



UNIVERSIDADE FEDERAL RURAL DO SEMI-ÁRIDO
PRÓ-REITORIA DE GRADUAÇÃO
CENTRO DE ENGENHARIAS
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

NELSON LUÍS DO VALE FIGUEIREDO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG EM CHAPAS DE
LIGA DE ALUMÍNIO A356.0**

MOSSORÓ

2018

NELSON LUÍS DO VALE FIGUEIREDO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MAG EM CHAPAS DE
LIGA DE ALUMÍNIO A356.0**

Monografia apresentada a Universidade Federal Rural do Semi-Árido como requisito para obtenção do título de Bacharel em Engenharia Mecânica. Orientador: Daut de Jesus Nogueira Peixoto Couras, Prof. MSc.

MOSSORÓ

2018

© Todos os direitos estão reservados a Universidade Federal Rural do Semi-Árido. O conteúdo desta obra é de inteira responsabilidade do (a) autor (a), sendo o mesmo, passível de sanções administrativas ou penais, caso sejam infringidas as leis que regulamentam a Propriedade Intelectual, respectivamente, Patentes: Lei nº 9.279/1996 e Direitos Autorais: Lei nº 9.610/1998. O conteúdo desta obra tomar-se-á de domínio público após a data de defesa e homologação da sua respectiva ata. A mesma poderá servir de base literária para novas pesquisas, desde que a obra e seu (a) respectivo (a) autor (a) sejam devidamente citados e mencionados os seus créditos bibliográficos.

F476s Figueiredo, Nelson Luís do Vale.
Simulação numérica de processo de soldagem
MIG/MAG em chapas de liga de alumínio A356.0 /
Nelson Luís do Vale Figueiredo. - 2018.
48 f. : il.

Orientador: Daut de Jesus Nogueira Peixoto
Couras.
Monografia (graduação) - Universidade Federal
Rural do Semi-árido, Curso de , 2018.

1. Simulação Numérica. 2. Método dos Elementos
Finitos. 3. Soldagem MIG/MAG. I. Couras, Daut de
Jesus Nogueira Peixoto , orient. II. Título.

O serviço de Geração Automática de Ficha Catalográfica para Trabalhos de Conclusão de Curso (TCC's) foi desenvolvido pelo Instituto de Ciências Matemáticas e de Computação da Universidade de São Paulo (USP) e gentilmente cedido para o Sistema de Bibliotecas da Universidade Federal Rural do Semi-Árido (SISBI-UFERSA), sendo customizado pela Superintendência de Tecnologia da Informação e Comunicação (SUTIC) sob orientação dos bibliotecários da instituição para ser adaptado às necessidades dos alunos dos Cursos de Graduação e Programas de Pós-Graduação da Universidade.

NELSON LUÍS DO VALE FIGUEIREDO

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE PROCESSO DE SOLDAGEM MIG/MG EM
CHAPAS DE LIGA DA ALUMÍNIO A356.0**

Monografia apresentada a
Universidade Federal Rural do Semi-
Árido como requisito para obtenção do
título de Bacharel em Engenharia
Mecânica.

Orientador: Daut de Jesus
Nogueira Peixoto Couras, Prof. MSc.

Aprovada em 19 de Abril de 2018.

BANCA EXAMINADORA:

Couras

Prof.º MSc. Daut de Jesus Nogueira Peixoto Couras

[Assinatura]

Prof.º Dr. Antônio Rodolfo Paulino Pessoa

Fernanda Alves Ribeiro

Prof.º Dr. Fernanda Alves Ribeiro

AGRADECIMENTOS

A Deus, por sempre me dar forças para ir adiante.

Aos meus pais, Nelson Batista de Figueiredo e Iací Queiroz do Vale, pelos ensinamentos, amor, carinho, dedicação e paciência.

Aos meus irmãos, Julio César do Vale Silva e Julianna Paula do Vale Figueiredo, pelo apoio e incentivo.

Ao meu orientador, MSc. Daut de Jesus Nogueira Peixoto Couras, pela paciência, confiança, auxílio, competência e disponibilidade, que tornou possível a realização desta monografia.

À UFERSA, por proporcionar um ambiente e uma estrutura de educação qualificada.

Aos meus amigos, os momentos de estudos aliados aos de descontração, fazem de vocês pessoas incríveis.

À Paula Caminha, pela paciência e apoio durante todo o desenvolvimento deste trabalho.

RESUMO

A simulação numérica é um processo que consiste no desenvolvimento de um modelo computacional de uma situação real, permitindo a obtenção de resultados semelhantes aos que seriam encontrados na prática. Nos últimos anos a capacidade de processamento dos computadores tem possibilitado a aplicação da simulação numérica na análise de problemas como soldagem, tensões e escoamento, sendo o método dos elementos finitos o mais adotado no desenvolvimento do sistema. Dessa forma, este trabalho propõe a realização de simulações numéricas de processo de soldagem MIG em chapas de liga de alumínio A356.0, estudando por fim as temperaturas alcançadas e as microestruturas encontradas em diferentes regiões da peça. Para realização da simulação, foi utilizado o código computacional comercial *Transient Thermal* pertencente a plataforma Ansys *Workbench*®.

Palavras-chaves: Simulação Numérica. Método dos Elementos Finitos. Soldagem MIG/MAG.

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

MEF – Método dos Elementos Finitos

MIG/MAG – Metal Inert Gas e Metal Active Gas

ZTA – Zona Termicamente Afetada

ZF – Zona Fundida

LISTA DE FIGURAS

Figura 01 - Soldagem MIG/MAG por curto-circuito.....	7
Figura 02 - Soldagem MIG/MAG globular.	8
Figura 03 - Soldagem MIG/MAG por aerossol.	8
Figura 04 – Diagrama de fase esquemático da liga Al-Si.....	9
Figura 05 - Placa plana submetida à transmissão de calor.....	11
Figura 06 - Elemento utilizado para a construção do modelo de elemento finitos.	14
Figura 07 - Malha estruturada.	17
Figura 08 - Malha 2D não estruturada.	17
Figura 09 - Malha estruturada por blocos.	18
Figura 10 - Fluxo de calor gaussiano.	19
Figura 11 - Chapa metálica a ser soldada.	24
Figura 12 - Malha utilizada na simulação.	25
Figura 13 - Geometria para condições de contorno.	26
Figura 14 - Distribuição de temperatura da Simulação 1.....	27
Figura 15 - Estrutura da ZTA da Simulação 1.	28
Figura 16 - Distribuição da temperatura da Simulação 2.....	29
Figura 17 - Estrutura da ZTA da Simulação 2.	29
Figura 18 - Distribuição da temperatura da Simulação 3.....	30
Figura 19 - Estrutura da ZTA da Simulação 3.	31
Figura 20 - Distribuição da temperatura da Simulação 4.....	32
Figura 21 - Estrutura da ZTA da Simulação 4.	32
Figura 22 - Distribuição da temperatura da Simulação 5.....	33
Figura 23 - Estrutura da ZTA da Simulação 5.	34

LISTA DE TABELAS

Tabela 01 - Limite de composição da liga A356.0 % em peso.....	10
Tabela 02 - Propriedades físicas da liga A356.0.....	10
Tabela 03 - Parâmetros iniciais de soldagem.....	23
Tabela 04 - Parâmetros de soldagem usados nas simulações.	23
Tabela 05 – Tabela comparativa das 5 simulações.	34

LISTA DE SÍMBOLOS

H – Energia de soldagem

η – Eficiência térmica do processo

U – Tensão

I – Corrente de soldagem

v – Velocidade de soldagem

P_{esp} – Potência específica

A_0 – área de contato entre a fonte e a peça

p – ponto arbitrário de observação

δ – dimensão de menor espessura da placa

T – Temperatura

T_o – Temperatura ambiente

Θ – Diferença de temperatura

t – Tempo

Q_1 – Energia térmica por unidade de área

a – Difusividade térmica do metal de solda

ρ – Densidade do metal de solda

c – Calor específico do metal de solda

Q – Potência total da fonte

$q_s(y)$ – Densidade de potência da fonte de calor distribuído

q_m – Intensidade máxima da fonte de calor gaussiana distribuída

k – Coeficiente de concentração do arco

$\text{erf}(u)$ – Função de erro gaussiana

SUMÁRIO

1.	INTRODUÇÃO	3
1.1.	OBJETIVOS GERAIS	4
1.2.	OBJETIVOS ESPECÍFICOS	4
2.	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	5
2.1.	PARÂMETROS DE SOLDAGEM QUE INFLUENCIAM A MICROESTRUTURA.	5
2.1.1.	Corrente.....	5
2.1.2.	Tensão	5
2.1.3.	Energia de Soldagem	5
2.1.4.	Potência Específica	6
2.2.	A SOLDAGEM MIG/MAG.....	7
2.2.1.	Modos de transferência	7
2.3.	PROPRIEDADES DA LIGA A356.0	9
2.4.	MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	10
2.4.1.	Condução em uma placa plana.....	11
2.4.2.	Aproximação da geometria e da temperatura no elemento.....	14
2.4.3.	Construção do sistema de equações do modelo	15
2.5.	TIPOS DE MALHAS.....	16
2.5.1.	Estruturada	17
2.5.2.	Não estruturada	17
2.5.3.	Por Blocos e Sobrepostas	18
2.6.	DISTRIBUIÇÃO GAUSSIANA DE CALOR NA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE SOLDAGEM.	18
3.	METODOLOGIA	23
3.1.	PARÂMETROS DE SOLDAGEM	23
3.2.	GEOMETRIA	24
3.3.	TESTE DE MALHA	24

3.4.	CONDIÇÕES DE FRONTEIRA	25
3.5.	SETUP DA SIMULAÇÃO USANDO MECHANICAL APDL®	26
3.6.	PÓS PROCESSAMENTO	26
4.	RESULTADOS E DISCUSSÕES	27
5.	CONCLUSÕES	36
6.	REFERÊNCIAS.....	37

1. INTRODUÇÃO

A soldagem geralmente é realizada com a aplicação localizada de calor e/ou deformação plástica. Como resultado, alterações das propriedades do material nem sempre desejáveis ou aceitáveis, podem ocorrer na região da junta. A maioria dessas alterações é resultante de fenômenos metalúrgicos ocorridos durante a solidificação, como resfriamento do cordão de solda e microestrutura resultante (MODENESI *et al.*, 2009).

As transformações físicas envolvidas no processo de soldagem são muito complexas e, por esta razão, são difíceis de serem modeladas matematicamente. Nos últimos anos, o aumento da capacidade de processamentos dos computadores impulsionou a aplicação da simulação numérica no processo de soldagem, sendo o método dos elementos finitos (MEF) o mais utilizado pela comunidade científica para a simulação desse tipo de problema (FARIAS *et al.*, 2014).

O MEF considera que a região de solução do problema é formada por pequenos elementos interligados entre si. A região em estudo é modelada, ou em termos práticos, discretizada, por um conjunto de elementos pré-definidos, escolhidos de acordo com o tipo de simulação a ser executada (SÁNCHEZ, 2011 *apud* ROSSI, 2007).

A idealização do problema físico em um modelo matemático requer que algumas suposições sejam adotadas, levando a um conjunto de equações diferenciais que governarão o modelo matemático. Esse modelo será analisado por meio dos elementos finitos, que é uma aproximação do modelo real e será solucionado por uma técnica matemática (ROSSI, 2007). Entretanto, é importante ressaltar que a solução numérica responsável pela aproximação do modelo real pode ser repetida com parâmetros mais refinados de solução, como por exemplo, a utilização de malhas mais finas ou refinadas, até que uma precisão desejada seja alcançada.

A simulação computacional baseada no MEF permite resultados mais rápidos e econômicos que os obtidos através de experimentos em laboratório (MOURELLE, 2010). Dessa forma, testes experimentais nem sempre se mostram viáveis, além disso, a dificuldade para encontrar equipamentos adequados para análises nos mostra que o método computacional se torna extremamente útil.

Portanto, este trabalho propõe a realização de simulações numéricas, tornando possível a manipulação de diversos parâmetros a fim de se obter uma análise rápida e detalhada com resultados confiáveis.

1.1. OBJETIVOS GERAIS

O objetivo geral deste trabalho é realizar, por meio de uma simulação computacional, o processo de soldagem MIG/MAG aplicado a uma chapa de alumínio.

1.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Desenvolver um modelo térmico com base em parâmetros reais de soldagem MIG/MAG, proporcionando diferentes perfis de temperatura.

Relacionar as temperaturas obtidas na simulação com diferentes pontos da chapa estudada.

Realizar análise da microestrutura encontrada na chapa de liga de alumínio A356.0.

2. FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

2.1. PARÂMETROS DE SOLDAGEM QUE INFLUENCIAM A MICROESTRUTURA.

2.1.1. Corrente

A corrente de soldagem é a corrente de saída da fonte quando a solda está sendo realizada. Se forem mantidas constantes todas as demais variáveis de soldagem, um aumento na corrente irá causar aumento na taxa de deposição e consequentemente aumento na profundidade e largura do cordão de solda (MOREIRA, 2008).

