



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

VITOR SEIJI ANDRADE TATEMOTO

**ANÁLISE DAS DISTORÇÕES E DAS TENSÕES RESIDUAIS NA MANUFATURA
ADITIVA POR DEPOSIÇÃO A ARCO VIA MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS**

Florianópolis

2024

Vitor Seiji Andrade Tatemoto

Análise das distorções e das tensões residuais na manufatura aditiva por deposição a arco via método de elementos finitos

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. José Carlos de Carvalho Pereira,
Dr. Eng.

Florianópolis

2024

Ficha catalográfica gerada por meio de sistema automatizado gerenciado pela
BU/UFSC. Dados inseridos pelo próprio autor.

Andrade Tatemoto, Vitor Seiji

Análise das distorções e das tensões residuais na
manufatura aditiva por deposição a arco via método
de elementos finitos / Vitor Seiji Andrade Tatemoto
; orientador, José Carlos de Carvalho Pereira, 2024.
150 p.

Dissertação (mestrado) - Universidade Federal de Santa
Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós-Graduação em
Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2024.

Inclui referências.

1. Engenharia Mecânica. 2. Impressão 3D. 3. WAAM. 4.
FEM. 5. Análise Termomecânica. I. de Carvalho Pereira,
José Carlos. II. Universidade Federal de Santa Catarina.
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.

Vitor Seiji Andrade Tatemoto

Análise das distorções e das tensões residuais na manufatura aditiva por deposição a arco via método de elementos finitos

O presente trabalho em nível de Mestrado foi avaliado e aprovado, em 25 de janeiro de 2024, pela banca examinadora composta pelos seguintes membros:

Prof. José Carlos de Carvalho Pereira, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

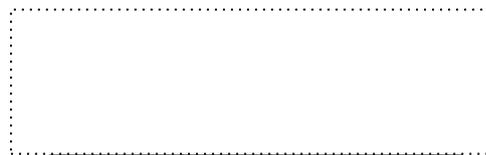
Prof. Eduardo Lenz Cardoso, Dr.
Universidade Estadual de Santa Catarina

Prof. Régis Henrique Gonçalves e Silva, Dr.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a versão original e final do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica atribuído pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica de Santa Catarina.



Prof. Henrique Simas, Dr.
Coordenador do Programa de Pós-Graduação



Prof. José Carlos de Carvalho Pereira, Dr.
Orientador

Florianópolis, 2024

AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar minha profunda gratidão a todas as pessoas e instituições que permitiram que esta dissertação de mestrado fosse realizada.

Aos meus queridos pai, mãe e irmã, cujo amor e apoio incondicional foram essenciais ao longo de toda a minha vida, agradeço por sempre serem a base de todas as minhas conquistas.

À minha namorada, sua paciência, compreensão e releitura dos meus textos foram indispensáveis durante os momentos mais desafiadores desta trajetória. Sua presença tornou cada passo dessa jornada mais significativa.

Ao meu orientador, José Carlos de Carvalho Pereira, expresso minha profunda gratidão. Sua orientação e comprometimento, desde a época da graduação, foram cruciais para o sucesso deste trabalho. Sou verdadeiramente grato pela oportunidade de participar do projeto e integrar esse laboratório.

Aos professores membros da banca, agradeço por aceitarem participar da avaliação deste trabalho de mestrado, assim como fornecer valiosas contribuições e sugestões.

Ao laboratório Grante e meus colegas de pesquisa científica, agradeço a infraestrutura, recursos e ambiente propício à pesquisa que proporcionaram as condições ideais para o desenvolvimento desta dissertação.

Ao instituto de Soldagem e Mecatrônica Labsolda e a meu colega, Daniel Galeazzi, agradeço pela colaboração frutífera e pela realização conjunta dos experimentos que tanto enriqueceram esta pesquisa.

À instituição FAPEU e a empresa Petrobras, expresso minha gratidão pelo apoio financeiro que tornou possível a condução deste projeto de pesquisa e a apresentação dos aprendizados aqui realizados em congressos no Brasil e no exterior.

À Universidade Federal de Santa Catarina, que tenho como minha segunda casa, agradeço por oferecer um ambiente acadêmico estimulante, repleto de oportunidades de aprendizado e crescimento individual.

Por fim, à Pam, agradeço por me fazer companhia durante todas as madrugadas de pesquisa e escrita desta dissertação.

RESUMO

A liberdade de design e fabricação rápida proporcionada pela manufatura aditiva (MA) representam um grande avanço na fabricação de componentes metálicos estruturais. Dentre os métodos de MA, *Wire Arc Additive Manufacturing*-WAAM se destaca por possibilitar a fabricação de peças metálicas de grande escala ou adicionar material em peças pré-existentes com uma alta taxa de deposição. Porém, a grande quantidade de energia e material adicionada durante a deposição metálica por arco elétrico produz tensões residuais e distorções, as quais podem comprometer a integridade estrutural e a funcionalidade da peça. As simulações numéricas pelo método de elementos finitos (MEF) oferecem uma ferramenta de previsão das tensões e distorções que ocorrem no processo de deposição a arco. O objetivo deste trabalho foi desenvolver uma análise termomecânica via MEF visando simular o processo de fabricação por WAAM tendo como objetivo prever o campo de temperatura, distorções e tensões residuais dos componentes. A análise termomecânica foi realizada pelo acoplamento em série de uma análise transiente térmica com uma análise estrutural estática a partir do campo de temperatura no componente. A análise termomecânica foi desenvolvida para dois componentes diferentes. Uma análise inicial foi desenvolvida para simular a fabricação de uma parede fina, fabricada a partir da deposição de camadas de um cordão linear. A geometria da fonte de calor foi modelada como um elipsoide duplo para este componente. As propriedades térmicas foram consideradas dependentes da temperatura. Outra análise foi desenvolvida para a fabricação do componente Boca de Sino, sendo um componente da indústria de Óleo e Gás em escala reduzida. A análise envolve um maior número de elementos sendo necessárias simplificações com o objetivo de reduzir o custo computacional. A geometria da fonte de calor foi modelada como calor distribuído para este componente. A deposição de material foi modelada através do método de nascimento e morte de elementos. As propriedades térmicas foram consideradas como dependentes da posição da fonte de calor. A modelagem da deposição de material e fonte de calor foi desenvolvida na forma de uma rotina integrada, no software comercial de elementos finitos ANSYS. A validação da análise termomecânica foi realizada por meio da comparação dos resultados obtidos numericamente com testes experimentais da fabricação dos componentes por MA. Durante os testes experimentais foram medidas temperaturas, tanto por câmeras infravermelho como termopares, e foram também medidas distorções na base por meio de paquímetro. Os resultados da análise térmica concordaram de forma bastante satisfatória para os valores de temperatura medidos experimentalmente. Os resultados da análise estrutural concordaram também de forma bastante satisfatória nos valores de distorção na base do componente da parede fina. As simplificações do componente Boca de Sino na análise térmica mostraram um bom compromisso de custo computacional e acurácia. Este método pode ser empregado para otimização estrutural do componente simulando diferentes trajetórias e estratégias de deposição.

Palavras-chave: Impressão 3D; *Wire Arc Additive Manufacturing*; WAAM; FEM; Análise Termomecânica; Análise Numérica.

ABSTRACT

Additive manufacturing (AM) has revolutionized the production of structural metal components, offering unparalleled design flexibility and rapid manufacturing capabilities. Among various AM techniques, Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM) is distinguished by its ability to fabricate large-scale metal parts quickly and efficiently. However, the substantial amount of energy and material added during the electric arc-based metal deposition process introduces residual stresses and distortions, which can potentially undermine the structural integrity and functionality of the manufactured parts. To address these challenges, numerical simulations using the Finite Element Method (FEM) provide a valuable tool for predicting stresses and distortions during the arc deposition process. The primary goal of this study was to develop a thermomechanical analysis through FEM to simulate the WAAM manufacturing process. This analysis aimed to predict critical parameters such as temperature distribution, residual stresses, and distortions in the components. The thermomechanical analysis was conducted by coupling a transient thermal analysis with a static structural analysis, using the temperature field in the component. The thermomechanical analysis was applied to two different components. An initial analysis was devised to simulate the fabrication of a thin-walled structure, created by depositing successive layers of material in a linear pattern. In this case, the heat source geometry was represented as a double ellipsoid, taking into account temperature dependent thermal properties. Another analysis was conducted for a Bell Mouth component, a scaled-down cylindrical part commonly used in the oil and gas industry. This analysis involved a higher number of finite elements, requiring simplifications to optimize computational cost. For this component, the heat source geometry was modeled as distributed heat, with thermal properties varying based on the heat source's position. Material deposition was modeled using the element birth and death method. The modeling of material deposition and the heat source was integrated into a routine using the commercial finite element software ANSYS. The thermomechanical analysis was validated by comparing the numerical results with experimental tests conducted during the AM manufacturing process. Experimental measurements included temperature monitoring by infrared cameras and thermocouples, as well as the evaluation of base distortions using calipers. The results from the thermal analysis closely matched the experimentally measured temperature values, and the structural analysis successfully predicted the distortions at the base of the thin-walled component. The simplifications applied in the Bell Mouth component's thermal analysis struck an effective balance between computational efficiency and accuracy. This method can be employed to optimize the structure of the component by simulating different paths and deposition strategies.

Keywords: 3d Printing; WAAM; Thermomechanical Analysis; FEM; Numerical Analysis.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 – Categorias de Manufatura Aditiva de Metais.....	8
Figura 2 – Ilustração de um equipamento de ME.....	11
Figura 3 – Ilustração de um equipamento de BJ	12
Figura 4 – Ilustração de um equipamento de PBF	14
Figura 5 – Ilustração de um equipamento de DED	15
Figura 6 – Ilustração de um equipamento de LAM-DED	17
Figura 7 – Ilustração de um equipamento de PAAM.....	18
Figura 8 – Ilustração de um equipamento de WEAM.....	19
Figura 9 – Ilustração dos processos de GMAW e GTAW	20
Figura 10 – Principais parâmetros de fabricação em WAAM.....	23
Figura 11 – Variação da altura de uma parede fina reta fabricada por WAAM devido ao aumento da molhabilidade das camadas.....	25
Figura 12 – Fenômenos físicos da soldagem e seus acoplamentos	26
Figura 13 – Estratégias de sequenciamento das análises.....	27
Figura 14 – Representação dos elementos lineares a) Tetraédrico e b) Hexaédrico	28
Figura 15 – Diferentes técnicas de refino de malha a) Malha por zona e b) Malha com bias.....	29
Figura 16 – Refinamento por malha adaptativa durante diferentes tempos da simulação termomecânica. (a1-a3)	30
Figura 17 – Modelo de fonte de calor Gaussiana	31
Figura 18 – Modelo de fonte de calor elipsoidal duplo.....	31
Figura 19 – Modelo de fonte de calor distribuído em conjunto com o modelo duplo elipsoide.....	32
Figura 20 – Modelo de fonte de calor distribuído	33
Figura 21 – Modelagem de B&D de elementos por: a) Elemento inativo e b) Elemento <i>quiet</i>	35
Figura 22 – Parâmetros térmicos do material pela temperatura	37
Figura 23 – O comportamento de Tensão-Deformação para diferentes modelos de plasticidade	39
Figura 24 – Parâmetros mecânicos do material pela temperatura.....	40

Figura 25 – Tensão longitudinal pela deformação do material em diferentes pontos em relação a fonte de calor móvel.....	41
Figura 26 – Tensão longitudinal medidas na base de um componente fabricado por WAAM e por <i>Cladding</i>	42
Figura 27 – Sequências de soldagem para análise de distorção angular de estrutura de uma placa de alumínio.....	46
Figura 28 – Diferentes padrões de deposição (vista superior da peça): a) Raster, b) Zig-zag e c) Espiral de dentro para fora	47
Figura 29 – Estratégias de deposição para parede fina por AM: a) Linear ou <i>Same Direction Motion (SDM)</i> , b) Alternado ou <i>Reciprocating Motion (RM)</i> e c) Alternado por segmento ou <i>Segmental Reciprocating Motion (SRM)</i>	47
Figura 30 – Parâmetros dimensionais da fonte de calor por elipsoide duplo	51
Figura 31 – Geometria e configuração do componente Parede Fina Reta para validação experimental	56
Figura 32 – Bancada de fabricação do componente Parede Fina Reta.....	58
Figura 33 – Indicação das linhas de medição da largura da parede ao longo da altura da parede do componente Parede Fina Reta.....	59
Figura 34 – Indicação das linhas de medição da altura da parede ao longo do comprimento da parede do componente Parede Fina Reta	59
Figura 35 – Sistema de medição de temperaturas por filmagem infravermelho	60
Figura 36 – Sistema de medição de temperaturas por termopares	61
Figura 37 – Indicação das linhas de medição da distorção vertical da base do componente Parede Fina Reta.....	61
Figura 38 – Equipamentos de Sistema de Aquisição Portátil e Sistema de Aquisição de Temperatura.....	62
Figura 39 – Fluxograma da análise termomecânica	63
Figura 40 – Malhas utilizadas na análise de sensibilidade de malha.....	64
Figura 41 – Localização do ponto T1 para comparação de temperatura na análise de sensibilidade de malha.....	65
Figura 42 – Histórico de temperaturas em P1 para as diferentes malhas	66
Figura 43 – Geometria e divisão de malha do modelo do componente Parede Fina Reta	67
Figura 44 – Parâmetros geométricos do modelo da fonte de calor de elipsoide duplo ..	69
Figura 45 – Condições de contorno térmicas do componente Parede Fina Reta	72

Figura 46 – Condições de contorno estruturais do componente Parede Fina Reta	75
Figura 47 – Componente Parede Fina Reta finalizado	76
Figura 48 – Campo de temperaturas medido no componente Parede Fina Reta por filmagem infravermelho	77
Figura 49 – Resultado do campo de temperaturas da simulação numérica do componente Parede Fina Reta.....	78
Figura 50 – Comparação das temperaturas nos termopares do componente Parede Fina Reta.....	79
Figura 51 – Resultado das distorções verticais da simulação numérica do componente Parede Fina Reta [mm].....	80
Figura 52 – Comparação das distorções verticais na lateral da base do componente Parede Fina Reta.....	80
Figura 53 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pré-soltura dos grampos do componente Parede Fina Reta [Mpa].....	81
Figura 54 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pré-soltura dos grampos na seção transversal do componente Parede Fina Reta com as linhas de medições [Mpa]	82
Figura 55 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pré-soltura dos grampos	83
Figura 56 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pré-soltura dos grampos.....	84
Figura 57 – Resultado das deformações plásticas longitudinais da simulação numérica pré-soltura dos grampos do componente Parede Fina Reta [mm/mm]	85
Figura 58 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pós-soltura dos grampos do componente Parede Fina Reta [Mpa].....	85
Figura 59 – Resultado das tensões longitudinais pós-soltura dos grampos na seção transversal do componente Parede Fina Reta da simulação numérica [Mpa]	86
Figura 60 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pós-soltura dos grampos.....	87
Figura 61 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pós-soltura dos grampos	88
Figura 62 – Ilustração da força de reação em um dos grampos	89
Figura 63 – Resultados das componentes da força de reação em um grampo	89

Figura 64 – Geometria e pontos de medições de temperatura e tensão longitudinal para análise do fenômeno de formação das tensões residuais.....	91
Figura 65 – Temperatura e tensão longitudinal no ponto T1 ao longo da deposição das duas primeiras camadas.....	92
Figura 66 – Tensão por Temperatura no ponto T1 durante o processo de deposição da primeira camada.....	92
Figura 67 – Temperatura e tensão longitudinal no ponto T2 ao longo da deposição das duas primeiras camadas.....	94
Figura 68 – Ilustração esquemática de um Sistema de Produção Flutuante.....	95
Figura 69 – Componente Boca de Sino no sistema de interface da FPS com <i>spread mooring</i>	96
Figura 70 – Geometria do componente Boca de Sino para validação experimental.....	97
Figura 71 – Indicação dos pontos e das linhas de medição do componente Boca de Sino.....	99
Figura 72 – Bancada da fabricação do componente Boca de Sino.....	100
Figura 73 – Sistema de medição de temperaturas por filmagem infravermelho do componente Boca de Sino.....	100
Figura 74 – Geometria e divisão de malha do modelo do componente Boca de Sino.	102
Figura 75 – Condições de contorno térmicas do componente Boca de Sino.....	104
Figura 76 – Condições de contorno estruturais do componente Boca de Sino.....	106
Figura 77 – Componente Boca de Sino finalizada.....	107
Figura 78 – Faixa de medição entre 0-300°C medido no componente Boca de Sino por filmagem infravermelho.....	108
Figura 79 – Faixa de medição entre 300-1500°C medido no componente Boca de Sino por filmagem infravermelho.....	109
Figura 80 – Resultado do campo de temperaturas entre 0-300°C da simulação numérica no componente Boca de Sino.....	110
Figura 81 – Resultado do campo de temperaturas entre 300-1500°C da simulação numérica no componente Boca de Sino.....	110
Figura 82 – Orientações das direções das tensões em relação a parede cilíndrica.....	112
Figura 83 – Resultado das tensões circunferenciais da simulação numérica na base do componente Boca de Sino.....	112
Figura 84 – Tensões residuais da simulação numérica nas três direções da linha de medição na base do componente Boca de Sino.....	113

Figura 85 – Resultado das tensões circunferenciais da simulação numérica na parede do componente Boca de Sino	114
Figura 86 – Tensões residuais da simulação numérica nas três direções da linha de medição na parede do componente Boca de Sino	114

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Visão geral dos processos de MAM	9
Tabela 2 – Visão geral dos processos de MAM em português	9
Tabela 3 – Categorias de processos de DED.....	16
Tabela 4 – Características das categorias de processos de DED.....	16
Tabela 6 – Parâmetros de fabricação Parede Fina Reta.....	57
Tabela 7 – Resultado do teste de performance das diferentes malhas.....	66
Tabela 8 – Parâmetros da fonte de calor Parede Fina Reta	69
Tabela 9 – Propriedades térmicas do material Parede Fina Reta	71
Tabela 10 – Propriedades mecânicas dos materiais Parede Fina Reta	74
Tabela 11 – Medições da geometria do componente Parede Fina Reta	77
Tabela 12 – Parâmetros de fabricação Boca de Sino.....	98
Tabela 13 – Propriedades térmicas do material da Boca de Sino.....	103
Tabela 14 – Parâmetros da fonte de calor distribuído da Boca de Sino	104
Tabela 15 – Medições da geometria da Boca de Sino.....	107

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

3DP	Three-Dimensional Printing
AMD	Automated Multi-Material Deposition
AMR	Adaptative Mesh Refining
ANM	Árvore de Natal Molhada
APDL	Ansys Parametric Design Language
ASTM	American Society for Testing and Materials
BJ	Binder Jetting
BMD	Bound Metal Deposition
B&D	Birth and Death
CMT	Cold Metal Transfer
DBCP	Distância Bico de Contato-Peça
DED	Directed Energy Deposition
DMT	Direct Metal Tooling
DLF	Direct Light Fabrication
DMD	Direct Metal Deposition
EBAM	Electron Beam Additive Manufacturing
EBF3	Electron Beam Free Form Fabrication
EBM	Electron Beam Melting
EF	Elementos Finitos
FDM	Fused Deposition Modeling
FPS	Floating Production Storage
GMAW	Gas Metal Arc Welding
GTAW	Gas Tungsten Arc Welding
HAM	Hybrid Additive Manufacturing
ISO	International Standard Organization
LAM	Laser Additive Manufacturing
LENS	Laser Engineered Net Shaping
LHS	Laser Hot Wire
LMWD	Laser Metal Wire Deposition
LSP	Laser Shock Peening
MA	Manufatura Aditiva
MAM	Manufatura Aditiva de Metais
MADA	Manufatura Aditiva por Deposição a Arco
ME	Material Extrusion
MEF	Métodos de Elementos Finitos
MIG	Metal Inert Gas
LMD	Laser Metal Deposition
PAM	Pellet Additive Manufacturing
PAW	Plasma Arc Welding
PBF	Powder Bed Fusion
RM	Reciprocating Motion
SAP	Sistema de Aquisição Portátil
SAT	Sistema de Aquisição de Temperaturas
SDM	Same Direction Motion
SLM	Selective Laser Melting
SLS	Selective Laser Sintering
SP	Shot Peening

SRM	Segmental Reciprocating Motion
TIG	Tungsten Inert Gas
USP	Ultrasonic Shock Peening
WAAM	Wire Arc Additive Manufacturing
WEAM	Wire Electron Beam Additive Manufacturing
WLAM	Wire Laser Additive Manufacturing
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

LISTA DE SÍMBOLOS

Variáveis

A_t	Área transversal do cordão
c_p	Calor específico
Q_a	Calor gerado no material de adição
Q_b	Calor gerado no substrato
Q_v	Calor gerado volumétrico
q_{perd}	Calor perdido
α_{plast}	Coefficiente alfa de encruamento
β_{plast}	Coefficiente beta de encruamento
k	Coefficiente de condutividade térmica
h	Coefficiente de convecção
α_t	Coefficiente de dilatação térmica
k_{SB}	Coefficiente de Stefan-Boltzmann
e_l	Comprimento do elemento
$\partial\Omega_D$	Contorno de Dirichlet
$\partial\Omega_N$	Contorno de Neumann
$\partial\Omega_R$	Contorno de Robin
x	Coordenada local x
y	Coordenada local y
z	Coordenada local z
I	Corrente elétrica
ϕ	Critério de escoamento
$\bar{\epsilon}_p$	Deformações plásticas acumuladas
ρ	Densidade
Ω	Domínio material
η	Eficiência do processo de soldagem
ϵ_{emis}	Emissividade
E	Energia por volume
f_i	Fator de peso
f_f	Fator de peso frontal
f_r	Fator de peso traseiro
q	Fluxo de calor
\bar{q}	Fluxo de calor prescrito
\mathbf{F}	Forças de corpo
\mathbf{H}	Tensão potencial plástica
\mathbf{I}_d	Matriz identidade
λ	Multiplicador plástico
b	Parâmetro dimensional de altura da fonte de calor
c_i	Parâmetro dimensional de comprimento da fonte de calor
c_f	Parâmetro dimensional de comprimento frontal da fonte de calor
c_r	Parâmetro dimensional de comprimento traseiro da fonte de calor
a	Parâmetro dimensional de largura da fonte de calor
d_t	Passo de tempo
r	Ponto material
P	Potência de soldagem

T	Temperatura
T_m	Temperatura de fusão
T_0	Temperatura inicial
\bar{T}	Temperatura prescrita
t	Tempo
t_a	Tempo de deposição
σ_Y	Tensão de escoamento
U	Tensão elétrica
σ_e	Tensão equivalente de von-Mises
$\boldsymbol{\varepsilon}$	Tensor de deformações
$\boldsymbol{\varepsilon}_e$	Tensor de deformações elásticas
$\boldsymbol{\varepsilon}_p$	Tensor de deformações plásticas
$\boldsymbol{\varepsilon}_p^n$	Tensor de deformações plásticas na iteração numérica n
$\boldsymbol{\varepsilon}_t$	Tensor de deformações térmicas
\mathbf{C}	Tensor de quarta ordem
$\boldsymbol{\sigma}$	Tensor de tensão de Cauchy
v	Velocidade de soldagem
\mathbf{u}	Vetor de deslocamentos
$\bar{\mathbf{u}}$	Vetor de deslocamentos prescritos
$\boldsymbol{\Gamma}$	Vetor de tensões superficiais
$\bar{\boldsymbol{\Gamma}}$	Vetor de tensões superficiais prescrito
\mathbf{n}	Vetor normal
V_{elem}	Volume do elemento

Operadores

$\partial(\cdot)$	Derivada parcial
$(\dot{\cdot})$	Derivada temporal
$\nabla \cdot (\cdot)$	Divergente
$\nabla(\cdot)$	Gradiente
$\nabla^2(\cdot)$	Laplaciano
tr	Traço do tensor

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	3
1.1	CONTEXTO.....	3
1.2	MOTIVAÇÃO.....	4
1.3	OBJETIVOS.....	5
1.3.1	Objetivo principal.....	5
1.3.2	Objetivos específicos.....	5
1.4	ESTRUTURA DO TRABALHO	6
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	8
2.1	TECNOLOGIAS DE MANUFATURA ADITIVA	8
2.1.1	Categorias de MA	8
2.1.2	Categorias de DED	15
2.2	PROCESSO DE WAAM.....	21
2.2.1	Materiais de WAAM	21
2.2.2	Parâmetros de fabricação de WAAM.....	22
2.3	MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS DE WAAM.....	25
2.3.1	Análises da física do processo de soldagem	26
2.3.2	Modelos de malha no MEF	27
2.3.3	Modelos de fonte de calor no MEF	30
2.3.4	Modelos de deposição do material de adição no MEF	34
2.3.5	Modelos do material no MEF	35
2.4	DISTORÇÕES E TENSÕES RESIDUAIS EM WAAM.....	41
2.4.1	Mecanismo de formação das tensões residuais	41
2.4.2	Técnicas de controle de distorções e tensões residuais.....	43
3	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA.....	48
3.1	ANÁLISE TÉRMICA	48
3.2	MODELO DA FONTE DE CALOR.....	49
3.3	ANÁLISE MECÂNICA/ESTRUTURAL.....	52
4	MODELAGEM DA ANÁLISE TERMOMECÂNICA	55
4.1	COMPONENTE PAREDE FINA RETA.....	55
4.1.1	Introdução ao componente Parede Fina Reta.....	55
4.1.2	Metodologia do teste experimental do componente Parede Fina Reta.....	56

4.1.3	Metodologia da modelagem por MEF do componente Parede Fina Reta.....	62
4.1.4	Resultados do componente Parede Fina Reta.....	75
4.1.5	Mecanismo de formação das tensões residuais do componente Parede Fina Reta.....	90
4.2	COMPONENTE BOCA DE SINO	94
4.2.1	Introdução do componente Boca de Sino	94
4.2.2	Breve contexto do componente Boca de Sino.....	95
4.2.3	Metodologia do teste experimental do componente Boca de Sino.....	97
4.2.4	Metodologia da modelagem por MEF do componente Boca de Sino	100
4.2.5	Resultados do componente Boca de Sino.....	106
5	CONCLUSÃO.....	116
5.1	CONCLUSÕES GERAIS.....	116
5.2	TRABALHOS FUTUROS	118
	REFERÊNCIAS	120

1 INTRODUÇÃO

1.1 CONTEXTO

A manufatura aditiva (MA) é considerada uma das grandes inovações dentro dos processos de fabricação dos últimos anos, englobando diferentes técnicas de deposição e materiais. A demanda moderna por componentes de geometrias complexas e de maior sustentabilidade vem impulsionando os avanços nesta tecnologia, da qual é possível gerar componentes cada vez mais otimizados para suas funções em um intervalo de tempo cada vez mais reduzido (Y. LI et al., 2022). Conjuntamente, a MA permite produzir componentes com o mínimo desperdício de material quando comparado com métodos tradicionais de manufatura, o que a torna desejável nas aplicações com metais de alto valor agregado. Desta forma, a MA tem sido foco de extensiva pesquisa e desenvolvimento, tendo aplicação em diferentes campos da indústria como: aeroespacial, biomédica, energética e militar (Z. LI et al., 2019).

Wire Arc Additive Manufacturing-WAAM, dentre as diferentes técnicas de manufatura aditiva, destaca-se por possuir uma alta taxa de deposição de material, sendo adequada para a produção de componentes metálicos de grandes dimensões (ARMSTRONG et al., 2022). A alta taxa de deposição de material de WAAM, em relação a outros processos de MA, resulta do uso de arco elétrico como fonte de calor e de arame metálico como matéria-prima, comuns ao processo de soldagem a arco. WAAM pode ser traduzida em português como manufatura aditiva via arco arame. A nomenclatura manufatura aditiva por deposição a arco é utilizada para referir-se as técnicas de WAAM, porém esta nomenclatura também engloba técnicas que utilizam pó metálico como material de adição.

WAAM está inserida dentre os métodos de MA por Deposição de Energia Direcionada (*Directed Energy Deposition-DED*), no qual tanto o material de adição, quanto a energia da fonte de calor são adicionados simultaneamente na superfície do componente (ASTM, 2015). As MA por DED se destacam por possibilitar operar em componentes pré-fabricados como também no reparo de componentes na área de manutenção (AHN, 2021). Outras tecnologias de MA por DED utilizam diferentes fontes de calor, como laser e feixe de elétrons, assim como diferentes materiais de alimentação, como pó metálico. A utilização de fontes de calor por laser e por feixes de elétron, em geral, apresentam um maior custo energético e de equipamento quando comparados a fontes de calor por arco elétrico (XIONG et al., 2015). A utilização de pó metálico como material de adição, em geral, apresenta um maior custo de

material e menor eficiência de deposição quando comparado com o arame metálico (XIONG et al., 2015).

Outros processos de manufatura aditiva, como Fusão em Leito em Pó (*Powder Bed Fusion*-PBF), possuem vantagens como melhor resolução na fabricação e menor necessidade de processos de usinagem posterior, porém necessitam de sistemas de proteção, são limitados quanto ao volume do componente e possuem uma baixa taxa de deposição de material quando comparados com processos por DED (AHN, 2021).

Apesar das inúmeras vantagens de WAAM, os componentes fabricados com esta tecnologia estão suscetíveis a defeitos de elevadas distorções e tensões residuais (SZOST et al., 2016). Durante a fabricação, o material depositado passa por um ciclo térmico que se inicia com um aquecimento acentuado devido à alta intensidade de energia da fonte de calor até sua fusão. Posteriormente, ocorre a rápida solidificação devido à pequena poça de fusão e, finalmente, re-fusão, quando uma nova camada é adicionada. Este ciclo térmico resulta em tensões residuais no componente (Z. LI et al., 2019). As tensões residuais podem produzir tensões trativas que resultam em trincas térmicas indesejadas, além de distorções geométricas. Esses defeitos são problemáticos para indústria, que tem como objetivo produzir componentes de alta qualidade.

A fim de prever as distorções e as tensões residuais introduzidas no componente por um processo de WAAM, foram desenvolvidos modelos de simulação, utilizando como base modelos de simulação de soldagem, uma vez que os fenômenos físicos envolvidos em WAAM se assemelham ao processo de soldagem de metais com multipasses. Estes modelos também são instrumentos essenciais que permitem testar o efeito de diferentes parâmetros e padrões de deposição no campo de tensões residuais, otimizando o processo, e mitigando seus efeitos deletérios (MONTEVECCHI et al., 2016). No entanto, o tamanho do modelo geralmente é limitado devido ao elevado tempo computacional necessário para proceder as simulações de componentes reais de grande porte (J. DING et al., 2011).

1.2 MOTIVAÇÃO

A utilização de manufatura aditiva por soldagem não está restrita a fabricação de novos produtos. A capacidade de WAAM de depositar material sobre diferentes superfícies de componentes pré-fabricados é de grande interesse do setor de manutenção, assim como a liberdade de design das MA abre oportunidade para novas técnicas de reparos. Neste contexto, a parceria entre o Instituto de Soldagem e Mecatrônica LABSOLDA e o GRANTE (Grupo de

Análise e Projeto Mecânico) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), financiados pela empresa brasileira PETROBRAS S.A., visa desenvolver e avaliar procedimentos de soldagem para reparo de dutos em operação utilizando abraçadeiras aparafusadas (*Mechanical Clamp*) e capotes (*Weld Cap's*), sendo incluso WAAM para a fabricação de novos conceitos de abraçadeira. Desta forma, este trabalho está inserido no contexto deste projeto, visando desenvolver técnicas numéricas para a previsão e avaliação do surgimento de distorções e tensões residuais em processos de fabricação de componentes por WAAM. Este trabalho é um estudo inicial das técnicas numéricas em WAAM com foco nos resultados estruturais do componente e visa aprofundar o conhecimento dos membros em técnicas de fabricação por MA como também contribuir no planejamento das estratégias do processo de produção.

1.3 OBJETIVOS

1.3.1 Objetivo principal

O objetivo principal deste trabalho é desenvolver um modelo termomecânico de avaliação das distorções e das tensões residuais em componentes de paredes finas geradas por manufatura aditiva por deposição a arco devido ao carregamento térmico oriundos do processo de fabricação por soldagem. A avaliação deve ser realizada por análise numérica via Método dos Elementos Finitos (MEF) fazendo uso de uma simulação termomecânica acoplada. O modelo numérico desenvolvido deve apresentar a variação da geometria devido a deposição de material assim como viabilidade quanto ao custo computacional de simulação. O modelo numérico desenvolvido deve prever o componente resultante da fabricação sob o ponto de vista geométrico e de tensões residuais, assim como possuir modularidade quanto as estratégias de deposição.

1.3.2 Objetivos específicos

Para cumprir com o objetivo principal deste trabalho foram estabelecidos objetivos específicos visando o aprofundamento dos conhecimentos, modularidade da análise e validação dos resultados obtidos. Os objetivos específicos são:

- Elaborar uma rotina numérica para a implementação do carregamento térmico oriundo da fonte de calor do processo de soldagem;

- Elaborar uma rotina numérica para a implementação do modelo de deposição do material do processo de manufatura aditiva;
- Definir a metodologia de formulação de malha adequada para uma análise termomecânica eficiente;
- Definir os parâmetros do material e as condições de contorno do problema numérico a fim de se obter uma análise termomecânica eficiente;
- Elaborar testes experimentais para o processo de fabricação por WAAM a fim de medir os valores de temperatura e distorção durante o processo;
- Comparar os resultados obtidos numericamente com os valores de temperatura e distorção medidos experimentalmente;

1.4 ESTRUTURA DO TRABALHO

De modo a organizar o documento e facilitar a compreensão do texto, esta dissertação está organizada como segue.

O Capítulo 2 traz a revisão bibliográfica relacionada à temática da MA e sua simulação numérica via MEF, apresentando os conceitos necessários para a compreensão do trabalho. Na Seção 2.1 são apresentados os conceitos e as categorias de manufatura aditiva de materiais metálicos. Também são discutidas as categorias de manufatura por DED, entre elas WAAM. Na Seção 2.2 são discutidos os materiais metálicos utilizados na manufatura por WAAM, assim como os principais parâmetros de fabricação. Na Seção 2.3 são apresentados os conceitos e um breve histórico dos modelos utilizados na modelagem do processo de WAAM pelo MEF. A Seção 2.3 é dividida entre as metodologias de modelagem de: malha por MEF, fonte de calor, deposição e do comportamento do material. Por fim na Seção 2.4 são apresentados os estudos relacionados a formação de distorções e tensões residuais, assim como seus métodos de controle.

O Capítulo 3 traz a fundamentação teórica utilizada na análise termomecânica por elementos finitos, abordando o equacionamento da análise transiente térmica e da análise mecânica.

O Capítulo 4 traz a metodologia utilizada na modelagem da análise termomecânica assim como da sua verificação experimental. O capítulo é dividido em duas análises diferentes para dois componentes distintos. A Seção 4.1 aborda a análise da manufatura do componente de parede fina. A Seção 4.2 aborda a análise da manufatura do componente Boca de Sino, sendo

um componente cilíndrico da indústria de óleo e gás em escala reduzida. Cada seção é dividida em subseções abordando: Os objetivos e o contexto da modelagem do componente; A metodologia e materiais da validação experimental; A metodologia da modelagem numérica; E os resultados e suas discussões.

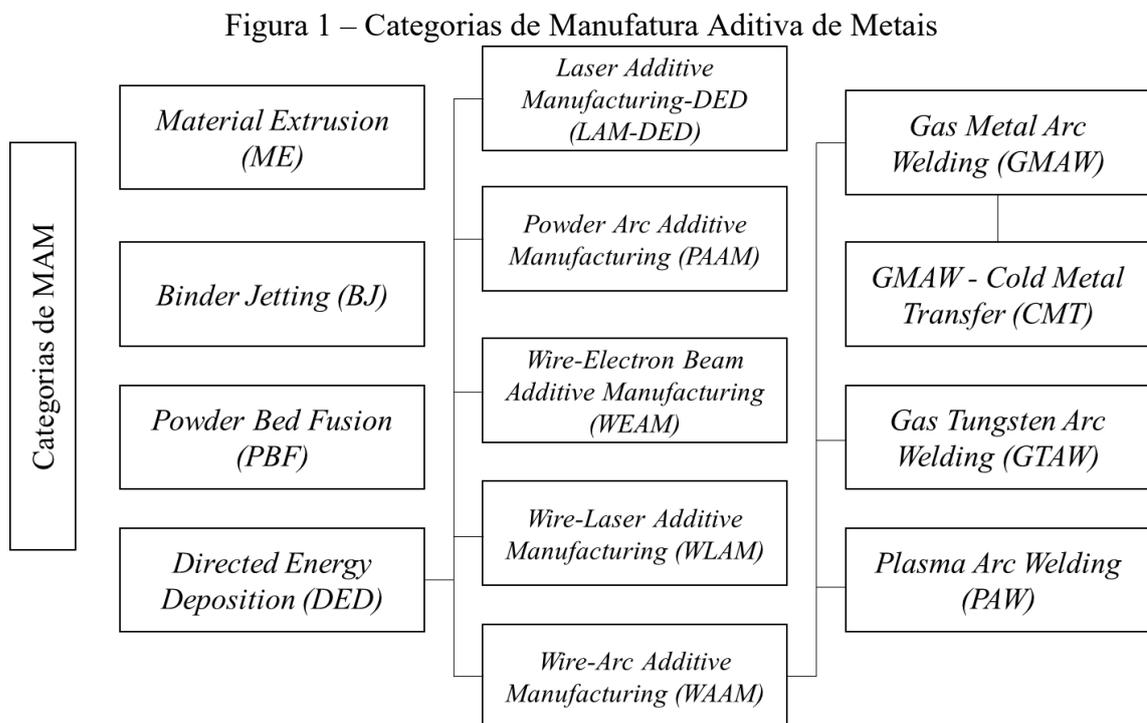
O Capítulo 5 apresenta as conclusões principais do trabalho assim como sugestões para trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 TECNOLOGIAS DE MANUFATURA ADITIVA

2.1.1 Categorias de MA

Manufatura aditiva pode ser classificada como o processo de união de materiais para construir peças a partir de modelos 3D, geralmente camada por camada, em oposição à fabricação subtrativa e metodologias de fabricação formativa (ASTM, 2015). Na Figura 1 são apresentadas as categorias de Manufatura Aditiva de Metais (MAM), e como WAAM está inserida nesta categorização.



Fonte: Elaborado pelo autor

Armstrong et al. (2022) apresentam uma visão geral dos processos de MAM, categorizando os processos de fabricação de acordo com a ASTM/ISO 52900:2015. Esta visão geral está resumida na Tabela 1.

Tabela 1 – Visão geral dos processos de MAM

Process	Abbreviation	Mode	Typical Applications
Material extrusion	ME	Material is selectively dispensed through a nozzle or orifice	Functional metal parts, prototyping,
Binder jetting	BJ	A liquid bonding agent is selectively deposited to join powder materials	Functional metal parts, low-rate production runs of non-critical components
Directed energy deposition	DED	Focused thermal energy is used to fuse materials by melting as they are being deposited	Functional metal parts, repairs, adding material to existing parts
Powder bed fusion	PBF	Thermal energy selectively fuses regions of a powder bed	Functional metal parts, functional prototyping

Fonte: Armstrong et al. (2022)

Volpato et al. (2017) descreveram os processos de MAM utilizando nomenclaturas em português, seguindo a classificação adotada pela ASTM/ISO 52900:2015. A classificação dos processos em português se encontra na Tabela 2.

Tabela 2 – Visão geral dos processos de MAM em português

Classificação das tecnologias MA	Descrição dos princípios
Extrusão de material	Material é extrudado através de um bico ou orifício, sendo seletivamente depositado
Jateamento de aglutinante	Um agente aglutinante líquido é seletivamente depositado para unir materiais em pó
Deposição com energia direcionada	Energia térmica é usada para fundir materiais à medida que estes são depositados
Fusão de leito de pó	Energia térmica funde seletivamente regiões de um leito de pó

Fonte: Adaptado de Volpato et al. (2017)

2.1.1.1 Material Extrusion

A MAM por *Material Extrusion* (ME) foi responsável por 10% das vendas em MAM no ano de 2020 (VAFADAR et al., 2021). Uma explicação para a escolha da utilização da MA por ME é devido a sua eficiência energética quando comparado com tecnologias a laser (WATSON et al., 2020). Inicialmente, a tecnologia foi patenteada em 1988 por S. S. Crump, sendo nomeada *Fused Deposition Modeling* (FDM), utilizada para a fabricação de materiais

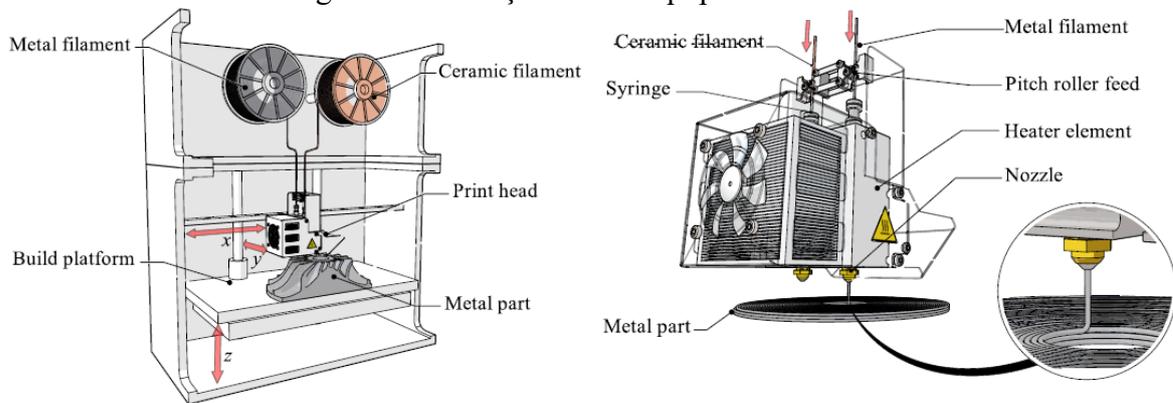
compósitos e poliméricos (CRUMP, 1992). Após a expiração da patente em 2009, vários sistemas baseados em FDM foram desenvolvidos. Diferentes nomenclaturas são utilizadas para designar diferentes máquinas e processos de MA por ME, entre elas: *Automated Multi-Material Deposition* (AMD), *Bound Metal Deposition* (BMD) e *Pellet Additive Manufacturing* (PAM).

Na Figura 2 é apresentado um equipamento de ME e seu cabeçote de impressão. O processo de fabricação por ME é caracterizado pela criação da peça por meio da extrusão de material. Ao contrário de outros processos de MAM, os equipamentos de ME utilizam como matéria prima o pó metálico imerso em uma matriz polimérica na forma de um compósito de arame flexível. Inicialmente, o compósito de arame (*Metal Filament*) é desenrolado do carretel e atravessa a câmara de aquecimento (*Heater Element*) no cabeçote de impressão (*Printer Head*). O arame é aquecido a uma temperatura acima do ponto de fusão do ligante polimérico da matriz, com o material sendo extrudado por meio do bocal (*Nozzle*) em estado amolecido e depositado na plataforma de construção (*Build Platform*). Após, a plataforma de construção é deslocada verticalmente para baixo completando a construção da camada. Simultaneamente à deposição do compósito de arame, um filamento de arame cerâmico é desenrolado de um carretel separado, aquecido na câmara de aquecimento, extrudado no bocal e depositado separando a peça formada das estruturas de suporte salientes e da plataforma de construção, assim, facilitando a separação da peça dos suportes após a fabricação. Devido as características do processo de deposição do ME, a peça formada contém vazios internos que podem comprometer a adesão entre camadas (KOK et al., 2018). Desta forma, a peça impressa por ME é submetida a um processo térmico a fim de reduzir os vazios internos da peça. Inicialmente, a peça impressa é aquecida e submetida a solventes visando a dissolver o *core component* do elemento ligante, porém mantendo o *backbone component* do elemento ligante. Este processo é conhecido como *debinding process*. Após, a peça é levada a um forno e aquecido a temperaturas entre 70 e 90% do ponto de fusão do material metálico, em um processo de sinterização. Durante a etapa inicial da sinterização, o *backbone component* é decomposto. À medida que as temperaturas aumentam no forno, ligações sólidas ou ‘pescoços’ são formados entre as partículas de pó metálico, ocorrendo um processo de densificação na peça (GONZALEZ-GUTIERREZ et al., 2018).

Uma das causas de defeitos mais comum em processos de ME é a anisotropia do processo de fabricação (SUWANPREECHA e MANONUKUL, 2022). A anisotropia pode ser explicada pela formação de poros entre filamentos nas interfaces entre as camadas solidificadas devido ao perfil arredondado dos bocais de extrusão. Estes poros produzem concentradores de tensão locais que podem comprometer a resistência mecânica da peça, principalmente nas

direções paralelas a direção de fabricação da peça. As espessuras das camadas também podem influenciar na anisotropia da peça (UNGER et al., 2018).

