



# **Estudo Numérico do *Shot-Peening* no Alívio de Tensões Residuais em Soldaduras de topo MAG e TIG**

**Eduardo do Carmo Marques**

Dissertação apresentada à Escola Superior de Tecnologia e Gestão de Bragança para a obtenção do grau de mestre em Engenharia Industrial ramo Engenharia Mecânica

Orientadores

**Professor PhD. João Eduardo Pinto Castro Ribeiro**

**Professor MSc. Alexandre Luiz Pereira**

Dezembro de 2020

Eduardo do Carmo Marques

Estudo Numérico do *Shot-Peening* no Alívio de Tensões  
Residuais em Soldaduras de topo MAG e TIG

Dissertação apresentada ao programa de Dupla  
Diplomação entre Centro Federal de Educação  
Tecnológica Celso Suckow da Fonseca campus Angra dos  
Reis e o Instituto Politécnico de Bragança, como requisito  
para a obtenção do título de Mestre em Engenharia  
Industrial ramo Engenharia Mecânica.

Orientador: PhD. João Eduardo Pinto Castro Ribeiro

Coorientador: MSc. Alexandre Luiz Pereira

Bragança

Dezembro de 2020

*“Pouco conhecimento faz com que as pessoas se sintam orgulhosas. Muito conhecimento, que se sintam humildes” Leonardo da Vinci*

## **Agradecimentos**

Primeiramente gostaria de agradecer a Deus, que em todos os passos da minha vida sempre me acompanhou, me protegeu e me abençoou, assim como a minha família e todos que amo. A minha mãe Ivanilda Vieira do Carmo, pela proteção, por sempre acreditar nos meus sonhos e por estar em todos os momentos presentes na minha vida. Ao meu pai Marcelo Marques, um exemplo sobre o que é ser um pai, e pela decisão de abraçar tudo o que sonhei como se fosse seu, me apoiando do início ao fim em toda esta trajetória.

A minha namorada Yasmim Chaves e sua família, por me tornarem parte dela e por nos momentos mais difíceis estarem sempre comigo, um muito obrigado.

Ao meu orientador e grande amigo Prof. Dr. João Ribeiro, me aconselhando, incentivando, mostrando sempre os caminhos e acima de tudo, o exemplo de humildade e grande referência na minha vida acadêmica, um muito obrigado por tudo, grande parte do que aprendi se deve a você. Ao professor Alexandre, pela oportunidade e por sempre acreditar no meu potencial, parte desse sonho realizado também tem vossa parte.

Ao Centro Federal de Educação Tecnológica Celso Suckow da Fonseca (CEFET/RJ) em especial ao campus Angra dos Reis por ter sido a principal porta disto tudo. Gostaria de agradecer em especial aos professores Dra. Vanessa Guimarães, Dr. Ronney Boloy e ao Dr. Luis Hernandez Callejo por serem pilares no meu desenvolvimento, crescimento e amadurecimento profissional. Ao Instituto Politécnico de Bragança por proporcionar toda essa experiência através do intercâmbio principalmente pela troca de conhecimentos multiculturais fornecidas.

Aos meus amigos, Glauco Nóbrega, Samuel Araújo, Filipe Soares, Gonçalo Brak-Lamy, Rita Mirian, Madalena Marinho, Vitor, Carolina, Amadeu, Tiago Mendes, Arisson, Catlin Galo, Luciano, Caio Basile, Mauro, Israel Pessanha, Reykel Diniz, Hermes Pedro, Douglas Carmo, Rodrigo Jorge, Luciana, todos de que algumas formas fizeram parte da trajetória.

## Resumo

MARQUES, Eduardo. ESTUDO NUMÉRICO DO SHOT-PEENING NO ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDADURAS MAG E TIG. Dissertação – Programa de Dupla Diplomação, Centro Federal Tecnológico Celso Suckow da Fonseca, Campus Angra dos Reis -RJ, Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, 2020.

Ao longo dos anos, os processos de manufatura industriais que envolvam ciclos térmicos têm crescido, sendo a soldadura um dos mais utilizados. Os métodos mais comuns que garantem fiabilidade em termos estruturais são as técnicas MAG para aços e TIG para ligas de alumínio. Entretanto, devido ao arrefecimento não controlado inerente ao processo, acaba por surgir tensões residuais nas zonas próximas ao cordão, que podem futuramente gerar problemas que levem a falhas mecânicas como trincas e até mesmo ruptura.

Nessa linha, uma das soluções comerciais, de baixo custo, para aliviar este tipo de comportamento é o tratamento superficial por jateamento de granalhas, mais conhecido por *shot-peening*. Neste sentido, o presente trabalho tem como objetivo determinar de forma numérica, o nível de tensões residuais antes e pós processo de granalhagem, com enfoque em peças de soldadura de topo simples. Para isto, o estudo envolve componentes analíticas e numéricas para avaliar os fenômenos térmicos e estruturais pós-soldadura. Os materiais utilizados para esta pesquisa foram o aço DIN CK20 e a liga de alumínio 6082-T6, trabalhando com as respectivas propriedades termomecânicas.

Como resultado, foi verificado que o jateamento causa o alívio esperado nas tensões próximas à região do cordão, principalmente na direção  $\sigma_z$ , que se demonstrou ser o estado mais crítico. Além disso, foi utilizado um recurso na simulação térmica de soldadura para simplificar a complexidade do processo e verificou-se que os erros se encontram, em torno de 3~10% para o processo MAG e 15~18% para o TIG.

**Palavras-chave:** Tensões Residuais, Elementos Finitos, *Shot-Peening*, Soldadura e Simulação.

## Abstract

MARQUES, Eduardo. ESTUDO NUMÉRICO DO SHOT-PEENING NO ALÍVIO DE TENSÕES RESIDUAIS EM SOLDADURAS MAG E TIG. Dissertation – Double Degree Program, Centro Federal Tecnológico Celso Suckow da Fonseca, Campus Angra dos Reis -RJ, Instituto Politécnico de Bragança, Bragança, 2020.

*Over the years, industrial manufacturing processes involves thermal cycles have grown, being the welding one of the widely used. The most common methods that guarantee reliability in structural terms are the MAG techniques for steel and TIG for aluminum alloys. Nevertheless, due uncontrolled cooling inherent in the process, residual stresses arise close to the melt area, which in future can lead mechanical problems such as cracks and even equipment failure.*

*Within this way, one of the low-cost commercial solution to relieve this type of behavior it is the shot blasting superficial treatment, more known as shot-peening. In this sense, the present work has the objective to numerically determine the level of residual stresses before and after shot blasting for top single weld pieces. For this, the study involves analytical and numerical components to evaluate the thermal and structural phenomena after welding. The materials used in this research were steel alloy DIN CK20 and aluminum alloy 6082-T6, working with respective thermomechanical properties.*

*As a result, it was seen that the blasting causes the expected relief in the stresses close to the melt region, mainly in the  $\sigma_z$  direction, which has been shown to be the most critical state. In addition, a FEM feature was used in the thermal welding simulation to simplify the complexity of the process and it was verified errors of around 3~10% for the MAG process and 15~18% for TIG.*

**Keywords:** *Residual Stresses, Finite Elements, Shot-Peening, Weld and Simulation.*

# Índice

Introdução .....	1
<b>1.1 Motivação e Justificativa</b> .....	2
<b>1.2 Objetivos</b> .....	4
<b>1.3 Estrutura</b> .....	4
2. Revisão da Literatura .....	6
<b>2.1 Processos de Soldadura</b> .....	6
<b>2.1.1 Soldadura a Gás Ativo (MAG)</b> .....	7
<b>2.1.2 Soldadura Gás Inerte de Tungstênio (TIG)</b> .....	8
<b>2.2 Fluxo de Calor na Soldadura</b> .....	9
<b>2.2.1 Fonte de Calor Móvel (Estado Quase-Estacionário)</b> .....	11
2.2.1.1 Solução Analítica de Rosenthal .....	13
2.2.1.2 Solução da Função Adaptativa de Nasiri e Enzinger .....	14
<b>2.3 Tensões Residuais</b> .....	17
<b>2.3.1 Comportamento das TR em Soldaduras</b> .....	18
<b>2.3.2 Shot-peening</b> .....	20
<b>2.4 Método dos Elementos Finitos (MEF)</b> .....	21
<b>2.4.1 Análise Térmica do MEF</b> .....	22
<b>2.4.2 Análise Estrutural do MEF</b> .....	23
3. Materiais e Métodos .....	26
<b>3.1 Metodologia Experimental</b> .....	28
<b>3.1.1 Soldadura MAG/TIG</b> .....	28
<b>3.1.2 Ensaio de Tração Uniaxial</b> .....	30
<b>3.1.3 Ensaio de Shot-Peening</b> .....	33

<b>3.2</b>	<b>Metodologia Analítica</b> .....	34
<b>3.2.1</b>	<b>Função Adaptativa e Rosenthal</b> .....	34
<b>3.2.2</b>	<b>Equação de Masubuchi e Martin</b> .....	38
<b>3.3</b>	<b>Metodologia Numérica</b> .....	39
<b>3.3.1</b>	<b>Simulação Térmica – <i>Transient Thermal (ACT Extension)</i></b> .....	39
3.3.1.1	Dados Térmicos DINCK 20.....	43
3.3.1.2	Dados Térmicos Al6082-T6.....	44
3.3.1.3	Malha, Elementos e Condições de Fronteira .....	46
<b>3.3.2</b>	<b>Simulação Estrutural – <i>Static Structural</i></b> .....	51
<b>3.3.3</b>	<b>Simulação Dinâmica – <i>Explicit Dynamics</i></b> .....	55
<b>4.</b>	<b>Resultados e Discussões</b> .....	59
<b>4.1</b>	<b>Resultados Térmicos</b> .....	59
<b>4.1.1</b>	<b>Refinamento de Malha</b> .....	59
<b>4.1.2</b>	<b>Distribuição de Temperatura</b> .....	61
<b>4.1.3</b>	<b>Analítico-Numérico</b> .....	64
<b>4.2</b>	<b>Resultados Estruturais</b> .....	69
<b>4.2.1</b>	<b>TR pós-soldadura (<math>\sigma_z</math>)</b> .....	69
<b>4.2.2</b>	<b>TR pós-soldadura (<math>\sigma_x</math>)</b> .....	73
<b>4.2.3</b>	<b>TR pós-soldadura (Caminho 5 e 9)</b> .....	74
<b>4.3</b>	<b>Resultados Dinâmicos</b> .....	77
<b>4.3.1</b>	<b>TR <i>Shot-Peening</i> (Caminho 9)</b> .....	77
<b>4.3.2</b>	<b>TR <i>Shot-Peening</i> (<math>\sigma_z, \sigma_x</math>)</b> .....	79
<b>4.3.3</b>	<b>Alívio de Tensões</b> .....	83
<b>4.4</b>	<b>Métodos Comparativos</b> .....	88
<b>5.</b>	<b>Conclusões</b> .....	91
<b>5.1</b>	<b>Conclusões</b> .....	91



<b>5.2 Trabalhos Futuros</b> .....	93
Referências bibliográficas .....	94
Anexos A .....	102
<b>Código da Função Adaptativa</b> .....	102
<b>Código da Função de Rosenthal</b> .....	104
<b>Código da Equação de Masubuchi e Martin</b> .....	105

## Lista de Figuras

<b>Figura 1.</b> Publicações ao longo dos anos para temática da dissertação.....	3
<b>Figura 2.</b> Classificação dos processos de soldadura por fusão [27] .....	6
<b>Figura 3.</b> Imagem ilustrativa do processo de soldadura MAG [31] .....	7
<b>Figura 4.</b> Ilustração esquemática do processo de soldadura TIG [43] .....	8
<b>Figura 5.</b> Representação esquemática da ZTA e suas transformações de fase no diagrama Fe-C [48], [57].....	10
<b>Figura 6.</b> Representação esquemática das transformações microestruturais para as ligas de alumínio [50] .....	10
<b>Figura 7.</b> Sistemas de coordenadas para análise de transferência de calor por condução [6] .....	12
<b>Figura 8.</b> Dimensões esquemáticas da poça de fusão para os parâmetros geométricos	15
<b>Figura 9.</b> Característica da distribuição de TR durante o processo de soldadura em uma placa (adaptado: [45], [70]). .....	19
<b>Figura 10.</b> Distribuição típica das TR na direção longitudinal e transversal para uma placa simples [45], [70].....	19
<b>Figura 11.</b> Processo de <i>Shot-peening</i> ; a esquerda, o tiro e o respetivo impacto e tensões criadas; a direita, distribuição das endentações com as granalhas [80].....	21
<b>Figura 12.</b> Fluxograma esquemático da presente dissertação de mestrado .....	27
<b>Figura 13.</b> Equipamento de Soldadura MAG com destaque no gás de proteção; modificador de corrente; alimentador de arame; seletor de tensão elétrica – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB). .....	28
<b>Figura 14.</b> Equipamento de Soldadura TIG com destaque no gás de proteção; visor com informações de corrente e tensão elétrica – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB). .....	29
<b>Figura 15.</b> Ilustração esquemática das principais dimensões das placas e da direção de soldadura.....	30
<b>Figura 16.</b> (a) CNC DMC 63V em vista frontal da máquina; (b) Comando Numérico <i>Siemens</i> da CNC DMC 63V – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB). .....	31
<b>Figura 17.</b> Dimensão dos provetes fabricados de acordo com a ISO 6892-1.....	31

<b>Figura 18.</b> Ensaio uniaxial de tração realizado com a <i>Instron</i> 4485 em detalhe – Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais (IPB).....	32
<b>Figura 19.</b> Gráfico Tensão-Deformação para o Aço DIN CK20 e a liga de Alumínio 6082-T6 .....	32
<b>Figura 20.</b> Tratamento de <i>Shot-Peening</i> na CM Modena SANDBLASTING EQUIPMENT CM1000, em detalhe a caixa de operações – (Ramada Aços, Ovar, Portugal). .....	33
<b>Figura 21.</b> Ilustração dos pontos estudados na comparação analítica-numérica .....	36
<b>Figura 22.</b> Ilustração dos pontos relacionados a geometria da solda .....	36
<b>Figura 23.</b> Fluxograma de iteração da função adaptativa no <i>MatLab</i> .....	37
<b>Figura 24.</b> Equações de distribuição de TR para zona de tração (Adaptado: [89]).....	38
<b>Figura 25.</b> Ilustração do cálculo <i>Moving Heat Flux</i> efetuado pela extensão ACT.....	40
<b>Figura 26.</b> Áreas Transversais do Cordão de Soldadura ( $A_r$ , $A_m$ e $A_z$ ) (Adaptado: [45])40	
<b>Figura 27.</b> Secção transversal do cordão de soldadura experimental e suas dimensões	41
<b>Figura 28.</b> Condutibilidade Térmica para o Aço DIN CK20 .....	43
<b>Figura 29.</b> Calor Específico para o Aço DIN CK20.....	44
<b>Figura 30.</b> Condutibilidade Térmica para a Liga de Alumínio 6082-T6.....	45
<b>Figura 31.</b> Calor específico para a Liga de Alumínio 6082-T6.....	45
<b>Figura 32.</b> Malha de Elementos Finitos para S1 – Isométrica e Transversal .....	47
<b>Figura 33.</b> Malha de Elementos Finitos para S2 – Isométrica e Transversal .....	48
<b>Figura 34.</b> Malha de Elementos Finitos para S3 – Isométrica e Transversal .....	48
<b>Figura 35.</b> SURF152 – a esquerda o elemento com 8 nós; a direita o elemento com 4 nós .....	49
<b>Figura 36.</b> Condição de Fronteira na Simulação Térmica de Soldadura.....	50
<b>Figura 37.</b> Coeficiente de Convecção Térmica – Condição de Ciclo Horizontal (Ar Estagnado) .....	50
<b>Figura 38.</b> Esquema da importação de dados para a simulação de TR .....	51
<b>Figura 39.</b> Figura ilustrativa do Elemento SOLID186.....	51
<b>Figura 40.</b> Propriedades Termomecânicas para o aço DINCK 20 .....	52
<b>Figura 41.</b> Propriedades Termomecânicas para a liga de alumínio 6082-T6.....	53
<b>Figura 42.</b> Condição de Fronteira para Análise das TRs.....	53
<b>Figura 43.</b> Ilustração dos caminhos definidos para análise das TRs .....	54