No processo MIG/MAG a corrente de soldagem está diretamente relacionada à velocidade de alimentação do arame (desde que a extensão do eletrodo e tensão sejam constantes). Quando a velocidade de alimentação do arame é alterada, a corrente varia no mesmo sentido (ESAB, 2005). Dessa forma, sempre que houver um aumento na velocidade de alimentação do arame, haverá um aumento da corrente de soldagem.

2.1.2. Tensão

A tensão do arco é a tensão entre a extremidade do arame e a peça. É um importante parâmetro na determinação da largura do cordão de solda e no modo de transferência do metal do arame-eletrodo até a peça (TEIXEIRA, 2011).

Quando a corrente de soldagem e a taxa de fusão do arame são aumentadas, a tensão de soldagem também deve ser aumentada para manter a estabilidade (ESAB, 2005).

A variação na tensão do arco não afeta somente as características geométricas do cordão de solda, mas também a sua microestrutura. Além disso, tensões elevadas do arco provocam excesso de respingos de solda e mordeduras, enquanto que tensões baixas implicam em fusão e cordões muito convexos (MOREIRA, 2008).

2.1.3. Energia de Soldagem

A soldagem por fusão é realizada pela aplicação de energia em uma parte da junta de forma a conseguir a sua fusão localizada. Na soldagem a arco pode-se considerar o arco como única fonte de calor, sendo a energia de soldagem expressa por (MODENESI *et al.*, 2009):

$$H = \eta \frac{UI}{v} \quad (1)$$

onde:

H: Energia de soldagem (J/mm);

η : Eficiência térmica do processo;

U: Tensão (V);

I: Corrente de soldagem (A);

v: Velocidade de soldagem (mm/s).

Como pôde ser observado na expressão acima, a energia de soldagem é inversamente proporcional a velocidade de soldagem, sendo esta definida como a relação entre o caminho percorrido pelo arco ao longo da peça e o tempo gasto para percorrê-lo (ESAB, 2005). Dessa maneira, velocidades baixas proporcionam uma maior concentração térmica, de forma a ocasionar grandes alterações metalúrgicas na estrutura do material. Portanto, velocidades muito baixas nem sempre são indicadas.

É importante ressaltar que a penetração da solda é maior para velocidades menores de avanço da pistola e diminui com o aumento da velocidade, assim como a largura do cordão (MOREIRA, 2008). Entretanto, para velocidades muito pequenos, a penetração de solda pode crescer demasiadamente e formar uma barreira ao passo da solda, alcançando então o limite máximo de penetração.

2.1.4. Potência Específica

A fonte de energia aplicada a uma pequena área de contato do metal base é quantificada pela potência específica. Quanto maior esse parâmetro, mais efetiva será a soldagem por fusão. A potência pode ser encontrada pela seguinte equação (MODENESI, 2012):

$$P_{esp} = \eta \frac{UI}{A_0} \quad (2)$$

onde:

P_{esp} : Potência específica (W/m²);

A_0 : Área de contato entre a fonte e a peça (m²).

Os processos de soldagem causam variações de temperatura e deformações plásticas que resultam em alterações na estrutura dos materiais da junta soldada e, portanto, de suas propriedades. Assim, a soldagem pode ser considerada um tratamento termomecânico violento, cujo efeito nas

características metalúrgicas do material deve ser cuidadosamente considerado (MODENESI *et al.*, 2009).

Modenesi, Marques e Santos (2012) afirmam ainda que quanto maior a potência específica, maior o aquecimento intenso e localizado da região a unir, provocando o aparecimento das tensões residuais e distorções. A formação dessas características indesejáveis ocorre quando há uma dilatação da região aquecida, mas a dilatação é dificultada pelas partes adjacentes que não compartilham da mesma temperatura elevada, resultando em deformações elásticas e, eventualmente, plásticas na região de solda.

2.2. A SOLDAGEM MIG/MAG

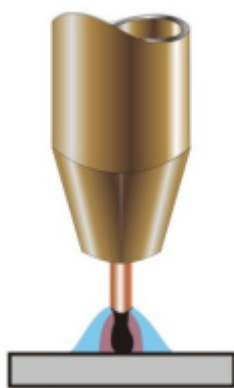
2.2.1. Modos de transferência

Basicamente o processo MIG/MAG inclui três técnicas distintas de modo de transferência de metal: curto circuito (short arc), globular e aerossol (spray arc). Essas técnicas descrevem a maneira pela qual o metal é transferido do arame para a poça de fusão (SCOTTI & PONOMAREV, 2008).

2.2.1.1. Curto-Circuito

Na soldagem com transferência por curto-circuito são utilizados arames de diâmetro na faixa de 0,8 mm e 1,2 mm, e aplicados pequenos comprimentos de arco (baixa tensões) e baixas correntes de soldagem (ESAB, 2005). Essa técnica de soldagem mostra grande utilidade quando os materiais a serem unidos possuem pequena espessura. A Figura 01 ilustra esse modo de soldagem.

Figura 01 - Soldagem MIG/MAG por curto-circuito.



Fonte: Junior & Cabral (2008).

2.2.1.2. Globular

Quando a corrente e a tensão de soldagem são aumentadas para valores acima do máximo recomendado para a soldagem por curto-circuito, a transferência de metal começará a tomar um aspecto diferente (SCOTTI & PONOMAREV, 2008). Neste modo de transferência as gotas de metal fundido apresentam diâmetros maiores que o diâmetro do arame de adição e movem-se em direção à poça de fusão sob a influência da gravidade. O processo de soldagem globular é ilustrado na Figura 02.

Figura 02 - Soldagem MIG/MAG globular.

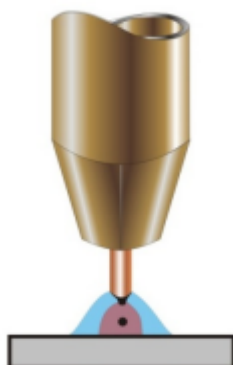


Fonte: Junior & Cabral (2008).

2.2.1.3. Aerossol

Aumentando-se a corrente e a tensão de soldagem ainda mais, a transferência de metal torna-se um verdadeiro arco em aerossol. As gotas que saem do arame são muito pequenas, proporcionando boa estabilidade ao arco, além disso, curtos-circuitos são raros (ESAB, 2005). O valor da corrente é estabelecido em função do diâmetro do arame de adição. Um modelo de soldagem em aerossol pode ser observado na Figura 03.

Figura 03 - Soldagem MIG/MAG por aerossol.

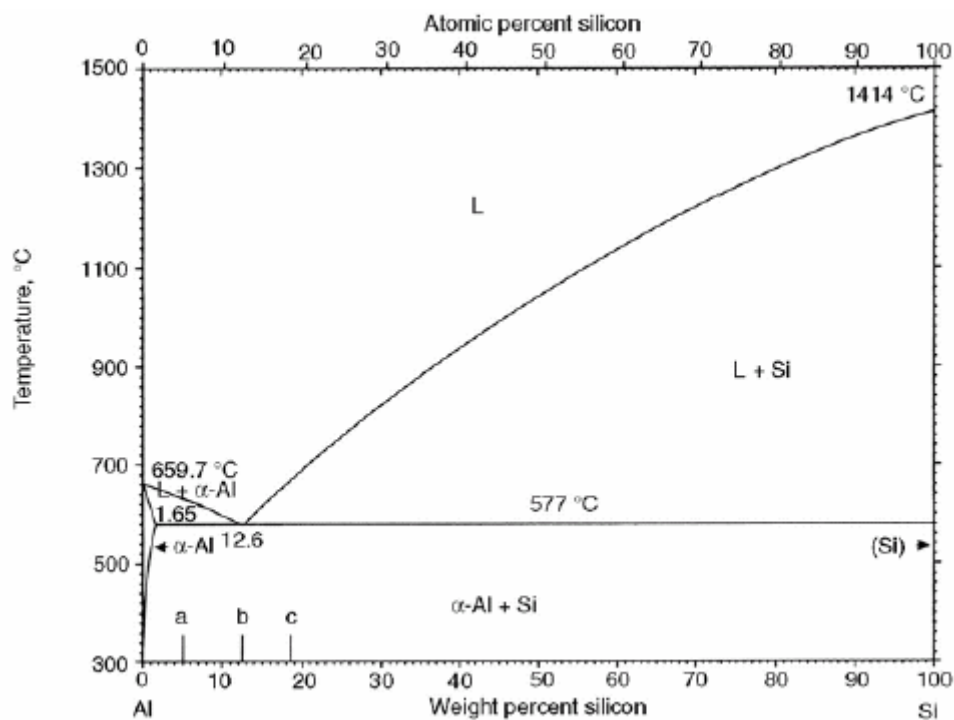


Fonte: Junior & Cabral (2008).

2.3. PROPRIEDADES DA LIGA A356.0

As ligas Al-Si-(Mg,Cu) são amplamente usadas nas indústrias automotiva e aeroespacial devido as suas propriedades físicas, além de apresentar boa soldabilidade. Mais conhecidas como ligas Al-Si, são encontradas com diferentes concentrações de silício, sendo hipoeutéticas quando a concentração é inferior a 12,6%, eutéticas quando a concentração é de 12,6% ou hipereutéticas sempre que ultrapassar esse valor (PARREIRAS, 2014). A Figura 04 traz um digrama de fase da liga Al-Si.

Figura 04 – Diagrama de fase esquemático da liga Al-Si.



Fonte: Al-Si Cast Alloys (2015).

A liga A356.0 faz partes das ligas Al-Si, sendo uma liga hipoeutética, haja vista que sua composição máxima de silício não ultrapassa 7,5%. A relação completa de sua composição química pode ser vista na Tabela 01.

Tabela 01 - Limite de composição da liga A356.0 % em peso.

Elementos	Porcentagens
Silício	6,5 – 7,5
Magnésio	0,20 – 0,45
Cobre	0,20
Manganês	0,10
Ferro	0,20
Zinco	0,10
Titânio	0,20
Outros (cada)	0,05
Outros (total)	0,15

Fonte: Adaptado de Metals Handbook (1992).

As propriedades estão sujeitas a razoáveis alterações, uma vez que se trata de liga com intervalos de composições de diversos elementos. Algumas de suas propriedades físicas podem ser conferidas na Tabela 02 logo abaixo.

Tabela 02 - Propriedades físicas da liga A356.0.

Características	Massa	Térmica
Densidade	2,685 g/cm ³ ~ 20 °C	–
Calor específico	–	963 J/kg.k ~ 100 °C
Temperatura Liquidus	–	615 °C
Temperatura Solidus	–	577 °C
Temperatura de Fusão	–	675 °C a 815 °C

Fonte: Adaptado de Metals Handbook (1992).

2.4. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

O desenvolvimento do Método dos Elementos Finitos (MEF) teve suas origens no final do século XVIII quando Gauss propôs a utilização de funções de aproximação para a solução de problemas matemáticos (LOTTI *et al.*, 2006). Portanto, a ideia não consistia em obter a solução exata, mas sim tentar obter uma solução aproximada que reduzisse a um mínimo o erro na aproximação da equação.

No entanto, o desenvolvimento prático desta análise ocorreu somente muito mais tarde em consequência dos avanços tecnológicos, por volta de 1950, com o advento da computação (LOTTI *et al.*, 2006).

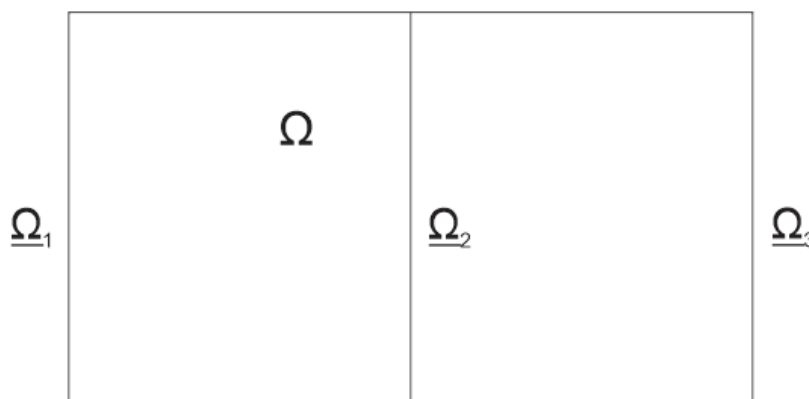
O MEF pode ser definido como um método matemático no qual um meio contínuo é discretizado (subdividido) em elementos que mantêm as propriedades de quem os originou. Esses elementos são descritos por equações diferenciais e resolvidos por modelos matemáticos para que sejam obtidos os resultados desejados (ZIENKIEWICZ & TAYLOR, 2000). Os nós, ou pontos nodais, conectam os elementos finitos utilizados na subdivisão do domínio do problema. O conjunto de elementos finitos e pontos nodais recebe o nome de malha de elementos finitos (MOTA, 2013).

A precisão do método depende de alguns fatores como: a quantidade de nós (refinamentos da malha); o tipo de elemento; e as funções de interpolação. Um dos aspectos mais importantes do MEF diz respeito à sua convergência. Quanto menor for o tamanho e maior for o número de elementos em uma determinada malha, mais precisos serão os resultados da análise (MOTA, 2013). A consequência disso é um aumento no tempo de processamento dos dados.