Figura 2 – Ilustração de um equipamento de ME



Fonte: Armstrong et al. (2022)

2.1.1.2 Binder Jetting

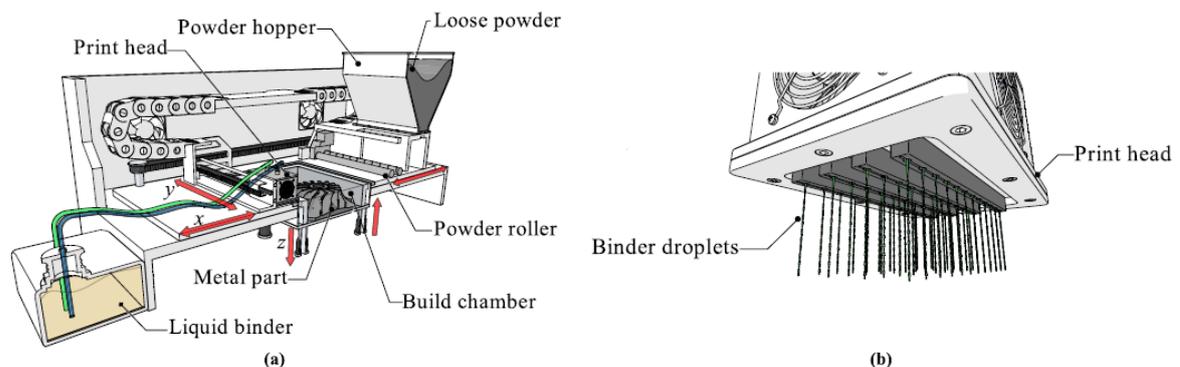
Em 1993, o desenvolvimento do trabalho de Sachs et al. (SACHS et al., 1990) marca um dos primeiros usos da tecnologia de *Binder Jetting* (BJ), que foi posteriormente patentada como *Threedimensional Printing* (3DP). Com a expiração da patente, muitas outras companhias iniciaram o desenvolvimento de técnicas de MA de metais por BJ. Diferente de outras MA de metais, a MA por BJ requer significativamente menos energia, devido ao não uso de fontes de calor como laser, feixe de elétrons ou arco elétrico (ZHANG et al., 2018).

O processo de fabricação por BJ se assemelha a impressão 3D de materiais poliméricos, na qual utiliza um cabeçote, com movimento nas três direções por meio de atuadores lineares e da movimentação da base do componente para construir peças sólidas. A construção ocorre por meio da deposição do líquido ligante (*Liquid binder*) do cabeçote nas partículas de pó metálicos, ocasionando a aderência entre as partículas. A ilustração de um equipamento de BJ e seu cabeçote de impressão estão representados na Figura 3. No início do processo, uma fina camada de pó metálico (*Loose powder*) é depositada na câmara de construção (*Build chamber*) da máquina por meio de um funil (*Powder hopper*) e distribuído igualmente por meio de um conjunto de rolos (*Powder roller*). Então, o cabeçote de impressão (*Printer head*) deposita gotículas do líquido ligante no pó metálico seletivamente no decorrer de sua movimentação horizontal. Os efeitos da pressão capilar em conjunto das forças gravitacionais agem para que a gotícula do líquido ligante se infiltre nos espaços entre partículas de pó metálico (MIYANAJI et al., 2018). Na etapa seguinte, um aquecedor ou uma lâmpada de luz ultravioleta incide sobre a camada depositada com o objetivo de secar e curar o líquido

ligante. Então, a placa da base da câmara de construção se desloca verticalmente para baixo a uma distância equivalente de uma camada de material e o processo se repete até a finalização da peça. Embora a peça esteja unida pelo líquido ligante, ela permanece frágil devido ao volume de ar dentro da peça, entre as partículas metálicas, desta forma, é necessário realizar uma cura posterior da peça finalizada. Em geral, a cura é realizada inserindo a peça finalizada em um forno por um período de 6 a 10 horas a uma temperatura entre 200 e 260 °C (KUMAR et al., 2018). Após a cura, a peça é retirada do forno, limpa e é removido o excesso de pó metálico do qual poderá ser separado para reciclagem. A peça também pode sofrer um segundo processo térmico de sinterização para a melhoria de suas propriedades mecânicas. A sinterização ocorre normalmente em duas fases. Na fase inicial a peça é aquecida até temperaturas entre 175 e 450 °C em atmosfera inerte, com o objetivo de evaporar o líquido ligante. Na segunda fase a peça é aquecida até temperaturas próximas de 80% da temperatura de fusão, com o objetivo de densificar a região porosa da peça (KUMAR et al., 2018).

Lores et al. (2019) ressaltam que há uma quantidade limitada de pesquisas relacionadas as propriedades mecânicas das peças fabricadas por BJ, quando comparado com outros processos de MAM. Eles destacam também que a maior parte das pesquisas em BJ buscam aumentar a variedade de materiais que possam ser fabricados por este processo.

Figura 3 – Ilustração de um equipamento de BJ



Fonte: Armstrong et al. (2022)

2.1.1.3 Powder Bed Fusion

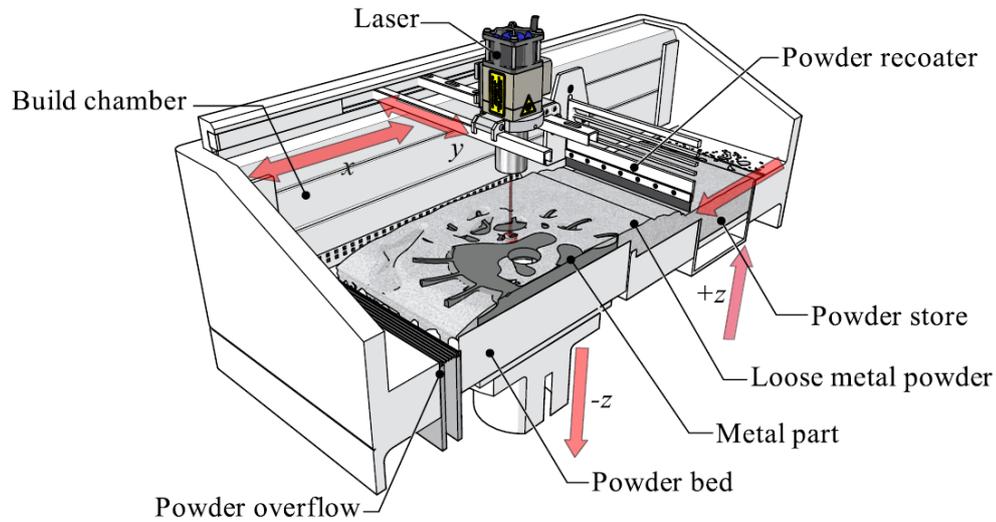
Os processos denominados *Powder Bed Fusion* (PBF) possuem em comum a fusão ou sinterização de pó metálico em um leito por meio de uma fonte de calor externa. Outras características em comum dos diferentes processos de PBF são: possuir uma câmara de construção com atmosfera inerte a fim de reduzir a oxidação do metal fundido ou em alta temperatura; um método para depositar e distribuir a camada de pó metálico; e uma fonte de calor para fundir as partículas metálicas como laser ou feixe de elétrons (DOUBENSKAIA et

al., 2015). As tecnologias que utilizam feixe de elétrons como fonte de calor são denominadas *Electron Beam Melting* (EBM). As tecnologias mais empregadas no mercado são as que utilizam laser como fonte de calor, sendo elas divididas entre as tecnologias que envolvem a fusão do pó metálico, *Selective Laser Melting* (SLM) e as que envolvem somente a sinterização do pó metálico, *Selective Laser Sintering* (SLS).

A ilustração de um equipamento de fabricação PBF está apresentada na Figura 4. A câmara de construção (*Build Chamber*) é preenchida por um gás inerte (argônio ou nitrogênio), no qual finas camadas de pó metálico, entre 20 a 200 μm , são depositadas e distribuídas por meio do distribuidor de pó (*Powder Recoater*). Caso o distribuidor de pó não esteja ajustado corretamente, poderá ocorrer a incidência de deformações nas camadas, chamadas de '*recoater bump*'. Após a deposição e distribuição de cada camada de pó metálico, uma fonte de calor móvel funde ou sinteriza uma região localizada da camada de pó metálico, movimentando-se horizontalmente por meio de guias. Estruturas de suporte no pó metálico também são fabricadas a fim de mitigar as distorções na peça devido as altas temperaturas da fase de fusão ou sinterização. Após o percurso da fonte de calor na camada, o leito de pó (*Powder Bed*) se desloca verticalmente para baixo a mesma distância da dimensão da espessura da camada de pó metálico depositada. O processo de construção de cada camada é repetido até a finalização da peça. Após o resfriamento da peça até a temperatura ambiente, a peça é retirada do leito de pó e o excesso de pó metálico é manualmente removido e reciclado. As estruturas de suporte são então removidas da peça por meio de processos posteriores de usinagem.

As propriedades mecânicas da peça manufaturada por PBF dependem profundamente dos ciclos térmicos sofridos pela peça durante sua fabricação. Entre os parâmetros que influenciam os ciclos térmicos destacam-se: tipo de fonte de calor, temperatura máxima, gradiente de temperatura, taxa de resfriamento da peça e a espessura da camada (DOUBENSKAIA et al., 2015).

Figura 4 – Ilustração de um equipamento de PBF



Fonte: Armstrong et al. (2022)

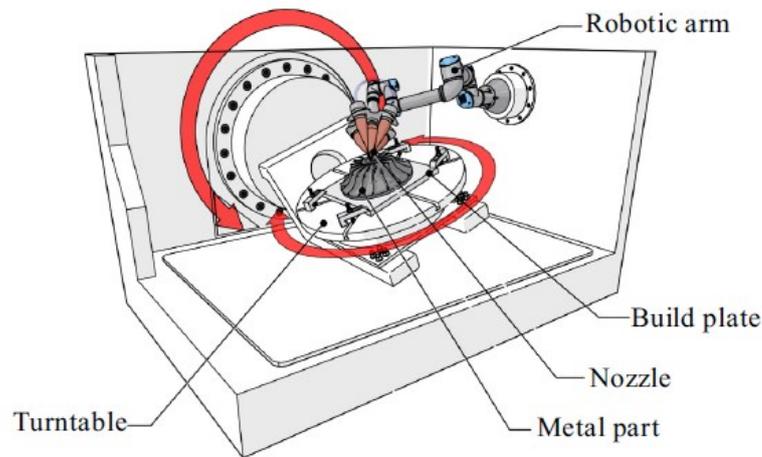
2.1.1.4 Directed Energy Deposition

Os processos de MA por *Directed Energy Deposition* (DED) utilizam uma fonte de energia focalizada para fundir o material à medida que ele é depositado na peça, semelhante a um processo de soldagem tradicional. O processo de DED é normalmente adequado para a fabricação de peças de geometria complexa, para a reparação de componente ou para adicionar recursos a componentes fabricados anteriormente. É estimado que as tecnologias DED compõem cerca de 16% do mercado de MAM (KUROSE et al., 2020).

Muitas variações da MA por DED existem no mercado, desta forma, a descrição do processo a seguir tem como base os processos mais populares atualmente. A ilustração de um equipamento típico de DED está representado na Figura 5. Em geral, os processos de MA por DED se diferenciam quanto a fonte de calor e matéria-prima. As fontes de calor mais populares em DED são: feixe de elétrons, feixe de laser e arco elétrico. A peça metálica é fabricada geralmente dentro da câmara de construção, podendo ser hermeticamente selada dependendo da fonte de calor. A matéria prima é depositada de forma direta na peça ou base, incidindo sobre a fonte de calor, podendo ser soprada por um bocal coaxial para o caso de pó metálicos, ou alimentada por bobinas para o caso de arames metálicos. A fonte de calor funde (ou semi-funde) a matéria prima que entra em contato com a peça (ou base) na forma de gotícula gerando uma poça de fusão na superfície da peça. O mecanismo de fusão do metal varia de acordo com a tecnologia de DED empregada. O bocal (*Nozzle*) se movimenta na forma da peça permitindo a construção tridimensional da peça. Em alguns equipamentos de DED, a plataforma de construção também permite movimentações de rotação. O resfriamento e a solidificação do material ocorrem com o afastamento do bocal da região da poça de fusão.

Em geral, uma rápida velocidade de impressão resulta em uma maior produtividade do processo, porém reduz a qualidade de superfície da peça. Os processos em DED são compatíveis com diversos materiais comerciais de soldagem, incluindo pó metálico. Além disso, os processos em DED se destacam pela capacidade de criar peças totalmente preenchidas e por ser possível acomodar diferentes materiais em uma única construção (VARTANIAN et al., 2016).

Figura 5 – Ilustração de um equipamento de DED



Fonte: Armstrong et al. (2022)

2.1.2 Categorias de DED

Como visto na seção anterior, o processo de DED por ser definido como o processo de manufatura aditiva no qual o material é adicionado a peça conjuntamente ao seu processo de fusão por uma fonte de calor localizada (ASTM, 2015). Os processos de DED também utilizam conceitos comuns aos processos de soldagem (*welding*) e de cladeamento (*cladding*). Esses processos podem ser categorizados de acordo com a matéria prima de alimentação do processo, sendo elas: em pó (*powder*) ou em arame (*wire*) (AHN, 2021). Após a categorização de acordo com o tipo de alimentação, os processos de DED também podem ser categorizados segundo a fonte de calor utilizada, sendo elas: laser, feixe de elétrons e arco elétrico. Desta forma, é possível categorizar os processos de fabricação em 4 grupos:

Laser Additive Manufacturing - DED (LAM-DED), o qual utiliza pó metálico como matéria prima e laser como fonte de calor;

Powder Arc Additive Manufacturing – (PAAM), o qual utiliza pó metálico como matéria prima e arco elétrico como fonte de calor;

Wire-Laser Additive Manufacturing (WLAM), o qual utiliza arame metálico como matéria prima e laser como fonte de calor;

Wire-Electron Beam Additive Manufacturing (WEAM), o qual utiliza arame metálico como matéria prima e feixe de elétrons como fonte de calor;

Wire Arc Additive Manufacturing (WAAM), o qual utiliza arame metálico como matéria prima e arco elétrico como fonte de calor.

A Tabela 3 apresenta um resumo da classificação dos processos de DED, identificando as diferenças entre os processos. A Tabela 4 apresenta uma visão geral das características dos processos de DED, destacando a espessura típica de camada, a dimensão mínima de operação (largura), a densidade de fluxo de calor, a eficiência energética (ou eficiência elétrica), o ambiente de operação e a taxa de deposição de material realizada por (AHN, 2021). A eficiência energética

Tabela 3 – Categorias de processos de DED

Matéria Prima	Fonte de Calor	Classificação	Mecanismo de Deposição
Pó	Laser	LAM-DED	Cladeamento
Arame	Arco elétrico	PAAM	Soldagem
	Arco elétrico	WAAM	Soldagem (GMAW, GTAW e PAW)
	Laser	WLAM	Cladeamento e Soldagem
	Feixe de elétrons	WEAM	Soldagem

Fonte: Adaptado de Ahn (2021)

Tabela 4 – Características das categorias de processos de DED

Processo	Espessura típica da camada [μm]	Dimensão mínima de operação (largura) [μm]	Densidade de fluxo de calor [W/mm^2]	Eficiência energética [%]	Ambiente de operação	Taxa de deposição [g/min]
LAM-DED	200-500	380-1000	$\approx 10^6$	<2	Gás de proteção	<8,3
WAAM	1000-2000	1000-2000	$\approx 10^4$	<90	Gás de proteção	16,7-66,7
WLAM	>1000	5-15 (vezes o diâmetro de arame)	$\approx 10^6$	2-5	Gás de proteção	1,5-48,0
WEAM	<3000	<1600	$\approx 10^8$	15-20	Câmara de vácuo	<330

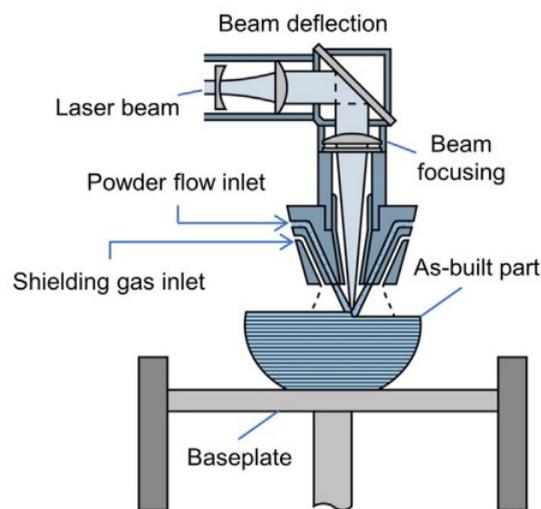
Fonte: Adaptado de Ahn (2021)

2.1.2.1 Laser Additive Manufacturing - DED

O processo de LAM-DED se diferencia dos outros processos de DED por utilizar o pó metálico como matéria prima, semelhante ao processo de revestimento a laser. A primeira patente utilizando a tecnologia LAM-DED foi realizada pela empresa Optomec Inc., nomeando o processo de *Laser Engineered Net Shaping* (LENS) (KEICHER et al., 2023). Após o

desenvolvimento da tecnologia LENS, outros processos surgiram utilizando tecnologias LAM-DED para fabricação e reparação de peças. Entres os processos de LAM-DED de uso comercial, é possível destacar as designações: *Direct Metal Deposition (DMD)*, *Direct Metal Tooling (DMT)*, *Laser Metal Deposition (LMD)*, *Laser Consolidation*, *Direct Light Fabrication (DLF)*, *Laser Casting* (AHN, 2016). Na Figura 6 é representado um equipamento típico de LAM-DED com alimentação de pó metálico coaxial.

Figura 6 – Ilustração de um equipamento de LAM-DED



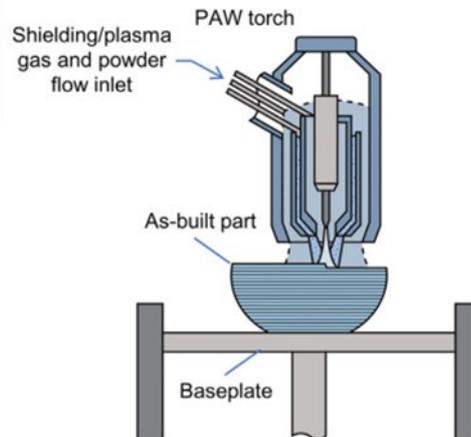
Fonte: Pragana et al. (2021)

2.1.2.2 Powder Arc Additive Manufacturing

O processo de PAAM é um dos processos DED que também utiliza pó metálico como material de alimentação. Este processo é caracterizado pelo cabeçote de alimentação que fornece uma vazão controlada de pó metálico e gás de proteção, que são depositados em uma poça fundida formada pelo aquecimento controlado de arco plasma. Assim, peças de alta resistência com materiais únicos ou múltiplos podem ser construídas, camada por camada, por fusão e solidificação rápida do material de alimentação (H. Zhang et al., 2003).

Os processos PAAM são muitas vezes encontrados na literatura em conjunto com os processos de WAAM que utilizam arco plasma. Entres os processos de PAAM é possível destacar as designações: *Plasma Arc DED (PA-DED)*, *Plasma Powder Transferred Arc Welding (PTAW)* e *Plasma Deposition Manufacturing (PDM)*, porém esta última designação também engloba processos com arame. Na Figura 7 é representado um equipamento típico de PAAM.

Figura 7 – Ilustração de um equipamento de PAAM



Fonte: Pragana et al. (2021)

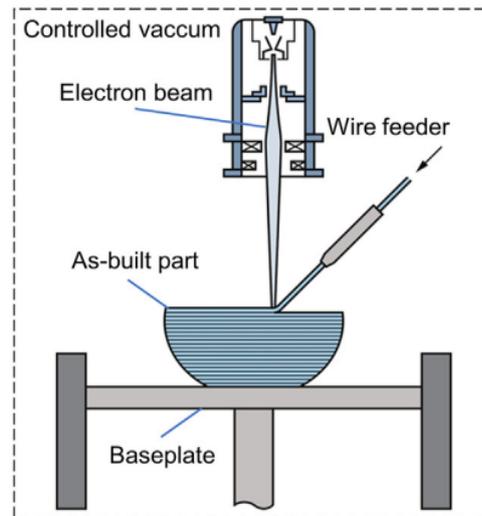
2.1.2.3 Wire Laser Additive Manufacturing

O processo de WLAM é um dos processos DED para fabricação de peças metálicas sem porosidade, utilizando laser como fonte de calor e arame metálico como matéria prima de alimentação. O processo WLAM tem como base o conceito de revestimento e soldagem a laser. Estudos foram realizados quanto a utilização de múltiplas fontes de laser, posicionadas de forma simetricamente axiais e alimentação por arame axial, com o objetivo de aumentar a produtividade do processo (FU et al., 2017). Os processos WLAM podem ser classificados segundo o posicionamento da alimentação por arame, podendo ser este coaxial ou lateral. Entres os processos de WLAM é possível destacar as designações: *Laser Hot Wire* (LHS) e *Laser Metal Wire Deposition* (LMWD) (AHN, 2016).

2.1.2.4 Wire Electron Beam Additive Manufacturing

O processo de WEAM utiliza um feixe de elétrons como fonte de calor. O feixe de elétrons é um fluxo de elétrons acelerados com alta energia cinética. O aquecimento do processo ocorre devido a colisão dos elétrons com o material do arame metálico (JOE et al., 2018). O feixe de elétrons é aplicável a materiais altamente reflexivos e condutores, como: cobre, alumínio, etc. (NEGI et al., 2020). Os processos de feixe de elétrons podem ser classificados segundo o mecanismo do canhão de elétrons utilizados, podendo ser este termiônicos ou de plasma. Os feixes de elétrons termiônicos utilizam “cátodos quentes”, enquanto os de plasma utilizam “cátodos frios” para gerarem o fluxo de elétrons (JOE et al., 2018). Entres os processos de WEAM, é possível destacar as designações: *Electron Beam Free-form Fabrication* (EBF3), *Electron Beam Additive Manufacturing* (EBAM) e *xBEAM* (AHN, 2016). Na Figura 8 é representado um equipamento típico de WEAM.

Figura 8 – Ilustração de um equipamento de WEAM



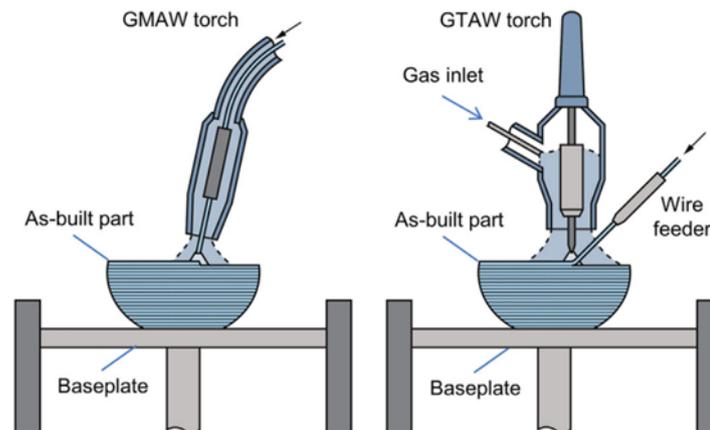
Fonte: Pragana et al. (2021)

2.1.2.5 Wire Arc Additive Manufacturing

A MA pertencente a categoria WAAM são essencialmente a extensão dos processos de soldagem e revestimento típicos. Em geral, a utilização de arame como matéria prima apresenta um maior ganho econômico quando comparado com a utilização de pó metálico (JI et al., 2018). Além disso, devido a sua maior taxa de deposição de material, os processos do tipo WAAM são adequados para a fabricação de peças de grande volume (D. DING et al., 2015). Os processos de WAAM encontram diferentes nomenclaturas em português como: Manufatura Aditiva por Soldagem a Arco, Manufatura Aditiva por Deposição a Arco (MADA) e Manufatura Aditiva via Arco e Arame. É importante destacar que nem todas as nomenclaturas encontradas para o processo de WAAM são restritas a processos que utilizam somente arame metálico.

Os processos de WAAM podem ser categorizados de acordo com a fonte de calor de soldagem utilizada. As técnicas de WAAM de maior uso comercial são: *Gas Metal Arc Welding* (GMAW), *Gas Tungsten Arc Welding* (GTAW) e *Plasma Arc Welding* (PAW). Na Figura 9 são ilustradas as diferentes configurações dos processos de WAAM.

Figura 9 – Ilustração dos processos de GMAW e GTAW



Fonte: Pragana et al. (2021)

O processo de GMAW, também conhecido como processo de soldagem *Metal Inert Gas/Metal Active Gas* (MIG/MAG), é um processo de soldagem no qual o arco elétrico se forma entre o eletrodo de arame consumível e o metal base. Em geral, o processo incorpora um sistema de alimentação automática para transportar o arame consumível, posicionado centralmente à tocha de soldagem perpendicular ou inclinada em relação ao substrato. Sua alta eficiência de fusão e taxa de deposição é apropriada para soldar todos os metais comerciais como: cobre, alumínio e aço inoxidável. Quando comparados com outros processos de WAAM, os processos de GMAW possuem taxas de deposição de 2 a 3 vezes maiores do que os processos baseados em GTAW e PAW (KUMAR e MANIKANDAM, 2022).

O processo de soldagem por *Cold Metal Transfer* (CMT), desenvolvido pela empresa austríaca *Fronius*, é uma categoria do processo GMAW na qual o mecanismo de transferência metálica ocorre por meio da imersão controlada do eletrodo na poça de fusão. Para sua aplicação, é utilizado um sistema de alimentação do arame acoplado a um sistema de controle digital de alta velocidade. Este processo possui bastante uso em aplicações de MA devido à sua alta taxa de deposição com boa estabilidade (GALEAZZI et al., 2022 a). No entanto, o processo de CMT pode apresentar um aporte térmico variado dependendo do padrão do pulso do CMT durante o processo de fabricação (GALEAZZI et al., 2022 b). O princípio de transferência metálica do CMT pode ser descrito da seguinte forma: Após a abertura do arco, o material se funde na extremidade do arame. Em seguida, o arame avança em direção a poça de fusão até o contato com a poça. O arco se extingue quando o material fundido inicia a imersão dentro da poça de fusão. Por fim, o arame recua em sentido oposto a poça de fusão promovendo a transferência do material fundido devido as forças de tensão superficial. Esse mecanismo de transferência metálica difere-se dos mecanismos de transferência dos processos GMAW citados

anteriormente (WILLIAMS et al., 2015) e é responsável por sua elevada controlabilidade e estabilidade.

No processo por GTAW, também conhecido como processo de soldagem *Tungsten Inert Gas* (TIG), o arco elétrico é formado entre o eletrodo de tungstênio não consumível e o metal base. Em geral, o GTAW gera menos escórias ou respingos e requer pouca limpeza pós-soldagem (Y. LI et al., 2022). O processo de MA por PAW é semelhante ao processo por GTAW. A diferença entre estes processos ocorre pois, no processo PAW, o eletrodo é posicionado dentro do corpo da tocha, de modo que o arco de plasma é separado do envelope de gás de proteção. Como resultado, a zona de alta temperatura do arco de plasma é mais estreita no processo PAW do que no GTAW, resultando em cordões de solda relativamente mais finos durante a deposição do material de adição. Como os processos de GTAW e PAW requerem um sistema de direcionamento do arame anexo lateralmente à tocha, é possível utilizar a alimentação por arame em diferentes posições e direções como: *back feeding*, *side feeding* e *front feeding*. A posição e a orientação do arame têm importante influência nas características da transferência de material e qualidade do cordão. A maioria dos metais refratários de uso industrial, como ligas de níquel, ligas de titânio e aços inoxidáveis, podem ser soldados por PAW (PAN et al., 2018).

2.2 PROCESSO DE WAAM

2.2.1 Materiais de WAAM

A seleção do material do arame metálico utilizado na MA por WAAM depende do método de soldagem utilizado, como visto na seção anterior. A qualidade da soldagem e características estruturais da peça manufaturada dependem fortemente do material de alimentação selecionado. Yan Li et al. (2022) apresentam um resumo dos materiais encontrados em WAAM em artigos científicos e os métodos de soldagem associados em artigos científicos.

Dentre os materiais mais utilizados em WAAM, destacam-se as ligas de alumínio, ligas de titânio e aço. Porém, aplicações com ligas de magnésio, ligas de níquel e ligas de cobre também podem ser encontradas em pesquisas.

O método de GTAW é utilizado com ligas metálicas de alumínio, titânio, níquel, magnésio e aço. Semelhantemente, o método de PAW é utilizado com os mesmos materiais, com exceção da liga de magnésio e de alumínio. Ambos os métodos de eletrodo não consumível têm destaque na fabricação com ligas de titânio. O método GMAW é amplamente aplicado na

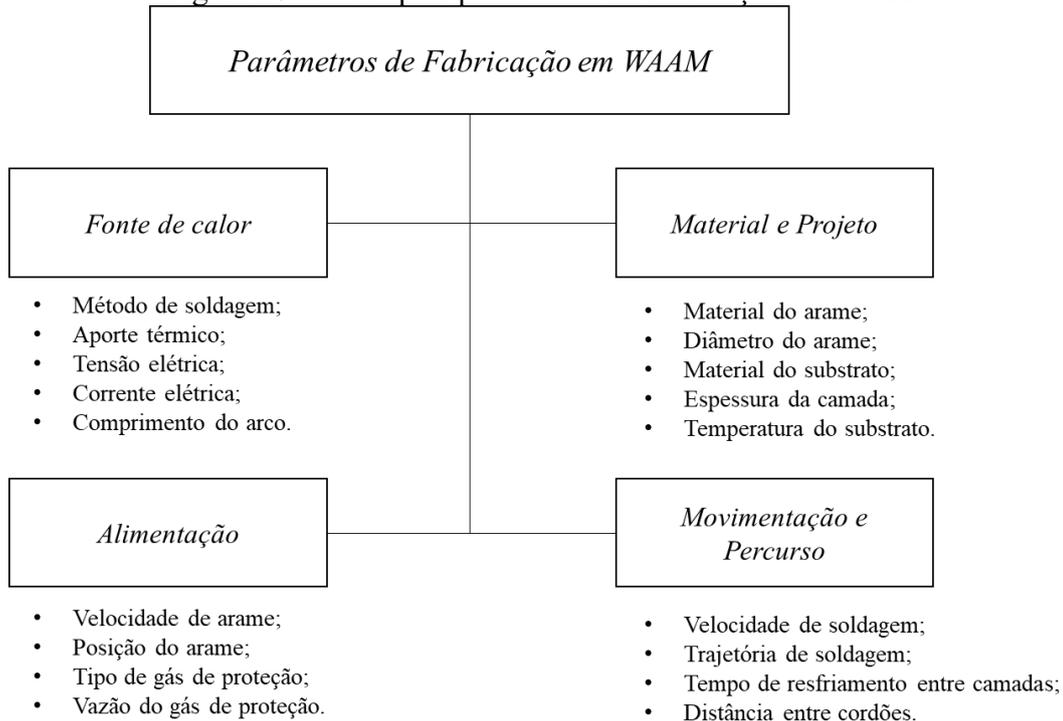
MA, principalmente na manufatura de peças de aço. Esse método também é utilizado com ligas de alumínio, níquel e cobre. A variação de GMAW por CMT é utilizado com ligas de alumínio, aço, níquel e magnésio científicas (Y. LI et al. 2022).

2.2.2 Parâmetros de fabricação de WAAM

A qualidade e as propriedades da peça produzida por WAAM estão intrinsicamente ligadas aos diversos parâmetros de fabricação associados a este processo. Analisar os principais parâmetros e suas influências no resultado da fabricação é essencial para o controle do processo como também para a garantia da funcionalidade e integridade da peça. Devido à complexidade do fenômeno multifísico envolvido no processo de soldagem, diversos estudos experimentais são realizados a fim de investigar a influência de cada parâmetro nos resultados, como: propriedades mecânicas, geometria do material depositado, qualidade da superfície, distorções e tensões residuais desenvolvidas.

Para evitar uma interpretação incorreta, neste trabalho, serão adotadas as seguintes nomenclaturas: a) espessura de camada para expressar a camada de material adicionada por MA; b) altura do cordão de solda para expressar as características do cordão de solda do processo de soldagem. Na Figura 10 são ilustrados os principais parâmetros de fabricação em WAAM.

Figura 10 – Principais parâmetros de fabricação em WAAM



Fonte: Elaborado pelo autor

A velocidade de soldagem é um dos parâmetros de fabricação mais importantes durante a WAAM. A velocidade de soldagem pode ser definida como a velocidade de movimento relativa entre a tocha de soldagem e a peça durante o processo de soldagem. Este parâmetro está relacionado com dois outros parâmetros: a velocidade de alimentação do arame e o aporte térmico da fonte de calor, para a determinação das características geométricas do cordão de solda depositado por meio da taxa de fusão. Assim, a espessura e largura da camada depositada pode ser controlada mediante o ajuste eficaz dos três parâmetros citados (SILVA, 2019). Além disso, a velocidade de soldagem exerce grande influência no processo de condução de calor e no campo de temperatura da peça, refletindo nas distorções, tensões residuais e propriedades mecânicas da peça (D. DING et al., 2015). O aumento da velocidade de soldagem do processo influencia no aumento da rugosidade da superfície da parede e redução da altura do cordão depositado (YEHOROV et al., 2019). Com grandes velocidades de soldagem, é possível que ocorram defeitos de soldagem como a descontinuidade do cordão pela deposição de material insuficiente, formação de ressaltos e aparecimento de mordeduras (RODRÍGUEZ et al., 2018).

A velocidade de alimentação do arame é outro parâmetro considerado crítico em WAAM. A velocidade de alimentação do arame pode ser definida como a velocidade na qual o arame avança em direção a poça de soldagem. Processos de GMAW utilizam eletrodo

consumível, como consequência, a velocidade de alimentação está correlacionada com o comprimento do arco. Outras técnicas de WAAM possuem sistemas de alimentação do arame independentes. Em processos de CMT, a velocidade de alimentação do arame varia ao longo do processo, porém para que a velocidade resultante seja positiva, é necessário que a velocidade de avanço seja superior a velocidade de recuo total. A velocidade de alimentação de arame para processos CMT foi considerada a velocidade média do processo. A velocidade de alimentação é um dos parâmetros responsáveis pela geometria do cordão de solda das camadas depositadas. Com o aumento da velocidade de alimentação do arame, ocorre um aumento da altura e largura do cordão depositado (GALEAZZI et al. 2022 b). A alteração da velocidade de alimentação pode alterar a forma de transferência metálica do processo. Uma velocidade de alimentação inadequada pode gerar instabilidade no processo, defeitos no cordão de solda e respingos, devido ao processo de destacamento metálico instável (OU et al., 2020).

Para processos de GTAW e PAW, o arame de alimentação pode assumir diferentes posições e orientações em relação a fonte de calor da soldagem. A inclinação do arame também pode afetar a uniformidade da geometria do cordão de solda (JI et al., 2018).

A corrente e a tensão elétrica são os dois principais parâmetros que irão caracterizar o aporte térmico do processo, em conjunto com a velocidade de soldagem. O aporte térmico também exerce influência na geometria do cordão de solda. O aumento da corrente elétrica do processo acarreta uma maior molhabilidade na solda, resultando em cordões de menor altura e maior largura (Z. LI et al., 2019). O aumento da tensão elétrica do processo também acarreta uma maior molhabilidade na solda em conjunto com maior penetração do calor. Ao longo da deposição de sucessivas camadas, uma sobre a outra, o elevado aporte térmico ocasiona o aquecimento das camadas inferiores e, conseqüentemente, a sucessiva redução da altura e aumento molhabilidade das camadas. Este efeito está ilustrado na Figura 11, com a variação da altura de uma parede fina reta fabricada por WAAM devido ao aumento da molhabilidade das camadas. Com o controle da tensão elétrica do processo, é possível obter largura de paredes soldadas mais homogêneas (ABE et al., 2020). Em especial, o aporte térmico é um dos principais responsáveis por influenciar as propriedades mecânicas da parede. O uso de um baixo aporte térmico também pode reduzir os efeitos de anisotropia na parede (S. WANG et al., 2020 a). O comprimento do arco também está relacionado com a tensão elétrica da operação. Com o controle do comprimento do arco, é possível reduzir a rugosidade da parede soldada (OUYANG et al., 2002). Na GTAW, o aumento do aporte térmico permite a utilização de múltiplos arame de alimentação, aumentando conseqüentemente a taxa de deposição de material (S. WANG et al., 2020 b).

Figura 11 – Variação da altura de uma parede fina reta fabricada por WAAM devido ao aumento da molhabilidade das camadas



Fonte: Dornelles, (2022)

Tratando-se de MA, a configuração adequada do tempo de resfriamento entre a deposição de camadas torna o processo de construção de parede mais estável e as superfícies mais suavizadas. Em geral, o não resfriamento adequado entre a deposição de camadas tende a gerar camadas de menor espessura e maior largura. O controle da temperatura da peça pode também melhorar o acabamento superficial das peças formadas e reduzir a tensão mecânica residual (SPENCER et al., 1998).

Para a manufatura de peças de paredes espessas, é necessário definir a distância entre cordões (*Hatch distance*). *Hatch distance* é a distância lateral entre as linhas centrais de dois cordões de solda paralelos. A distância entre cordões influencia na taxa de sobreposição de material, e conseqüentemente, na qualidade do nivelamento da camada obtida (Y. LI et al., 2018).

2.3 MODELAGEM POR ELEMENTOS FINITOS DE WAAM

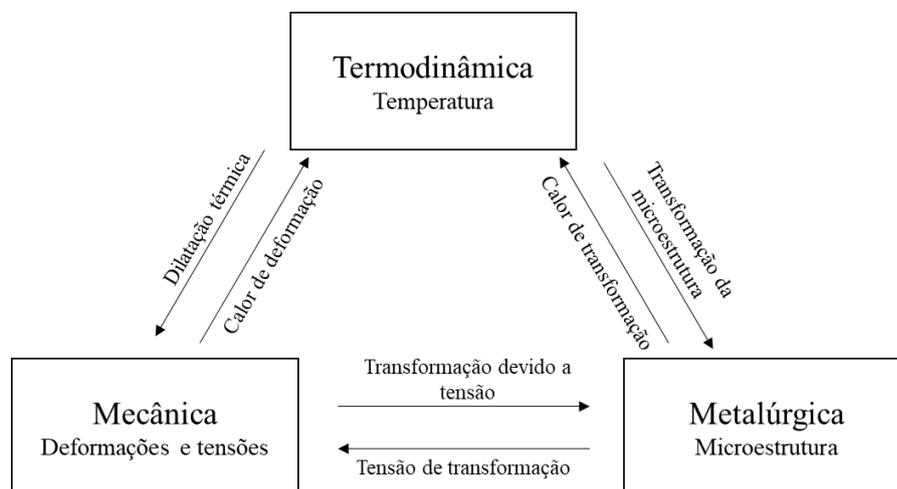
Dentre os diferentes métodos numéricos para a análise mecânica da manufatura aditiva por deposição a arco, o MEF é o método numérico preferencialmente utilizado para estudar os efeitos das distorções e tensões residuais resultados da manufatura aditiva. Conjuntamente, o MEF permite uma análise da distribuição do campo de temperatura no componente durante a deposição e o resfriamento da camada, configurando-se em uma

ferramenta para otimização dos parâmetros de fabricação (NICKEL et al., 2001). O desenvolvimento dos diferentes modelos de MEF serão discutidos nesta seção.

2.3.1 Análises da física do processo de soldagem

Entre as diferentes análises da física do processo de soldagem que o método dos elementos finitos pode executar para a compreensão do processo de manufatura aditiva, há a análise térmica, mecânica/estrutural e microestrutural; as quais podem estar acopladas entre si de diferentes formas. A análise térmica busca obter o campo de temperatura desenvolvido no componente durante o processo. A análise mecânica busca obter o campo de deformações e tensões no componente. Por fim, a análise microestrutural busca obter o campo do estado microestrutural do componente. Durante o processo de soldagem, o componente sofre grandes mudanças de temperatura, mudança de fase e deformações (elásticas, plásticas mecânicas, térmicas, e as relacionadas a mudança de fase). Em razão disso, o resultado de cada uma das análises influencia de forma acoplada as demais análises mutuamente (RADAJ, 1992). Na Figura 12 é ilustrado o acoplamento entre as diferentes análises citadas.

Figura 12 – Fenômenos físicos da soldagem e seus acoplamentos



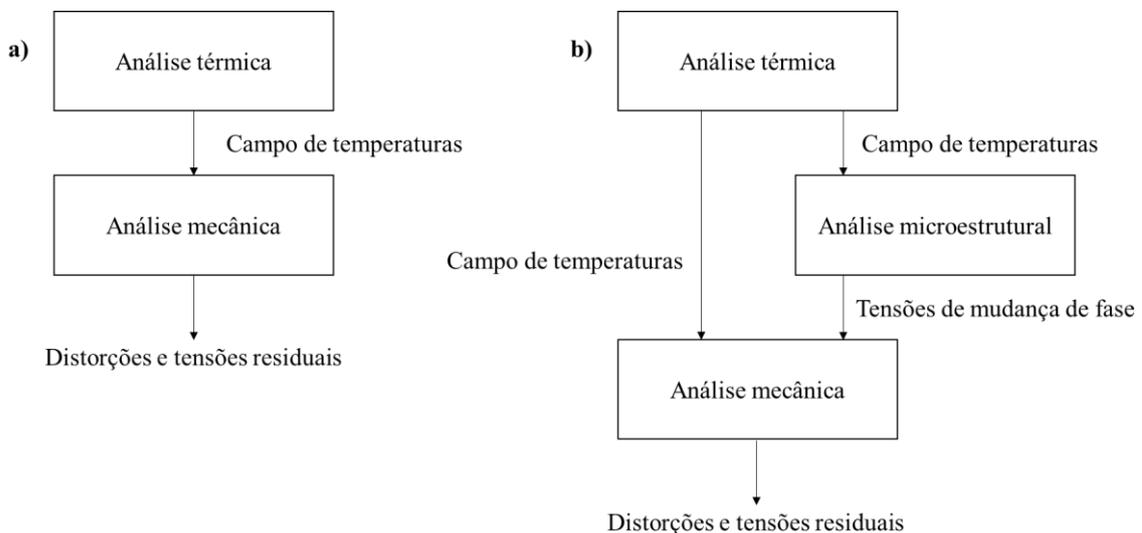
Fonte: Adaptado de Radaj (1992)

Na análise microestrutural, a microestrutura local depende da temperatura calculada pela análise térmica, assim como o estado de tensões pode afetar a transformação de fase, bem como da transformação em martensita e bainita, constituintes das ligas de ferro-carbono obtidos pelo resfriamento acentuado. Na análise mecânica, as deformações causadas na peça têm sua origem na dilatação térmica não homogênea do material com a mudança de

temperatura, assim como a mudança de fase do material é acompanhada de uma variação no volume e nas propriedades mecânicas, as quais dependem da microestrutura local. Na análise térmica, o calor latente (absorvido ou gerado) das transformações de fases afetam a mudança de temperatura, assim como a deformação plástica gera um calor devido ao trabalho efetuado (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005).

As duas estratégias mais empregadas no método de elementos finitos para a manufatura aditiva, é utilizar um acoplamento em série da análise térmica com a análise mecânica, ou utilizar um acoplamento da análise térmica com a análise microestrutural em série com a análise mecânica. Ambas as estratégias estão representadas na Figura 13.

Figura 13 – Estratégias de sequenciamento das análises



Fonte: Elaborado pelo autor

2.3.2 Modelos de malha no MEF

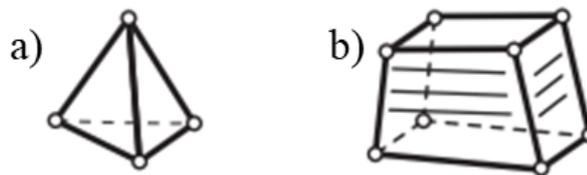
As distorções e tensões residuais mecânicas na manufatura aditiva estão diretamente relacionadas com as não uniformidades da distribuição de temperatura ao longo da peça. Logo, para uma previsão mais acurada das distorções e tensões residuais na peça, é necessário que o gradiente de temperatura seja capturado da forma mais acurada possível. Assim, o padrão da malha e o tamanho dos elementos na análise devem ser consistentes com os gradientes de temperatura ocorridos pela peça. Porém, o refinamento da malha, que produz um consequente aumento do número de elementos, também repercute no aumento não linear do tempo computacional da simulação.

O acoplamento da análise térmica com a análise mecânica, no qual a primeira exporta os valores da temperatura nodais para segunda, torna de extremo interesse o uso da mesma malha em ambas as análises, facilitando com isso a correlação entre resultados.

A maioria dos softwares comerciais de EF disponibilizam elementos com aproximações lineares e quadráticas. A aproximação quadrática torna seus resultados mais precisos do que aqueles com aproximação linear. No entanto, em comparação com os elementos lineares, os modelos com elementos quadráticos são significativamente mais lentos para serem executados devido a sua maior complexidade (PRESTON, 2001).

Os dois tipos de elementos mais utilizados nas análises termomecânica são os elementos tetraédricos e elementos hexaédricos como ilustrado na Figura 14. A quantidade de nós no elemento pode variar para cada de tipo de elemento selecionado. A presença de nós internos nos elementos, como representada no elemento tetraédrico da Figura 14a, permite o elemento realizar resultados de aproximação quadráticas. Elementos sem nós internos são classificados como elementos lineares.

