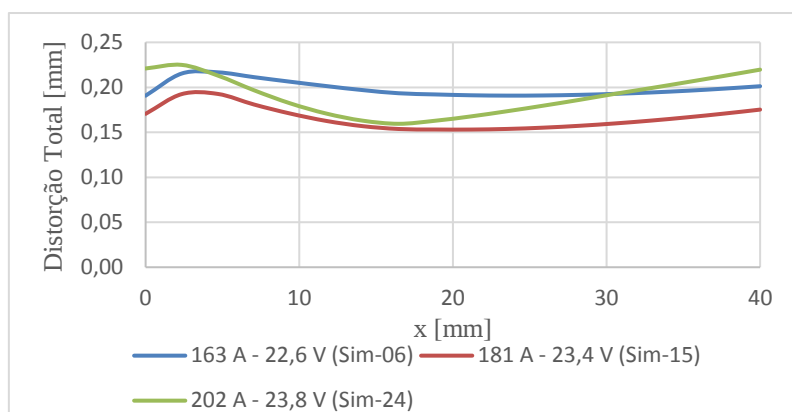


Figura 78 – Gráfico das simulações com velocidades de 13 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

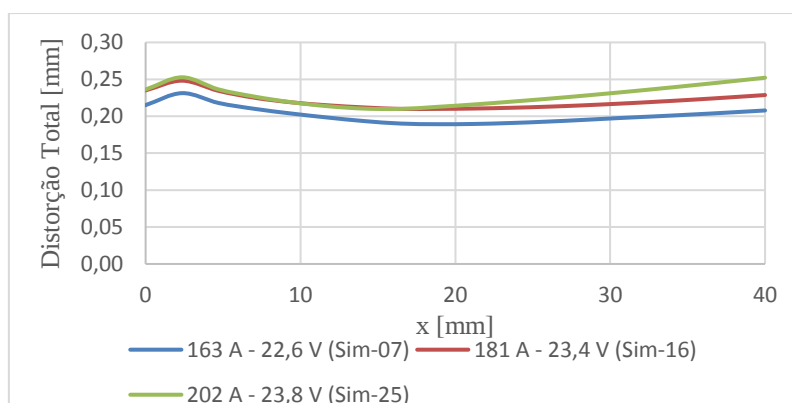


Figura 79 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 30°.

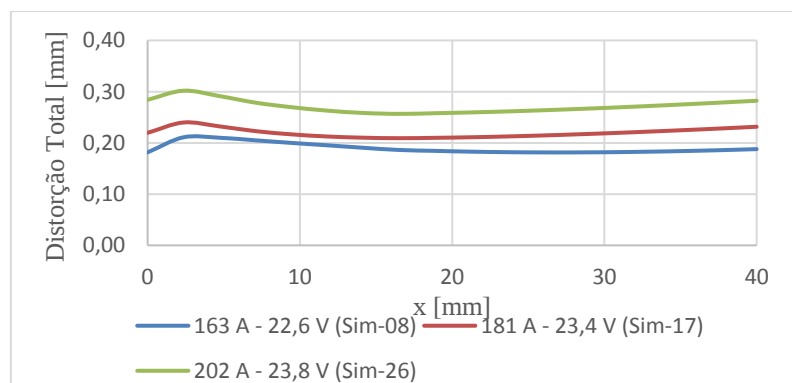


Figura 80 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 45°.

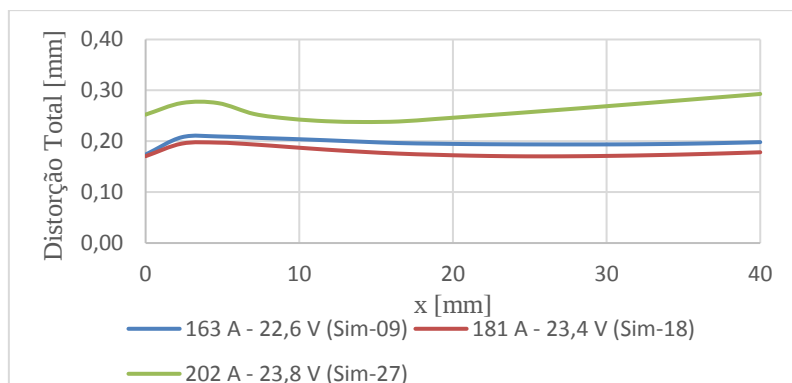


Figura 81 – Gráfico das simulações com velocidades de 16 mm/s e ângulos da tocha de 60°.

Deste modo, como realizado no estudo das tensões residuais, para as distorções totais realizou-se as tabelas e gráficos finais para conclusão das discussões.

Tabela 12 – Valores máximos de distorções totais.

Simulação	D_T [mm]	Simulação	D_T [mm]	Simulação	D_T [mm]
1	0,217	10	0,212	19	0,307
2	0,206	11	0,246	20	0,275
3	0,2	12	0,217	21	0,257
4	0,222	13	0,215	22	0,261
5	0,218	14	0,208	23	0,331
6	0,217	15	0,193	24	0,225
7	0,231	16	0,248	25	0,253
8	0,211	17	0,24	26	0,302
9	0,209	18	0,197	27	0,293

Observa-se que as simulações 15 e 23 foram as que obtiveram os menores e maiores níveis de distorções totais, com valores de 0,193 mm e 0,331 mm, respectivamente.

Tabela 13 – Valores médios de distorções totais para cada parâmetro e respectivo nível.

Parâmetro	Nível	D_T [mm]
A1 (163 A - 22,6 V)	1	0,215
A2 (181 A - 23,4 V)	2	0,220
A3 (202 A - 23,8 V)	3	0,278
B1 (10 mm/s)	1	0,237
B2 (13 mm/s)	2	0,232
B3 (16 mm/s)	3	0,243
C1 (30 graus)	1	0,241
C2 (45 graus)	2	0,248
C3 (60 graus)	3	0,223

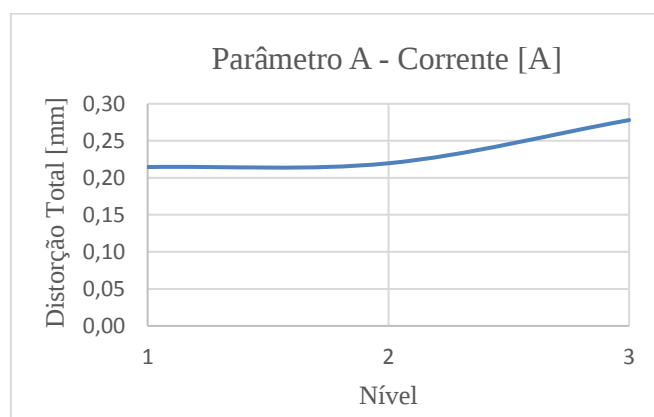


Figura 82 – Curva dos valores médios de distorções totais para as correntes de soldadura de cada nível.

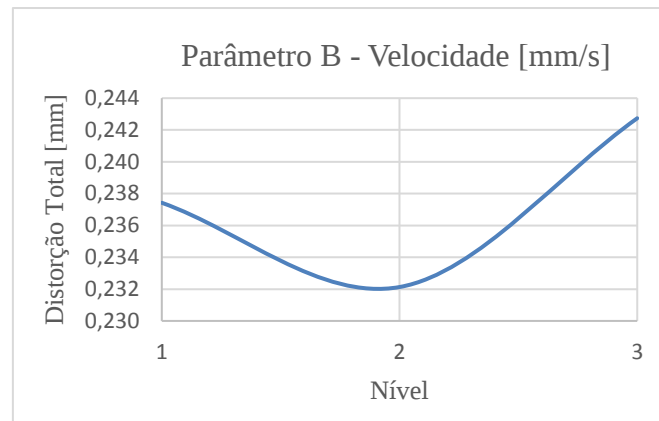


Figura 83 – Curva dos valores médios de distorções totais para as velocidades de soldadura de cada nível.

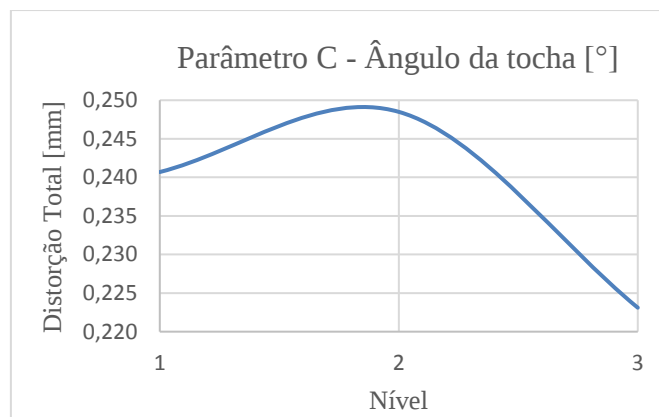


Figura 84 – Curva dos valores médios de distorções totais para os ângulos da tocha de cada nível.

Portanto, conclui-se que a combinação ótima dos parâmetros é dada por A1B2C3, na qual corresponde aos menores valores determinados em cada nível, sendo A1 com resultado de 0,215 mm, B2 com valor de 0,232 mm e C3 com 0,223 mm.

A análise de variância dos resultados das simulações para as distorções totais é mostrada na Tabela 14.

Tabela 14 – ANOVA para distorção total.

Fonte	GL	SQ	QM	Valor F	Valor-P	Contribuição (%)
Corrente	2	0,022349	0,011174	24,53	0,000	63,84
Velocidade	2	0,000506	0,000253	0,56	0,582	1,45
Ângulo da tocha	2	0,003043	0,001522	3,34	0,056	8,69
Erro	20	0,009110	0,000455			26,02
Total	26	0,035008				

Observa-se que o parâmetro com maior influência no estudo das distorções totais do modelo é a corrente, com contribuição de 63,84%. Já o parâmetro com menor influência é a velocidade, com 1,45% de contribuição.

CAPÍTULO.7 CONCLUSÕES E TRABALHOS FUTUROS

7-1- Conclusões

Neste trabalho, o objetivo principal foi a simulação numérica usando o Método dos Elementos Finitos para o estudo das tensões residuais e distorções geradas pelo processo de soldadura MIG em ligas de alumínio Al 6082-T6, na qual foi aplicado metal de adição em liga de alumínio AlSi5 com diâmetro do fio de 1,2 mm. Para isso, com auxílio dos programas de engenharia SolidWorks®, ANSA® e Simufact.Welding®, e do estatístico Minitab®, tornou-se possível chegar às conclusões finais do estudo.

A utilização do Método Taguchi também demonstrou grande relevância neste trabalho, concluindo o objetivo de obter uma combinação ótima dos parâmetros de soldadura a fim de minimizar o nível de tensões residuais e distorções geradas, garantindo então a qualidade final do produto.

O uso do *software* estatístico Minitab® permitiu verificar os parâmetros do processo que são estatisticamente significativos, auxiliando na identificação das variáveis que exercem maior influência sobre o desempenho do processo através da análise de variância ANOVA.

A combinação ótima dos parâmetros de soldadura para minimizar os níveis de tensões residuais transversais (σ_x) foi a A1B3C1, na qual corresponde às configurações da simulação 7, com corrente de 163 A, tensão de 22,6 V, velocidade de soldadura de 16 mm/s e ângulo da tocha de 30°. A análise de variância ANOVA proporcionou a definição dos parâmetros com maior e menor influência no processo. O parâmetro com maior influência foi a corrente, com contribuição de 22,95%. Já o parâmetro com menor influência foi o ângulo da tocha, com 3,99% de contribuição.

Para as tensões residuais longitudinais (σ_y), a configuração ótima dos parâmetros de soldadura foi a A3B3C3, em que representam os ajustes da simulação 27, com corrente de 202 A, tensão de 23,8 V, velocidade de soldadura de 16 mm/s e ângulo da tocha de 60°. De acordo com a análise de variância ANOVA, o parâmetro com maior influência foi a velocidade, com contribuição de 23,15%. Já o parâmetro com menor influência foi o ângulo da tocha, com 5,31% de contribuição.

Por último, para as distorções totais a combinação ótima foi a A1B2C3, correspondente às configurações da simulação 6, com corrente de 163 A, tensão de 22,6

V, velocidade de soldadura de 13 mm/s e ângulo da tocha de 60°. Segundo a análise de variância ANOVA, os parâmetros com maior e menor influência foram a corrente e a velocidade, com contribuições de 63,84% e 1,45%, respectivamente.

7-2- Trabalhos futuros

Em termos de trabalhos futuros, existem algumas linhas de desenvolvimento que podem ser seguidas.

Seria interessante realizar análises experimentais com uso de extensômetros elétricos através de métodos semi-destrutivos, como por exemplo a Técnica do Furo Cego (*Hole Drilling*), ou por meio de métodos não destrutivos, como a difração de raios-X, ou seja, técnicas utilizando propriedades sensíveis à tensão, isto com o objetivo de realizar uma comparação com o método numérico executado pelo *software* Simufact.Welding®, o que melhoraria os estudos com vista a uma aplicação mais real possível e verificaria o nível de exatidão do programa.

Outra linha de desenvolvimento interessante é o estudo das tensões residuais e distorções em outros tipos de juntas soldadas, como por exemplo, modelos de junções de tubos em “T” (*Tube T-joint*) ou de chapas (*T-joint*) usando dois ou mais elementos soldados para verificar a influência que um tem sobre o outro. Além disso, seria relevante também realizar simulações para outros tipos de processos de soldadura, mantendo as ligas de alumínio como material dos elementos.

A realização de estudos em peças com juntas em chanfro e soldas multipasses também seria interessante, na qual poderiam ser executados com chapas mais espessas, analisando outras sequências de soldadura. É importante ressaltar que o *software* Simufact.Welding® pode simular uma ampla gama de processos e métodos de fabrico, o que torna mais acessível o desenvolvimento de novas ideias para trabalhos futuros.

REFERÊNCIAS

- [1] Parlane, A. J. A.; Allen, J. S.; Harrison, J. D.; Leggatt, R. H.; Dwight, J. B.; Bailey, N.; Procter, E; Saunders, G. G. “Residual stresses and their effect”. The Welding Institute, United Kingdom, 1981.
- [2] Bezerra, A. C. “Simulação numérica da soldagem com aplicação à caracterização do comportamento dinâmico de estruturas soldadas”. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 2006.
- [3] Lu, J.; James, M.; Roy, G. “Handbook of measurement of residual stresses”. Society for Experimental Mechanics, Inc., 1996.
- [4] Yaghi, A.; Becker, A. “State of the art review – Weld simulation using Finite Element Methods”. Project FENET EU Thematic Network. University of Nottingham, United Kingdom, 2004.
- [5] Dar, N. U. “Expert system for optimization of welding process of thin walled HSLA steel structures”. Doctoral Dissertation. University of Engineering and Technology, Pakistan, 2009.
- [6] Dar, N. U.; Qureshi, E. M.; Hammouda, M. “Analysis of weld-induced residual stresses and distortions in thin-walled cylinders”. Journal of Mechanical Science and Technology. Vol. 23, Issue 4, pp. 1118-1131, 2009.
- [7] Debicari, A. “Control of distortion and residual stresses in girth welded pipes”. Doctoral Dissertation. Massachusetts Institute of Technology, United States, 1986.
- [8] Zhu, X.; Chao, Y. “Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation”. Computers and Structures. Vol. 80, Issue 11, pp. 967-976, 2002.
- [9] Lindgren, L. E. “Computational welding mechanics: Thermomechanical and microstructural simulations”. Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2007.
- [10] Bae, D.; Cho, C.; Hong, J.; Tsai, C. “Numerical analysis of welding residual stress using heat source models for the multi-pass weldment”. KSME International Journal. Vol. 16, Issue 9, pp. 1054-1064, 2002.
- [11] Lundbäck, A. “Finite Element Modelling and simulation of welding of aerospace components”. Licentiate Thesis. Luleå University of Technology, Sweden, 2003.
- [12] Depradeux, L. “Simulation numerique du soudage – Acier 316L validation sur cas tests de complexite croissante”. Thèse de Doctorat. L’Institut National Des Sciences Appliquees de Lyon, France, 2004.

-
- [13] Mochizuki, M.; Matsushima, S.; Toyoda, M.; Thaulow, C. "Fundamental study of thermal stress generation during welding heat cycles. Studies on numerical simulation of temperature, microstructure and thermal stress histories during welding, and their application to welded structures". *Welding International*. Vol. 19, Issue 9, pp. 702-710, 2005.
- [14] Camilleri, D.; Gray, T. G. F. "Computationally efficient welding distortion simulation techniques". *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*. Vol. 13, Issue 8, pp. 1365-1382, 2005.
- [15] Siddique, M.; Abid, M. "Numerical simulation of mechanical stress relieving in a multi-pass GTA girth welded pipe-flange joint to reduce IGSCC". *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*. Vol. 13, Issue 8, pp. 1383-1402, 2005.
- [16] Ji, S. D.; Fang, H. Y.; Liu, X. S.; Meng, Q. G. "Influence of a welding sequence on the welding residual stress of a thick plate". *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*. Vol. 13, Issue 4, pp. 553-565, 2005.
- [17] Deng, D.; Murakawa, H. "Numerical simulation of temperature field and residual stress in multi-pass welds in stainless steel pipe and comparison with experimental measurements". *Computational Materials Science*. Vol. 37, Issue 3, pp. 269-277, 2006.
- [18] Deng, D.; Murakawa, H.; Liang, W. "Numerical and experimental investigations on welding residual stress in multi-pass butt-welded austenitic stainless pipe". *Computational Materials Science*. Vol. 42, Issue 2, pp. 234-244, 2008.
- [19] Deng, D.; Kiyoshima, S.; Serizawa, H.; Murakawa, H.; Horii, Y. "Numerical investigation on welding residual stress in 2.25Cr-1Mo steel pipes". *Transactions of Joining and Welding Research Institute*. Vol. 36, Issue 1, 2007.
- [20] Chang, P.; Teng, T. "Numerical and experimental investigations on the fatigue life evaluation of butt-welded joints". *Metals and Materials International*. Vol. 14, Issue 3, pp. 361-372, 2008.
- [21] Rosa, T. "Modelação térmica e de tensões residuais de soldadura de metais duros". Dissertação de Mestrado. Faculdade de Ciências e Tecnologia, Monte de Caparica, Portugal, 2008.
- [22] Wentz, A. "Simulações de soldagem por arco e resistência elétrica usando o Método dos Elementos Finitos". Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil, 2008.
-

-
- [23] Capriccioli, A.; Frosi, P. “Multipurpose Ansys FE procedure for welding processes simulation”. *Fusion Engineering and Design*. Vol. 84, Issues 2-6, pp. 546-553, 2009.
- [24] Díaz, J. C.; Rodríguez, P.; Nieto, P.; Castro-Fresno, D. “Comparative analysis of TIG welding distortions between austenitic and duplex stainless steels by FEM”. *Applied Thermal Engineering*. Vol. 30, Issue 16, pp. 2448-2459, 2010.
- [25] Gannon, L.; Liu, Y.; Pegg, N.; Smith, M. “Effect of welding sequence on residual stress and distortion in flat-bar stiffened plates”. *Marine Structures*. Vol. 23, Issue 3, pp. 385-404, 2010.
- [26] Qingyu, S.; Anli, L.; Haiyan, Z.; Aiping, W. “Development and application of the adaptive mesh technique in the three-dimensional numerical simulation of the welding process”. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 121, Issues 2-3, pp. 167-172, 2002.
- [27] Shanmugam, N.S.; Buvanashekar, G.; Sankaranarayanan, K.; Kumar, S. “A transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds”. *Materials and Design*. Vol. 31, Issue 9, pp. 4528-4542, 2010.
- [28] Deng, D.; Kiyoshima, S. “FEM analysis of residual stress distribution near weld start/end location in thick plates”. *Computational Materials Science*. Vol. 50, Issue 8, pp. 2459-2469, 2011.
- [29] Deng, D.; Kiyoshima, S.; Ogawa, K.; Yanagida, N.; Saito, K. “Predicting welding residual stresses in a dissimilar metal girth welded pipe using 3D finite element model with a simplified heat source”. *Nuclear Engineering and Design*. Vol. 241, Issue 1, pp. 46-54, 2011.
- [30] Lidam, R.; Yupiter, H.; Redza, M.; Rahim, M.; Sulaiman, M.; Zakaria, M.; Tham, G.; Abasa, S.; Haruman, E.; Chau, C. “Simulation study on multipassed welding distortion of combined joint types using thermo-elastic-plastic FEM”. *TJER* 2012. Vol. 9, Issue 2, pp. 1-16, 2012.
- [31] Lourenço, M. I.; Guangming, F.; Menglan D.; Segen, F. E. “Effect of boundary conditions on residual stress and distortion in T-joint welds”. *Journal of Construction Steel Research*. Vol. 102, pp. 121-135, 2014.
- [32] Miranda, A. C. M. “Simulação numérica das deformações e tensões residuais na fabricação de um componente soldado”. *Dissertação de Mestrado*. Universidade Federal de Minas Gerais, Brasil, 2015.
-

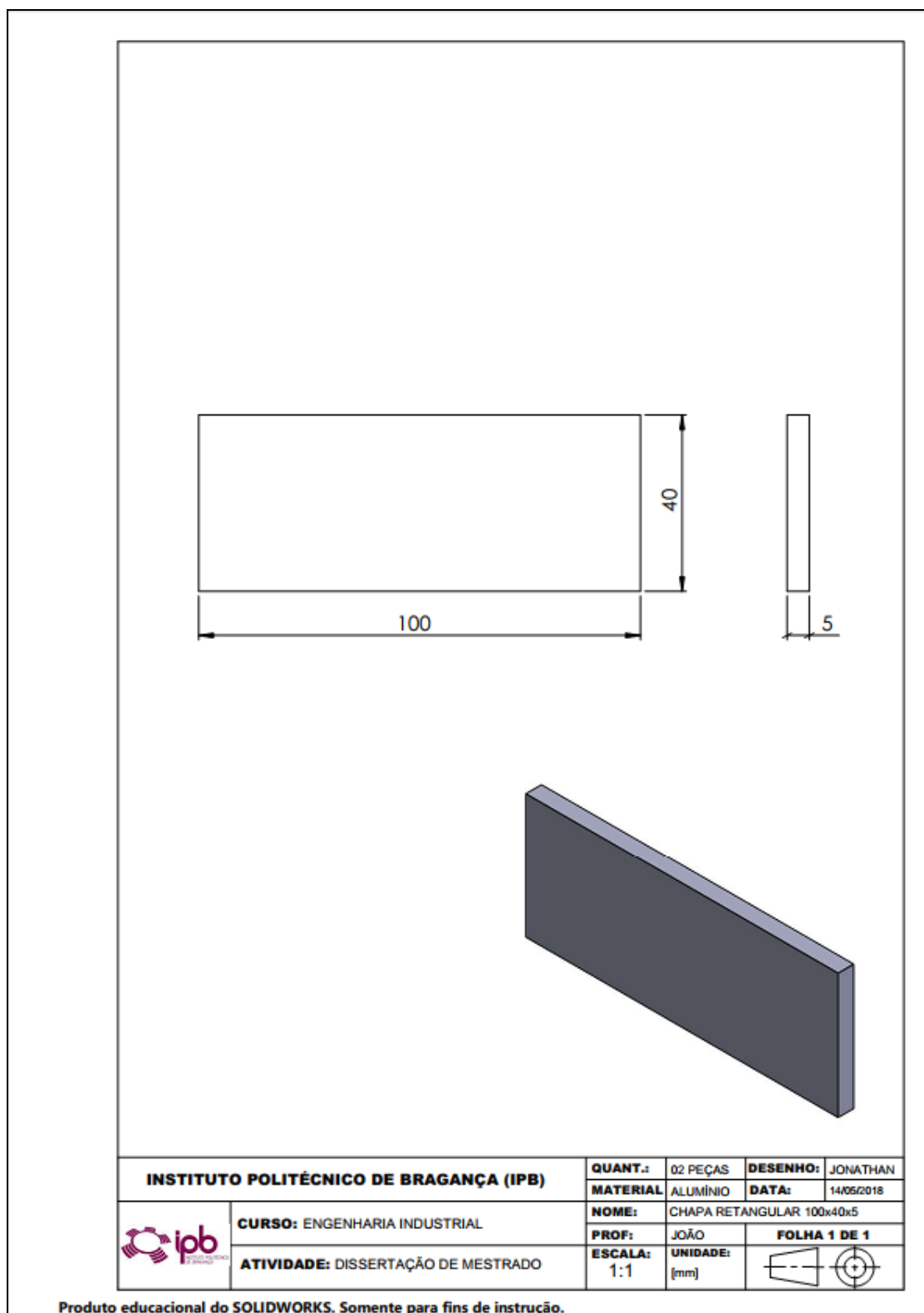
- [33] Ramos, H. M. E. “Modelação numérica de processos de soldadura usando ESI Sysweld”. Dissertação de Mestrado. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 2015.
- [34] Conceição, J. P. “Análise da distribuição de temperatura e distorções em juntas de filete através do Método dos Elementos Finitos”. Monografia (Trabalho de Conclusão do Curso). Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Brasil, 2016.
- [35] Gonçalves, D. C.; Martins, M. C.; Fonseca, M. P. C. “Estudo experimental e numérico de tensões residuais em juntas soldadas com e sem restrição”. Soldagem Insp., São Paulo. Vol. 22, n. 2, pp. 147-162, 2017.
- [36] Marques, P. V.; Modenesi, P. J.; Bracarense, A. Q. “Soldagem: Fundamentos e tecnologia”. Belo Horizonte: Editora Universidade Federal de Minas Gerais, 2005.
- [37] American Welding Society committee. “The Welding Encyclopedia”. 18th Edição. American Welding Society, 1997.
- [38] Wainer, E.; Brandi, S. D.; Mello, F. D. “Soldagem: Processos e metalurgia”. São Paulo: Edgard Blücher Ltda, 1992.
- [39] Miranda, H. C.; Ferraresi, V. A. “Proposta de controle automático da transferência metálica no processo MIG/MAG”. In Anais do III Seminário do Curso de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, pp. 53-56, 1999.
- [40] Figueiredo, K. M. “Mapeamento dos modos de transferência metálica na soldagem MIG de alumínio”. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 2000.
- [41] Altshuller, B. “Guide to GMA welding of aluminum”. Welding Journal. Vol. 77, Issue 6, pp. 49-55, 1998.
- [42] Biloni, H.; Pérez, T. E.; Saggese, M. E.; Solari, M. J. A. “Manual de soldadura de alumínio”. Proyecto Especial de Aluminio OEA – CNEA, Gerencia de Investigacion y Desarrollo. Aluar Aluminio Argentino, Buenos Aires, Argentina, 1981.
- [43] Alcan. “Manual de soldagem”. Alcan Alumínio do Brasil S/A, 1^a Edição, 1993.
- [44] Marques, P. V. “Tecnologia da soldagem”. Editora O Lutador, Belo Horizonte, Minas Gerais, Brasil, 1991.
- [45] Coraini, R. “Soldagem GMAW-P robotizada de alumínio: Influência do tipo de chanfro, tecimento e sentido de laminação na distorção angular”. Dissertação de Mestrado. Universidade Estadual Paulista, Brasil, 2011.
- [46] Fortes, C; Vaz, C. T. “Soldagem MIG/MAG”. Apostila ESAB, São Paulo, 2005.