2.4.1. Condução em uma placa plana

Inicialmente, faz-se necessário determinar a placa plana que estará submetida ao desenvolvimento do modelo de elementos finitos. Essa placa pode ser vista na Figura 05.

Figura 05 - Placa plana submetida à transmissão de calor.



Fonte: Autoria Própria (2018).

A placa plana, submetida à transmissão de calor, apresenta o domínio Ω submetido a temperatura $T_i(x,y)$. O contorno interno Ω_2 e os contornos externos Ω_1 e Ω_3 estão submetidos as temperaturas $T_1(x,y)$, $T_2(x,y)$ e $T_3(x,y)$, respectivamente.

De acordo com Sobrinho (2006), a equação de governo para o problema de transmissão de calor por condução simples (sem convecção) sobre uma placa plana de geometria genérica pode ser representada da seguinte forma:

$$-\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(k\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k\frac{\partial T}{\partial y}\right)\right]w = Q \quad (3)$$

Esse modelo acima proposto está sujeito apenas a distribuição de temperatura $T_i(x,y)$ ao longo dos contornos do domínio Ω e de espessura w constante. Dessa forma, a energia Q é nula e o coeficiente de condução térmica k constante (independente da temperatura):

$$\left(k\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right)w = 0 \quad (4)$$

Para realização do modelo de elementos finitos é necessário, primeiramente, a obtenção da *forma fraca* da equação (3), por meio da integração ponderada pela função $p(x,y)$, no domínio Ω^e . Seja a *forma fraca* da equação expressa por:

$$\int_{\Omega^e} p\left(\frac{d^2 y^e}{dt^2} - g\right) dt = 0 \quad (5)$$

Sendo assim, a *forma fraca* da equação (3) se tornará:

$$\iint_{\Omega^e} pw\left(k\frac{\partial^2 T^e}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T^e}{\partial y^2}\right) dx dy = 0 \quad (6)$$

Pelo teorema da derivada do produto de duas funções, a função (6) pode ser expandida em termos das derivadas parciais de primeira ordem, ou seja:

$$p\frac{\partial^2 T^e}{\partial x^2} = \left[\frac{\partial}{\partial x}\left(p\frac{\partial T^e}{\partial x}\right) - \frac{\partial p}{\partial x}\frac{\partial T^e}{\partial x}\right] \quad (7)$$

Substituindo em (6), temos:

$$\iint_{\Omega^e} kw \left(\frac{\partial p}{\partial x} \frac{\partial T^e}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial y} \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) dxdy = \iint_{\Omega^e} kw \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(p \frac{\partial T^e}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(p \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) \right] \quad (8)$$

Pelo teorema do gradiente (Green), a integral de linha de uma função campo vetorial $\vec{f}(x, y) = [f_1(x, y), f_2(x, y)]$, ao longo do contorno $\underline{\Omega}^e$ do domínio Ω^e , pode ser calculada pela seguinte igualdade:

$$\oint_{\underline{\Omega}^e} \vec{f} \cdot \hat{n} d\xi = \iint_{\Omega^e} \vec{\nabla} \cdot \vec{f} dxdy \quad (9)$$

onde $\vec{\nabla} = \left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial y} \right)$.

Aplicando o teorema de Green em (8), com $\vec{f} = \left[p \frac{\partial T^e}{\partial x}, p \frac{\partial T^e}{\partial y} \right]$, obtém-se a seguinte expressão:

$$\iint_{\Omega^e} kw \left(\frac{\partial p}{\partial x} \frac{\partial T^e}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial y} \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) dxdy = \oint_{\underline{\Omega}^e} pqw \left(\frac{\partial T^e}{\partial x}, \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) \cdot \hat{n} d\xi \quad (10)$$

A integral de linha da equação acima representa o fluxo de calor q^e através do contorno $\underline{\Omega}^e$ do elemento. O fluxo q^e constitui a condição de contorno natural da equação (4). Portanto a equação (10) pode ser reescrita como:

$$\iint_{\Omega^e} kw \left(\frac{\partial p}{\partial x} \frac{\partial T^e}{\partial x} + \frac{\partial p}{\partial y} \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) dxdy = -q^e \quad (11)$$

onde

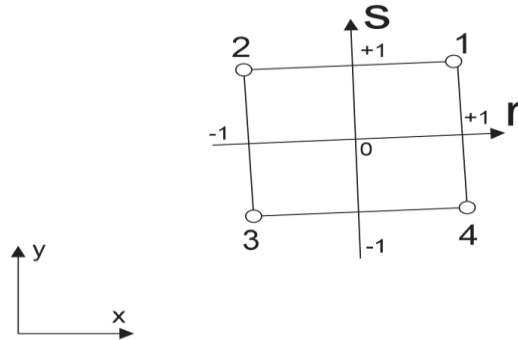
$$q^e = - \oint_{\underline{\Omega}^e} pqw \left(\frac{\partial T^e}{\partial x}, \frac{\partial T^e}{\partial y} \right) \cdot \hat{n} d\xi \quad (12)$$

É importante observar que o sinal negativo das equações (11) e (12), entre q^e e integral de linha, é devido ao fato do fluxo de calor por condução ter direção oposta ao gradiente de temperatura.

2.4.2. Aproximação da geometria e da temperatura no elemento

A aproximação da temperatura da placa (T) e das coordenadas cartesianas (x,y) é necessária para a continuidade da construção do modelo de elementos finitos. A aproximação da temperatura e das coordenadas é feita pela interpolação de seus valores nos pontos nodais 1, 2, 3 e 4 representados na Figura 06.

Figura 06 - Elemento utilizado para a construção do modelo de elemento finitos.



Fonte: Adaptado de Sobrinho (2006).

A interpolação dos pontos pode ser expressa por:

$$T \approx T^e(r, s) = \sum_{i=1}^4 \psi(r, s) T_i^e \quad (13)$$

$$x \approx x^e(r, s) = \sum_{i=1}^4 \psi(r, s) x_i^e \quad (14)$$

$$y \approx y^e(r, s) = \sum_{i=1}^4 \psi(r, s) y_i^e \quad (15)$$

Por se tratar de um problema bidimensional, é necessário o uso de coordenadas naturais (r,s) para descrever o domínio do elemento Ω^e . Essas coordenadas naturais são definidas no intervalo $-1 \leq r, s \leq +1$.

As *funções de interpolação* ψ_i neste caso são definidas no domínio natural e associam a cada coordenada (r,s) um valor dentro do intervalo $[-1, 1]$. Sejam as funções ψ_i lineares em r e s , temos:

$$\psi_1 = \frac{1}{4}(1+r)(1+s) \quad (16)$$

$$\psi_2 = \frac{1}{4}(1-r)(1+s) \quad (17)$$

$$\psi_3 = \frac{1}{4}(1-r)(1-s) \quad (18)$$

$$\psi_4 = \frac{1}{4}(1+r)(1-s) \quad (19)$$

Substituindo a equação (13) em (11), obtém-se:

$$\iint_{\Omega^e} kw \left[\frac{\partial p}{\partial x} \sum_{i=1}^4 \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x} T_i^e \right) + \frac{\partial p}{\partial y} \sum_{i=1}^4 \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial y} T_i^e \right) \right] dx dy = -q' \quad (20)$$

Por fim, a condição natural de contorno q^e é expressa pela substituição de (13) em (12):

$$q^e = - \oint_{\underline{\Omega^e}} p kw \left[\left(\sum_{i=1}^4 \frac{\partial \psi_i}{\partial x} T_i^e \right), \left(\sum_{i=1}^4 \frac{\partial \psi_i}{\partial y} T_i^e \right) \right] \cdot \hat{n} d\xi \quad (21)$$

2.4.3. Construção do sistema de equações do modelo

O último passo para o desenvolvimento do modelo de elementos finitos é a construção do sistema de equações do modelo pela substituição da função de ponderação $p(x,y)$ pelas *funções de deslocamento* $\psi_i(r,s)$. A construção é feita por meio de atribuição de valores para a função de ponderação, de modo a se obter um sistema de equações onde as incógnitas são os valores de temperatura T_i^e nos nós do elemento.

Dessa forma, considerando que p pode assumir qualquer valor, são adotadas as *funções de deslocamento* ψ_i , para $j = 1, \dots, 4$, de forma que ao substituir a equação (20) em (21), é gerado um sistema de quatro equações com quatro incógnitas. Sendo assim, é encontrada a seguinte expressão:

$$\iint_{\Omega^e} kw \left[\frac{\partial \psi_j}{\partial x} \sum_{i=1}^4 \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x} T_i^e \right) + \frac{\partial \psi_j}{\partial y} \sum_{i=1}^4 \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial y} T_i^e \right) \right] dx dy = -q_j^e \quad (22)$$

$$q_j^e = - \oint_{\underline{\Omega}^e} \psi_j kw \left[\left(\sum_{i=1}^4 \frac{\partial \psi_i}{\partial x} T_i^e \right), \left(\sum_{i=1}^4 \frac{\partial \psi_i}{\partial y} T_i^e \right) \right] \cdot \hat{n} d\xi \quad (23)$$

Expressando (22) e (23) na forma matricial $\mathbf{K}^e \cdot \mathbf{T}^e = \mathbf{q}^e$ para os valores de j, obtém-se:

$$\begin{bmatrix} K_{11}^e & K_{12}^e & K_{13}^e & K_{14}^e \\ K_{21}^e & K_{22}^e & K_{23}^e & K_{24}^e \\ K_{31}^e & K_{32}^e & K_{33}^e & K_{34}^e \\ K_{41}^e & K_{42}^e & K_{43}^e & K_{44}^e \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} T_1^e \\ T_2^e \\ T_3^e \\ T_4^e \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -q_1^e \\ -q_2^e \\ -q_3^e \\ -q_4^e \end{bmatrix} \quad (24)$$

onde

$$K_{ij}^e = \iint_{\Omega^e} kw \left(\frac{\partial \psi_i}{\partial x} \frac{\partial \psi_j}{\partial x} + \frac{\partial \psi_i}{\partial y} \frac{\partial \psi_j}{\partial y} \right) dx dy \quad (25)$$

É importante destacar que para o problema ser resolvido por esse sistema de equações, algumas considerações sobre a condição natural de contorno q_i^e devem ser feitas. A primeira consideração diz respeito à anulação, durante a montagem do sistema de equações, do valor do fluxo de calor através dos contornos dos elementos não pertencentes aos contornos do domínio Ω . Logo, os fluxos de calor a serem aplicados na construção do modelo serão reduzidos.

Precisa ser considerado também que na transmissão do problema de calor por condução em placa plana, é assumido que as distribuições de temperatura ao longo dos contornos $\underline{\Omega}_1$, $\underline{\Omega}_2$ e $\underline{\Omega}_3$ são conhecidas. Essa última consideração permite que o cálculo das temperaturas nos nós dos elementos seja solucionado sem a necessidade de conhecermos os fluxos de calor nos contornos.

2.5. TIPOS DE MALHAS

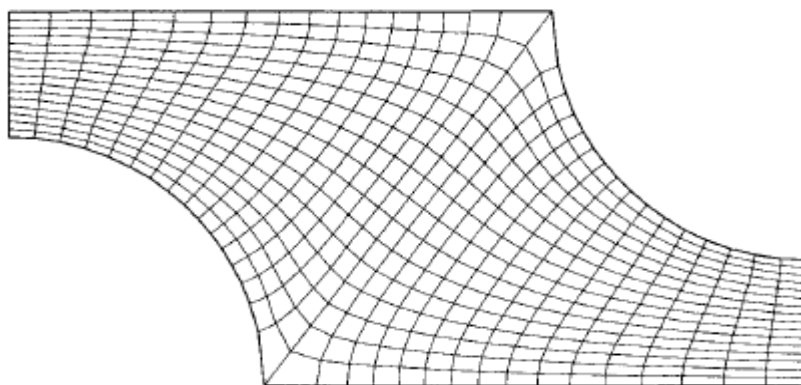
A discretização dos pontos em que as variáveis devem ser calculadas é definida pela malha, que é essencialmente uma representação do domínio geométrico no qual o problema deve ser resolvido. Quando se utiliza um método numérico, deve-se discretizar o domínio da solução em número finito de subdomínios (elementos, volumes de controle, etc.) (ZACHI, 2006).

2.5.1. Estruturada

Malhas regulares ou estruturadas consistem em conjunto de linhas de malha onde membros de um único conjunto não se cruzam e cruzam cada membro de outros conjuntos apenas uma vez. Isso permite que as linhas de um determinado conjunto sejam numeradas consecutivamente (FERZIGER & PERIC, 2002). Esse arranjo regular implica na simplificação da programação, além de aumentar as possibilidades de uma eficiente solução do problema.

No entanto, as malhas estruturadas podem ser usadas somente para domínios de solução geometricamente simples. Um exemplo de malha estruturada pode ser visto na Figura 07.

Figura 07 - Malha estruturada.