Figura 14 – Representação dos elementos lineares a) Tetraédrico e b) Hexaédrico



Fonte: Guia do usuário ANSYS

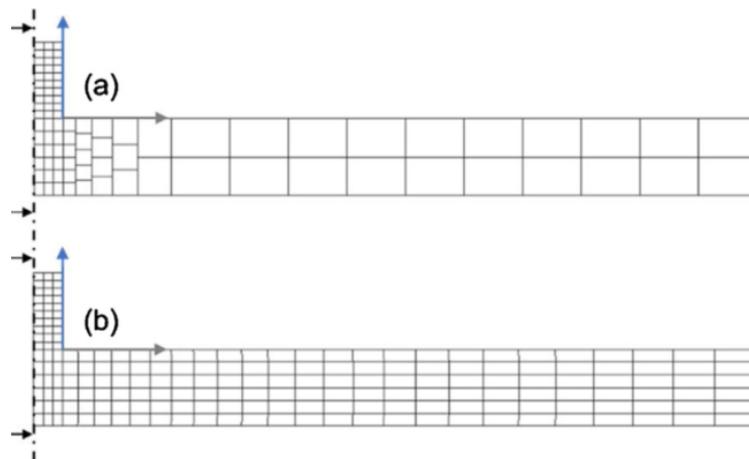
Para a maioria das análises não estruturais, como a análise térmica, elementos lineares oferecem resultados próximos de elementos de maior ordem. Também para a análise térmicas, elementos tetraédricos também oferecem resultados próximos dos elementos hexaédricos. A ordem dos elementos também influencia o grau de refinamento da malha. Com a utilização de malhas mais grosseiras, mas com elementos de maior ordem, é possível obter resultados tão precisos quanto elementos de malha mais refinada, mas com elementos lineares.

Os mecanismos de pré-processamento de criação de malha nos softwares comerciais tendem a gerar malhas de elementos tetraédricos, visto sua facilidade em adequar-se a diferentes geometrias. Porém, o elemento hexaédrico é o elemento mais comumente empregado nas simulações de manufatura aditiva e de processos de soldagem, pois ele permite alcançar uma alta precisão na análise mecânica com funções de forma de primeira ordem, ao contrário dos elementos tetraédricos de mesma ordem (MONTEVECCHI et al., 2017).

Variar o refinamento da malha ao longo da geometria do componente é uma prática comum para reduzir o número de elementos usados para a discretização. Este procedimento, no entanto, só pode ser empregado nas regiões da peça onde já se conhece previamente seu comportamento mecânico, ou seja, onde não há variação de deformação expressivos. Isso geralmente é realizado com a técnica de *meshing bias*, ou seja, a dimensão do elemento é aumentada progressivamente em uma direção específica a fim de reduzir o número de elementos. Isso leva a uma malha progressivamente menos uniforme com o afastamento da região do material de adição. De forma geral, é indesejado o uso de elementos com alto grau de não uniformidade, ou alta razão de proporção (*Aspect ratio*), pois a matriz de rigidez do elemento fica mal condicionada, gerando resultados imprecisos de temperatura e deslocamento, e conseqüentemente, de deformações e tensões mecânicas (MONTEVECCHI et al., 2017).

Uma técnica alternativa de refinamento de malha é a discretização do componente em diferentes zonas conformais das quais as interfaces não necessitam compartilhar a posição dos nós com as zonas adjacentes, desta forma, permitindo que as diferentes zonas tenham tamanhos de elementos uniformes, mas de diferentes dimensões, conforme exemplificado na Figura 15. Esta forma de redividir a malha permite trabalhar com um menor número de elementos nas regiões mais distantes do material de adição, reduzindo consideravelmente o tempo de processamento (MONTEVECCHI et al., 2017).

Figura 15 – Diferentes técnicas de refino de malha a) Malha por zona e b) Malha com bias

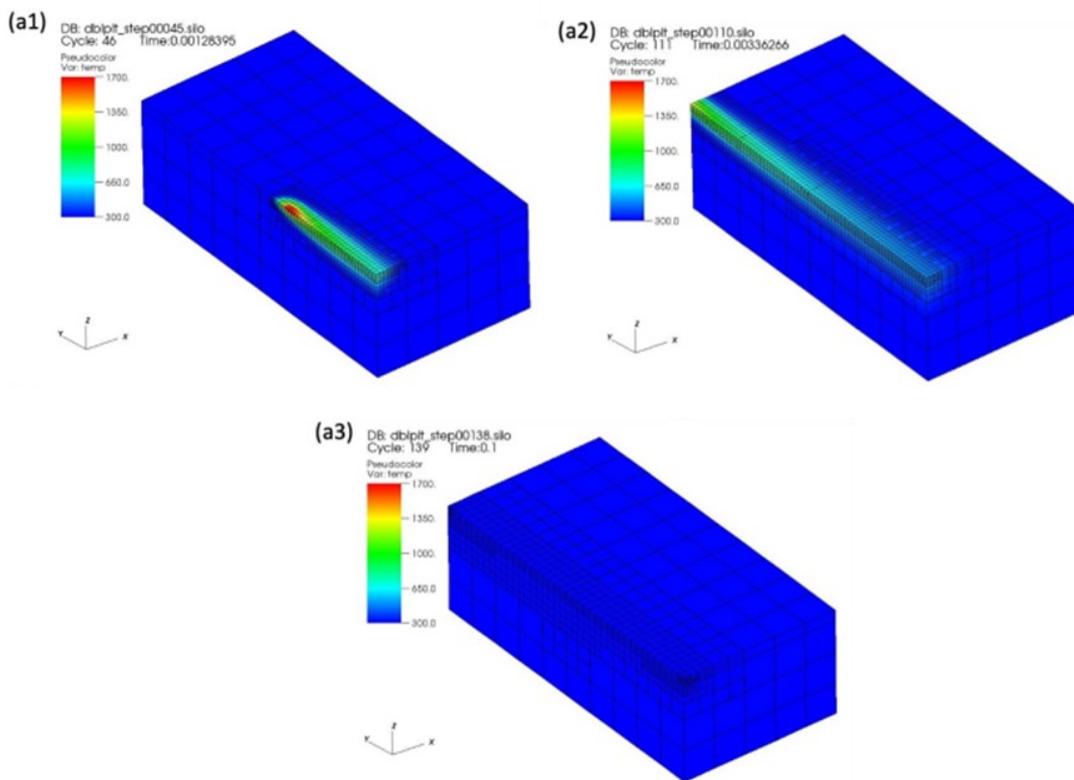


Fonte: Montevecchi et al. (2017)

Ganeriwala et al. (2021) implementaram o refinamento de malha hexaédrico de forma adaptativa. Para isto, foi elaborada uma rotina de pré-processamento que realiza o refinamento da malha em diferentes tempos do processo de deposição do material de adição, permitindo que os elementos próximos da fonte de calor assumam tamanhos menores que os elementos do

restante do componente. As técnicas de refinamento de malha dinâmicas ao longo da simulação são chamadas de *Adaptive Mesh Refining* (AMR). Com o refinamento de malha reduzindo as dimensões dos elementos adjacentes a fonte de calor pela metade, foi possível obter um tempo de processamento até 10 vezes menor em relação a simulação com o componente refinado inteiramente. A Figura 16 ilustra a aplicação do AMR durante a simulação termomecânica do processo de manufatura aditiva em três diferentes tempos de simulação. É possível notar que o componente apresenta malhas diferentes para os três tempos de simulação ilustrados.

Figura 16 – Refinamento por malha adaptativa durante diferentes tempos da simulação termomecânica. (a1-a3)



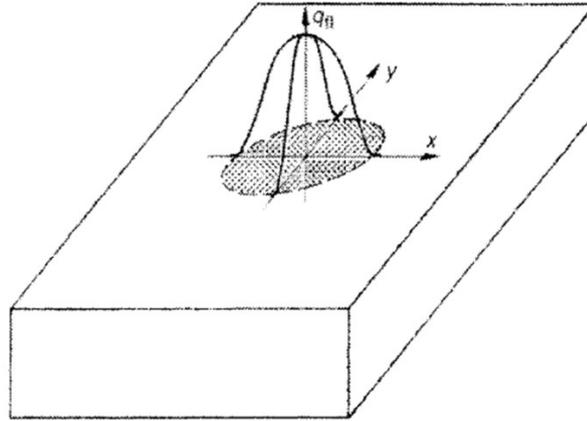
Fonte: Ganeriwala et al. (2021)

2.3.3 Modelos de fonte de calor no MEF

Um dos primeiros modelos de fonte de calor tridimensional implementados para simular o processo de soldagem foi o modelo de distribuição normal gaussiana (curva em forma de sino) para um volume de segmento esférico. Este modelo está representado na Figura 17. Os parâmetros geométricos de distribuição do fluxo de calor são estimados a partir dos resultados de experimentos do processo de soldagem (dimensão e formato da zona fundida, e ciclo térmico próximo à zona fundida). Porém, este modelo não representava com acurácia a diferença de

comportamento do gradiente de temperatura anterior e posterior a fonte de calor (GOLDAK e AKHLAGHI, 2005).

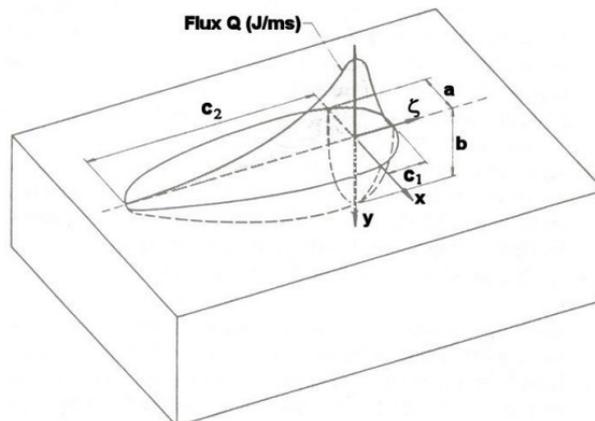
Figura 17 – Modelo de fonte de calor Gaussiana



Fonte: Goldak e Akhlaghi (2005)

Em razão disso, foi proposto um modelo de fonte de calor volumétrico composto por dois elipsoides combinados, com diferentes raios no sentido da deposição do material de adição para representar este fenômeno, um na região frontal e outro na região traseira (GOLDAK et al., 1984). Esta nova distribuição de calor segue o modelo gaussiano anterior, porém considerando diferentes raios para os quadrantes frontal e os quadrantes traseiro. Neste modelo, as frações de calor de cada metade do elipsoide são independentes, permitindo desta forma, gerar gradientes de temperatura diferentes durante a passagem da fonte de calor. Este modelo da fonte de calor elipsoidal duplo está representado na Figura 18.

Figura 18 – Modelo de fonte de calor elipsoidal duplo

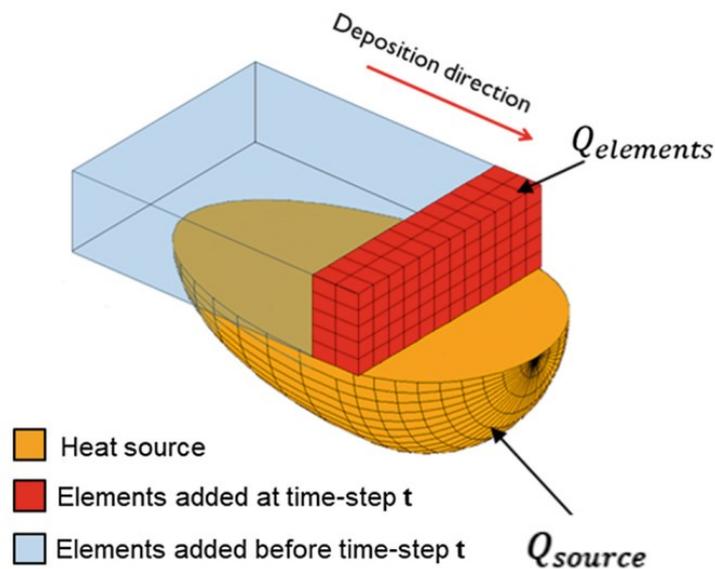


Fonte: Goldak e Akhlaghi (2005)

No modelo elipsoidal duplo, a geometria do volume da fonte de calor é a principal responsável pelo formato e tamanho da zona termicamente afetada (ZTA). Além disso, se os semieixos da fonte de calor forem muito extensos, o pico de temperatura será baixo, e conseqüentemente, a zona de fusão (ZF) será reduzida (GERY et al., 2005). A equação matemática da fonte de calor que descreve este modelo será descrita em detalhes na Seção 3.2.

Com foco na simulação de processos de WAAM, Montevecchi et al. (2016) desenvolveram um modelo de fonte de calor no qual é considerado a diferença entre o calor gerado no metal de adição e no metal base. O modelo proposto divide a fonte de calor em dois processos: a) o calor gerado no material de adição e, b) o calor gerado diretamente no componente, ambos com a mesma quantidade de energia. O modelo da fonte de calor gerado no componente é o modelo elipsoidal duplo, semelhante ao modelo anteriormente descrito aqui. Já o modelo da fonte de calor no material de adição é uma distribuição homogênea do calor, ou seja, o calor volumétrico em todos os elementos do material de adição será constante. Na seção seguinte serão abordados os modelos de deposição do material de adição. A ilustração do modelo da fonte de calor está representada na Figura 19, sendo utilizada para simular um processo CMT.

Figura 19 – Modelo de fonte de calor distribuído em conjunto com o modelo duplo elipsoide



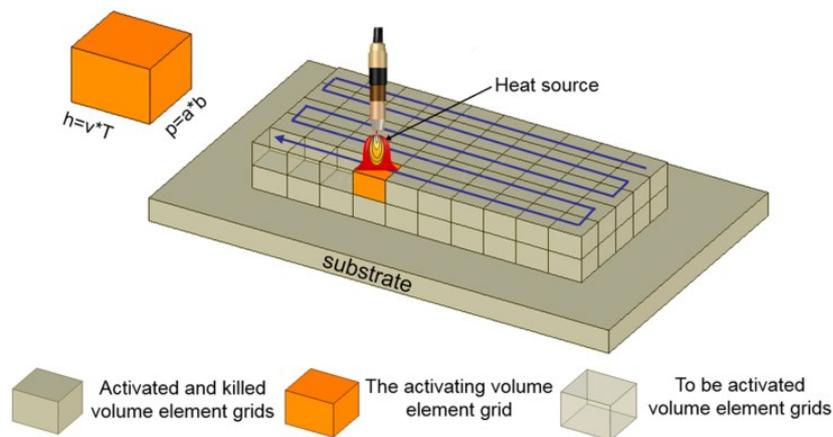
Fonte: Montevecchi et al. (2016)

Este modelo apresenta resultados precisos para o campo de temperatura quando comparado com testes experimentais em MA com mais acurácia que aqueles obtidos com

modelos de fonte de calor tradicionais. Além disso, a simplificação do modelo de calor para o material de adição é simples e não necessita de calibrações do modelo com os resultados experimentais de temperatura (MONTEVECCHI et al., 2016).

Nas simulações numéricas, os modelos de fonte de calor com base na distribuição gaussianas necessitam de uma malha suficientemente refinada a fim de que haja um número mínimo de elementos contidos no volume da fonte para aplicar a variação de calor pela fonte, e por sua vez, capturar a temperatura nos elementos da malha (D. DING et al., 2021). Desta forma, D. DING et al. (2021) propuseram um modelo de fonte de calor simplificada nomeada *Well distributed*, no qual o calor é distribuído homogeneamente dentro do volume de aquecimento da fonte. O objetivo da utilização da fonte de calor distribuída homogeneamente, é não necessitar de um alto refinamento da malha na região de adição de material, sendo idealizada para a aplicação de componentes de grande escala, da qual uma malha refinada seria de enorme custo computacional. O modelo da fonte de calor distribuído está ilustrado na Figura 20.

Figura 20 – Modelo de fonte de calor distribuído



Fonte: Ding et al. (2021)

Os resultados da simulação numérica em termos de deformações e tensões residuais oriundos da aplicação da fonte de calor distribuída homogeneamente podem ser assegurados especialmente para grandes estruturas, onde a convecção térmica e o movimento do líquido dentro da poça de fusão podem ser negligenciados (D. DING et al., 2021). As definições dos parâmetros geométricos do bloco são realizadas por meio da seção transversal do cordão de solda e da velocidade de soldagem. O equacionamento simples do aquecimento total no bloco está descrito na Seção 3.2. Importante ressaltar que o modelo de Montevecicche et al. (2016) também considera uma parte do aquecimento, como uma distribuição homogênea. Este modelo

citado tem como objetivo, no entanto, a maior precisão das temperaturas e não um ganho de eficiência com uma malha menos refinada.

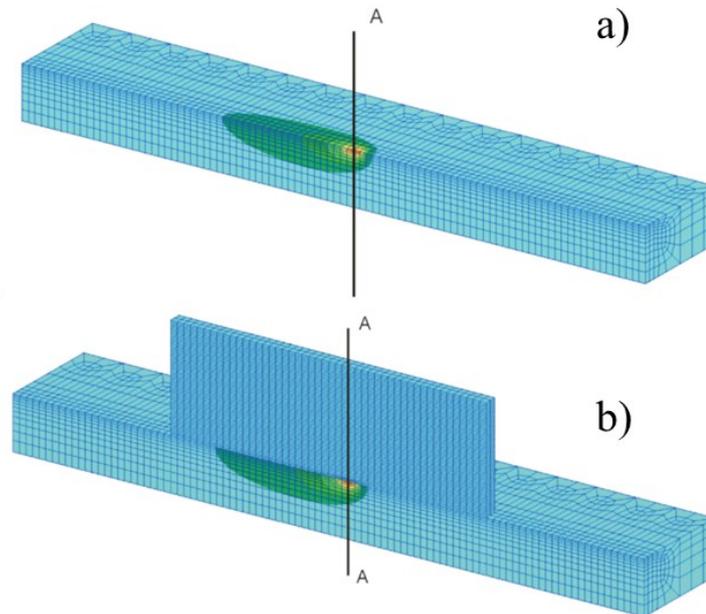
2.3.4 Modelos de deposição do material de adição no MEF

Os modelos iniciais de EF para simulação do processo de soldagem utilizavam todos os elementos do cordão de solda ativos durante a simulação termomecânica, de tal forma que os elementos do cordão conduziam e absorviam calor, mesmo antes da passagem da fonte de calor pelo elemento. Esta era uma forma simplificada de modelar o processo de soldagem pelo MEF, porém a influência das propriedades termodinâmicas e mecânicas dos elementos a frente da fonte de calor ocasiona uma alteração no campo de temperatura atrás da fonte de calor, assim como deformações plásticas imprecisas, devido a condutividade térmica e rigidez dos elementos ativos (SHAN et al., 2007). Este problema é mais evidente nas simulações de manufatura aditiva dos quais os elementos do material de adição correspondem a maior parte dos elementos da malha.

A forma mais comum de modelar o processo de deposição do material de adição na MA é por meio de dois métodos: a) dos elementos inativos, e b) dos elementos *quiet*. Em ambos os métodos, os elementos do material de adição são ativados na simulação, conforme a poça de fusão se solidifica no componente (LINDGREN, 2001). Estes modelos de deposição são conhecidos como método de nascimento e morte de elementos (*Birth and Death-B&D*). Na Figura 21 é representado o modelo de deposição de material em elementos finitos.

No método dos elementos inativos, os elementos que representam o material de adição são inicialmente removidos da análise e somente os graus de liberdade dos nós ativos são considerados, ou seja, as equações numéricas a serem resolvidas não consideram os nós dos elementos inativos, e conseqüentemente, seus valores não são alterados.

Figura 21 – Modelagem de B&D de elementos por: a) Elemento inativo e b) Elemento *quiet*



Fonte: Michaleris et al. (2014)

No método dos elementos *quiet*, os elementos que representam o material de adição estão presentes durante toda a análise, porém as suas propriedades físicas relacionadas a rigidez do problema de EF são alteradas para não influenciar nos resultados. No caso da análise térmica, os valores da condutividade térmica dos elementos *quiet* são reduzidos para não conduzirem calor através deles. Essa redução é realizada por meio de um coeficiente de pequena escala, que multiplica a propriedade de condutividade térmica do material.

Nos modelos de deposição do material de adição é necessário também que se defina qual o critério de ativação dos elementos inativos. Dois critérios de ativação comuns são a distância do elemento em relação a fonte de calor e a temperatura dos nós do elemento inativo. Para o critério de distância do elemento da fonte de calor, esta distância é definida de forma a coincidir com o semieixo frontal da fonte de calor, que delimita a região volumétrica (LINDGREN, 2001). Para o critério de temperatura, Montevecchi et al. (2016) utilizam a temperatura máxima nos nós do elemento, quando algum dos nós do elemento inativo atingem a temperatura de fusão, o elemento é ativado.

2.3.5 Modelos do material no MEF

Durante o processo de soldagem, o material passa por diferentes mudanças de fases, com suas propriedades térmicas e mecânicas sofrendo alterações durante o processo. Assim, a

modelagem do material deve ser realizada de tal forma que estes fenômenos estejam representados.

2.3.5.1 Análise térmica

De acordo com Lindgren (2001), na análise térmica a maioria dos estudos utilizam modelos que consideram apenas a influência da temperatura nas propriedades térmicas do material, não considerando as influências da microestrutura. Porém, durante a mudança de fase, o material absorve ou libera energia na forma de calor latente que altera o balanço energético da análise térmica. A influência deste calor latente na análise térmica depende do material analisado. Para aços ferríticos, os efeitos da mudança de fase podem ser ignorados na análise térmica (UEDA et al., 1986).

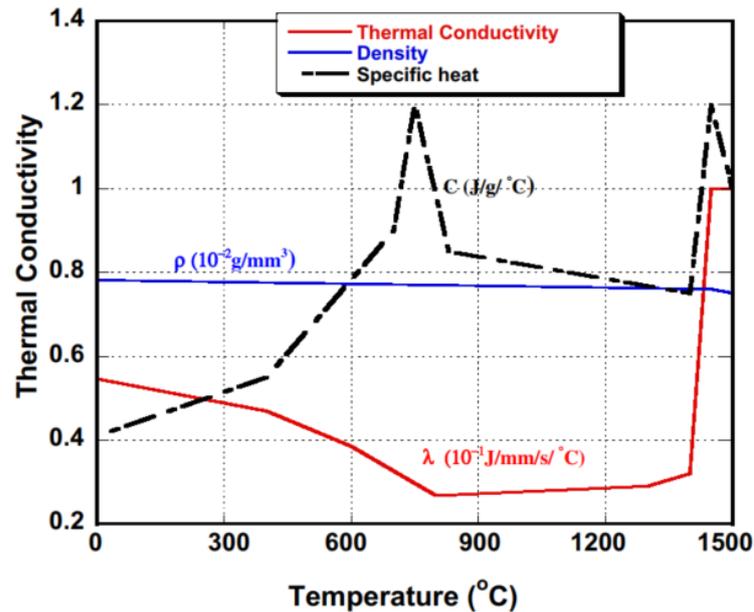
De forma geral, a implementação da influência do calor latente pode ser feita de duas formas: a) por meio da mudança artificial do calor específico do material (SHAN et al., 2009); ou b) por meio da alteração do modelo da fonte de calor para considerar o calor latente (HU e KOVACEVIC, 2003).

O material quando está na fase líquida, além de transferir calor internamente por condução, também apresenta transferência de calor por convecção. A convecção interna do fluido aumenta consideravelmente o potencial interno de transferir calor. Para simular o efeito da convecção na poça de fusão, é possível elevar substancialmente o valor do coeficiente de condução térmica do material nas temperaturas acima do ponto de fusão (MAHIN, 1991).

Por sua vez, a densidade do material varia com a temperatura devido ao aumento de volume em função da dilatação térmica. Porém, na análise mecânica, a densidade é recalculada em função das deformações térmicas, assim, não sendo necessário considerar a variação da densidade em função da dilatação (LINDGREN, 2005).

Na Figura 22 são apresentadas as propriedades térmicas do aço de baixo carbono modelado por Deng (2009), sendo ρ a densidade, C o calor específico e λ a condutividade térmica.

Figura 22 – Parâmetros térmicos do material pela temperatura



Fonte: Deng (2009)

No trabalho de Zhu e Chao, (2002) foi realizado um experimento da análise termomecânica com diferentes métodos de parametrização das propriedades térmicas do material, do qual tinha como objetivo verificar a influência da utilização de propriedades térmicas constantes nos resultados de temperatura, deslocamento e tensão. Zhu e Chao concluem que para a análise térmica, é possível utilizar propriedades térmicas constantes com valores obtidos na temperatura ambiente, sem grandes divergências nos resultados de temperatura. O uso de propriedades constantes para uma temperatura intermediária de operação apresenta melhores resultados que aqueles com propriedades na temperatura ambiente.

O *solver* implementado no presente trabalho para a resolução numérica da análise térmica depende da configuração dos parâmetros térmicos do material e das condições de contorno. Em uma análise térmica transiente com parâmetros térmicos do material e condições de contorno dependentes da temperatura, é necessário resolver um problema térmico não linear, pois os dados de entrada do problema são dependentes do campo de temperatura no componente. o qual é o resultado da análise. O método iterativo de Newton-Raphson, empregado neste trabalho, é comumente utilizado em *solvers* de software comercial de elementos finitos para a solução de problemas não lineares em conjunto com critérios de convergência. Este método consiste em resolver o balanço térmico por meio de incrementos iterativos da temperatura com base na temperatura da iteração anterior.

2.3.5.2 *Análise mecânica/estrutural*

Na análise mecânica, assim como na análise térmica, é comum modelar o material em função somente da temperatura, considerando que as influências da mudança de fase estão englobadas na temperatura. Simulações de microestrutura podem ser necessárias em materiais que sofrem grandes alterações de suas propriedades durante a mudança de fase, como aços inoxidáveis ferríticos (LINDGREN, 2005). Se for do interesse realizar uma análise acurada da região ao redor da poça de fusão ou buscar defeitos do processo de fabricação, uma análise microestrutural pode ser necessária.

A modelagem do comportamento mecânico na fase líquida e próximas da temperatura de fusão apresenta a adversidade das deformações viscosas, como também a dificuldade de mensurar as propriedades do material em ensaios a alta temperatura, além do problema de convergência numérica devido à pouca rigidez do material. Visando mitigar esta dificuldade do modelo, muitas análises utilizam uma temperatura de corte ou *cut-off temperature*, na qual a partir de uma determinada temperatura, as propriedades do material são consideradas constantes (LINDGREN, 2005).

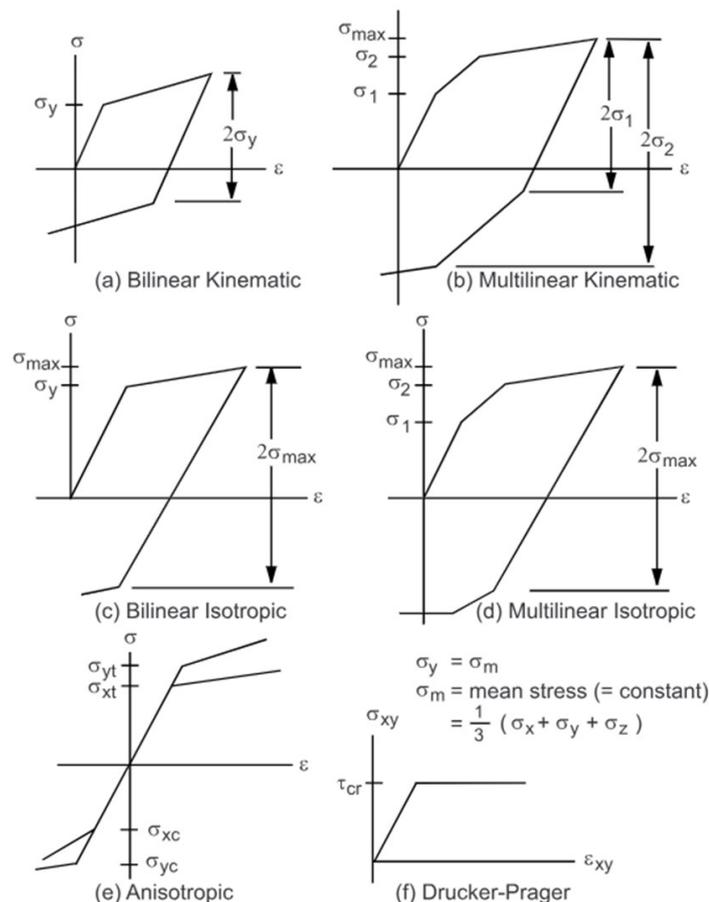
Shan et al. (2009) ressaltam que é necessário considerar os efeitos do processo de fusão e recozimento no material nos elementos para fins de avaliação das tensões residuais. As deformações plásticas acumuladas durante o processo de aquecimento do componente são aliviadas quando o material funde e é resfriado lentamente por meio do processo de recozimento (SHAN et al., 2009). Na manufatura aditiva por EF é comum a utilização do procedimento de B&D de elementos para modelar a deposição de material. Assim é necessário que estes elementos recém-ativados não possuam deformações plásticas prévias.

Muitos pesquisadores escolhem utilizar modelos de plasticidade independentes da taxa de deformação para todo o modelo, pois eles são mais estáveis numericamente e apresentam resultados semelhantes aos de plasticidade dependentes da taxa. Isto se deve ao fato de que o material está a uma alta temperatura durante um tempo relativamente curto no ciclo térmico da solda e, portanto, a plasticidade dependente da taxa acumulada é negligenciável (UEDA et al., 1977).

A simulação do comportamento elastoplástico no material pode ser realizada com diversos modelos, cuja diferença entre eles está na escolha de: critério de escoamento, a regra de fluxo, o modelo de encruamento e a resposta do material. O critério de escoamento define o estado do material no qual irá ocorrer a transição do comportamento elástico para o comportamento plástico. Quando a tensão ultrapassa a tensão limite de escoamento, o material vai desenvolver deformações plásticas. A regra de fluxo determina o incremento de deformação

plástica em relação a carga aplicada. O modelo de encruamento do material controla a evolução do critério de encruamento com a presença de deformações plásticas em carregamentos cíclicos. A resposta do material caracteriza o comportamento a relação de tensão e deformação para diferentes níveis de tensão. A resposta plástica do material pode ser modelada como linear, multilinear ou não linear. A Figura 23 ilustra diferentes modelos de plasticidade independentes da taxa de deformação que podem ser utilizados para modelar o comportamento estrutural do material. Estes modelos estão representados por meio do comportamento de Tensão-Deformação para um ciclo de tração seguido de compressão. O modelo matemático do comportamento plástico do material será discutido na Seção 3.2.

Figura 23 – O comportamento de Tensão-Deformação para diferentes modelos de plasticidade



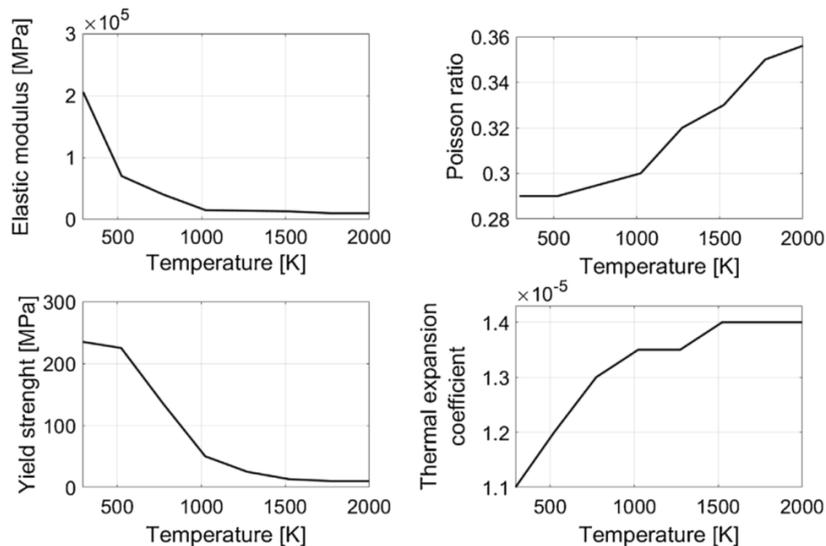
Fonte: Guia do usuário ANSYS

Lindgren (2005) ressalta que a tensão de escoamento não pode ser muito baixa, mesmo para altas temperaturas, pois pode acarretar a falha de convergência da simulação. Desta forma, a tensão de escoamento deve possuir um patamar mínimo que evite esta falha de convergência

numérica. Na Figura 24 é possível observar as propriedades mecânicas do aço de baixo carbono modelada por Montevecchi et al. (2017).

As propriedades mecânicas do material construídas por WAAM podem apresentar anisotropia em relação a direção de soldagem durante a construção da peça. Z. Lin et al., (2019) estudaram a anisotropia das propriedades de uma parede construída por WAAM de acordo com a orientação da amostra recolhida. Foi concluído que as amostras orientadas na horizontal possuíram maior tensão de ruptura e menor alongamento do que as amostras orientadas na vertical. A parede também apresentou variação nas propriedades mecânicas de acordo com a altura da qual as amostras horizontais eram extraídas.

Figura 24 – Parâmetros mecânicos do material pela temperatura



Fonte: Montevecchi et al. (2017)

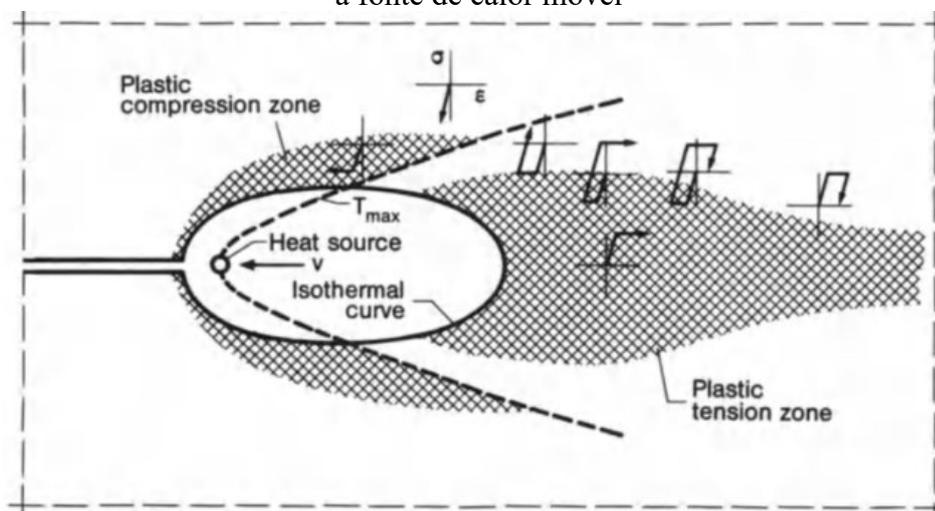
O coeficiente de dilatação térmica foi discutido anteriormente nesta seção. Zhu e Chao (2002) investigaram os efeitos associados a cada uma das propriedades do material em uma simulação do processo de soldagem. Foi concluído que entre as propriedades térmicas dos materiais, a condutividade térmica tem o maior impacto na distribuição do campo de temperatura transiente durante a soldagem. Para a análise mecânica, por sua vez, o valor da tensão de escoamento tem o efeito mais significativo nos resultados de tensões residuais. Diferente da análise térmica, não é possível utilizar propriedades mecânicas do material a temperaturas médias de operação, pois a simulação resultará em componentes ausentes de tensões residuais após o processo de fabricação.

2.4 DISTORÇÕES E TENSÕES RESIDUAIS EM WAAM

2.4.1 Mecanismo de formação das tensões residuais

Devido a aplicação da fonte de calor por meio de arco elétrico, o processo de WAAM enfrenta desafios quanto o surgimento de distorções e tensões residuais semelhantes aos processos de soldagem tradicionais. Na Figura 25 é apresentada a relação de tensão e deformação para diferentes pontos localizados ao redor da fonte de calor. Durante o processo de soldagem, a região da fonte de calor é aquecida bruscamente a temperaturas acima do ponto de fusão do material. Uma região de tensões compressivas é gerada a frente da zona de fusão devido a restrição à expansão térmica do material aquecido pela região de menor temperatura. A região na zona de fusão apresenta um baixo nível de tensão devido a redução da tensão de escoamento do material em altas temperaturas. Após a passagem da fonte de calor, o material da zona de fusão resfria em um curto intervalo de tempo. Durante o resfriamento desta região, ocorre o fenômeno inverso nas formações de tensões. Uma região de tensões trativas é gerada atrás da fonte de calor devido à restrição à contração do material, que está sofrendo resfriamento, pela região em torno. Se as tensões de tração e compressão excederem o limite de escoamento do material, então surgirão tensões plásticas residuais na peça. As tensões residuais são dependentes da localização do ponto em relação ao percurso da passagem da fonte de calor. Consequentemente também surgirão distorções, em diferentes direções, associadas as tensões residuais (RADAJ, 1992).

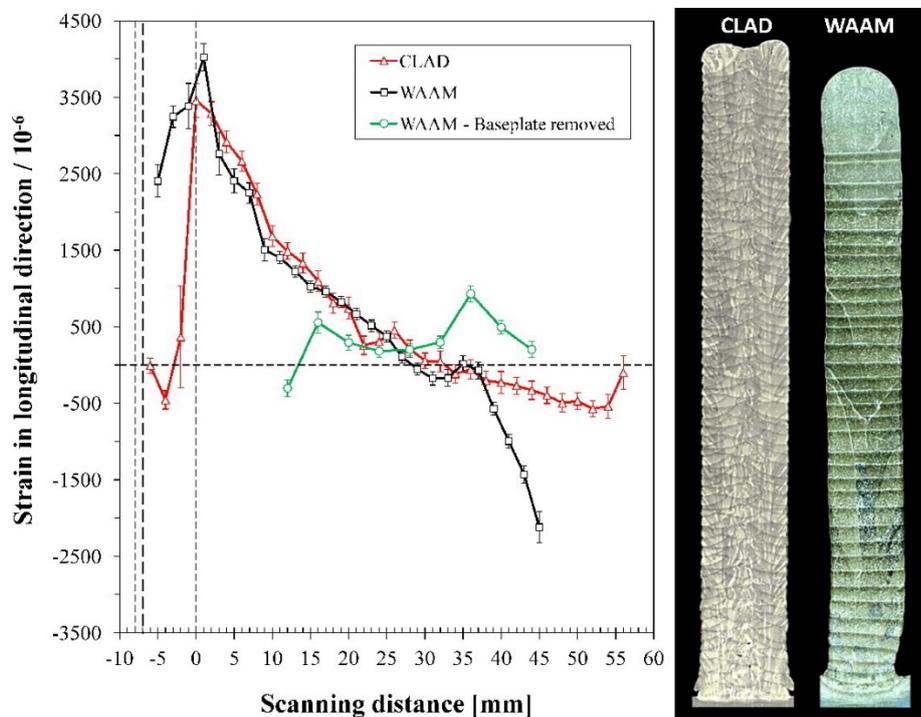
Figura 25 – Tensão longitudinal pela deformação do material em diferentes pontos em relação a fonte de calor móvel



Fonte: Radaj (1992)

A tensão residual em um ponto da peça pode ser analisada de acordo com a direção do componente da tensão. Em geral, os componentes das tensões residuais na análise de MA são analisados em três direções: tensões longitudinais, na direção de soldagem; tensões transversais, na direção perpendicular a direção de soldagem; e tensões verticais (ou normais) na direção da perpendicular ao plano de soldagem. Em geral, a tensão longitudinal exerce um papel dominante nas tensões residuais da soldagem devido a maior contração térmica do processo ocorrer no sentido de soldagem. Em geral, a direção vertical exerce uma menor variação térmica durante o processo de soldagem (J. DING et al., 2011).

Figura 26 – Tensão longitudinal medidas na base de um componente fabricado por WAAM e por *Cladding*



Fonte: Szost et al. (2016)

Na Figura 26 é apresentado o perfil da tensão residual longitudinais na base de um componente fabricado por WAAM. No exemplo da figura, a peça fabricada foi um componente de parede fina reta produzida por WAAM. O perfil de tensões foi analisado sobre a linha transversal a base, iniciando no centro da parede soldada até a extremidade da lateral da base. É possível notar que os valores máximos de tensão residual são encontrados na região próxima da parede soldada. As tensões nesta região são trativas e com valores próximos ao limite de escoamento do material. Nesta região, uma grande quantidade de deformação plástica ocorre devido as altas temperaturas atingidas durante o aquecimento pela fonte de calor. À medida que

o material perde rigidez, a tensão trativa no local ultrapassa a tensão limite de escoamento do material e deste modo, formando deformações plásticas trativas. No perfil das tensões residuais, a tensão longitudinal sofre uma redução à medida que se distancia transversalmente da parede soldada. Na região mais afastada da parede, a tensão residual longitudinal assume valores compressivos. Este fenômeno ocorre devido a esta região não alcançar altas temperaturas durante a passagem da fonte de calor. Conseqüentemente, as tensões trativas geradas durante o aquecimento desta região são muito inferiores as tensões compressivas geradas durante o resfriamento das outras regiões adjacentes. Por fim, a soma das tensões residuais na peça deve sempre ser nula, desta forma, as tensões trativas encontradas na região próxima da parede soldada são compensadas pelas tensões compressivas nas regiões próximas da lateral da base. As tensões na direção transversal são formadas pelos mesmos mecanismos das tensões longitudinais. O gradiente de temperatura na direção transversal da soldagem é inferior ao gradiente na direção longitudinal. Desta forma, a magnitude das tensões residuais transversais é inferior a magnitude das tensões residuais longitudinais.

Este fenômeno ocorre devido à redução da tensão de escoamento com o aumento da temperatura. À medida que a temperatura aumenta, mais energia é adicionada ao material, e conseqüentemente, maior é o seu movimento atômico. A tensão limite de escoamento em metais cristalinos está relacionada ao nível de tensão no qual o movimento de deslocamento entre os planos cristalinos se inicia. O deslocamento entre planos cristalinos é facilitado em altas temperaturas porque a maior energia por átomo faz com que as ligações entre os átomos adjacentes aumentem, o que enfraquece todas as ligações. Durante o aquecimento do material ocorre também a recristalização e crescimento dos grãos do material, e por conseqüência, a redução da área total do contorno dos grãos. A área total de contorno dos grãos está relacionada a quantidade de discordâncias, e conseqüentemente, a tensão limite de escoamento na qual o material deforma plasticamente (CALLISTER e RETHWISCH, 2014).

2.4.2 Técnicas de controle de distorções e tensões residuais

Existem muitas técnicas desenvolvidas para controlar e reduzir os efeitos das distorções e tensões residuais no processo de soldagem. Em geral os métodos são separados em duas categorias: a) com processos adicionais, ou b) sem processos adicionais, como por exemplo, o controle por meio do ajuste de parâmetros de fabricação.

2.4.2.1 Técnicas com processo adicional

Entre as principais técnicas para atenuação das distorções e tensões residuais no processo de WAAM utilizando etapas adicionais de fabricação estão: a) pré-aquecimento; b) compensação geométrica; c) tensionamento mecânico; e d) pós processamento (XIE et al., 2022).

A tensão residual está relacionada ao gradiente de temperatura sofrido durante o processo de fabricação, desta forma, o pré-aquecimento do substrato é o método mais direto para reduzir o gradiente de temperatura no processo MA. O pré-aquecimento do substrato também é um método eficaz para reduzir a diferença de temperatura entre a parte superior e inferior da peça, e conseqüentemente, reduzindo as distorções e as tensões residuais ao longo das paredes soldadas. É importante realizar o pré-aquecimento nas deposições das primeiras camadas devido ao fato de elas possuírem uma menor rigidez estrutural. Deve-se notar também que o pré-aquecimento da plataforma resultará na redução das taxas de resfriamento e no aumento do tamanho dos grãos da estrutura cristalina da peça, o que poderá reduzir a resistência mecânica da peça fabricada (ALI et al., 2017).

A compensação geométrica é outra técnica eficaz de reduzir as distorções durante a MA. Seidel e Zaeh, (2018) simularam a distorção durante a fabricação de uma pá de turbina e propuseram abordagens de redução da distorção por meio de compensações geométricas. Com base em dados sobre a distorção medida, propriedades dos materiais e rigidez estrutural, foi estabelecido um modelo para realizar uma previsão precisa da distorção. Em seguida, as dimensões da estrutura podem ser modificadas para que haja uma compensação geométrica em razão da distorção oriunda da fabricação por MA.

O método *Shot Peening* (SP) é um dos métodos de tensionamento mecânico que tem como objetivo gerar tensões compressivas na superfície da peça por meio do jateamento por partículas. A alteração do perfil de tensões residuais por meio da redução das tensões residuais tratativas têm efeito benéfico no aumento da vida em fadiga da peça. Além disso, o método visa melhorar a qualidade superficial da camada depositada como também efetuar o refinamento dos grãos (C. WANG et al., 2016). O método SP pode ser aplicado na superfície de cada camada após a sua deposição por WAAM. Este método também auxilia o controle dimensional do processo de fabricação, ao homogeneizar a superfície superior de cada deposição de camada. Outros métodos mecânicos semelhantes são: *Laser Shock Peening* (LSP) e o *Ultrasonic Shock Peening* (USP) (XIE et al., 2022). Os métodos de tensionamento durante o processo de fabricação possuem a vantagem de introduzir tensões residuais compressivas em camadas mais profundas da peça, quando comparada com métodos de pós-tratamento mecânico. Porém, a

adição de um processo adicional durante a fabricação aumentará o tempo de processo de produção por MA. O método de tensionamento mecânico somado ao método de MA por DED podem ser encontrados na literatura como *Hybrid Additive Manufacturing* (HAM) (CHEN et al., 2022). O método de tensionamento por re-fusão é um dos métodos térmicos que tem como objetivo aliviar as tensões residuais tratativas de cada camada depositada assim como obter uma melhor qualidade superficial em cada camada (YASA e KRUTH, 2011).