- [47] Costa, U. P. “Soldagem com processo arame tubular e com alma metálica nos segmentos naval, On e Offshore e de construção”. XXIX Consolda, Brasil, pp. 01-16, 2003.
- [48] Souza, D.; Resende, A. A.; Scotti, A. “Um modelo qualitativo para explicar a influência da polaridade na taxa de fusão no processo MIG/MAG”. Revista Soldagem Insp. ABS, São Paulo. Vol. 14, n. 3, pp. 192-198, 2009.
- [49] Lincoln, J. F. “The procedure handbook of arc welding”. The Lincoln Electric Company. Edition: 14th. Cleveland, Ohio, United States, 2000.
- [50] White Martins. “Soldagem do alumínio e suas ligas”. Informe Técnico, 2002.
- [51] Weingaertner, W. L.; Schroeter, R. B. “Tecnologia de usinagem do alumínio e suas ligas”. 1^a Ed. São Paulo: Alcan Alumínio do Brasil, 1990.
- [52] Póvoa, A. A. “Seminário técnico de soldagem do alumínio e suas ligas”. Associação Brasileira do Alumínio, 1988.
- [53] James, M. R.; Lu, J. “Handbook of measurement of residual stresses”. Edit. Jian Lu. The Fairmont Press, Inc. United States, 1996.
- [54] Ribeiro, J. E. P. C. “Caracterização experimental e numérica de campos de tensões residuais provocadas por processos de fabrico”. Tese de Doutoramento. Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Portugal, 2006.
- [55] Piloto, P. A. G.; Vila Real, P.; Mesquita, L.; Vaz, M. A. P. “Steel mechanical properties evaluated at room temperature after being submitted at fire conditions”. In XXX IAHS World Congress on Housing. Housing Construction: An Interdisciplinary Task, Coimbra, Portugal, 2002.
- [56] Nobre, J. P.; Kornmeier, M.; Dias, A. M.; Scholtes, B. “Use of the hole-drilling method for measuring residual stresses in highly stressed shot-peened surfaces”. Experimental Mechanics. Vol. 40, Issue 3, pp. 289-297, 2000.
- [57] Papanikos, P. “Mechanics of mixed mode fatigue behaviour of cold worked adjacent holes”. Thesis for Doctor of Philosophy. University of Toronto, Canada, 1997.
- [58] Ribeiro, J.; Vaz, M.; Piloto, P. “Medição de campos de tensões residuais – estudo preliminar”. In VII Congresso de Mecânica Aplicada e Computacional, Évora, Portugal, 2003.
- [59] ASM Handbook committee. “Welding, brazing and soldering”. American Society for Metals Handbook. Vol. 6. ASM International, 1993.
- [60] Masubuchi, K. “Analysis of welded structures”. Pergamon Press Ltd. Massachusetts Institute of Technology, United States, 1980.

-
- [61] Almeida, D. F. F. “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, Portugal, 2012.
- [62] Andersen, L. F. “Residual stresses and deformation in steel structures”. PhD Thesis. Department of Naval Architecture and Offshore Engineering. Technical University of Denmark, Lyngby, Denmark, 2000.
- [63] ASTM, S. E. “Standard test method for determining residual stresses by the hole drilling strain-gauge method”. American Society for Testing and Materials, E837-95, 1995.
- [64] Vieira Jr, A. B. “Identificação de tensões em placas retangulares a partir de respostas vibratórias com aplicação a tensões residuais de soldagem”. Tese de Doutorado. Universidade Federal de Uberlândia, Brasil, 2003.
- [65] Kaldas, M. M.; Dickinson, S. M. “Vibration and buckling calculations for rectangular plates subject to complicated in-plane stress distributions by using numerical integration in a Rayleigh-Ritz Analysis”. *Journal of Sound and Vibration*. Vol. 75, Issue 2, pp. 151-162, 1981.
- [66] Radaj, D. “Welding residual stresses and distortion – Calculation and measurement”. Düsseldorf: Ed. DVS-Verlag, 2003.
- [67] Deng, D.; Murakawa, H.; Liang, W. “Numerical simulation of welding distortion in large structures”. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. Vol. 196, Issues 45-48, pp. 4613–4627, 2007.
- [68] Nagy, T. “Investigation of thermal techniques to mitigate buckling distortion in welded panels”. PhD Thesis. Cranfield University, United Kingdom, 2012.
- [69] Cheng, W. “In-plane shrinkage strains and their effects on welding distortion in thin-wall structures”. PhD Thesis. The Ohio State University, United States, 2005.
- [70] Verhaeghe, G. “Predictive formulae for weld distortion - A critical review”. An Abington Publishing Special Report. Cambridge, England, 1999.
- [71] Francis, J. D. “Welding simulations of aluminum alloy joints by Finite Element Analysis”. Masters Thesis. Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, United States, 2002.
- [72] Nguyen, N. T.; Ohta, A.; Matsuoka, K.; Suzuki, N.; Maeda, Y. “Analytical solution of Double-Ellipsoidal moving heat source and Its use for evaluation of residual

- stresses in bead-on-plate”. International Workshop on Fracture Mechanics and Advanced Materials. Sydney University, Australia, 1999.
- [73] Fassani, R. N. S.; Trevisan, O. V. “Analytical modeling of multipass welding process with distributed heat source”. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. Vol. 25, Issue 3, pp. 302-305, 2003.
- [74] Lindgren, L. E.; Häggblad, H. A.; McDill, J. M. J.; Oddy, A. S. “Automatic remeshing for three-dimensional finite element simulation of welding”. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering. Vol. 147, Issues 3-4, pp. 401-409, 1997.
- [75] Goldak, J.; Chakravarti, A.; Bibby, M. “A new finite element model for welding heat sources”. Metallurgical Transactions B, Vol. 15, Issue 2, pp. 299–305, 1984.
- [76] Simufact.Welding®. V. 6.0.0 – MSC Software Corporation, 2016.
- [77] Sysweld®. “Welding Wizard Reference Manual”. ESI Group, 2005.
- [78] Lemaitre, J.; Chaboche, J. L. “Mécanique des matériaux solides”. Dunod, 2nd Edition, 1988.
- [79] Marc® User Manual. “Volume A: Theory and user information”. MSC Software Corporation, 2015.
- [80] Sun, G.; Fang, J.; Tian, X.; Li, G.; Li, Q. “Discrete robust optimization algorithm based on Taguchi method for structural crashworthiness design”. Expert Systems with Applications, Vol. 42, Issue 9, pp. 4482–4492, 2015.
- [81] Garg, N.; Kumar, A.; Maji, S. ”Parametric sensitivity analysis of factors affecting sound insulation of double glazing using Taguchi method”. Applied Acoustics, Vol. 74, Issue 12, pp. 1406–1413, 2013.
- [82] Pimenta, C. D.; Silva, M. B.; Ribeiro, R. B.; Claro, F. A. E. “Método Taguchi aplicado na identificação dos fatores causadores da descarbonetação do arame de aço SAE 51B35, durante tratamento térmico de esferoidização”. GEPROS. Gestão da Produção, Operações e Sistemas, Ano 7, n. 2, p. 97-108, 2012.
- [83] Taguchi, G.; Konishi, S. “Orthogonal arrays and linear graphs”. Taguchi Methods. Tools for Quality Engineering. American Supplier Institute, Inc., Allen Park, Michigan, 1987.
- [84] Suporte ao Minitab® 18. Disponível em: <<https://support.minitab.com/pt-br/minitab/18/help-and-how-to/modeling-statistics/doe/supporting-topics/taguchi-designs/what-is-the-signal-to-noise-ratio/>>. Acesso em: 30 de Abril de 2018.
- [85] ESI Group. Mesh Proceedings for High Quality Results, 2014.

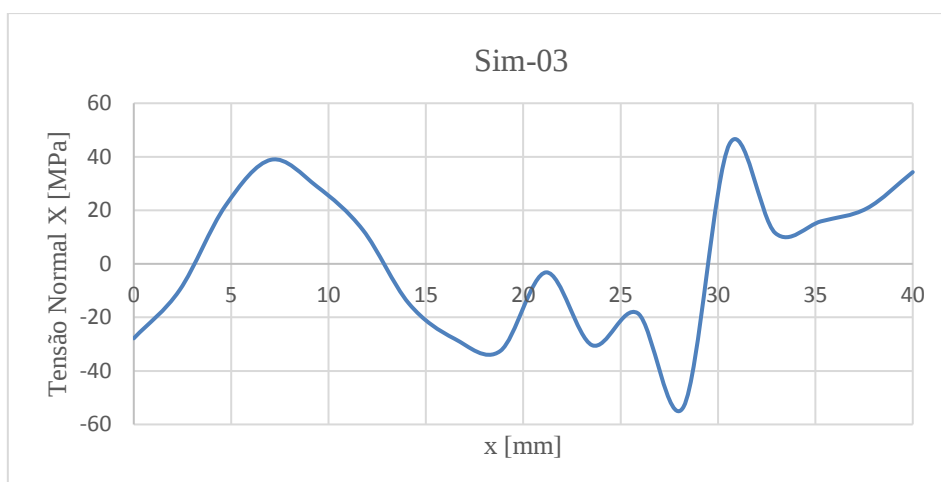
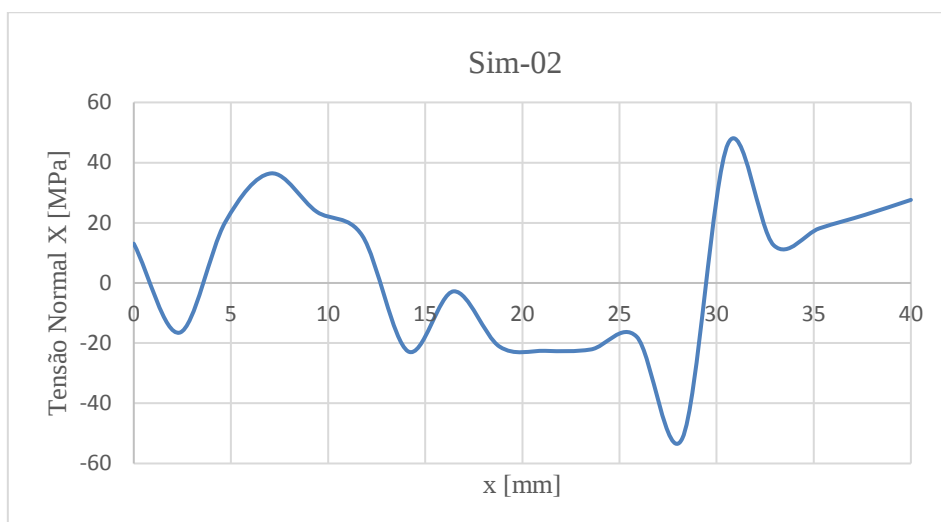
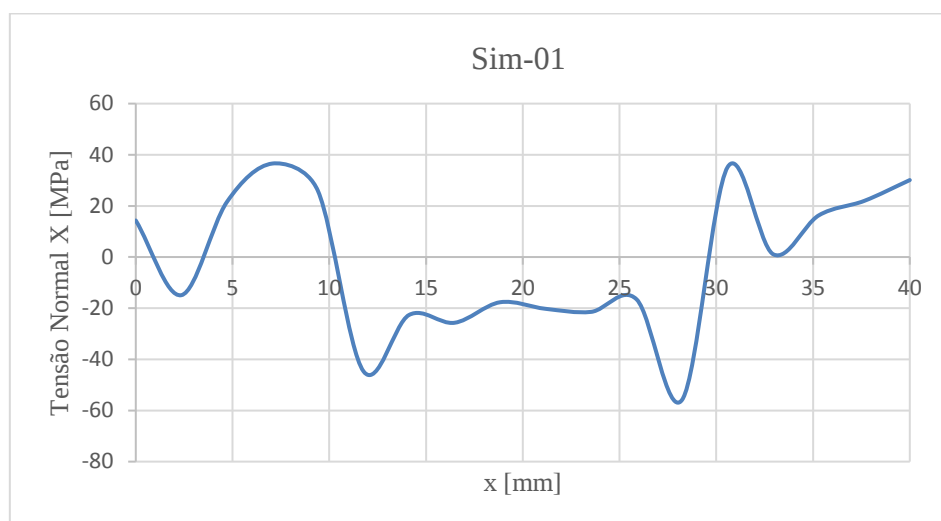
ANEXO I – DESENHO TÉCNICO DA CHAPA DE ALUMÍNIO

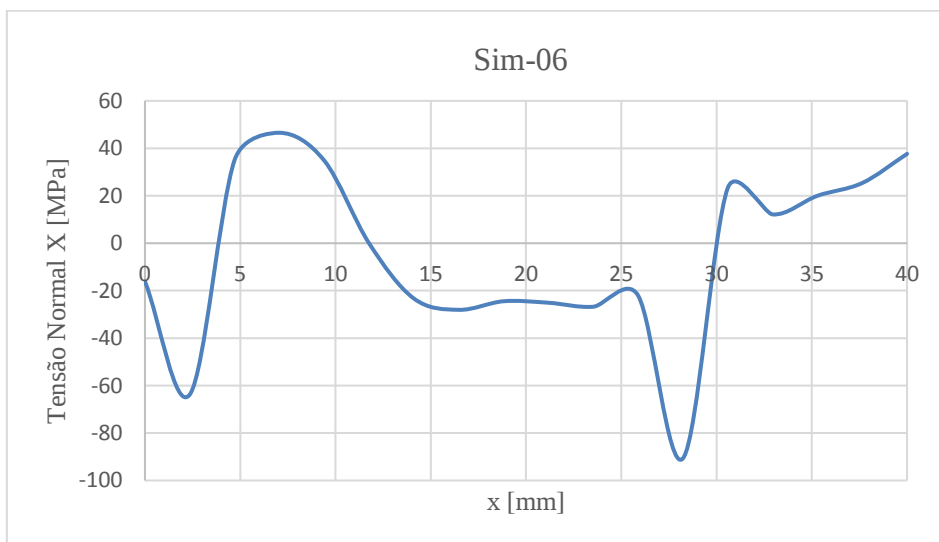
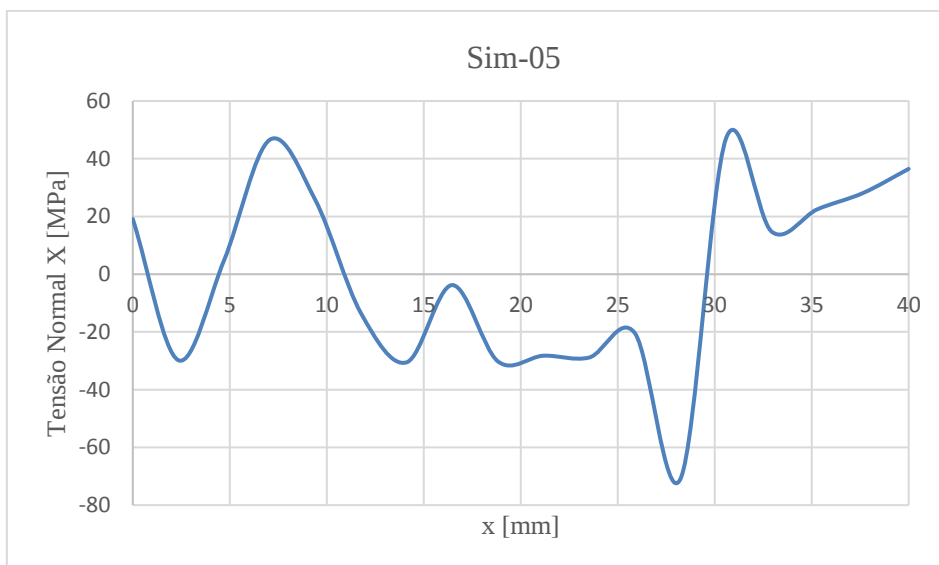
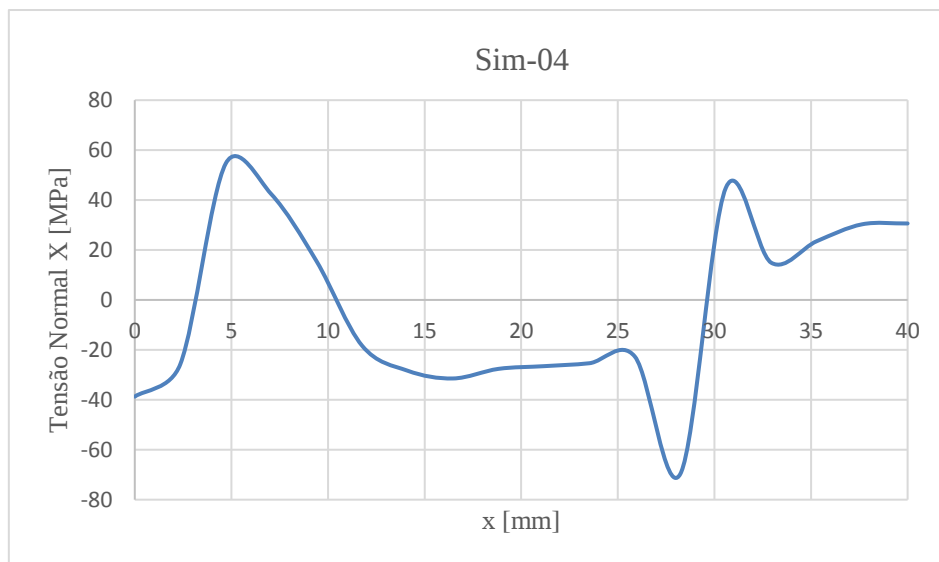


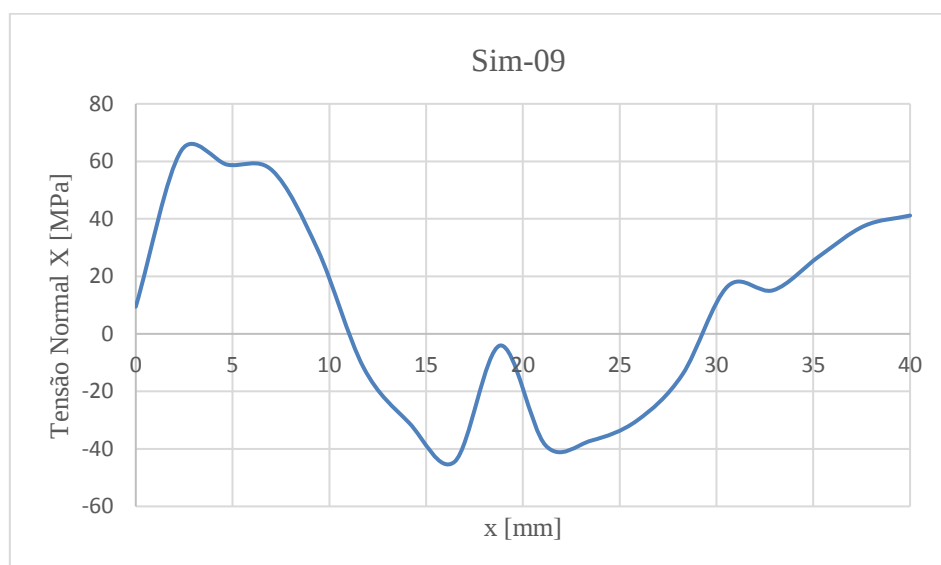
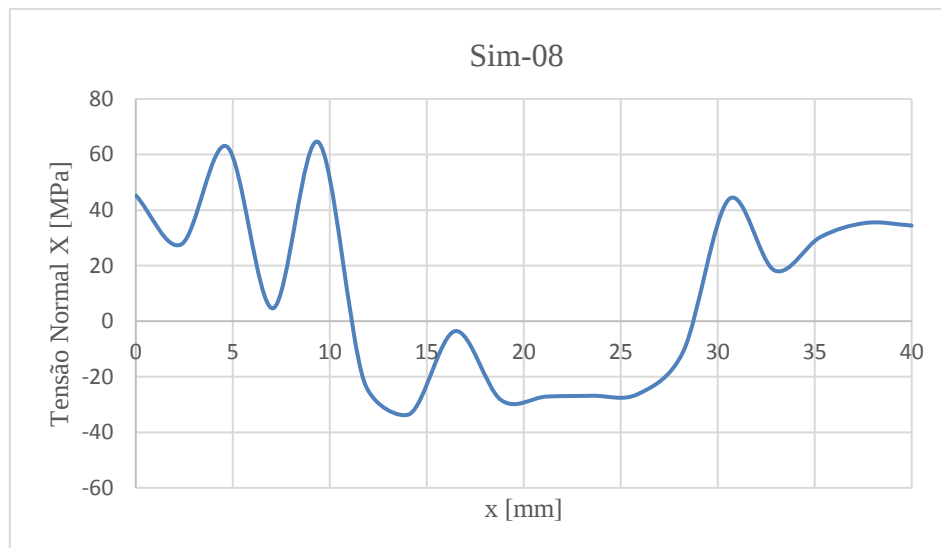
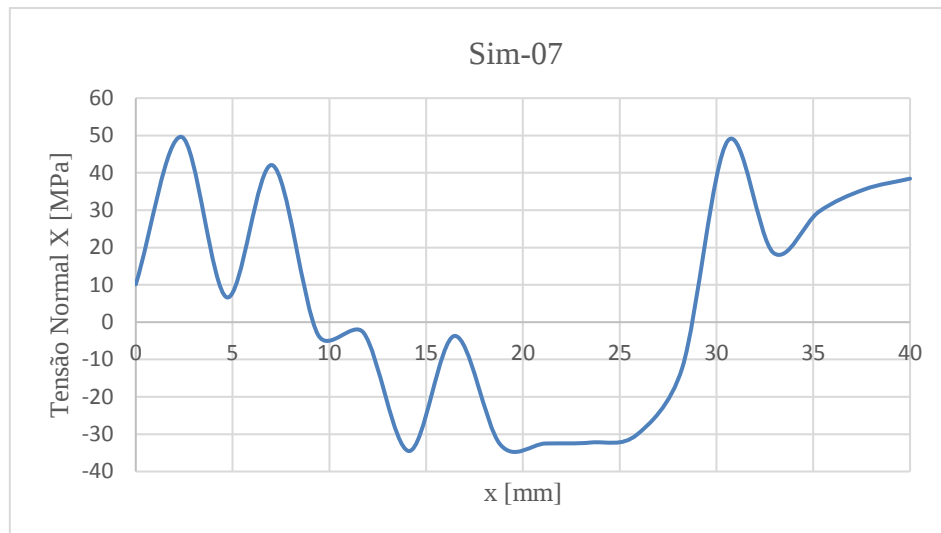
ANEXO II – EXEMPLO DE CÓDIGO DA TRAJETÓRIA DO ROBÔ