<b>Figura 44.</b> Sequência da simulação numérica para o <i>Shot-Peening</i> .....	55
<b>Figura 45.</b> Malha de elementos finitos para cordão e a granalha em detalhe.....	56
<b>Figura 46.</b> Condição de Fronteira para a simulação de <i>shot-peening</i> .....	58
<b>Figura 47.</b> Resultado do <i>Time-History</i> para a simulação <i>Transient Thermal</i> - MAG...	60
<b>Figura 48.</b> Resultado do <i>Time-History</i> para a simulação <i>Transient Thermal</i> - TIG.....	60
<b>Figura 49.</b> (a) Resultado Térmico para S1; (b) Resultado Térmico para S2 .....	61
<b>Figura 50.</b> Distribuição de Temperaturas para o Metal Base e o Cordão de Soldura (S3) .....	62
<b>Figura 51.</b> Equivalência da S3 com as transformações Metalúrgicas para o Aço.....	62
<b>Figura 52.</b> Simulação S3 com o alumínio (TIG) .....	63
<b>Figura 53.</b> Equivalência da S3 com as transformações Metalúrgicas para o Alumínio	63
<b>Figura 54.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P1 - MAG .....	64
<b>Figura 55.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P2 - MAG .....	65
<b>Figura 56.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P3 - MAG .....	65
<b>Figura 57.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P4 – MAG.....	66
<b>Figura 58.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P1 - TIG.....	66
<b>Figura 59.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P2 - TIG.....	67
<b>Figura 60.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P3 - TIG.....	67
<b>Figura 61.</b> Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P4 - TIG.....	68
<b>Figura 62.</b> TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) em MPa na Soldadura MAG; (a) 6s; (b) 30s; (c) 48s; (d) 60s.....	69
<b>Figura 63.</b> Distribuição de TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para o tempo final MAG	70
<b>Figura 64.</b> Comparação das TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para a solução analítica e numérica MAG .....	70
<b>Figura 65.</b> TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) em MPa na Soldadura TIG; (a) 6s; (b) 30s; (c) 48s; (d) 60s.....	71
<b>Figura 66.</b> Distribuição de TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para o tempo final TIG ...	72
<b>Figura 67.</b> Comparação das TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para a solução analítica e numérica TIG.....	72
<b>Figura 68.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) na direção X-X para os diferentes caminhos - MAG.....	73

<b>Figura 69.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) na direção X-X para os diferentes caminhos - TIG .....	74
<b>Figura 70.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_z$ ) para os diferentes caminhos - MAG .....	75
<b>Figura 71.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) para os diferentes caminhos - MAG .....	75
<b>Figura 72.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_z$ ) para os diferentes caminhos - TIG .....	76
<b>Figura 73.</b> Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) para os diferentes caminhos – TIG .....	76
<b>Figura 74.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) ao longo da profundidade para o <i>shot-peening</i> - Aço .....	77
<b>Figura 75.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) ao longo da profundidade para o <i>shot-peening</i> - Aço .....	78
<b>Figura 76.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) ao longo da profundidade para o <i>shot-peening</i> - Alumínio.....	78
<b>Figura 77.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) ao longo da profundidade para o <i>shot-peening</i> - Alumínio.....	79
<b>Figura 78.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) no caminho 1 para o <i>shot-peening</i> - Aço.....	80
<b>Figura 79.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) no caminho 1 para o <i>shot-peening</i> - Alumínio .	80
<b>Figura 80.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) no caminho 6 o <i>shot-peening</i> - Aço .....	81
<b>Figura 81.</b> Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) no caminho 6 o <i>shot-peening</i> - Alumínio.....	81
<b>Figura 82.</b> Imagens da Simulação a 4m/s para as TRs ( $\sigma_z$ ) em detalhe para o aço em MPa .....	82
<b>Figura 83.</b> Imagens da Simulação a 4m/s para as TRs ( $\sigma_x$ ) em detalhe para a liga de Alumínio em MPa .....	82
<b>Figura 84.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> no caminho 9 – Aço	83
<b>Figura 85.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> no caminho 6 – Aço	84
<b>Figura 86.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> no caminho 9– Liga de Al .....	84
<b>Figura 87.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> no caminho 6– Liga de Al .....	85
<b>Figura 88.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> ao longo da profundidade – Aço .....	86
<b>Figura 89.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> ao longo do caminho – Aço .....	86

<b>Figura 90.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> ao longo da profundidade – Liga de Al .....	87
<b>Figura 91.</b> Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o <i>shot-peening</i> ao longo do caminho – Liga de Al .....	87
<b>Figura 92.</b> Erro Relativo do MEF e Rosenthal com relação a função adaptativa - MAG .....	88
<b>Figura 93.</b> Erro Relativo do MEF e Rosenthal com relação a função adaptativa - TIG .....	89
<b>Figura 94.</b> Erro Relativo entre as ligas para a zona de tração das TRs pós-soldadura.	89

## Lista de Tabelas

<b>Tabela 1.</b> Estratégia de levantamento de dados na WoS .....	2
<b>Tabela 2.</b> Composição química dos materiais na soldadura MAG e TIG (%) .....	29
<b>Tabela 3.</b> Parâmetros de soldadura MAG e TIG .....	30
<b>Tabela 4.</b> Propriedades Mecânicas aço DIN CK20 e liga de alumínio 6082-T6 a Temperatura de 22°C .....	33
<b>Tabela 5.</b> Dados de entrada <i>Matlab</i> para soldadura MAG .....	35
<b>Tabela 6.</b> Dados de entrada <i>Matlab</i> para soldadura TIG .....	35
<b>Tabela 7.</b> Dados de entrada <i>Matlab</i> para variáveis M e N.....	36
<b>Tabela 8.</b> Dados de entrada para a ACT <i>Moving Heat Source</i> .....	42
<b>Tabela 9.</b> Metodologia de Refinamento de Malha .....	47
<b>Tabela 10.</b> Caminhos definidos para a análise de tensões residuais.....	54
<b>Tabela 11.</b> Testes de impacto de acordo com as velocidades de granalha .....	58
<b>Tabela 12.</b> Tempo e Memória gasta para as Simulações <i>Transient Thermal</i> .....	59

## Lista de Símbolos e Abreviaturas

### Símbolos

$\frac{d^2}{dx^2}$	Derivada de 2ª Ordem em $x$
$\frac{d^2}{dy^2}$	Derivada de 2ª Ordem em $y$
$\frac{d^2}{dxdy}$	Derivada de 2ª Ordem em $xy$
$\dot{Q}$	Fluxo Térmico [W/s]
$\frac{d}{dx}$	Derivada de 1ª Ordem em $x$
$\frac{d}{dy}$	Derivada de 1ª Ordem em $y$
$\gamma_{xy}$	Deformação Total em $xy$ [mm/mm]
$\gamma'_{xy}$	Deformação Elástica em $xy$ [mm/mm]
$\gamma''_{xy}$	Deformação Plástica em $xy$ [mm/mm]
$\varepsilon_T$	Deformação em função da Temperatura [mm/mm]
$\varepsilon_x$	Deformação Total em $x$ [mm/mm]
$\varepsilon'_x$	Deformação Elástica em $x$ [mm/mm]
$\varepsilon''_x$	Deformação Plástica em $x$ [mm/mm]
$\varepsilon_y$	Deformação Total em $y$ [mm/mm]
$\varepsilon'_y$	Deformação Elástica em $y$ [mm/mm]
$\varepsilon''_y$	Deformação Plástica em $y$ [mm/mm]
$\lambda_a$	Condutibilidade Térmica do Aço [W/m°C]



$\lambda_{al}$	Condutibilidade Térmica do Alumínio [W/m°C]
$\sigma_f$	Tensão de Cedência [MPa]
$\sigma_m$	Tensão Residual Máxima [MPa]
$\sigma_r$	Tensão de Ruptura [MPa]
$\sigma_t$	Tensão Máxima de Resistência a Tração [MPa]
$\sigma_x$	Tensão Normal na Direção $x$ [MPa]
$\sigma_y$	Tensão Normal na Direção $y$ [MPa]
$\tau_{xy}$	Tensão de Corte em $xy$ [MPa]
$\omega_x$	Parâmetro Adimensional em $x$
$\omega_z$	Parâmetro Adimensional em $y$
$\omega_{\xi_f}$	Parâmetro Adimensional em $\xi_f$
$\omega_{\xi_r}$	Parâmetro Adimensional em $\xi_r$
$\Sigma$	Operador Somatório
$\int$	Integral
$a$	Dimensão Geométrica do Cordão de Solda [mm]
$A_m$	Área do Metal Base Fundido [mm <sup>2</sup> ]
$a_m$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$A_r$	Área Volumétrica do Arame [mm <sup>2</sup> ]
$A_t$	Área Total Cordão [mm <sup>2</sup> ]
$B$	Parâmetro Adimensional Térmico
$b$	Dimensão Geométrica do Cordão de Solda [mm]
$b_m$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$c$	Dimensão Geométrica do Cordão de Solda [mm]

$C_a$	Calor Específico Aço [J/kg°C]
$c_{al}$	Calor Específico do Alumínio [J/kg°C]
$c_m$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda
$C_m(T)$	Calor Específico em Função da Temperatura [J/kg°C]
$c_p$	Calor Específico [J/kg°C]
$D$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$d_m$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$e$	Operador Exponencial
$E$	Módulo de Elasticidade [GPa]
$E_c$	Energia Cinética [J]
$f$	Detonador de Função
$h$	Coefficiente de Convecção Térmica [W/m <sup>2</sup> °C]
$I$	Corrente Elétrica [A]
$k$	Condutividade Térmica [W/m°C]
$k(T)$	Condutividade Térmica em Função da Temperatura [W/m°C]
$L_f$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$L_r$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$M$	Fator de Adaptação da Função
$m$	Massa [kg]
$m_{eq}$	Massa Equivalente [kg]
$N$	Fator de Adaptação da Função
$N_{ef}$	Fator de Adaptação da Função em $L_f$
$N_{er}$	Fator de Adaptação da Função em $L_r$

$N_x$	Fator de Adaptação da Função em $x$
$N_z$	Fator de Adaptação da Função em $z$
$P$	Potência da Fonte de Calor por Área [ $\text{W}/\text{mm}^2$ ]
$Q$	Potência [W]
$q$	Fluxo de Calor [ $\text{W}/\text{mm}^2$ ]
$R$	Função aproximada da Esfera [mm]
$r$	Raio [mm]
$R_p$	Função aproximada da Elipse [mm]
$T$	Temperatura [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$t$	Tempo [s]
$T_0$	Temperatura Inicial [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{\infty}$	Temperatura Externa [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{amb}$	Temperatura Ambiente [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_m$	Temperatura de Fusão [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{max}$	Temperatura Máxima [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_{ref}$	Temperatura de Referência [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$T_s$	Temperatura Superfície [ $^{\circ}\text{C}$ ]
$U$	Velocidade de Soldadura 1 [m/s]
$v$	Velocidade de Soldadura 2 [m/s]
$V$	Tensão Elétrica [V]
$V$	Volume [ $\text{mm}^3$ ]
$W$	Parâmetro Geométrico do Cordão de Solda [mm]
$x$	Direção Normal $x$

$x_0$	Coordenada Origem $x$
$y$	Direção Normal $y$
$y_0$	Coordenada Origem $y$
$z$	Direção Normal $z$
$z_0$	Coordenada Origem $z$
$\alpha(T)$	Coefficiente de Expansão Térmico em Função da Temperatura
$\beta$	Fase $\beta$ (Si)
$\eta$	Rendimento
$\theta_a$	Temperatura do Aço [°C]
$\theta_{al}$	Temperatura do Alumínio [°C]
$\xi$	Velocidade Relativa de Soldadura
$\rho$	Densidade [kg/m <sup>3</sup> ]
$\omega$	Parâmetro Adimensional Geométrico
$A$	Área [mm <sup>2</sup> ]
$G$	Módulo de Corte [GPa]
$dV$	Varição Volumétrica
$r(a)$	Raio Maior Elipse [mm]
$r(b)$	Raio Menor Elipse [mm]
$\nabla$	Operador Nabla (Gradiente)
$\varepsilon$	Coefficiente de Radiação Adimensional
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\pi$	Pi
$\sigma$	Constante de Stefan-Boltzmann

## Abreviaturas

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
ACT	<i>Ansys Customization Toolkit</i>
Al	Alumínio
ASM	<i>American Society for Metals</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
C	Carbono
CC	Corrente Contínua
CET	Coeficiente de Expansão Térmica
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i>
CNC	Comando Numérico Computadorizado
ESAB	<i>Elektriska Svetsnings Aktie Bolaget</i>
Fe	Ferro
GMAW	<i>Gas Metal Arc Welding</i>
GPa	GigaPascal
GTAW	<i>Gas-Tungsten Arc Welding</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MAPDL	<i>Mechanical Ansys Parametric Design Language</i>
MEF	Método dos Elementos Finitos
MEPT	Mínima Energia Potencial Total
MHS	<i>Moving Heat Source</i>
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>

MPa	MegaPascal
MRP	Método dos Resíduos Pesados
MTV	Método dos Trabalhos Virtuais
NBS	<i>Nodal Based Strain</i>
S1	Simulação 1
S2	Simulação 2
S3	Simulação 3
Si	Silício
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
TPI	Transformações-Plásticas Induzidas
TR	Tensão Residual
TRIP	<i>Transformation Induced Plasticity</i>
WB	<i>WorkBench</i>
WoS	<i>Web of Science</i>
ZTA	Zona Termicamente Afetada



# Introdução

Recentemente, as indústrias têm cada vez mais aumentado os processos de fabrico que envolvam transições térmicas, dos quais se destacam os processos de soldadura [1]–[5]. Contudo, esses procedimentos trazem alguns problemas associados como o surgimento de distorções e tensões residuais. De acordo com Fenge *et al.* [6], estes efeitos indesejáveis têm cada vez mais sido estudados ao longo da história, sendo um dos primeiros passos para evitar tais implicações a compreensão dos fenômenos térmicos. Tipicamente, para estudar estes fenômenos são efetuadas diferentes abordagens, destacando-se as analíticas, numéricas e experimentais.