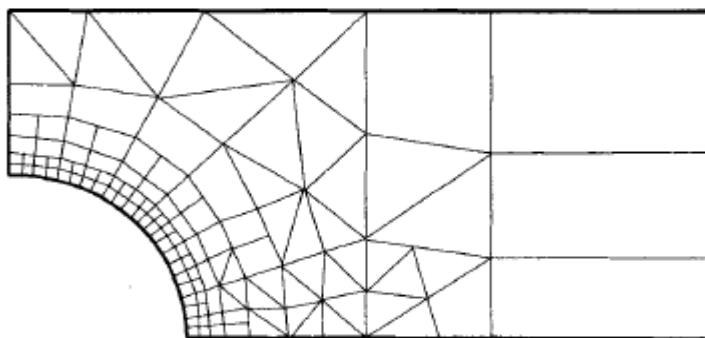


Fonte: Ferziger & Peric (2002).

2.5.2. Não estruturada

Para geometrias muito complexas, o tipo de malha mais flexível é aquela que pode caber em um limite de domínio de solução arbitrária. Os elementos ou volumes de controle podem ter qualquer forma, não existe uma restrição sobre o número de elementos vizinhos ou nós. Na prática, as malhas feitas de triângulos ou quadriláteros em 2D, e tetraedros ou hexaedros em 3D são mais utilizadas (FERZIGER & PERIC, 2002). A Figura 08 mostra um exemplo de malha 2D não estruturada.

Figura 08 - Malha 2D não estruturada.



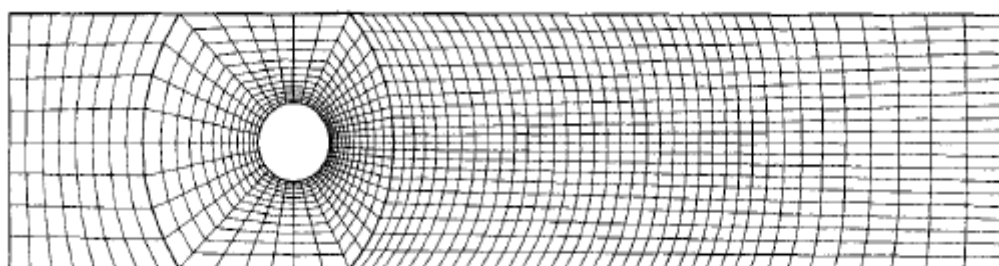
Fonte: Ferziger & Peric (2002).

A facilidade de adaptação destas malhas em geometrias complexas permite que refinamentos locais possam ser feitos em regiões específicas. Como resultado, o uso de malhas não estruturadas está cada vez mais frequente nos métodos numéricos, ainda que proporcione um aumento do esforço computacional empregado (MALISKA & VASCONCELOS, 2000 *apud* ZACHI, 2006).

2.5.3. Por Blocos e Sobrepostas

Em uma malha por blocos, existe uma subdivisão de dois (ou mais) níveis de domínio de solução. No nível grosseiro, existem blocos que são segmentos relativamente grandes do domínio, sua estrutura pode ser irregular e pode ou não se sobrepor, enquanto que no nível mais refinado (dentro de cada bloco), uma malha estruturada é definida (ROSSI, 2007). As malhas estruturadas em blocos com blocos sobrepostos são conhecidas também por malhas compostas. Em sua região de sobreposição, as condições de contorno para um bloco são obtidas interpolando a solução do outro bloco (sobreposto). Na Figura 09 uma malha estruturada por blocos é exemplificada.

Figura 09 - Malha estruturada por blocos.



Fonte: Ferziger & Peric (2002).

Esse tipo de malha apresenta a vantagem de que seus domínios complexos são tratados com mais facilidade e podem ser usados para seguir os corpos em movimento: um bloco está ligado ao corpo e se move com ele, enquanto uma malha estagnada cobre o ambiente. Entretanto, a desvantagem é que a conservação não é aplicada facilmente nos contornos do bloco (FERZIGER & PERIC, 2002).

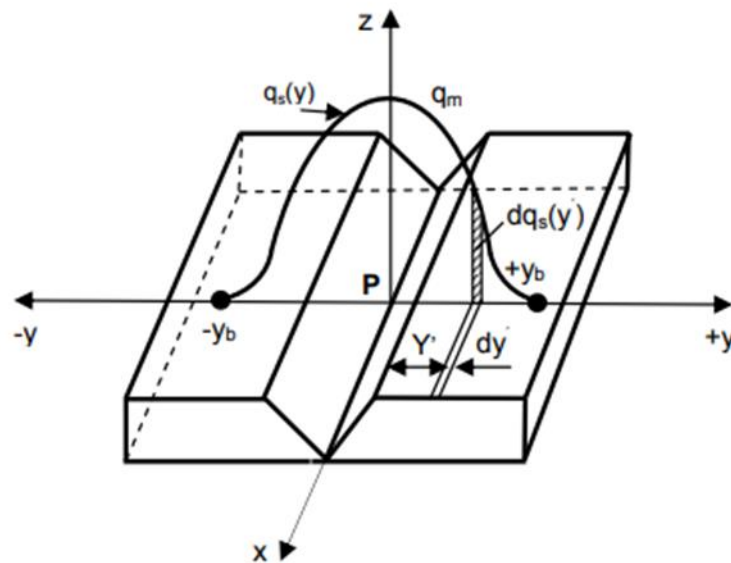
2.6. DISTRIBUIÇÃO GAUSSIANA DE CALOR NA SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE SOLDAGEM.

É comum pressupor que a fonte de calor, durante um processo de soldagem, é concentrada em um volume muito pequeno do material. No entanto, as reais medidas das temperaturas na zona de fusão e na zona afetada pelo calor diferem significativamente dos valores fornecidos pelas soluções analíticas que se baseiam nesse pressuposto. A divergência de valores é resultado da singularidade localizada na origem, que implica em níveis de temperatura infinitos (IACOBESCU, 2006).

Para evitar a ocorrência de valores não realistas no centro e nas proximidades da zona fundida (ZF), é mais adequado considerar uma fonte de calor distribuída no desenvolvimento do modelo, sendo a distribuição gaussiana o modelo mais utilizado.

No modelo unidimensional, o fluxo de calor é considerado como ocorrendo apenas na direção y , conforme mostrado no sistema de coordenadas ilustrado na Figura 10.

Figura 10 - Fluxo de calor gaussiano.



Fonte: Iacobescu (2006).

De acordo com as coordenadas, os eixos x , y e z representam a direção da soldagem, direção transversal e direção da espessura, respectivamente; p é um ponto arbitrário de observação.

A formulação do problema para o primeiro passo de solda é composta pela equação de condução de calor transitória unidimensional e suas fronteiras e condições iniciais. A formulação é expressa, em termos de θ , pela equação a seguir:

$$\frac{\partial \theta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2} \quad (26)$$

$$\theta(t)_{t=0} = 0 \quad (27)$$

$$\theta(y)_{y \rightarrow 0} = 0 \quad (28)$$

$$\int_{-\infty}^{\infty} \theta dy = \frac{Q_1}{\rho c} \quad (29)$$

onde

T: Temperatura, (°C);

T₀: Temperatura ambiente, (°C);

θ: Diferença de temperatura (°C);

t: Tempo (s);

Q₁: Energia térmica por unidade de área, (J/m²);

α: Difusividade térmica do metal de solda, (m²/s);

ρ: Densidade do metal de solda, (kg/m³);

c: Calor específico do metal de solda (J/Kg°C);

Como foi observado na Figura 10, o centro *P* da fonte coincide com a origem *O* do sistema de coordenada xyz. A potência total da fonte é determinada da seguinte forma:

$$Q = \int_{-\infty}^{\infty} q_s(y) dy \quad (30)$$

onde

Q: Potência total da fonte, (W);

q_s(y): Densidade de potência da fonte de calor distribuído, (W/m);

No caso unidimensional, a distribuição Gaussiana da fonte de calor ao longo da direção *y* ocorre simultaneamente em todos os pontos da direção *x* da soldagem. A potência q_s(y) pode ser expressa por:

$$q_s = q_m \exp(-ky^2) \quad (31)$$

Sendo *q_m* a intensidade máxima da fonte de calor gaussiana distribuída (W/m) e *k* = coeficiente de concentração do arco (m⁻¹).

Para determinação do coeficiente *k*, é necessário considerar a distância *y_b*, que corresponde a distância da origem até o local onde a potência é reduzida a 5%, logo:

$$k = \frac{3}{y_b^2} \quad (32)$$

Observando novamente a Figura 10 percebe-se que quando y_b é grande, $q_s(y)$ diminui lentamente com y . Substituindo a equação (32) em (31), posteriormente em (30) e, ainda, integrando a expressão obtida entre os limites $(-y_b)$ e (y_b) , chegamos a:

$$q_m = \frac{\sqrt{3Q}}{\sqrt{\pi}y_b \operatorname{erf}(\sqrt{3})} \quad (33)$$

onde

$\operatorname{erf}(u)$: função de erro gaussiana.

A equação (31) pode ser reescrita, se tornando:

$$q_s(y) = \frac{\sqrt{3Q}}{\sqrt{\pi}y_b \operatorname{erf}(\sqrt{3})} \exp\left(-\frac{3y^2}{y_b^2}\right) \quad (34)$$

Para se obter o processo de difusão de uma fonte instantânea de calor gaussiana aplicada à superfície do material, é usado o método fonte. O método consiste em dividir a coordenada y , ao longo da qual a fonte de calor varia, em pequenos elementos dy . Assim, o calor $dQ = q_s(y)dy$ é fornecido ao elemento dy em $t = 0$ e pode ser considerado como uma fonte instantânea de calor pontual. Da mesma forma, para determinar o processo de difusão térmica para uma fonte instantânea a seguinte equação é usada:

$$d\theta(y, t) = \frac{dQ}{\rho c \sqrt{4\pi at}} \exp\left(-\frac{y^2}{4at}\right) \quad (35)$$

Seja d a distância entre a fonte instantânea e um ponto qualquer localizado no eixo y , sua determinação ocorre por:

$$d^2 = (y - y')^2 \quad (36)$$

Logo, ao substituir as equações (34) e (36) em (35), o seguinte resultado é obtido:

$$d\theta(y, t) = \frac{\sqrt{3Q}}{\pi y_b \rho c \sqrt{4at} \operatorname{erf}(\sqrt{3})} \exp\left(-\frac{3y^2}{y_b^2}\right) \exp\left(-\frac{(y - y')^2}{4at}\right) \quad (37)$$

Por meio do princípio da superposição, a mudança de temperatura no ponto y pode ser encontrada apenas somando as contribuições de todas as fontes instantâneas dQ que atuam ao longo da coordenada y do material e que estejam entre os pontos $-y_b$ e y_b . Dessa maneira, chegamos a:

$$\theta(y, t) = \frac{\sqrt{3}Q}{\pi y_b \rho c \sqrt{4at} \operatorname{erf}(\sqrt{3})} \int_{-y_b}^{y_b} \exp\left(-\frac{3y'^2}{y_b^2}\right) \exp\left(-\frac{(y-y')^2}{4at}\right) dy' \quad (38)$$

Por fim, ao resolver a integral, temos a solução do primeiro passo de solda em relação a entrada de uma fonte de calor com distribuição gaussiana.:

$$\theta(y, t) = \frac{\sqrt{3}Q}{\pi y_b \rho c \sqrt{4at} \operatorname{erf}(\sqrt{3})} \left\{ \exp\left[-\frac{y^2}{4at} + \frac{y^2 y_b^2}{4at(12at + y_b^2)}\right] \operatorname{erf}\left(-\frac{12at - yy_b + y_b^2}{2\sqrt{at(12at + y_b^2)}}\right) + \right. \quad (39)$$

$$\left. \exp\left[-\frac{y^2}{4at} + \frac{y^2 y_b^2}{4at(12at + y_b^2)}\right] \operatorname{erf}\left(-\frac{12at + yy_b + y_b^2}{2\sqrt{at(12at + y_b^2)}}\right) \right\}$$

3. METODOLOGIA

3.1. PARÂMETROS DE SOLDAGEM

Para uma simulação de soldagem MIG/MAG, é importante que os parâmetros utilizados sejam escolhidos com base em valores adotados na prática para esse tipo de soldagem. Dessa forma, foi levado em consideração os parâmetros fornecidos pelo GMAW Guide (201?) da companhia Lincoln Electric®. De acordo com o GMAW Guide, tensão, corrente, velocidade de soldagem e espessura da chapa são determinados de acordo com o diâmetro do arame de adição. Dessa forma, a primeira decisão foi à medida do arame, sendo então escolhido um diâmetro de 1,2mm. Arames cujos diâmetros se encontram abaixo desse valor tendem a se romper devido a fragilidade. A Tabela 03 traz os valores sugeridos pelo GMAW Guide de acordo com a escolha do arame:

Tabela 03 - Parâmetros iniciais de soldagem.

Diâmetro (mm)	Tensão (V)	Corrente (A)	Velocidade (mm/s)	Espessura (mm)
1,2	20,5 – 22,5	140	12,5 – 10,5	3

Fonte: Adaptado de GMAW Guide (201?).

Após determinação dos parâmetros iniciais, foram calculados os parâmetros restantes levando em consideração os intervalos de tensão e velocidade de soldagem, além da corrente e espessura. Sendo assim, os parâmetros de soldagem obtidos, e que foram usados nas simulações, estão listados na Tabela 04 abaixo:

Tabela 04 - Parâmetros de soldagem usados nas simulações.