O pós-processamento para redução das distorções e a tensões residuais envolvem tratamentos térmicos e mecânicos. O tratamento térmico tem sido comprovado como uma forma eficaz de diminuir as distorções e as tensões residuais na peça produzida por MA. Aconselha-se que o alívio das tensões seja realizado antes da remoção do suporte da peça. Assim como no pré-aquecimento, deve-se notar que as propriedades mecânicas podem ser prejudicadas devido ao crescimento indesejado de grãos durante o tratamento térmico (JIANG et al., 2020). Os pós-processamentos mecânicos são semelhantes aos processos de tensionamento mecânico durante o processo de fabricação como: SP, LSP, USP. A laminação (*rolling*) é outro pós-processamento mecânico com o objetivo de reduzir as tensões residuais. A deformação plástica introduzida pelo rolo transforma as tensões tratativas em tensões compressivas, como também podem corrigir eventuais distorções na peça (HÖNNIGE et al., 2018).

2.4.2.2 *Técnicas de otimização dos parâmetros e processos*

Como foi discutido na Seção 2.2.2, os parâmetros de fabricação exercem grande influência nos resultados obtidos por meio de WAAM. Assim, é possível controlar as distorções e tensões residuais mediante a alteração destes parâmetros sem a necessidade de etapas adicionais de fabricação.

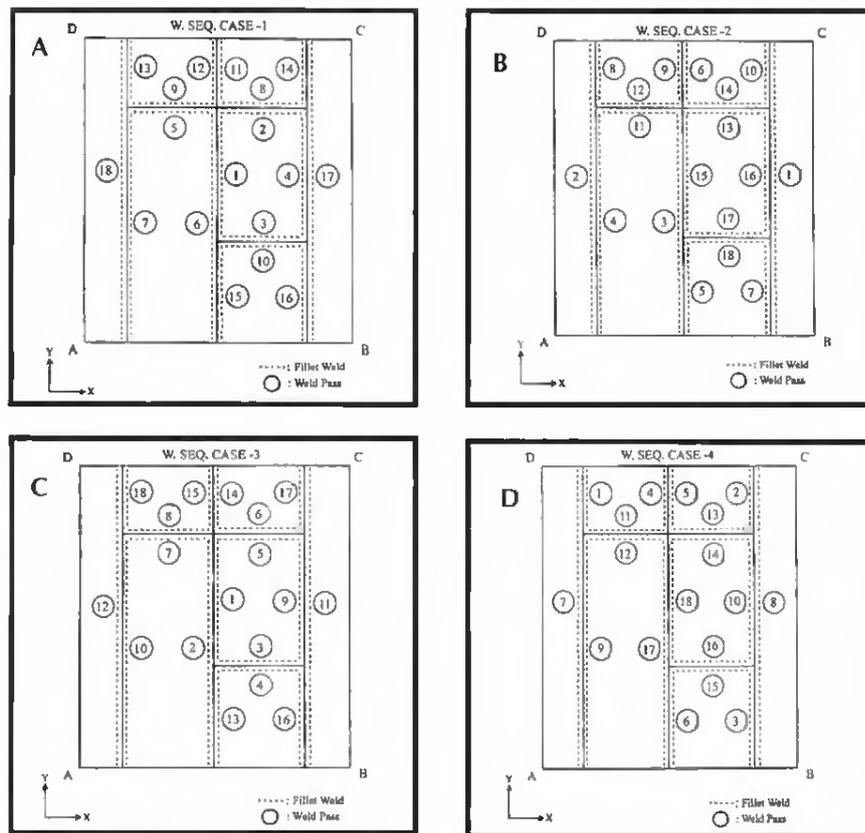
A redução do aporte térmico durante o processo de soldagem pode resultar em zonas de tensão residual de tração mais estreita e de menor magnitude (BRUST e KIM, 2005). Porém, para evitar defeitos de fabricação no cordão de solda, outros parâmetros de fabricação associados devem ser modificados em conjunto. Zhang e Chou (2008) verificaram que a velocidade de soldagem em conjunto com a espessura da camada exerce efeito significativo nas distorções e tensões residuais da peça.

A otimização do sequenciamento de soldagem tem sido amplamente utilizada no controle de distorções e distribuição de tensão na fabricação de grandes peças. No passado, as estratégias de deposição do material de adição eram otimizadas a partir de testes experimentais. Estes testes, no entanto, vêm sendo substituídos por técnicas de modelagem numérica com o

aprimoramento dos modelos por MEF (J. DING, 2012). O sequenciamento de soldagem impacta em aspectos de produtividade do processo, tais como o tempo inativo entre camadas (*interlayer idle time*). Também podem também ser aplicadas diferentes estratégias de deposição em uma mesma camada, como também, diferentes estratégias entre cada camada.

Tsai et al. (1999) investigaram numericamente diferentes sequências de soldagem de juntas em “T” sobre uma placa visando reduzir o comportamento de distorção da peça. Foi observado que priorizar começar pelas juntas mais próximas ao eixo neutro da seção transversal da peça auxilia na redução da flexão e distorções da peça. Para visualizar o estudo, a Figura 27 ilustra as 4 diferentes sequências de soldagem utilizadas no estudo de Tsai et al. (1999) em uma placa de alumínio.

Figura 27 – Sequências de soldagem para análise de distorção angular de estrutura de uma placa de alumínio



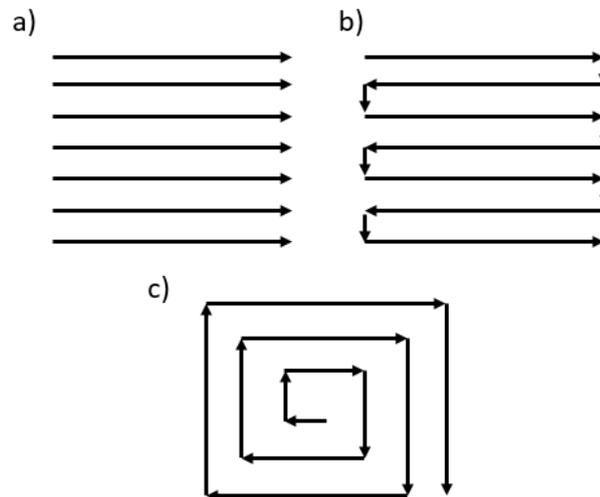
Fonte: Tsai et al. (1999)

Diferentes estratégias foram estudadas quanto ao padrão de deposição de uma mesma camada de peça espessas. Para a construção de componentes retangulares, o padrão *raster* com linhas paralelas ao longo do eixo do componente produz a menor distorção. Já para construir componentes em formato retangular, ou parede espessa, o padrão espiral de fora para dentro

produz a menor distorção (NICKEL et al., 2001). As nomenclaturas de padrões de deposições são apresentadas na Figura 28.

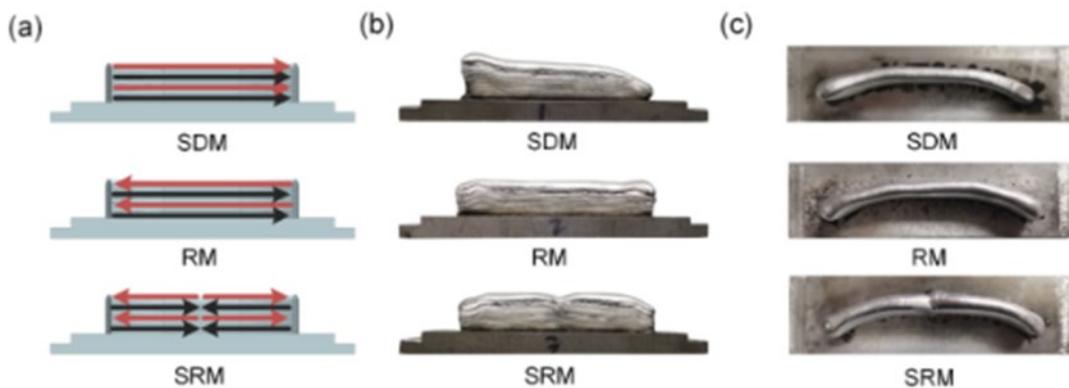
R. Li et al. (2021) investigaram diferentes estratégias de deposição entre camadas para manufatura de uma parede fina levemente curvada, sendo estas: a) direção única (*Same Direction Motion-SDM*), b) alternado (*Reciprocating Motion-RM*), e c) alternado por segmento (*Segmental Reciprocating Motion-SRM*). Estas estratégias estão representadas na Figura 29. No método de SRM, o gradiente de temperatura é o menor e a distribuição de temperatura é mais uniforme, quando comparado com outras estratégias de deposição de material. Portanto, a distribuição de tensão é mais uniforme e a distorção final é a menor.

Figura 28 – Diferentes padrões de deposição (vista superior da peça): a) Raster, b) Zig-zag e c) Espiral de dentro para fora



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 29 – Estratégias de deposição para parede fina por AM: a) Linear ou *Same Direction Motion (SDM)*, b) Alternado ou *Reciprocating Motion (RM)* e c) Alternado por segmento ou *Segmental Reciprocating Motion (SRM)*



Fonte: R. Li et al. (2021)

3 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Para a simulação termomecânica pelo MEF deste trabalho, foi realizada a análise térmica com a análise mecânica em série, iniciando pela análise térmica e passando, posteriormente, para a análise mecânica. Inicialmente este capítulo aborda a fundamentação teórica do modelo térmico, no qual busca-se o campo de temperaturas na peça gerado pelo carregamento térmico oriundo da fonte de calor móvel. Em seguida, para a análise mecânica, será apresentada a fundamentação teórica do modelo mecânico, no qual busca-se o campo de deslocamentos, e conseqüentemente, o campo de deformações e tensões gerados pela expansão térmica não uniforme oriundos do campo de temperatura calculado na etapa anterior.

3.1 ANÁLISE TÉRMICA

A simulação numérica do processo de soldagem a partir da introdução de uma fonte de calor é executada por meio da equação que rege o problema de transferência de calor transiente para um ponto material r no domínio Ω escrita como

$$-\nabla \cdot q + Q_v = c_p \rho \dot{T}, r \in \Omega, \quad (1.1)$$

sendo q o fluxo de calor, Q_v o calor gerado volumétrico, c_p o calor específico, ρ a densidade e T a temperatura. A lei de Fourier para o fluxo de calor que relaciona o calor e a temperatura no dado instante de tempo é dada pela equação

$$q = -k \nabla T(r, t), \quad (1.2)$$

sendo k o coeficiente de condutividade térmica e t o tempo. Assim a equação (1.1) pode ser reescrita como

$$k \nabla^2 T + Q_v = c_p \rho \dot{T}, r \in \Omega, \quad (1.3)$$

o calor volumétrico Q_v na equação acima apresenta um papel importante na caracterização do modelo térmico, visto que é a representação da fonte de calor na simulação do processo de soldagem. O modelo da fonte de calor será descrito na Seção 3.2. A equação que rege o modelo

é então complementada pelas condições iniciais do problema e por suas condições de contorno, quais sejam

$$\begin{aligned} T(r, 0) &= T_0, r \in \Omega \\ T &= \bar{T}, r \in \partial\Omega_D \\ -k\nabla T \cdot \mathbf{n} &= \bar{q}, r \in \partial\Omega_N \\ -k\nabla T \cdot \mathbf{n} &= q_{perd}(T), r \in \partial\Omega_R, \end{aligned} \quad (1.4)$$

onde T_0 é a temperatura inicial da peça, \bar{T} é a temperatura prescrita pela condição de contorno de Dirichlet $\partial\Omega_D$, \bar{q} é o fluxo de calor prescrito na direção normal \mathbf{n} na condição de contorno de Neumann $\partial\Omega_N$, q_{perd} é função do fluxo de calor na condição de contorno de Robin $\partial\Omega_R$. A função q_{perd} do fluxo de calor é o fluxo de calor devido a convecção na superfície da peça somado ao fluxo de calor devido a radiação térmica, ambos em função da temperatura na superfície,

$$q_{perd} = h(T - T_0) + \varepsilon_{emis} k_{SB} (T^4 - T_0^4), r \in \partial\Omega_R, \quad (1.5)$$

sendo h o coeficiente de convecção estimado, ε a emissividade da peça e k_{SB} o coeficiente de Stefan-Boltzmann. Para este modelo, a re-radiação da peça não foi considerada.

3.2 MODELO DA FONTE DE CALOR

Na equação (1.3), Q_v representa o calor gerado pela fonte de calor. É possível desenvolver modelos de fonte de calor que não trabalham com calor gerado, mas com temperaturas prescritas na peça para cada tempo. Para estes casos, a fonte pode ser definida como

$$\begin{aligned} Q_v &= 0 \\ T(r, t_a) &= T_m, r \in \partial\Omega_D, \end{aligned} \quad (2.1)$$

sendo t_a o tempo no qual a deposição do material de adição ocorre, e T_m a temperatura de fusão. Assim, os efeitos térmicos seriam consequência de uma condição de contorno de Dirichlet para os novos elementos. Este modelo, no entanto, gera um gradiente de temperatura muito acentuado ao redor dos elementos do material de adição.

Modelos mais modernos de fonte de calor consideram que os elementos são adicionados com um calor gerado uniforme no volume. Para estes modelos o calor gerado nos elementos recém ativados é dado por

$$Q_v = \frac{P}{V_{elem}}, \quad (2.2)$$

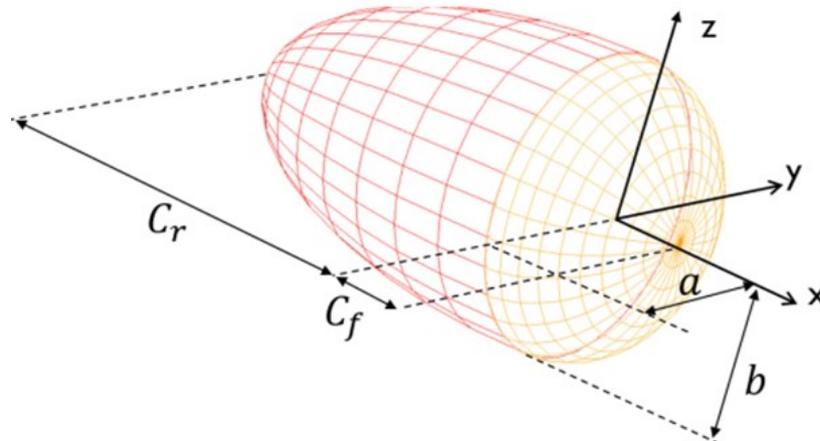
sendo P é a potência fornecida no processo de soldagem e V_{elem} o volume do elemento. A definição do volume do elemento depende da velocidade de soldagem e do passo de tempo utilizado na análise térmica transiente.

O modelo de fonte de calor mais frequentemente utilizado é o modelo volumétrico de elipsoide duplo, também chamado de modelo de Goldak (GOLDAK et al., 1984). O modelo pode ser descrito por

$$Q_v(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}f_i P}{abc_i \pi^{3/2}} \exp\left(-3\frac{x^2}{a^2} - 3\frac{y^2}{b^2} - 3\frac{z^2}{c_i^2}\right), \quad (2.3)$$

sendo f_i um fator de peso, x , y e z as coordenadas locais com a origem no centro da fonte de calor móvel; a , b , c os parâmetros dimensionais do comprimento dos semieixos do elipsoide, sendo eles colineares com as coordenadas x , y e z , respectivamente. Neste modelo, a fonte de calor é composta por duas partes, o semi-elipsoide a frente da fonte de calor e o semi-elipsoide atrás da fonte de calor, ambos representados na Figura 30. Cada semi-elipsoide possui um comprimento longitudinal e um fator de peso diferente. Assim, se as coordenadas locais estão à frente da fonte de calor, serão utilizados os parâmetros de índice $i = f$, (f_f e c_f), e caso as coordenadas locais estejam atrás da fonte de calor, serão utilizados os parâmetros de índice $i = r$, (f_r e c_r).

Figura 30 – Parâmetros dimensionais da fonte de calor por elipsoide duplo



Fonte: Montevecchi et al. (2016)

A soma dos pesos de f_f e f_r deve ser 2 para este modelo. Para as primeiras iterações do modelo, é assumido que c_r seja duas vezes o comprimento de c_f . Para uma seleção de parâmetros aprimorada, existem três abordagens tradicionais: ajustar os parâmetros iterativamente a fim de que corresponda aos resultados experimentais de: 1) campo de temperatura, 2) campo de deformações e tensões ou 3) ao volume da zona termicamente afetada (LINDGREN, 2006).

Para WAAM, o calor não é distribuído de forma igualitária entre o material de adição e o material do substrato, sendo esta distribuição dependente do tipo de processo de soldagem. Desta forma, foi desenvolvido um modelo que separa a fonte de calor para o metal de adição e a fonte de calor para o metal base (MONTEVECCHI et al., 2016). Neste modelo proposto, o calor gerado no processo de soldagem é dividido igualmente entre metal de adição e metal base

$$Q_a = Q_b = \frac{Q_v}{2}, \quad (2.4)$$

sendo Q_a o calor gerado no material de adição e Q_b o calor gerado no material do substrato. Para o cálculo de Q_a é utilizada a equação (2.2), e para o cálculo de Q_b é utilizada a equação (2.3).

A potência gerada no processo de soldagem pode ser estimada a partir de

$$P = IU, \quad (2.5)$$

sendo I a corrente elétrica e U a tensão elétrica. Para um processo com variação de corrente e tensão elétricas, a potência pode ser calculada através da somatória das potências de cada intervalo aquisitado.

Para o modelo da fonte de calor distribuído homogeneamente, é definida a energia volumétrica aplicada no volume de aquecimento. Este volume é representado no modelo na forma de um bloco cuja equação é definida por

$$E = \frac{P}{A_t v d_t}, \quad (2.6)$$

sendo E a energia por unidade de volume, P a potência elétrica de soldagem, A_t a área da seção transversal do cordão, v a velocidade de soldagem e d_t o passo de tempo utilizado na análise transiente.

3.3 ANÁLISE MECÂNICA/ESTRUTURAL

A simulação numérica para análise do comportamento mecânico resultante da introdução do campo de temperatura produzido pela fonte de calor foi executada por meio da equação de um sistema mecânico quase estático dado pela equação do balanço de momento linear

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{F} = \mathbf{0}, \quad (3.1)$$

sendo $\boldsymbol{\sigma}$ o tensor de tensão de Cauchy, \mathbf{F} as forças de corpo por unidade de volume. Nesta análise as forças inerciais são desconsideradas. As equações da condição de contorno estão representadas por

$$\begin{aligned} \mathbf{u} &= \bar{\mathbf{u}}, \quad r \in \partial\Omega_D \\ \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{n} &= \bar{\boldsymbol{\Gamma}}, \quad r \in \partial\Omega_N, \end{aligned} \quad (3.2)$$

sendo \mathbf{u} o vetor de deslocamentos, $\bar{\mathbf{u}}$ o vetor de deslocamento prescrito na superfície, \mathbf{n} o vetor na direção normal a superfície e $\bar{\boldsymbol{\Gamma}}$ o vetor de tensões superficiais.

Para o modelo constitutivo do material, foi utilizado o modelo elastoplástico sem deformações dependentes da taxa de deformações, ou viscoplásticas. Assim, o tensor de tensões

está relacionado com o tensor de deformações elásticas no material por meio do tensor de quarta ordem \mathbf{C}

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}_e, \quad (3.3)$$

o tensor de deformação elástica, $\boldsymbol{\varepsilon}_e$, pode ser encontrado pela diferença entre o tensor da deformação total $\boldsymbol{\varepsilon}$, e por suas outras componentes: deformação plástica $\boldsymbol{\varepsilon}_p$ e deformação térmica $\boldsymbol{\varepsilon}_t$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_e = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_p - \boldsymbol{\varepsilon}_t, \quad (3.4)$$

o tensor de deformações térmicas depende da temperatura e pode ser definido por

$$\boldsymbol{\varepsilon}_t = \alpha_T (T - T_0) \mathbf{I}_d, \quad (3.5)$$

sendo α_T o coeficiente de dilatação térmica, T a temperatura do material num instante de tempo qualquer, e \mathbf{I}_d a matriz identidade. Por fim, a propriedade de encruamento do material deve ser considerada, uma vez que o material sofre um ciclo térmico. O encruamento pode ser modelado como isotrópico, cinemático ou misto. A caracterização do modelo depende dos valores empregados aos coeficientes de encruamento α_{plast} e $\boldsymbol{\beta}_{plast}$ da equação do critério de condição de escoamento

$$\Phi = f(\sigma_Y(T), \alpha_{plast}, \boldsymbol{\beta}_{plast}), \quad (3.6)$$

sendo ϕ o critério de condição de escoamento, que não deve ser superior a 0, σ_Y a tensão de escoamento de von-Mises, a qual depende da temperatura. A direção na qual ocorrerá o escoamento pode ser encontrada pela equação da regra de fluxo

$$d\boldsymbol{\varepsilon}_p = d\lambda \frac{\partial \mathbf{H}}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (3.7)$$

no qual λ é o multiplicador plástico, que determinará a intensidade da deformação plástica, e H é a função da tensão potencial plástica, que indicará a direção da deformação plástica.

O próximo passo é definir a tensão equivalente de von-Mises que será utilizada para comparar a tensão do material com o critério de condição de escoamento. A tensão equivalente de von-Mises pode ser escrita como

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{3}{2} \left(\boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})^2 \right)}, \quad (3.8)$$

sendo tr a operação de traço do tensor de tensões. Será utilizado a regra de fluxo (3.7) associada na qual a superfície de escoamento de von-Mises que se localiza no eixo hidrostático

$$d\varepsilon_p = d\lambda \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \right). \quad (3.9)$$

A deformação plástica equivalente pode ser encontrada por meio da variação da deformação equivalente. A variação, por sua vez, é encontrada de forma iterativa utilizando como base a deformação plástica no ponto anterior e o multiplicador plástico de forma iterativa da equação (3.9)

$$\varepsilon_p^{n+1} = \varepsilon_p^n + \Delta\varepsilon_p, \quad (3.10)$$

sendo ε_p^{n+1} a deformação plástica no próximo passo da análise, ε_p^n a deformação plástica no passo anterior e $\Delta\varepsilon_p$ a variação da deformação plástica que será comparada com λ .

Por fim, durante o ciclo térmico, parte do material sofrerá o processo de recozimento devido ao resfriamento gradual da peça após atingir temperaturas acima da temperatura de mudança de fase. O processo de recozimento ocasiona o alívio de tensões residuais na peça além da recristalização, de tal forma que, as deformações plásticas acumuladas no material são eliminadas. Assim, a equação do recozimento pode ser escrita como

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p (T = T_m) = \mathbf{0}, \quad (3.11)$$

sendo $\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}_p$ a deformação plástica acumulada e T_m a temperatura de fusão. No método de B&D de elementos, este critério de recozimento pode ser efetuado por meio do nascimento de elementos sem deformação plástica associada.

4 MODELAGEM DA ANÁLISE TERMOMECÂNICA

Neste capítulo será tratada a metodologia para a simulação numérica e a validação por meios experimentais da modelagem da análise termomecânica por MEF do processo de fabricação por WAAM. Primeiramente, na Seção 4.1, é realizada a análise termomecânica da fabricação de uma peça de parede fina, com o propósito de validar um modelo inicial e analisar sua robustez, assim como ter a melhor compreensão dos mecanismos de formação das distorções e tensões residuais na peça. Em seguida, na Seção 4.2, é realizada a análise termomecânica de um modelo em escala reduzida de um componente da indústria de Óleo e Gás em operações *offshore*, com o propósito de validar um modelo otimizado para a fabricação de peças de maior complexidade geométrica e de maiores dimensões. Cada uma destas análises é composta de uma introdução com as considerações iniciais, a metodologia empregada e os equipamentos do teste experimental da manufatura aditiva para a validação do modelo, a metodologia empregada na modelagem termomecânica por MEF, sendo este modelo dividido em modelo transiente térmico e modelo estático mecânico. Por fim, são feitas discussões acerca dos resultados obtidos dos modelos por MEF.

4.1 COMPONENTE PAREDE FINA RETA

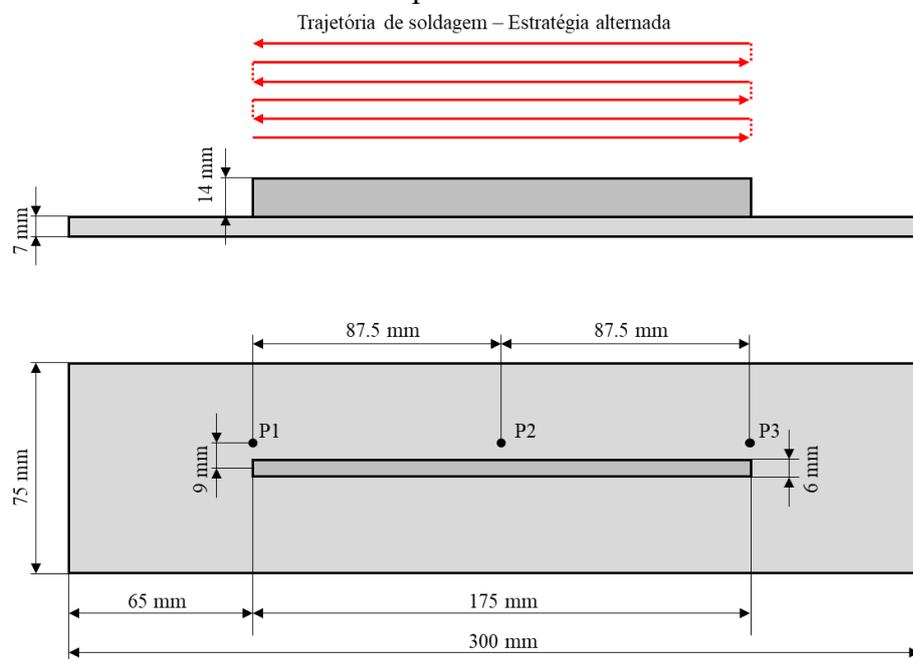
4.1.1 Introdução do componente Parede Fina Reta

Para a compreensão da deposição de múltiplos passes sobrepostos, processo que ocorre na fabricação por manufatura aditiva, é interessante desenvolver uma modelagem inicial de um componente de geometria simples, porém robusta numericamente, a qual possa ser utilizada tanto para compreensão da física do processo de soldagem, como também de modelo de referência para modelos posteriores de maior complexidade. Desta forma, decidiu-se por realizar inicialmente a análise do processo de fabricação por WAAM de uma parede fina, ou seja, a deposição em múltiplas camadas de cordões de solda retos e sobrepostos (TATEMOTO et al., 2023 a). O material selecionado para o material de adição foi aço carbono devido a sua ampla utilização no processo de soldagem tradicional e na manufatura aditiva (ARMSTRONG et al., 2022) assim como pela vasta documentação das suas propriedades térmicas.

4.1.2 Metodologia do teste experimental do componente Parede Fina Reta

Com o objetivo de validar e ajustar a modelagem por elementos finitos do processo de fabricação por manufatura aditiva, foi conduzido um teste experimental no LABSOLDA (Instituto de Soldagem e Mecatrônica) com a mesma geometria e os mesmos parâmetros de fabricação que foram utilizados no modelo numérico, visando comparar os resultados obtidos de temperatura e distorção final no componente. Na Figura 31 são apresentadas a geometria, a trajetória de deposição do material de adição e as configurações do teste experimental.

Figura 31 – Geometria e configuração do componente Parede Fina Reta para validação experimental



Fonte: Elaborado pelo autor

Foi utilizado o arame metálico de aço carbono, da classificação ER70s-6 com diâmetro de 1,2 mm. A base de apoio da parede fina utilizada na fabricação é composta por uma placa de aço carbono A36 medindo 300 mm de comprimento, 75 mm de largura e 7 mm de espessura. A parede fina reta foi construída pela sobreposição de camadas em um único cordão de 175 mm de comprimento. Foi realizada a sobreposição de camadas até a parede atingir a altura de 14 mm. A estratégia de deposição de camadas foi linear sendo as camadas depositadas em direções alternadas, também chamada de estratégia alternada ou zigzag. Os parâmetros de fabricação foram selecionados com o objetivo de gerar cordões de solda com altura de 2,3 mm e uma largura de 6 mm. Considerando a altura média de cordão de solda citada, atinge-se a altura de 14 mm sobrepondo 6 camadas.

A soldagem foi realizada pelo manipulador robótico em conjunto com a fonte de soldagem e alimentador de arame, CMT *Advanced* 4000 da empresa Fronius. A fonte de soldagem CMT *Advanced* 4000 é uma fonte de energia inversora totalmente digitalizada controlada por um microprocessador. No processo CMT, os parâmetros de corrente e tensão elétrica são controlados pela fonte de alimentação de forma sinérgica com o processo de alimentação dinâmico do arame. A escolha do processo CMT se deu pela alta estabilidade do processo e o relativo baixo aporte térmico, reduzindo assim as distorções geométricas e tensões residuais no componente (D. DING et al., 2015). O manipulador robótico utilizado foi o manipulador antropomórfico *Motoman* HP-20D da empresa Yaskawa com 6 eixos de rotação e alcance de 1,7 m.

A velocidade de soldagem foi de 60 cm/min, a velocidade de alimentação do arame estabelecida foi de 6 m/min. A potência elétrica necessária foi de 2245 W. No entanto, como a tensão elétrica e a corrente elétrica variaram de forma intrínseca com o movimento do arame, a potência foi calculada ao fim da operação com base na medição da corrente e tensão elétricas ao longo do tempo, conforme a equação 2.5. O gás de proteção utilizado foi C8 (92% Ar e 8% CO₂) com vazão de 15 L/min e a distância bico de contato-peça (DBCP) utilizada foi de 20 mm. A escolha destes parâmetros de fabricação citados foi derivada de testes experimentais anteriores realizados no LABSOLDA que resultam na largura da parede e aporte térmico desejado da geometria alvo. Estes parâmetros citados anteriormente se encontram agrupados na Tabela 5 para melhor visualização.

Tabela 5 – Parâmetros de fabricação Parede Fina Reta

Parâmetros de Soldagem	
Velocidade de soldagem	60 cm/min
Velocidade de alimentação	6 m/min
Potência	2245 W
Eficiência	86%
DBCP	20 mm
Gás de Proteção	
Ar	92%
CO ₂	8%
Vazão	15 L/min

Fonte: Elaborado pelo autor

A temperatura entre camadas foi definida com o valor máximo de 100 °C, sendo ela medida na metade do comprimento do último cordão de solda depositado. Desta forma, a temperatura de cada camada não exerceu grandes influências nas camadas posteriores. A base

de apoio do componente Parede Fina Reta estava apoiada sobre uma placa, de dimensões 600 X 600 mm, refrigerada à água com recirculação com vazão de água de 1 L/min a 20 °C. A base do componente estava fixada na placa de refrigeração por 4 grampos, um em cada extremidade, os quais impedem o deslocamento na região de fixação. Na Figura 32 é apresentada a bancada de trabalho com os equipamentos utilizados na manufatura da parede fina.

Figura 32 – Bancada de fabricação do componente Parede Fina Reta



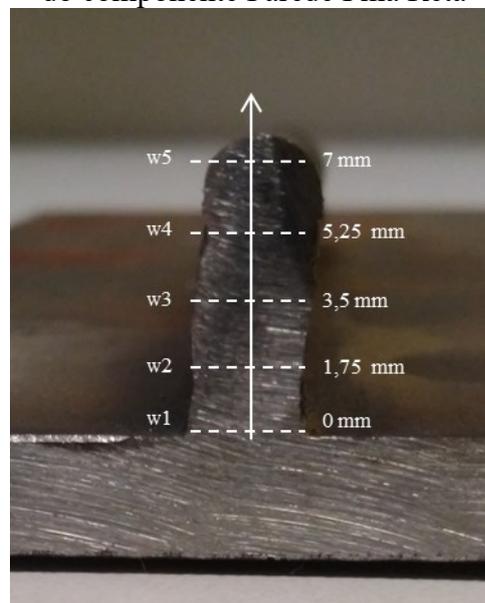
Fonte: Elaborado pelo autor

A validação da geometria final do componente foi realizada inicialmente por uma análise visual, a partir da qual se observa a presença de algum defeito de manufatura no componente, como: falta de fusão, excesso de molhabilidade no cordão, o qual pode provocar uma diferença de altura da parede ao longo do seu comprimento ou acúmulo de material no ponto de início da deposição da camada. Após esta etapa, foram feitas medições das dimensões de altura e largura da parede fina com auxílio de um paquímetro. A medição da altura da parede em relação a base foi realizada em 5 pontos ao longo do comprimento. A medição da largura da parede foi realizada ao longo de 5 pontos da altura da seção transversal do componente cortado. Na Figura 33 são apresentadas as linhas de medição da largura da parede ao longo da altura. Na Figura 34 são apresentadas as linhas de medição da altura da parede ao longo do comprimento da parede fina.

A metodologia da simulação numérica será apresentada a seguir, na Seção 4.1.3. Nesta seção, será apresentada a metodologia da validação experimental dos resultados obtidos numericamente.

A validação dos resultados da simulação numérica da análise térmica do processo de soldagem foi feita a partir da comparação das temperaturas obtidas na simulação com as temperaturas medidas no experimento. A medição da temperatura no teste experimental foi realizada de duas formas: 1) Por meio da filmagem por câmera infravermelho, obtendo a temperatura de uma face do componente no decorrer do tempo, dentro de um intervalo de temperatura; 2) A partir da medição por termopares conectados a base do componente, obtendo a temperatura local ao longo do tempo.

Figura 33 – Indicação das linhas de medição da largura da parede ao longo da altura da parede do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 34 – Indicação das linhas de medição da altura da parede ao longo do comprimento da parede do componente Parede Fina Reta

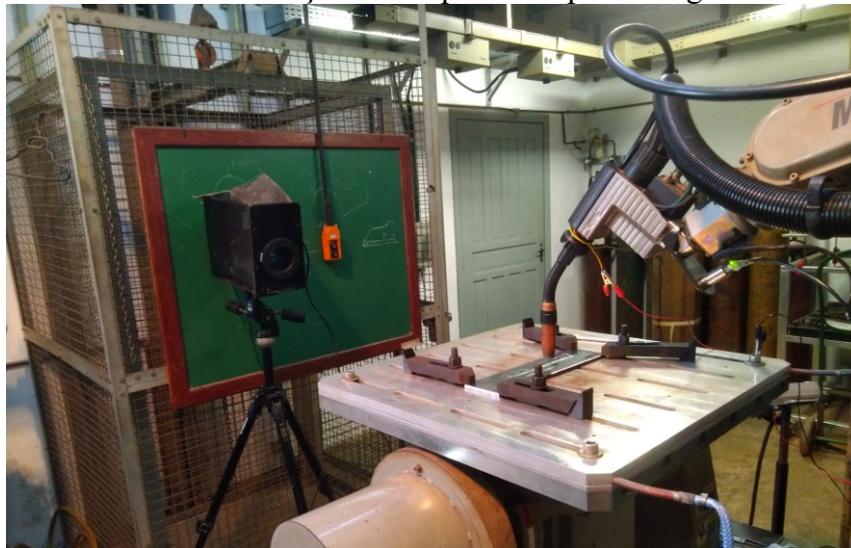


Fonte: Elaborado pelo autor

A medição da temperatura por filmagem infravermelho foi realizada por meio de uma câmera infravermelho multiespectral FLIR SC7000 com lente de 50 mm, capaz de produzir

imagens na banda de onda. A câmera infravermelha é um dispositivo de medição de temperatura sem contato o qual detecta a energia infravermelha emitida, transmitida ou refletida pelo componente e converte em uma leitura de temperatura. O intervalo de temperaturas estabelecido na câmera foi de 300-1500 °C. A câmera foi posicionada a uma distância de 1 m do centro do componente manufaturado. A emissividade dos materiais, tanto da parede fina como da base, foi estimada em 0,87 para a análise da filmagem. A leitura e análise das imagens foi realizada no software Altair. Altair é um software dedicado à aquisição e processamento de imagens das câmeras FLIR da série ATS, o qual oferece a capacidade de visualização da filmagem em tempo real e seu armazenamento em uma alta taxa de quadros. Para a medição por termopares, foram utilizados 3 termopares do tipo K. Os termopares foram soldados nos pontos da base P1, P2 e P3, localizados a 9 mm do centro da parede fina, conforme ilustrado na Figura 36, os quais foram utilizados como referência para a medição da temperatura ao longo do processo. A aquisição da temperatura dos termopares se deu pelo sistema de aquisição de temperatura (SAT) da IMC. O sistema de medição por filmagem infravermelha está exibido na Figura 35, e o sistema de medição por termopares está exibido na Figura 36.

Figura 35 – Sistema de medição de temperaturas por filmagem infravermelha



Fonte: Elaborado pelo autor

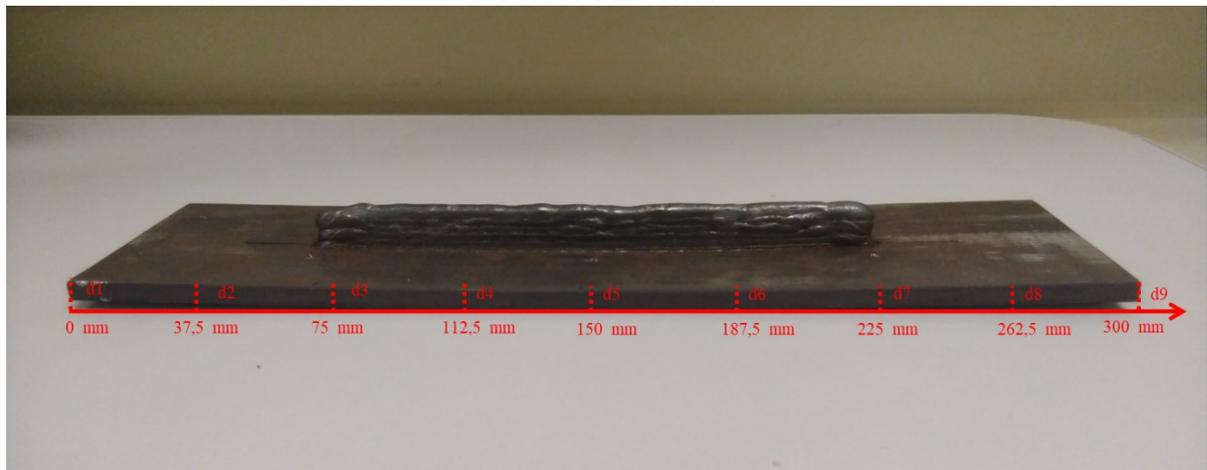
Figura 36 – Sistema de medição de temperaturas por termopares



Fonte: Elaborado pelo autor

A validação dos resultados da análise numérica do comportamento mecânico foi feita a partir da medição do deslocamento vertical na base do componente após o processo de fabricação. Desta forma, as medições foram realizadas após o resfriamento do componente e soltura dos 4 grampos de fixação. As medições foram realizadas medindo a distância de diferentes pontos da linha medição da base do componente em relação a uma superfície plana por meio de um paquímetro, como representado na Figura 37.

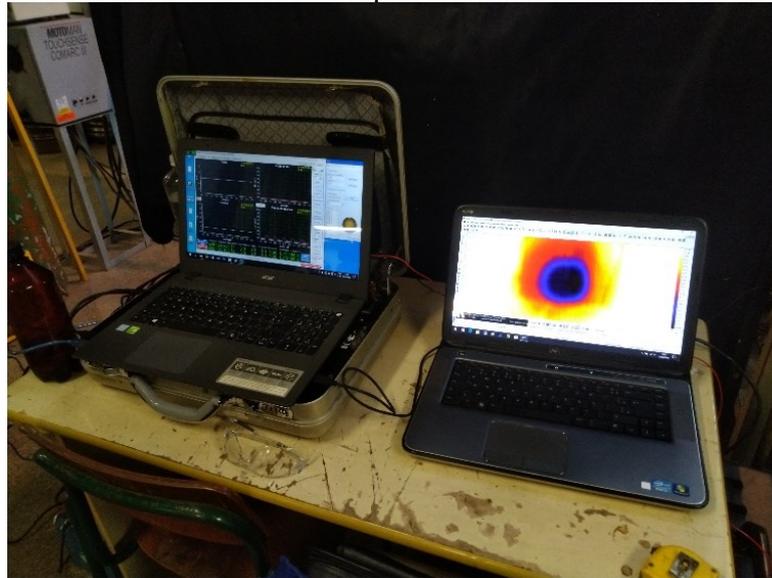
Figura 37 – Indicação das linhas de medição da distorção vertical da base do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

A corrente e tensão elétricas, e a vazão de gás também foram adquiridas ao longo do processo a partir do sistema de aquisição portátil (SAP) V4 da IMC com frequência de aquisição de 5 kHz. Os equipamentos de SAP e de SAT são exibidos na Figura 38.

Figura 38 – Equipamentos de Sistema de Aquisição Portátil e Sistema de Aquisição de Temperatura



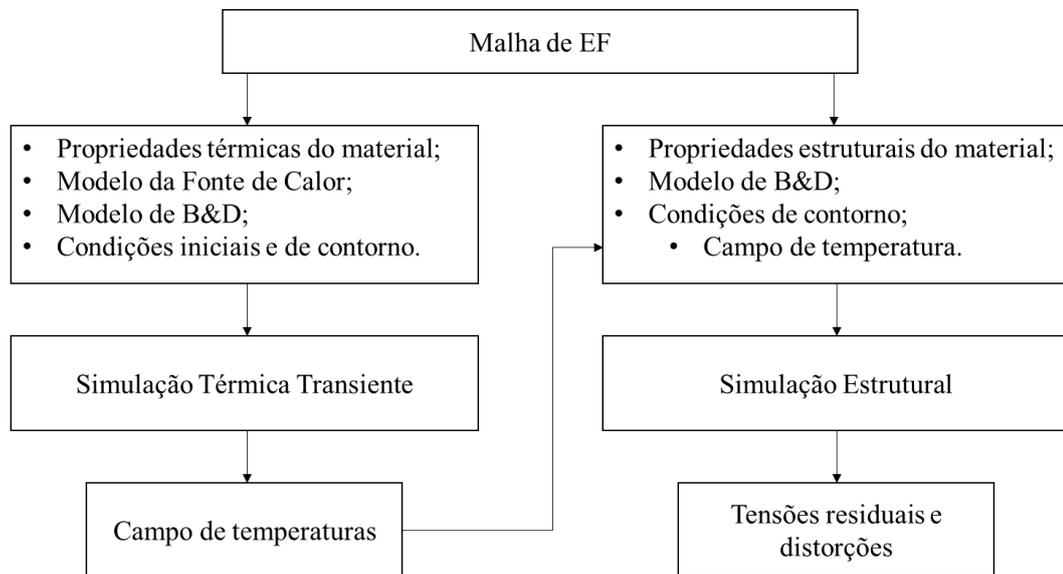
Fonte: Elaborado pelo autor

4.1.3 Metodologia da modelagem por MEF do componente Parede Fina Reta

A modelagem da simulação numérica completa do processo de fabricação por WAAM do componente Parede Fina Reta foi realizada a partir da análise termomecânica, ou seja, análise térmica transiente seguida de uma análise mecânica estática pelo MEF.

Como visto na Seção 2.3, o método de elementos finitos é o método preferencial para a investigação de distorções e tensões residuais, sendo em razão disso, o método adotado neste trabalho. O problema termomecânico foi tratado como o acoplamento em série de uma análise térmica transiente, que exportará o campo de temperatura para a análise mecânica estática, sendo assim desconsiderada a influência do calor gerado durante as distorções do material na análise térmica. Na área de elementos finitos é comum utilizar a nomenclatura análise estrutural para referir-se a análise mecânica pelo MEF. Desta forma, nas seções de modelagem da análise termomecânica e nas seções de resultado será adotada a nomenclatura análise estrutural. Neste trabalho não foi realizada uma análise numérica da microestrutura do componente, porém os efeitos da mudança de fase e propriedades das microestruturas foram vinculados nas análises térmica e mecânica por meio da evolução das propriedades em função da temperatura dos materiais. Esta análise não englobou também efeitos multifásicos e de fluxo de material os quais ocorrem na poça de fusão em altas temperaturas. Esta análise ficou limitada a alterar os parâmetros térmicos e mecânicos do material. O fluxograma da análise termomecânica está apresentado na Figura 39.

Figura 39 – Fluxograma da análise termomecânica



A simulação numérica foi conduzida no software de elementos finitos ANSYS, dentro dos módulos: a) térmico transiente, e b) estrutural estático, no qual foi desenvolvido pelo autor um comando numérico para incorporar a fonte de calor, assim como introduzir o método de B&D de elementos.