No âmbito das soluções analíticas, os primeiros estudos partiram de Rosenthal [7], em 1946, ao desenvolver um modelo analítico de estado quase-estacionário para calcular distribuição de temperaturas em placas de espessuras variadas. Após algumas décadas, em 1983, Eagar [8] propôs uma solução baseada na função matemática de Green. Um pouco mais tarde, Komanduri e Hou [9] criaram uma equação que inclui dentro de sua formulação matemática uma distribuição gaussiana, a qual posteriormente Nguyen [10] aprimorou, propondo um modelo fundamentado na função de Green e na distribuição duplo-elipsoidal gaussiana.

No contexto dos recursos numéricos, Friedman [11], em 1975, propôs uma distribuição gaussiana aplicada a elementos finitos, no qual observou um comportamento não-uniforme de temperatura ao longo do tempo. Goldak *et al.* [12], em 1984, apresentou uma das soluções numéricas mais utilizadas na literatura, uma fonte de calor que pode assumir a forma de dupla-elipse ou semi-elipse, onde o fluxo térmico é determinado a partir de equações gaussianas volumétricas.

Apesar de os estudos sobre os efeitos térmicos terem evoluído a ponto de apresentarem resultados precisos quando comparado a ensaios experimentais [13], [14], o problema das tensões residuais ainda continua inerente ao processo. Isto pode ser observado em trabalhos mais recentes, como de Balram e Rajyalakshmi [15], em 2019, em que quantificaram, experimentalmente e numericamente o nível térmico e de tensões residuais numa soldadura em duas ligas distintas. Também Bajpei *et al.* [16], em 2018, determinaram a variação de tensão residual em ligas de alumínio, além de outros trabalhos



mais recentes onde se caracteriza a relação dos diferentes fenômenos térmicos com as tensões residuais [17], [18].

Segundo Liu *et al.* [19], uma das soluções mais viáveis para aliviar as tensões residuais é o tratamento superficial por jateamento de granalhas, também conhecido como *shot-peening*. Este processo consiste em uma colisão dinâmica com esferas de pequeno diâmetro, cujo o objetivo é provocar deformações elasto-plásticas, gerando tensões residuais de compressão, fazendo com que a resistência mecânica do material aumente [20], bem como, a sua vida à fadiga.

Porém, apesar de ser uma alternativa simples e eficaz, encontram-se poucos estudos que utilizem esse procedimento em peças e componentes soldados, menos ainda, que envolvam recursos numéricos e analíticos. Com base nisso, a próxima secção tem como propósito apresentar as motivações e justificativas de pesquisa desta dissertação de mestrado.

## 1.1 Motivação e Justificativa

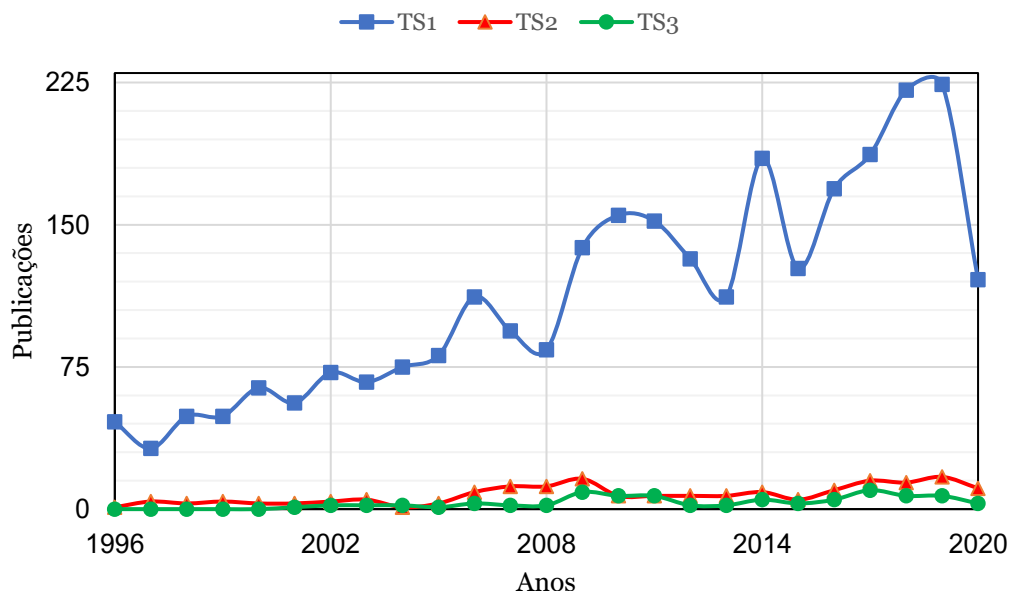
Como discutido no final da **Introdução**, uma das razões para o baixo número de estudos que envolvam o *shot-peening* em peças soldadas é a complexidade do processo em si, que envolve múltiplos parâmetros, tais como velocidade do tiro, diâmetro da esfera e propriedades mecânicas do material a ser tratado [21]. Isto demonstra que, não é uma tarefa simples caracterizar tal procedimento, principalmente, em simulações numéricas multifísicas.

**Tabela 1.** Estratégia de levantamento de dados na WoS

<b>Tópico 1</b>	TS1 = (“ <i>Shot peening</i> ”)
<b>Tópico 2</b>	TS2 = (“ <i>Shot peening</i> ” AND “ <i>Weld*</i> ”)
<b>Tópico 3</b>	TS3 = (“ <i>Shot peening</i> ” AND “FEM”)
<b>Refinamento</b>	Artigos Indexados em Revistas
<b>Data da Busca</b>	28/07/2020 as 20:00 GMT+1

Para justificar o argumento no parágrafo anterior, foi efetuado um levantamento de publicações ao longo dos anos na base de dados da *Web of Science* (WoS), sendo

escolhida devido ao seu escopo e cobertura [22], [23]. A **Tabela 1** mostra a estratégia de busca realizada, apresentando os tópicos e refinamento de pesquisa.



**Figura 1.** Publicações ao longo dos anos para temática da dissertação

Como resultado, a **Figura 1** exhibe como se tem comportado o campo de estudos, tendo TS1 um total de 3003 registos (2019 o maior ano com 224), TS2 com 196 registos (2019 o maior ano com 17) e TS3 com 82 registos (2017 com 10).

Com base nesses dados, podemos listar os principais pontos para a motivação e justificativa deste trabalho, os quais são:

- Tema relativamente novo, com os primeiros registos a surgirem em 1996, demonstrando um grande potencial;
- Baixo índice de publicações, especialmente quando se trata de soldadura e MEF;
- O *Shot-Peening* é um tratamento amplamente usado em diversos tipos de indústrias, que vão desde aeroespacial à geração de energia, tornando-se um estudo de grande aplicação e benefício;
- A complexidade de uma simulação numérica multifísica dificulta os estudos do tratamento em superfícies soldadas, mostrando uma inovação dentro do tema;

Sendo assim, a próxima secção vai expor os objetivos principais e secundários desta dissertação de mestrado.

## **1.2 Objetivos**

A presente dissertação de mestrado possui como objetivo principal realizar um estudo numérico do tratamento de *shot-peening* em peças soldadas, avaliando a sua consequência na distribuição de tensões residuais próximas do cordão de soldadura.

Deste modo, foi planeado como objeto de estudo dois processos de soldadura (MAG e TIG) em duas ligas distintas (aço DIN CK20 e alumínio 6082-T6). Para esse fim, foram realizados alguns ensaios experimentais com o intuito de obter parâmetros e propriedades dos materiais que, serão necessários nas simulações numéricas. Além disso, como objetivos secundários, as etapas de simulação térmica e estrutural de soldadura foram comparadas com métodos analíticos.

## **1.3 Estrutura**

Esta dissertação de mestrado está dividida em 7 capítulos, no quais cada um apresenta um conteúdo específico, sendo eles:

O primeiro capítulo é a introdução do trabalho, onde é mostrado uma breve apresentação do tema assim como as motivações e justificativas, objetivos e a estrutura do relatório.

O segundo capítulo trata-se da revisão da literatura para fundamentar este estudo, no qual são abordados os temas relacionados a soldaduras MAG e TIG, métodos analíticos de fluxos de calor na soldadura, *shot-peening*, tensões residuais e MEF.

O terceiro capítulo aborda sobre os materiais e métodos utilizados nesta dissertação, abrangendo os dados de entrada para os cálculos analíticos, simulação numérica e ensaios experimentais de tração e soldadura.

O quarto capítulo apresenta os resultados e discussões, discorrendo sobre a distribuição térmica, nível de tensões residuais e avaliação do impacto do jateamento por granalhas.

O quinto capítulo mostra as principais conclusões sobre o trabalho e as sugestões para trabalhos futuros.

O sexto capítulo é relativo às referências bibliográficas utilizadas nesta dissertação de mestrado.

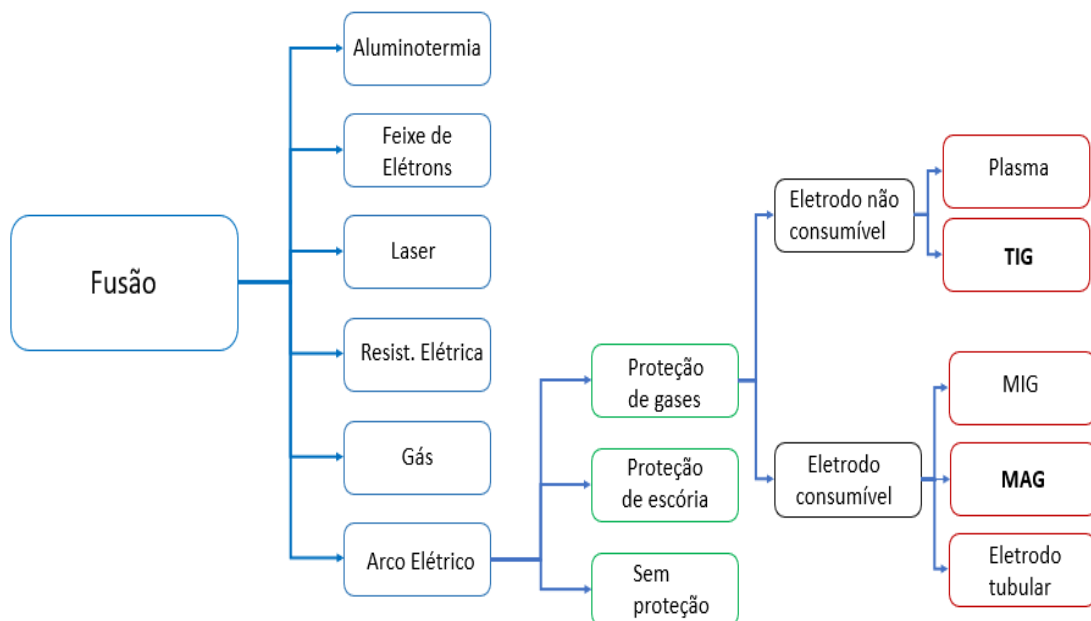
E por fim, o sétimo capítulo tem como objetivo mostrar informações adicionais da dissertação, como o código utilizado para os métodos analíticos nas diversas etapas deste estudo.

## 2. Revisão da Literatura

### 2.1 Processos de Soldadura

A soldadura é um dos processos de fabrico mais comuns no setor industrial, onde o objetivo é promover a união de dois ou mais componentes. Segundo a *American Welding Society* (AWS) este procedimento é definido como uma operação que têm como finalidade criar coalescência localizada a partir de um aquecimento a uma temperatura apropriada, no qual pode ser ter ou não, material de adição e aplicação de pressão [24].

Esta tecnologia é amplamente empregada nos mais diversos segmentos, sendo eles o automobilístico, aeronáutico, óleo e gás, nuclear, petroquímico, estrutural, dentre outros [9], [25], [26]. Entretanto, para cada aplicabilidade é interessante utilizar algumas das técnicas de soldadura mais adequadas. Conforme Wainer *et al.* [27], a classificação depende a partir da natureza da união, no qual a **Figura 2** abaixo apresentada os processos por fusão.



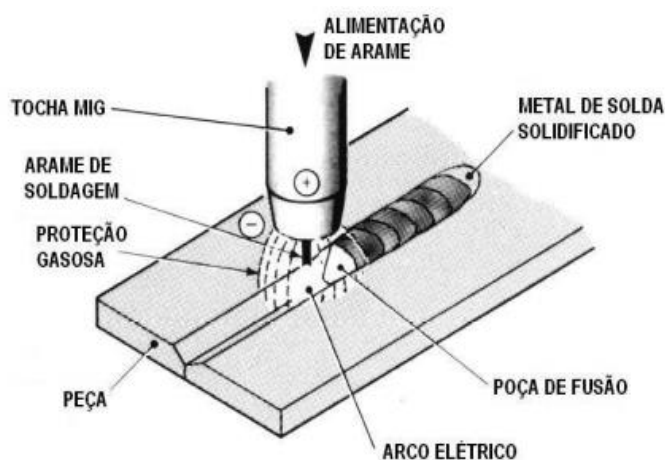
**Figura 2.** Classificação dos processos de soldadura por fusão [27]

É importante ressaltar que, os processos em negrito foram os utilizados para esta dissertação de mestrado, que por sua vez, as próximas subseções vão discutir a respeito delas, justificando seu uso para este trabalho.

### 2.1.1 Soldadura a Gás Ativo (MAG)

A soldadura com gás ativo também conhecido na literatura como um subtipo da classe *Gas Metal Arc Welding* (GMAW) ou propriamente dito *Metal Active Gas* (MAG), é um processo no qual a união dos metais é realizada por meio de um arco elétrico estabelecido entre o eletrodo consumível (arame) e a peça de trabalho [28], [29].

Conforme a *American Society for Metals* (ASM) [30], nesta soldadura um gás ou mistura de gases ativos é fornecido para proteger o arco elétrico e a poça de fusão, onde normalmente é operado sob corrente contínua (CC) e polaridade reversa, ou seja, o arame como polo positivo. Para exemplificar melhor, a **Figura 3** mostra esquematicamente o procedimento, que funciona da mesma forma para a soldadura de gás inerte (MIG).



**Figura 3.** Imagem ilustrativa do processo de soldadura MAG [31]

Consoante a *Elektriska Svetsnings Aktie Bolaget* (ESAB) e a ASM [30], [31], podemos citar as seguintes vantagens; (i) Pode ser aplicado para uma grande maioria de metais comerciais tais como aço carbono, aços de alta resistência [32], aços de baixa liga [33], entre outros; (ii) Possibilidade de ser executada em todas as posições; (iii) Alta taxa

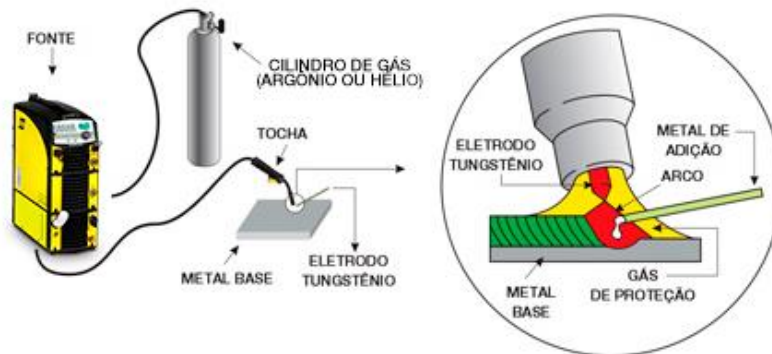
de deposição; (iv) Permite altas velocidades de soldadura, gerando menos distorções na peça.