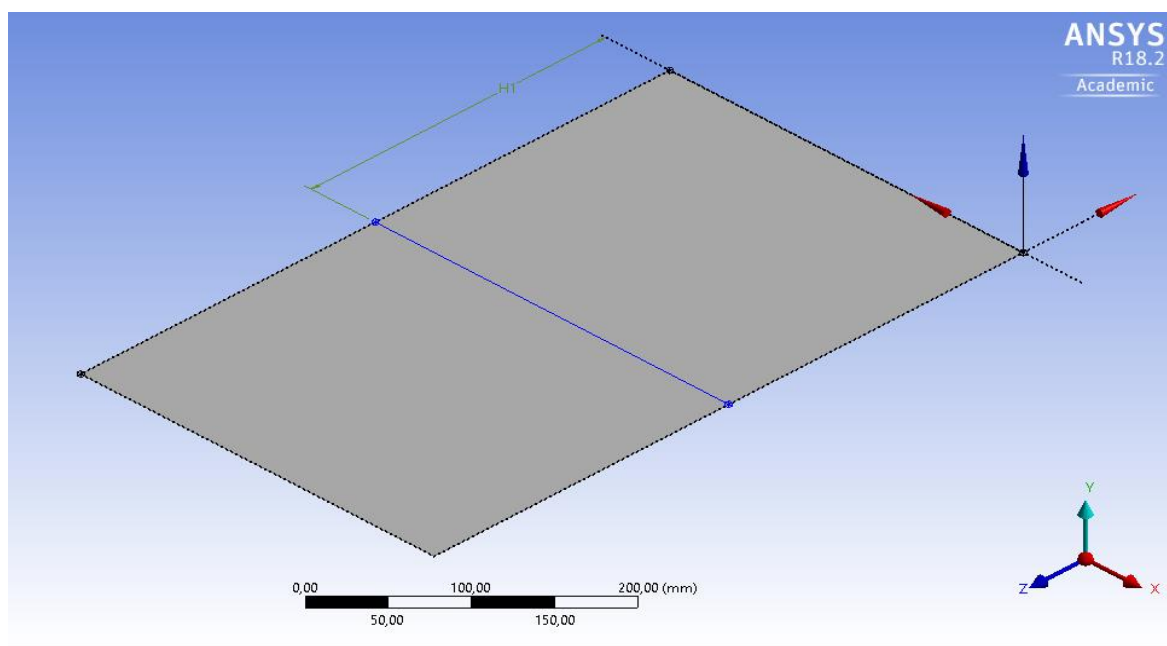
Simulações	1	2	3	4	5
Rendimento	0,75	0,75	0,75	0,75	0,75
Área (mm²)	6	6	6	6	6
Energia (J/mm)	172,2	183,75	196,3	210	225
Potência (W/mm²)	354,8	363,4	372,1	380,76	389,41

Fonte: Autoria Própria (2018).

3.2. GEOMETRIA

A geometria da chapa metálica estudada neste trabalho possui 500 mm de largura, 300 mm de comprimento e 3 mm de espessura. No centro da chapa há uma linha que percorre todo seu comprimento e que define a trajetória do cordão de solda. A chapa pode ser observada pela Figura 11.

Figura 11 - Chapa metálica a ser soldada.



Fonte: Autoria Própria (2018).

3.3. TESTE DE MALHA

O primeiro parâmetro alterado para manipulação da malha foi o *Relevance Center*. Segundo o Meshing User's Guide (2015), essa ferramenta permite que você controle o refinamento da malha para todo o modelo. As opções de refinamento são *Coarse*, *Medium* e *Fine*, no entanto, quanto maior a precisão, maior será o tempo de processamento.

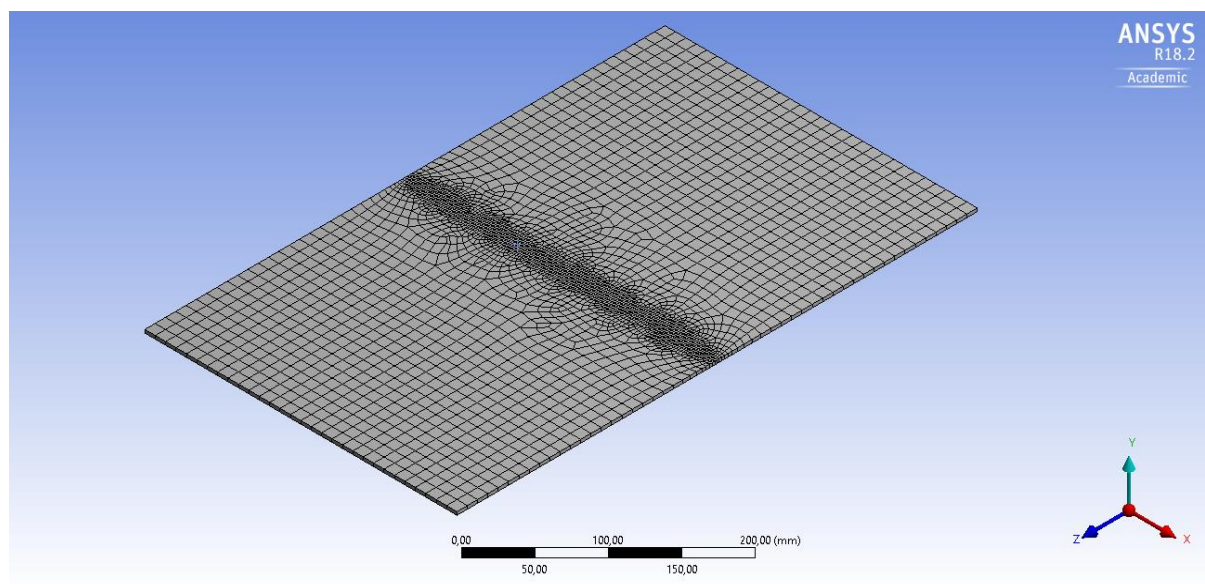
A ferramenta *Smoothing* é capaz de melhorar a qualidade do elemento apenas movendo as localizações dos nós em relação aos nós e elementos circundantes, sendo então o segundo parâmetro a ser modificado. De forma similar ao *Relevance Center*, a ferramenta *Smoothing* apresenta três opções: *Low*, *Medium* e *High*. O tempo dedicado ao processamento dependerá da qualidade da opção escolhida, uma vez que aumentará o número de iterações de suavização.

Além desses parâmetros, foram alterados também o *Min Size* e *Max Face Size*. O *Min Size* determina o tamanho mínimo da aresta do elemento da malha, contudo, alguns elementos poderão

apresentar tamanhos menores do que os definidos por essa ferramenta caso existam anomalias geométricas. Analogamente, o *Max Face Size* é o tamanho máximo de superfície que a ferramenta permitirá existir na malha.

Por fim, houve a manipulação do *Element Size*. Quando se seleciona uma das opções de *Body*, *Face* ou *Edge*, *Element Size* padrão se mostra como uma das opções disponíveis a ser aplicada nesses tipos de área e, quanto menores os valores inseridos, maiores serão as divisões da área selecionada. Neste trabalho foi selecionada a opção *Edge*, correspondente então à área do cordão de solda, logo, o *Element Size* é a dimensão máxima do cordão. Portanto, tornou-se possível a divisão do cordão de solda em elementos menores, refinando então a área objeto de estudo. A malha resultante após determinação de todos os parâmetros é exibida na Figura 12.

Figura 12 - Malha utilizada na simulação.



Fonte: Autoria Própria (2018).

3.4. CONDIÇÕES DE FRONTEIRA

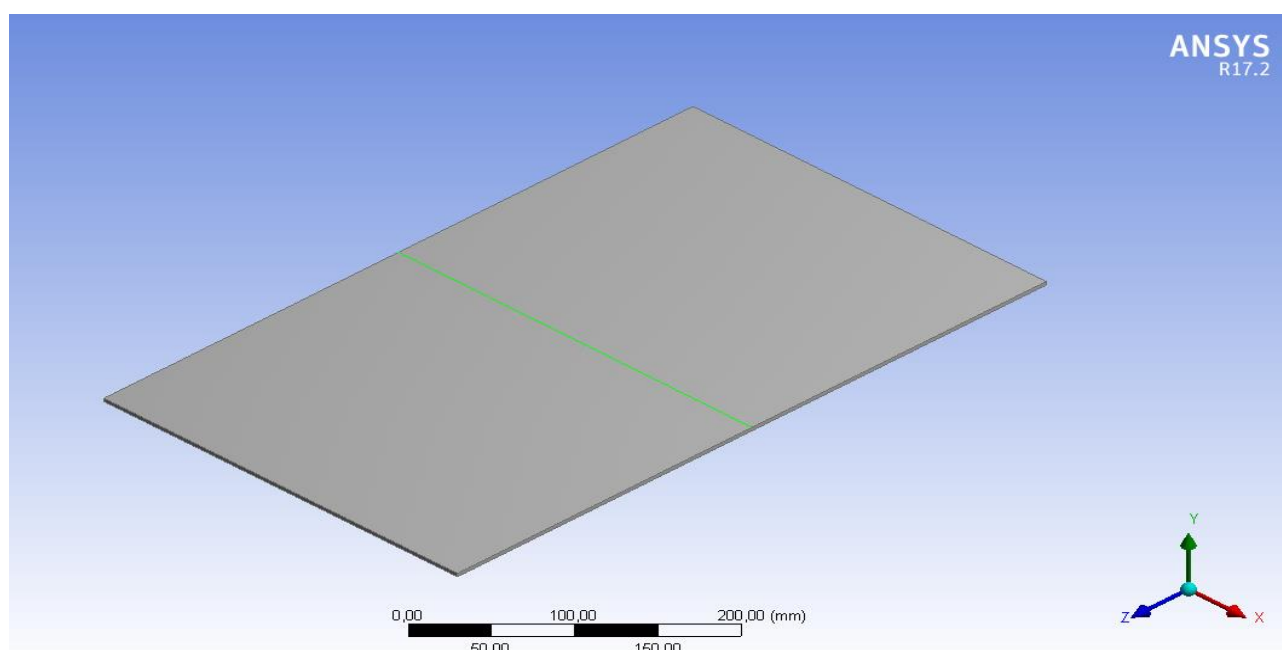
A correta implementação de condições de fronteira é crucial quando se realiza simulação numérica. Assim como a geometria e as malhas, as condições de fronteira fazem parte do pré-processamento da simulação, logo, se torna imprescindível que algumas definições sejam feitas. A primeira delas diz respeito ao volume de controle, sendo esse a chapa de alumínio fundido e cordão de solda. A fonte de calor móvel do fluxo gaussiano e a transferência de calor também são condições de fronteira necessária ao desenvolvimento do trabalho. Em seguida, foi definida uma temperatura

inicial de 100 °C, haja vista que chapas de alumínio fundido exigem pré-aquecimento para redução da presença de trincas de hidrogênio.

3.5. SETUP DA SIMULAÇÃO USANDO MECHANICAL APDL®

O *setup* da simulação consiste em definir as condições de contorno para a resolução das equações do modelo matemático. Na geometria foi colocado uma *edge* em seu centro para que representasse o caminho percorrido pelo arco elétrico, descritos pelo fluxo gaussiano de calor, como ilustrado na Figura 13 a seguir:

Figura 13 - Geometria para condições de contorno.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Em seguida condicionou-se a simulação a uma condição inicial de temperatura na ordem de 100 °C, representando o pré-aquecimento utilizado na soldagem.

Por fim, escolheu-se como *output*, resultados de temperatura ao longo do tempo, de forma a avaliar a mudança da mesma. Tudo isso foi realizado através do *plugin Transient Thermal* do ANSYS *Workbench*®.