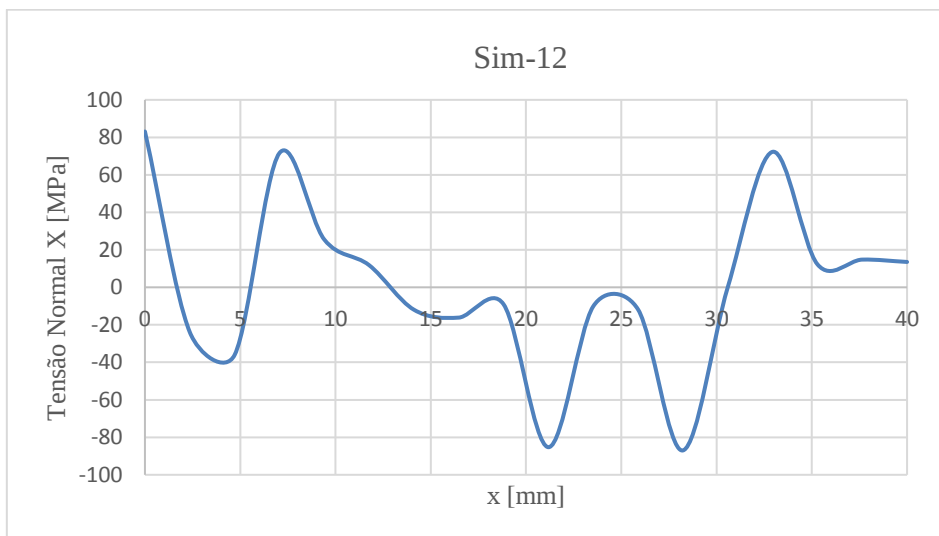
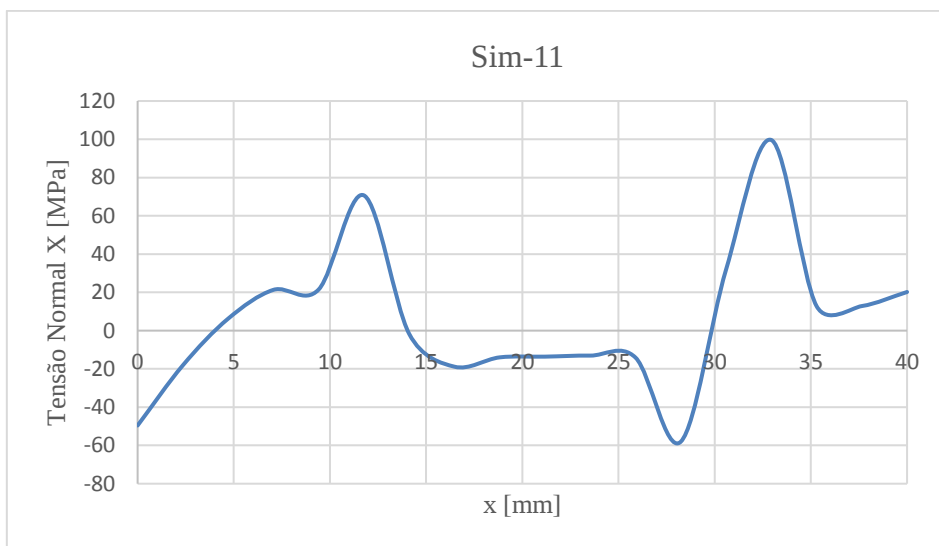
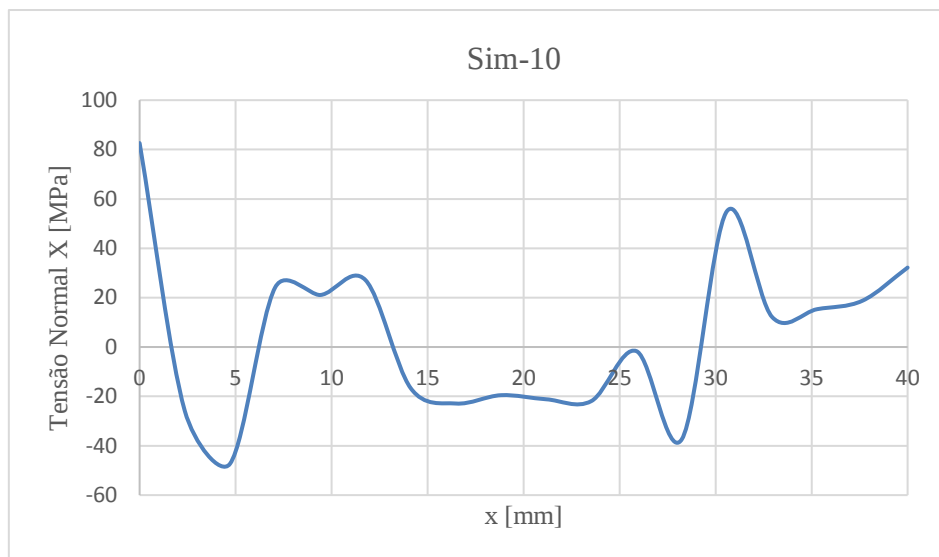
```
/JOB
//NAME RESIDUAL45_JONATHAN2
//POS
///NPOS 9,0,9,0,0,0
///TOOL 0
///POSTYPE PULSE
///PULSE
C00000=0,0,-4,0,-5,1
C00001=-39042,51908,37532,-66151,-104145,47101
C00002=-38735,92918,21079,-54714,-95692,61346
C00003=-34238,125720,44540,-60615,-95774,61396
C00004=-33377,130578,46695,-61515,-95471,61662
C00005=-31939,144995,67533,-62954,-97372,59252
C00006=-31472,133520,58783,-59301,-94060,59251
C00007=-42337,56661,-12103,-53545,-97036,62568
C00008=0,0,-4,0,-5,1
EC00000=1124,-358655
EC00001=1124,-356679
EC00002=1124,-356682
EC00003=1124,-356682
EC00004=1123,-356682
EC00005=1123,-356682
EC00006=1124,-356682
EC00007=1124,-356682
EC00008=1124,-358655
//INST
///DATE 2018/05/10 13:06
///ATTR SC,RW
///GROUP1 RB1
///GROUP2 ST1
NOP
MOVJ C00000 VJ=20.00 +MOVJ EC00000 VJ=20.00
```

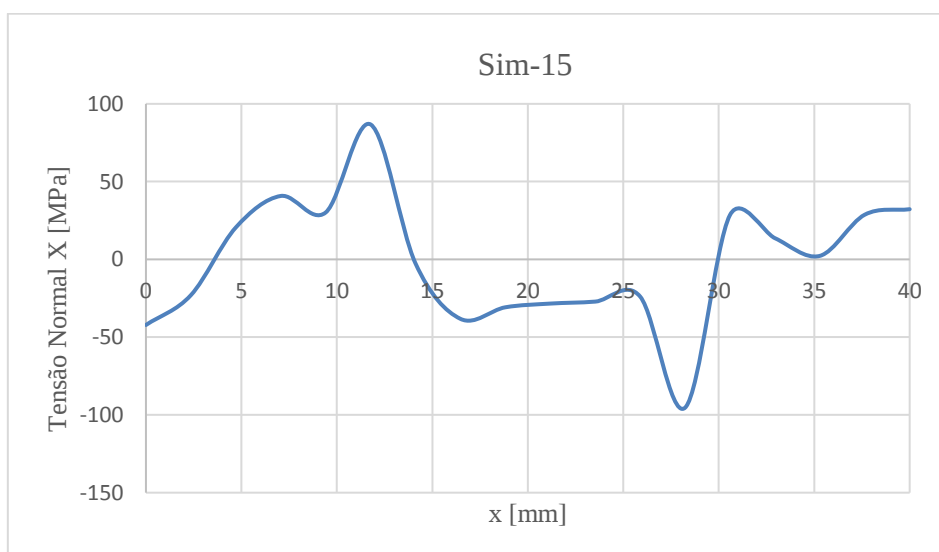
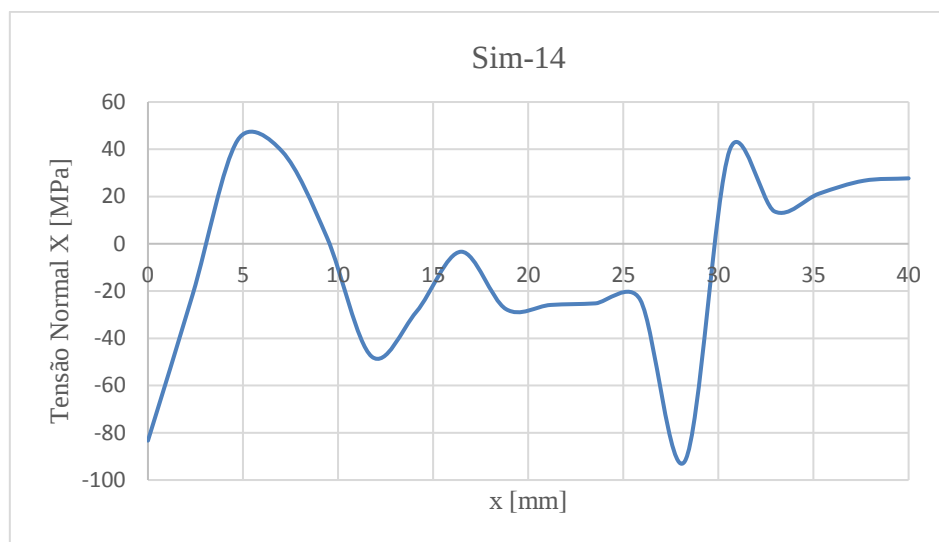
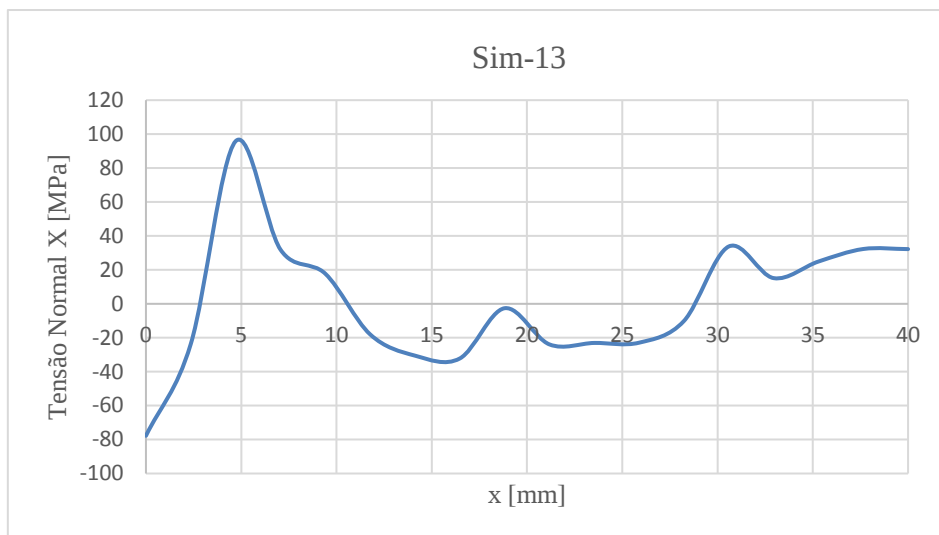
MOVJ C00001 VJ=20.00 +MOVJ EC00001 VJ=20.00
MOVJ C00002 VJ=10.00 +MOVJ EC00002 VJ=0.78
MOVJ C00003 VJ=10.00 +MOVJ EC00003 VJ=0.78
DOUT OT#(17) ON
ARCSET ASF#(1)
MOVL C00004 V=11.0 +MOVJ EC00004 VJ=0.78
ARCON ASF#(2)
MOVL C00005 V=16.0 +MOVJ EC00005 VJ=0.78
ARCOF
TIMER T=20.00
DOUT OT#(17) OFF
MOVL C00006 V=11.0 +MOVJ EC00006 VJ=0.78
MOVJ C00007 VJ=10.00 +MOVJ EC00007 VJ=0.78
MOVJ C00008 VJ=10.00 +MOVJ EC00008 VJ=0.78
END

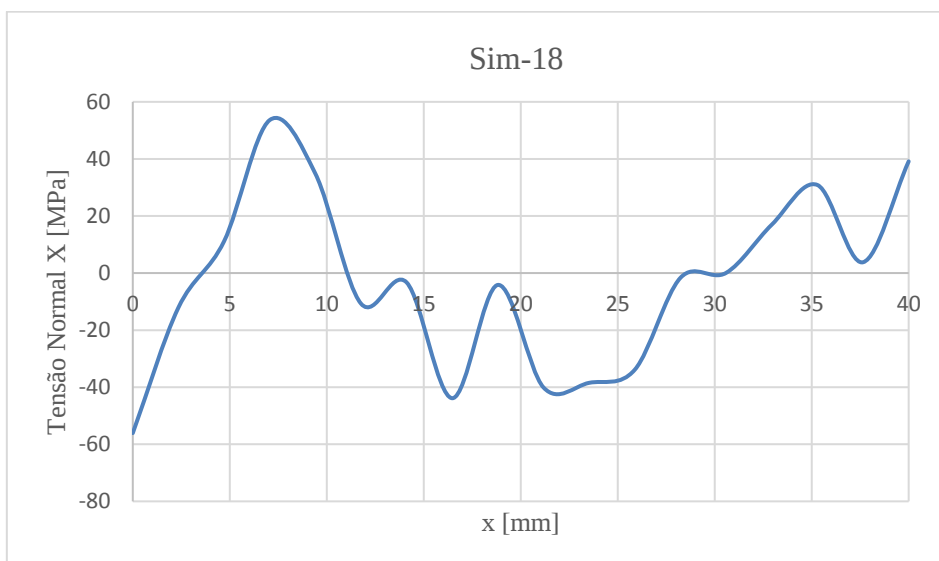
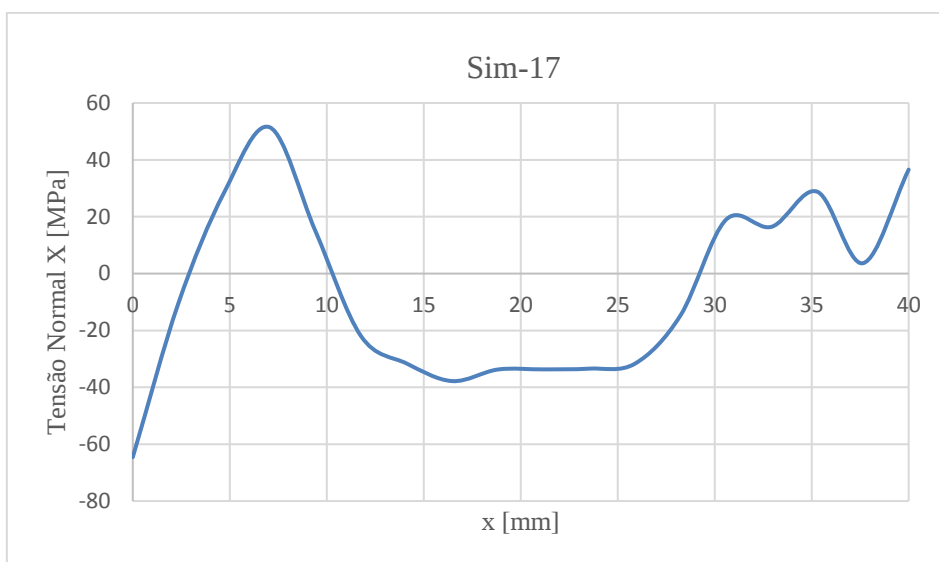
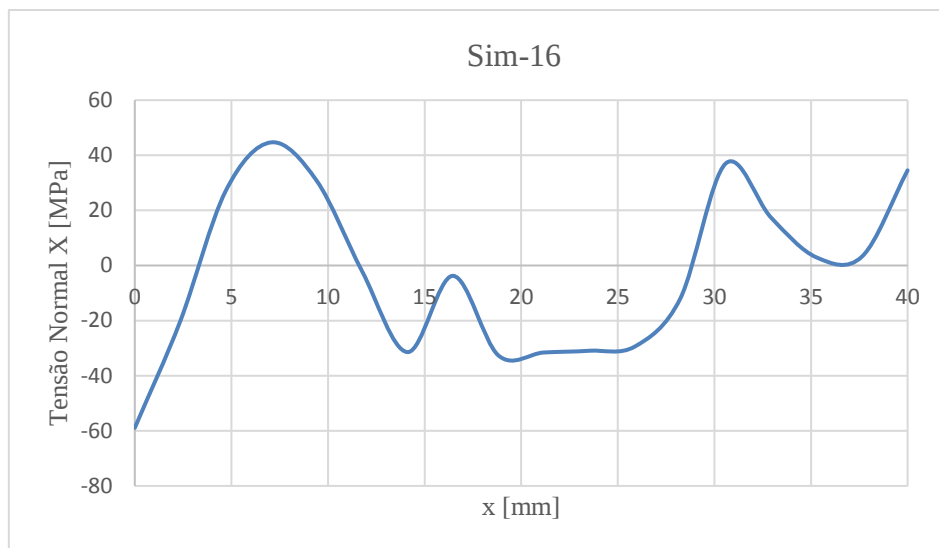
ANEXO III – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – TENSÃO NORMAL X

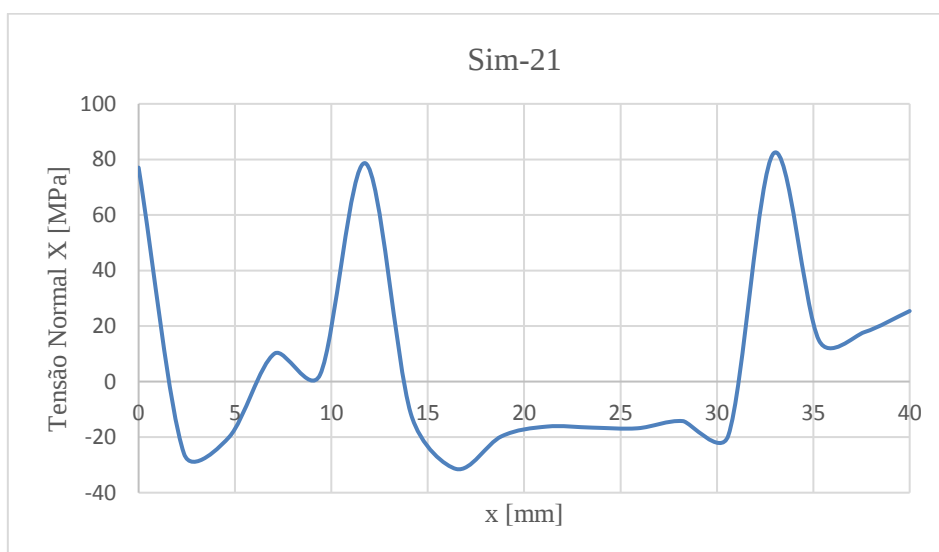
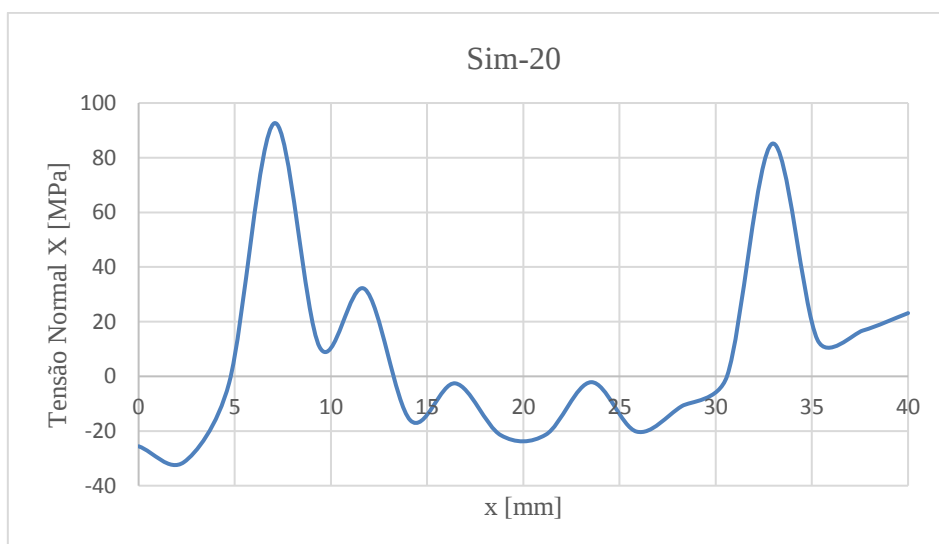
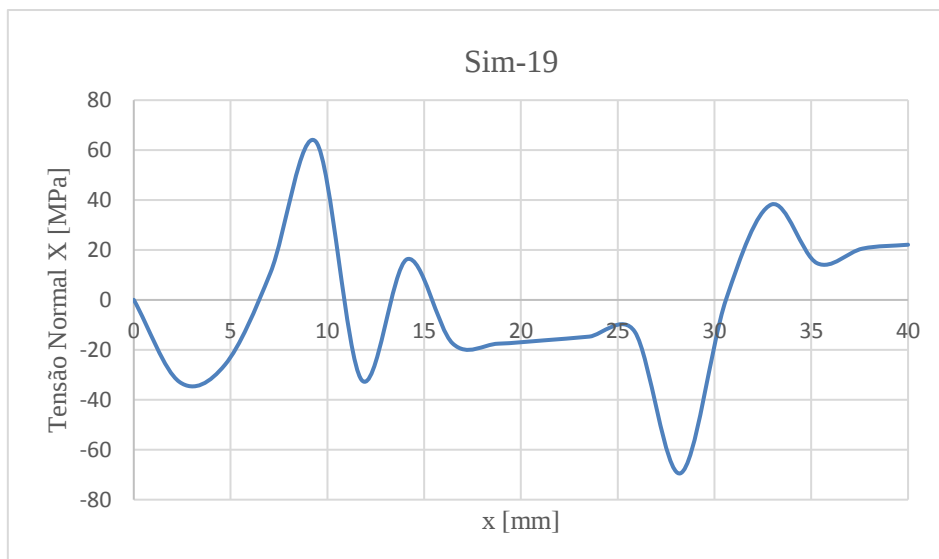


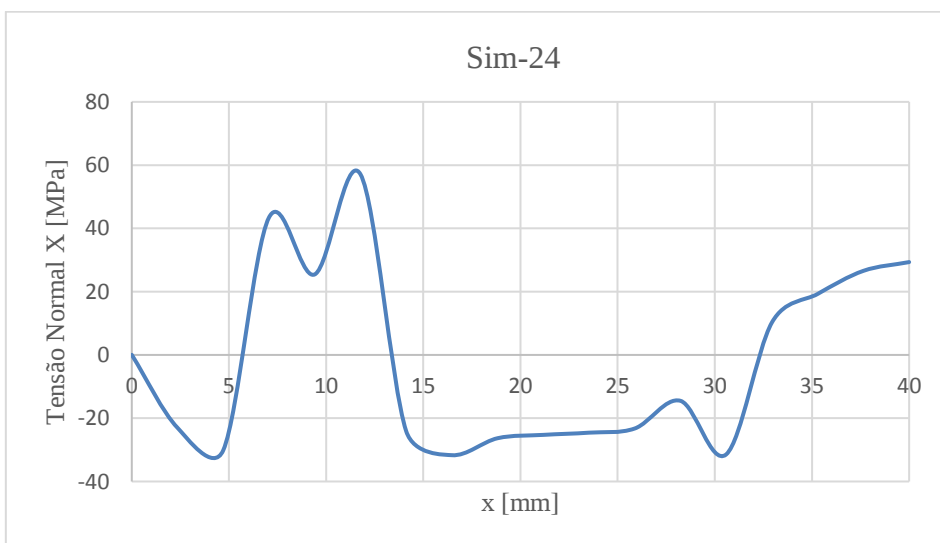
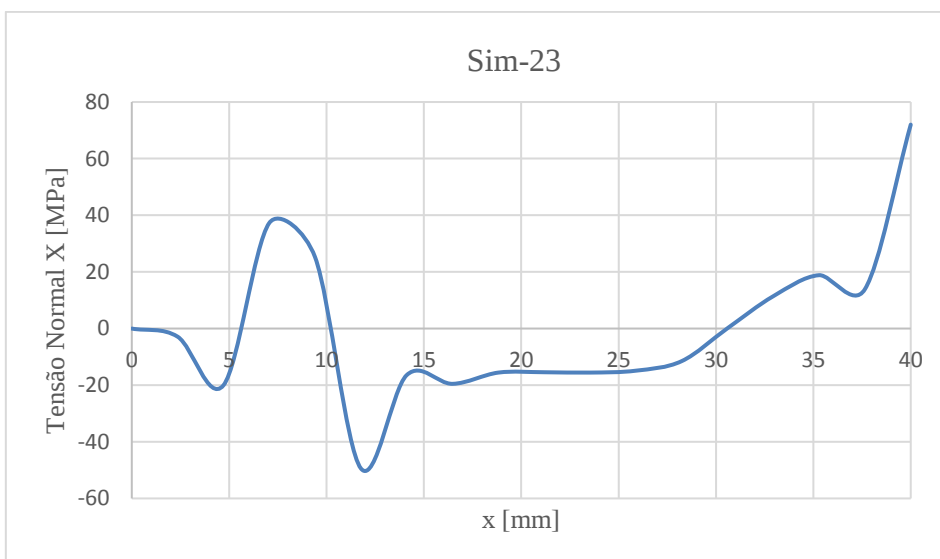
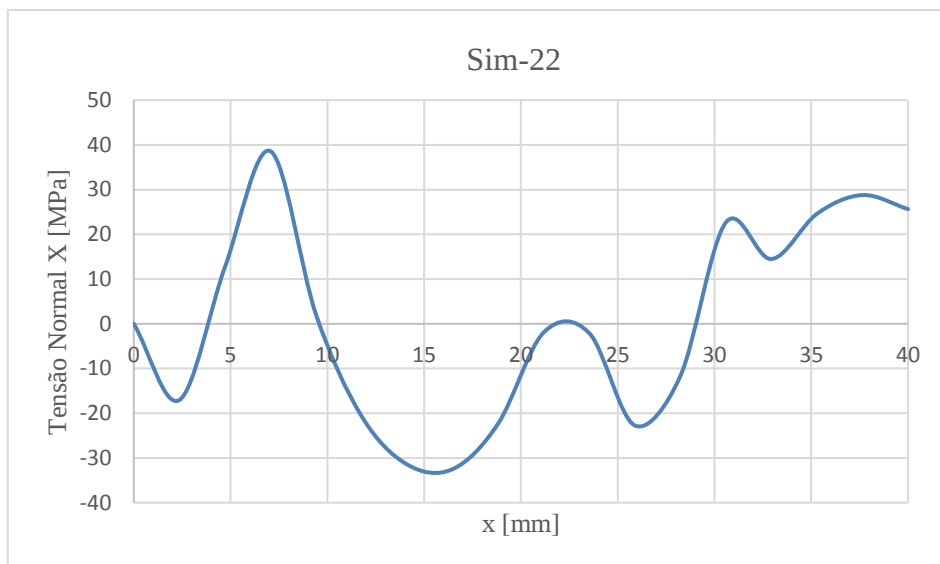