Uma das limitações da operação é a difícil aplicação em locais de difícil acesso devido ao tamanho do bocal. Contudo, como foi abordado neste tópico, a soldadura MAG é amplamente utilizado em aços de baixo carbono [34], [35], sendo por isto um dos métodos escolhido para este trabalho.

### 2.1.2 Soldadura Gás Inerte de Tungstênio (TIG)

A soldadura *Tungsten Inert Gas* (TIG) conhecida também como *Gas-Tungsten Arc Welding* (GTAW), é um processo que utiliza um elétrodo sólido de tungstênio não consumível sob a atmosfera de um gás ou mistura de gases inertes que pode ter ou não metal de adição [30], [36].

É uma técnica largamente empregada para soldar aços inoxidáveis [37], [38], ligas de alumínio [36], ligas de magnésio [39], ligas de cobre [40], ligas INCONEL [41] e materiais reativos, como titânio e tântalo [42]. A **Figura 4** mostra uma ilustração dos principais equipamentos e do funcionamento deste procedimento.



**Figura 4.** Ilustração esquemática do processo de soldadura TIG [43]

Dentre as principais vantagens deste processo de soldadura temos; (i) Produz soldadura de alta qualidade e baixa distorção; (ii) Permite controle preciso de aporte térmico; (iii) Livre de respingos; (iv) Capacidade de soldar quase todos os materiais. Como limitações possui; (i) Inclusão de tungstênio; (ii) Deflexão do arco elétrico.

Ademais, como é comumente utilizado em ligas de alumínio [36], [44], foi o método selecionado para soldar a liga Al6082-T6 nesta dissertação.

## 2.2 Fluxo de Calor na Soldadura

A maioria dos processos de soldadura faz com que o material base seja submetido a ciclos térmicos, no qual uma fonte de energia é necessária para causar a fusão dos materiais a serem unidos [45]. Em especial, nos casos abordados neste trabalho, *GMAW* e *GTAW*, o fluxo do fluido na poça de fusão pode afetar significativamente a transferência de calor, profundidade de penetração da solda, segregação e porosidade [6].

Como mencionado na **Introdução**, esses ciclos térmicos não-uniformes podem causar inúmeros problemas como, falha prematura do componente por fadiga, corrosão sob tensão, surgimento de trincas e até a fratura [2], [4], [16], [45], [46]. Portanto, o estudo da distribuição térmica assim como o histórico de temperatura tornam-se fundamentais no controle de processo de soldadura, que ainda enfrenta muitos problemas [46], [47].

Nos casos de soldadura por fusão, é necessário alcançar temperaturas que transforme o metal de adição em forma líquida, o que necessita de energias de alta densidade que, conseqüentemente podem causar efeitos na estrutura (tanto microestrutural para mudanças de fase, como macroestrutural para as distorções) [45].

Do ponto de vista metalúrgico, o diagrama de fases Fe-C pode ser utilizado qualitativamente em uma análise inicial de soldadura, no qual a **Figura 5** mostra as temperaturas equivalentes as transformações microestruturais em cada região do cordão de solda em um aço carbono [48].

Para o caso de ligas de alumínio, entender as alterações micro e macroestruturais devido a ciclos térmicos não-uniformes é sempre mais complicado, segundo Ambriz *et al.* [49], [50], a modificação microestrutural para as ligas de alumínio é apresentada conforme a **Figura 6**.

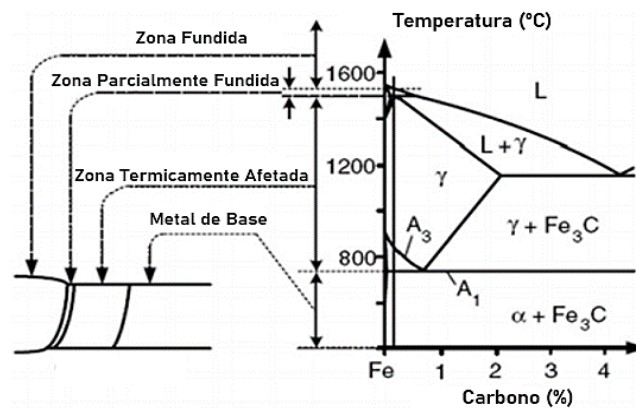
Além disso, de acordo com alguns estudos [51]–[53], a liga 6082-T6 é formada a partir de processos de endurecimento por envelhecimento, têmpera e revenimento, com o objetivo de atingir as propriedades mecânicas mais elevadas, com isso sua caracterização



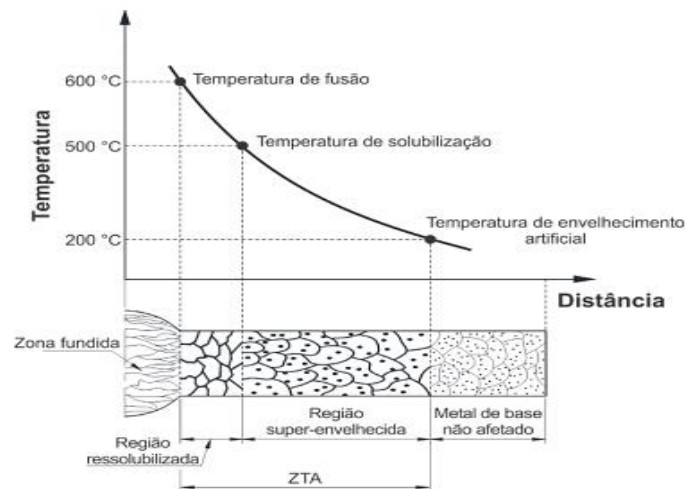
envolve precipitados muito finos em formas de agulha da fase  $\beta$ , dificultando sua caracterização metalúrgica durante a soldadura.

No trabalho de Cornacchia e Cecchel [54], os autores aplicaram diferentes processos de soldadura, sendo um deles o MIG em uma liga 6082-T6 e perceberam a formação de compostos intermetálicos próximo a Zona Termicamente Afetada (ZTA) e estruturas dendríticas como as fases  $\alpha$ -Al e Al-Si eutéticas.

Todavia, apesar de haver muitas pesquisas sobre o nível de temperatura e transformação estrutural durante a soldadura, muitos estudos não modelam de forma apropriada as transformações metalúrgicas, admitindo o material como homogêneo e propriedades mecânicas dependentes da temperatura sem considerar taxas de arrefecimento, o que pode influenciar outras análises, como por exemplo, o nível de distribuição das tensões residuais [55], [56].



**Figura 5.** Representação esquemática da ZTA e suas transformações de fase no diagrama Fe-C [48], [57]



**Figura 6.** Representação esquemática das transformações microestruturais para as ligas de alumínio [50]

Como pode ser observado, as variações da temperatura local podem afetar fortemente as propriedades do cordão de solda, segundo Powar *et al.* [58] na literatura podem ser encontrado dois tipos de abordagens para interpretar este problema;

- Soluções analíticas que são possíveis em alguns casos especiais de geometria e condições de contorno;
- Soluções numéricas que fornecem resultados para qualquer combinação de geometria e condição de fronteira;

Baseado nisso, na literatura são observados diversos estudos que buscaram soluções para caracterizar o gradiente de temperatura durante a soldadura. Contudo, não é uma tarefa simples seja realizar uma simulação numérica ou uma resposta analítica para estes casos, pois são envolvidos diversos tipos de parâmetros [59].

Tendo em vista o contexto acima, o próximo subtópico abordará sobre os conceitos térmicos para a solução de transferência de calor aplicada em soldaduras.

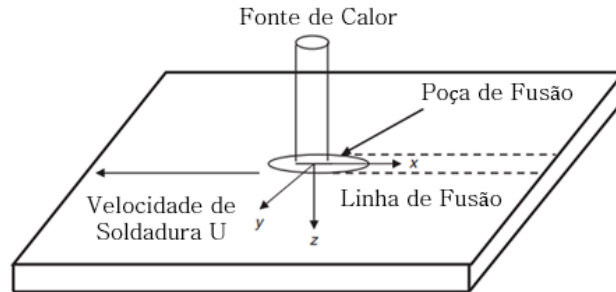
### **2.2.1 Fonte de Calor Móvel (Estado Quase-Estacionário)**

Na soldadura a arco elétrico, o calor na poça de fusão é transportado através dos fenômenos de condução e convecção térmica. Entretanto, para este tipo de problema, simplificações são introduzidas, pois uma solução rigorosa de fluxo de calor completo (uma equação que envolva condução e convecção) envolve muitas complexidades [6].

É importante reforçar que, o conhecimento do fluxo térmico é essencial para a determinação das características da poça de fusão, forma do cordão e sua posterior solidificação [60]. Conforme o estudo de Wang *et al.* [61], a maioria das soluções analíticas encontradas na literatura foram baseadas em domínios infinitos e semi-infinitos, assim como um estado quase estacionário (*quasi-steady state*) a uma velocidade constante para a fonte de calor.

De forma geral, em uma primeira etapa grande parte das soluções são simplificadas considerando apenas transferência de calor por condução. Esta simplificação é bem atrativa, pois as soluções analíticas podem ser obtidas a partir de uma única equação de condução de calor, e na maioria dos casos, essas soluções fornecem

informações interessantes sobre o processo de fusão [6]. De forma a representar esquematicamente o que foi discutido até aqui, a **Figura 7** mostra uma ilustração sobre a condução de calor durante a soldadura.



**Figura 7.** Sistemas de coordenadas para análise de transferência de calor por condução [6]

Como apresentado, o material base encontra-se no estado estacionário e a origem do sistema de coordenadas se move com a fonte de calor a uma velocidade constante  $U$  na direção  $x$ . A transferência de calor na soldadura é dada pela equação de condução térmica em função do tempo, que é expresso pela Equação (1):

$$\frac{\partial}{\partial x} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( k(T) \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho \frac{\partial}{\partial T} [C_m(T)T] + U\rho \frac{\partial}{\partial x} [C_m(T)T] \quad (1)$$

No qual,  $x$  é a coordenada na direção da soldadura,  $y$  é a coordenada transversal da soldadura,  $z$  é a coordenada normal a superfície de soldadura,  $T$  é a temperatura ( $^{\circ}\text{C}$ ) da soldadura,  $k(T)$  é a condutividade térmica ( $\text{W}/\text{m}^{\circ}\text{C}$ ) do metal base,  $\rho$  é a densidade ( $\text{kg}/\text{m}^3$ ) do metal base e  $C_m(T)$  é o calor específico ( $\text{J}/\text{kg } ^{\circ}\text{C}$ ) do metal base.

A partir desta equação, muitas soluções foram propostas, dos quais podemos citar em uma linha temporal, em 1946, Rosenthal propôs uma solução analítica de estado quase-estacionário para um corpo semi-infinito para placas finas e grossas a partir de propriedades constantes do material [7], em 1983, Eagar e Tsai apresentaram uma solução analítica baseada na função vetorial de Green [8], em 1999, Nguyen mostrou uma solução analítica baseada na função vetorial de Green usando uma distribuição térmica duplo-elipsoidal gaussiana [10], em 2000, Komandouri e Hou desenvolveram uma solução analítica que inclui uma pseudo-distribuição gaussiana [9], em 2011, Darmadi *et al*,

desenvolveram uma solução analítica reformulada seguindo os passos de Komandouri e Hou [46].

Estas soluções têm em comum a presença do estado quase-estacionário, que trata-se de uma mudança de temperatura repentina ao redor do movimento da fonte térmica, que acaba se tornando imperceptível para o observador no estado estacionário [9]. Com isso, uma das soluções mais recentes foi desenvolvida pelos pesquisadores Nasiri e Enzinger [13] em 2019, no qual o fluxo de calor é definido por uma equação adaptativa em relação a linha de fusão do cordão de soldadura, onde encontraram um erro relativo menor que 5% quando comparado com os métodos experimentais.

Com base nisso, os próximos subtópicos irão apresentar as soluções analíticas para distribuição térmica utilizadas na metodologia desta dissertação de mestrado, sendo elas, uma clássica na literatura (Rosenthal) e uma mais recente (Nasiri e Enzinger).

### 2.2.1.1 Solução Analítica de Rosenthal

Como mencionado no tópico **2.2.1 Fonte de Calor Móvel (Estado Quase-Estacionário)**, no arco elétrico, o calor introduzido é devido aos efeitos de condução e convecção, portanto, a equação de condução térmica de Fourier da lei de conservação de energia para uma fonte de calor móvel é dada pela Equação (2) abaixo [62]:

$$\rho c \left( \frac{\partial T}{\partial t} + v \cdot \nabla T \right) = \nabla(k \cdot \nabla T) + \dot{Q} \quad (2)$$

Onde,  $\rho$  é a densidade ( $\text{kg/m}^3$ ),  $c$  é o calor específico ( $\text{J/kg}^\circ\text{C}$ ),  $T$  é a temperatura ( $^\circ\text{C}$ ),  $t$  é o tempo (s),  $v$  é a velocidade de soldadura (m/s),  $k$  é a condutividade térmica ( $\text{W/m}^\circ\text{C}$ ) e  $\dot{Q}$  é o fluxo de calor ( $\text{W/s}$ ).

A partir da Equação (2), Rosenthal usou algumas premissas para derivar a solução analítica, sendo elas; (i) Fluxo de calor em estado estacionário; (ii) Uma fonte de calor pontual; (iii) Propriedades térmicas constantes; (iv) Calor de fusão negligível; (v) Não há perdas térmicas na superfície da peça de trabalho; (vi) Não há convecção térmica na poça de fusão. Com isso, a solução final encontrada é apresentada de acordo a Equação (3):

$$T = T_0 + \frac{Q}{2\pi kR} e^{\left[\frac{-\rho cv}{2k}(R+\xi)\right]} \quad (3)$$

Onde,  $T_0$  é a temperatura inicial (°C) e  $R$  é a equação de distância da fonte de calor apresentada pela Equação (4) e  $\xi$  é a relação para coordenada relativa em função do tempo para o estado quase-estacionário conforme Equação (5):

$$R = \sqrt{x^2 + \xi^2 + z^2} \quad (4)$$

$$\xi = y - v \cdot t \quad (5)$$

Resumidamente, a solução de Rosenthal considera praticamente o fluxo de calor bidimensional (pois é aplicado em peças com pequenas espessuras).

### 2.2.1.2 Solução da Função Adaptativa de Nasiri e Enzinger

Como mencionado anteriormente, a solução proposta pelos autores Nasiri e Enzinger é baseada no desenvolvimento de uma função que possa medir com maior clareza as temperaturas próximas a linha de fusão (região onde ocorre as principais transformações metalúrgicas).