3.6. PÓS PROCESSAMENTO

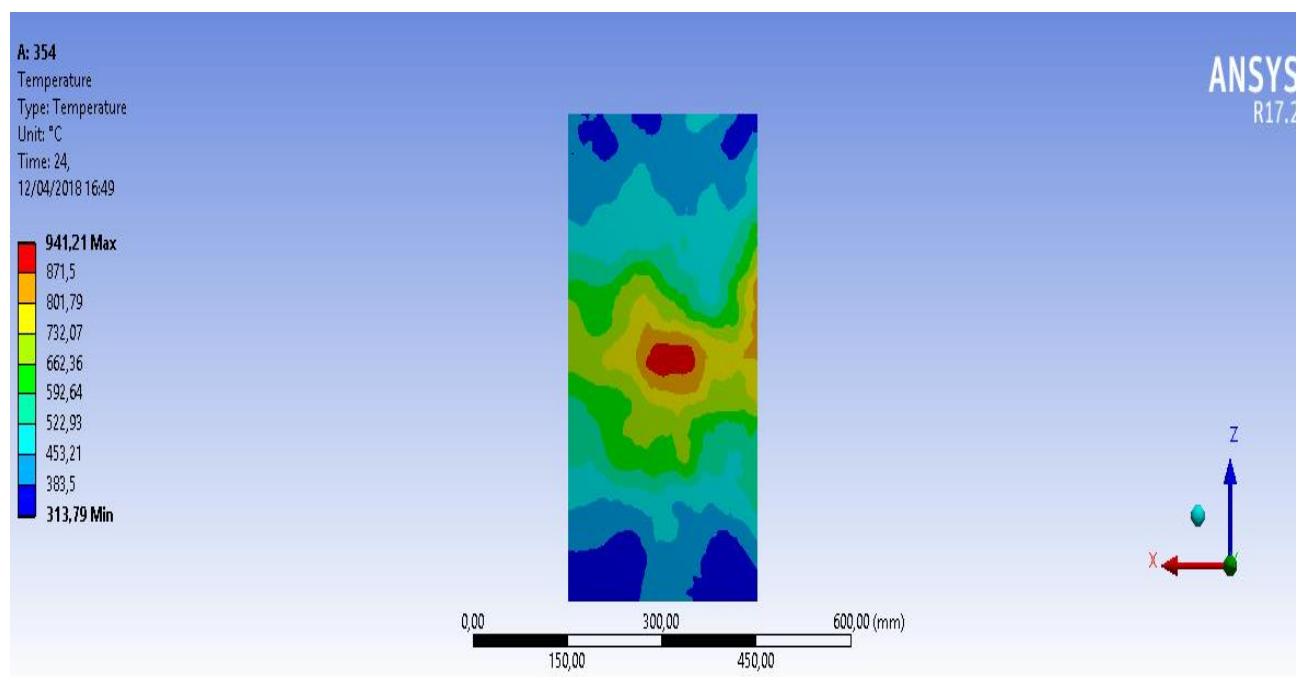
O pós processamento é a última etapa da metodologia e, para o seu desenvolvimento, foi utilizado animações e contornos gerados pelo software de simulação ANSYS *Workbench*®. Os resultados obtidos foram então analisados por planilhas eletrônicas do software Excel.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Os resultados obtidos após a realização das cinco simulações numéricas do processo de soldagem forneceram valores de temperatura alcançados no comprimento de toda a chapa. Esses valores foram plotados posteriormente em gráficos, destacando então os pontos onde haveria a mudança da microestrutura da liga A356.0.

A Figura 14 ilustra o gradiente de temperatura obtido ao término da soldagem da primeira simulação. A temperatura máxima alcançada é de 941,21 °C, enquanto que a mínima é de 313,79 °C.

Figura 14 - Distribuição de temperatura da Simulação 1.



Fonte: Autoria Própria (2018).

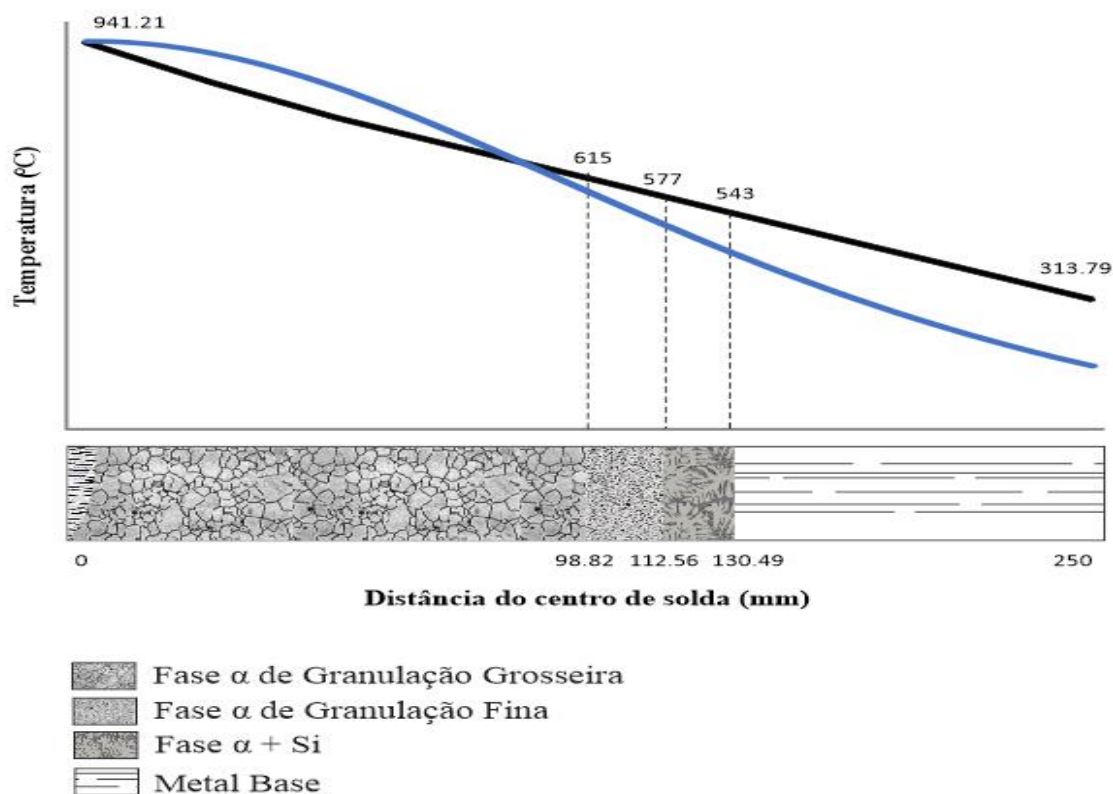
Por meio da distribuição das temperaturas ao longo chapa geradas pelos ANSYS *Workbench*®, foi possível determinar em quais pontos seriam encontrados as variações de microestrutura.

De acordo com MODENESI *et al.* (2009), a mudança estrutural mais marcante presente na zona termicamente afetada (ZTA) do alumínio durante a soldagem é o crescimento de grão, uma vez que é um metal não transformável.

Em seu estudo sobre liga A356.0, HATCH (1984) afirma que a região de granulação de grosseira tem seu início logo após a linha de fusão e prossegue até que alcance 615 °C, temperatura que determina o início da solidificação e formação das dendritas de $\alpha - \text{Al}$. As dendritas continuam se desenvolvendo até 577 °C, marcando o início da reação eutética ($\alpha + \text{Si}$), com posterior crescimento de suas células. Por fim, a solidificação termina totalmente ao atingir 543 °C.

Portanto, a estrutura da ZTA da primeira simulação esperada pode ser conferida na Figura 15:

Figura 15 - Estrutura da ZTA da Simulação 1.



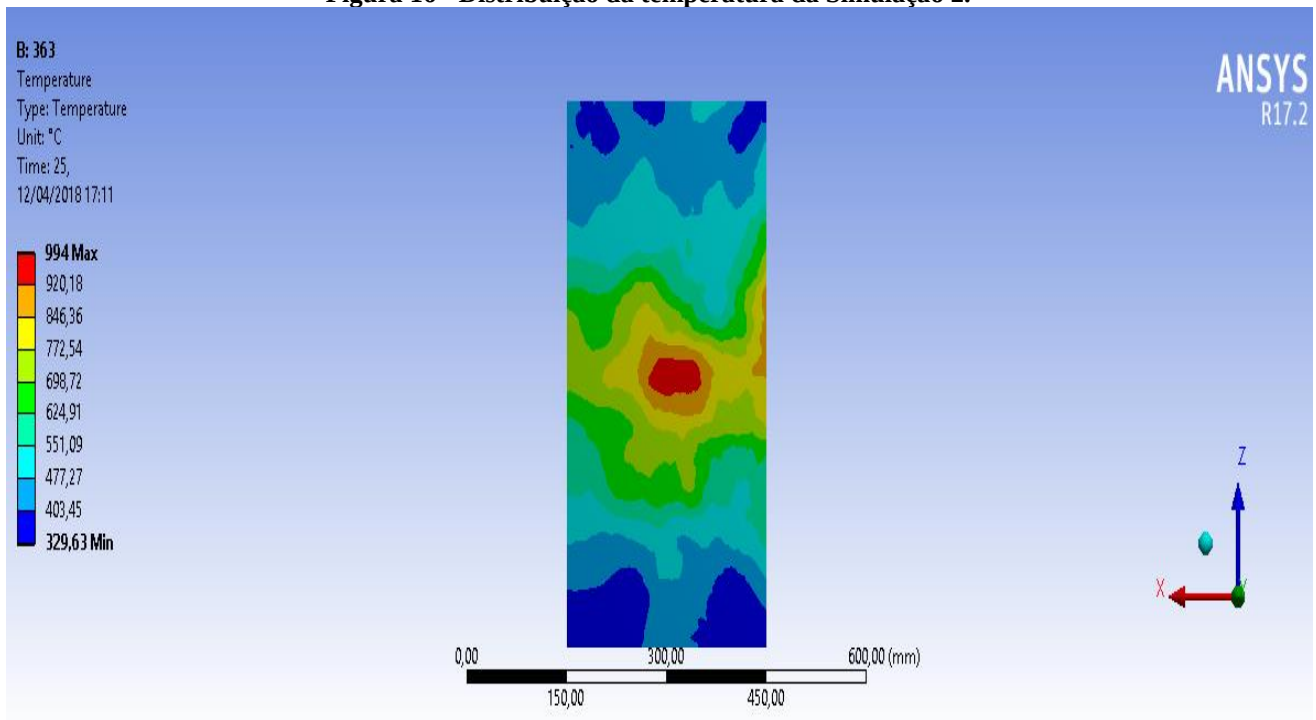
Fonte: Autoria Própria (2018).

A zona termicamente afetada inicia logo após a linha de fusão, se estendendo até o fim da solidificação, ou seja, em 543 °C. O ponto da chapa que corresponde ao término da solidificação está localizado em 130,49 mm, dessa forma, desse ponto em diante o metal base da chapa não apresentou mudanças significativas em sua microestrutura.

A curva em azul se trata de uma curva de distribuição normal baseada em todas as temperaturas obtidas durante a simulação de soldagem. Quanto mais distante for ela da reta linear, maior será o desvio padrão e menor será a probabilidade de encontrar outras temperaturas nas regiões analisadas. Isso significa, por exemplo, que o menor ponto da curva diz respeito à temperatura mínima obtida. Essa temperatura é de 100 °C e a sua probabilidade de ser encontrada no fim da soldagem é muito pequena, uma vez que ela se distancia da sua referência (reta).

A segunda simulação apresentou uma temperatura de pico superior à anterior. Esse fenômeno é resultado do aumento da potência específica e redução da velocidade de soldagem. A Figura 16 ilustra o gradiente térmico obtido após a simulação.

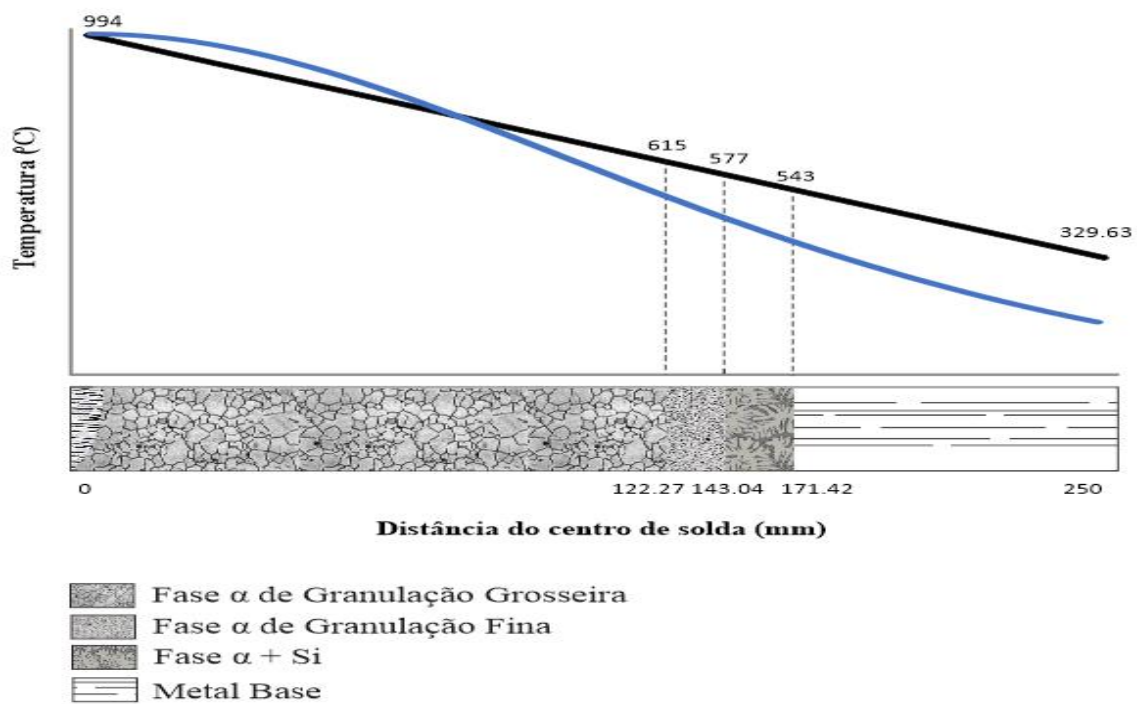
Figura 16 - Distribuição da temperatura da Simulação 2.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Com base nesses valores, foi realizado a segunda relação entre temperatura e distancia do centro de solda. O resultado pode ser observado na Figura 17:

Figura 17 - Estrutura da ZTA da Simulação 2.