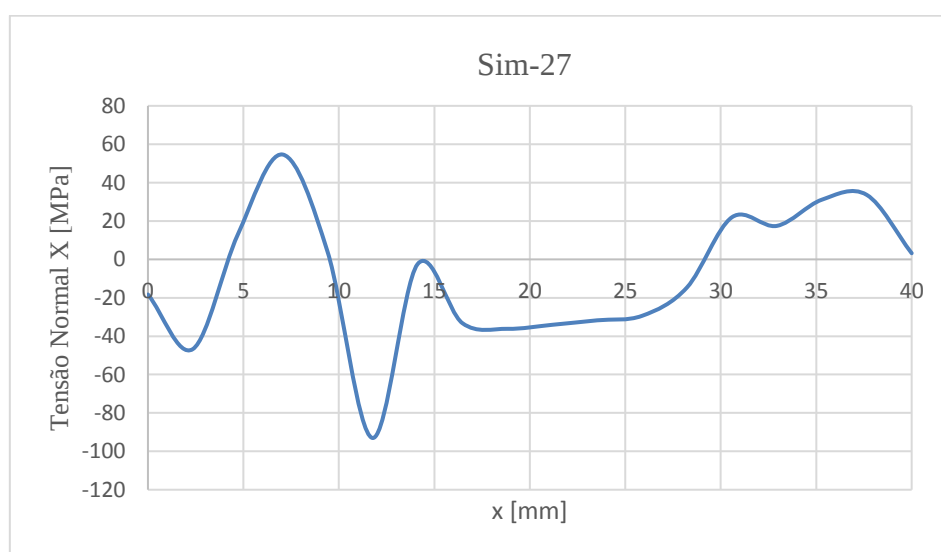
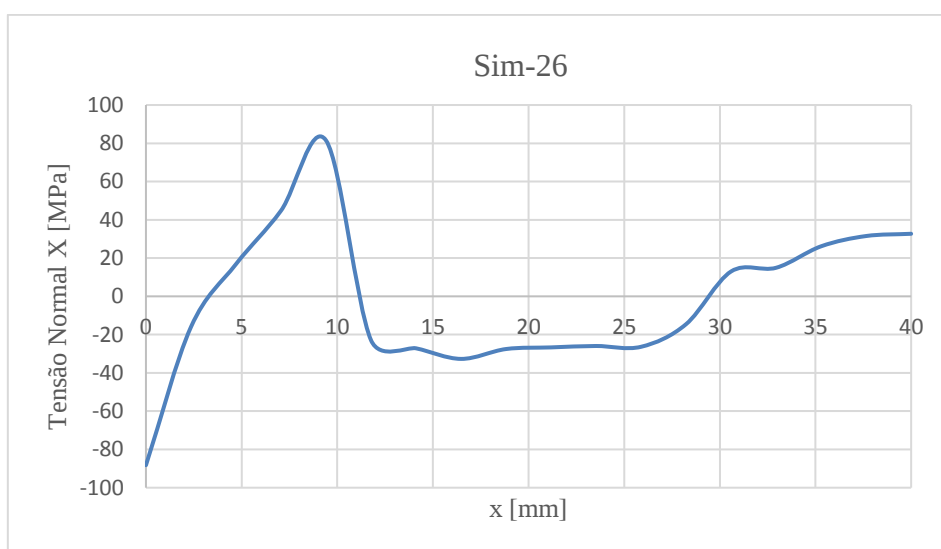
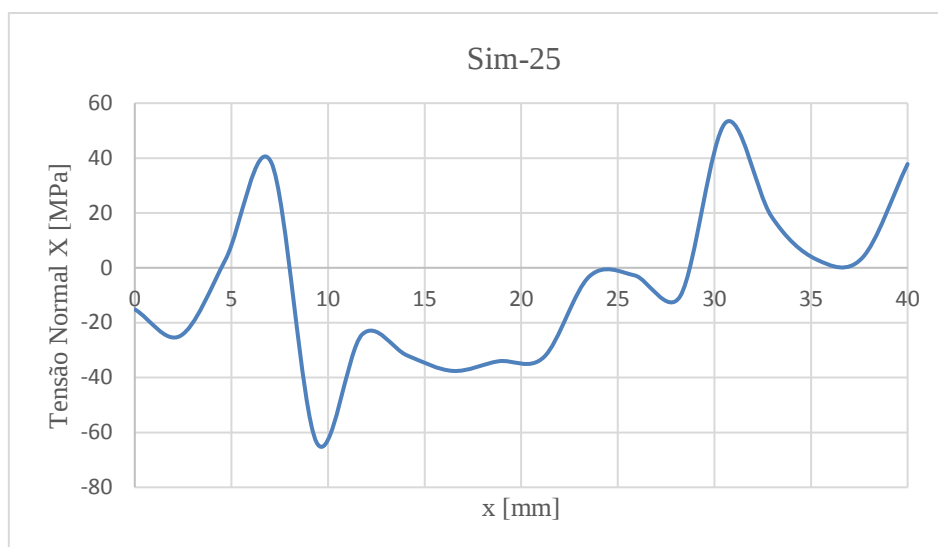


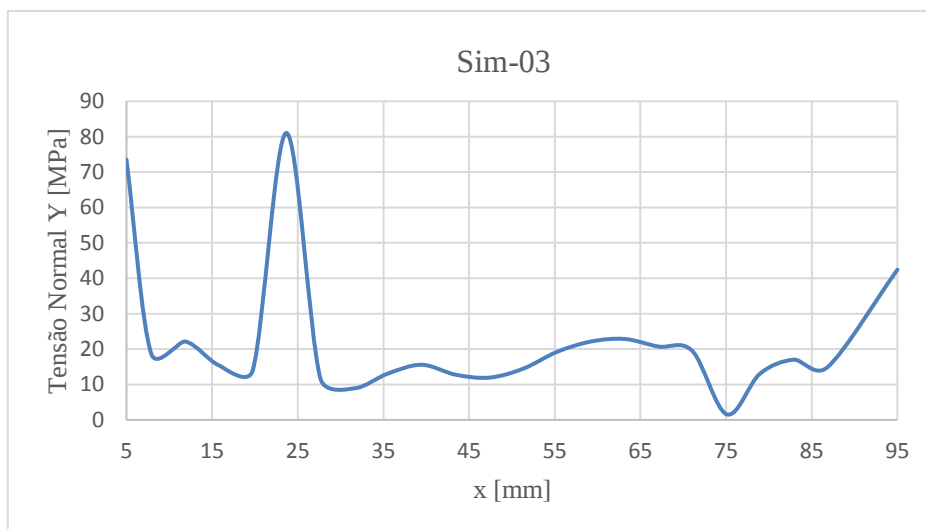
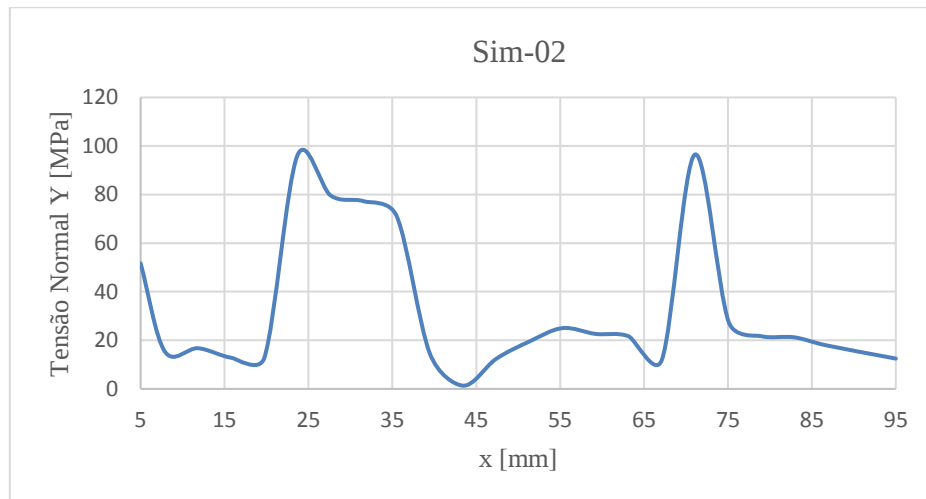
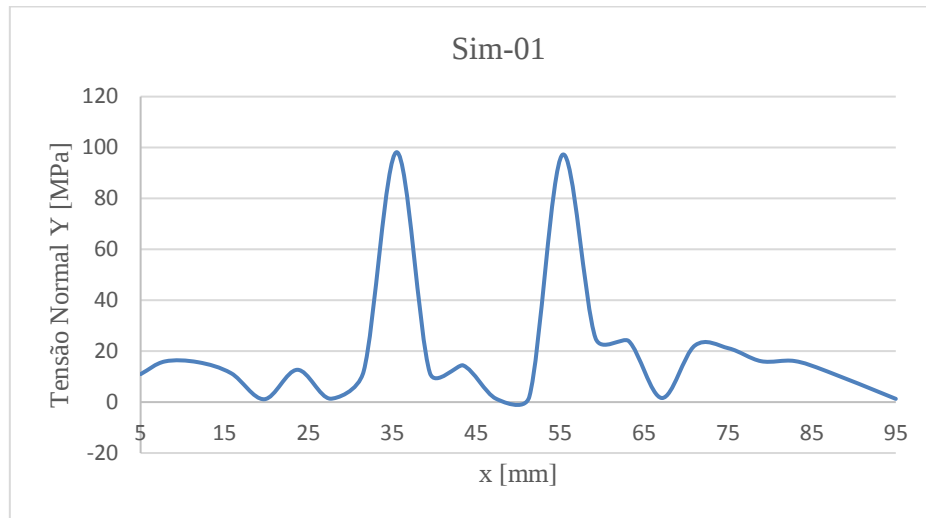


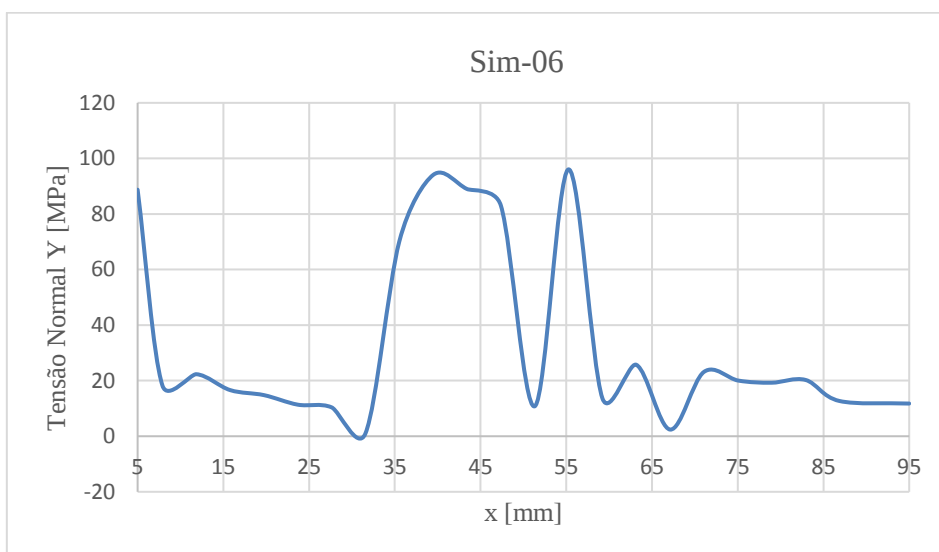
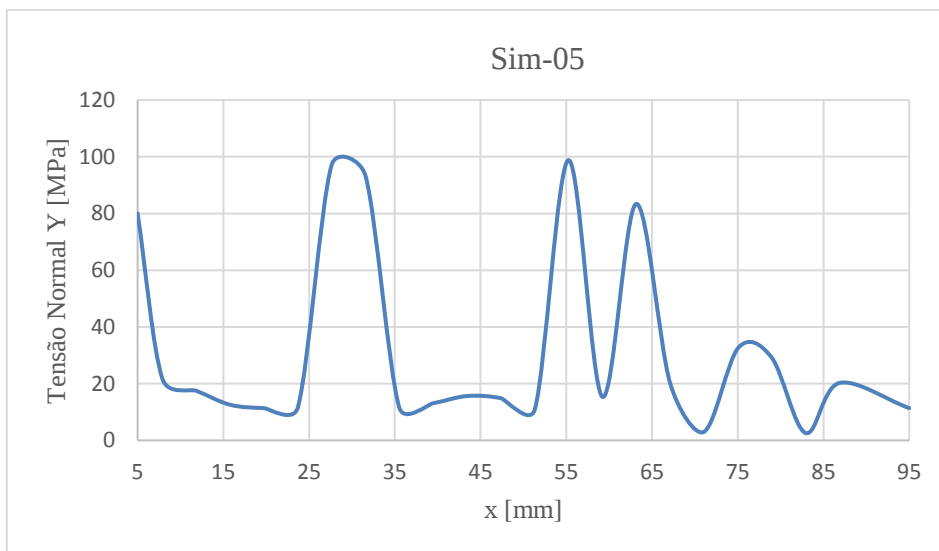
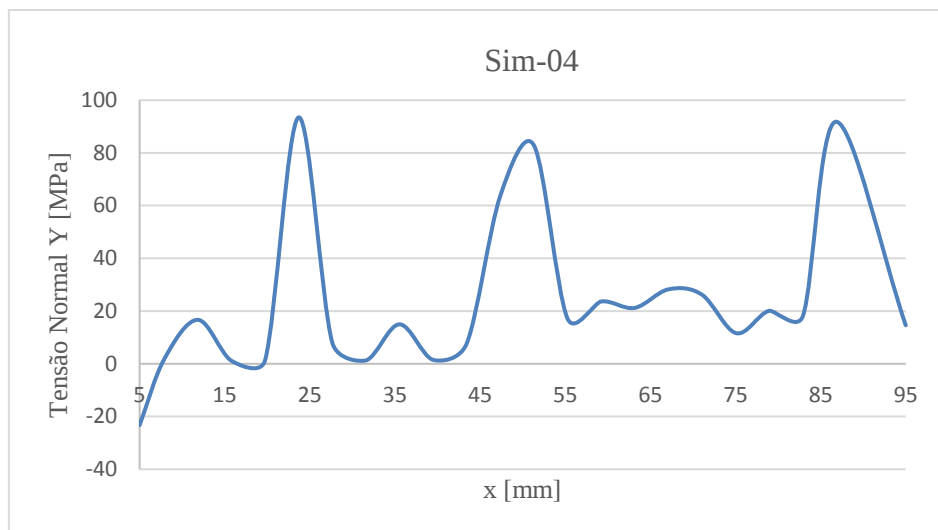


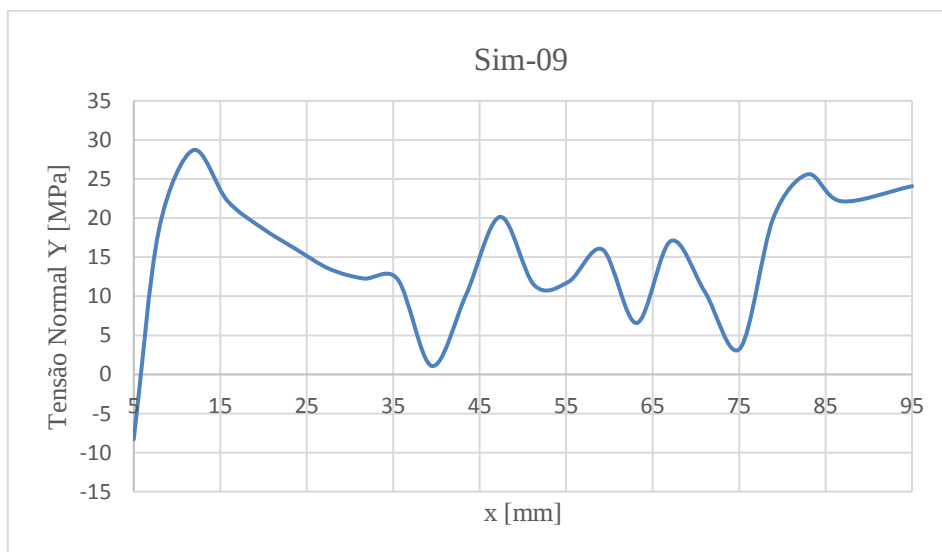
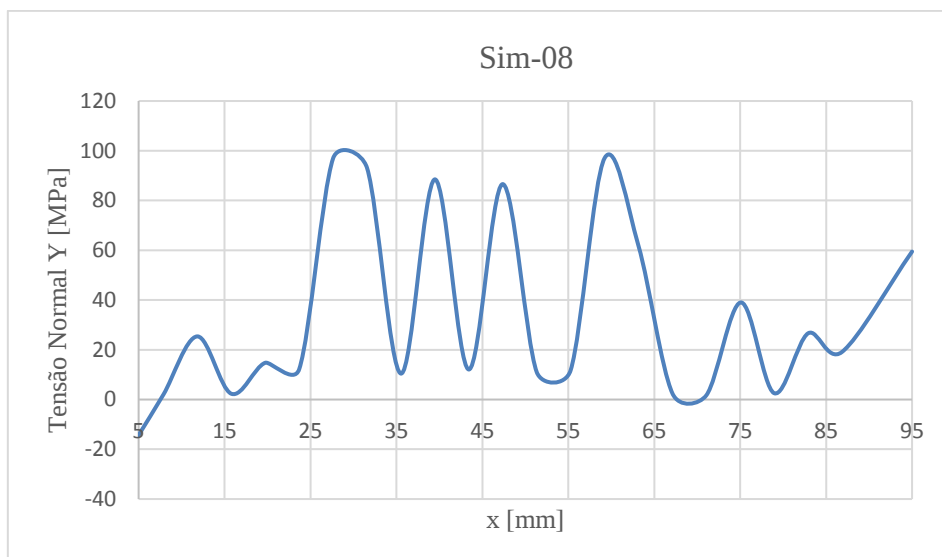
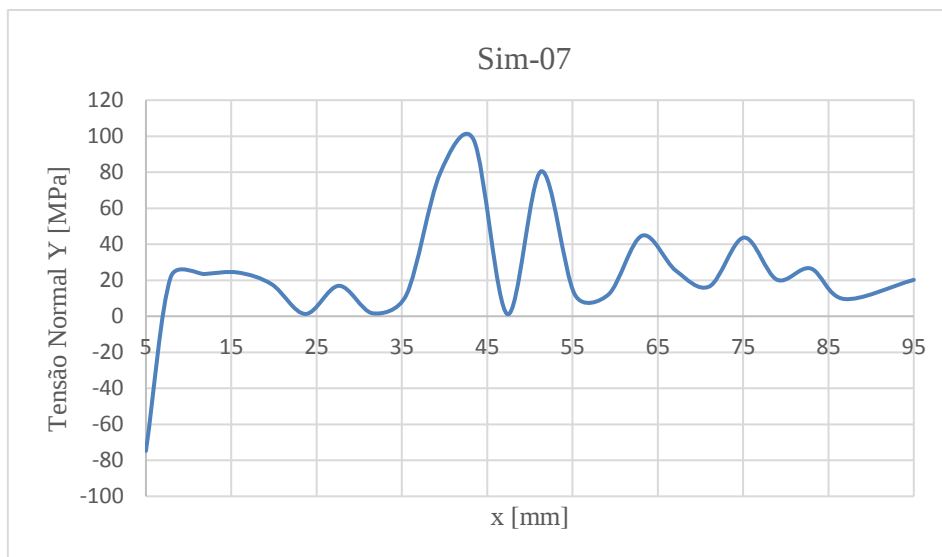


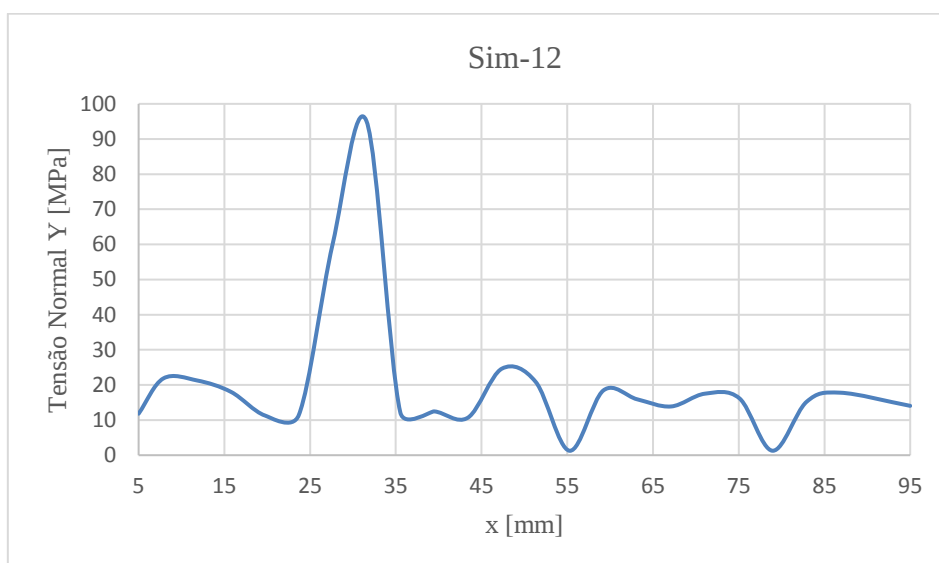
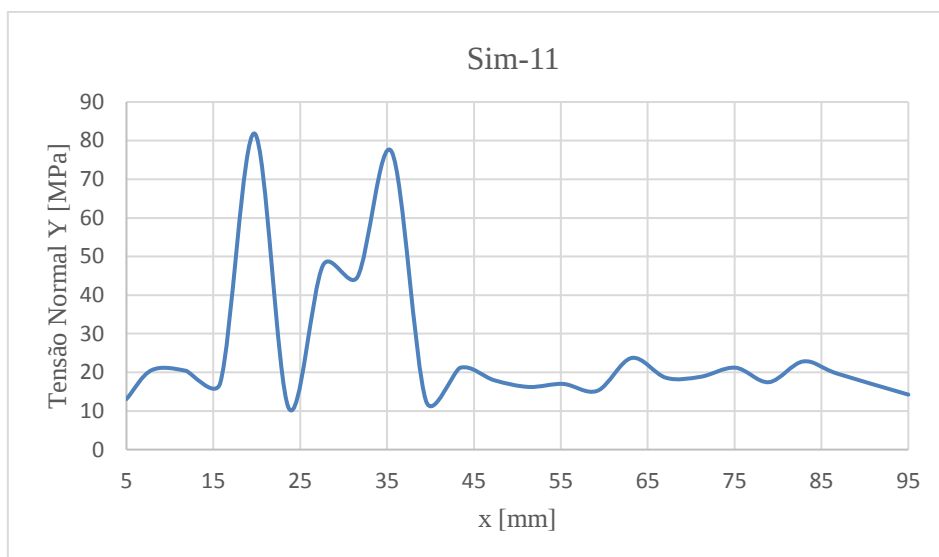
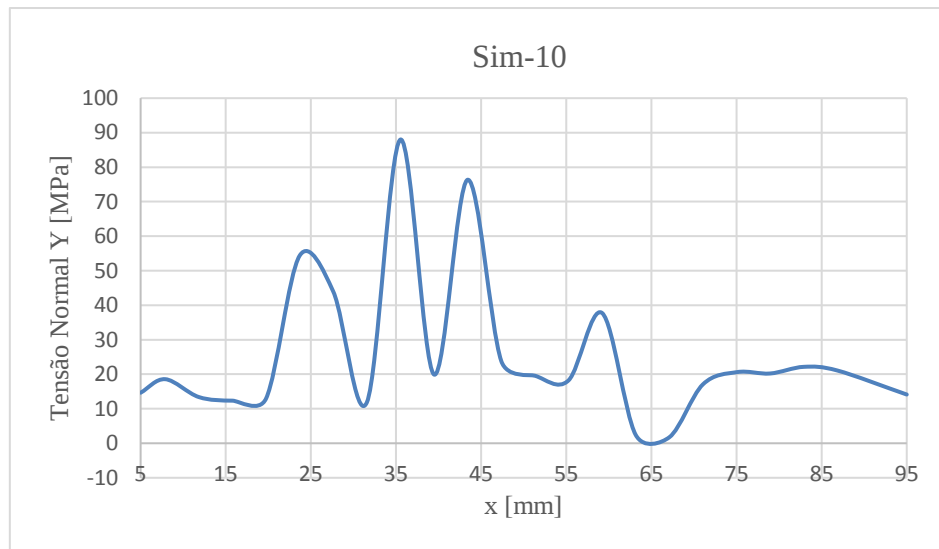