O primeiro passo é aproximar a característica geométrica da poça de fusão, ao invés de  $R$  ser uma equação de uma esfera, os autores adaptaram para uma função elipsoidal ( $R_p$ ) de acordo com a Equação (6) abaixo:

$$R_p = \sqrt{\left(\frac{x}{a_m}\right)^2 + \left(\frac{\xi}{b_m}\right)^2 + \left(\frac{z}{c_m}\right)^2 + d_m^2} \quad (6)$$

Os parâmetros  $a_m$ ,  $b_m$ ,  $c_m$  e  $d_m$  são calculados por meio de informações a respeito da geometria da poça de fusão, nos quais são representados através dos pontos P1, P2, P3 e P4 conforme a **Figura 8**.

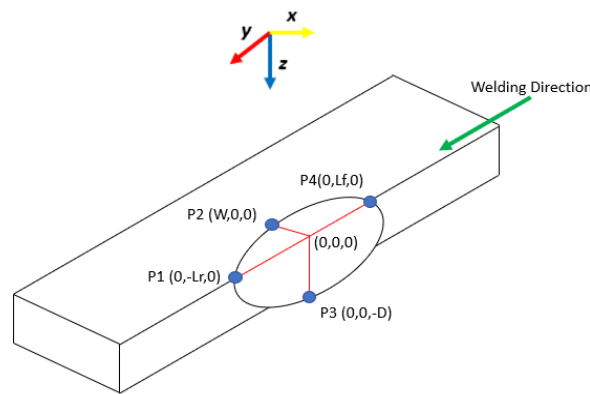
Além disso, as deduções para estes parâmetros geométricos são apresentadas de acordo com as Equações (7), (8), (9) e (10).

$$a_m = \frac{W}{\sqrt{\left[\frac{e^{-BW}}{(T_m - T_0)}\right]^2 - d_m^2}} \quad (7)$$

$$b_m = \frac{L_f}{\sqrt{\left[\frac{e^{-2BL_f}}{(T_m - T_0)}\right]^2 - d_m^2}} \quad (8)$$

$$c_m = \frac{D}{\sqrt{\left[\frac{e^{-BD}}{(T_m - T_0)}\right]^2 - d_m^2}} \quad (9)$$

$$d_m = \frac{1}{(T_m - T_0)} \frac{\sqrt{(e^{-2BL_f})^2 - \left(\frac{L_f}{L_r}\right)^2}}{\sqrt{1 - \left(\frac{L_f}{L_r}\right)^2}} \quad (10)$$



**Figura 8.** Dimensões esquemáticas da poça de fusão para os parâmetros geométricos

Os parâmetros  $a_m$ ,  $b_m$  e  $c_m$  têm o efeito de causar a adaptação da função com a linha de fusão real. Além disso,  $d_m$  é o principal fator que determina a temperatura máxima atingida na origem da fonte de calor móvel.

Todavia, para uma correspondência exata entre a função e a linha de fusão, um parâmetro adimensional  $\omega$  se faz necessário para causar a adaptação da função  $f$ . O parâmetro  $\omega$  altera a escala do comprimento normal para uma escala em dimensões de poça de fusão, e é expressa pela proporção da coordenada do ponto de interesse. A Equação (11) mostra como pode ser definido esse parâmetro:

$$\omega_x = \frac{x}{W} ; \omega_{\xi f} = \frac{\xi}{L_f} ; \omega_{\xi r} = \frac{\xi}{L_r} ; \omega_z = \frac{z}{D} \quad (11)$$

Outro fator importante é que, a função de modificação deve ser igual a 1 em qualquer ponto da linha de fusão, pois isso não mudará a isoterma durante o processo. Isto é definido por meio de  $\omega = \pm 1$ , em outras palavras, essa modificação é dada pela Equação (12) e a função de modificação final é mostrada de acordo com a Equação (13):

$$f(\pm 1) = 1 \quad (12)$$

$$f(\omega) = \left( M\omega^2 - M\sqrt{\omega^2 + 1} + 1 \right)^N \quad (13)$$

Os valores de  $M$  e  $N$  são estipulados através de valores iniciais, pois desta forma vão causando a adaptação da função. A forma final da função adaptativa é apresentada conforme as Equações (14) e (15), no qual variam de acordo com o movimento do fluxo de calor móvel (progressivo ou retrógrado):

$$\begin{aligned} &\xi \geq 0, \\ T &= T_0 + \frac{1}{\sqrt{\left( f\left(\frac{x}{W}\right) \cdot \frac{x}{a_m} \right)^2 + \left( f\left(\frac{\xi}{L_f}\right) \cdot \frac{\xi}{b_m} \right)^2 + \left( f\left(\frac{z}{D}\right) \cdot \frac{z}{c_m} \right)^2 + d_m}} e^{-B(R+\xi)} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} &\xi < 0, \\ T &= T_0 + \frac{1}{\sqrt{\left( f\left(\frac{x}{W}\right) \cdot \frac{x}{a_m} \right)^2 + \left( f\left(\frac{\xi}{L_r}\right) \cdot \frac{\xi}{b_m} \right)^2 + \left( f\left(\frac{z}{D}\right) \cdot \frac{z}{c_m} \right)^2 + d_m}} e^{-B(R+\xi)} \end{aligned} \quad (15)$$

Com base nisso, as soluções acima apresentadas (Rosenthal e função adaptativa) serão utilizadas para os cálculos analíticos e comparados com a simulação numérica. A próxima secção apresentará os conceitos a respeito das tensões residuais e seu comportamento esperado na soldadura.

## 2.3 Tensões Residuais

As Tensões Residuais (TR) podem ser definidas como tensões auto-equilibradas existentes nos materiais ou componentes sob condições uniformes de temperatura [63]. Na maioria dos casos, as TR aparecem devido a esforços externos (no fluxo não-linear plástico durante o carregamento e/ou descarregamento) ou por conta de fontes térmicas [64].

Com relação a origem das TR devido a efeitos térmicos, são relatadas três características na literatura, sendo elas, (a) tensões induzidas por variação volumétrica, sendo expansão ou contração associado a alguma mudança de fase no material; (b) tensões induzidas por uma diferença no Coeficiente de Expansão Térmica (CET) entre dois materiais ligados; (c) tensões induzidas por um gradiente de temperatura, resultando em taxas diferenciadas no aquecimento (expansão) e arrefecimento (contração) dentro do volume do material ou da estrutura [45].

Para o caso da soldadura de acordo com a aplicação, material e outras características relevantes, pode ser encontrado cada um dos três tipos de TR induzidas termicamente. De acordo com a literatura [16], [17], [45], [65], a aparição de distorções e TR são inevitáveis em soldaduras que utilizem gases de proteção, geradas devido a expansão térmica não-uniforme e as contrações associadas ao aquecimento transiente (gradientes de temperatura não-linear).

Contudo, os efeitos das TR podem ser benéficos ou prejudiciais, e isto depende de alguns fatores sendo eles, magnitude, sinal e distribuição [66]. Na grande maioria dos casos as TR são maléficas, pois se sobrepõem as tensões de serviço, como pode ser verificado no estudo de Paulo Piloto *et al.* [67] sobre o comportamento de estruturas sob a ação do fogo. Uma situação na qual pode ser vista a aplicação benéfica das TR é o tratamento superficial por jateamento de granalhas (*shot peening*), onde um impacto de alta velocidade por pequenas esferas têm o objetivo de criar TR de compressão com o objetivo de melhorar a vida a fadiga de componentes mecânicos [20].

No processo de soldadura, as TR não são favoráveis a integridade estrutural e a vida útil dos componentes soldados, isto porque a região próxima ao cordão de solda apresenta a natureza de tração, o que leva a fratura frágil e a falha por fadiga [15].



Consequente a isto, é verificado na literatura que as TR de compressão melhoram as propriedades de escoamento das estruturas soldadas [68].

Com base nisso, o próximo subtópico têm como finalidade abordar as características das TR em processos de soldadura

### 2.3.1 Comportamento das TR em Soldaduras

As TR em soldaduras se desenvolvem em diferentes magnitudes que dependem de alguns fatores; aporte térmico, velocidade soldadura, número de passe, geometria da placa de base, tipo de fixação e tipo de junta [15], [69].

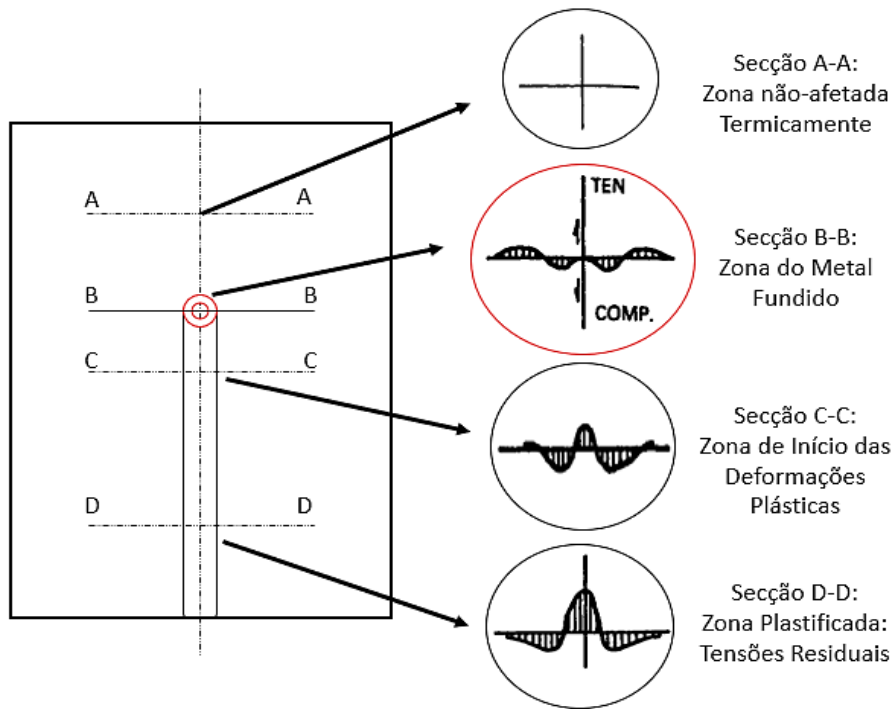
Conforme Messler Jr. [45], o comportamento característico das TR durante o processo de soldadura é apresentado conforme a **Figura 9**. De forma explicativa, a figura mostra um cordão de solda sendo depositado a uma velocidade constante na direção  $x-x$ , no qual a secção B-B representa o momento exato que o fluxo térmico está gerando está deposição.

A secção A-A representa a parte que ainda não sofreu o processo de soldadura (por isso representada como nulo a variação de tensão). A secção B-B é o instante da deposição em que, a temperatura se demonstra muito acentuada (onde começa a alterar as zonas das TR próximas ao cordão, no qual o material base começa a criar tensões de compressão de forma a segurar a carga do metal fundido). Em seguida a secção C-C, é a primeira zona onde o arrefecimento já começou demonstrando início da formação da região de tração próxima ao cordão de soldadura. Devido a expansão térmica da poça de fusão, o material base começa a tentar equilibrar com esforços de compressão, enquanto a secção D-D é a representação final característica da TR após o arrefecimento completo.

Uma forma de calcular a distribuição de TR ao longo do comprimento longitudinal  $x-x$  é dada pela Equação (16) abaixo [45]:

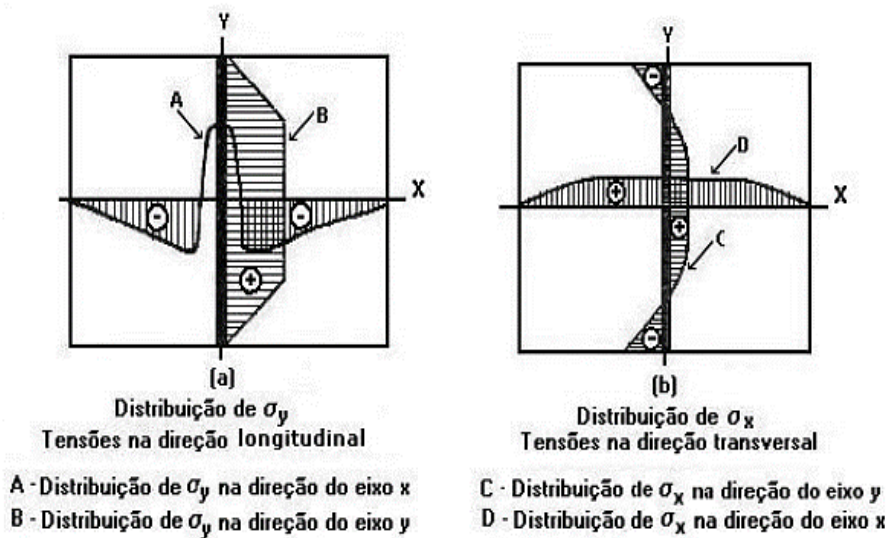
$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[ 1 - \left( \frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{-\frac{1}{2} \left( \frac{y}{b} \right)^2} \quad (16)$$

Onde,  $\sigma_m$  é a TR máxima, no qual geralmente não atinge um valor tão maior que a tensão de cedência do material base e o parâmetro  $b$  é a largura da zona de tensão  $\sigma_x$ .



**Figura 9.** Característica da distribuição de TR durante o processo de soldadura em uma placa (adaptado: [45], [70]).

De forma geral, o comportamento final para as TR em um cordão de soldadura com apoios fixos nos bordos é apresentado conforme a **Figura 10** [45], [48], [57].



**Figura 10.** Distribuição típica das TR na direção longitudinal e transversal para uma placa simples [45], [70]

### 2.3.2 Shot-peening

O *shot-peening* é um processo de trabalho a frio com o objetivo de aumentar a resistência a fadiga, desgaste, corrosão sob tensão, fraturas e outros comportamentos químicos e mecânicos associados [20], [71], [72]. É um processo amplamente utilizado em diversos setores como, indústria aeronáutica, automotiva, energética [73], [74] e também aplicado em variados componentes mecânicos como molas, turbinas, compressores, bielas, engrenagens, componentes soldados e diversos outros [75].

De acordo com Sample e Gladly [71], a técnica do *shot-peening* consiste em aplicar colisões de alta velocidade de pequenas partículas esféricas (com dimensões entre 0,1 mm a 1,3 mm), que podem ser fabricadas de aço, vidro, cerâmicos e ferro fundido, contra o material a ser tratado.