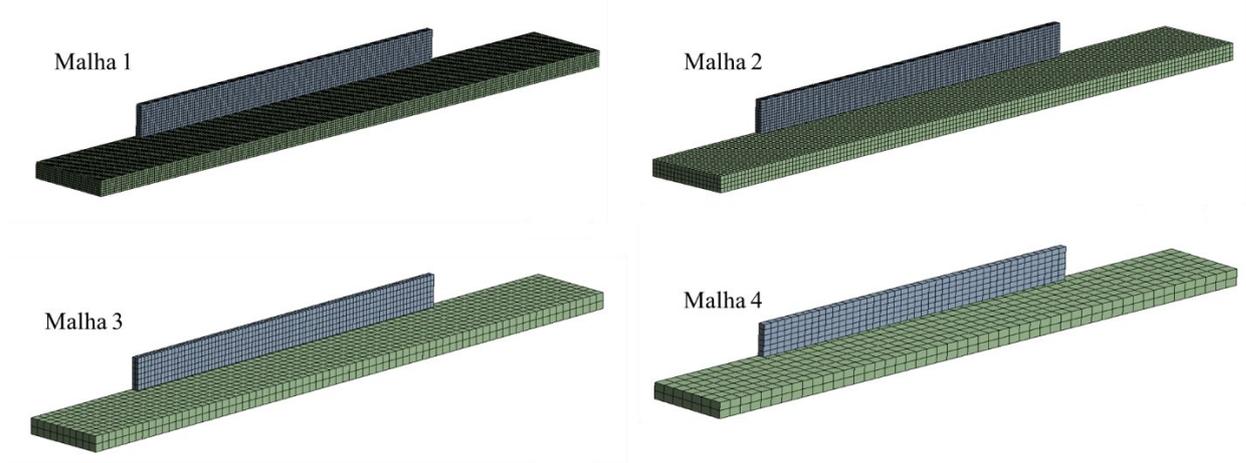
4.1.3.1 Malha de Elementos Finitos do componente Parede Fina Reta

Diante do fato de que uma malha mais refinada, ou seja, com mais elementos e nós, tender a gerar resultados mais precisos em detrimento do tempo computacional, foi necessário realizar uma análise inicial de sensibilidade de malha a fim de se obter uma malha que apresente resultados acurados, com a menor quantidade de elementos necessária, associados a um tempo computacional satisfatório.

A análise de sensibilidade de malha foi conduzida por meio de uma análise térmica reduzida do componente Parede Fina Reta com diferentes refinamentos da malha, sendo a malha refinada gradativamente até os não resultados apresentarem diferença de valores expressiva. Para a análise de sensibilidade foi utilizada a mesma geometria do componente de parede fina, porém, nesta análise somente foi efetivada a simulação da deposição da primeira camada de material seguido de refrigeração durante 100 segundos. Os elementos utilizados nessa análise foram hexaédricos (em forma de bloco), de segunda ordem (quadráticos) segundo as considerações feitas na Seção 2.3.2. Também foi considerado um fator de redução de 2 vezes entre os elementos da parede e os elementos da base, sobre a qual haverá a passagem da fonte

de calor e do nascimento e morte de elementos. A modelagem da fonte de calor e do nascimento e morte de elementos foram os mesmos da análise térmica completa do componente e será tratado na Seção 4.1.3.2. A modelagem das características do material e das condições de contorno também serão tratadas na Seção 4.1.3.2. As três malhas utilizadas para a análise de sensibilidade da malha estão apresentadas na Figura 40.

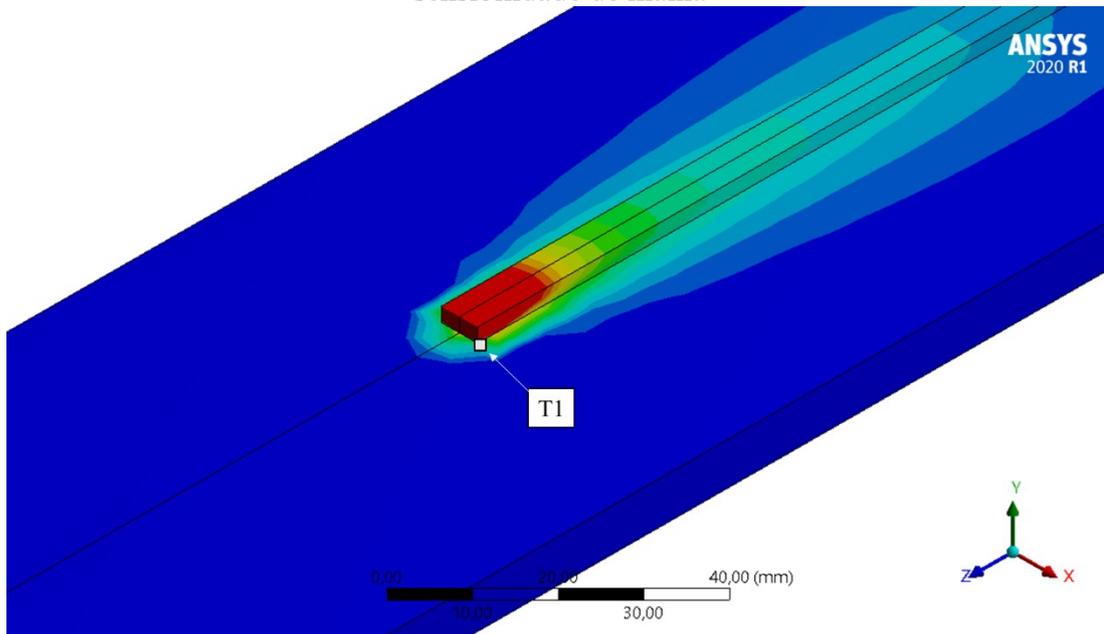
Figura 40 – Malhas utilizadas na análise de sensibilidade de malha



Fonte: Elaborado pelo autor

Para esta análise de sensibilidade foram selecionadas 4 malhas para comparação. A malha 1, de maior refino, contém 86100 elementos, sendo gerada com elementos de largura médio de 1 mm na base. A malha 2 contém 17700 elementos, sendo gerada com elementos de largura médio de 2 mm na base. A malha 3 contém 2576 elementos, sendo gerada com elementos de largura médio de 3,8 mm na base. E por fim, a malha 4, de menor refino, contém 964 elementos, sendo gerada com elementos de largura médio de 5,4 mm na base. Para comparar a acuracidade dos resultados entre as malhas, foi considerado que a malha de maior quantidade de elementos possui o resultado de temperatura mais preciso, desta forma, a malha 1 foi utilizada como modelo de referência. Foi comparada a temperatura no ponto T1 ao longo da deposição e resfriamento da primeira camada. O ponto T1 estava localizado na superfície da base do componente, na metade do comprimento e em contato com a parede. A posição do ponto pode ser verificada na Figura 41. Também foi considerado o tempo computacional total de simulação na análise térmica. O objetivo foi selecionar a malha que apresentasse um resultado acurado de temperaturas, em relação ao modelo de referência, com um tempo de simulação praticável.

Figura 41 – Localização do ponto T1 para comparação de temperatura na análise de sensibilidade de malha



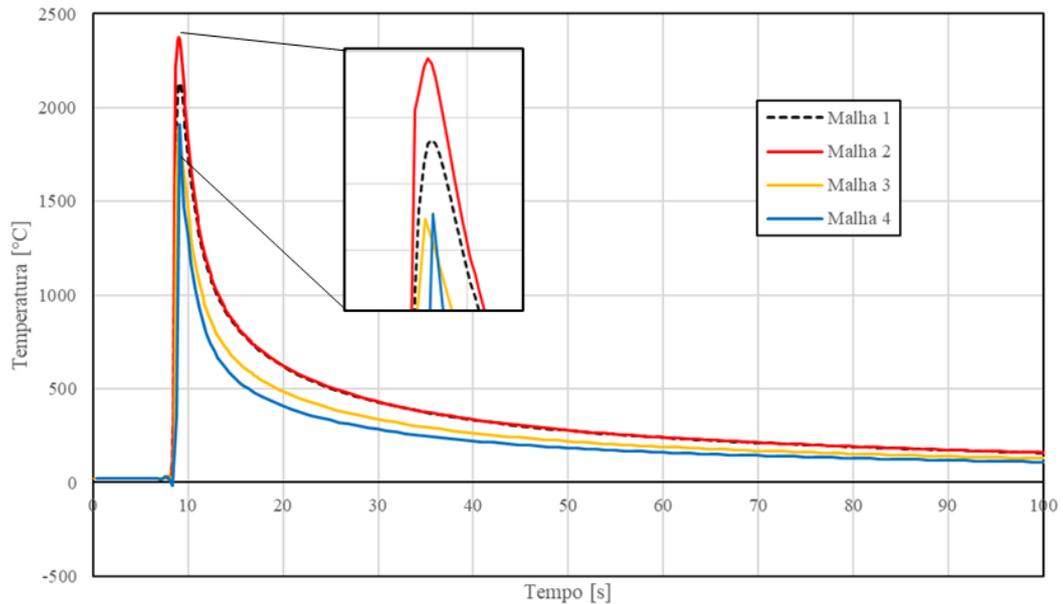
Fonte: Elaborado pelo autor

A diferença de exatidão de resultados entre os modelos foi realizada por meio da análise da temperatura ao longo do tempo no ponto P1, dado no gráfico da Figura 42. Como esperado, a malha com a menor quantidade de elementos apresentou a curva temperaturas de maior diferença relação a curva da malha de maior quantidade de elementos. A malha 4, a menos refinada, apresentou uma diferença de temperatura máxima de 222 °C durante a passagem da fonte de calor, sendo uma temperatura relativamente pequena em relação as temperaturas observadas na poça de fusão, com valores próximos de 2200 °C. A Tabela 6 apresenta a comparação de performance e acurácia dos resultados entre as diferentes malhas. Os ganhos de performance da malha 3 e 4 no custo computacional são notáveis quando comparados com as malhas 1 e 2. De modo geral, foi possível observar que para um aumento da acurácia, o modelo necessita de um aumento considerável de esforço computacional.

Durante o teste de sensibilidade foi realizada somente a simulação da deposição da primeira camada de material, com os elementos das outras camadas desativados. Conseqüentemente, é necessário um tempo de simulação consideravelmente maior para a simulação numérica da análise termomecânica do processo de fabricação completo do componente Parede Fina Reta. A partir das observações citadas anteriormente, a malha 3 foi selecionada para a realização da análise termomecânica pois o tempo de simulação, tanto térmica quanto mecânica, da fabricação de todas as camadas da parede fina reta deverá ser

inferior a 12 horas. Este critério foi selecionado visando reduzir o investimento de tempo em uma análise inicial a qual foi necessária ser configurada, estudada e otimizada.

Figura 42 – Histórico de temperaturas em P1 para as diferentes malhas



Fonte: Elaborado pelo autor

Tabela 6 – Resultado do teste de performance das diferentes malhas

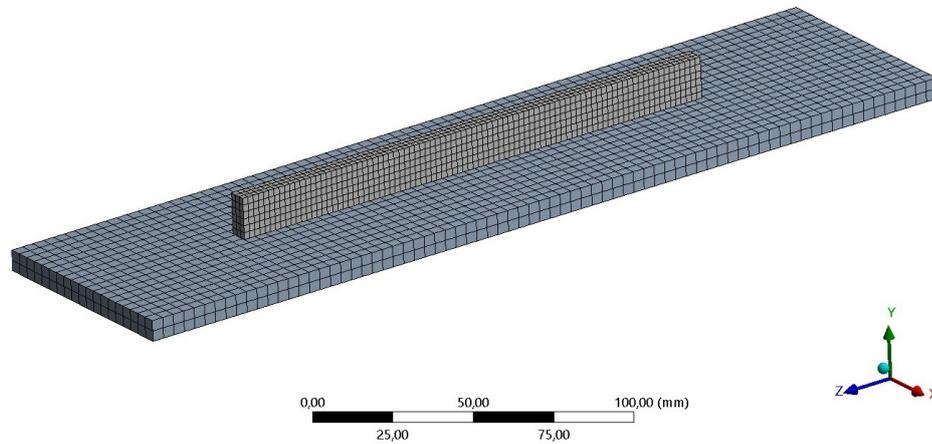
Malha	Nº Elementos	Diferença acumulada [%]	Diferença temperatura máxima [°C]	Tempo de simulação [min]
1	86100	0	0	1258,7
2	17700	4,55	242	97,5
3	2576	37,87	238	7,2
4	964	59,80	222	3,5

Fonte: Elaborado pelo autor

A malha selecionada foi a mesma utilizada, tanto na análise térmica, como na análise estrutural. O componente é composto por uma parede fina reta sobreposta a uma base retangular. A geometria da base retangular e da parede fina foram as mesmas utilizadas no teste experimental. Assim, a geometria da base retangular possui dimensões de 300 mm de comprimento, 75 mm de largura e 7 mm de espessura. A geometria da parede fina possui dimensões de 175 mm de comprimento, 6 mm de largura e 14 mm de altura. A malha da parede fina necessita ser dividida em 6 camadas para simular o processo de deposição do material de adição em cada passe de solda. Na Figura 43 é apresentada a geometria e a malha utilizado na análise termomecânica por elementos finitos. O componente possui simetria em relação a linha central do cordão de solda, desta forma, foi utilizado um plano de simetria com o objetivo de

reduzir a malha pela metade, e conseqüentemente, diminuir consideravelmente o tempo computacional da simulação numérica.

Figura 43 – Geometria e divisão de malha do modelo do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

Importante ressaltar que a parede fina fabricada experimentalmente não possui a geometria de um paralelepípedo reto ideal do modelo numérico, sendo sujeita a variações na largura da parede ao longo da altura, variações da altura ao longo do comprimento, assim como um arredondado na sua última camada. Porém, para fins de simulação numérica do processo de fabricação foi considerado que as variações de geometria da parede fina experimental não apresentam diferenças consideráveis em relação ao modelo numérico que possam influenciar os resultados de tensões e deformações mecânicas no componente. Além disso, a simulação numérica da fabricação da parede fina como um paralelepípedo reto ideal possibilita a utilização de elementos hexaédricos que são preferíveis neste tipo de simulação.

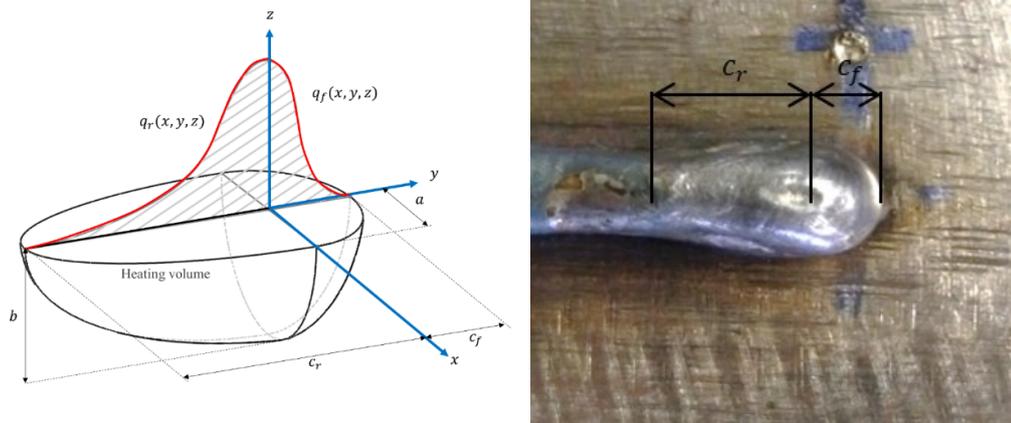
4.1.3.2 Análise Térmica Transiente do componente Parede Fina Reta

A análise transiente térmica foi realizada por meio da solução do balanço de energia no componente a fim de se obter o campo de temperatura em cada intervalo ou passo de tempo. O carregamento do problema térmico ocorreu por meio de geração de calor volumétrico que é decorrente da passagem da fonte de calor da soldagem no componente. A solução do problema transiente térmico apresenta não linearidade, uma vez que as propriedades do material também variam com o campo de temperatura. Assim, nesta seção será abordada a modelagem da fonte de calor, da deposição de material de adição por B&D de elementos, das propriedades térmicas do material e das condições iniciais e de contorno da análise transiente térmica.

A análise transiente térmica é a etapa de análise numérica que apresenta um grande custo computacional (HUANG et al., 2020). Isto ocorre devido aos fatores de: não linearidade da análise, que apresenta propriedades dependentes da temperatura e ser uma análise transiente da qual a convergência dos resultados depende de incrementos temporais devidamente pequenos.

A modelagem da fonte de calor volumétrica na análise térmica foi realizada fazendo uso do modelo de elipsoide duplo, ou modelo de Goldak. O modelo é já consolidado na análise numérica e é adequado para a obtenção de gradientes de temperatura da região próxima da fonte de calor de forma acurada (J. GOLDAK e AKHLAGHI, 2005). O equacionamento do calor, na forma de potência, foi descrito na equação 2.3 da Seção 3.2. A modelagem do volume de aquecimento da fonte de calor do elipsoide duplo depende dos parâmetros geométricos a , b e c , sendo estes os raios do elipsoide da qual ocorre o aquecimento. A definição dos parâmetros geométricos pode ser estimada por meio da medição da geometria da parede fina obtida pelo teste experimental (J. DING, 2012). Desta forma, é possível estimar os parâmetros geométricos da fonte de calor com base na geometria das camadas depositadas. O parâmetro a é associado com a largura do elipsoide, e foi obtida por meio da medida de metade da largura da parede fina. O parâmetro b é associado com a altura do elipsoide, e foi obtido por meio da medida da metade da espessura média das camadas da parede fina. Os parâmetros c_f e c_r são associados aos comprimentos frontais e traseiros do elipsoide, e foram obtidos por meio da medida da marca de onda da superfície superior da parede. A marca de onda foi originada pela solidificação da poça de fusão ao final do processo de deposição da última camada de material de adição. A divisão do comprimento frontal e traseiro foi demarcada pela concavidade localizada no centro da marca de onda. Desta forma, para a análise numérica da manufatura aditiva foi definido que os valores de altura e largura do modelo da fonte de calor seriam coincidentes com os valores atribuídos a geometria da parede. Na Figura 44 são apresentadas as geometrias nas quais os parâmetros foram extraídos. É importante destacar que nem sempre é possível observar a depressão no topo da poça solidificada, sendo necessária a realização de mais de um teste.

Figura 44 – Parâmetros geométricos do modelo da fonte de calor de elipsoide duplo



Fonte: Elaborado pelo autor

O parâmetro de potência do modelo foi obtido por meio da potência elétrica média do processo de soldagem do teste experimental. Para a obtenção desta potência foi utilizada a equação 2.5, sendo a tensão elétrica e corrente elétrica medidas pelo SAP no período da deposição da primeira camada. A eficiência do processo de soldagem WAAM por CMT foi estimada em 86% (AREVALO e VILARINHO, 2012). Assim, a potência obtida foi de aproximadamente 2245 W. Para o modelo, também é necessário definir a razão de energia entre o volume frontal e traseiro do modelo. J. Ding, (2012) sugere utilizar a razão de 0,5 para o volume frontal e 1,5 para o volume traseiro como estimativa inicial. Os parâmetros utilizados para a definição da fonte de calor estão reunidos na Tabela 7.

Tabela 7 – Parâmetros da fonte de calor Parede Fina Reta

Potência	2245 W
Largura, a	3,0 mm
Altura, b	2,5 mm
Comprimento frontal, c_f	2,0 mm
Comprimento traseiro, c_r	6,0 mm
Razão energia frontal, f_f	0,5
Razão energia traseiro, f_r	1,5

Fonte: Elaborado pelo autor

A movimentação da fonte de calor foi realizada por meio da alteração da posição do centro da fonte de calor em função da velocidade de soldagem e do intervalo de tempo. A escolha do intervalo de tempo apropriado foi feita em relação ao comprimento dos elementos na direção de soldagem. Desta forma foi calculado o intervalo de tempo para que a fonte de calor percorra todo o comprimento do elemento. A equação 4.1 apresenta o cálculo utilizado para encontrar o intervalo de tempo:

$$d_t = \frac{e_l}{v} \quad (4.1)$$

Sendo d_t o intervalo de tempo, e_l o comprimento do elemento da parede fina na direção de soldagem e v a velocidade de soldagem. O intervalo de tempo encontrado foi de 0,11932 s. Importante ressaltar que este intervalo de tempo está relacionado à movimentação da fonte de calor, porém a solução numérica do problema transiente se utilizara de intervalos de tempo intermediários, ou *substeps*, inferiores para a convergência da solução do problema térmico.

A deposição dos elementos do material de adição da parede fina reta foi realizada por meio do método de B&D de elementos, utilizando a modelagem de elementos *quiets* descritas na Seção 2.3.4. No primeiro passo de tempo, ou *time step*, da análise transiente térmica, é realizada a desativação de todos os elementos contidos na parede fina. A ativação dos elementos foi realizada por meio do critério de posicionamento dos elementos em relação a movimentação da fonte de calor ao longo do tempo.

A estrutura do carregamento térmico e nascimento de elementos de cada camada se deu da seguinte forma: 1) A cada passo de tempo foi calculada a posição do centro da fonte de calor. 2) Foram ativados os elementos inativos atrás da fonte de calor que pertencem a essa camada. 3) Foram selecionados todos os elementos dentro da geometria da fonte de calor e assim, aplicado o calor da fonte como um carregamento térmico por meio de uma geração de potência volumétrica. 4) O balanço térmico foi resolvido, obtendo desta forma a temperatura dos nós dos elementos neste passo de tempo. 5) Esse carregamento térmico durou o intervalo de um passo de tempo, sendo necessário resolver o balanço térmico para passos intermediários de tempo dentro desse intervalo. 6) O passo de tempo foi atualizado, e assim, calculado a nova posição da fonte de calor. O processo de 1 a 6 foi repetido até a finalização da deposição do material de adição de todas as camadas. Em seguida, ocorreu o resfriamento do componente, no qual não houve carregamento térmico relacionado a fonte de calor, nem nascimento de elementos. O balanço térmico também foi resolvido durante o resfriamento, mas os passos de tempo foram aumentados para 1 segundo com o objetivo de reduzir o custo computacional. Este processo foi repetido até a deposição e resfriamento da última camada. A estrutura de carregamento térmico e nascimento de elementos foi feita na forma de um comando programado pelo autor, na linguagem *Ansys Parametric Design Language* (APDL) e pode ser encontrada no apêndice ROTINA NUMÉRICA DO NASCIMENTO E MORTE DE ELEMENTOS (B&D).

O material para a análise térmica foi considerado como seus parâmetros dependentes da temperatura (LINDGREN, 2001). Os valores das propriedades térmicas do aço em função da temperatura, sendo eles a capacidade térmica e condutividade térmica foram extraídos de *British Iron and Steel Research Association*, (1945). Foi considerado que tanto o material de adição como o material do substrato possuem as mesmas propriedades térmicas, pois pequenas variações na composição de aços doces não apresentam influência significativa nessas propriedades (MAHIN et al., 1991). Como citado anteriormente, não houve distinção de microestrutura e de fases do material nesta análise numérica, todavia, uma quantidade considerável de energia é absorvida pelo material como calor latente para a mudança de fase (LINDGREN, 2001). Desta forma, o calor latente foi considerado neste modelo pelo incremento da capacidade térmica do material de 2700 J/kg.K no intervalo de temperatura de mudança de fase do aço, de 1400 a 1500 °C (HU e KOVACEVIC, 2003). O material na fase líquida também apresenta transferência de calores convectivas devido a movimentação do fluido na poça de fusão, desta forma a condutividade do material foi aumentada artificialmente até 120 W/m°C para temperaturas superiores a 1500 °C visando reproduzir esta transferência térmica (COLEGROVE et al., 2009). Como os efeitos da dilatação térmica serão considerados na análise estrutural, não há a necessidade de contabilizar os efeitos da mudança de densidade com a temperatura (LINDGREN, 2001), desta forma, seu valor foi adotado como constante para a análise térmica. As propriedades térmicas do material em função da temperatura estão apresentadas na Tabela 8.

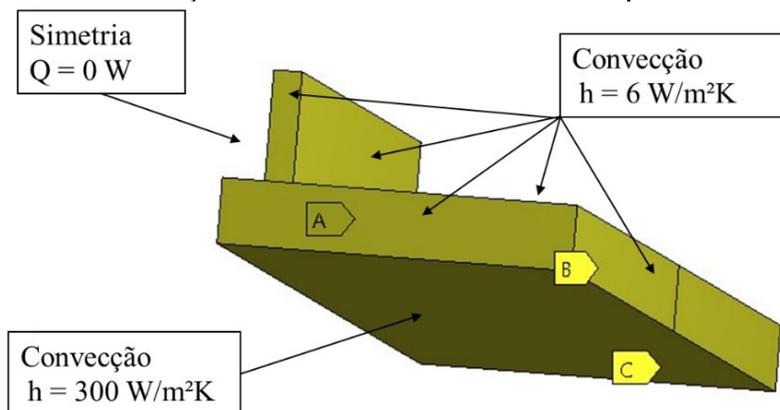
Tabela 8 – Propriedades térmicas do material Parede Fina Reta

T [°C]	k [W/m°C]	c [J/kg°C]
20	52	480
100	51	507
200	48	532
300	44	574
400	43	624
500	39	703
600	35	788
700	32	870
723	28	798
850	26	679
900	26	658
1250	30	666
1450	30	666
1500	120	670

Fonte: Elaborado pelo autor

Para as condições iniciais dentro da análise térmica, foi considerado que todos os componentes iniciam a 21 °C. Para as condições de contorno na análise térmica, foi considerado troca de calor por convecção em todas as superfícies livres. Foram estabelecidos dois coeficientes de convecção constantes: um para a superfície inferior da base do componente, no qual está em contato com a mesa refrigerada de operação; e outro para todas as outras superfícies livres que farão troca de calor por convecção natural. O valor do coeficiente de convecção para a superfície em contato com a mesa refrigerada foi estimado em 300 W/m²K. O valor do coeficiente de convecção para as outras superfícies livres, foi estimado em 6 W/m²K. Os valores foram estimados com base em testes experimentais anteriores. No plano de simetria do componente, foi considerado que não há condução de calor na direção normal ao plano. As condições de contorno na análise térmica podem ser visualizadas na Figura 45.

Figura 45 – Condições de contorno térmicas do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

4.1.3.3 Análise Estrutural Estática do componente Parede Fina Reta

A análise estrutural estática foi realizada por meio da solução do balanço do momento linear do componente a fim de se obter o campo de deslocamento, e conseqüentemente as deformações e tensões mecânicas para cada passo. Na análise estrutural estática foi desconsiderado os efeitos viscosos da deformação no componente. O carregamento do problema estrutural ocorreu por meio das dilatações térmicas localizadas, que devido a restrição de deslocamento imposta pelos elementos adjacentes a menores temperaturas, gerou deformações plásticas no componente. A solução do problema estrutural estático também apresenta não linearidades, devido ao encruamento do material e aos tipos de contatos utilizados na construção do modelo. Assim, nesta seção será abordado a modelagem do acoplamento das

análises, o comportamento do material e de suas propriedades mecânicas e as condições de contorno da análise estrutural.

A análise estrutural estática utilizou a mesma malha de elementos hexaédricos da análise transiente térmica. A deposição de material de adição dentro do processo de manufatura aditiva também foi realizada por meio do B&D de elementos. Foi desenvolvido um comando em APDL para o nascimento e morte de elementos semelhante ao apresentado na Seção 4.1.3.2, utilizando o passo da análise estrutural estática como referência. Desta forma, os passos de tempo da análise transiente térmica foram associados aos passos da análise estrutural, não sendo realizada a análise estrutural nos passos de tempo intermediários usados na análise térmica. Em cada passo da análise estrutural foi exportada a temperatura nodal, de toda a malha, do passo de tempo da análise térmica associado. Ao final da análise estrutural foi adicionado um passo suplementar no qual ocorre a soltura dos grampos que fixam o componente na plataforma. Neste passo de tempo suplementar foi considerada que a temperatura no componente é a mesma do passo anterior, visto que o componente já terá sofrido o processo de resfriamento e sua temperatura não apresenta diferença significativa.

Os aços estruturais que compõem a base e o arame de soldagem foram considerados com comportamento bilinear. O encruamento no material foi modelado como isotrópico cinemático. A modelagem do encruamento tem papel importante do endurecimento do componente ao longo do ciclo térmico. No processo de soldagem também ocorre o recozimento do material em altas temperaturas, aliviando tensões residuais e eliminando o encruamento da região próxima da fonte de calor. Chin et al. (1996) apresentam que na manufatura de paredes a tensão residual não sofre grandes alterações pelo processo de recozimento das camadas depositadas sobre as camadas inferiores.

O material para a análise estrutural também foi considerado como seus parâmetros dependentes da temperatura. É observado por Zhu e Chao (2002) que o parâmetro do material que exerce maior influência nos resultados é o valor da tensão de escoamento em função da temperatura. Desta forma, foi necessário utilizar propriedades de tensão de escoamento acuradas na análise estrutural. As propriedades de tensão de escoamento em função da temperatura foram extraídas do trabalho de Michaleris e Debiccari (1997). Este trabalho diferencia as propriedades do aço estrutural utilizado no arame das propriedades do aço estrutural do material do substrato base. Esta diferenciação foi importante devido ao material do arame apresentar um comportamento menos rígido que o material da base, e conseqüentemente, gerar resultados mais precisos de distorção e tensões residuais. As outras propriedades mecânicas do material: coeficiente de dilatação térmica e módulo de elasticidade,

foram consideradas dependentes da temperatura, porém não foram diferenciadas entre material de adição e material do substrato. Em altas temperaturas, o aço apresenta baixas tensões de escoamento e baixo módulo de elasticidade, o que pode provocar dificuldades de convergência do modelo (LINDGREN, 2005). Foi adotado o método de uma temperatura de corte, ou *cut-off*. Neste método, a tensão de escoamento e o módulo de elasticidade se mantêm constantes para temperaturas acima da temperatura de corte. A temperatura de corte adotada foi de 700 °C. As propriedades mecânicas do material em função da temperatura estão apresentadas na Tabela 9.

Tabela 9 – Propriedades mecânicas dos materiais Parede Fina Reta

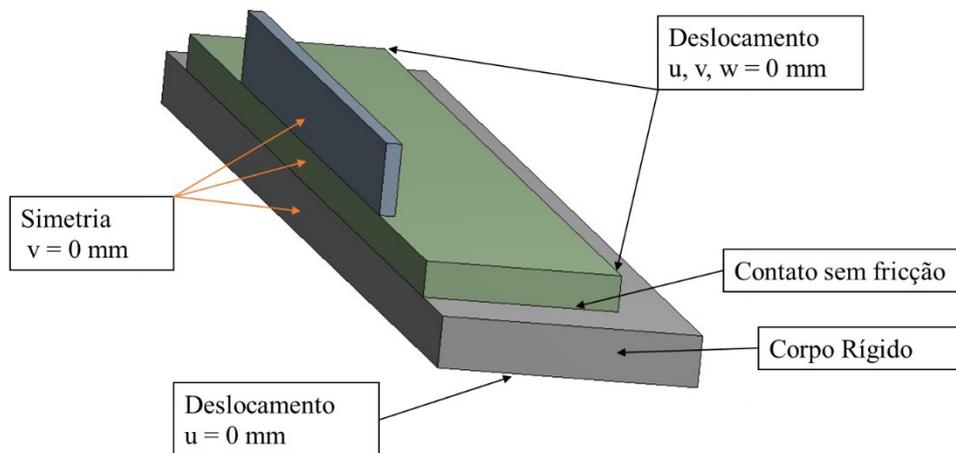
T [°C]	α [μ /°C]	E [GPa]	σ_e Wire [MPa]	σ_e Base [MPa]
20	12.0	206	450	350
100	12.3	206	450	350
200	12.7	201	420	305
300	13.1	200	390	290
400	13.6	165	320	230
500	14.0	100	260	180
600	14.4	60	170	125
700	14.8	40	50	60
723	14.9	40	50	60
850	15.4	40	50	60
900	15.6	40	50	60
1250	16.0	40	50	60
1450	16.0	40	50	60
1500	16.0	40	50	60

Fonte: Elaborado pelo autor

Para as condições de contorno na análise estrutural, foi considerada restrição de deslocamento, nas três direções, em 8 pontos da base. Cada par de pontos estava associado a restrição imposta por um dos 4 grampos usados na fixação do componente na plataforma. Na modelagem numérica foram utilizados apenas 4 pontos, em razão da condição de simetria do componente imposta. No último passo da análise estrutural numérica, as restrições de deslocamento dos 4 pontos foram eliminadas, visando reproduzir o efeito da soltura dos grampos, e conseqüentemente, identificar as distorções ocorridas no componente. Visando reproduzir a limitação de deslocamento imposta pela mesa refrigerada, foi adicionado um corpo de alta rigidez sob a base do componente na qual ocorrera a manufatura aditiva. Este corpo restringiu os deslocamentos verticais negativos da base e permitiu que a base efetuasse deslocamentos verticais positivos. Para este corpo, foi considerado um módulo de elasticidade

100 vezes superior ao módulo de elasticidade da base. As outras propriedades do material foram consideradas iguais ao material da base do componente. Durante a análise térmica, este corpo foi suprimido, contudo, na análise mecânica sua temperatura foi considerada a temperatura ambiente para a análise estrutural. No plano de simetria do componente, foi considerado que não há deslocamentos na direção normal ao plano. As condições de contorno da análise estrutural podem ser visualizadas na Figura 46.

Figura 46 – Condições de contorno estruturais do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

4.1.4 Resultados do componente Parede Fina Reta

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos por meio da simulação numérica da análise termomecânica e dos testes experimentais, com o objetivo de comparar e validar os modelos adotados. Inicialmente serão discutidos os resultados geométricos resultantes da fabricação do componente. Em seguida, serão abordados os resultados relacionados a análise térmica. Por fim, serão discutidos os resultados relacionados a análise estrutural.

4.1.4.1 Resultados geométricos do componente Parede Fina Reta

Na Figura 47 é possível visualizar o componente Parede Fina Reta fabricado por WAAM. A partir da inspeção visual, observou-se que o componente fabricado não apresentou defeitos de fabricação grosseiros que alterassem a geometria final da parede. A medição da geometria do componente foi realizada com auxílio de um paquímetro. Os valores medidos nos pontos indicados da Seção 4.1.2 estão indicados nas Figura 33 e Figura 34.

Figura 47 – Componente Parede Fina Reta finalizado



Fonte: Elaborado pelo autor

Foi observado que a parede apresentou uma largura homogênea ao longo da sua altura, sofrendo uma variação de menos de 1 mm entre a maior e a menor largura. Na manufatura aditiva de paredes soldadas, é comum as primeiras camadas depositadas apresentarem uma largura inferior as demais camadas (WU et al., 2019). A proximidade das primeiras camadas com a base do componente proporciona uma maior condução de calor e conseqüentemente o menor acúmulo de calor nessas camadas. O menor acúmulo de calor diminuí a molhabilidade do processo tornando as camadas mais altas e menos largas. A diferença entre a medição da linha mais próxima da base e da linha mais próxima do topo foi da ordem de 0,9 mm devido ao formato arredondado da última camada. A parede também apresentou uma altura homogênea ao longo do comprimento, não exibindo defeitos de acúmulo de calor no componente. A altura $h1$ apresentou menor altura por ser o ponto de final da deposição da última camada. Quando ocorre acúmulo de calor na deposição das camadas, as temperaturas do final do cordão são maiores que do início da deposição. As maiores temperaturas promovem uma maior molhabilidade no cordão, efeito que tende a gerar cordões de maior largura e menor altura. A somatória da diferença de espessura entre o início e o final do cordão de solda, nas sucessivas camadas, pode gerar diferenças de alturas expressivas ao final do processo de fabricação. A trajetória de deposição em zigzag reduziu o problema de diferença de altura no componente devido aos diferentes pontos de início do cordão em cada camada. Além disso, um tempo de refrigeração apropriado evita problemas de acúmulo de calor entre camadas.

Tabela 10 – Medições da geometria do componente Parede Fina Reta

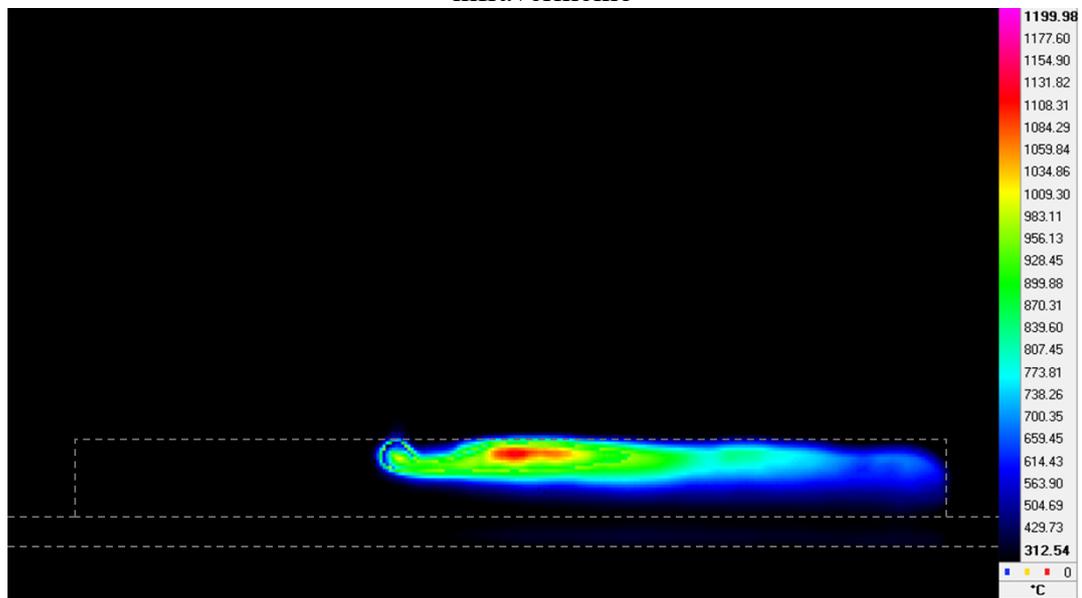
Largura	$w1$	$w2$	$w3$	$w4$	$w5$
[mm]	5,9	5,4	5,6	5,5	5
Altura	$h1$	$h2$	$h3$	$h4$	$h5$
[mm]	12,7	14,2	14,7	14	13,5

Fonte: Elaborado pelo autor

4.1.4.2 Resultados da análise térmica do componente Parede Fina Reta

De acordo com a metodologia proposta, a avaliação da análise térmica foi feita inicialmente por meio da comparação das imagens da filmagem por câmera infravermelho da lateral da parede durante o processo de deposição do material de adição com os resultados da análise numérica para o mesmo instante de tempo. As imagens produzidas pela câmera infravermelha foram analisadas e apresentadas pelo software Altair. Na Figura 48 é apresentada a captura da filmagem infravermelho da deposição da sexta camada da parede fina. O contorno da parede fina e da base foram desenhados na imagem para melhor visualização.

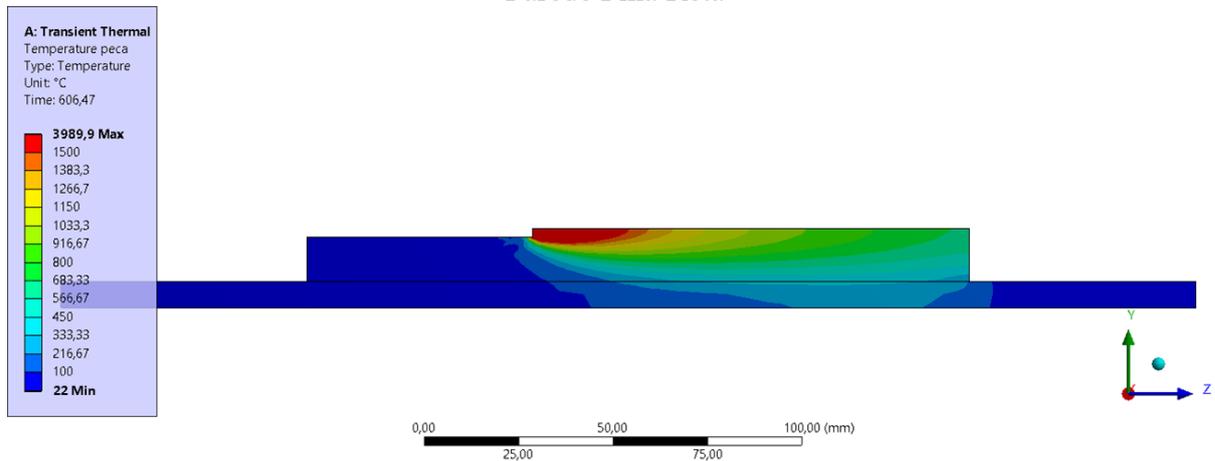
Figura 48 – Campo de temperaturas medido no componente Parede Fina Reta por filmagem infravermelho



Fonte: Elaborado pelo autor

Para a comparação com a análise numérica, na Figura 49 são apresentados os resultados de temperatura resultantes da análise térmica transiente da deposição da sexta camada da parede fina.

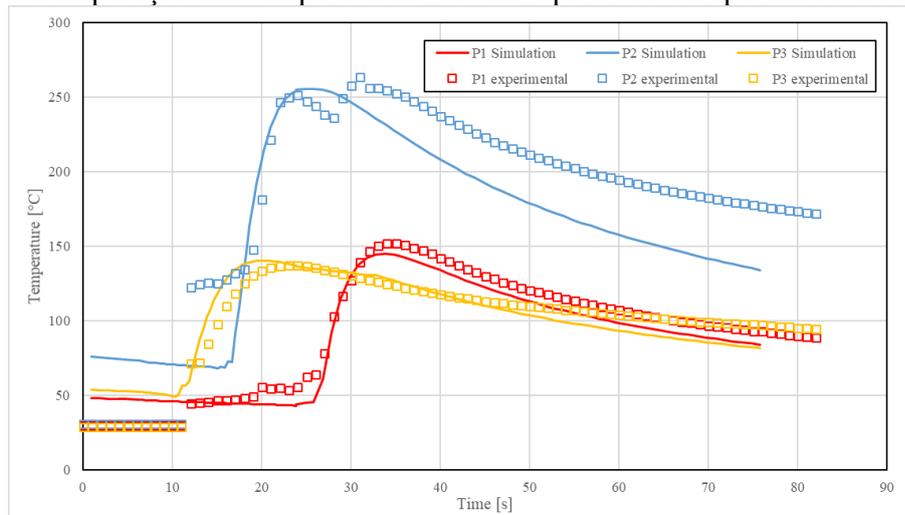
Figura 49 – Resultado do campo de temperaturas da simulação numérica do componente Parede Fina Reta



Foi possível verificar que a temperatura máxima atingida na análise numérica é consideravelmente superior a temperatura máxima medida na filmagem por infravermelho. No modelo numérico foi adotado um aumento artificial da condutividade térmica para reproduzir os efeitos da fase líquida na poça de fusão. Desta forma, uma provável explicação para diferença da temperatura máxima no componente é que o calor transportado pela movimentação do fluido do processo real de soldagem foi superior ao calor transportado pela condução do modelo adotado numericamente. A câmera térmica está limitada a aquisição de temperaturas até 1500°C, desta forma é possível que a temperatura máxima dentro da poça de fusão esteja acima dessa temperatura. A medição da temperatura na poça de fusão apresenta desafios relacionados a mudança de fase de sólido para líquido e alteração de sua emissividade. Portanto, para a região da poça de fusão, a câmera infravermelha realiza uma leitura de temperatura em desacordo com o restante da parede, devido a variação da emissividade e consequentemente da irradiação emitida. Comparando a análise numérica com o teste experimental, a distribuição de temperaturas ao longo da parede apresentou similaridade, indicando que o modelo numérico adotado pode ser utilizado para estimar o campo de temperatura durante o processo de fabricação por WAAM para regiões da parede fora da poça de fusão.

O segundo método proposto para a verificação da análise térmica foi a comparação da temperatura na base por meio de 3 termopares. Na Figura 50 é apresentada a comparação das temperaturas medidas pelos termopares e os pontos correspondentes na simulação numérica durante a deposição da segunda camada. Os termopares localizados em P3, P2 e P1 estavam próximos dos pontos de início, meio e fim da soldagem da camada, respectivamente.

Figura 50 – Comparação das temperaturas nos termopares do componente Parede Fina Reta



Fonte: Elaborado pelo autor

Como pode ser observado na Figura 50, as temperaturas previstas na simulação numérica estão de acordo com as temperaturas medidas experimentalmente nos pontos da base. Pode-se notar na comparação das curvas de temperatura que o gradiente de resfriamento da simulação numérica foi mais acentuado que o experimental. Esta diferença pode ser devido ao fato da modelagem numérica superestimar o calor trocado entre a base do componente e a mesa refrigerada. A análise numérica simulou a troca de calor entre corpos como uma superfície convectiva, com a temperatura de convecção constante e igual a temperatura ambiente. No experimento realizado, a mesa refrigerada pode sofrer aumento de temperatura devido ao calor conduzido pela base do componente. Também foi observado que a cada camada, a temperatura máxima alcançada na base reduzia em aproximadamente 15°C para ambas as análises. Isto ocorreu devido ao aumento da distância da deposição da camada em relação ao ponto de medição. A temperatura medida no ponto P2 foi maior que os outros dois pontos medidos, devido ao calor gerado pela fonte de calor no ponto que ocorre tanto pelo volume frontal da fonte, como pelo volume traseiro. Uma hipótese para as temperaturas observadas em P1 serem maiores que em P3 pode ser devido ao aquecimento geral do componente ao longo da deposição do material de adição. Este mesmo aquecimento geral também explica a diferença na taxa de resfriamento entre ambos os pontos. Os termopares apresentaram uma inconsistência na leitura de baixas temperaturas, que pode ser observada nos valores de temperatura ambiente antes da passagem da fonte de calor.