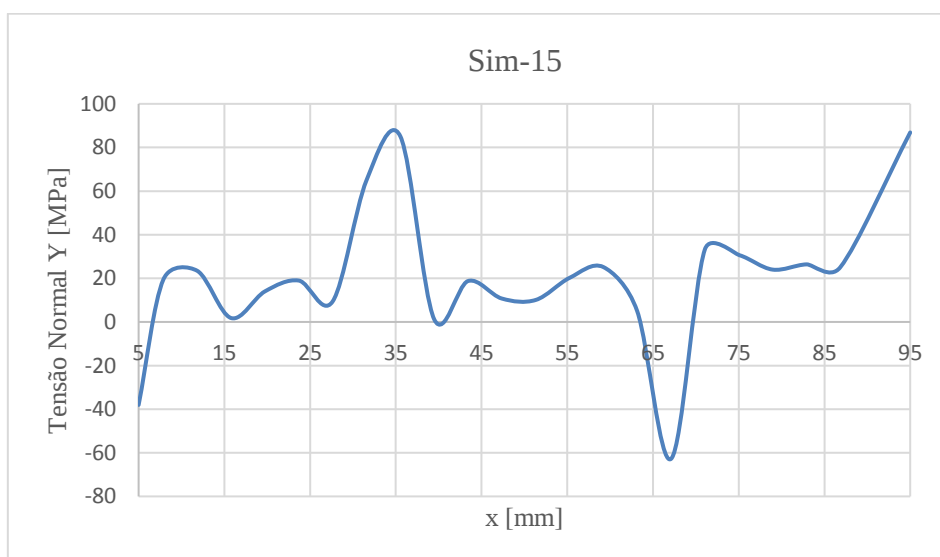
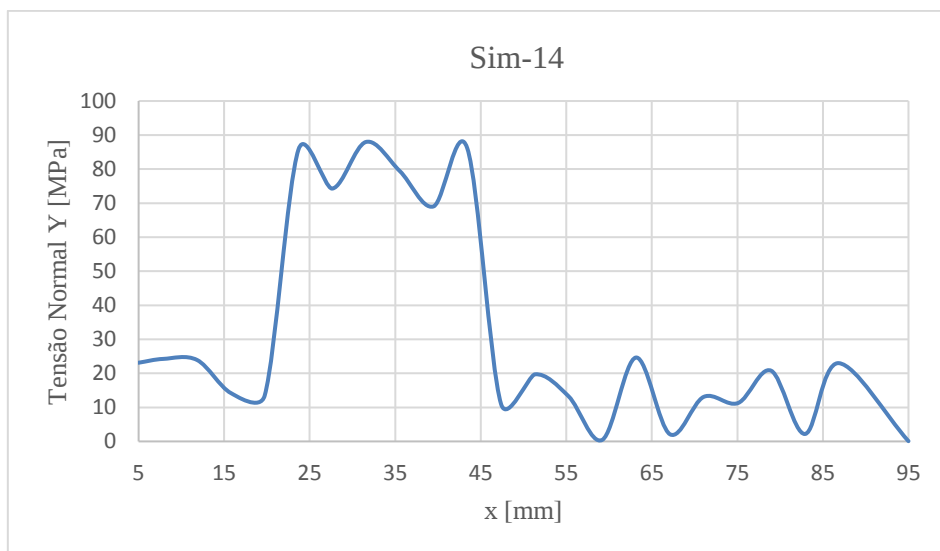
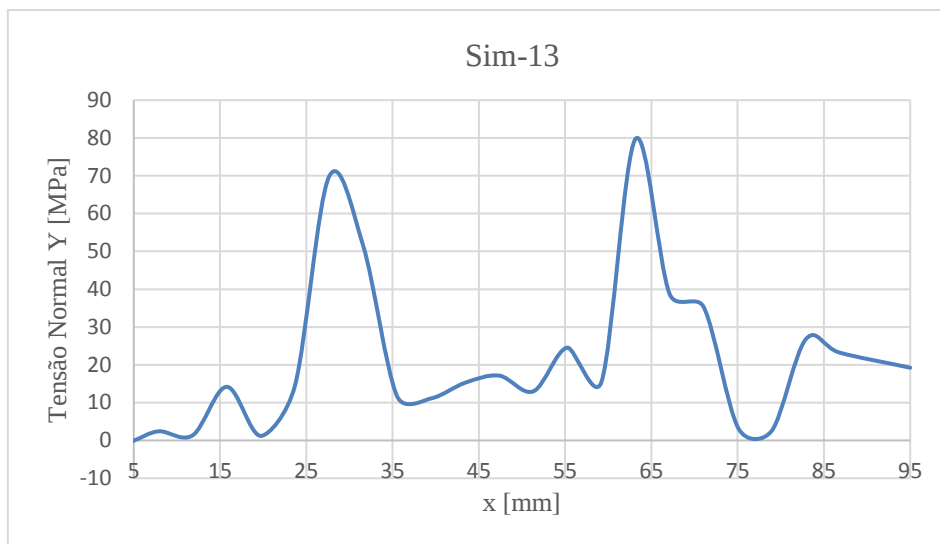


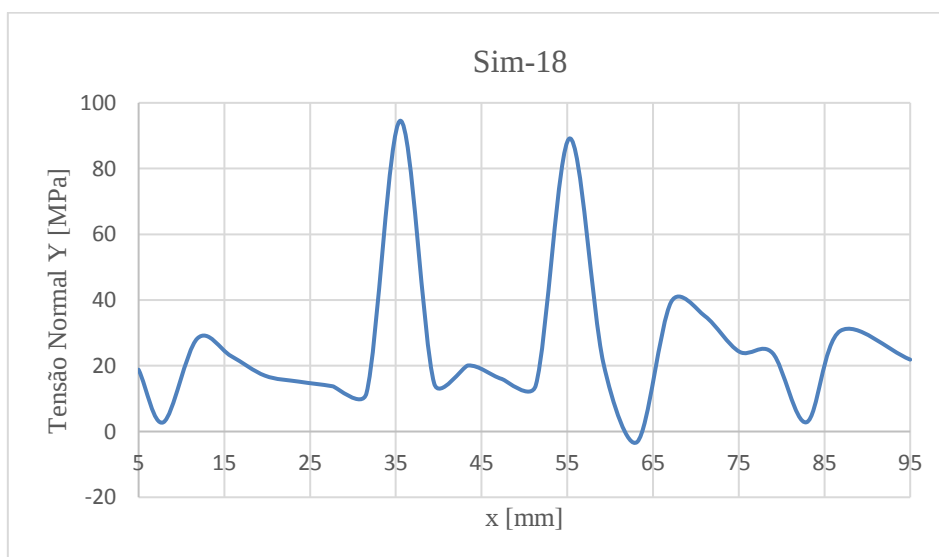
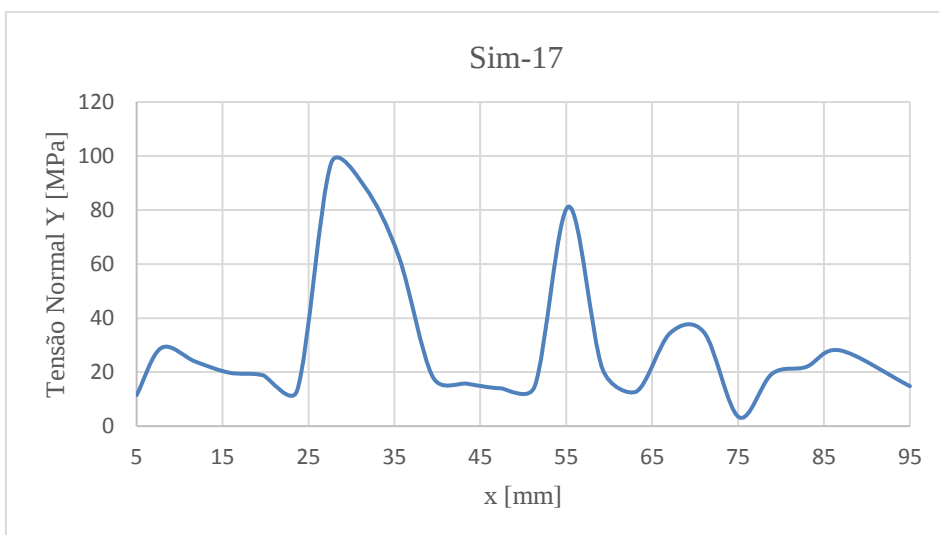
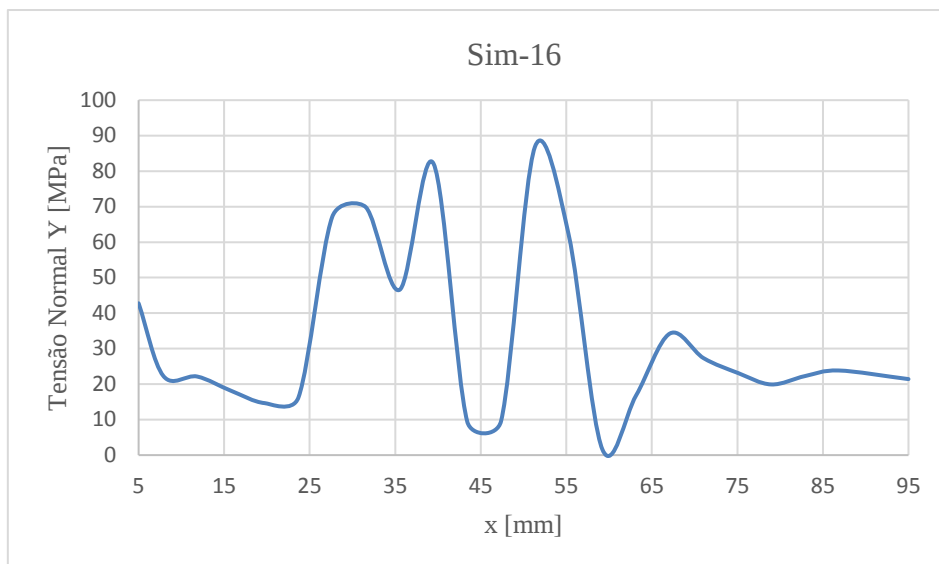
ANEXO IV – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – TENSÃO NORMAL Y

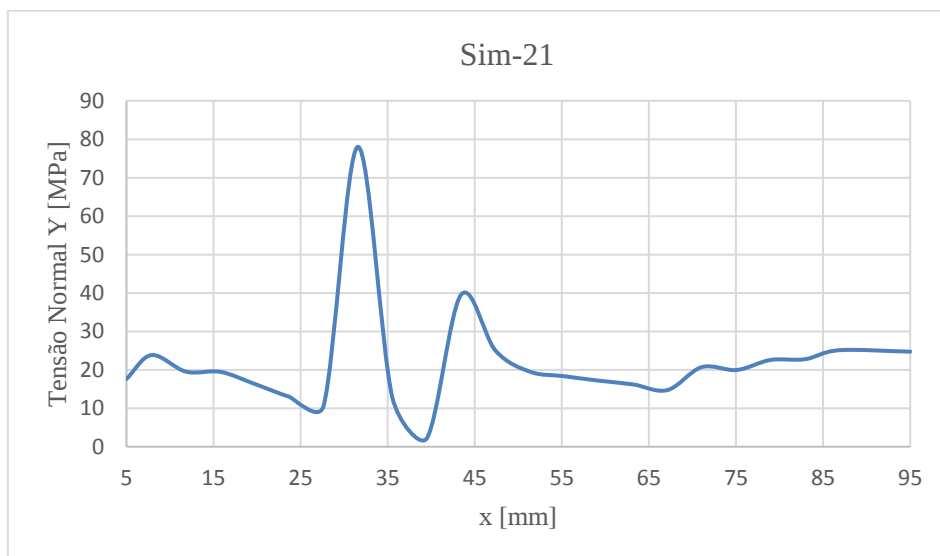
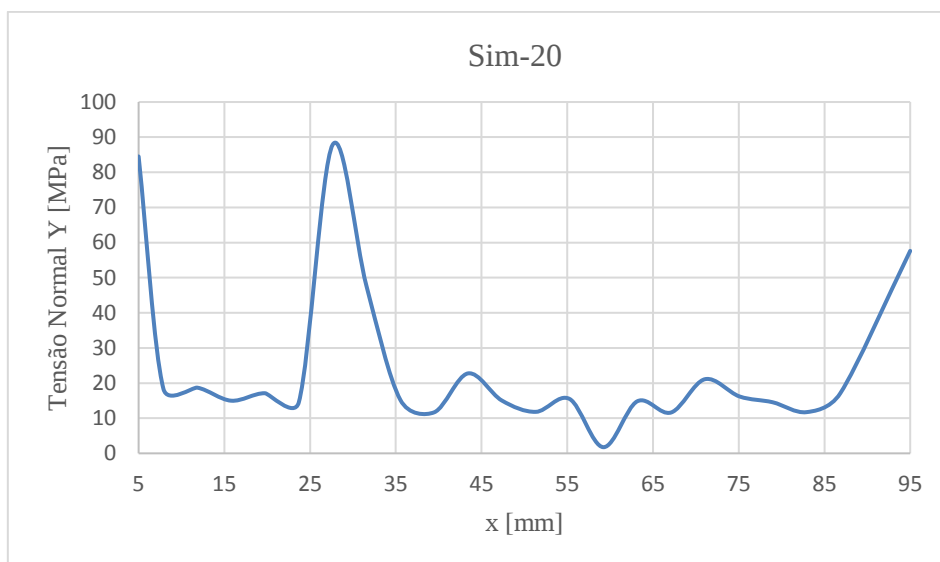
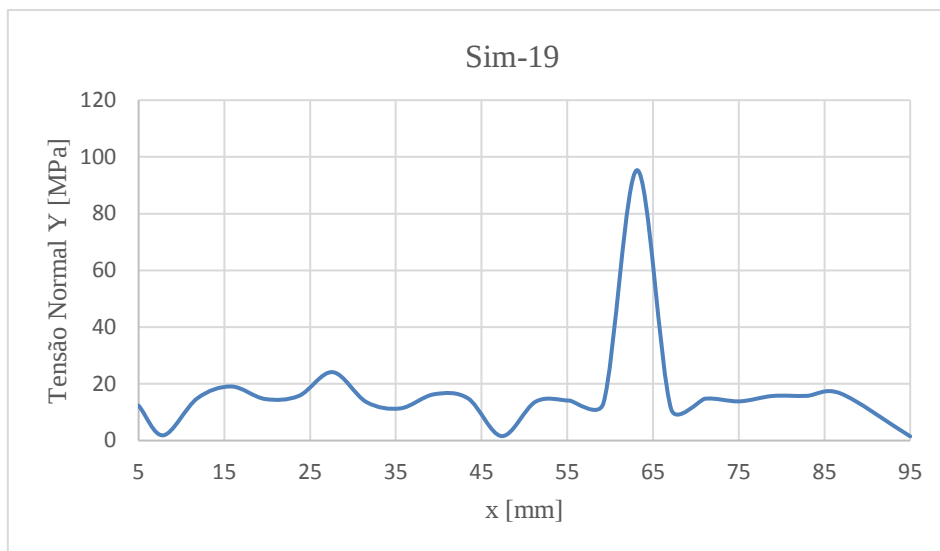


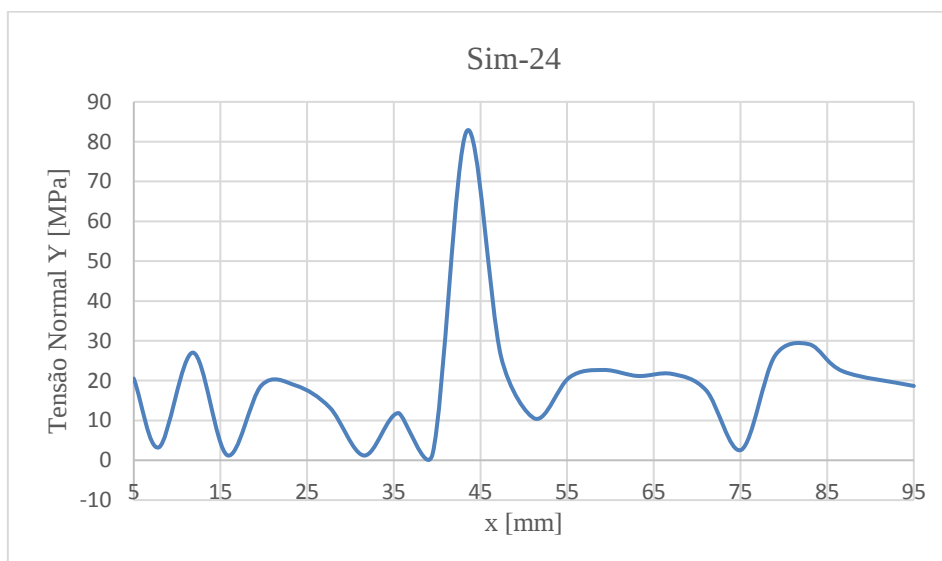
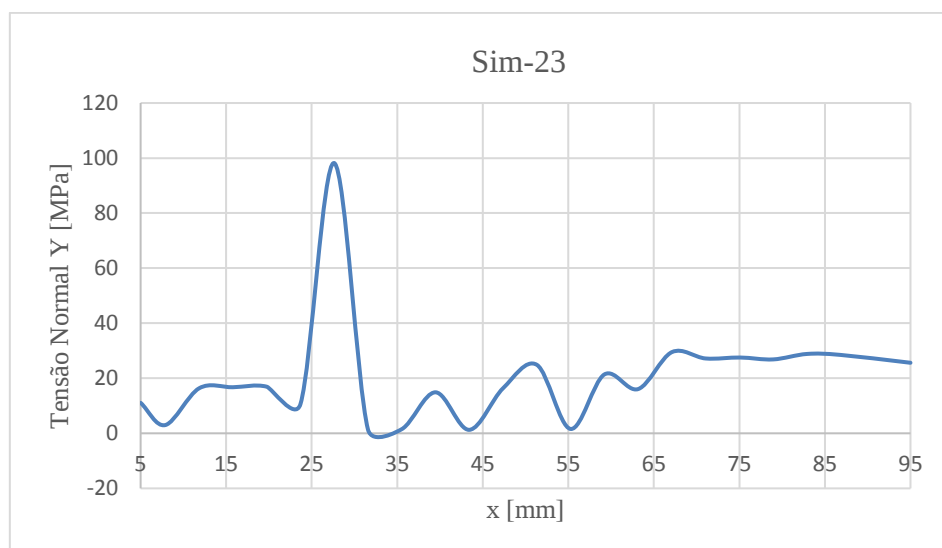
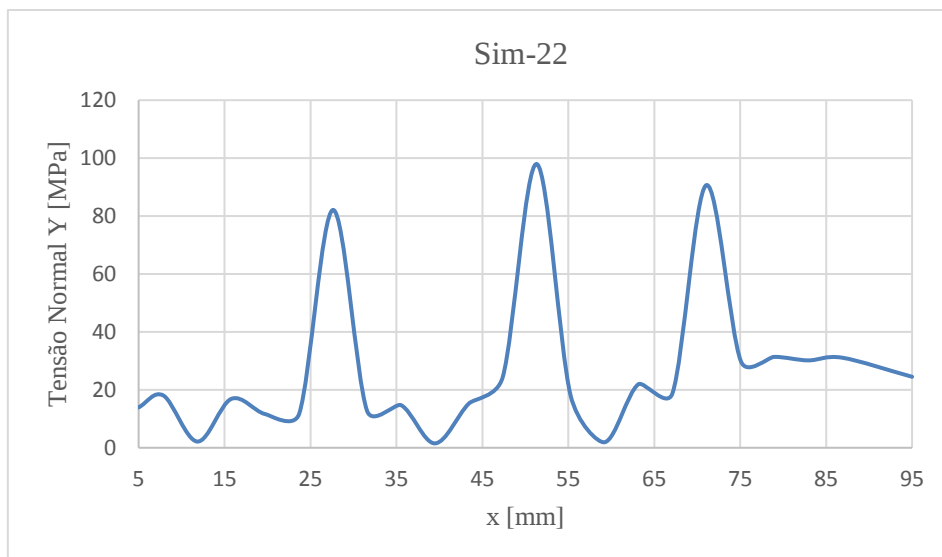


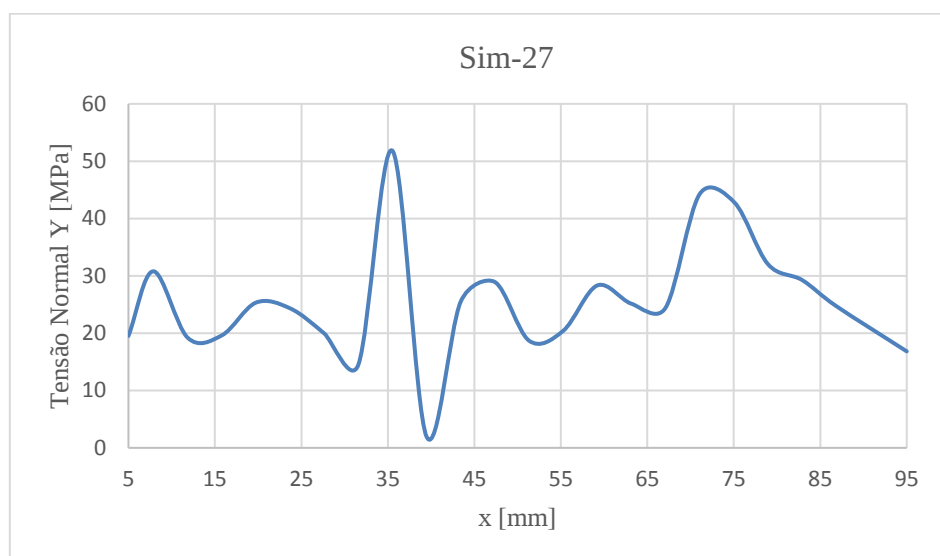
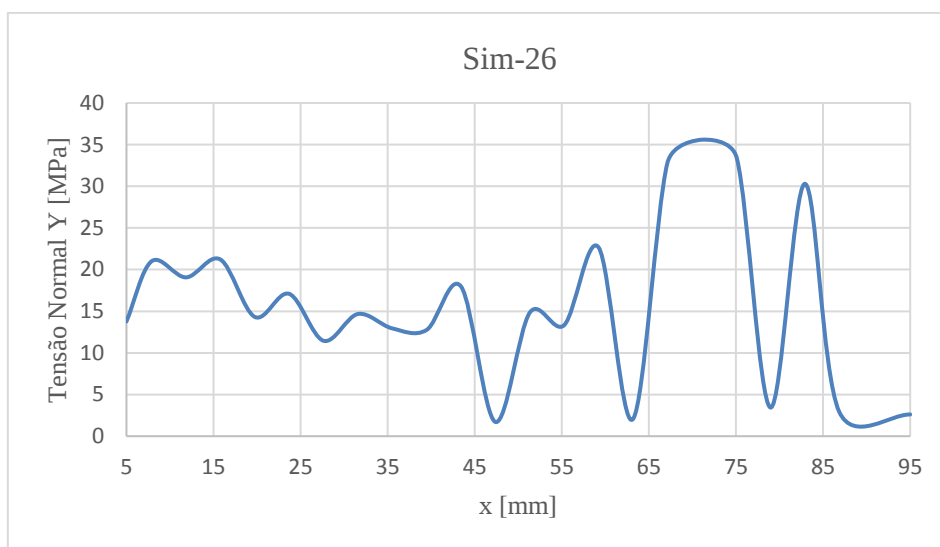
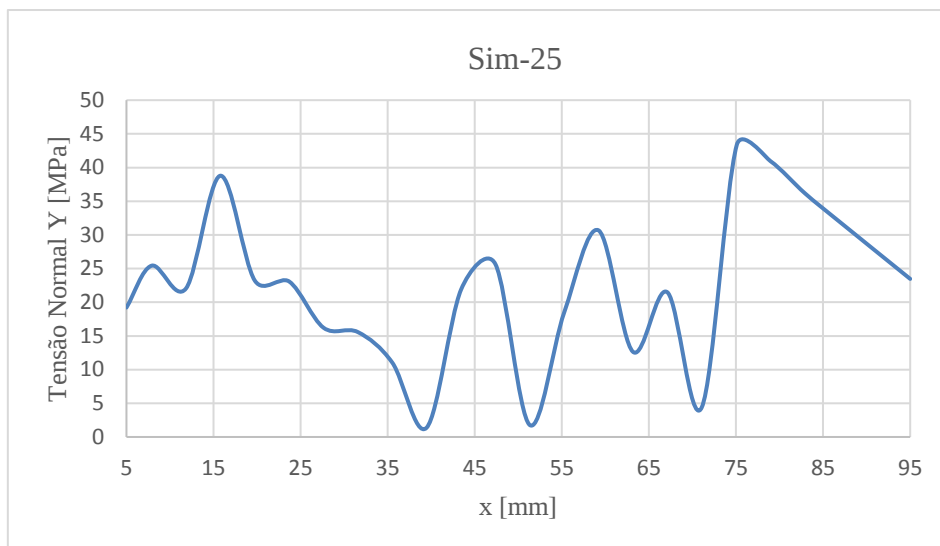