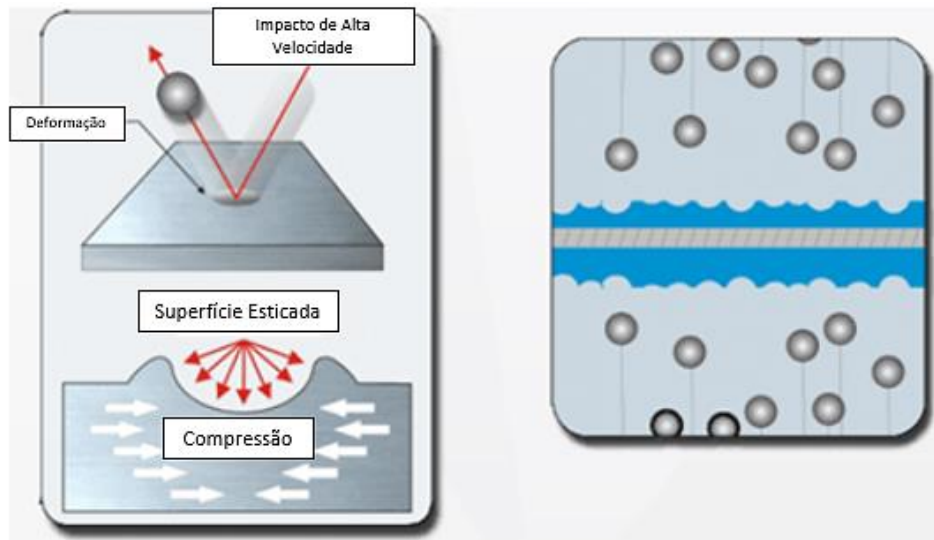
Em termos mecânicos, o impacto da esfera irá causar o surgimento de uma pequena endentação, no qual é criado no entorno uma região de deformação plástica, seguida de uma elástica [71], [76]. A sobreposição dessas superfícies endentadas irá desenvolver uma camada compressiva uniforme na superfície do material tratado, que em termos metalúrgicos, comprime os contornos de grãos [77], que, como consequência, retarda a propagação de discordâncias, em outras palavras, retarda o início de uma trinca devido a um esforço cíclico [78].

Segundo as especificações da norma militar para o tratamento de *shot-peening* “MIL-S-13165C” de 1989 [79], os principais fatores dentro do processo são:

- I) Velocidade do tiro;
- II) Dimensão, forma, dureza e a natureza do tiro;
- III) Ângulo de projeção;
- IV) Tempo de exposição ao processo;
- V) Cobertura;

Além disso, a natureza do processo no material tratado depende de alguns fatores ligados a própria peça de trabalho, sendo eles; natureza do material granalhado; velocidade do tiro (Intensidade Almen); tamanho da granalha e dureza do material base.

De forma a ficar mais claro como funciona o processo, a **Figura 11** mostra como é realizado o jateamento e a característica do material tratado.



**Figura 11.** Processo de *Shot-peening*; a esquerda, o tiro e o respetivo impacto e tensões criadas; a direita, distribuição das endentações com as granalhas [80]

O próximo e último tópico desta revisão de literatura têm como objetivo mostrar o Método dos Elementos Finitos (MEF) e como têm sido aplicados nas simulações envolvendo variáveis térmicas e estruturais para o objetivo proposto neste trabalho.

## 2.4 Método dos Elementos Finitos (MEF)

O MEF é um procedimento numérico utilizado para obter soluções nos mais diversos problemas da engenharia, que envolvem análises de tensões, transferência de calor, eletromagnetismo e mecânica dos fluidos. De forma geral, são descritos por modelos matemáticos e físicos de equações, onde grande parte não pode ser solucionada com precisão em diversos domínios do estudo, sendo assim, as soluções numéricas aproximam um conjunto de soluções em pontos discretos, também conhecidos como nós dos elementos [81].

A matemática por trás do MEF requer a existência de uma equação integral, de modo que seja possível substituir a integral de um domínio complexo (com volume  $V$ )

por um somatório de integrais estendidos a subdomínios de geometrias mais simples (com volume  $V_i$ ), no qual essas geometrias podem ser quadriláteros, segmentos de reta, triângulos, tetraedros, paralelepípedos, dentre outros [82]. A formulação matemática descrita neste parágrafo é apresentada conforme as Equações (17) e (18):

$$\int_V f \, dV = \sum_{i=1}^n \int_{V_i} f \, dV \quad (17)$$

$$V = \sum_{i=1}^n V_i \quad (18)$$

É importante reforçar que as equações referidas acima são provenientes do Método dos Resíduos Pesados (MRP) ou princípio variacional, entretanto, há diversos métodos e princípios como, formulação da Mínima Energia Potencial Total (MEPT) e o Método dos Trabalhos Virtuais (MTV), sendo que para cada análise, algumas formulações são mais intuitivas que outras [83].

#### 2.4.1 Análise Térmica do MEF

O comportamento da energia térmica de um sistema é fundamentado basicamente em como ela se “desloca” devido as diferenças espaciais de temperatura [62], [84]. Isso ocorre segundo três métodos de transferência de calor, cada um deles descrito por um equação: condução (19a), que basicamente trata-se de fluxos térmicos através da matéria (Lei de Fourier), convecção (19b), associada à movimentação de fluidos devido ao efeito gravitacional ou escoamento (lei de Newton) e radiação (19c), com transferência de energia térmica por meio de ondas eletromagnéticas (Lei de Stefan-Boltzmann):

$$q = -k \frac{\partial T}{\partial x} \quad (19a)$$

$$q = h(T_s - T_\infty) \quad (19b)$$

$$q = \varepsilon\sigma(T_s^4 - T_{amb}^4) \quad (19c)$$

Onde,  $h$  é o coeficiente de convecção térmica ( $\text{W}/\text{m}^2\text{°C}$ ),  $\varepsilon$  é a emissividade do corpo,  $\sigma$  é a constante de Stefan-Boltzmann ( $\text{W}/\text{m}^2\text{°C}^4$ ),  $T_s$  é a temperatura da superfície ( $^{\circ}\text{C}$ ) e  $T_{\infty}$ ,  $T_{amb}$  são as temperaturas externas ( $^{\circ}\text{C}$ ).

Devido às características numéricas das malhas de elementos finitos, as análises térmicas geralmente são usadas para representar meios sólidos em que a condução é predominante. Por sua vez, os fenômenos de convecção e radiação são idealizados por meio de condições de contorno equivalentes, representadas pelas leis acima.

Para uma fase de pré-processamento deste tipo de análise é necessário levar em conta as seguintes etapas:

- Criação e discretização de um domínio de soluções para elementos finitos, no qual é dividido em elementos e nós;
- Assumir funções de interpolação que representem o elemento e o problema proposto de forma a aproximar uma função contínua, que podem ser lineares, quadráticas e até cúbicas;
- Aplicar as condições de fronteiras e os carregamentos;

Feito isto, a segunda etapa do problema é a fase de solução para resolver o sistema de equações que consiste em:

- Solucionar um conjunto de equações algébricas simultaneamente para obter os resultados nodais, como a temperatura em diferentes pontos

Por fim, temos a última fase, também conhecida como *postprocessing phase*, que é onde se obtém os resultados e informações relativas a temperatura, calor perdido e fluxo térmico nos nós e elementos.

## 2.4.2 Análise Estrutural do MEF

Nas simulações estruturais, é muito comum trabalhar com as principais grandezas relativas as propriedades mecânicas dos materiais, como a tensão de cedência, módulo de elasticidade e coeficiente de *poisson* por exemplo. Para a situação onde se deseja saber o estado plano-tensão, principalmente no caso proposto para este trabalho (tanto as TR pós

soldaduras quanto as ocasionadas devido ao *shot-peening*) é importante considerar as seguintes relações [30], [45];

- As deformações no MEF consistem nas componentes elástica e plástica, conforme as Equações (20a, 20b, 20c);

$$\varepsilon_x = \varepsilon'_x + \varepsilon''_x \quad (20a)$$

$$\varepsilon_y = \varepsilon'_y + \varepsilon''_y \quad (20b)$$

$$\gamma_{xy} = \gamma'_{xy} + \gamma''_{xy} \quad (20c)$$

Onde,  $\varepsilon_x$ ,  $\varepsilon_y$  e  $\gamma_{xy}$  são componentes da deformação total, e,  $\varepsilon'_x$ ,  $\varepsilon'_y$  e  $\gamma'_{xy}$  são as componentes da deformação elásticas e  $\varepsilon''_x$ ,  $\varepsilon''_y$  e  $\gamma''_{xy}$  das deformações plásticas.

- Lei de Hooke aplicada a tensão e deformação elástica conforme as Equações (21a, 21b, 21c);

$$\varepsilon'_x = \frac{1}{E(\sigma_x - \nu\sigma_y)} \quad (21a)$$

$$\varepsilon'_y = \frac{1}{E(\sigma_y - \nu\sigma_x)} \quad (21b)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{1}{G\tau_{xy}} \quad (21c)$$

Onde,  $E$  é o módulo de elasticidade,  $G$  é o módulo ao corte,  $\nu$  é o coeficiente de poisson,  $\sigma_x$  é tensão na direção  $x$ ,  $\sigma_y$  é a tensão na direção  $y$ , e  $\tau_{xy}$  é a tensão de corte no plano  $xy$ .

- As tensões devem estar em equilíbrio conforme as Equações (22a, 22b);

$$\frac{d\sigma_x}{dx} + \frac{d\tau_{xy}}{dx} = 0 \quad (22a)$$

$$\frac{d\tau_{xy}}{dx} + \frac{d\sigma_y}{dx} = 0 \quad (22b)$$

- A deformação total deve ser correspondente a Equação (23);

$$\left(\frac{d^2\varepsilon'_x}{dy^2} + \frac{d^2\varepsilon'_y}{dx^2} - \frac{d^2\gamma'_{xy}}{dxdy}\right) + \left(\frac{d^2\varepsilon''_x}{dy^2} + \frac{d^2\varepsilon''_y}{dx^2} - \frac{d^2\gamma''_{xy}}{dxdy}\right) = 0 \quad (23)$$

No qual, as equações 22a, 22b e 23 indicam o comportamento das TR na simulação numérica. Para a situação térmica-estrutural [48], as deformações são calculadas a partir da Equação (24), onde  $\alpha(T)$  é o coeficiente de expansão térmica dependente da temperatura,  $T$  é a temperatura mensurada no momento e  $T_{ref}$  é a temperatura ambiente de referência;

$$\varepsilon_T = \alpha(T)(T - T_{ref}) \quad (24)$$

Com isso, as Transformações-Plásticas Induzidas (TPI) ou como abordado na literatura (TRIP), são calculadas a partir da redução da tensão de cedência e das propriedades de resistência mecânica, como estudados no trabalho de Karlsson [85].

Dessa maneira, todos os conhecimentos prévios necessários para a compreensão dos processos metodológicos utilizados nesta dissertação de mestrado foram abordados, sendo assim, o próximo capítulo irá apresentar a metodologia proposta, utilizando o embasamento mostrado na revisão da literatura.



### 3. Materiais e Métodos

Neste capítulo serão abordados os procedimentos metodológicos realizados nesta dissertação de mestrado, sendo subdivididos em três componentes:

#### (1) Etapa Experimental

- a) Processo de soldadura MAG e TIG para produzir a geometria e os parâmetros utilizados nas análises numéricas e analíticas;
- b) Caracterização mecânica e termomecânica das ligas utilizadas neste estudo, sendo realizadas a partir de um ensaio de tração e dos Eurocódigos;
- c) Tratamento de *shot-peening*, onde se procurou extrair informações relevantes ao processo.

#### (2) Etapa Analítica

É apresentado o método matemático e o *software* envolvido para calcular a distribuição térmica na soldadura, medindo 4 diferentes pontos próximo da linha de fusão, além de uma equação para quantificar as TR.

#### (3) Etapa Numérica

- a) Metodologia correlacionada aos MEF na simulação térmica, introduzindo uma nova ferramenta para quantificar a evolução de temperatura ao longo do tempo;
- b) Apresentação dos dados de entrada, condições de fronteira e outras informações relevantes para as simulações numéricas que quantificam o nível das TRs pós-processo de soldadura e para o *shot-peening*.

No fim, serão apresentados o método e os critérios utilizados para calcular as comparações e erros dos estudos. Na **Figura 12** é mostrado um fluxograma esquemático das principais etapas realizadas nesta dissertação, reforçando as ideias apresentadas nos parágrafos anteriores.

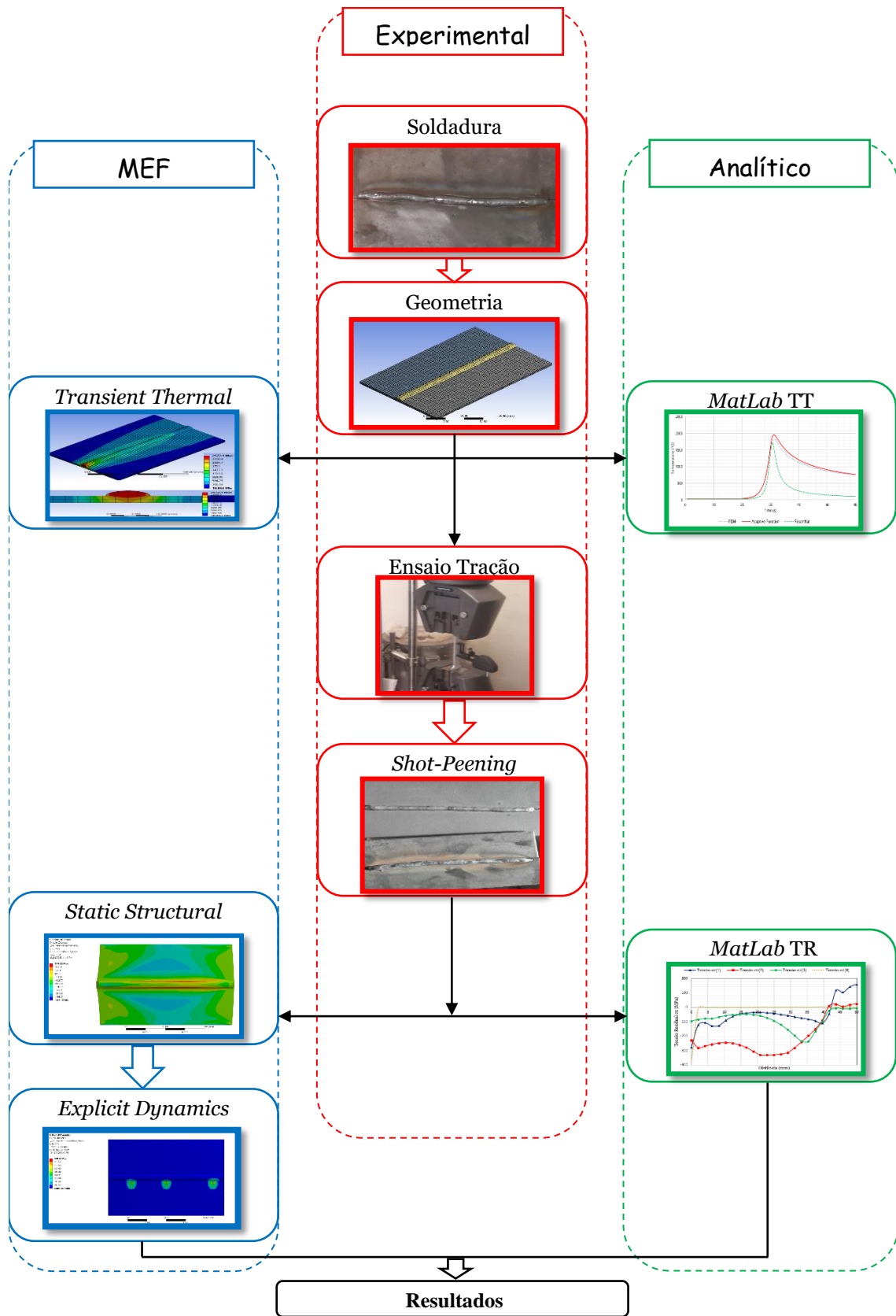


Figura 12. Fluxograma esquemático da presente dissertação de mestrado

## 3.1 Metodologia Experimental

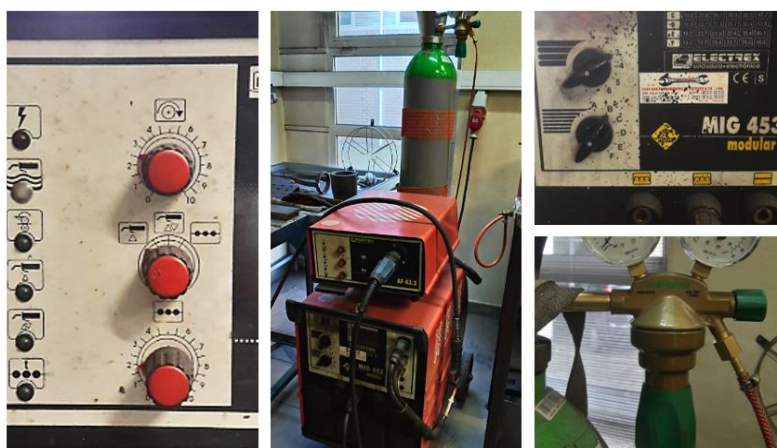
Neste capítulo, serão relatados os procedimentos experimentais realizados nesta dissertação de mestrado, sendo dividido em 3 subtópicos relativos aos ensaios de soldadura, de tração e de *shot-peening*.