4.1.4.3 Resultados da análise estrutural do componente Parede Fina Reta

De acordo com a metodologia proposta, a avaliação da análise estrutural foi feita pela comparação das distorções medidas na base do componente com os resultados da distorção da análise numérica para o último passo da análise. Na Figura 51 é apresentado o resultado numérico do deslocamento vertical no componente após a soltura dos grampos. A linha de medição da qual foi realizada medição do deslocamento vertical para posterior comparação com os resultados experimentais está ilustrada na Figura 37. Na Figura 52 é apresentada a comparação entre as distorções obtidas na análise numérica e as distorções medidas experimentalmente.

Figura 51 – Resultado das distorções verticais da simulação numérica do componente Parede Fina Reta [mm]

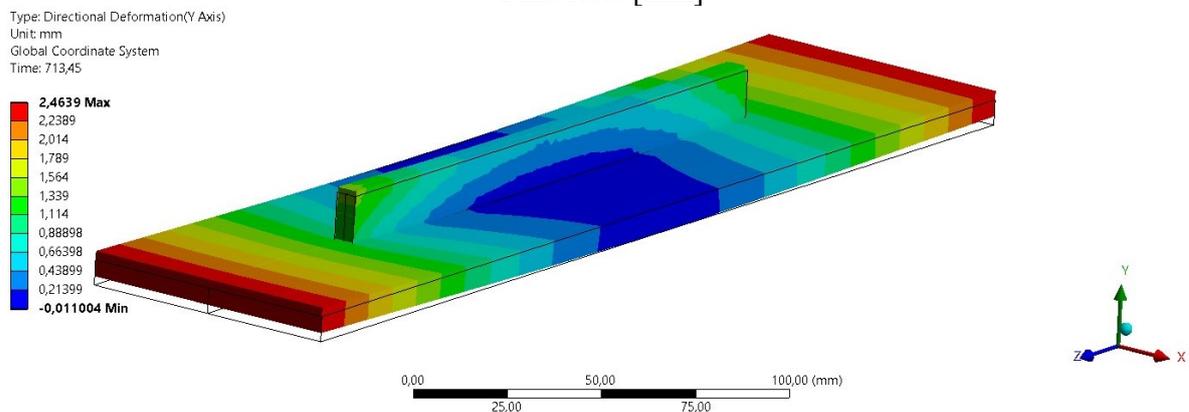
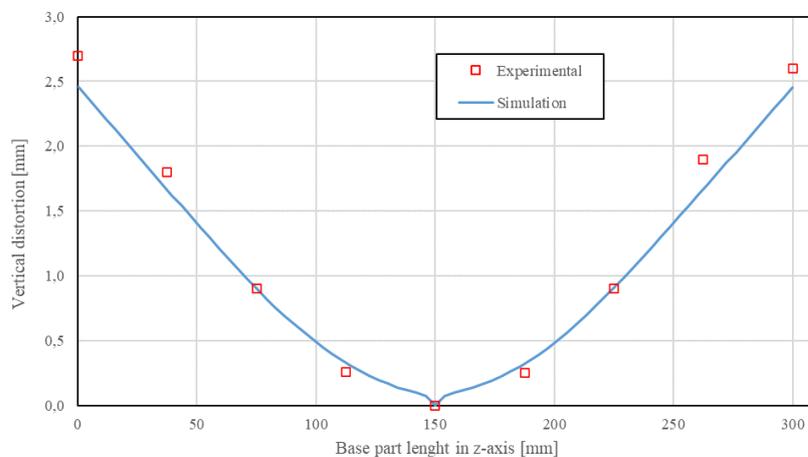


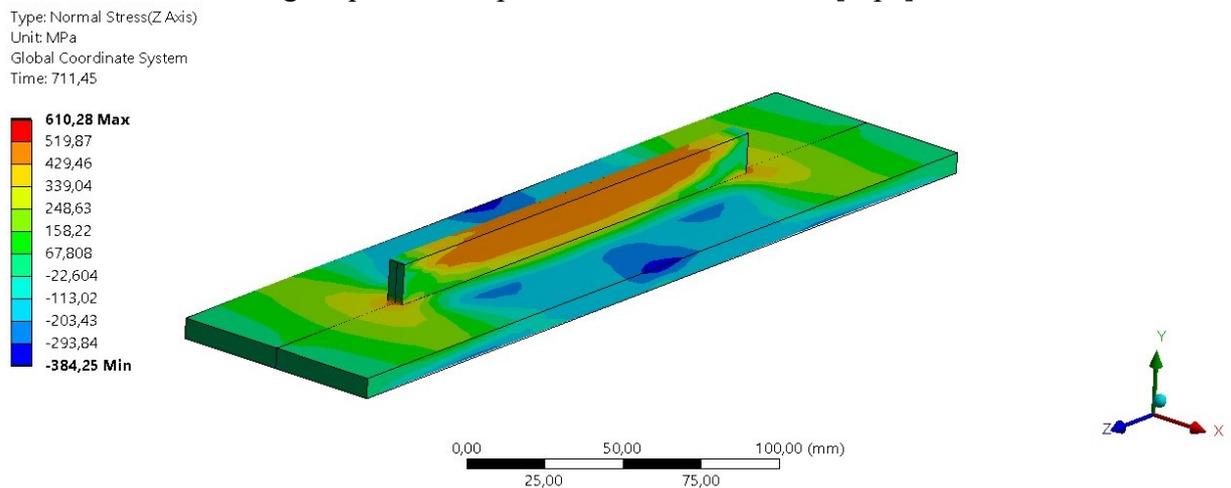
Figura 52 – Comparação das distorções verticais na lateral da base do componente Parede Fina Reta



Comparando ambas as tendências de distorções, foi possível observar uma concordância entre os resultados numérico e experimental. Pequenas diferenças na simetria da curva de distorção do componente podem ser explicadas pelo aumento de rigidez devido a deposição de material de adição durante o processo de fabricação. Desta forma, a rigidez ao final da deposição de cada camada foi superior a rigidez do início da deposição. A fabricação de paredes finas de maior comprimento é necessária para verificar o impacto deste efeito na base do componente fabricado por WAAM.

Com a análise numérica também foi possível obter o campo de tensões residuais no componente em diferentes direções. O estudo das tensões residuais no componente foi essencial para a compreensão dos resultados de distorções finais. As tensões longitudinais são as tensões na direção de soldagem (eixo z). As tensões verticais são as tensões na direção da altura da parede (eixo y). Por último, as tensões transversais são as tensões normais a direção da parede (eixo x). A análise inicial do componente foi feita por meio das tensões longitudinais devido a sua maior magnitude em relação àquelas das outras direções, como será verificado e apresentado posteriormente. Na Figura 53 são apresentadas as tensões longitudinais no componente antes da soldura dos grampos.

Figura 53 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pré-soldura dos grampos do componente Parede Fina Reta [Mpa]

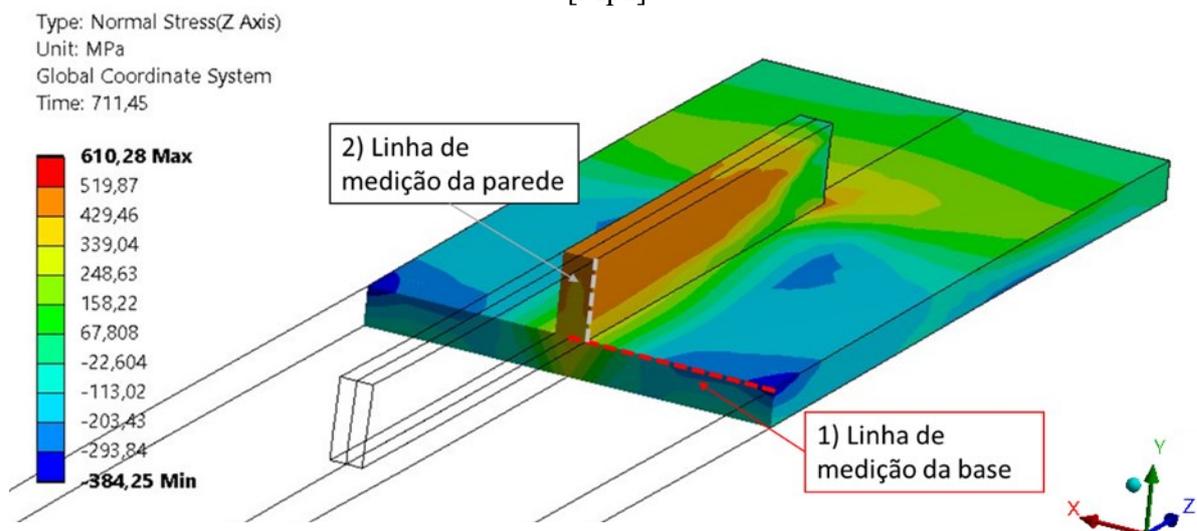


Foi possível observar a região da parede fina reta apresentou os maiores valores de tensões longitudinais trativas. A tensão longitudinal na parede foi trativa ao longo de toda sua altura, porém apresentou uma redução na sua magnitude em regiões próximas da base do componente, assim como na região do início e do final da parede fina. A redução da tensão longitudinal na região do início e do final da parede pode ser explicada pelas superfícies livres

nessas extremidades não gerarem restrições de movimento na direção longitudinal. A base do componente apresentou tanto tensões longitudinais trativas como compressivas. A região no centro da base apresentou tensões longitudinais trativas próximas da parede; e tensões longitudinais compressivas afastadas da parede. As tensões compressivas da região afastada da parede surgiram como forma de balancear as elevadas tensões trativas da região mais próxima da parede. As regiões nas extremidades da base apresentaram também tensões longitudinais compressivas. Estas tensões compressivas nas extremidades da base estão relacionadas à restrição de movimento na direção longitudinal imposta pelos grampos.

Para uma análise mais detalhada a respeito dos valores das tensões residuais, a tensão residual foi avaliada em três direções: longitudinal, transversal e vertical, ao longo de duas linhas de medição: 1) linha de medição da base, sendo a linha transversal sobre a superfície da base, e 2) linha de medição da parede, sendo a linha vertical na superfície da parede. Essas linhas de medição se encontram na metade do comprimento do componente ($z = 150$ mm). A comparação foi realizada em dois momentos distintos: pré-soltura dos grampos, e pós-soltura dos grampos. Na Figura 54 são ilustradas ambas as linhas de medição das tensões na seção transversal do componente pré-soltura dos grampos.

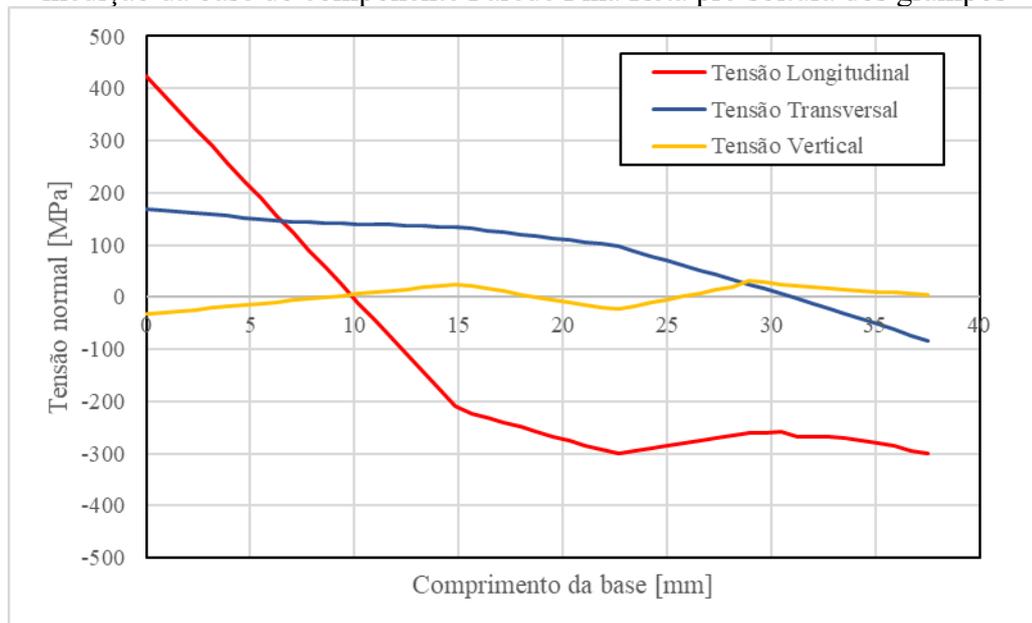
Figura 54 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pré-soltura dos grampos na seção transversal do componente Parede Fina Reta com as linhas de medições [Mpa]



Fonte: Elaborado pelo autor

Na Figura 55 são apresentadas as tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pré-soltura dos grampos.

Figura 55 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pré-soltura dos grampos

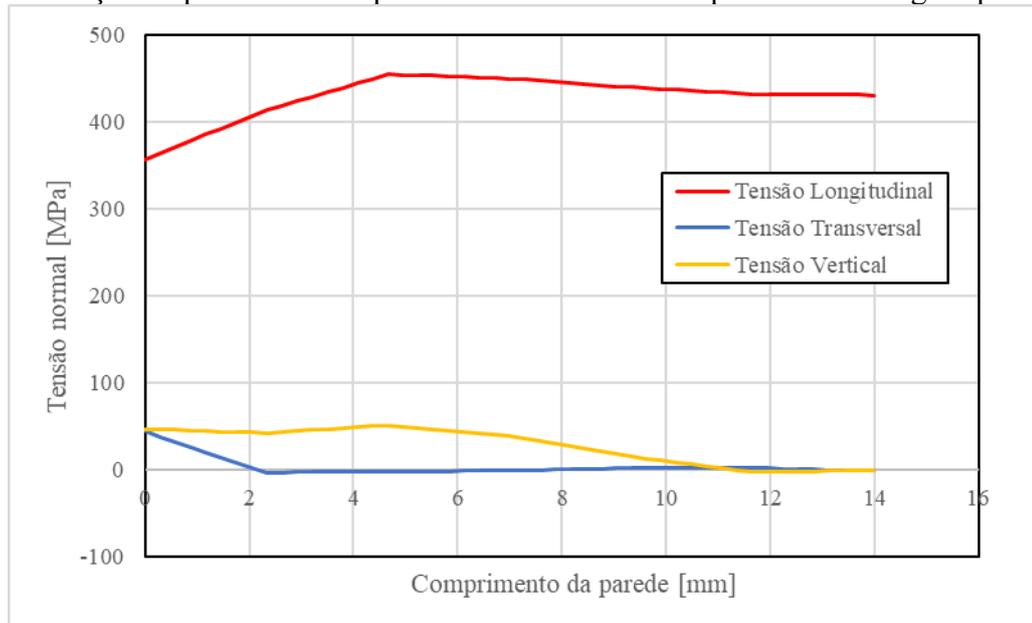


Fonte: Elaborado pelo autor

Comparando a magnitude da tensão residual nas três direções é notável que a direção de tensão longitudinal predominou na análise estrutural, atingindo valores de 400 MPa na região da base próxima da parede. Entre os defeitos mais frequentes oriundos do processo de soldagem, as trincas a frio podem ser causadas pelas tensões residuais trativas na direção longitudinal (MASUBUCHI, 1980). A tensão longitudinal reduziu rapidamente ao se afastar do centro da parede, chegando a valores compressivos a 10 mm de distância do centro da parede. Esses valores se estabilizaram em tensões compressivas próximas de -300 MPa. De forma semelhante, na região da base próxima da parede foi possível observar tensões trativas na direção transversal. As tensões transversais também sofreram uma redução ao longo da largura da base, mas com um declínio lento, atingindo a valores compressivos a 30 mm de distância do centro da parede. A tensão vertical sofreu pequenas flutuações ao longo da largura da base, porém não apresentou valores de magnitude consideráveis. Estes valores foram esperados devido a direção vertical ser normal a superfície livre da base.

Na Figura 56 são apresentadas as tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pré-soltura dos grampos.

Figura 56 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pré-soldura dos grampos

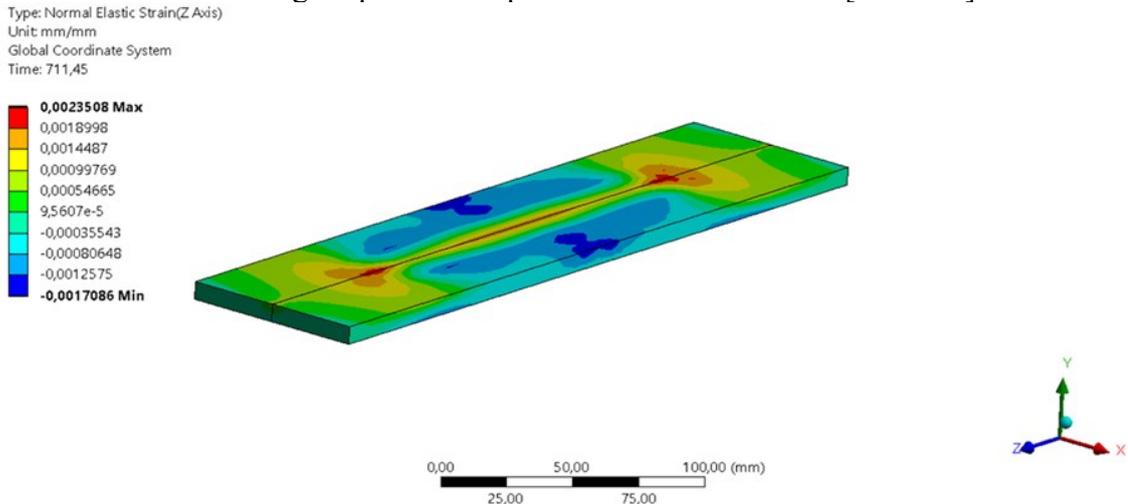


Fonte: Elaborado pelo autor

Na região da parede, a direção longitudinal foi a única direção que apresentou tensões residuais consideráveis. A tensão longitudinal foi trativa em toda a região da parede, apresentando uma distribuição relativamente uniforme ao longo de toda a altura, com valores próximos de 450 MPa. A tensão na direção vertical apresentou valores de tensão trativa, mesmo que em menor escala, em razão do efeito de flexão na parede. A tensão na direção transversal não apresentou valores de magnitude consideráveis devido a direção transversal ser normal a superfície livre da parede. A captura das tensões residuais na linha de medição da superfície da parede é interessante devido à região da superfície do componente ser mais acessível a aferição por equipamentos de medição de tensão residual.

Durante o processo de resfriamento de cada camada, as deformações plásticas se originaram pela transposição da tensão limite de escoamento no componente. Durante o processo de soldura dos grampos, ocorre a eliminação da restrição de deslocamento do componente e, conseqüentemente, a recuperação elástica parcial na base do componente. Esta recuperação elástica parcial está relacionada com a distorção que o componente sofrerá após a soldura dos grampos. Na Figura 57 foi ilustrada as deformações plásticas na base do componente na direção longitudinal.

Figura 57 – Resultado das deformações plásticas longitudinais da simulação numérica pré-soldura dos grampos do componente Parede Fina Reta [mm/mm]

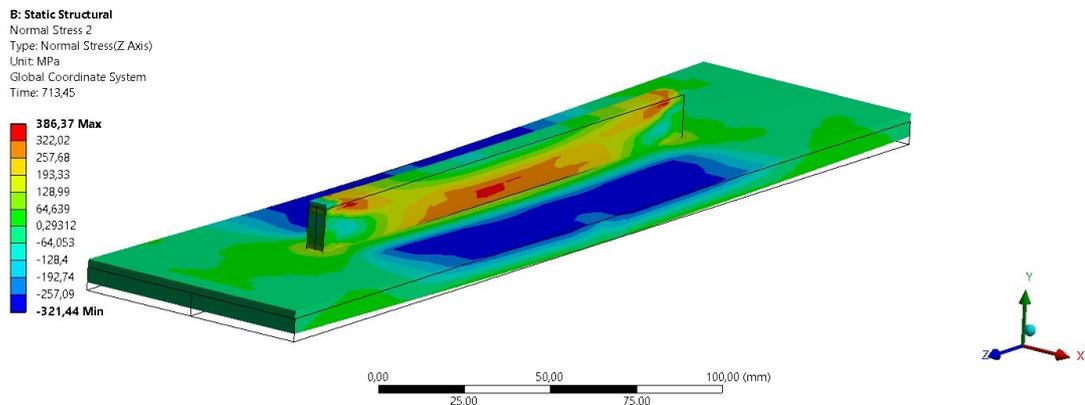


Fonte: Elaborado pelo autor

Por meio da visualização das deformações plásticas foi possível analisar que as deformações plásticas longitudinais trativas se concentram na linha central da base componente e foram as responsáveis pelo comportamento da distorção ilustrado anteriormente na Figura 51.

Após a soldura dos grampos, o componente sofreu significativas distorções verticais (deslocamentos no eixo y). E como consequência desse fenômeno, a distribuição de tensões ao longo do componente foi alterada. Nas Figura 58 são apresentadas as tensões longitudinais após a soldura dos grampos.

Figura 58 – Resultado das tensões longitudinais da simulação numérica pós-soldura dos grampos do componente Parede Fina Reta [Mpa]



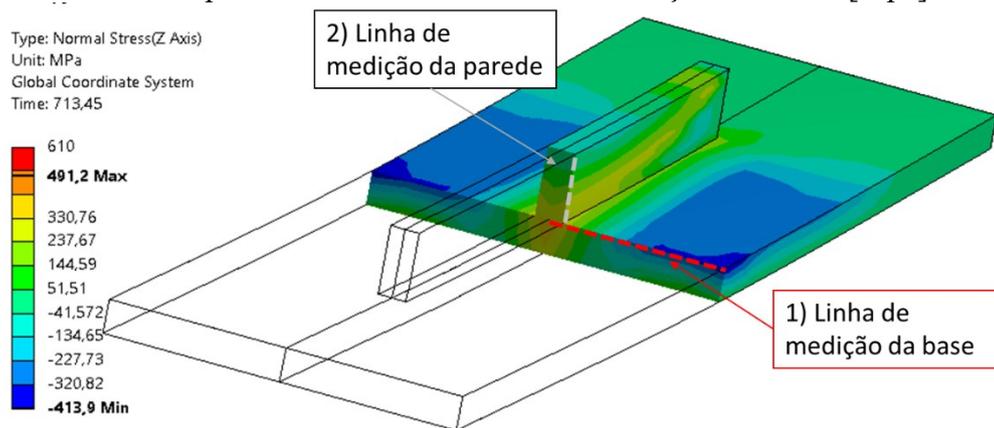
Fonte: Elaborado pelo autor

Foi possível observar uma redução considerável das tensões longitudinais trativas na parede e na região próxima da parede. Após a soldura dos grampos, o perfil da distribuição de tensões longitudinais na região da parede foi alterado. A região da parede próxima da base

sofreu a menor queda de tensão, atingindo o valor máximo de tensão longitudinal trativa. Já a região da parede próxima do topo apresentou a maior queda de tensão após a soldura dos grampos, atingindo tensões longitudinais compressivas. Na região da base do componente, houve uma redução considerável das tensões longitudinais. Tensões longitudinais compressivas ocuparam a maior parte da região da base paralela a parede fina. Porém, a região da base próxima da parede fina ainda apresentou tensões longitudinais trativas.

Para uma análise mais detalhada a respeito dos valores das tensões residuais pós-soldura dos grampos, também foi avaliada a tensão residual nas três direções, ao longo das duas linhas de medição. Estas linhas de medição também se encontram na metade do comprimento do componente ($z = 150$ mm). Na Figura 59 são ilustradas ambas as linhas de medição das tensões no componente pós-soldura dos grampos.

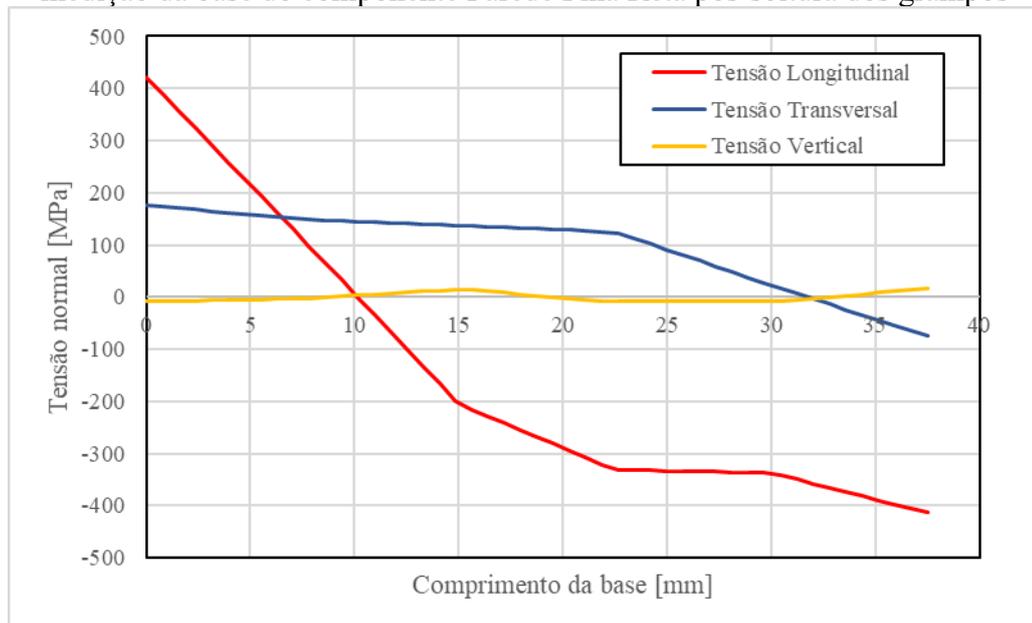
Figura 59 – Resultado das tensões longitudinais pós-soldura dos grampos na seção transversal do componente Parede Fina Reta da simulação numérica [Mpa]



Fonte: Elaborado pelo autor

Na Figura 60 são apresentadas as tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pós-soldura dos grampos.

Figura 60 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 1) linha de medição da base do componente Parede Fina Reta pós-soltura dos grampos

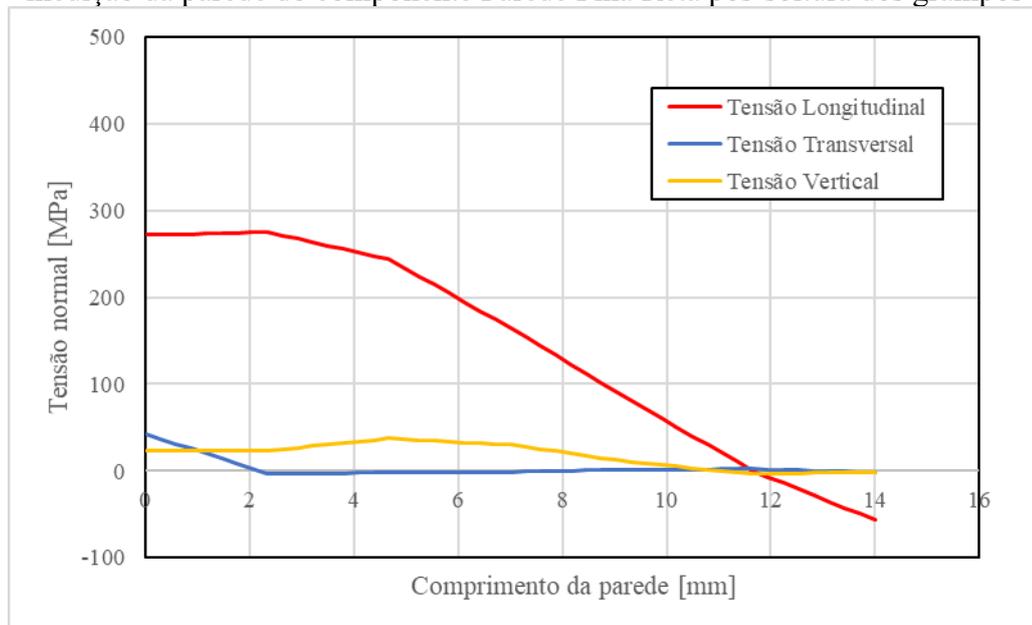


Fonte: Elaborado pelo autor

Após a soldura dos grampos, tensão longitudinal se manteve como a direção de maior magnitude de tensão na base do componente. O perfil de distribuição de tensão na base não sofreu grandes alterações após a soldura dos grampos. Destaca-se a tensão longitudinal na região da extremidade da base que atingiu tensões compressivas de -400 MPa, sendo este valor inferior ao patamar de tensão longitudinal atingido na mesma região antes da soldura dos grampos, que foi de -300 MPa. Este fenômeno pode ser explicado pela compressão que ocorre na região, decorrente da flexão da base durante as distorções pós-soldura dos grampos.

Na Figura 61 são apresentadas as tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pós-soldura dos grampos.

Figura 61 – Resultados numéricos das tensões residuais nas três direções em 2) linha de medição da parede do componente Parede Fina Reta pós-soltura dos grampos



Fonte: Elaborado pelo autor

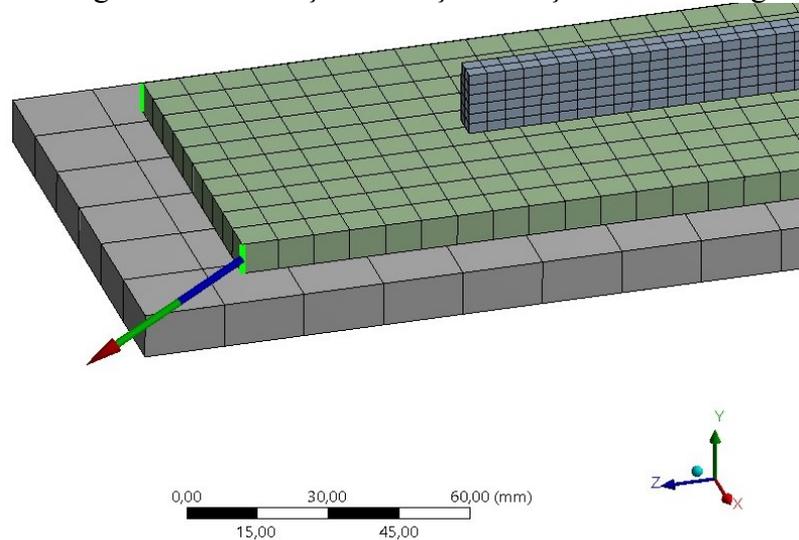
Na análise das tensões na linha de medição da parede pós-soltura, a tensão longitudinal continuou sendo a direção de tensão predominante na análise. Na região da parede próxima da base, a tensão longitudinal se manteve em um patamar de 260 MPa. A 2 mm da base da parede, a tensão longitudinal decaiu linearmente até atingir tensões compressivas, -50 MPa, no topo da parede. Essa diferença de comportamento da parede próxima da base pode ser explicada devido a não presença de tensões residuais na deposição da primeira camada do processo. Após a soldura dos grampos, as distorções no componente ocasionam a flexão da parede que sofre uma compressão no sentido longitudinal. A magnitude da compressão longitudinal devido a flexão foi proporcional à altura da região em relação a linha neutra de flexão.

Os resultados obtidos da modelagem numérica empregada podem subestimar os valores de tensão residual longitudinal na região da parede próxima da base devido a não consideração da mudança da microestrutura do material na análise numérica (DENG, 2009).

Durante o processo de simulação da manufatura aditiva do componente, as condições de contorno da análise estrutural estática são exercidas pelo corpo de alta rigidez localizado sob a base do componente em conjunto com a restrição de deslocamento nas 4 extremidades da base. Para uma análise do comportamento dos grampos durante o processo de manufatura, foram estudadas as forças de reações, nas três direções, em uma das restrições de deslocamentos, ao longo do tempo. A ilustração da força de reação em um dos grampos pode

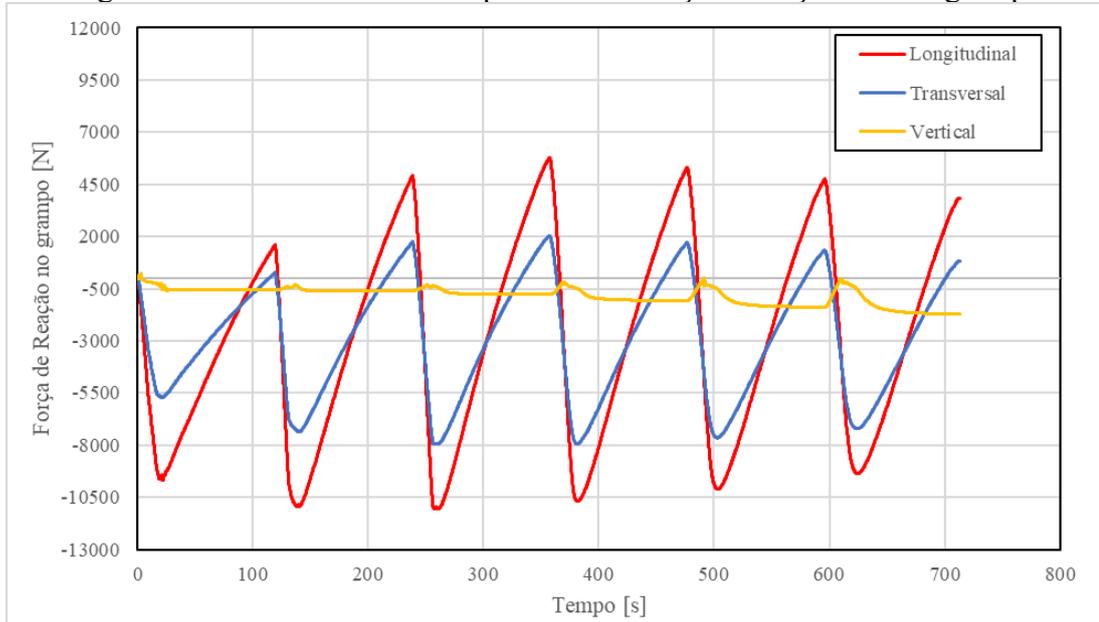
ser visualizada na Figura 62. Os resultados das componentes da força de reação ao longo do tempo em um dos grampos estão apresentados na Figura 63.

Figura 62 – Ilustração da força de reação em um dos grampos



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 63 – Resultados das componentes da força de reação em um grampo



Fonte: Elaborado pelo autor

A força de reação na direção longitudinal no grampo apresentou as maiores magnitudes, em ambos os sentidos. A força de reação na direção transversal apresentou também valores consideráveis, com comportamento semelhante as forças na direção longitudinal. O grampo exerceu uma resistência a expansão da base durante a passagem da fonte de calor e uma

resistência a contração da base durante o resfriamento. As forças de reação a expansão da base (negativas) foram superiores as forças de reação a contração da base (positivas). As maiores forças de reação ocorreram durante a deposição da terceira camada. Isso pode ser explicado pelo afastamento da fonte de calor da base em relação a base do componente ao longo das deposições.

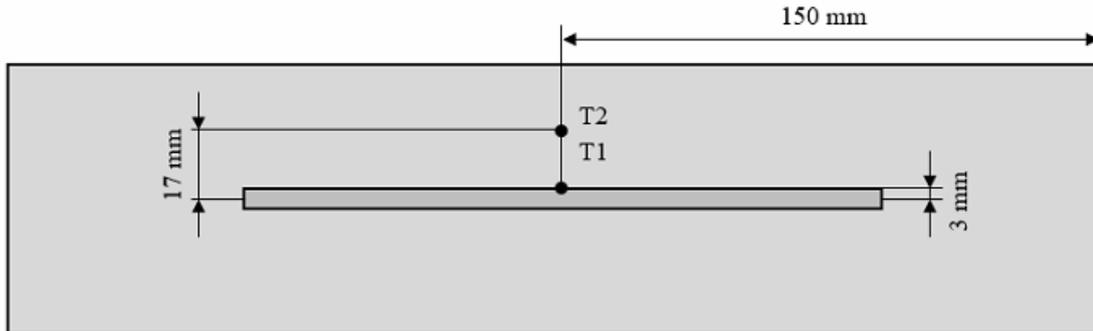
4.1.5 Mecanismo de formação das tensões residuais do componente Parede Fina Reta

Nesta seção será feito o aprofundamento da análise termomecânica por meio da comparação dos mecanismos formadores de tensões residuais descritos na Seção 2.4.1, com os resultados numéricos de tensões e temperaturas obtidos em pontos próximos da passagem da fonte de calor.

Durante a passagem da fonte de calor no componente, a região aquecida dentro do modelo da fonte sofreu um aumento acentuado de temperatura, resultando em grandes deformações térmicas. Na região a frente da fonte de calor houve o surgimento de tensões compressivas opondo-se a dilatação do material na fonte de calor. Durante a passagem da fonte de calor, a tensão de escoamento do material reduziu drasticamente devido ao aumento da temperatura, e conseqüentemente, a tensão no ponto também reduz. Após a passagem da fonte de calor, o material sofreu um resfriamento resultando na retração térmica nesta região. Na medida em que a temperatura reduz, a tensão de escoamento do material cresceu novamente, podendo a tensão trativa na região ultrapassar a tensão de escoamento. Após o fim do resfriamento da camada, estas regiões próximas da passagem da fonte de calor se mantiveram com tensões residuais trativas. Para regiões mais distantes do trajeto da fonte de calor, o ciclo térmico também ocorreu devido a condução do calor da fonte no material. Porém, a temperatura não foi alta o suficiente para que as tensões sofridas na região ultrapassassem a tensão de escoamento do material.

Para verificar este fenômeno, foram selecionados dois pontos, T1 e T2, na superfície da base do componente. Foram aquiritadas as temperaturas e as tensões longitudinais nestes pontos durante o processo de deposição das duas primeiras camadas. Na Figura 64 são ilustradas as posições dos pontos T1 e T2 no componente Parede Fina Reta.

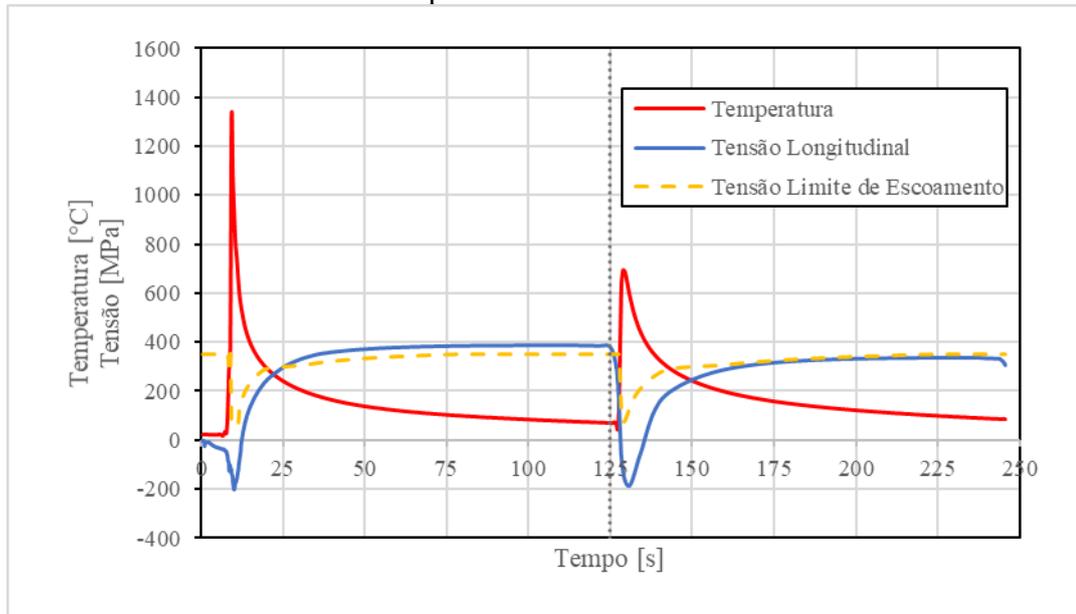
Figura 64 – Geometria e pontos de medições de temperatura e tensão longitudinal para análise do fenômeno de formação das tensões residuais



Fonte: Elaborado pelo autor

O ponto T1 está localizado a 3 mm do centro da parede fina, sendo o ponto analisado mais próximo da parede. A análise foi realizada entre o início do aquecimento até o resfriamento a temperatura ambiente da deposição da primeira camada. Na Figura 65 é detalhado o histórico de temperatura e tensão longitudinal no ponto T1. Foi traçado a linha pontilhada cinza vertical identificando o início da segunda camada. Durante a deposição da primeira camada, foi possível verificar o surgimento de tensões longitudinais compressivas até o valor de -200 MPa, com o aquecimento proveniente da aproximação da fonte de calor durante um curto intervalo de tempo. A temperatura reduziu rapidamente com o afastamento da fonte de calor e as tensões estabilizaram em 386 MPa. Durante a deposição da segunda camada, o ponto sofre um reaquecimento chegando à temperatura de aproximadamente 700 °C. Nota-se que devido as tensões residuais produzidas durante a deposição da primeira camada, o ponto não atingiu o mesmo patamar de tensão residual tratativa, estabilizando no valor de 330 MPa.

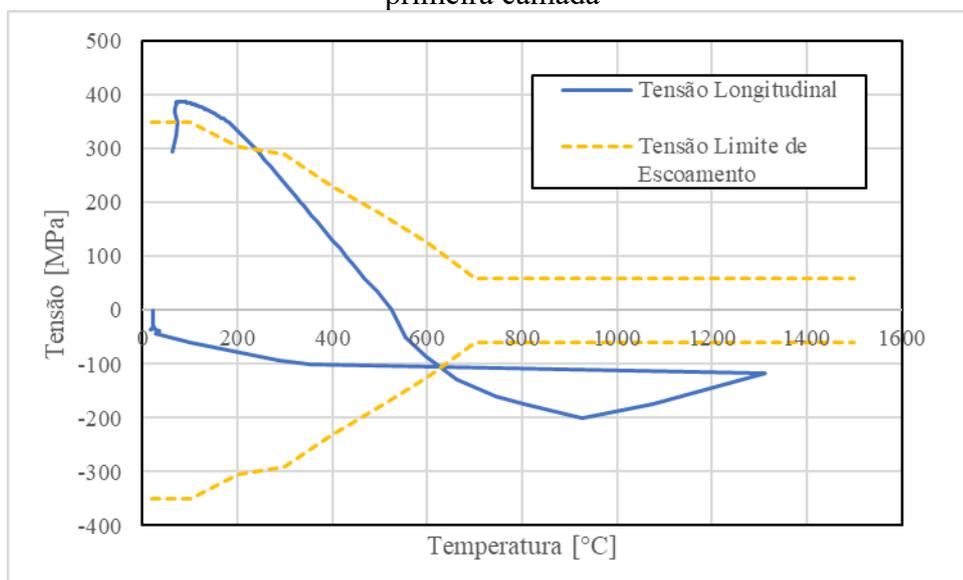
Figura 65 – Temperatura e tensão longitudinal no ponto T1 ao longo da deposição das duas primeiras camadas



Fonte: Elaborado pelo autor

Na Figura 66 é apresentada a curva de tensão longitudinal por temperatura no ponto T1. A curva possibilitou uma melhor visualização dos fenômenos termomecânicos que originam as tensões residuais no componente. Nota-se que para altas temperaturas, a tensão no componente deveria se aproximar de zero, porém como citado na Seção 4.1.3.3, foi utilizada uma temperatura de *cut-off*, na qual a tensão de escoamento foi considerada constante e diferente de zero para convergência numérica na análise estrutural.

Figura 66 – Tensão por Temperatura no ponto T1 durante o processo de deposição da primeira camada



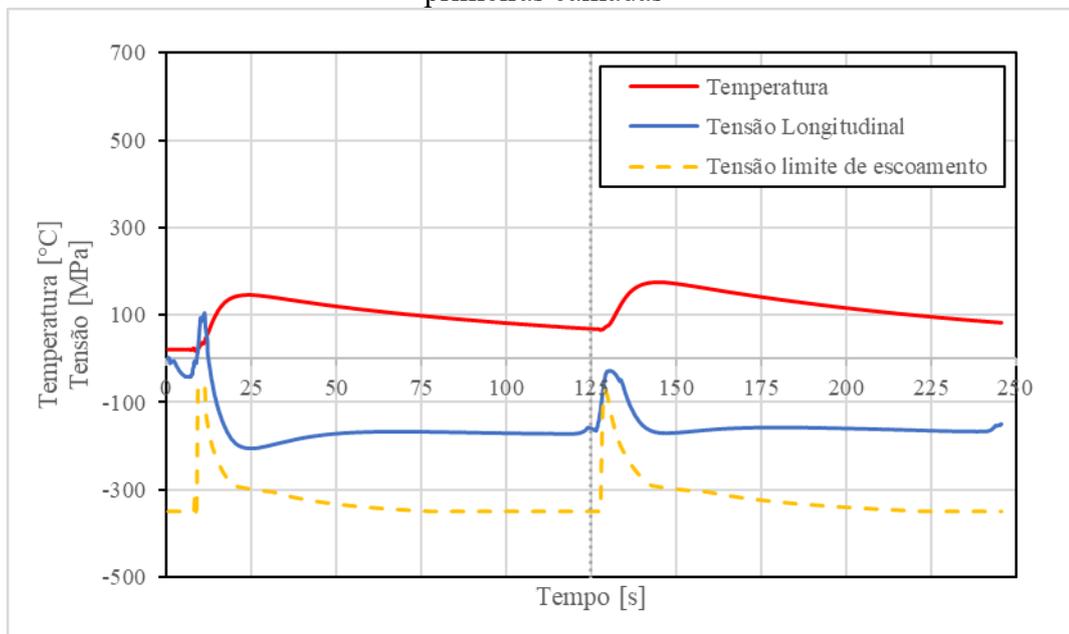
Fonte: Elaborado pelo autor

A curva de tensão longitudinal pela temperatura ilustrou as consequências da modelagem do material na análise estrutural no processo de formação das tensões residuais. Entre 0 e -100 MPa a curva apresentou o comportamento elástico do material sob compressão até atingir a tensão limite de escoamento do material a esta temperatura. O material apresentou um crescimento das tensões compressivas durante o aquecimento e o começo do resfriamento, até atingir a tensão de aproximadamente -200 MPa a 927 °C. Na idealização do fenômeno de surgimento de tensões residuais, a curva de tensão ao atingir a tensão de limite de escoamento deveria reduzir até zero seguindo a curva de queda da tensão de limite de escoamento com o aumento de temperatura. Porém, a tensão limite de escoamento do material foi modelada como limitada a 50 MPa na temperatura de *cut-off* na análise estrutural. O material foi também modelado com comportamento elastoplástico bilinear, desta forma ao ultrapassar a tensão limite de escoamento, o material continuou a apresentar um aumento das tensões compressivas devido a inclinação do módulo tangente. Ambas as considerações foram realizadas devido a dificuldades de convergência do problema mecânico ao modelar o material como perfeitamente plástico e com tensão limite de escoamento próximas de zero a altas temperaturas (LINDGREN, 2005). Os efeitos da redução da tensão longitudinal no aquecimento devido ao módulo tangente foram compensados pelo aumento da tensão longitudinal que ocorre no resfriamento. A partir de 927 °C, o material foi tracionado pelo aquecimento gerado pela fonte de calor da região posterior ao ponto, levando ao desenvolvimento de tensões trativas a partir de 550 °C. As tensões longitudinais estabilizaram em 386 MPa para temperaturas próximas de 70°C durante o afastamento da fonte de calor e resfriamento da camada, encerrando o ciclo térmico da deposição da primeira camada.