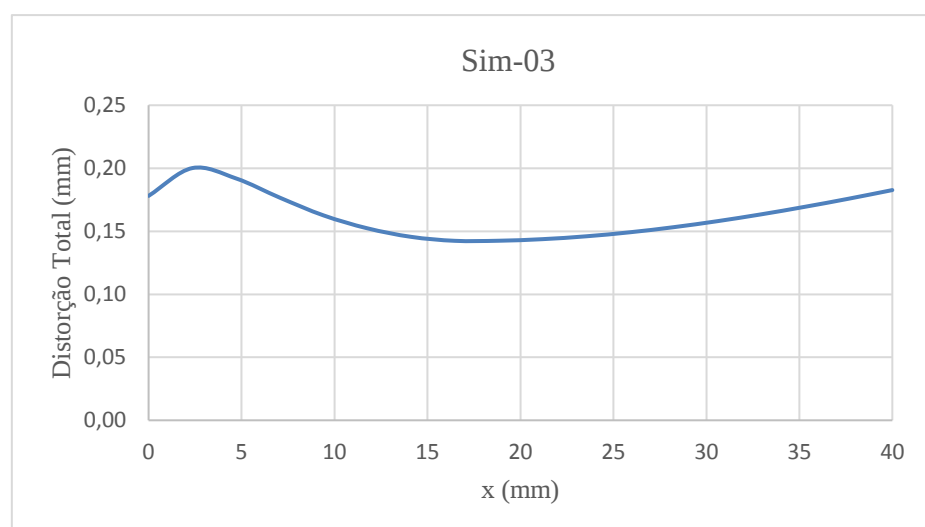
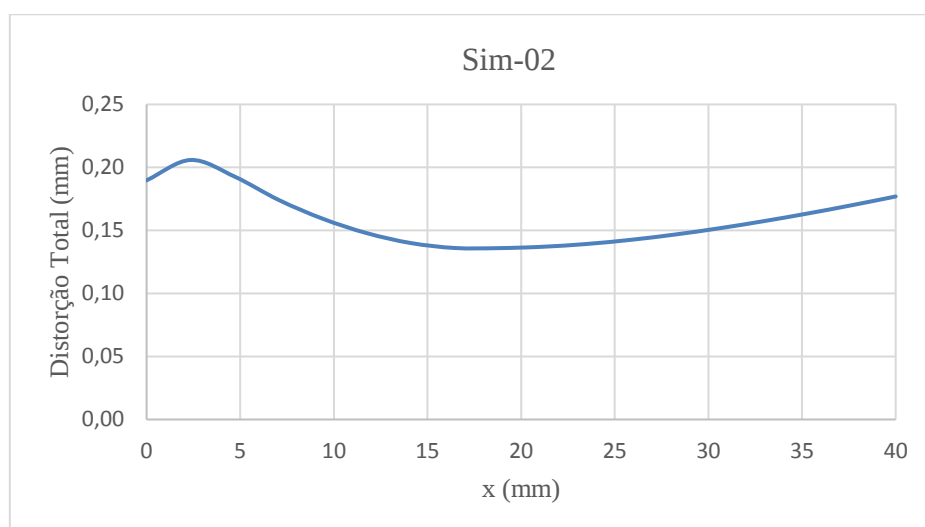
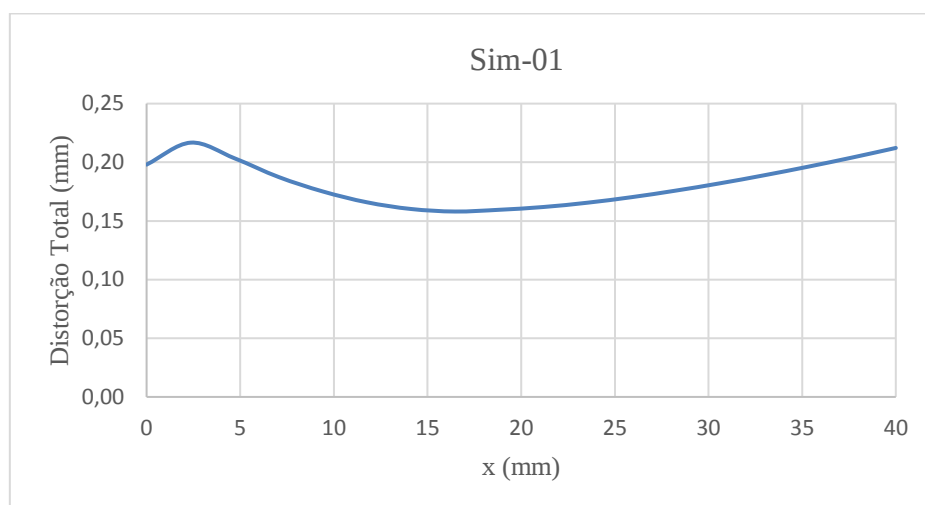


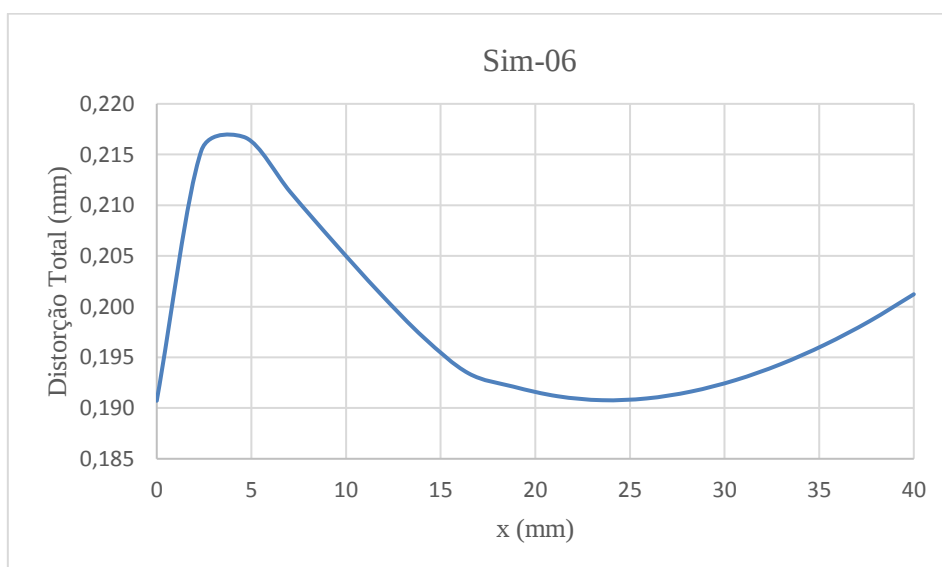
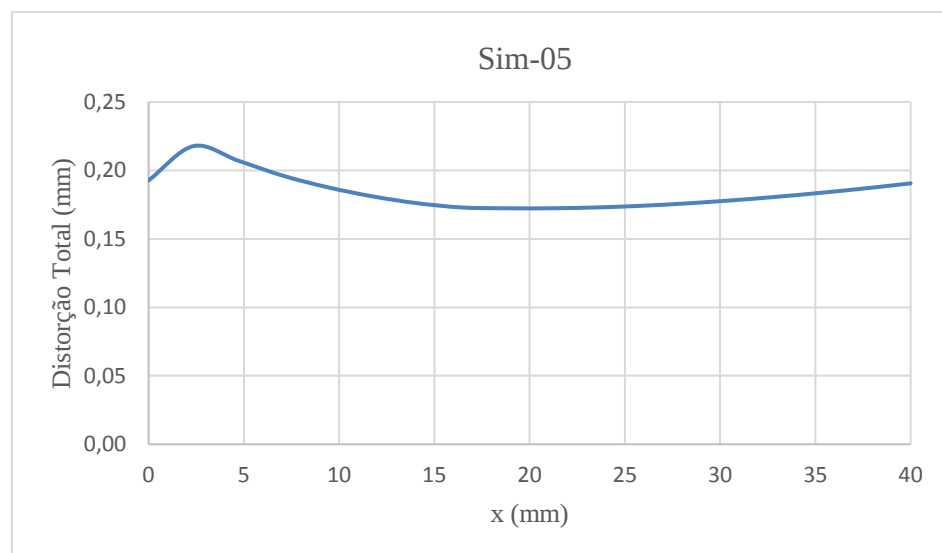
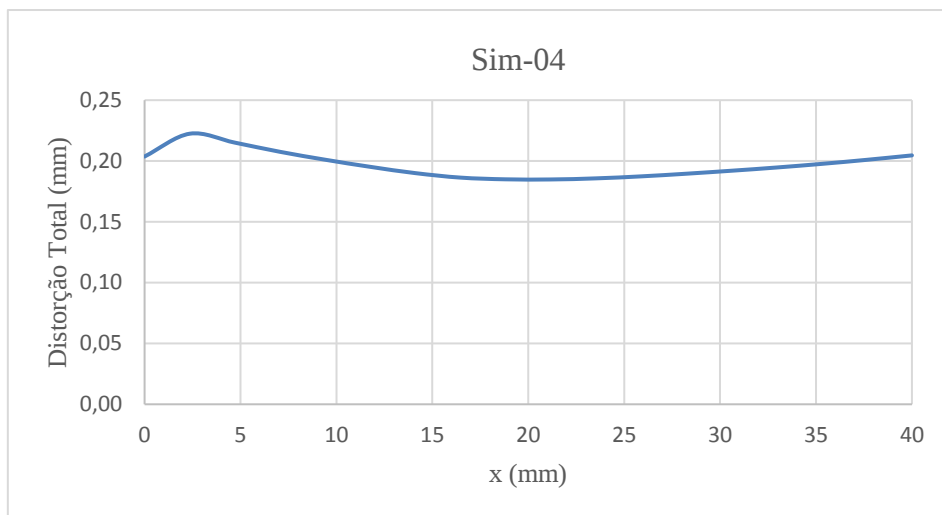


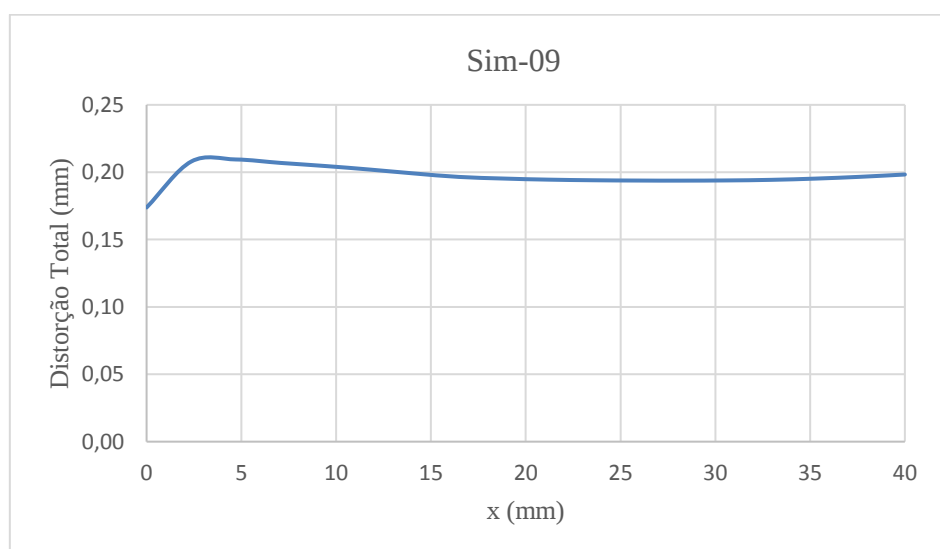
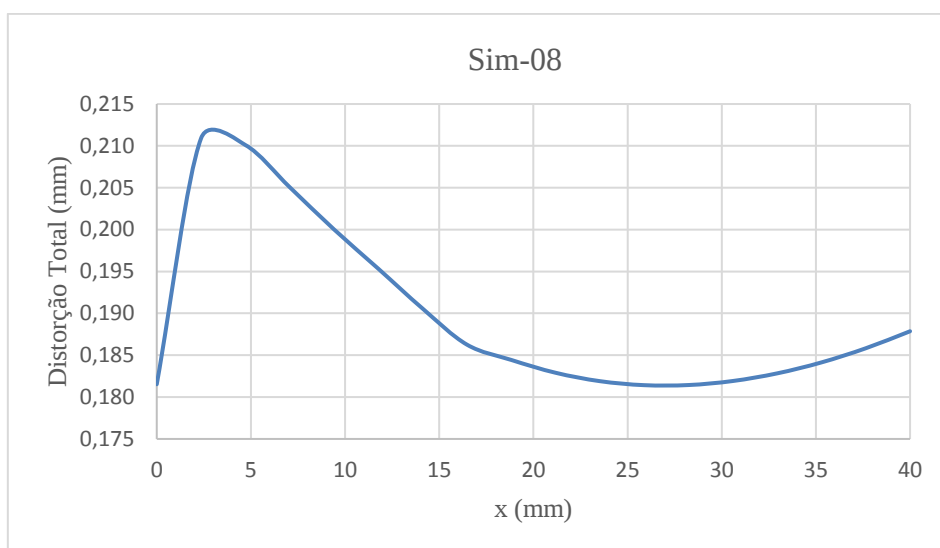
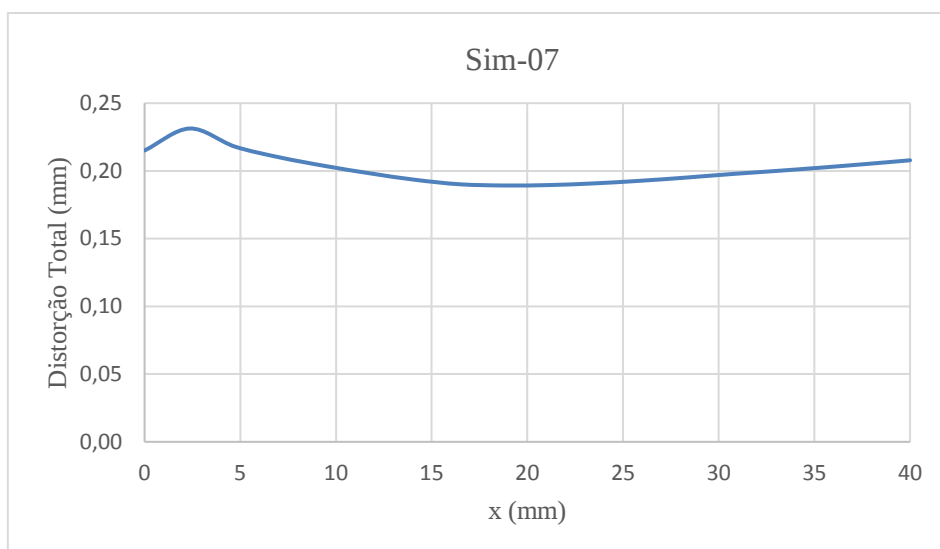


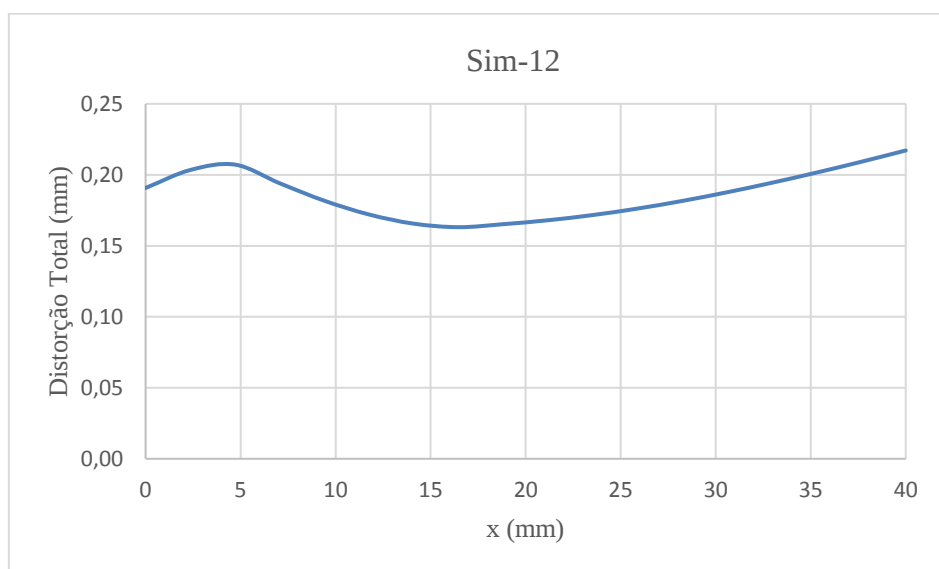
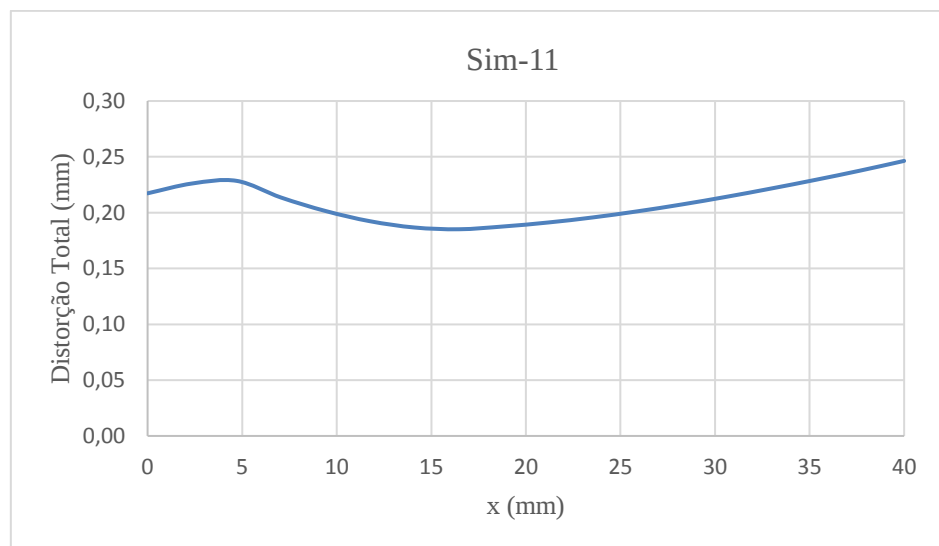
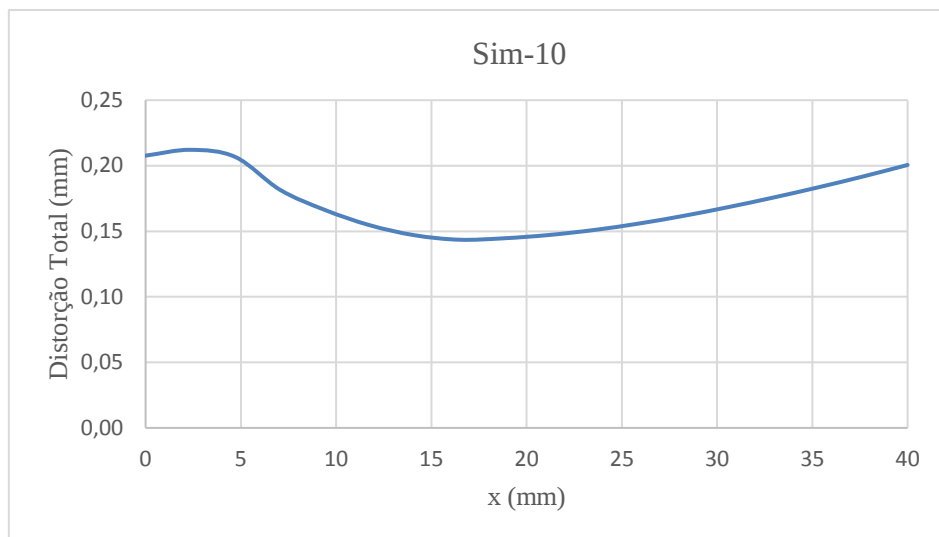


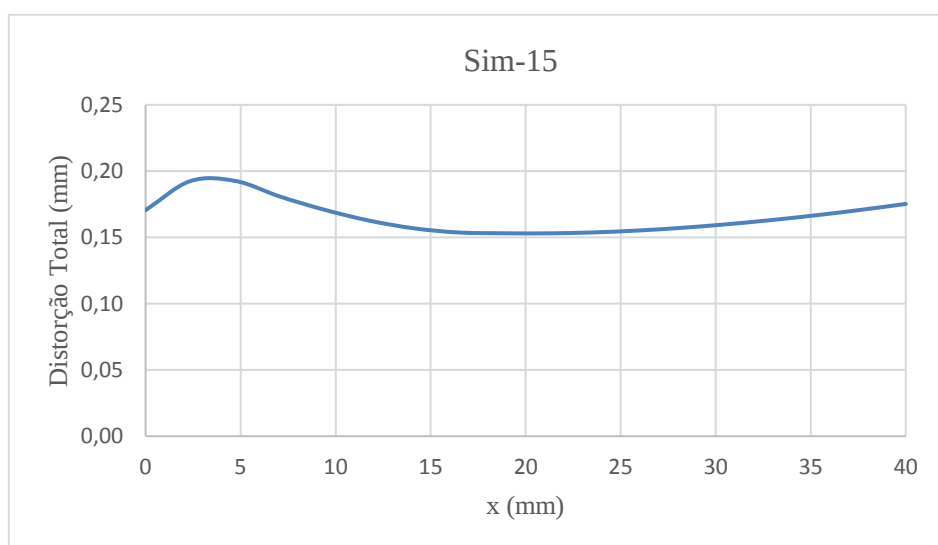
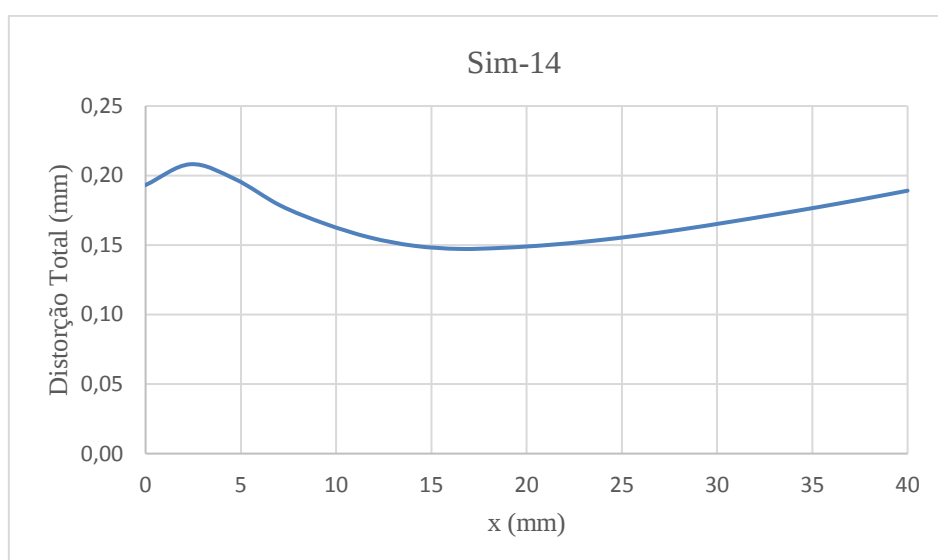
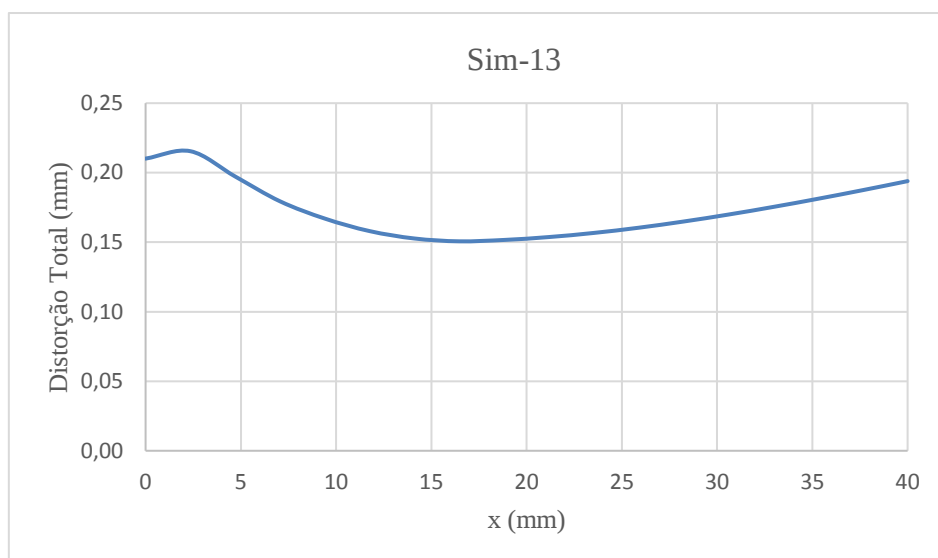