### 3.1.1 Soldadura MAG/TIG

Foram realizadas soldaduras de topo monopasse com o processo MAG para duas placas finas de aço DIN CK20 e uma soldadura TIG para duas placas finas na liga de alumínio Al6082-T6.

A **Figura 13** apresenta os equipamentos e as condições de soldadura para a placa de aço, sendo realizada manualmente com a máquina *Electrex MIG 453 modular* e um arame AWS ER70S-6 com diâmetro de 0,80 mm.

A **Figura 14** mostra as mesmas informações para a soldadura TIG, também realizada de forma manual, mas com o equipamento *Helvética Discovery 221 AC/DC* e uma vareta de adição feita de alumínio com diâmetro 1,6 mm. Ambos os processos de soldadura foram realizados a uma temperatura ambiente de 22°C e humidade relativa de 26%.



**Figura 13.** Equipamento de Soldadura MAG com destaque no gás de proteção; modificador de corrente; alimentador de arame; seletor de tensão elétrica – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB).



**Figura 14.** Equipamento de Soldadura TIG com destaque no gás de proteção; visor com informações de corrente e tensão elétrica – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB).

A composição química das ligas e dos arames utilizados em porcetagem é apresetado conforme a **Tabela 2**. Além disso, a **Figura 15** ilustra esquematicamente as principais dimensões e a direção da soldadura relativa aos eixos cartesianos.

Como último detalhe, a **Tabela 3** apresenta os parâmetros do processo, que serão, posteriormente, utilizadas nas simulações numéricas e estudos analítico.

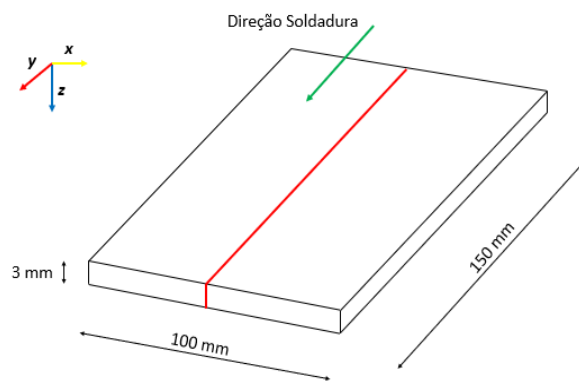
Com esses dados foram realizadas as soldaduras, de forma a obter a geometria final que foi utilizada na componente numérica. Com base nisso, o próximo subtópico irá abordar as informações a respeito do ensaio de tração.

**Tabela 2.** Composição química dos materiais na soldadura MAG e TIG (%)

<b>Composição Química (%) (MAG)</b>	<b>C</b>	<b>Mn</b>	<b>S</b>	<b>P</b>	<b>Si</b>	<b>Ni</b>	<b>Fe</b>
DIN CK20	0,18-0,23	0,30-0,60	0,05	0,04	-	-	Balanceado
ER70S-6	0,06-0,15	0,4-1,85	0,035	0,025	0,20-1,15	0,15	Balanceado
<b>Composição Química (%) (TIG)</b>	<b>Si</b>	<b>Fe</b>	<b>Cu</b>	<b>Mn</b>	<b>Mg</b>	<b>Zn</b>	<b>Al</b>
AA 6082-T6	0,7-1,3	≤0,5	≤0,1	0,4-1	0,6-1,2	≤0,2	Balanceado
ER 5356	0,25	4,5-5,6	-	0,1-0,2	-	0,1	Balanceado

**Tabela 3.** Parâmetros de soldadura MAG e TIG

Parâmetros	Valores	
	Soldadura MAG	Soldadura TIG
Gás de Proteção	Ar 82% + CO <sub>2</sub> 18%	Ar 99,99%
Taxa de Fluxo do Gás de Proteção	14 L/min	16 L/min
Tensão do Arco Elétrico	22,8 V	12 V
Eficiência da Soldadura	70%	70%
Corrente de Soldadura	110 A	120 A
Velocidade de Soldadura	2,5 mm/s	2,5 mm/s
Temperatura Ambiente	22°C	22°C

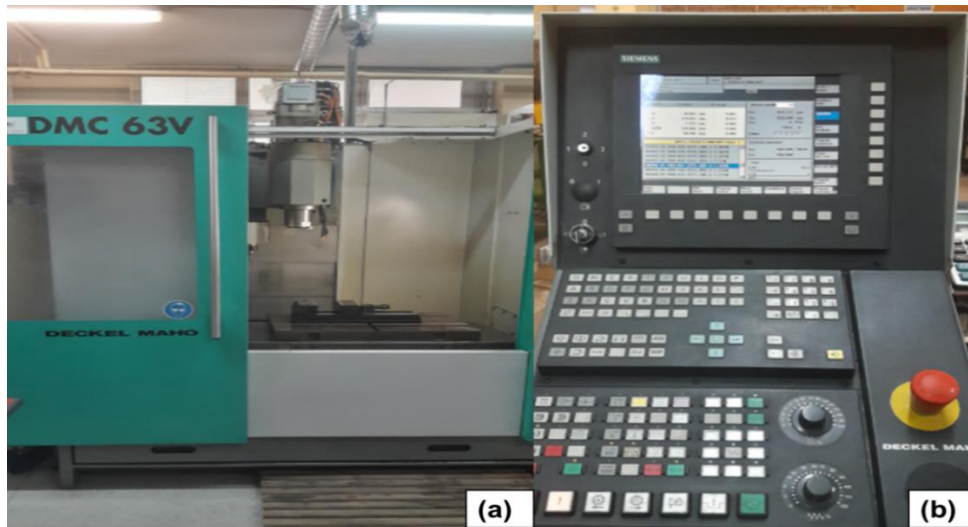


**Figura 15.** Ilustração esquemática das principais dimensões das placas e da direção de soldadura

### 3.1.2 Ensaio de Tração Uniaxial

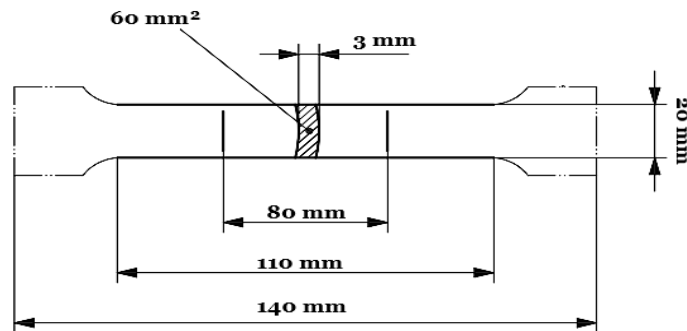
De forma a entender as propriedades mecânicas dos materiais utilizados neste trabalho, foi realizado um ensaio de tração uniaxial. Para isso, a primeira etapa do processo é o fabrico dos provetes, sendo eles fabricados na máquina de Comando Numérico Computadorizado (CNC) *Deckel Maho DMC 63V*, conforme **Figura 16**.

A norma utilizada para o desenho dos corpos de prova e o ensaio de tração foi a ISO 6892-1 [88], no qual a geometria e as dimensões estão apresentadas na **Figura 17**.

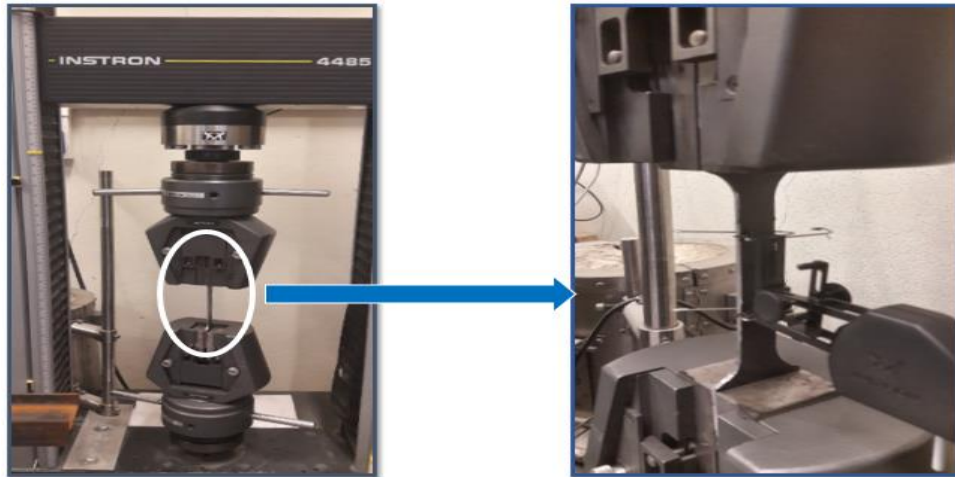


**Figura 16.** (a) CNC DMC 63V em vista frontal da máquina; (b) Comando Numérico *Siemens* da CNC DMC 63V – Laboratório de Tecnologia Mecânica (IPB).

O teste de tração utilizou-se da máquina *Instron 4485*, conforme **Figura 18**. O ensaio foi efetuado a partir do controle de deslocamento, sendo que, para o aço, a velocidade do ensaio foi de 2,5 mm/min, enquanto para a liga de alumínio utilizou-se uma velocidade de 2 mm/min.

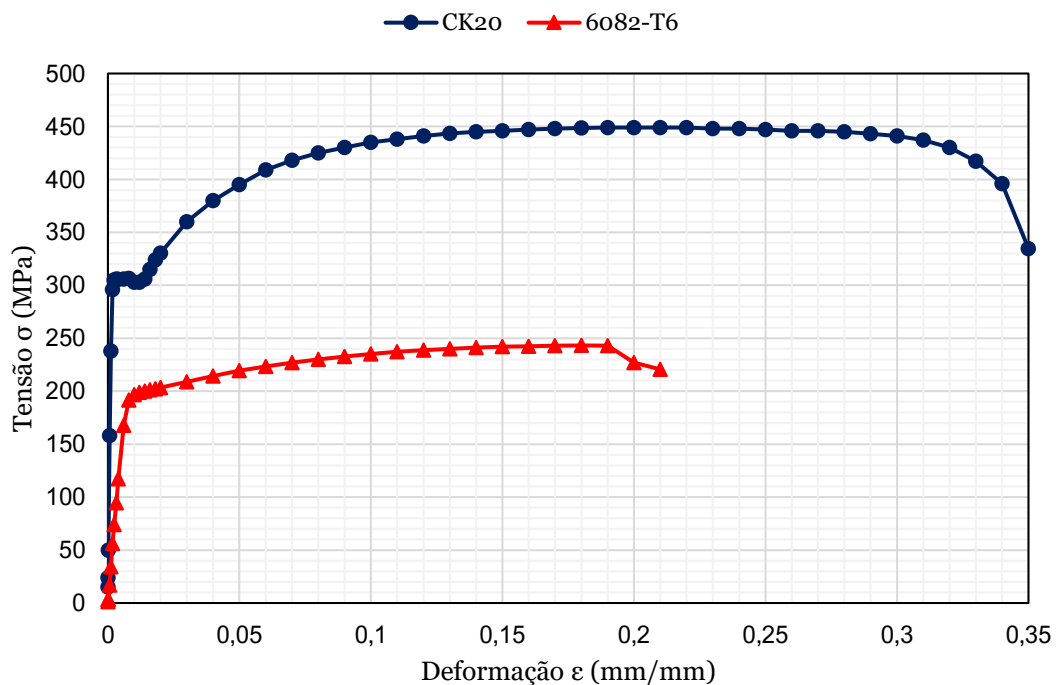


**Figura 17.** Dimensão dos provetes fabricados de acordo com a ISO 6892-1



**Figura 18.** Ensaio uniaxial de tração realizado com a *Instron* 4485 em detalhe – Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais (IPB)

A forma gráfica do ensaio de tração é apresentada de acordo com a **Figura 19**, onde o aço DIN CK20 é identificado pela cor azul e marcadores circulares e a liga de alumínio 6082-T6 com vermelho e marcadores triangulares. A **Tabela 4** apresenta as propriedades mecânicas finais em relação a ambos os materiais extraídos do ensaio.



**Figura 19.** Gráfico Tensão-Deformação para o Aço DIN CK20 e a liga de Alumínio 6082-T6

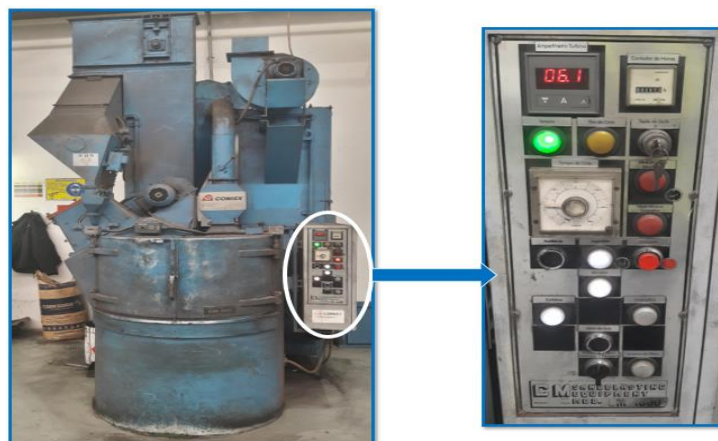
Com estes dados as propriedades termomecânicas foram obtidas através de relações matemáticas apresentadas nos Eurócodigos 1993 e 1999, que serão discutidos posteriormente.