A localização do ponto T2 visou analisar o comportamento do material para uma região da base distante da parede, na qual resultou em tensões residuais compressivas. Este ponto T2 está localizado a 17 mm do centro da parede fina, sendo o ponto analisado mais distante da parede. Na Figura 67 é detalhado o histórico de temperatura e tensão longitudinal no ponto T2, durante a deposição das duas primeiras camadas, com a linha vertical pontilhada identificando o início da segunda deposição. Durante a deposição da primeira camada, foi possível notar que o histórico de tensões longitudinais em T2 sofreu uma dinâmica diferente do ponto T1. Antes da passagem da fonte de calor, o ponto apresentou de tensões compressivas abaixo do limite de tensão de escoamento. Durante a passagem da fonte de calor o ponto sofreu um aumento das tensões até atingir tensões trativas no valor de 105 MPa, seguido de um decaimento até atingir valores mínimos de tensões compressivas de -206 MPa. Os valores de tensão longitudinal se estabilizaram em -172 MPa. Durante a deposição da segunda camada, o ponto sofreu um

reaquecimento com um ciclo térmico semelhante ao anterior. As tensões longitudinais sofreram um aumento no seu valor até -25 MPa, continuando com comportamento compressivo. A curva estabilizou em uma tensão de -160 MPa.

Figura 67 – Temperatura e tensão longitudinal no ponto T2 ao longo da deposição das duas primeiras camadas



Fonte: Elaborado pelo autor

4.2 COMPONENTE BOCA DE SINO

4.2.1 Introdução ao componente Boca de Sino

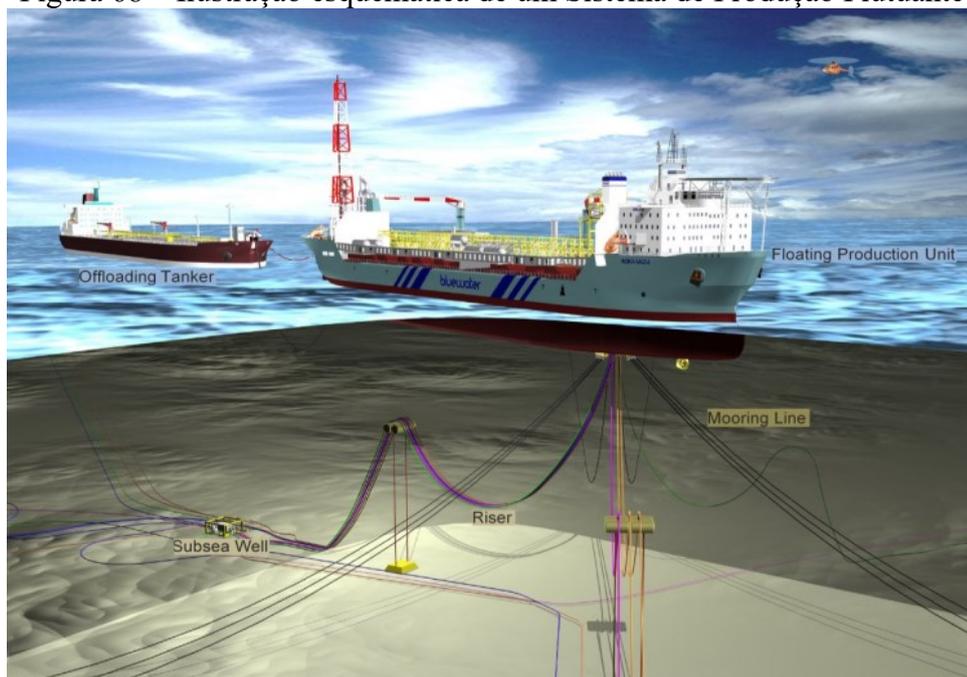
Na análise anterior, Seção 4.1, foi possível validar uma análise termomecânica por MEF para o processo de fabricação por WAAM do componente Parede Fina Reta. Foram realizadas considerações quanto o custo computacional durante a seleção da malha mais adequada para o modelo, sendo o objetivo da análise anterior a obtenção de um modelo acurado de distorções e tensões residuais. Ao trabalhar com componentes de geometria mais complexa, que exigem um maior número de elementos, o tempo de processamento se apresenta como um desafio, sendo necessário realizar simplificações no modelo para sua execução em tempo viável. A manufatura aditiva por WAAM apresenta as vantagens da grande taxa de deposição de material, liberdade geométrica e, em teoria, não possui limitações quanto o dimensionamento da peça. Neste contexto, a fabricação por WAAM pode ser empregada para a fabricação de peças de maiores dimensões e complexidades geométricas.

Desta forma, decidiu-se realizar a análise do processo de fabricação por WAAM do componente Boca de Sino, da indústria de Óleo e Gás em operações offshore, em escala reduzida pela deposição de múltiplas camadas (TATEMOTO et al., 2023 b). As camadas foram compostas por sobreposição em apenas um cordão de solda realizando um percurso circular de diâmetro variável. O material selecionado para o material de adição foi aço carbono ER70s-6, o mesmo material da análise da Seção 4.1.

4.2.2 Breve contexto do componente Boca de Sino

Uma unidade de Sistema de Produção Flutuante (FPS) é uma embarcação empregada no setor de operações offshore de petróleo e gás para realizar a extração, processamento e armazenamento de recursos de petróleo e gás. O processo de extração se inicia por meio de um coletor, também conhecido como árvore de natal molhada (ANM), montado no leito marinho, responsável pela retirada do petróleo dos poços submarinos. Posteriormente, o fluido é transportado do coletor para a unidade flutuante através de um sistema de dutos flexíveis chamados de *risers*. Os *risers* são fixados na unidade flutuante por um sistema de interface. Em conjunto, a FPS é mantida imóvel por meio de um sistema de ancoragem, conectando o sistema de interface ao leito marinho pelas linhas de ancoragem. Na Figura 68 é mostrado um esquema padrão do Sistema de Produção Flutuante (FPS).

Figura 68 – Ilustração esquemática de um Sistema de Produção Flutuante



Fonte: Keprate (2014)

A escolha do tipo de sistema de ancoragem depende principalmente das condições de operação prevalentes da região. Estes podem ser nas configurações: *spread mooring* ou *turret*. O sistema de ancoragem *spread mooring* consiste na estabilização por meio de diversas linhas de ancoragem espalhados ao longo da lateral da embarcação. Na Figura 69 é ilustrado o arranjo dos *risers* em uma embarcação equipada com sistema de ancoragem *spread mooring*. A interface do *riser* com o FPS desempenha um papel significativo no sistema de produção. Portanto, o projeto de seus componentes deve considerar aspectos como instalação, conexão, operação, manutenção e eventual remoção da tubulação. Esses componentes são responsáveis não apenas por sustentar as cargas provenientes do *riser*, mas também por manter a integridade e a operacionalidade geral do sistema (KEPRATE, 2014).

Com o objetivo de agilizar o tempo de produção e minimizar o estoque de peças, foi realizado um estudo sobre componentes carregados mecanicamente que poderiam ser viáveis a sua fabricação por MA. Conseqüentemente, optou-se por realizar um estudo do potencial de fabricação do componente Boca de Sino utilizado na interface entre o *riser* e o FPS. Este componente apresenta uma estrutura cilíndrica soldada a uma contraparte cônica. A seção cônica facilita o acoplamento do *riser* ao FPS e permite a sua movimentação causada pelas ondas e correntes marítimas. Além disso, o componente apresenta ranhuras que servem como mecanismos de travamento junto aos componentes da interface. Este componente inclui flanges que não foram considerados no modelo devido a considerações de montagem do componente.

Figura 69 – Componente Boca de Sino no sistema de interface da FPS com *spread mooring*



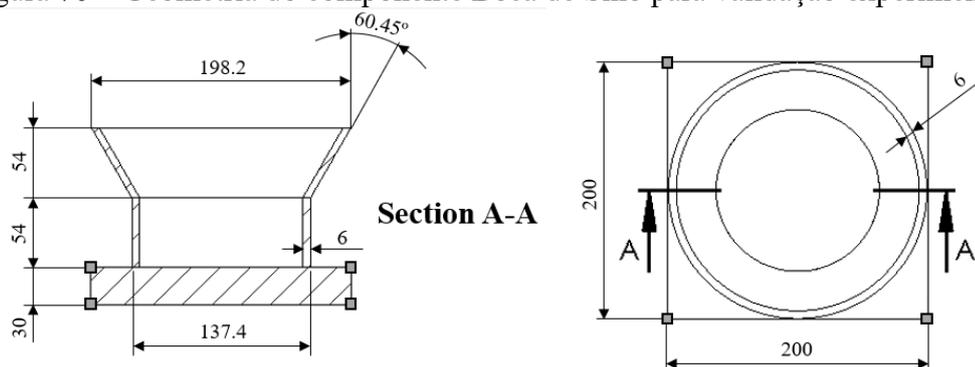
Fonte: Setor de Dispositivos de Interface *riser*-plataforma CENPES/Petrobras (2017)

4.2.3 Metodologia do teste experimental do componente Boca de Sino

Para a validação da modelagem por elementos finitos do processo de fabricação por WAAM do componente Boca de Sino, foi conduzido um teste experimental no LABSOLDA utilizando a mesma geometria e os mesmos parâmetros de fabricação do modelo numérico. Para o componente Boca de Sino, foi realizada a medição das temperaturas obtidas durante o seu processo de fabricação.

O componente Boca de Sino possui grandes dimensões, podendo ter 180 mm de altura, diâmetro externo superior de 661 mm e diâmetro externo inferior de 456 mm. Devido ao custo operacional e material de um teste experimental da fabricação do componente Boca de Sino com as dimensões originais, foi optado por utilizar um modelo em escala reduzida do componente. A razão de redução foi selecionada com o objetivo de obter um modelo reduzido com a dimensão da largura da parede de 6 mm, semelhante a largura utilizada na fabricação do componente Parede Fina Reta da análise 4.1. Desta forma, a razão de redução do modelo de Boca de Sino usada nesta análise foi de 10:3. O comprimento do corpo cilíndrico do componente também foi reduzido, uma vez que a distribuição das tensões residuais em uma parede fina fabricada por MA se torna homogênea ao se distanciar da base do componente. Na Figura 70 são apresentadas a geometria e as configurações do teste experimental do modelo em escala reduzida.

Figura 70 – Geometria do componente Boca de Sino para validação experimental



Fonte: Elaborado pelo autor

A base de apoio utilizada na fabricação deste componente é composta por uma placa espessa de aço carbono A36 medindo 200 mm de comprimento, 200 mm de largura e 30 mm de espessura. O componente é composto por dois corpos sobrepostos, um corpo cilíndrico e um corpo cônico acima do primeiro. Ambos os corpos foram construídos pela sobreposição de

camadas de um único cordão em percurso circular. Os parâmetros de fabricação foram selecionados com o objetivo de gerar uma parede de largura média de 6 mm, tanto para o corpo cilíndrico e como para o corpo cônico. Como indicado na Figura 70, o diâmetro externo do corpo cilíndrico é de 137,4 mm, o diâmetro externo do corpo cônico varia linearmente de 137,4 mm até 198,2 mm, gerando uma inclinação de $60,45^\circ$. A deposição de camadas dos corpos foi realizada até atingir a altura de 54 mm, para ambos os corpos. É esperado que o corpo cônico apresente um número maior de camadas devido a inclinação da parede. A deposição das camadas no corpo cilíndrico foi realizada com o bico de soldagem na orientação vertical. Já a deposição das camadas do corpo cônico foi realizada com o bico de soldagem inclinado no mesmo ângulo de inclinação da parede cônica.

A MA foi realizada utilizando os mesmos equipamentos apresentados da Seção 4.1.2. Os parâmetros de corrente e tensão elétricas foram controlados pela fonte de alimentação de forma sinérgica com o processo CMT. A deposição circular de material foi realizada no sentido horário em todas as camadas, com o mesmo ponto de início da deposição em relação ao centro do círculo. Os parâmetros de fabricação relacionados as velocidades de soldagem e potência da fonte de calor estão na Tabela 11. Os outros parâmetros de fabricação relacionados ao gás de proteção, resfriamento e fixação foram os mesmos selecionados da análise experimental da Seção 4.1.2. Na Figura 72 é apresentada a mesa de trabalho com os equipamentos utilizados na manufatura do componente Boca de Sino.

Tabela 11 – Parâmetros de fabricação Boca de Sino

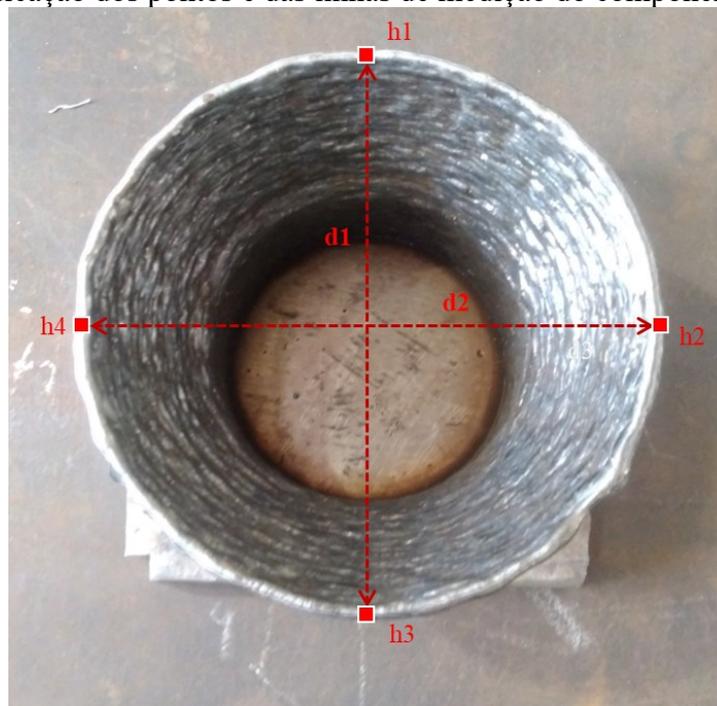
Parâmetros de Soldagem	
Velocidade de soldagem	60 cm/min
Velocidade de alimentação	6 m/min
Potência	2245 W
Eficiência	86%
DBCP	20 mm
Gás de Proteção	
Ar	92%
CO ₂	8%
Vazão	15 L/min

Fonte: Elaborado pelo autor

Os resultados geométricos da MA foram verificados por meio da medição da altura e do diâmetro externo do componente com auxílio de um paquímetro. As posições dos pontos e das linhas de medição estão apresentadas na Figura 71. A medição da temperatura no teste experimental foi realizada por meio da filmagem por câmera infravermelho, obtendo a

temperatura de uma face do componente ao longo do tempo, dentro de dois intervalos de temperatura. O equipamento utilizado para filmagem infravermelho foi a câmera infravermelho FLIR SC7000 com lente de 50 mm. Neste teste experimental, foram selecionados dois intervalos de temperaturas na câmera: a) de 0 a 300°C; e b) de 300 a 1500°C. A câmera foi posicionada a uma distância de 1 m do componente manufaturado. A emissividade dos materiais, tanto da parede como da base, foi estimada em 0,87 para a análise da filmagem. O sistema de medição por filmagem infravermelha está exibido na Figura 73.

Figura 71 – Indicação dos pontos e das linhas de medição do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 72 – Bancada da fabricação do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 73 – Sistema de medição de temperaturas por filmagem infravermelho do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

A corrente elétrica e a tensão elétrica, e a vazão de gás também foram medidas ao longo do processo pelo SAP V4 com frequência de aquisição de 5 kHz citados na Seção 4.1.2.

4.2.4 Metodologia da modelagem por MEF do componente Boca de Sino

A modelagem numérica para o processo de fabricação do componente Boca de Sino foi realizada por meio da análise térmica transiente em série com a análise estrutural estática pelo MEF, semelhante a realizada na Seção 4.1.3. É de extrema relevância a adaptação da modelagem por MEF devido ao elevado tempo computacional da análise numérica de componentes com elevada quantidade de elementos. Nesta seção foram discutidos métodos de simplificação adotados na modelagem numérica do componente Boca de Sino.

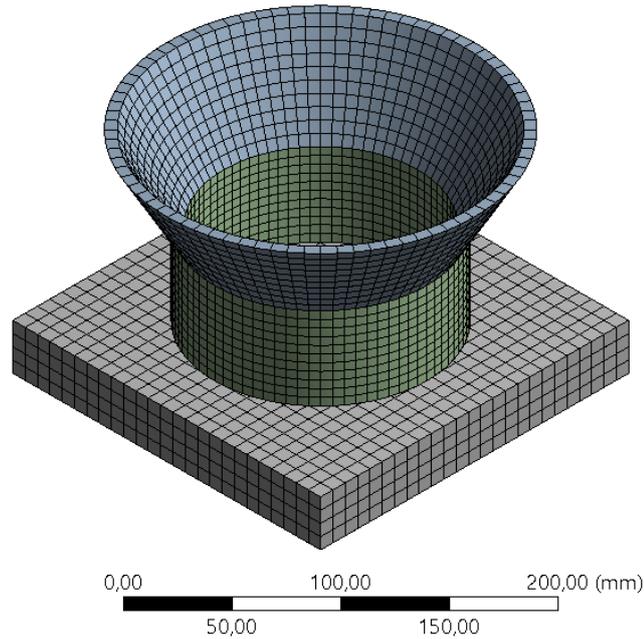
4.2.4.1 Malha de Elementos Finitos do componente Boca de Sino

Como discutido na Seção 4.2.3, a largura de parede do modelo reduzido do componente Boca de Sino foi a mesma utilizada no modelo de parede fina, porém a utilização de uma malha com um mesmo grau de refinamento da parede fina geraria um alto custo computacional comprometendo a viabilidade da análise termomecânica.

A utilização de uma fonte de calor com modelo na distribuição gaussiana, como o modelo de elipsoide duplo, visou capturar com maior acurácia o gradiente de temperatura em regiões próximas da fonte de calor, como também a melhor identificação da zona termicamente afetada do componente. Para componentes de maiores dimensões, os fatores como convecção térmica e o movimento do líquido dentro da poça de fusão desempenham menor influência no comportamento estrutural geral do componente (D. DING et al., 2021). Desta forma, modelar a fonte de calor como um modelo de calor distribuído, não exigiu um refinamento da malha na região da parede e regiões da base próximas da parede. Logo, para a análise numérica do componente Boca de Sino foi decidido utilizar um modelo de fonte de calor distribuído homogeneamente em bloco para representar o aquecimento volumétrico do componente. A escolha deste modelo de fonte de calor pode ocasionar uma perda na acurácia das tensões transversais do componente, uma vez que a maior redução do comprimento dos elementos ocorre na direção transversal durante o refinamento da malha. No modelo de calor distribuído, a geometria da malha está atrelada a geometria da fonte de calor, em razão disso, o critério de tamanho dos elementos dependerá dos parâmetros de fabricação e de simulação, como número de camadas, velocidade de soldagem e passo de tempo da análise transiente térmica. Estes critérios serão abordados na Seção 4.2.4.2, a seguir.

A malha utilizada na modelagem numérica pode ser visualizada na Figura 74 e foi compartilhada entre a análise térmica e a análise estrutural. A geometria circular do componente também permite a utilização de elementos hexaédricos de forma a se obter uma malha homogênea. A mesma metodologia de B&D de elementos da análise da parede fina foi utilizada nesta análise.

Figura 74 – Geometria e divisão de malha do modelo do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

4.2.4.2 Análise Térmica Transiente do componente Boca de Sino

Com o objetivo de reduzir o custo computacional da análise térmica, foram estudadas formas de utilizar elementos com propriedades térmicas não dependentes da temperatura. Zhu e Chao (2002) concluem que para regiões fora do cordão de solda, é possível utilizar valores constantes para as propriedades térmicas do material em uma análise por MEF, sem grandes distorções nos resultados de temperatura. Os resultados são mais precisos quando utilizado as propriedades térmicas para uma temperatura média do histórico da operação, porém os resultados para a temperatura ambiente também são razoáveis. O trabalho também conclui que o parâmetro térmico de maior influência nos resultados de temperatura é a condutividade térmica do material. Colegrove et al. (2009) utilizam o aumento artificial do coeficiente de condutividade térmica para reproduzir os efeitos das trocas térmicas convectivas na fase líquida do material.

Para esta análise do componente Boca de Sino, foi proposto utilizar propriedades térmicas do material diferentes para os elementos recém adicionados na malha pelo método de nascimento de elementos. As propriedades térmicas para o material dentro da região da fonte de calor foram consideradas a temperatura de fusão. Essa consideração é razoável pois é esperado que o material na região do modelo geométrico da fonte de calor também se encontre na poça de fusão. O interesse de utilizar diferentes propriedades térmicas para a região esperada da poça de fusão é obter resultados mais precisos de temperaturas nas regiões próximas da fonte

de calor. As propriedades térmicas para todas as outras regiões do componente foram consideradas a temperatura ambiente. Esta simplificação visou um ganho no tempo computacional da análise térmica, uma vez que o material deixa de ser dependente da temperatura e passa a ser dependente da posição, eliminando esta não linearidade do problema. Este método de simplificação do modelo foi avaliado pelas temperaturas medidas no teste experimental.

As propriedades térmicas utilizadas nesta análise foram retiradas de *British Iron and Steel Research Association*, (1945) para as temperaturas de 22°C e 1500°C. As propriedades estão apresentadas na Tabela 12.

Tabela 12 – Propriedades térmicas do material da Boca de Sino

Localização do elemento	k [W/m°C]	c [J/kg°C]
Fonte de Calor	120	670
Restante do material	52	480

Fonte: Elaborado pelo autor

A fonte de calor usada nesta análise da Boca de Sino foi a mesma usada na análise da Parede Fina Reta. A geometria da fonte de calor do modelo de calor distribuído foi a geometria dos elementos que compõe a parede dos corpos cilíndrico e cônico. A seção transversal dos elementos pode ser calculada pela largura da parede, parâmetro a , e pela espessura da camada, parâmetro b , obtidos por meio dos resultados geométricos do teste experimental da parede fina. O comprimento da fonte de calor, c , foi selecionado de forma a manter a homogeneidade entre as três dimensões do volume da fonte de calor, evitando dessa forma problemas de distorção no elemento na análise estrutural. A definição do comprimento da fonte de calor também define o passo de tempo utilizado na análise transiente, como pode ser verificado na Equação 4.1. O corpo cônico do componente Boca de Sino apresenta uma variação no comprimento dos elementos em consequência do aumento do diâmetro a cada camada. Em razão disso, fez-se necessário incrementar o valor do comprimento da fonte de calor proporcionalmente a essas camadas. A potência da fonte de calor foi obtida por meio do teste experimental da Parede Fina Reta realizado anteriormente, uma vez que os parâmetros de fabricação: velocidade de soldagem e velocidade de alimentação foram os mesmos utilizados. Os parâmetros utilizados para a definição da fonte de calor estão reunidos na Tabela 13.

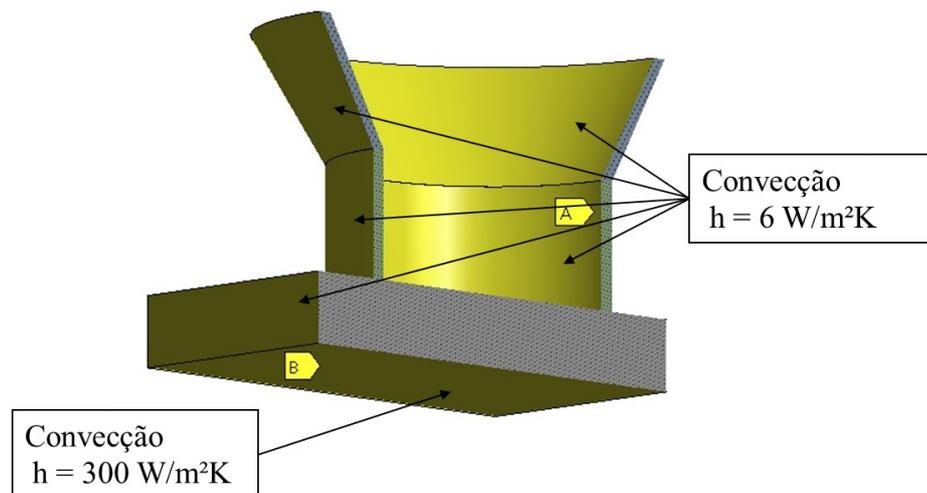
Tabela 13 – Parâmetros da fonte de calor distribuído da Boca de Sino

Potência	2245 W
Largura, a	6,0 mm
Altura, b	3,0 mm
Comprimento, c	4,33 mm

Fonte: Elaborado pelo autor

As condições iniciais e de contorno da modelagem térmica foram similares a da análise da parede fina reta. O valor do coeficiente de convecção para a superfície em contato com a mesa refrigerada foi de $300 \text{ W/m}^2\text{K}$ e o valor do coeficiente de convecção para as outras superfícies livres, foi de $6 \text{ W/m}^2\text{K}$. O componente Boca de Sino exibe uma simetria axial, porém durante o processo de fabricação essa axisimetria não se apresenta, devido ao B&D de elementos. Desta forma, não foi possível adotar um plano de simetria na análise. As condições de contorno da análise térmica podem ser visualizadas na Figura 75.

Figura 75 – Condições de contorno térmicas do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

4.2.4.3 Análise Estrutural Estática do componente Boca de Sino

O custo computacional da análise estrutural estática está relacionado as não linearidades do problema como: grandes deformações, deformações plásticas e contatos não lineares.

Diferente da análise térmica, Zhu e Chao (2002) concluem que a utilização de propriedades mecânicas independentes da temperatura compromete a acurácia dos resultados de tensões e deslocamentos obtidos na análise. Tal trabalho também conclui que a utilização do

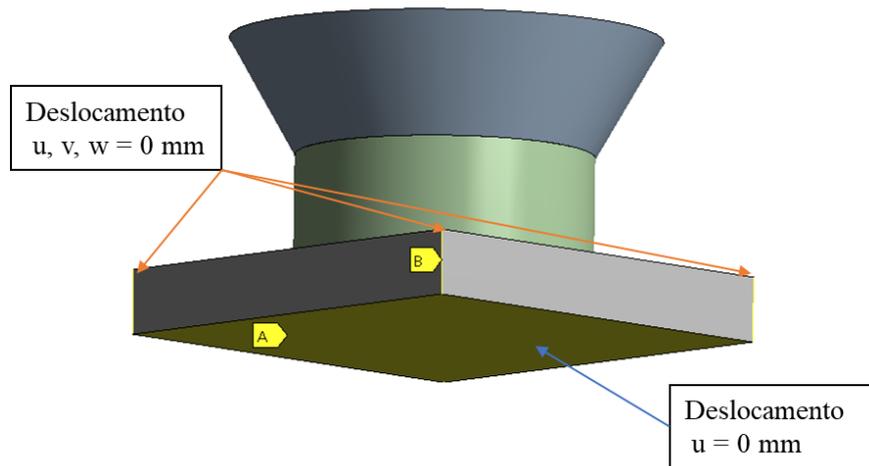
campo de temperaturas, obtido com parâmetros térmicos constantes na análise térmica, é uma abordagem eficiente para a solução do problema estrutural.

A modelagem da análise estrutural estática do modelo Boca de Sino seguiu o mesmo procedimento utilizado na Seção 4.1.3.3. O modelo de B&D de elementos foi o mesmo utilizado na modelagem térmica da seção anterior. Para a modelagem estrutural, não foi considerada a análise de grandes deformações, uma vez que a região do componente que sofre maiores deformações, a base, apresenta uma rigidez elevada, como será discutido posteriormente quando serão apresentadas as condições de contorno.

O carregamento mecânico do modelo foi realizado por meio da importação do campo de temperatura obtido na análise térmica transiente, proposto da seção anterior. Os parâmetros mecânicos do material foram modelados como dependentes da temperatura. O parâmetro de tensão de escoamento foi considerado diferente para o material de adição e o material do substrato. Os valores adotados para as propriedades térmicas foram extraídos de Michaleris e Debiccari (1997) e estão apresentados na Tabela 9.

No teste experimental do componente Boca de Sino, a base do componente possui uma espessura de 5 vezes a largura da parede dos corpos cilíndrico e cônico. A maior relação de espessura entre a base do componente e a parede fabricada produz menos distorções na base, devido a sua maior rigidez e capacidade de condução de calor (D. DENG et al., 2016). Assim, para a análise estrutural numérica, foi considerado que a base do componente Boca de Sino não sofreu deslocamentos verticais consideráveis. Na análise estrutural estática da Seção 4.1.3.3, o contato da base do componente com um corpo de alta rigidez estabeleceu a condição de contorno que impedia o deslocamento vertical negativo do componente e permitia o deslocamento vertical positivo. Ao adotar a hipótese de deslocamento vertical nulo na base do componente Boca de Sino, foi eliminada a necessidade da criação de um corpo de alta rigidez em contato com a base do componente. Um contato de não penetração entre dois corpos, como estabelecido anteriormente, adiciona um contato não linear que, conseqüentemente, aumenta o custo computacional da análise numérica e pode gerar problemas de não convergência dos resultados. Desta forma, para as condições de contorno da análise estrutural do componente Boca de Sino, foi considerada uma restrição de deslocamento vertical da superfície inferior da base do componente. Também foi considerada uma restrição de deslocamento, nas três direções, em 8 pontos da base. Cada par de pontos está associado a restrição imposta por um dos 4 grampos usados na fixação do componente. As condições de contorno da análise estrutural podem ser visualizadas na Figura 76.

Figura 76 – Condições de contorno estruturais do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

4.2.5 Resultados do componente Boca de Sino

Nesta seção serão apresentados e discutidos os resultados obtidos por meio da análise numérica e dos testes experimentais, com o objetivo de comparar e validar o modelo numérico adotado. Inicialmente serão discutidos os resultados geométricos da fabricação. Em seguida, serão abordados os resultados relacionados a análise térmica. Por fim, serão discutidos os resultados relacionados a análise estrutural.

4.2.5.1 Resultados geométricos do componente Boca de Sino

O componente Boca de Sino fabricado por MA pode ser visualizado na Figura 77. Após uma análise visual, observou-se que o componente não apresentou defeitos de fabricação visíveis.

Figura 77 – Componente Boca de Sino finalizada



Fonte: Elaborado pelo autor

A medição da geometria foi realizada com auxílio de um paquímetro. Os valores observados nos pontos indicados da Seção 4.2.3 estão indicados na Tabela 14. O componente apresentou uma altura homogênea ao longo do seu perímetro circular, não exibindo defeitos de acúmulo de calor. O componente não apresentou grandes distorções nos seus diâmetros internos.

Tabela 14 – Medições da geometria da Boca de Sino

Altura	<i>h1</i>	<i>h2</i>	<i>h3</i>	<i>h4</i>
[mm]	111,2	109,9	109,7	111,00
Diâmetro	<i>d1</i>		<i>d2</i>	
[mm]	192,0		192,7	

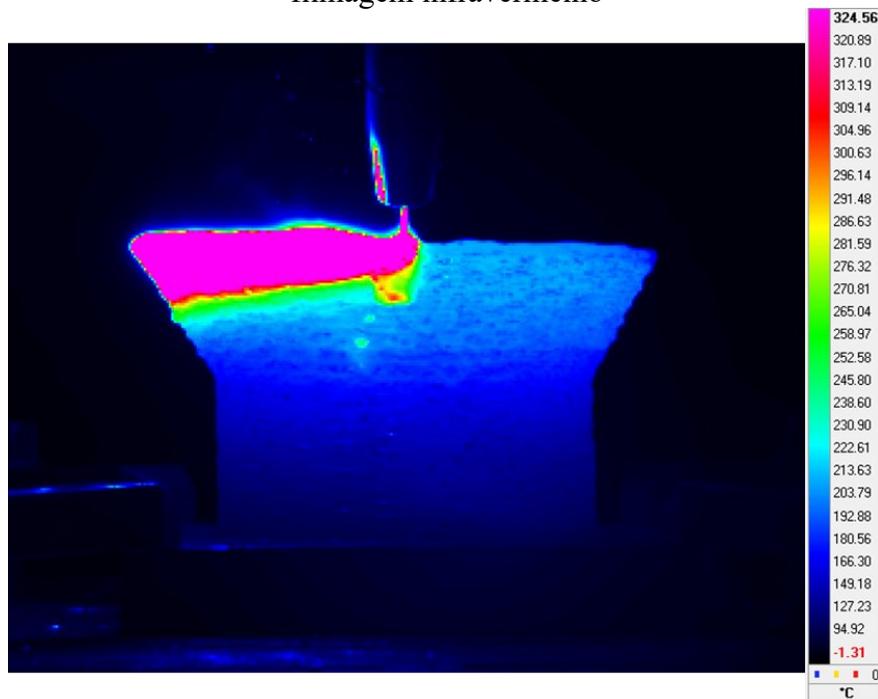
Fonte: Elaborado pelo autor

Nas camadas de transição entre o corpo cilíndrico e o corpo cônico foram notados sobressaltos de material na região externa do componente. Esses sobressaltos têm origem na alteração acentuada do ângulo de posicionamento da tocha, e desta forma a deposição de material não ocorreu sobre a linha de centro da última camada do cordão de solda. Um processo de usinagem posterior eliminaria os sobressaltos ocorridos na manufatura. A base do componente não apresentou distorções verticais suficientemente grandes para serem mensuradas.

4.2.5.2 Resultados da análise térmica do componente Boca de Sino

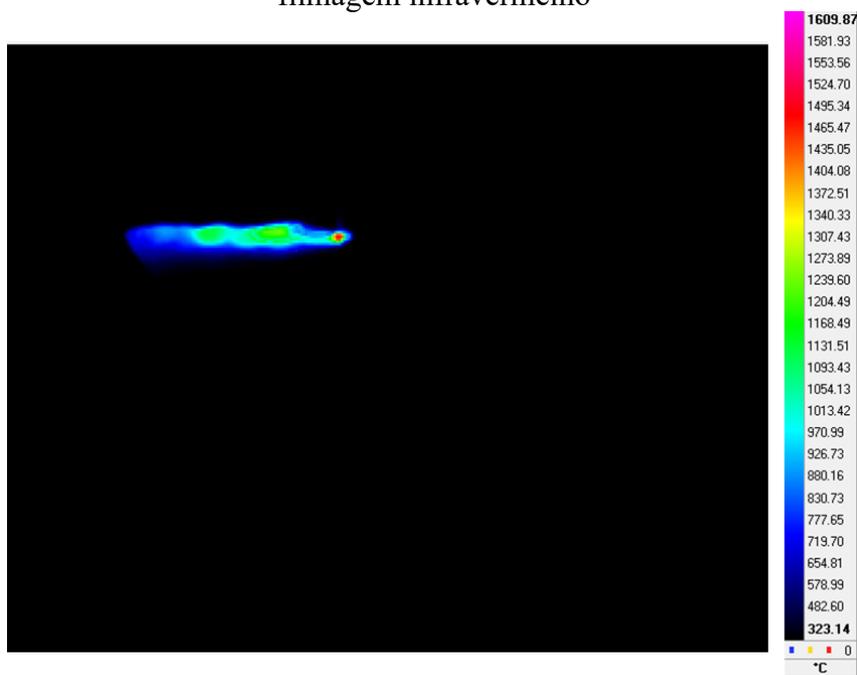
Foram comparados os perfis de temperatura no componente durante o processo de fabricação utilizando duas faixas de temperatura: 0-300°C e 300-1500°C. Na Figura 78 é apresentada a captura da filmagem infravermelho da deposição da 22ª camada do componente Boca de Sino para a faixa entre 0-300°C. Na Figura 79 é apresentada a captura da filmagem infravermelho da deposição da 22ª camada do componente Boca de Sino para a faixa entre 300-1500°C. Ambas as imagens foram analisadas pelo software Altair.

Figura 78 – Faixa de medição entre 0-300°C medido no componente Boca de Sino por filmagem infravermelho



Fonte: Elaborado pelo autor

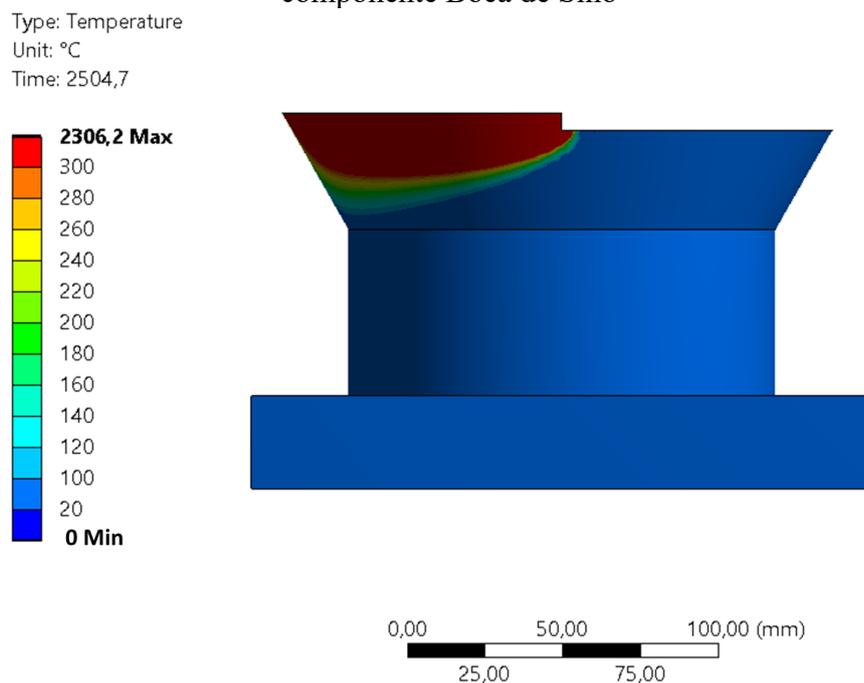
Figura 79 – Faixa de medição entre 300-1500°C medido no componente Boca de Sino por filmagem infravermelho



Fonte: Elaborado pelo autor

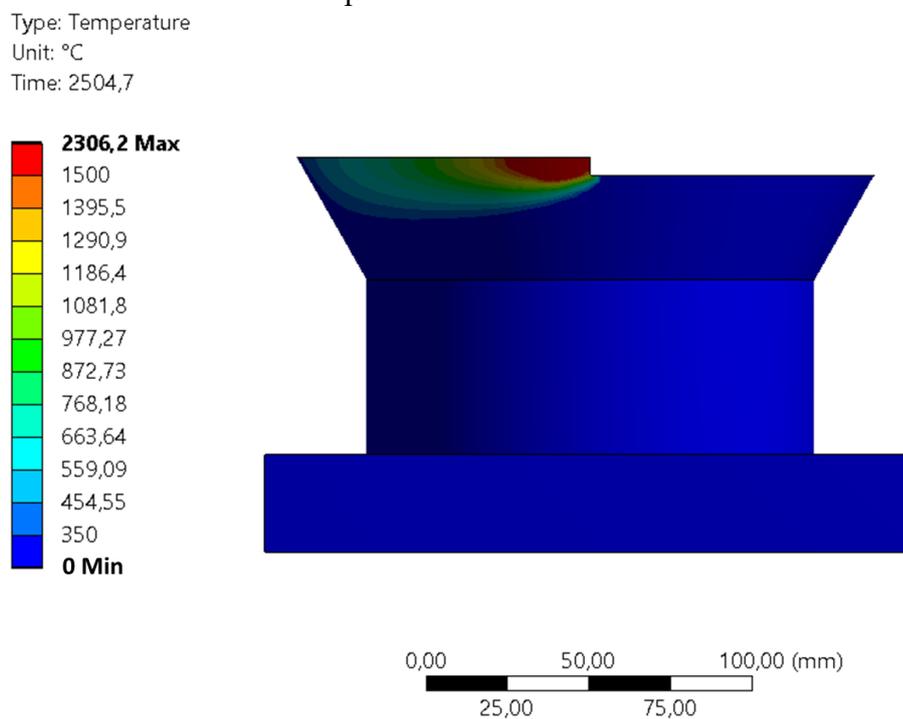
Para a comparação com a análise numérica, na Figura 80 são apresentados os resultados da temperatura da análise térmica transiente da deposição da 22ª camada do componente Boca de Sino com a escala de temperaturas para a faixa entre 0-300°C. Na Figura 81 são apresentados os resultados da temperatura da deposição da 22ª camada do componente Boca de Sino com a escala de temperaturas para a faixa entre 300-1500°C.

Figura 80 – Resultado do campo de temperaturas entre 0-300°C da simulação numérica no componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 81 – Resultado do campo de temperaturas entre 300-1500°C da simulação numérica no componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Foi possível verificar que para ambas as faixas de temperatura, o perfil de temperatura do componente visualizado na análise numérica concorda com o perfil medido

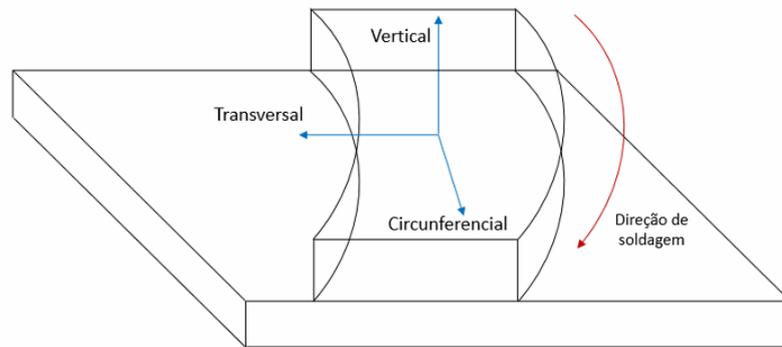
experimentalmente, particularmente para a faixa de temperatura de 0-300 C°. Comparando os resultados para a faixa de temperatura entre 0-300 C°, as temperaturas observadas ao longo da parede apresentaram valores inferiores as temperaturas medidas experimentalmente. Esta diferença pode ser explicada pelo coeficiente constante de convecção térmica ao longo da parede. Para altas temperaturas o coeficiente de convecção apresentou valores mais elevados do que para baixas temperaturas (SHAN et al., 2009). A utilização de um coeficiente constante de convecção ocasionou uma troca de calor com o ambiente subestimada nas regiões de maior temperatura e uma troca de calor com o ambiente superestimada nas regiões de menor temperatura. Por outro lado, o uso de coeficientes dependente da temperatura ocasionou um aumento da não linearidade do problema transiente térmico. Comparando os resultados para a faixa de temperatura entre 300-1500°C, foi possível observar temperaturas superiores ao longo de toda a última camada na imagem por infravermelho. Uma hipótese para a diferença de temperatura é as propriedades do material térmicas terem sido consideradas constantes para toda a região fora da fonte de calor. Assim, os elementos da última camada deveriam apresentar um coeficiente de condução térmica superior ao usado na análise e, conseqüentemente, possuir um maior fluxo de calor e maior temperaturas nessa região. O uso do coeficiente de convecção constante na análise também pode ter influenciado nessa diferença de temperatura.

De forma similar à análise térmica do componente Parede Fina Reta, não foi possível prever com acuracidade a temperatura na região dentro da zona de fusão devido à complexidade dos efeitos da mudança de fase do material e do movimento de fluido, sendo, portanto, fora do escopo da proposta deste trabalho de dissertação.

4.2.5.3 Resultados da análise estrutural do componente Boca de Sino

Nesta seção serão apresentados os resultados da análise numérica no que diz respeito às distorções e tensões residuais para o componente Boca de Sino. De forma semelhante a manufatura aditiva do componente Parede Fina Reta, a direção das tensões residuais de maiores magnitudes é a direção de soldagem, como será verificado posteriormente nesta seção. Porém, na manufatura do componente Boca de Sino, a direção de soldagem foi na orientação circunferencial em relação ao centro do componente. Sendo o componente Boca de Sino simétrico em relação ao eixo vertical, será utilizada a seguinte nomenclatura em relação as direções das tensões: Tensão circunferencial, para a tensão na direção de soldagem (ou direção tangencial a parede); Tensão transversal, para a tensão na direção radial a parede; Tensão vertical, para a tensão na direção axial a parede. A orientação das direções das tensões em relação a parede está ilustrada na Figura 82.