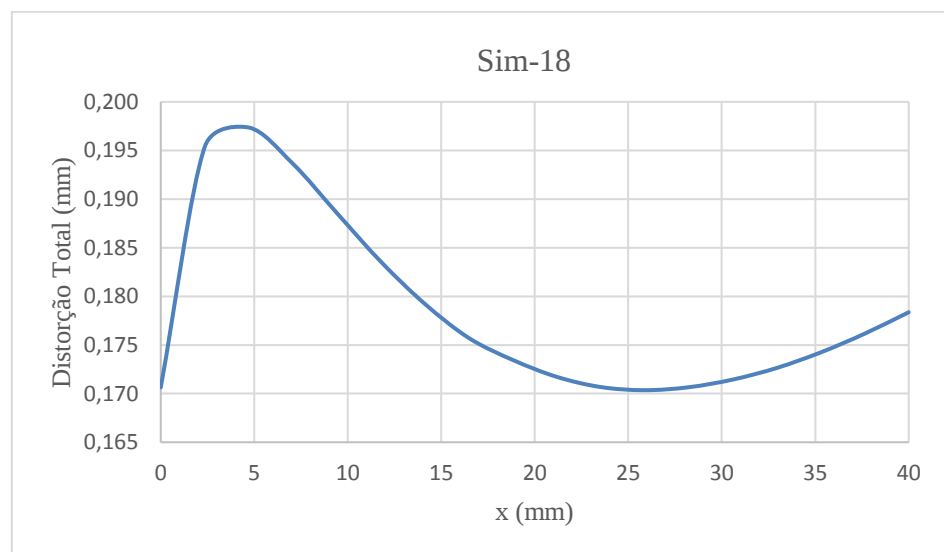
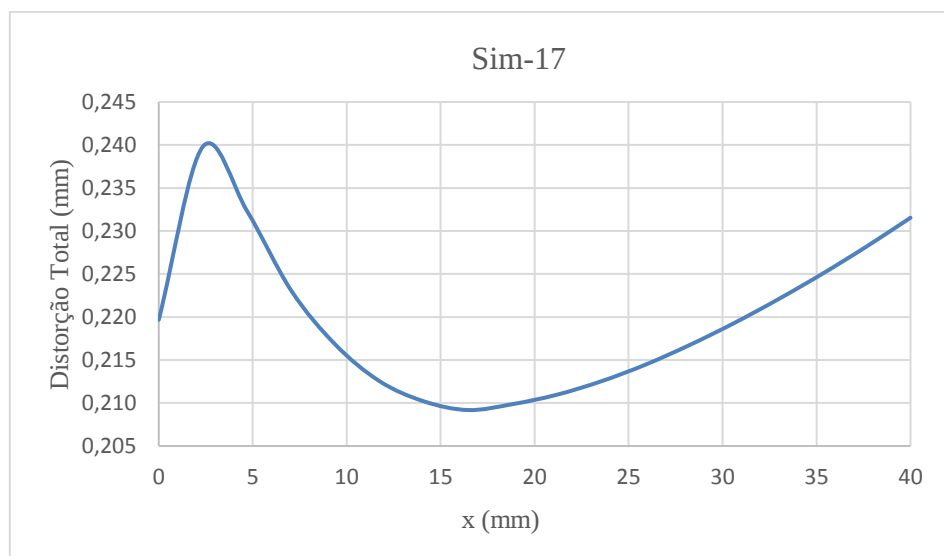
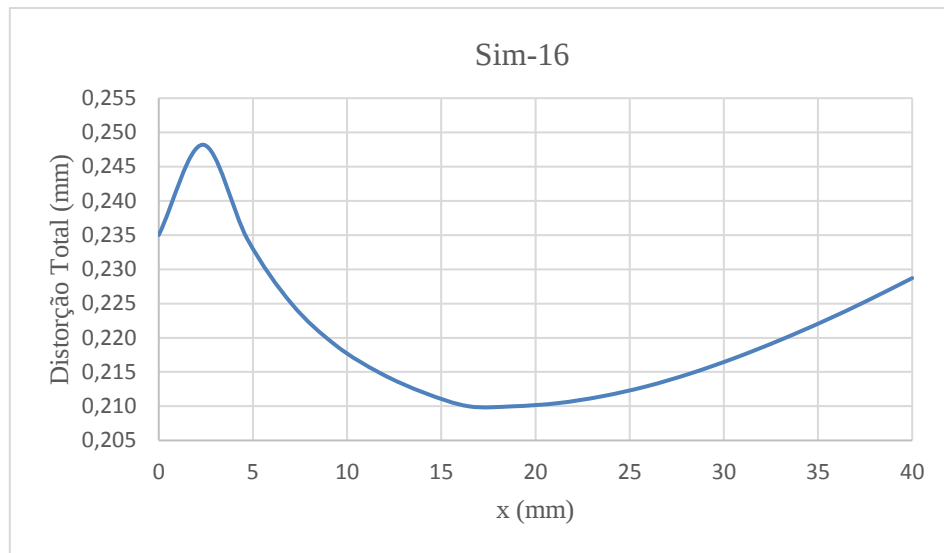
ANEXO V – GRÁFICOS DAS SIMULAÇÕES – DISTORÇÃO TOTAL

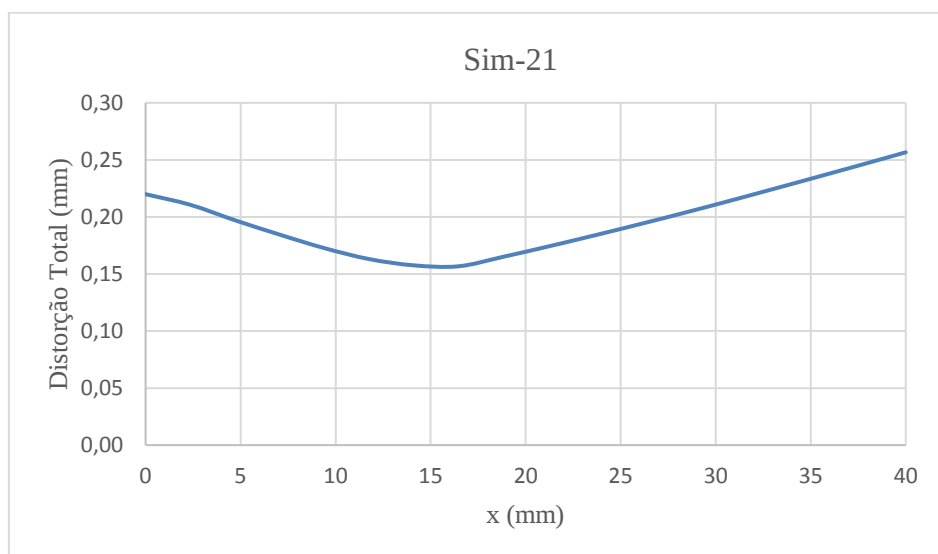
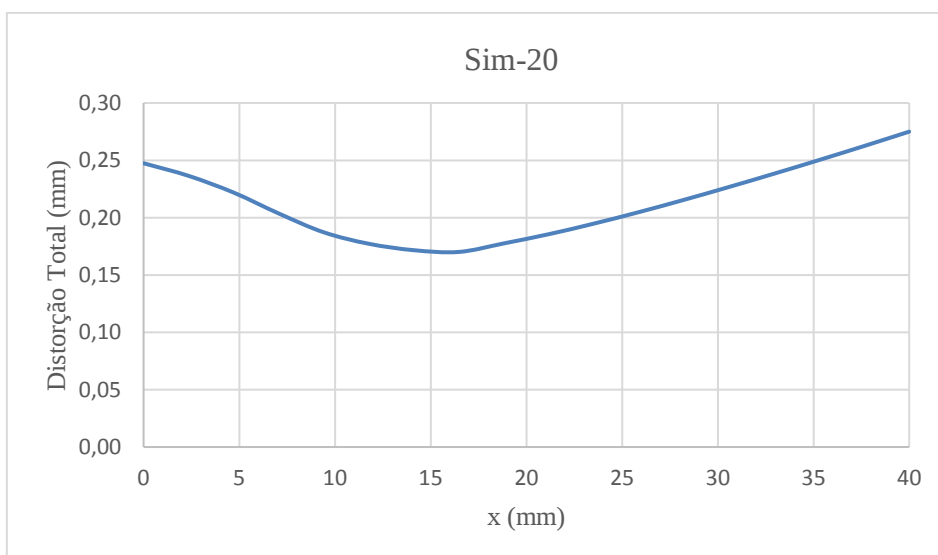
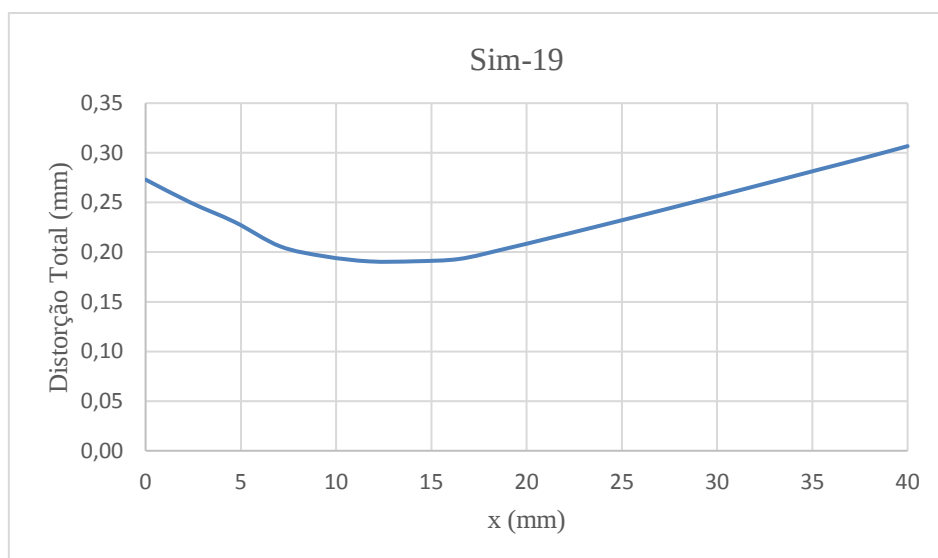


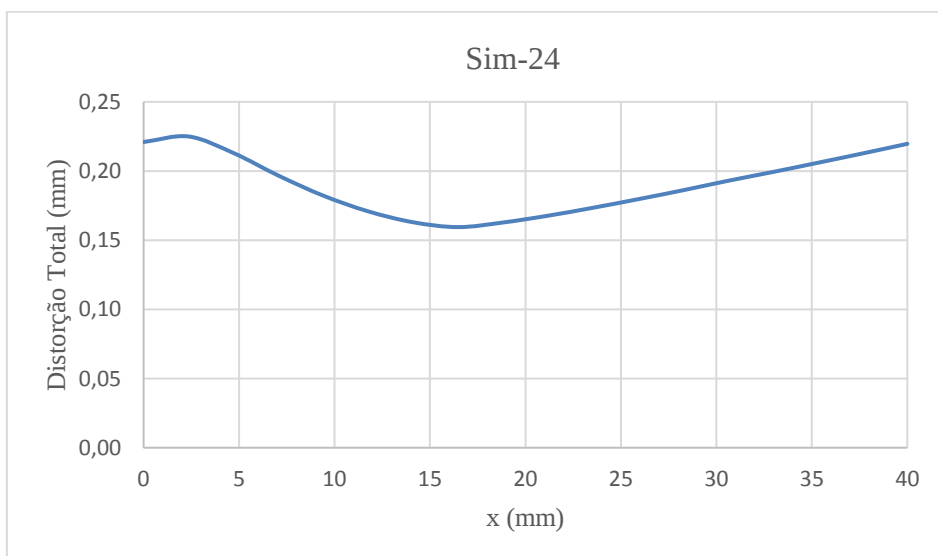
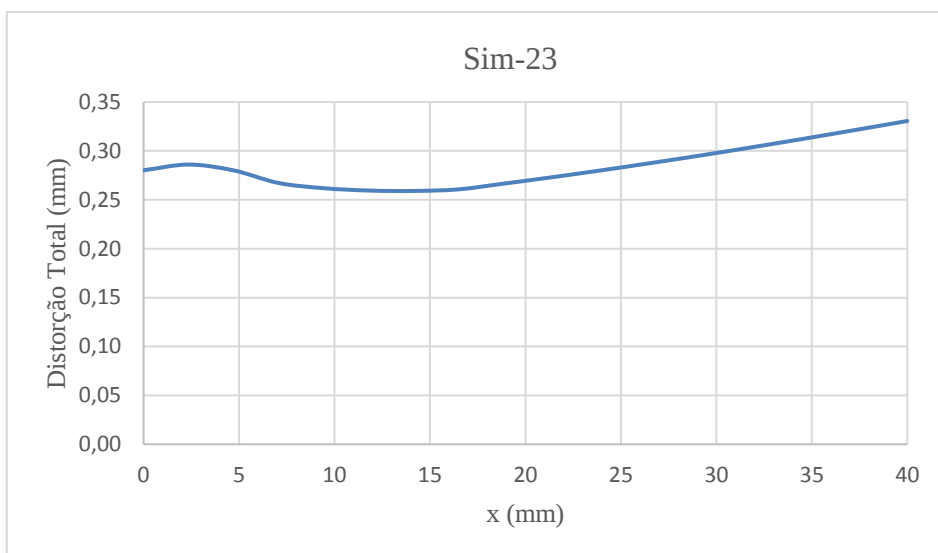
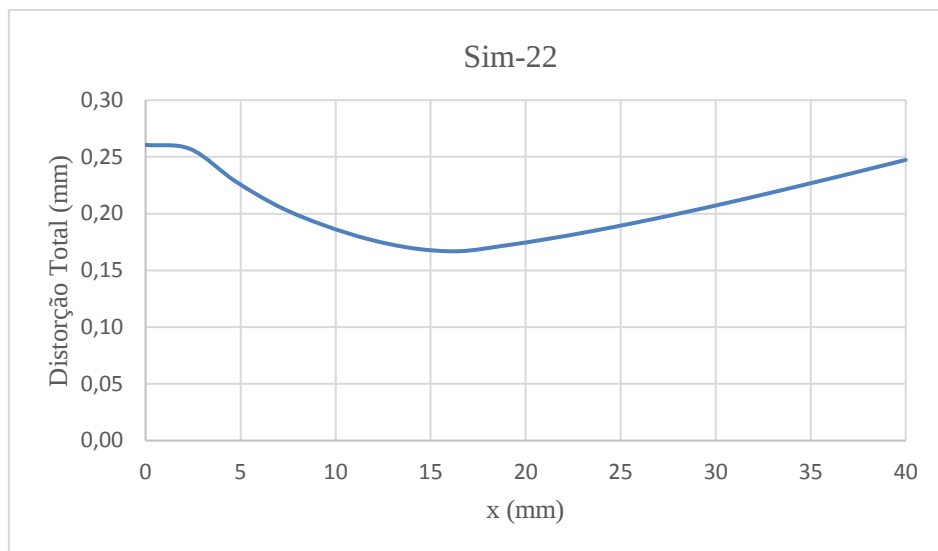


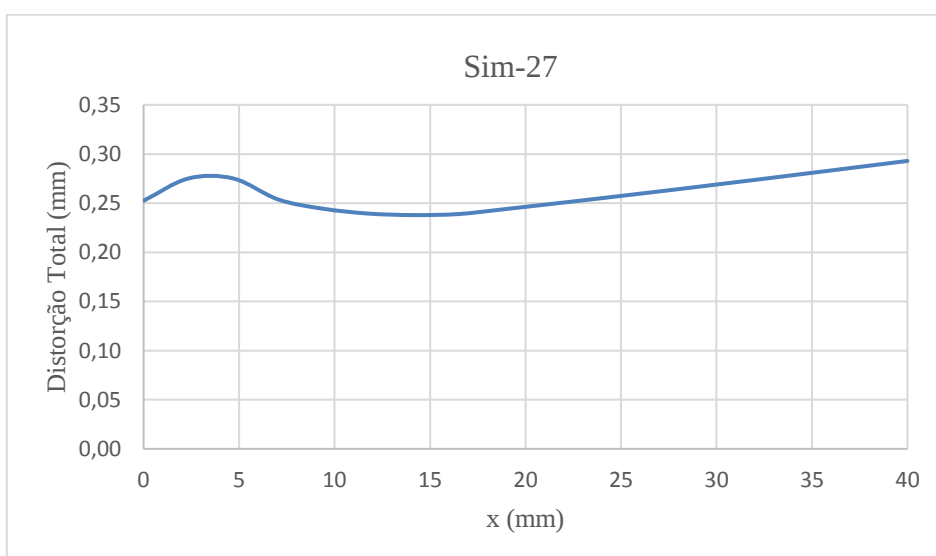
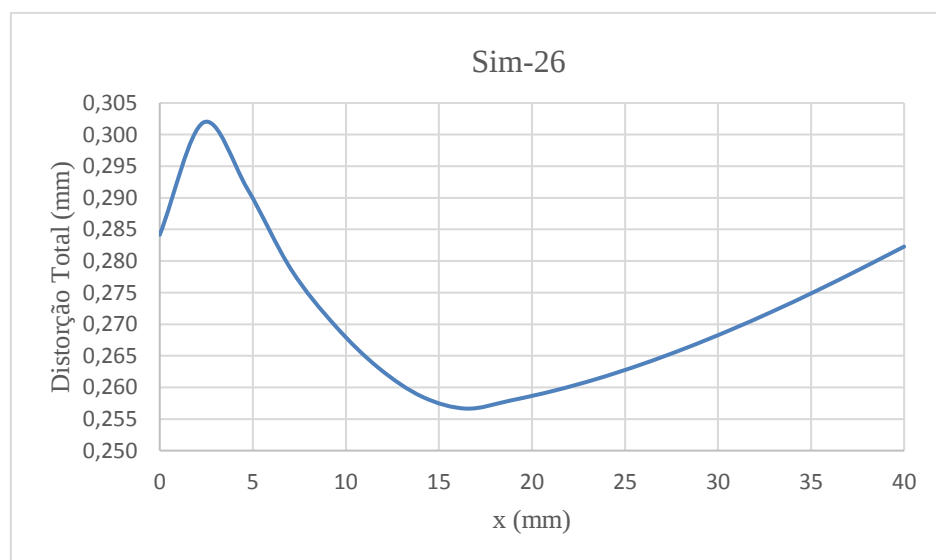
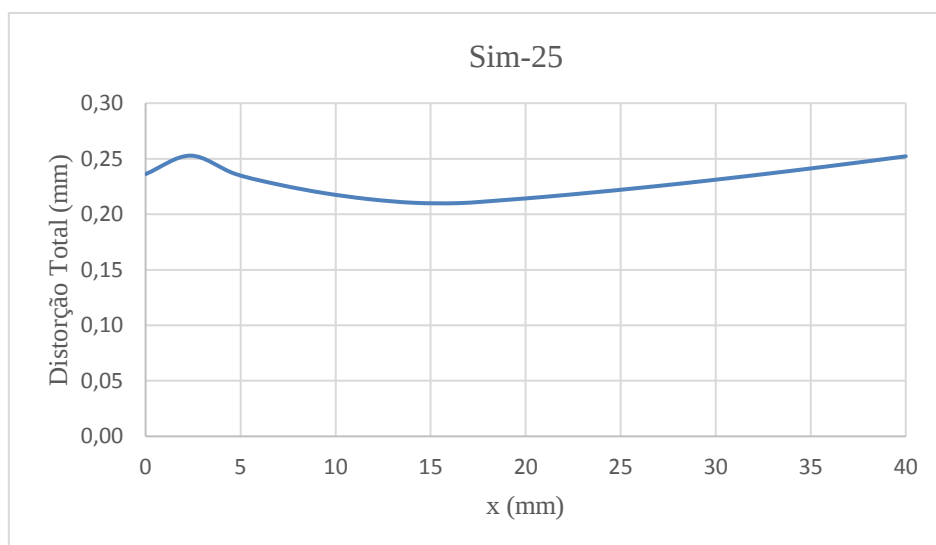












ANEXO VI – TABELA GERAL COM OS VALORES DE TENSÃO NORMAL X NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS

x [mm]	0	2,353	4,706	7,059	9,412	11,765	14,118	16,471	18,824	21,177	23,529	25,882	28,235	30,588	32,941	35,294	37,647	40
Sim-01	14,294	-14,919	21,498	36,570	25,879	-44,661	-22,671	-25,707	-17,683	-20,246	-21,448	-16,563	-55,787	35,220	1,082	16,283	21,965	30,097
Sim-02	13,060	-16,518	20,194	36,417	23,693	15,676	-22,724	-2,777	-21,128	-22,555	-22,097	-17,826	-51,656	46,290	12,527	18,154	22,662	27,606
Sim-03	-27,834	-9,803	21,697	38,908	28,879	12,664	-14,744	-27,991	-32,541	-3,175	-30,379	-18,465	-53,362	44,755	11,507	15,898	20,730	34,263
Sim-04	-38,721	-25,790	54,614	42,408	15,459	-18,325	-28,350	-31,462	-27,617	-26,534	-25,358	-22,695	-69,700	44,827	14,903	23,507	30,286	30,621
Sim-05	19,112	-29,794	4,820	46,563	25,679	-13,520	-30,524	-3,752	-30,194	-28,222	-28,850	-20,388	-70,897	47,116	14,725	22,500	28,126	36,478
Sim-06	-16,087	-63,761	35,126	46,545	34,807	-0,066	-23,336	-28,080	-24,454	-25,092	-26,780	-22,039	-90,696	23,252	12,142	19,994	25,374	37,666
Sim-07	10,137	49,639	6,645	42,047	-3,357	-2,817	-34,509	-3,677	-32,740	-32,489	-32,227	-30,150	-12,154	48,621	18,571	29,607	35,574	38,447
Sim-08	45,300	27,685	62,834	4,626	64,468	-21,611	-33,450	-3,562	-28,355	-27,146	-26,846	-26,267	-10,759	43,965	18,232	30,281	35,392	34,451
Sim-09	9,458	63,764	58,879	56,777	29,085	-11,692	-30,925	-44,461	-4,047	-38,832	-37,115	-30,202	-14,174	16,602	15,199	26,924	37,584	41,149
Sim-10	82,613	-25,838	-47,323	24,133	21,080	27,121	-16,668	-22,887	-19,517	-21,167	-21,898	-1,687	-37,438	55,005	12,168	15,337	18,753	32,179
Sim-11	-49,585	-18,115	6,260	21,295	21,482	70,675	-1,710	-18,849	-13,974	-13,596	-13,057	-14,089	-58,078	31,840	99,621	12,842	12,836	20,186
Sim-12	83,115	-23,916	-36,053	71,606	25,480	11,809	-11,958	-16,149	-9,068	-85,285	-10,122	-11,836	-86,999	0,004	72,271	12,278	14,781	13,537
Sim-13	-77,750	-23,641	95,810	31,989	17,752	-18,003	-30,536	-32,219	-2,592	-23,919	-23,057	-22,902	-10,123	33,781	15,151	24,911	32,292	32,239
Sim-14	-83,326	-21,440	43,736	39,056	2,713	-47,731	-28,762	-3,366	-27,634	-25,901	-25,226	-23,660	-92,025	39,595	13,719	21,226	26,688	27,692
Sim-15	-42,181	-23,005	20,508	40,773	30,128	86,742	-2,623	-38,245	-30,815	-28,432	-27,163	-23,895	-95,387	28,500	13,626	2,247	28,727	32,239
Sim-16	-58,926	-20,217	27,059	44,679	30,798	-2,068	-31,439	-3,747	-32,666	-31,567	-30,946	-29,414	-11,985	37,040	17,320	2,907	3,294	34,525
Sim-17	-64,564	-10,403	28,474	51,456	15,014	-21,978	-31,623	-37,816	-33,729	-33,699	-33,433	-31,707	-14,721	18,980	16,479	28,779	3,661	36,568
Sim-18	-56,076	-12,089	11,127	53,615	34,846	-10,713	-3,284	-43,861	-4,160	-40,108	-38,466	-33,856	-1,655	0,059	16,956	30,868	3,792	39,140
Sim-19	0,053	-32,810	-26,018	10,865	63,348	-32,019	16,313	-17,434	-17,524	-16,203	-14,691	-12,749	-69,455	-0,003	38,216	14,730	20,552	22,104
Sim-20	-25,575	-31,393	-2,384	92,615	10,690	31,894	-16,026	-2,564	-21,503	-21,289	-2,129	-20,200	-10,911	0,063	85,133	13,305	16,756	23,132
Sim-21	77,044	-25,914	-19,899	10,119	2,429	78,617	-11,479	-31,470	-19,713	-16,199	-16,578	-16,814	-14,237	-19,485	82,173	14,846	17,792	25,403
Sim-22	0,008	-17,052	12,628	38,601	2,084	-20,628	-31,438	-32,490	-22,311	-1,929	-2,079	-22,726	-11,682	22,675	14,482	24,596	28,786	25,635
Sim-23	-0,010	-2,875	-20,046	37,278	25,216	-49,405	-16,442	-19,529	-15,554	-15,432	-15,557	-14,886	-11,523	0,099	11,420	18,847	13,896	72,006
Sim-24	0,032	-23,039	-30,141	43,443	25,453	57,138	-24,078	-31,686	-26,329	-25,270	-24,572	-23,245	-14,509	-31,434	10,278	19,285	26,581	29,349
Sim-25	-15,131	-24,825	3,173	38,477	-63,673	-24,323	-32,010	-37,578	-34,065	-32,536	-3,126	-2,786	-10,283	52,958	18,861	3,007	3,569	37,821
Sim-26	-88,231	-15,996	16,834	44,773	81,507	-22,907	-27,158	-32,686	-27,533	-26,680	-25,937	-26,355	-14,535	13,007	14,936	26,159	31,523	32,695
Sim-27	-18,290	-46,712	12,944	54,631	3,826	-93,049	-2,535	-33,232	-36,179	-34,083	-31,744	-29,396	-14,587	21,960	17,467	31,102	33,609	3,208