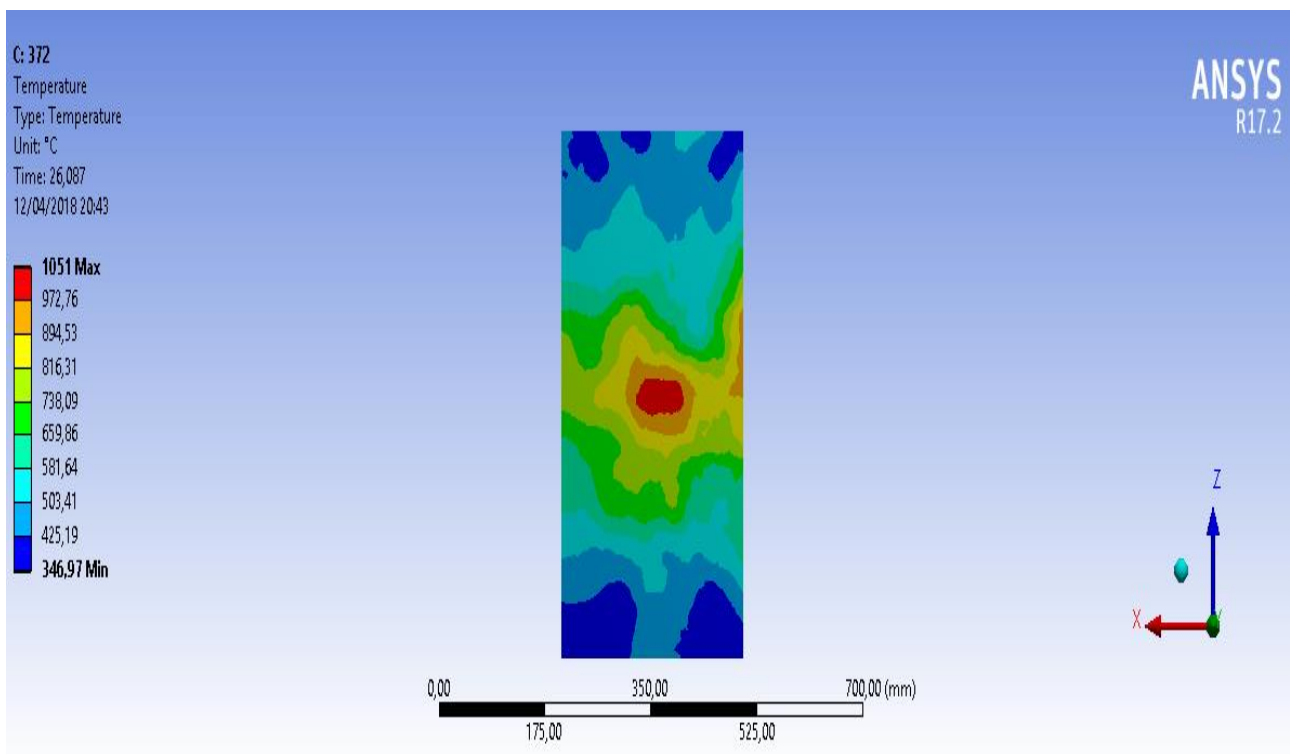


Fonte: Autoria Própria (2018).

A ZTA da Simulação 2 apresentou uma expansão, tendo terminado somente no ponto 171,42 mm. A região de granulação grosseira aumentou em torno de 23 mm em comparação com a Simulação 1 como resultado da submissão a uma temperatura mais elevada.

A terceira simulação manteve o aumento da temperatura de pico ao ser comparada com as Simulações 1 e 2. Como observado na Figura 18, a temperatura máxima alcançada após o término da soldagem foi de 1051 °C, enquanto que a mínima foi 346,97 °C.

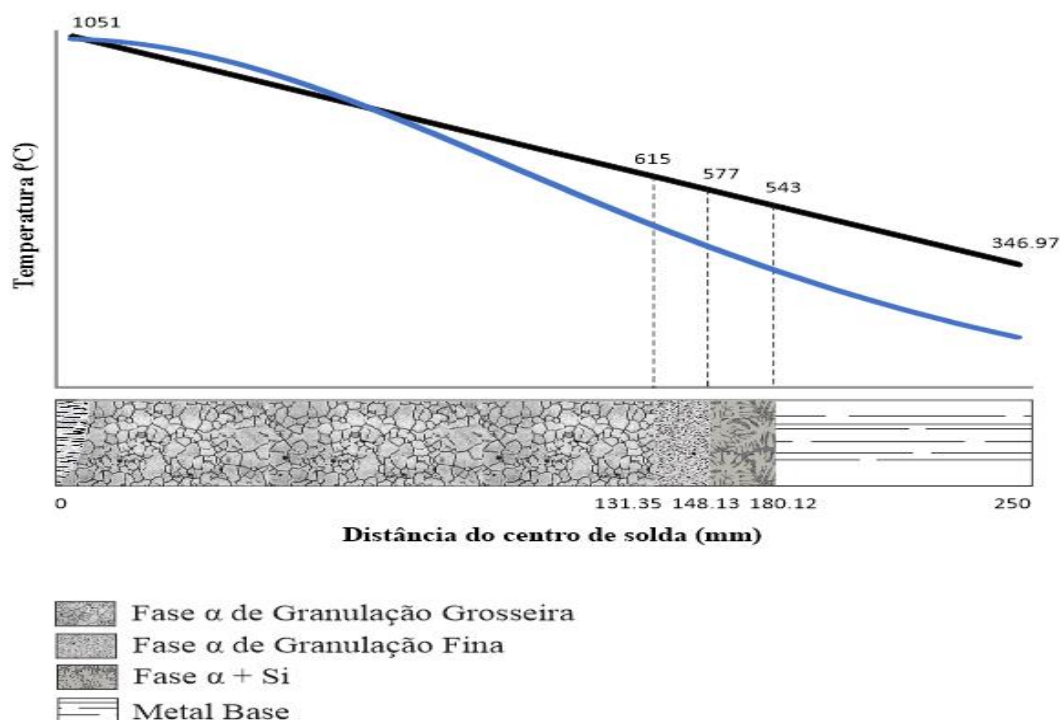
Figura 18 - Distribuição da temperatura da Simulação 3.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Com esses valores se tornou possível analisar a estrutura da ZTA que estaria presente na Simulação 3 e que pode ser vista na Figura 19:

Figura 19 - Estrutura da ZTA da Simulação 3.

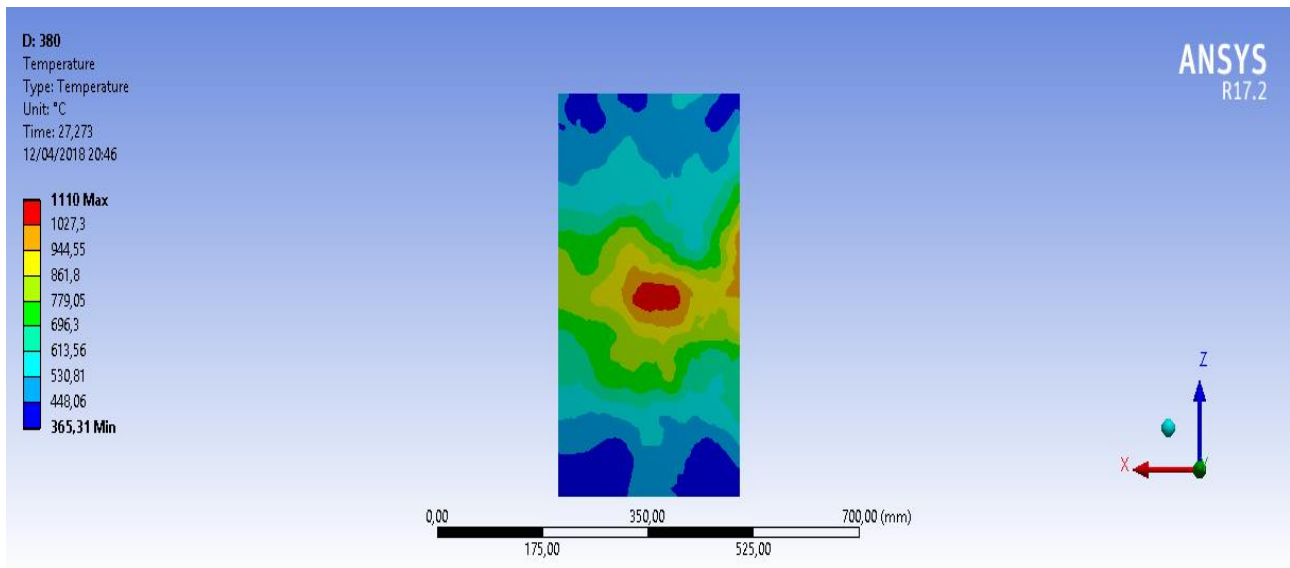


Fonte: Autoria Própria (2018).

Na terceira simulação, a Fase α de Granulação Grosseira se estendeu até 131,35 mm, onde se encontrava a região com temperatura de 615 °C. Essa temperatura marca o início da formação das células dentríticas de α e é caracterizada por uma região de grão finos. A ZTA teve alcance até 180,12 mm da chapa analisada.

Conforme pode ser visto na Figura 20, a Simulação 4 apresentou atingiu uma temperatura de pico de 1110 °C, isto é, um aumento de quase 50 °C em relação a Simulação 3, enquanto que sua temperatura mínima foi de 365,31 °C. A relação completa de todas as temperaturas encontradas ao fim da soldagem pode ser conferida na Figura 20.

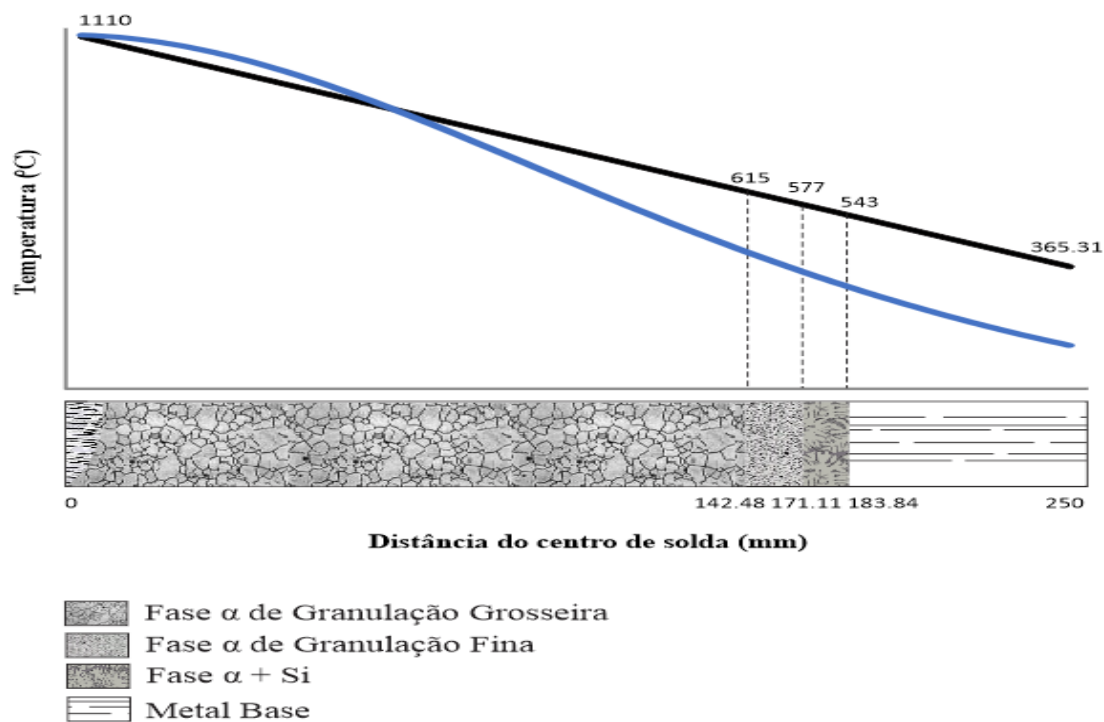
Figura 20 - Distribuição da temperatura da Simulação 4.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Posterior a obtenção da distribuição de temperaturas, foi realizado o estudo da ZTA da Simulação 4. É possível observar na Figura 21, que a região onde se deu o início da reação eutética apresentou um deslocamento de aproximadamente 23 mm se comparada com a Simulação 3. Além disso, o ponto da chapa que apresentou temperatura baixa o suficiente para terminar a solidificação possui uma distância de 183,84 mm do centro de solda.