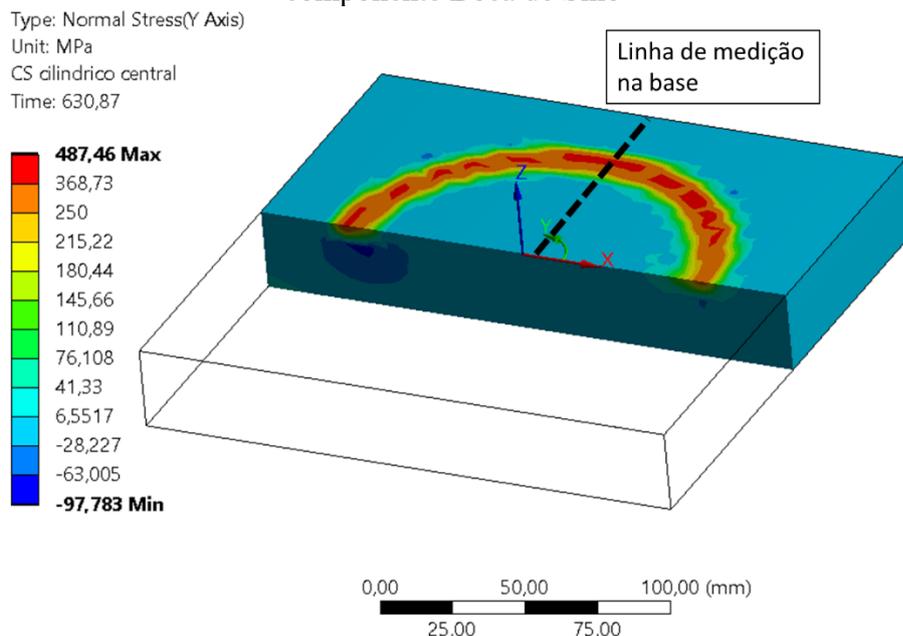
Figura 82 – Orientações das direções das tensões em relação a parede cilíndrica



Fonte: Elaborado pelo autor

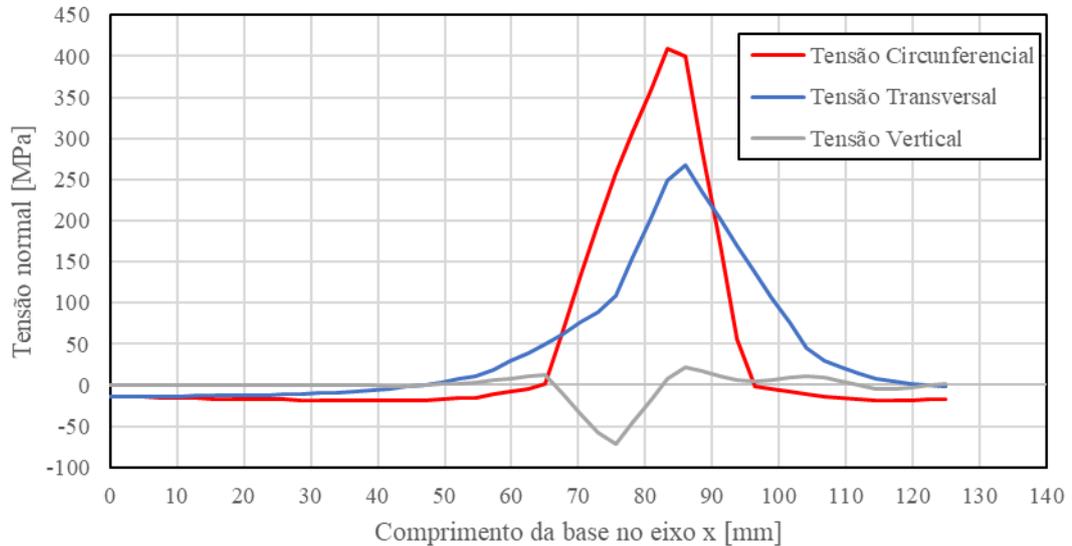
Na Figura 83 é apresentada a tensão circunferencial na base do componente Boca de Sino. Para avaliar a distribuição das tensões na base, foi realizado um gráfico com os valores das tensões residuais nas três direções obtidos numericamente, na linha de medição na superfície da base do componente. Esta linha de medição está localizada a 90° do ponto de início de deposição de cada camada. Desta forma, buscou-se minimizar os efeitos transientes do início e do fim da deposição de material na distribuição de distorções e tensões residuais na linha de medição. O gráfico das tensões obtidas está representado na Figura 84. A linha de medição também está representada na Figura 83.

Figura 83 – Resultado das tensões circunferenciais da simulação numérica na base do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 84 – Tensões residuais da simulação numérica nas três direções da linha de medição na base do componente Boca de Sino



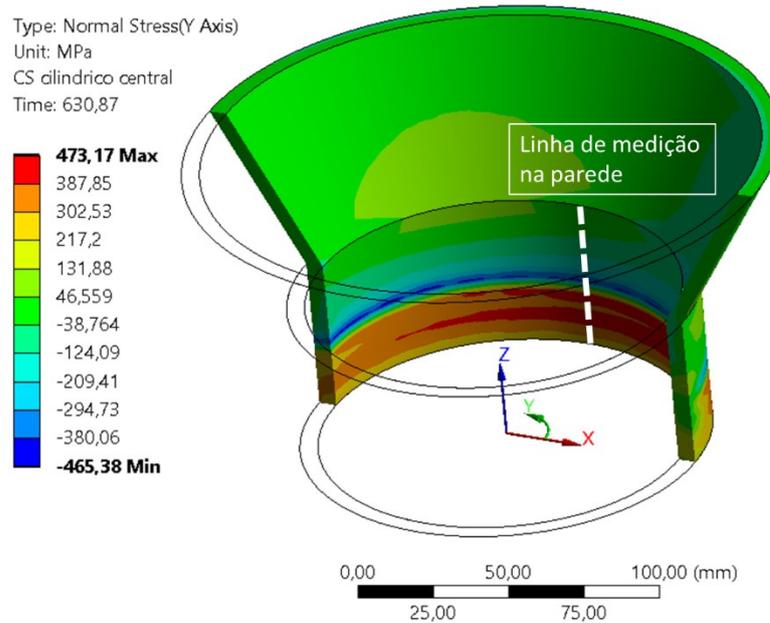
Fonte: Elaborado pelo autor

Os resultados de tensão residual estavam de acordo com o esperado fisicamente na soldagem de paredes de geometria cilíndrica. A direção de tensão residual de maior amplitude foi a direção circunferencial, sendo essa paralela a direção de soldagem. A base do componente apresentou valores consideráveis de tensão transversal devido a variação da orientação da direção de soldagem. A razão entre a tensão máxima circunferencial e a tensão máxima transversal está relacionada ao diâmetro do componente e conseqüentemente a taxa de variação da direção de soldagem. Na região próxima a parede soldada, as tensões circunferenciais e transversais na base apresentaram comportamento de tração. A região da base internas a circunferência apresentou tensões circunferenciais e transversais de comportamento compressivo, porém de baixa magnitude. As tensões verticais apresentaram uma inversão nos seus valores ao longo da região próxima da parede, sendo compressivas na região interna e trativas na região externa, exibindo um comportamento de flexão na base da parede. Devido a elevada espessura da base do componente, o comportamento de flexão não gerou distorções geométricas na parede do componente. A base do componente não apresentou valores consideráveis de tensão circunferencial fora da região da superfície superior do componente.

Na Figura 85 é apresentada a tensão circunferencial na parede dos corpos cilíndrico e cônico do componente Boca de Sino. Para avaliar a distribuição das tensões ao longo da parede, também foi realizado um gráfico com os valores das tensões residuais nas três direções obtidos numericamente, na linha de medição na superfície interior da parede do corpo cilíndrico do

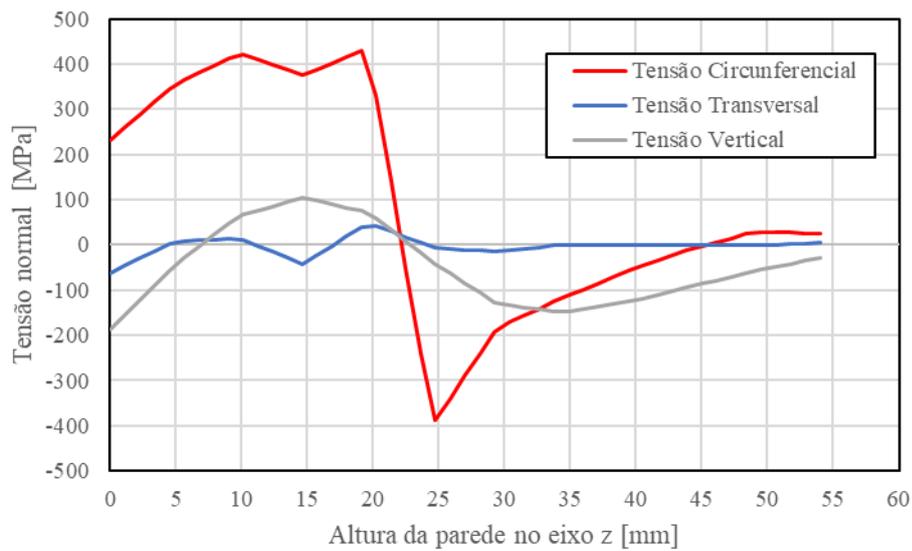
componente. Esta linha de medição também está localizada a 90° do ponto de início de deposição de cada camada. O gráfico das tensões obtidas está representado na Figura 86. A linha de medição também está representada na Figura 85.

Figura 85 – Resultado das tensões circunferenciais da simulação numérica na parede do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

Figura 86 – Tensões residuais da simulação numérica nas três direções da linha de medição na parede do componente Boca de Sino



Fonte: Elaborado pelo autor

De forma similar à base do componente, a direção da tensão residual que apresentou maior magnitude na parede do componente é na direção circunferencial. Na região próxima a base do componente, a tensão circunferencial foi trativa, e mantém valores elevados até sua queda acentuada a 20 mm de altura em relação a base. A tensão circunferencial assumiu valores compressivos na parede até se aproximar da parte cônica do corpo, quando se aproxima de zero. Comparando com os resultados de tensão longitudinal do componente Parede Fina Reta, a tensão longitudinal trativa apresentou um comportamento linear decrescente ao longo de toda a altura. A diferença de comportamento entre ambas as geometrias pode ser explicada pela influência das tensões transversais na tensão circunferencial da parede devido a alteração da orientação de soldagem. Variações na modelagem da condição de contorno da mesa de operações na base do componente também podem provocar variações na altura na qual há inversão de tensões circunferenciais trativas para tensões compressivas na parede do componente. A curva de tensões na direção vertical seguiu o comportamento da curva de tensões circunferenciais, porém iniciando com comportamento compressivo. As tensões na direção transversal não apresentaram grande magnitude em relação as outras duas direções.

5 CONCLUSÃO

Este trabalho se propôs a desenvolver um modelo termomecânico de avaliação das distorções e das tensões residuais em componentes de paredes finas geradas por manufatura aditiva por deposição a arco por meio da análise numérica via método de elementos finitos. Neste trabalho foram realizados a modelagem numérica e o teste experimental do processo de fabricação de dois componentes por WAAM por meio do MEF. Um dos objetivos específicos do trabalho foi comparar os resultados obtidos numericamente para as temperaturas e distorções no componente com os valores medidos experimentalmente. Os modelos numéricos foram realizados por uma análise termomecânica, composta de uma análise térmica transiente acoplada em série a uma análise mecânica estática por meio do campo de temperatura obtido. Pelo fato deste trabalho tratar da simulação do processo de fabricação por MA, foi utilizada a modelagem da deposição de material pelo método de B&D de elementos. Inicialmente, foram realizados a construção do modelo numérico e o ensaio da fabricação do componente Parede Fina Reta com o objetivo de validar um modelo inicial e torná-lo mais robusto numericamente. Foram utilizadas propriedades dos materiais dependentes da temperatura, assim como a fonte de calor foi configurada com o modelo de elipsoide duplo. Em seguida foram realizados a análise numérica e o teste experimental da fabricação do modelo reduzido do componente Boca de Sino, componente da indústria de Óleo e Gás e operações offshore. Este desenvolvimento teve como o objetivo validar um modelo numérico otimizado para uma geometria de maior complexidade. As propriedades térmicas do material foram consideradas independentes da temperatura, mas dependentes a posição da fonte de calor. A fonte de calor, por sua vez foi configurada com o modelo volumétrico.

Para ambos os testes experimentais foi realizado a medição das temperaturas e distorções dos componentes, a fim de validar os resultados obtidos numericamente. As temperaturas foram medidas por meio de imagens por câmera infravermelho e termopares acoplados na base do componente. As distorções na base foram medidas por meio de paquímetros.

5.1 CONCLUSÕES GERAIS

A partir dos resultados obtidos da análise numérica e dos valores medidos experimentalmente foi possível realizar as seguintes conclusões:

- Foi possível construir um modelo termomecânico, acoplando uma análise térmica transiente com uma análise estrutural estática pelo MEF dentro do software ANSYS, que obtivesse uma distribuição de temperaturas dos componentes durante o processo de fabricação. O modelo também possibilitou obter uma distribuição de tensões e deslocamentos no componente antes e depois da soldura do grampo. Os resultados de distribuição de temperaturas no componente assim como as distorções verticais na base do componente concordaram com os valores medidos experimentalmente;
- Na análise térmica, foi possível observar um gradiente de temperaturas mais suave no componente Parede Fina Reta devido ao uso de um coeficiente de convecção constante e independente da temperatura. Na análise do componente Boca de Sino, o uso de parâmetros térmicos, como coeficiente de condutividade térmica, dependentes da posição, resultou em temperaturas menores na última camada depositada;
- Na análise estrutural do componente Parede Fina Reta, foi possível observar que as tensões residuais de maiores magnitudes são as orientadas na direção de soldagem. Na base do componente, as tensões longitudinais são trativas próximas da base da parede e se tornam compressivas rapidamente ao se distanciar da parede. Na parede do componente, as tensões longitudinais se iniciam trativas na base e sofrem uma queda linear ao longo da altura até se tornarem compressivas no topo da parede. Após a soldura dos grampos a análise apresentou o desenvolvimento das distorções no componente em acordo com os valores medidos experimentalmente. A soldura dos grampos ocasionou um alívio das tensões residuais, gerando uma redistribuição de tensões no componente;
- Na análise estrutural do componente Boca de Sino, a distribuição de tensões apresentou um comportamento semelhante ao do componente Parede Fina Reta, porém a direção de soldagem neste componente é a direção circunferencial em relação ao centro do componente. As tensões circunferenciais na parede do componente Boca de Sino não apresentou uma queda de tensão linear ao longo da parede. O corpo cônico do componente não apresentou grandes níveis de tensões circunferenciais. As tensões na direção transversal apresentaram valores consideráveis devido a alteração da direção de soldagem ao longo da trajetória circular da deposição da camada;
- Ao analisar o ciclo térmico de diferentes nós ao longo da passagem da fonte de calor no modelo numérico, foi observado o comportamento da origem das tensões residuais no processo de soldagem. O modelo conseguiu capturar o surgimento das deformações

plásticas térmicas ocasionadas pela redução do parâmetro de tensão de escoamento do material devido a temperatura. Nos nós mais afastados da passagem da fonte de calor, foram observados o surgimento indireto de tensões residuais compressivas.

- Em relação as limitações do modelo numérico, este apresentou bastante dependência do usuário quanto a criação da malha de elementos, a qual deve estar de acordo com a divisão vertical das camadas. Os parâmetros associados às condições de contorno térmica, em particular o coeficiente de convecção, podem ser mais bem condicionados, aproximando-se da realidade do teste experimental. A simulação numérica estrutural, por sua vez, apresentou dificuldade de convergência em relação ao contato não linear do corpo rígido com a base do componente.

5.2 TRABALHOS FUTUROS

Por se tratar do primeiro trabalho de simulação do processo de manufatura aditiva no GRANTE, o trabalho realizado foi uma modelagem inicial do processo de fabricação por WAAM por meio do MEF. Desta forma, para aprofundar os conhecimentos acerca da modelagem numérica do processo termomecânico e aprimorar o modelo desenvolvido neste trabalho, sugere-se:

- Realizar testes experimentais da manufatura por WAAM do componente Parede Fina Reta com o objetivo de medir as tensões residuais nas superfícies do componente experimentalmente, tanto na região da base como na região da parede manufaturada;
- Adicionar uma análise de microestrutura e mudança de fase do material durante a análise numérica. É possível, pelo MEF, efetuar uma análise de microestrutura intermediária que receba os resultados de temperatura e tempo da análise transiente térmica e altere as propriedades mecânicas do material para a análise estrutural;
- Considerar as características anisotrópicas das propriedades mecânicas do material da parede depositada. As paredes produzidas por manufatura aditiva apresentam uma variação nas propriedades mecânicas em relação ao sentido de deposição de material;
- Investigar o emprego da modelagem apresentada na manufatura aditiva de componentes de diferentes geometrias.
- Realizar um estudo de sensibilidade do modelo numérico para diferentes parâmetros de soldagem. É possível comparar as distorções e tensões residuais observadas no

modelo numérico ao variar as velocidades de soldagem e de alimentação com os valores medidos experimentalmente;

- Realizar um estudo da influência das diferentes trajetórias de deposição das camadas na tensão residual final do componente. As trajetórias de deposição podem abranger tanto o sentido da deposição de cada camada como também a ordem da deposição das camadas;

REFERÊNCIAS

- 52900, I. (2015). Standard Terminology for Additive Manufacturing Technologies—General Principles—Terminology. Em *ASTM Book of Standards* (p. 1–9). ASTM International West Conshohocken, PA.
- Abe, T., Kaneko, J., & Sasahara, H. (2020). Thermal sensing and heat input control for thin-walled structure building based on numerical simulation for wire and arc additive manufacturing. *Additive Manufacturing*, 35, 101357. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101357>
- Ahn, D.-G. (2016). Direct metal additive manufacturing processes and their sustainable applications for green technology: A review. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, 3(4), 381–395. <https://doi.org/10.1007/s40684-016-0048-9>
- Ahn, D.-G. (2021). Directed Energy Deposition (DED) Process: State of the Art. *International Journal of Precision Engineering and Manufacturing-Green Technology*, 8(2), 703–742. <https://doi.org/10.1007/s40684-020-00302-7>
- Ali, H., Ma, L., Ghadbeigi, H., & Mumtaz, K. (2017). In-situ residual stress reduction, martensitic decomposition and mechanical properties enhancement through high temperature powder bed pre-heating of Selective Laser Melted Ti6Al4V. *Materials Science and Engineering: A*, 695, 211–220. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.msea.2017.04.033>
- Armstrong, M., Mehrabi, H., & Naveed, N. (2022). An overview of modern metal additive manufacturing technology. *Journal of Manufacturing Processes*, 84, 1001–1029. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2022.10.060>
- British Iron and Steel Research Association: Dr. C. F. Goodeve, F.R.S. (1945). *Nature*, 156(3953), 138. <https://doi.org/10.1038/156138b0>
- Callister, W. D., & Rethwisch, D. G. (2014). *Materials Science and Engineering*. Wiley. <https://books.google.ch/books?id=99UeMAEACAAJ>
- Chen, S., Gao, H., Zhang, Y., Wu, Q., Gao, Z., & Zhou, X. (2022). Review on residual stresses in metal additive manufacturing: formation mechanisms, parameter dependencies, prediction and control approaches. *Journal of Materials Research and Technology*, 17, 2950–2974. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2022.02.054>

- Chin, R. K., Beuth, J. L., & Amon, C. H. (1996). Thermomechanical modeling of molten metal droplet solidification applied to layered manufacturing. *Mechanics of Materials*, 24(4), 257–271. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0167-6636\(96\)00037-3](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0167-6636(96)00037-3)
- Colegrove, P., Ikeagu, C., Thistlethwaite, A., Williams, S., Nagy, T., Suder, W., Steuwer, A., & Pirling, T. (2009). Welding process impact on residual stress and distortion. *Science and Technology of Welding and Joining*, 14, 717–725. <https://doi.org/10.1179/136217109X406938>
- Crump, S. S. (1992). *Apparatus and method for creating three-dimensional objects*. Google Patents.
- Deng, D. (2009). FEM prediction of welding residual stress and distortion in carbon steel considering phase transformation effects. *Materials & Design*, 30, 359–366. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2008.04.052>
- Deng, D., Liu, X., He, J., & Liang, W. (2016). Investigating the influence of external restraint on welding distortion in thin-plate bead-on joint by means of numerical simulation and experiment. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 82(5), 1049–1062. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7413-7>
- Ding, D., Pan, Z., Cuiuri, D., & Li, H. (2015). Wire-feed additive manufacturing of metal components: technologies, developments and future interests. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 81(1), 465–481. <https://doi.org/10.1007/s00170-015-7077-3>
- Ding, D., Zhang, S., Lu, Q., Pan, Z., Li, H., & Wang, K. (2021). The well-distributed volumetric heat source model for numerical simulation of wire arc additive manufacturing process. *Materials Today Communications*, 27, 102430. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.mtcomm.2021.102430>
- Ding, J. (2012). *Thermo-mechanical Analysis of Wire and Arc Additive Manufacturing Process* [PhD Thesis]. Cranfield University.
- Ding, J., Colegrove, P., Mehnen, J., Ganguly, S., Sequeira Almeida, P. M., Wang, F., & Williams, S. (2011). Thermo-mechanical analysis of Wire and Arc Additive Layer Manufacturing process on large multi-layer parts. *Computational Materials Science*, 50(12), 3315–3322. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2011.06.023>
- Dornelles, J. M. (2022). *Análise da influência da frequência de alimentação dinâmica de arame na soldagem com processo plasma de aço inoxidável 309L aplicada à manufatura aditiva*. Universidade Federal De Santa Catarina.

- Doubenskaia, M. A., Zhirnov, I. V., Teleshevskiy, V. I., Bertrand, P., & Smurov, I. Y. (2015). Determination of True Temperature in Selective Laser Melting of Metal Powder Using Infrared Camera. *Materials Science Forum*, 834, 93–102. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.834.93>
- Fu, J., Gong, L., Zhang, Y., Wu, Q., Shi, X., Chang, J., & Lu, J. (2017). Microstructure and Mechanical Properties of Ti-6Al-4V Fabricated by Vertical Wire Feeding with Axisymmetric Multi-Laser Source. *Applied Sciences*, 7(3). <https://doi.org/10.3390/app7030227>
- Galeazzi, D., Silva, R. H. G. e., Pigozzo, I. O., da Rosa, A. F., Pereira, A. S., & Marques, C. (2022). Analysis of current pulse during short-circuit phase in CMT version of GMAW process under a view of additive manufacturing. *Welding in the World*, 66(7), 1369–1380. <https://doi.org/10.1007/s40194-022-01298-1>
- Galeazzi, D., Silva, R. H. G. e., Viviani, A. B., Jaeger, P. R., & Schwedersky, M. B. (2022). Evaluation of thermal and geometric properties of martensitic stainless steel thin walls built by additive manufacturing cold metal transfer (CMT) processes. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 120(3), 2151–2165. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-08921-x>
- Ganeriwala, R. K., Hodge, N. E., & Solberg, J. M. (2021). Towards improved speed and accuracy of laser powder bed fusion simulations via multiscale spatial representations. *Computational Materials Science*, 187, 110112. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.commatsci.2020.110112>
- Gery, D., Long, H., & Maropoulos, P. (2005). Effects of welding speed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding. *Journal of Materials Processing Technology*, 167, 393–401. <https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2005.06.018>
- Goldak, J., & Akhlaghi, M. (2005). Computer Simulation of Welding Processes. Em J. A. Goldak & M. Akhlaghi (Orgs.), *Computational Welding Mechanics* (p. 16–69). Springer US. https://doi.org/10.1007/0-387-23288-5_2
- Goldak, J., Chakravarti, A., & Bibby, M. (1984). A new finite element model for welding heat sources. *Metallurgical Transactions B*, 15(2), 299–305. <https://doi.org/10.1007/BF02667333>
- Gonzalez-Gutierrez, J., Cano, S., Schuschnigg, S., Kukla, C., Sapkota, J., & Holzer, C. (2018). Additive Manufacturing of Metallic and Ceramic Components by the Material Extrusion of Highly-Filled Polymers: A Review and Future Perspectives. *Materials*, 11(5). <https://doi.org/10.3390/ma11050840>

- Hönnige, J. R., Colegrove, P. A., Ahmad, B., Fitzpatrick, M. E., Ganguly, S., Lee, T. L., & Williams, S. W. (2018). Residual stress and texture control in Ti-6Al-4V wire + arc additively manufactured intersections by stress relief and rolling. *Materials & Design*, *150*, 193–205. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2018.03.065>
- Hu, D., & Kovacevic, R. (2003). Modelling and measuring the thermal behaviour of the molten pool in closed-loop controlled laser-based additive manufacturing. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, *217*(4), 441–452. <https://doi.org/10.1243/095440503321628125>
- Huang, H., Ma, N., Chen, J., Feng, Z., & Murakawa, H. (2020). Toward large-scale simulation of residual stress and distortion in wire and arc additive manufacturing. *Additive Manufacturing*, *34*, 101248. <https://doi.org/10.1016/j.addma.2020.101248>
- Ji, L., Lu, J., Tang, S., Wu, Q., Wang, J., Ma, S., Fan, H., & Liu, C. (2018). Research on Mechanisms and Controlling Methods of Macro Defects in TC4 Alloy Fabricated by Wire Additive Manufacturing. *Materials*, *11*(7). <https://doi.org/10.3390/ma11071104>
- Jiang, X., Xiong, W., Wang, L., Guo, M., & Ding, Z. (2020). Heat treatment effects on microstructure-residual stress for selective laser melting AlSi10Mg. *Materials Science and Technology*, *36*(2), 168–180. <https://doi.org/10.1080/02670836.2019.1685770>
- Joe, H.-E., Kang, E.-G., & Jun, M. (2018). A Review of State of the Art of Electron Beam and Ion Beam Machining. *Journal of the Korean Society for Precision Engineering*, *35*, 241–252. <https://doi.org/10.7736/KSPE.2018.35.3.241>
- Keicher, D., Atwood, C., Greene, D., Griffith, M., Jeantette, F., Romero, J., Schanwald, L., & Schmale, D. (2023). *Energy-beam-driven rapid fabrication system*.
- Keprate, A. (2014). *Appraisal of Riser Concepts for FPSO* [PhD Thesis]. University of Stavanger.
- Kok, Y., Tan, X. P., Wang, P., Nai, M. L. S., Loh, N. H., Liu, E., & Tor, S. B. (2018). Anisotropy and heterogeneity of microstructure and mechanical properties in metal additive manufacturing: A critical review. *Materials & Design*, *139*, 565–586. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2017.11.021>
- Kurose, T., Abe, Y., Santos, M. V. A., Kanaya, Y., Ishigami, A., Tanaka, S., & Ito, H. (2020). Influence of the Layer Directions on the Properties of 316L Stainless Steel Parts Fabricated through Fused Deposition of Metals. *Materials*, *13*(11). <https://doi.org/10.3390/ma13112493>
- Li, R., Wang, G., Zhao, X., Dai, F., Huang, C., Zhang, M., Chen, X., Song, H., & Zhang, H. (2021). Effect of path strategy on residual stress and distortion in laser and cold metal

- transfer hybrid additive manufacturing. *Additive Manufacturing*, 46, 102203. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.addma.2021.102203>
- Li, Y., Su, C., & Zhu, J. (2022). Comprehensive review of wire arc additive manufacturing: Hardware system, physical process, monitoring, property characterization, application and future prospects. *Results in Engineering*, 13, 100330. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.rineng.2021.100330>
- Li, Y., Sun, Y., Han, Q., Zhang, G., & Horváth, I. (2018). Enhanced beads overlapping model for wire and arc additive manufacturing of multi-layer multi-bead metallic parts. *Journal of Materials Processing Technology*, 252, 838–848. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2017.10.017>
- Li, Z., Liu, C., Xu, T., Ji, L., Wang, D., Lu, J., Ma, S., & Fan, H. (2019). Reducing arc heat input and obtaining equiaxed grains by hot-wire method during arc additive manufacturing titanium alloy. *Materials Science and Engineering: A*, 742, 287–294. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.msea.2018.11.022>
- Lin, Z., Goulas, C., Ya, W., & Hermans, M. J. M. (2019). Microstructure and Mechanical Properties of Medium Carbon Steel Deposits Obtained via Wire and Arc Additive Manufacturing Using Metal-Cored Wire. *Metals*, 9(6). <https://doi.org/10.3390/met9060673>
- Lindgren, L.-E. (2001). Finite Element Modeling and Simulation of Welding. Part 2: Improved Material Modeling. *Journal of Thermal Stresses*, 24(3), 195–231. <https://doi.org/10.1080/014957301300006380>
- Lindgren, L.-E. (2006). Numerical modelling of welding. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 195(48), 6710–6736. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cma.2005.08.018>
- Mahin, K., Winters, W., Holden, T., & Hosbons, R. (1991). Prediction and measurements of residual elastic strain distributions in gas tungsten arc welds. *Welding Journal*, 70(9), 245–260.
- Marinelli, G., Martina, F., Lewtas, H., Hancock, D., Mehraban, S., Lavery, N., Ganguly, S., & Williams, S. (2019). Microstructure and thermal properties of unalloyed tungsten deposited by Wire + Arc Additive Manufacture. *Journal of Nuclear Materials*, 522, 45–53. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jnucmat.2019.04.049>
- MASUBUCHI, K. (1980). CHAPTER 3 - Fundamental Information on Residual Stresses. Em K. MASUBUCHI (Org.), *Analysis of Welded Structures* (p. 88–111). Pergamon. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/B978-0-08-022714-6.50010-1>

- Michaleris, P., & DeBiccari, A. (1997). Prediction of Welding Distortion. *Welding Journal*, 172–179.
- Miyanaaji, H., Zhang, S., & Yang, L. (2018). A new physics-based model for equilibrium saturation determination in binder jetting additive manufacturing process. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 124, 1–11. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2017.09.001>
- Negi, S., Nambolan, A. A., Kapil, S., Joshi, P. S., R., M., Karunakaran, K. P., & Bhargava, P. (2020). Review on electron beam based additive manufacturing. *Rapid Prototyping Journal*, 26(3), 485–498. <https://doi.org/10.1108/RPJ-07-2019-0182>
- Nickel, A. H., Barnett, D. M., & Prinz, F. B. (2001). Thermal stresses and deposition patterns in layered manufacturing. *Materials Science and Engineering: A*, 317(1), 59–64. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(01\)01179-0](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0921-5093(01)01179-0)
- Ou, W., Wei, Y., Liu, R., Zhao, W., & Cai, J. (2020). Determination of the control points for circle and triangle route in wire arc additive manufacturing (WAAM). *Journal of Manufacturing Processes*, 53, 84–98. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmapro.2020.02.003>
- Ouyang, J. H., Wang, H., & Kovacevic, R. (2002). Rapid prototyping of 5356-aluminum alloy based on variable polarity gas tungsten arc welding: Process control and microstructure. *Materials and Manufacturing Processes - MATER MANUF PROCESS*, 17, 103–124. <https://doi.org/10.1081/AMP-120002801>
- Pan, Z., Ding, D., Wu, B., Cuiuri, D., Li, H., & Norrish, J. (2018). Arc Welding Processes for Additive Manufacturing: A Review. Em S. Chen, Y. Zhang, & Z. Feng (Orgs.), *Transactions on Intelligent Welding Manufacturing* (p. 3–24). Springer Singapore.
- Rodríguez, N. K., Vázquez, L., Huarte, I., Arruti, E., Tabernero, I., & Álvarez, P. (2018). Wire and arc additive manufacturing: a comparison between CMT and TopTIG processes applied to stainless steel. *Welding in the World*, 62, 1083–1096. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:139627519>
- Sachs, E., Cima, M., & Cornie, J. (1990). Three-dimensional printing: rapid tooling and prototypes directly from a CAD model. *CIRP annals*, 39(1), 201–204.
- Seidel, C., & Zaeh, M. F. (2018). Multi-scale Modelling Approach for Contributing to Reduced Distortion in Parts Made by Laser-based Powder Bed Fusion. *Procedia CIRP*, 67, 197–202. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.procir.2017.12.199>
- Shan, X., Davies, C. M., Wangsdan, T., O'Dowd, N. P., & Nikbin, K. M. (2009). Thermo-mechanical modelling of a single-bead-on-plate weld using the finite element method.

- International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 86(1), 110–121.
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.ijpvp.2008.11.005>
- Shan, X. Y., Tan, M. J., & O’Dowd, N. P. (2007). Developing a realistic FE analysis method for the welding of a NET single-bead-on-plate test specimen. *Journal of Materials Processing Technology*, 192–193, 497–503.
<https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.jmatprotec.2007.04.080>
- Silva, F. L. dos S. (2019). *Manufatura Aditiva De Paredes Inclínadas Utilizando O Processo Cmt Advanced E Alumínio Como Material De Adição* [Dissertação de mestrado]. Universidade Federal de Santa Catarina.
- Spencer, J. D., Dickens, P. M., & Wykes, C. M. (1998). Rapid prototyping of metal parts by three-dimensional welding. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, 212(3), 175–182.
<https://doi.org/10.1243/0954405981515590>
- Suwanpreecha, C., & Manonukul, A. (2022). On the build orientation effect in as-printed and as-sintered bending properties of 17-4PH alloy fabricated by metal fused filament fabrication. *Rapid Prototyping Journal*, 28(6), 1076–1085. <https://doi.org/10.1108/RPJ-07-2021-0174>
- Swanson, by G. J. D. and J. A. (1985). *ANSYS engineering analysis system user’s manual*. Houston, Pa.: Swanson Analysis Systems, 1985.
<https://search.library.wisc.edu/catalog/999581007202121>
- Tatemoto, V. S. A., Galeazzi, D., & Pereira, J. C. de C. (2023a). Thermomechanical analysis of Wire Arc Additive Manufacturing of the Bell Mouth component of offshore facilities. *2nd Edition of International Conference on Oil, Gas and Petroleum Engineering*.
- Tatemoto, V. S. A., Galeazzi, D., & Pereira, J. C. de C. (2023b, dezembro). Thermomechanical analysis of wire arc additive manufacturing by finite element method. *27th ABCM International Congress of Mechanical Engineering*.
- Tsai, C. L., Park, S. C., & Cheng, W. T. (1999). Welding Distortion of a Thin-Plate Panel Structure. *Welding Journal*, 78. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:3046300>
- Unger, L., Scheideler, M., Meyer, P., Harland, J., Gorzen, A., Wortmann, M., Dreyer, A., & Ehrmann, A. (2018). Increasing adhesion of 3D printing on textile fabrics by polymer coating. *TEKSTILEC*. <https://api.semanticscholar.org/CorpusID:139935152>
- Vafadar, A., Guzzomi, F., Rassau, A., & Hayward, K. (2021). Advances in Metal Additive Manufacturing: A Review of Common Processes, Industrial Applications, and Current Challenges. *Applied Sciences*, 11(3). <https://doi.org/10.3390/app11031213>

- Vartanian, K., Brewer, L., Manley, K., & Cobbs, T. (2016). Powder bed fusion vs. directed energy deposition benchmark study: Mid-size part with simple geometry. *Optomec, Tech. Rep, 1*.
- Volpato, N., Ahrens, C., Munhoz, A., Costa, C., De Carvalho, J., dos Santos, J., Silva, J., Foggiatto, J., & Fernandes de Lima, M. S. (2017). *Manufatura Aditiva - Tecnologias e aplicações da impressão 3D*.
- Wang, C., Jiang, C., Cai, F., Zhao, Y., Zhu, K., & Chai, Z. (2016). Effect of shot peening on the residual stresses and microstructure of tungsten cemented carbide. *Materials & Design*, 95. <https://doi.org/10.1016/j.matdes.2016.01.101>
- Wang, S., Gu, H., Wang, W., Li, C., Ren, L., Wang, Z., Zhai, Y., & Ma, P. (2020). Study on Microstructural and Mechanical Properties of an Al–Cu–Sn Alloy Wall Deposited by Double-Wire Arc Additive Manufacturing Process. *Materials*, 13(1). <https://doi.org/10.3390/ma13010073>
- Watson, A., Belding, J., & Ellis, B. D. (2020). Characterization of 17-4 PH Processed via Bound Metal Deposition (BMD). *TMS 2020 149th Annual Meeting & Exhibition Supplemental Proceedings*, 205–216.
- Williams, S., Martina, F., Addison, A., Ding, J., Pardal, G., & Colegrove, P. (2015). Wire+Arc Additive Manufacturing. *Materials Science and Technology*, 1743284715Y.000. <https://doi.org/10.1179/1743284715Y.0000000073>
- Wu, B., Pan, Z., Duin, S., & Li, H. (2019). *Thermal Behavior in Wire Arc Additive Manufacturing: Characteristics, Effects and Control* (p. 3–18). https://doi.org/10.1007/978-981-13-3651-5_1
- Xie, D., Lv, F., Yang, Y., Shen, L., Tian, Z., Shuai, C., Chen, B., & Zhao, J. (2022). A Review on Distortion and Residual Stress in Additive Manufacturing. *Chinese Journal of Mechanical Engineering: Additive Manufacturing Frontiers*, 1(3), 100039. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.cjmeam.2022.100039>
- Yasa, E., & Kruth, J.-P. (2011). Application of laser re-melting on selective laser melting parts. *Advances in Production engineering and Management*, 6(4), 259–270.
- Yegyan Kumar, A., Bai, Y., Eklund, A., & Williams, C. B. (2018). The effects of Hot Isostatic Pressing on parts fabricated by binder jetting additive manufacturing. *Additive Manufacturing*, 24, 115–124. <https://doi.org/https://doi.org/10.1016/j.addma.2018.09.021>
- Yehorov, Y., da Silva, L. J., & Scotti, A. (2019). Balancing WAAM Production Costs and Wall Surface Quality through Parameter Selection: A Case Study of an Al-Mg5 Alloy

- Multilayer-Non-Oscillated Single Pass Wall. *Journal of Manufacturing and Materials Processing*, 3(2). <https://doi.org/10.3390/jmmp3020032>
- Zhang, H., Xu, J., & Wang, G. (2003). Fundamental study on plasma deposition manufacturing. *Surface and Coatings Technology*, 171(1), 112–118. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0257-8972\(03\)00250-0](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0257-8972(03)00250-0)
- Zhang, Y., Wu, L., Guo, X., Kane, S., Deng, Y., Jung, Y.-G., Lee, J.-H., & Zhang, J. (2018). Additive Manufacturing of Metallic Materials: A Review. *Journal of Materials Engineering and Performance*, 27(1), 1–13. <https://doi.org/10.1007/s11665-017-2747-y>
- Zhu, X. K., & Chao, Y. J. (2002). Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation. *Computers & Structures*, 80(11), 967–976. [https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0045-7949\(02\)00040-8](https://doi.org/https://doi.org/10.1016/S0045-7949(02)00040-8)

APÊNDICE A – ROTINAS NUMÉRICAS

Neste apêndice é exibido partes das rotinas numérica implementadas dentro da análise térmica transiente no software comercial de elementos finitos ANSYS. As rotinas numéricas foram implementadas na linguagem de programação APDL.

1) ROTINA NUMÉRICA DO NASCIMENTO E MORTE DE ELEMENTOS (B&D)

```
!!Dados de entrada
!h_parede : altura da parede soldada [mm]
!n_camadas_totais : numero de camadas totais da parede soldada
!l_parede : comprimento da parede soldada [mm]
!e_parede : espessura da parede [mm]
!v_solda : velocidade de soldagem [mm/s]
!n_elemento : numero de elementos longitudinais na parede
!solda : selecao do componente da solda (WORKBENCH)

!Parametros auxiliares
l_elemento = l_parede/n_elemento
DT = l_elemento/v_solda
t_solda = l_parede/v_solda
NPT = n_elemento
h_camada = h_parede/n_camadas_totais
t_atual = 0
t_atual_camada = 0

!Morte inicial dos elementos da parede
ALLSEL
CMSEL,s,solda
CM,solda_elem,ELEM
EKILL,solda_elem

!Loop do processo de deposicao das camadas
```

```

*DO,i,1,n_camadas,1
!Loop do nascimento de elementos por camada
*DO,j,1,NPT,1
    t_atual = t_atual + DT
    TIME,t_atual
    t_atual_camada = t_atual_camada + DT
    inst_posi_z = posi_z + v_solda*(t_atual_camada)

!Selecao do volume de ativacao
    CSYS,CS_REF
    lim_front = inst_posi_z + l_elem*0.1
    lim_tras = inst_posi_z - l_elem*1.1
    lim_sup = posi_y + h_camada*1.1
    lim_inf = posi_y - h_camada*0.1
    CMSEL,s,solda
    NSEL,r,LOC,Z,lim_tras,lim_front
    NSEL,r,LOC,Y,lim_inf,lim_sup
    ESLN,r,1,ALL
    CM,solda_instant,ELEM
!Ativacao dos elementos
    EALIVE,solda_instant
    *ENDDO

!Reposicionamento da fonte de calor
    CSYS,CS_REF
    posi_x = 0
    posi_y = posi_y + h_camada
    posi_z = 0
    t_atual_camada = 0
    *ENDDO

```

2) ROTINA NUMÉRICA DA FONTE DE CALOR DE ELIPSOIDE DUPLO (GOLDAK)

```

!!Dados de entrada
!CS_REF : sistema de coordenda de referencia (WORKBENCH)
!posicao_x, posicao_y, inst_posicao_z : posicao do centro da
fonte de calor no CS_REF [mm]
!solda_viva : selecao do componente da solda ativas
!base_elem : selecao do componente da base
!raio_aquec : raio de aquecimento [mm]
!cf_fdc : parametro geometrico C frontal [mm]
!cr_fdc : parametro geometrico C traseiro [mm]
!ff : razao de calor frontal
!fr : razao de calor traseiro
!part1 : parte da equacao de aquecimento de Goldak
independentente da posicao
!a_fdc : parametro geometrico A [mm]
!b_fdc : parametro geometrico B [mm]
!BFE : funcao de aplicacao de calor volumetrico

!Criacao dos sistemas de coordenadas
CSYS,CS_REF
CS_esfer = 100
CLOCAL,CS_esfer,SPHE,posicao_x,posicao_y,inst_posicao_z,0,0,0
CSYS,CS_REF
CS_cart = 101
CLOCAL,CS_cart,CART,posicao_x,posicao_y,inst_posicao_z,0,0,0

!Selecao de elementos para o aquecimento esferico
CSYS,CS_esfer
ALLSEL
CMSEL,s,solda_viva,ELEM
CMSEL,a,base_elem,ELEM
NSEL,s,LOC,X,0,raio_aquec

```

```

ESLN,r,0,ALL
CM,area_aquecida_goldak,ELEM
CMSEL,s,area_aquecida_goldak,ELEM

!Loop da aplicacao de aquecimento em cada elemento
el_atual = 0
el_atual = elnext(el_atual)
*DOWHILE,el_atual
!Coleta da posicao do elemento em relacao a fonte de calor
  CSYS,CS_cart
  *GET,dx,ELEM,el_atual,CENT,X
  *GET,dy,ELEM,el_atual,CENT,Y
  *GET,dz,ELEM,el_atual,CENT,Z
!Selecao de parametros ou frontais ou traseiros
  *IF,dx,gt,0,then
    c_sel = cf_fdc
    f_sel = ff
  *ELSE
    c_sel = cr_fdc
    f_sel = fr
  *ENDIF
!Aplicacao de calor de goldak em cada elemento
  part2 = f_sel*(EXP(-3*(dx/a_fdc)**2))*(EXP(-
3*(dy/b_fdc)**2))*(EXP(-V*(dz/c_sel)**2))/c_sel
  Q_elem = part1*part2
  BFE,el_atual,HGEN,,Q_elem

```

3) ROTINA NUMÉRICA DA FONTE DE CALOR DE CALOR DISTRIBUIDO

```

!!Dados de entrada
!solda_instant : selecao do componente da recem ativado
(definido anteriormente)
!Q_distribuido_local: Potencia de soldagem [W]
!DT : Intervalo de tempo de cada passo no tempo [s]
!BFE : funcao de aplicacao de calor volumetrico

!Aplicacao de calor da FdC distribuida
ALLSEL
CMSEL,s,solda_instant,ELEM
el_atual = 0
el_atual = elnext(el_atual)
!Looping de somatoria de todos os volume da selecao
volume_component = 0
*DOWHILE,el_atual
  *GET,volume_component_elem,ELEM,el_atual,VOLU
  volume_component_elem = volume_component_elem
  volume_component = volume_component+ volume_component_elem
  el_atual = elnext(el_atual)
*ENDDO
!Aplicacao do calor distribuido
*IF,volume_component,GT,1,THEN
  Q_distribuido_local = Q_distribuido/DT
  Q_distribuido_elem = Q_distribuido_local/volume_component
  CMSEL,s,solda_instant,ELEM
  BFE,solda_instant,HGEN,,Q_distribuido_elem
*ENDIF

```