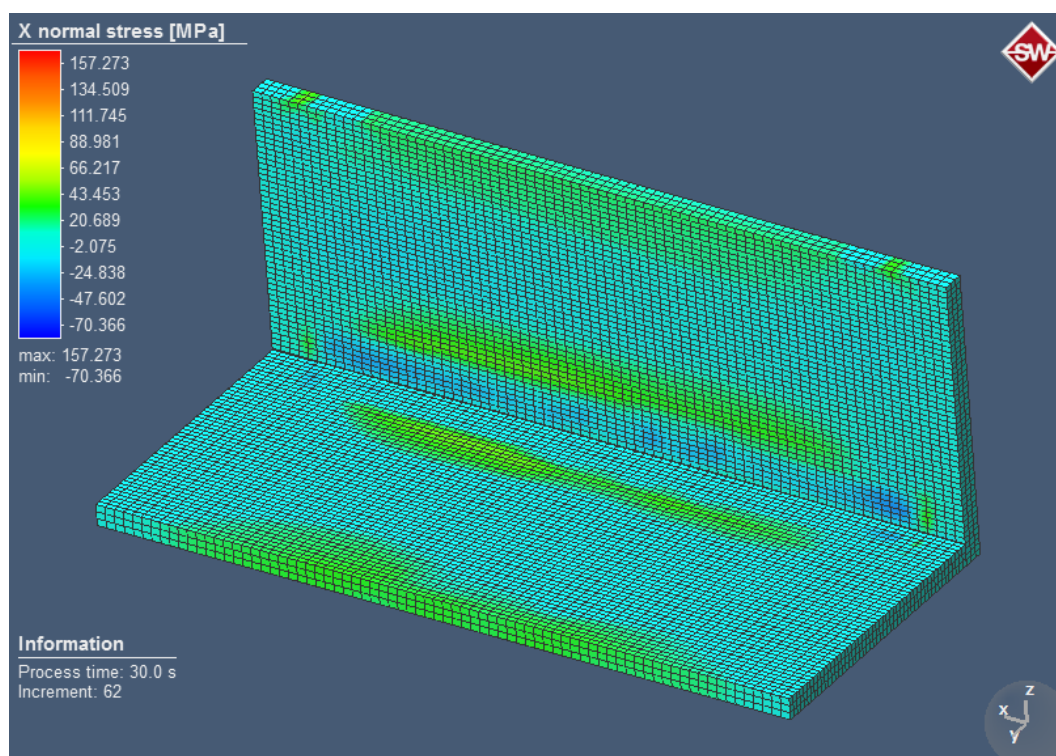
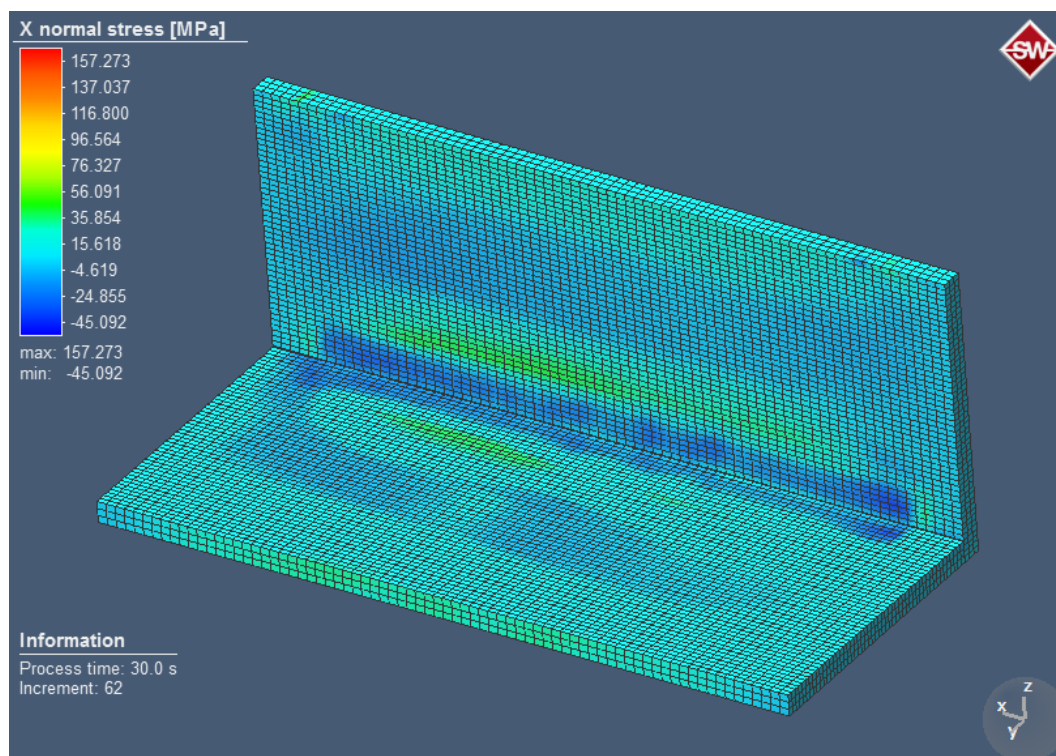
ANEXO VII – TABELA GERAL COM OS VALORES DE TENSÃO NORMAL Y NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS

x [mm]	5	7,895	11,842	15,790	19,737	23,684	27,632	31,579	35,526	39,474	43,421	47,368	51,327	55,263	59,215	63,158	67,114	71,053	75,087	78,947	82,911	86,842	95
Sim-01	10,98	15,97	15,67	11,34	1,12	12,69	1,33	12,04	98,16	11,48	14,43	1,31	2,11	97,12	25,11	24,00	1,60	22,22	21,12	16,06	16,14	12,04	1,27
Sim-02	51,69	15,34	16,74	12,84	12,72	96,08	79,66	77,27	71,06	14,50	1,32	12,36	19,50	25,02	22,63	21,64	11,89	96,48	27,52	21,70	21,22	17,84	12,48
Sim-03	73,51	18,71	22,16	15,42	13,95	81,04	11,76	8,91	13,10	15,57	12,77	11,95	14,48	19,21	22,13	22,86	20,72	19,50	1,57	13,03	17,02	14,90	42,42
Sim-04	-23,23	1,78	16,68	1,14	1,32	93,48	8,06	1,27	14,97	1,50	7,65	63,70	82,84	17,18	23,63	21,20	28,23	26,25	11,62	20,10	18,06	91,83	14,60
Sim-05	80,02	21,69	17,49	12,57	11,39	11,57	97,11	93,31	11,52	13,12	15,64	14,89	10,88	98,81	15,35	83,37	20,18	2,99	32,73	29,26	2,61	20,23	11,38
Sim-06	88,74	18,25	22,32	16,61	14,80	11,36	10,38	1,02	70,12	94,05	88,99	83,07	10,78	96,05	13,66	25,73	2,39	23,14	20,01	19,26	20,26	12,70	11,76
Sim-07	-74,75	21,63	23,44	24,26	17,78	1,28	16,92	1,64	11,90	79,33	97,88	1,16	80,51	12,07	12,09	44,77	25,30	16,60	43,68	20,33	26,53	9,59	20,22
Sim-08	-14,31	2,04	25,39	2,33	14,78	12,18	96,95	93,12	10,43	88,50	12,07	86,59	11,02	11,69	97,01	61,88	2,46	1,66	39,03	2,56	26,64	19,12	59,48
Sim-09	-8,29	18,45	28,68	22,26	18,80	16,07	13,50	12,27	12,15	1,08	10,19	20,15	11,39	11,85	15,97	6,57	17,08	10,53	3,30	20,00	25,60	22,16	24,09
Sim-10	14,65	18,57	13,39	12,35	12,96	54,36	43,96	11,85	88,01	19,92	76,36	23,82	19,56	18,20	37,74	2,44	1,75	17,06	20,62	20,22	22,15	21,09	14,13
Sim-11	13,09	20,56	20,41	17,21	81,85	10,72	47,76	44,64	77,14	12,66	21,18	17,94	16,23	17,01	15,24	23,73	18,60	18,84	21,21	17,46	22,84	19,66	14,24
Sim-12	11,81	21,86	21,25	18,00	11,30	11,41	60,09	95,10	12,16	12,46	10,70	24,62	20,83	1,26	18,43	15,91	13,87	17,51	16,17	1,27	15,19	17,79	14,04
Sim-13	-0,06	2,42	1,39	14,18	1,19	14,51	69,77	51,57	11,66	11,13	15,27	17,13	13,00	24,56	15,51	79,75	38,73	35,31	3,17	2,53	26,80	23,21	19,24
Sim-14	23,12	24,24	23,91	14,20	13,45	85,72	74,27	87,97	79,44	69,04	86,12	11,00	19,70	13,26	0,47	24,65	2,11	13,07	11,28	20,77	2,19	23,00	0,07
Sim-15	-38,05	19,50	23,43	1,78	14,01	18,96	9,39	64,91	85,15	1,23	18,75	10,72	10,08	20,20	25,16	4,92	-62,76	33,26	30,59	24,00	26,39	25,06	86,89
Sim-16	42,77	22,29	22,14	18,14	14,65	16,25	67,09	69,81	46,60	82,14	9,41	9,56	86,82	62,24	1,62	16,81	34,26	27,31	23,12	19,91	22,27	23,84	21,42
Sim-17	11,51	29,00	23,88	19,79	18,81	13,21	97,29	88,46	62,68	18,19	15,73	14,00	14,71	81,27	21,21	12,81	34,53	34,66	3,33	19,37	21,92	28,06	14,80
Sim-18	18,81	2,82	28,29	22,95	17,00	15,19	13,77	11,65	94,56	14,65	20,09	16,00	14,04	89,17	20,80	-3,16	39,41	35,12	24,26	23,87	2,83	30,61	21,88
Sim-19	12,32	1,86	14,88	19,08	14,66	15,74	24,12	13,57	11,35	16,33	14,88	1,57	13,74	14,09	13,15	95,32	11,13	14,75	13,83	15,72	15,76	16,66	1,48
Sim-20	84,51	18,36	18,70	14,99	17,11	14,50	87,83	47,64	15,23	11,68	22,75	15,03	11,82	15,49	1,76	14,81	11,63	21,10	16,19	14,55	11,73	17,08	57,63
Sim-21	17,63	23,85	19,53	19,48	16,33	13,01	10,57	78,04	12,85	2,12	39,53	25,04	19,53	18,35	17,19	16,22	14,73	20,70	19,97	22,58	22,77	25,11	24,74
Sim-22	13,95	18,02	2,15	16,89	11,63	11,75	82,11	12,77	14,72	1,53	15,25	24,37	97,96	18,08	1,90	21,94	18,76	90,66	29,83	31,38	30,17	31,11	24,51
Sim-23	11,09	3,01	16,36	16,74	16,94	10,60	98,19	1,41	1,50	14,90	1,26	16,37	24,88	1,58	21,38	16,07	29,51	27,19	27,53	26,85	28,84	28,48	25,63
Sim-24	20,51	3,24	27,03	1,26	18,81	18,77	13,19	1,19	11,85	1,58	82,68	26,08	10,43	20,81	22,68	21,16	21,67	17,52	2,61	26,12	29,14	22,32	18,66
Sim-25	19,22	25,43	22,06	38,78	23,22	23,08	16,22	15,57	11,04	1,38	21,86	25,66	1,76	18,47	30,67	12,65	21,48	4,36	43,36	40,95	36,17	32,00	23,46
Sim-26	13,78	21,00	19,07	21,21	14,32	17,09	11,46	14,67	12,94	12,76	17,97	1,71	14,86	13,33	22,67	2,05	32,79	35,59	33,39	3,44	30,30	2,94	2,61
Sim-27	19,53	30,79	19,22	19,61	25,32	24,34	19,96	14,47	51,82	1,95	25,50	28,93	18,69	20,40	28,32	25,14	24,44	44,25	42,78	32,04	29,26	24,73	16,83

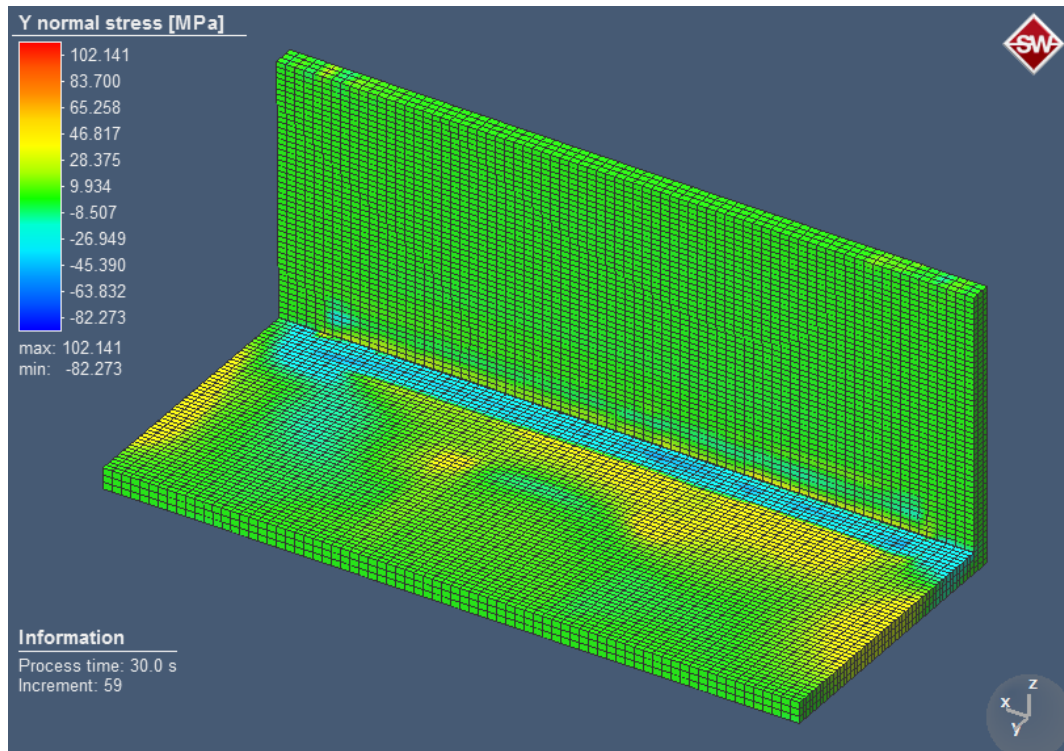
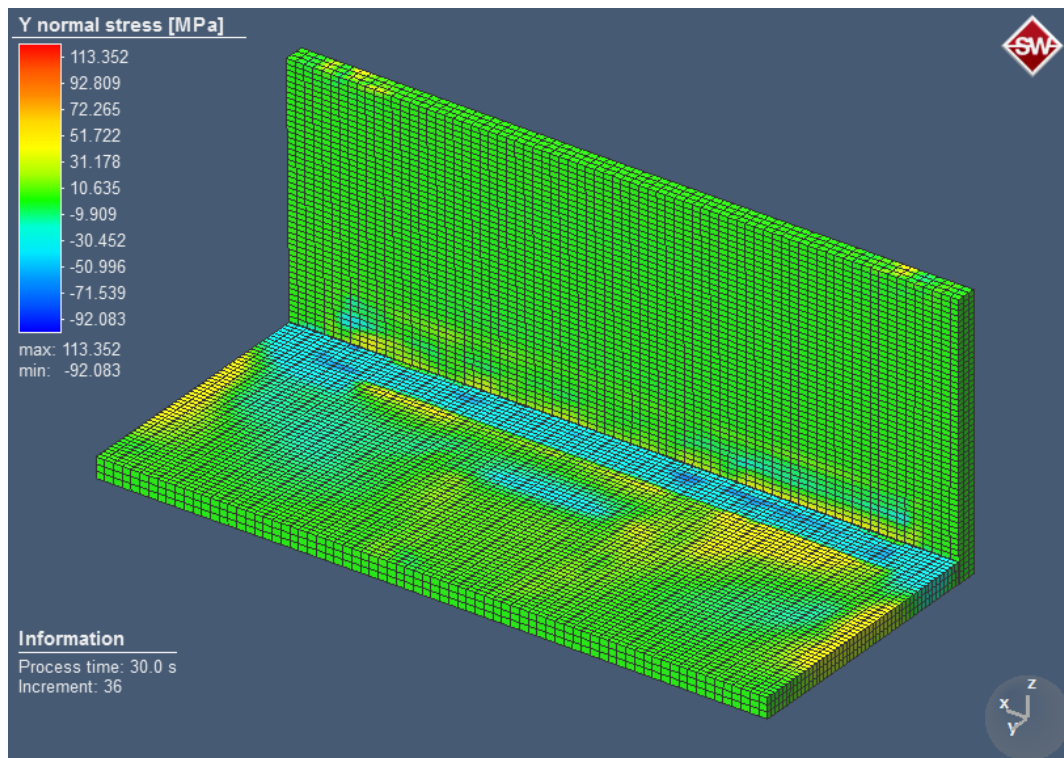
ANEXO VIII – TABELA GERAL COM OS VALORES DE DISTORÇÃO TOTAL NO INSTANTE DE 30 SEGUNDOS

x [mm]	0	2,353	4,706	7,059	9,412	11,765	14,118	16,471	18,824	21,177	23,529	25,882	28,235	30,588	32,941	35,294	37,647	40
Sim-01	0,198	0,217	0,203	0,187	0,175	0,166	0,160	0,158	0,159	0,162	0,166	0,170	0,176	0,182	0,189	0,196	0,204	0,212
Sim-02	0,190	0,206	0,193	0,174	0,159	0,148	0,140	0,136	0,136	0,137	0,139	0,143	0,147	0,152	0,157	0,163	0,170	0,177
Sim-03	0,178	0,200	0,192	0,177	0,163	0,152	0,146	0,142	0,142	0,144	0,146	0,149	0,153	0,158	0,163	0,169	0,176	0,183
Sim-04	0,204	0,222	0,215	0,208	0,201	0,195	0,190	0,186	0,185	0,185	0,186	0,187	0,190	0,192	0,195	0,198	0,201	0,205
Sim-05	0,193	0,218	0,207	0,196	0,188	0,181	0,176	0,173	0,172	0,172	0,173	0,174	0,176	0,178	0,181	0,184	0,187	0,191
Sim-06	0,191	0,215	0,217	0,211	0,206	0,201	0,197	0,193	0,192	0,191	0,191	0,191	0,192	0,193	0,194	0,196	0,199	0,201
Sim-07	0,215	0,231	0,218	0,210	0,204	0,198	0,193	0,190	0,189	0,190	0,191	0,193	0,195	0,198	0,200	0,202	0,205	0,208
Sim-08	0,182	0,211	0,210	0,205	0,200	0,195	0,191	0,186	0,184	0,183	0,182	0,181	0,181	0,182	0,183	0,184	0,186	0,188
Sim-09	0,174	0,208	0,209	0,207	0,205	0,202	0,199	0,197	0,195	0,194	0,194	0,194	0,194	0,194	0,194	0,195	0,197	0,198
Sim-10	0,208	0,212	0,207	0,182	0,166	0,155	0,147	0,144	0,145	0,147	0,151	0,156	0,162	0,168	0,176	0,183	0,192	0,201
Sim-11	0,217	0,226	0,228	0,214	0,201	0,192	0,187	0,185	0,188	0,191	0,196	0,201	0,207	0,214	0,222	0,229	0,238	0,246
Sim-12	0,191	0,203	0,207	0,194	0,182	0,172	0,166	0,163	0,165	0,168	0,172	0,176	0,182	0,188	0,194	0,202	0,209	0,217
Sim-13	0,210	0,215	0,197	0,179	0,167	0,158	0,153	0,151	0,152	0,154	0,157	0,160	0,165	0,170	0,175	0,181	0,187	0,194
Sim-14	0,193	0,208	0,197	0,179	0,165	0,155	0,149	0,147	0,148	0,150	0,153	0,157	0,161	0,166	0,172	0,177	0,183	0,189
Sim-15	0,171	0,192	0,193	0,181	0,171	0,163	0,157	0,154	0,153	0,153	0,154	0,155	0,157	0,160	0,163	0,167	0,171	0,175
Sim-16	0,235	0,248	0,234	0,225	0,219	0,215	0,212	0,210	0,210	0,210	0,211	0,213	0,215	0,217	0,220	0,222	0,225	0,229
Sim-17	0,220	0,240	0,232	0,223	0,217	0,213	0,210	0,209	0,210	0,211	0,213	0,214	0,217	0,219	0,222	0,225	0,228	0,232
Sim-18	0,171	0,195	0,197	0,194	0,189	0,184	0,179	0,176	0,173	0,172	0,171	0,170	0,171	0,171	0,173	0,174	0,176	0,178
Sim-19	0,273	0,250	0,230	0,206	0,196	0,191	0,191	0,193	0,203	0,214	0,225	0,236	0,248	0,259	0,271	0,283	0,295	0,307
Sim-20	0,247	0,236	0,222	0,204	0,187	0,177	0,172	0,170	0,178	0,186	0,195	0,205	0,216	0,227	0,238	0,250	0,262	0,275
Sim-21	0,220	0,211	0,197	0,184	0,173	0,163	0,158	0,157	0,165	0,174	0,183	0,193	0,203	0,213	0,224	0,235	0,246	0,257
Sim-22	0,261	0,257	0,229	0,206	0,190	0,177	0,169	0,167	0,172	0,178	0,185	0,192	0,201	0,209	0,219	0,228	0,238	0,247
Sim-23	0,280	0,286	0,280	0,267	0,262	0,259	0,259	0,261	0,266	0,272	0,279	0,286	0,293	0,300	0,307	0,315	0,323	0,331
Sim-24	0,221	0,225	0,213	0,197	0,182	0,171	0,163	0,159	0,163	0,168	0,173	0,180	0,186	0,193	0,199	0,206	0,213	0,220
Sim-25	0,236	0,253	0,236	0,227	0,219	0,214	0,210	0,210	0,213	0,216	0,220	0,224	0,228	0,232	0,237	0,242	0,247	0,252
Sim-26	0,284	0,302	0,291	0,279	0,270	0,263	0,259	0,257	0,258	0,259	0,261	0,264	0,266	0,269	0,272	0,275	0,279	0,282
Sim-27	0,252	0,275	0,275	0,254	0,244	0,239	0,238	0,239	0,244	0,249	0,254	0,259	0,265	0,270	0,276	0,282	0,287	0,293

ANEXO IX – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE TENSÕES EM X



ANEXO X – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE TENSÕES EM Y



ANEXO XI – EXEMPLOS DE IMAGENS DOS CAMPOS DE DISTORÇÕES