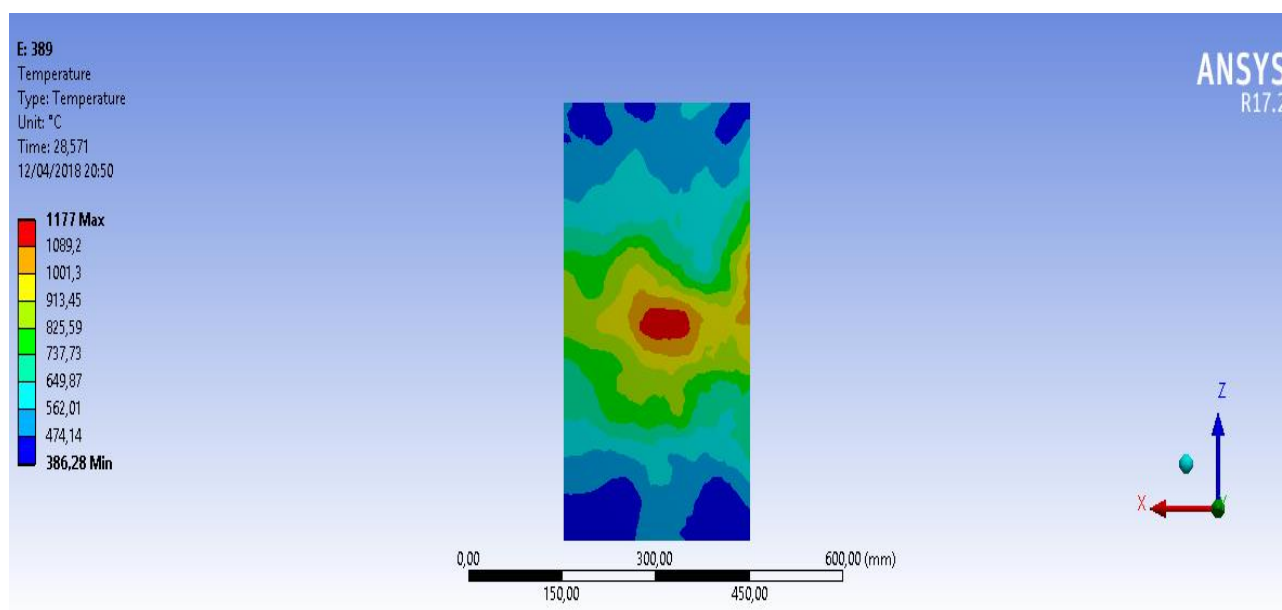
Figura 21 - Estrutura da ZTA da Simulação 4.



Fonte: Autoria Própria (2018).

A quinta simulação alcançou 1177 °C como a temperatura de pico, sendo então a temperatura máxima de pico dentre todas as simulações. Isso se deve ao fato de que foi utilizada a maior potência específica e a menor velocidade para realizar essa simulação. A Figura 22 ilustra o gradiente térmico obtido após a simulação.

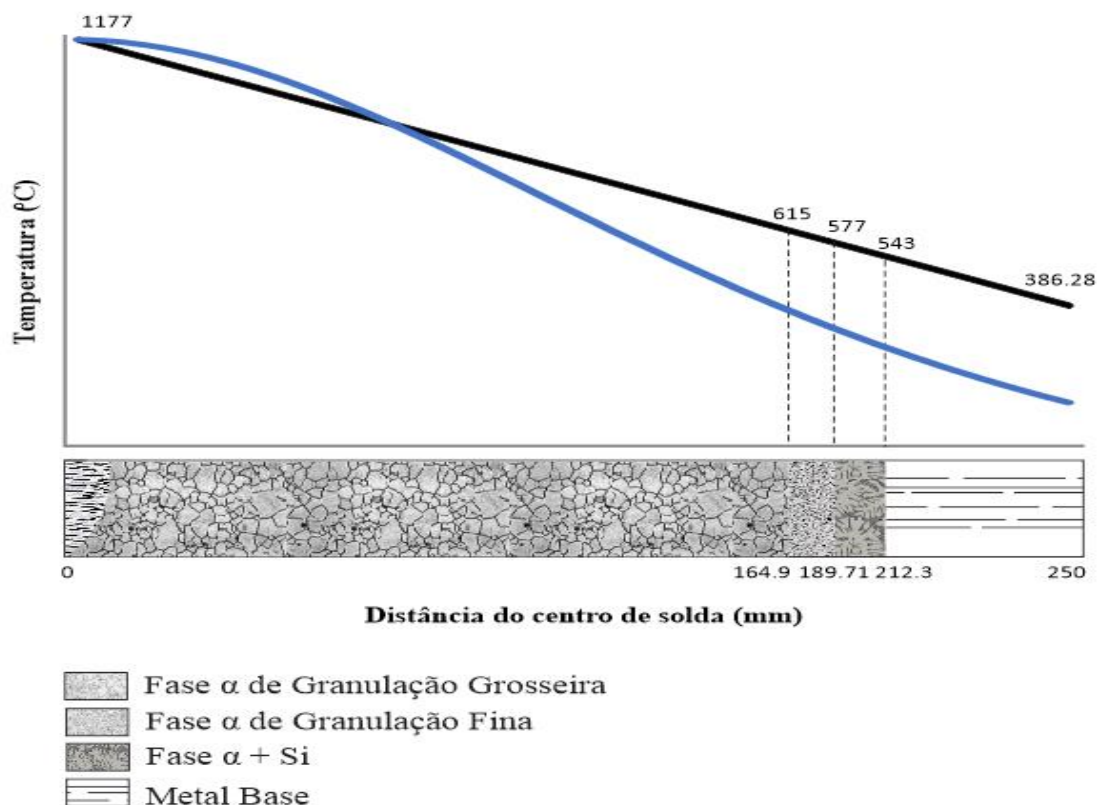
Figura 22 - Distribuição da temperatura da Simulação 5.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Ao plotar e analisar os resultados obtidos na Simulação 5, foi realizada a última análise dos da estrutura da ZTA do chapa soldada. Seguindo o que afirma MODENESI *et al.* (2009), sabe-se que a alteração microestrutural mais marcante no alumínio é o crescimento da região de granulação grosseira. Dessa forma, espera-se que quanto maior o calor fornecido a chapa durante a soldagem, maior a alteração microestrutural e, conseqüentemente, maior a região de granulação grosseira. Dessa forma, a Figura 23 exibiu um resultado coerente com essa bibliografia:

Figura 23 - Estrutura da ZTA da Simulação 5.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Observando a Figura 23, o início da solidificação e formação das dendritas de α – Al foi dado em uma distância de 164,9 mm do centro de solda. A Figura 21 correspondente a ZTA da Simulação 4, por outro lado, apresentou um início de solidificação em 142,48 mm. Logo, é visível a influência da temperatura sobre a caracterização da metalurgia da ZTA.

De forma simplificada, a Tabela 05 realiza uma comparação entre todas as simulações:

Tabela 05 – Tabela comparativa das 5 simulações.

Simulações	$P_{esp.}$ (W/mm ²)	Vel. (mm/s)	Temp. Máx. (°C)	Temp. Mín. (°C)	ZTA (mm)
1	354,8	12,5	941,21	313,79	130,49
2	363,4	12	994	329,63	171,42
3	372,1	11,5	1051	346,97	180,12
4	380,76	11	1110	365,31	183,84
5	389,41	10,5	1177	386,28	212,3

Fonte: Autoria Própria (2018).

Comparando as extensões da ZTA relacionadas na Tabela 05, é notável a forma como a granulação grosseira aumentou sua extensão da primeira para última simulação. Isso se deve ao fato de que os valores da potência específica aumentaram ao passo que as velocidades de soldagem foram reduzidas, permitindo que a fonte de calor se tornasse mais intensa e se movesse mais lentamente ao longo da faixa destinada ao cordão de solda (*edge*). Como consequência, as simulações da soldagem também apresentaram aumento gradativo das temperaturas máximas alcançadas.

De acordo com MODENESI *et al.* (2009), a obtenção de uma maior região de granulação grosseira não é desejável, pois há influência significativa nas propriedades mecânicas da liga. Quando se há grãos grossos, há uma disposição irregular e não uniforme, provocando tensões na estrutura do metal solidificado. Além disso, o aquecimento intenso da região soldada pode provocar a formação de distorções e tensões residuais, comprometendo a aplicabilidade do corpo soldado.

Por fim, é importante destacar que as microestruturas associadas à ZTA após a simulação do processo de soldagem poderão apresentar extensões diferentes, da mesma forma como a disposição dos grãos e dendritas. Essas divergências poderão ocorrer uma vez que não foi realizada metalografia, apenas um estudo teórico com base na literatura das ligas de alumínio encontrada na Al-Si Cast Alloys (2015).

5. CONCLUSÕES

As seguintes conclusões foram obtidas a partir dos resultados apresentados no presente trabalho:

- 1) A elaboração de um modelo matemático capaz de simular um processo de soldagem MIG/MAG foi realizada satisfatoriamente.
- 2) O Método dos Elementos Finitos se mostrou uma técnica viável para o estudo da influência dos parâmetros de soldagem no comportamento térmico do mesmo. Essa técnica viabiliza a análise das temperaturas sem recorrer a amostragens experimentais grandes.
- 3) Comparando os gráficos, é perceptível a influência da velocidade de soldagem e potência específica no comprimento da ZTA, sendo esta composta em sua maior parte por uma região de granulação grosseira.

6. REFERÊNCIAS

ASM – AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Metals Handbooks**. v. 2. Properties and Selection: Nonferrous Alloys and Special-Purpose Materials. ASM Internacional, 10 ed., Metals Park – Ohio, 3470p., 1992.

ESAB (Brasil). **Apostila de Soldagem MIG/MAG**. 2005. Disponível em: <http://www.esab.com.br/br/pt/education/apostilas/upload/1901104rev0_apostilasoldagemmigmag_low.pdf>. Acesso em: 22 jan. 2018.

FARIAS, R. M.; Teixeira, P. R. F.; ARAUJO, D. B. **Estudo de Metodologias para Análise Numérica do campo de Temperatura no Processo de Soldagem MIG em Chapas de Aço Inoxidável AISI 304L**. VIII Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM, p. 1-8, 2014.

FERZIGER, J. H.; PERIC, M. **Computational Methods for Fluid Dynamics**. 3 ed. Editora Springer, New York, 2002.

HATCH, J. E. **Aluminum: Properties and Physical Metallurgy**. Asm International, Ohio, 1984.

IACOBESCU, G. A Theoretical Model For Welding Process With Gaussian Heat Source – Part. 1. **Building Machine Technology**, v. 68, n. 4, p. 1-5, 2006.

JUNIOR, L. P. S.; CABRAL, T. S. **Especificação de Procedimentos de Soldagem Mig para o Preenchimento de Cavidades pela Técnica de Camadas Sucessivas**. 2008.78f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Pará, Belém.

LOTTI, R. S.; MACHADA, A. W.; MAZZIEIRO, Ê. T.; JÚNIOR, J. L. **Aplicabilidade Científica do Método dos Elementos Finitos**, v. 11, n. 2, p. 35-43, 2006.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; BRACARENSE, A. Q. **Soldagem: Fundamentos e Tecnologia**. 3 ed. Editora UFMG, Belo Horizonte, 2009.

MODENESI, P. J.; MARQUES, P. V.; SANTOS, D. B.. **Introdução à Metalurgia da Soldagem**. 2012. Disponível em: <<http://demet.eng.ufmg.br/wp-content/uploads/2012/10/metalurgia.pdf>>. Acesso em: 07 mar. 2018.

MOREIRA, H. S. **Estudo da Influência dos Parâmetros de Soldagem MIG e da Morfologia do Cordão no Comportamento à Fadiga de Juntas Soldadas de um Eixo Traseiro Veicular**. 2008.

84f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

MOTA, N. A. **Avaliação do Comportamento Dinâmico de uma Laje de Grande Porte Através de Modelagem Computacional e Análise Experimental**. 2013. 46f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Juiz de Fora, Juiz de Fora.

MOURELLE, M. S. **Análise por Elementos Finitos de Dutos com Defeito Externo e Cordão de Solda Longitudinal**. 2010. 50f. Monografia (Graduação em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

PARREIRAS, L. G. S. **Avaliação dos Esforços de Corte no Torneamento da Liga de Alumínio – Silício (A356) com Diferentes Anteligas**. 2014. 117f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de São João Del-Rei, São João Del-Rei.

ROSSI, G. P. **Estudo de Correlação do Comportamento de Pontos de Solda em Corpos de Prova pelo Método dos Elementos Finitos**. 2007. 129f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo.

SCOTTI, A.; PONOMAREV, V. **Soldagem MIG/MAG: Melhor entendimento, melhor desempenho**. Artliber Editora Ltda., São Paulo, 2008.

SOBRINHO, A. S. C. **Introdução ao Método dos Elementos Finitos**. 1 ed. Editora Ciência Moderna, Rio de Janeiro, 2006.

TEIXEIRA, G. S. **Análise da Influência dos Parâmetros de Soldagem Sobre a Geometria do Cordão de Solda Depositado pelo Processo de Soldagem TIG – MAG em TANDEM**. 2011. 122f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

ZACHI, J. M. **Simulação Numérica de Escoamentos de Fluidos pelo Método de Elementos Finitos Baseado em Volumes de Controle em Malhas Não Estruturadas**. 2006. 148f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Metalúrgica e de Materiais) – Universidade Estadual Paulista, Faculdade de Engenharia de Ilha de Solteira, São Paulo.

ZAMANI, Mohammadreza. **Al-Si Cast Alloys: Microstructure and Mechanical Properties at Ambient and Elevated Temperature**. Editora: School Of Engineering, Jönköping University, Jönköping, 2015.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. **The Finite Element Method: The Basis**. 5 ed., v.1, Editora Butterworth-Heinemann, Oxford, 2000.