**Tabela 4.** Propriedades Mecânicas aço DIN CK20 e liga de alumínio 6082-T6 a Temperatura de 22°C

Propriedades	DIN CK20	6082-T6
Densidade ( $\rho$ )	7870 kg/m <sup>3</sup>	2710 kg/m <sup>3</sup>
Módulo de Elasticidade ( $E$ )	210 GPa	70 GPa
Tensão de Cedência ( $\sigma_f$ )	306 MPa	190 MPa
Limite Máximo de Resistência a Tração ( $\sigma_t$ )	450 MPa	243 MPa
Tensão de Ruptura ( $\sigma_r$ )	335 MPa	215 MPa

### 3.1.3 Ensaio de *Shot-Peening*

Em uma última componente prática, foi realizado um tratamento de *shot-peening* num dos provetes soldados. O procedimento foi realizado dentro da empresa Ramada Aços, utilizando o equipamento *CM Modena SANDBLASTING EQUIPMENT CM1000*, conforme pode ser visualizado na **Figura 20**. As granalhas utilizadas foram de aço, com diâmetro entre 0,10 mm – 0,20 mm, num ciclo de 5 minutos com uma corrente na turbina de 6,1 A.



**Figura 20.** Tratamento de *Shot-Peening* na CM Modena SANDBLASTING EQUIPMENT CM1000, em detalhe a caixa de operações – (Ramada Aços, Ovar, Portugal).



Posto isto, a seção destinada aos ensaios experimentais se encerra, sendo em consequente a metodologia analítica envolvida nesta dissertação de mestrado.

## 3.2 Metodologia Analítica

Neste capítulo serão relatados os métodos analíticos efetuados nesta dissertação de mestrado, sendo dividido em 2 subtópicos, um sobre as equações térmicas (Rosenthal e função adaptativa) e outro a respeito do modelo matemático de TR.

### 3.2.1 Função Adaptativa e Rosenthal

A Equação (3) é a forma matemática final para calcular a distribuição térmica segundo as deduções de Rosenthal e as Equações (14), (15) são respectivas a função adaptativa.

Todas as equações apresentadas no **Capítulo 2**, *seções 2.2.1.1 e 2.2.1.2* foram introduzidas no software *MatLab* R2018.a, no qual os dados apresentados na **Tabela 5** são referentes ao processo de soldadura MAG e os da **Tabela 6** para soldadura TIG.

É importante ressaltar que, o parâmetro  $B$  é um fator adimensional apresentado nas equações finais de Nasiri,  $Q$  é a quantidade de calor em [W] necessário para causar a fusão do metal de adição durante o processo de soldadura,  $T_m$  é a temperatura de fusão do material em [°C],  $\eta$  é a eficiência da soldadura e  $t$  é o intervalo de tempo em [s].

Antes de efetuar o comando *Run* dos programas, foram definidos 4 pontos nos quais se procurou determinar as temperaturas próximo ao cordão de soldadura, com a finalidade de comparar com a simulação numérica. A **Figura 21** apresenta de forma ilustrativa as coordenadas referentes a estes pontos, para mais, a máquina utilizada para efetuar os cálculos possui um processador *AMD A9-9410 RADEON R5 5 Core 2C+3G* de 2.90 GHz e 8.00 GB de memória *RAM*.

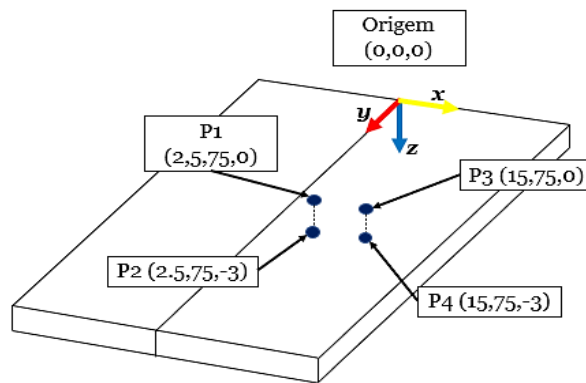
O *script* dos programas pode ser encontrado no **Anexos A**, além disso, para a função adaptativa é necessário apresentar os dados de entrada referentes à característica geométrica da poça de fusão, no qual a **Figura 22** mostra, esquematicamente, seus pontos de definição.

**Tabela 5.** Dados de entrada *Matlab* para soldadura MAG

Variáveis	Valores
$\rho$	7870 kg/m <sup>3</sup>
$c_p$	420 J/kg °C
$k$	47 W/m °C
$T_0$	22 °C
$T_m$	1410 °C
$v$	2,5e-3 m/s
$B$	$\frac{\rho \cdot c_p \cdot v}{2k}$
$\eta$	0,7
$I$	110 A
$V$	22,8 V
$Q$	$\eta \cdot V \cdot I$
$t$	[0:0.4:60] s

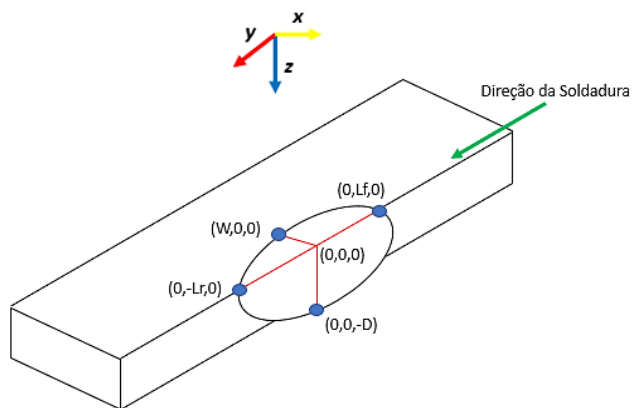
**Tabela 6.** Dados de entrada *Matlab* para soldadura TIG

Variáveis	Valores
$\rho$	2710 kg/m <sup>3</sup>
$c_p$	935 J/kg °C
$k$	174 W/m °C
$T_0$	22 °C
$T_m$	575 °C
$v$	2,5e-3 m/s
$B$	$\frac{\rho \cdot c_p \cdot v}{2k}$
$\eta$	0,7
$I$	120 A
$V$	13,3 V
$Q$	$\eta \cdot V \cdot I$
$t$	[0:0.4:60] s



**Figura 21.** Ilustração dos pontos estudados na comparação analítica-numérica

Foram definidos  $W=5\text{mm}$ ,  $L_f=2,5\text{mm}$ ,  $L_r=-7,5\text{mm}$  e  $D=-3\text{mm}$ , estes valores são correspondes a um passe de solda da operação. Como mencionado anteriormente, os parâmetros  $M$  e  $N$  são definidos através de valores iniciais no qual a **Figura 23** mostra como foi efetuado o estudo iterativo da função no *Matlab*.



**Figura 22.** Ilustração dos pontos relacionados a geometria da solda

Por fim, a **Tabela 7** apresenta os respectivos valores utilizados para as variáveis  $M$ ,  $N_x$ ,  $N_{ef}$ ,  $N_{er}$  e  $N_z$  durante o cálculo de distribuição térmica para a liga de aço (S1) e a liga de alumínio (S2).

**Tabela 7.** Dados de entrada *Matlab* para variáveis M e N

	$M$	$N_x$	$N_{ef}$	$N_{er}$	$N_z$
S1	0,45	0,45	-0,25	-0,22	-0,9
S2	0,01	0,45	-0,55	-0,22	-0,9

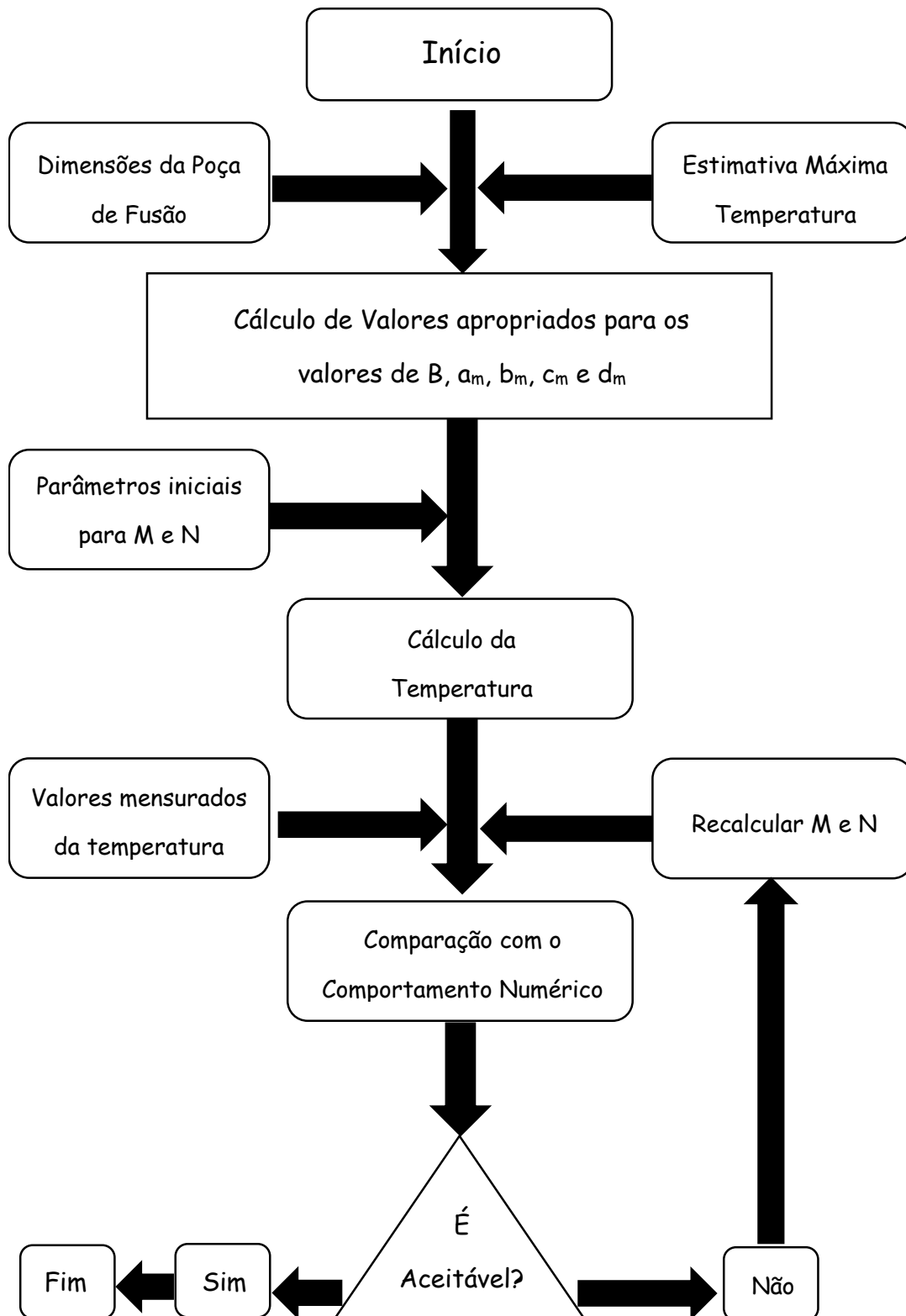


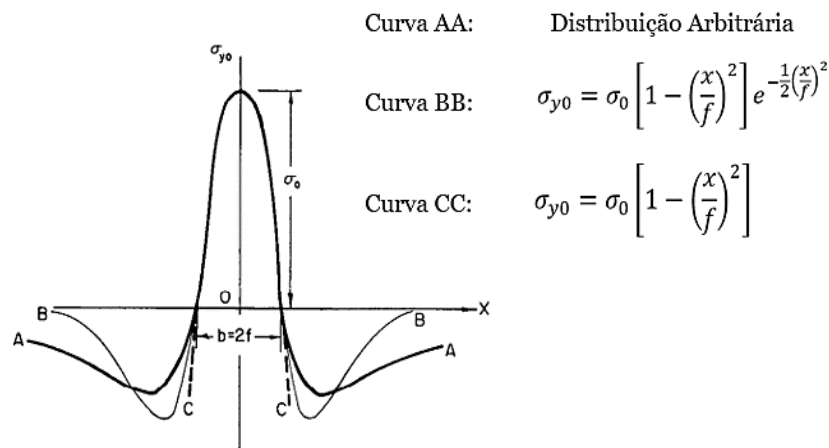
Figura 23. Fluxograma de iteração da função adaptativa no *MatLab*

### 3.2.2 Equação de Masubuchi e Martin

No estudo analítico de TR, foi utilizada a equação apresentada por Masubuchi e Martin [89]. Sua escolha foi devida a algumas características, sendo elas:

- Solução integrada ao comitê canadense e norte-americano de estruturas para embarcações;
- É uma equação difundida pela literatura como pode ser apontado no livro de Messler Jr. [45];
- Foi baseada em estudos experimentais sobre formação de fissuras em placas infinitas pós processo de soldadura;
- Equação simples e fácil de utilizar, além de sua aplicação ser definida para as zonas de TR sob o efeito de tração.

A **Figura 24** corresponde à representação gráfica das diferentes curvas de soluções encontradas pelos autores, sendo que, para este estudo foi utilizado a Equação (16), já mencionada anteriormente e que corresponde à curva BB.



**Figura 24.** Equações de distribuição de TR para zona de tração (Adaptado: [89])

A próxima secção desta dissertação de mestrado abordará a metodologia numérica utilizada, sendo o último conteúdo do capítulo 3 (Materiais e Métodos).

### 3.3 Metodologia Numérica

Esta seção tem como finalidade apresentar os métodos correlacionados as simulações numéricas feitas nesta dissertação, sendo subdivido em 3 subtópicos, simulação térmica, estrutural e dinâmica. Além disso, todas as simulações numéricas realizadas nesta dissertação de mestrado utilizaram o *software* Ansys® 2019 R3 - *Academic Research Mechanical and CFD license*.

#### 3.3.1 Simulação Térmica – *Transient Thermal (ACT Extension)*

Para a simulação de soldadura foi utilizado uma nova ferramenta desenvolvida pelo programa, chamada de *Moving Heat Source (MHS)*. Trata-se de uma extensão provinda do *Ansys Customization Toolkit (ACT)* com o objetivo de simplificar simulações na interface *WorkBench (WB)*, no qual antes só era possível através de introdução de linguagens de programa próprio (*MAPDL commands*), o que reduz o tempo de simulação e o torna, ao mesmo tempo, mais intuitivo [90], [91].

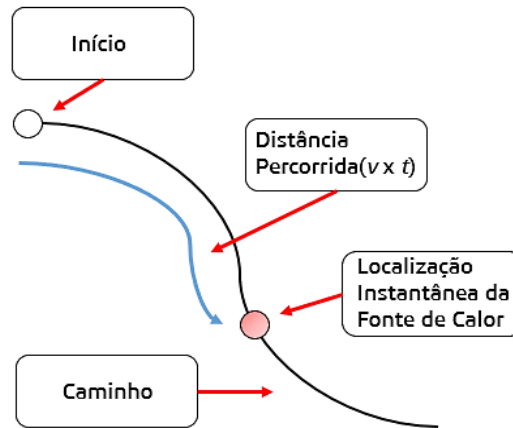
A extensão MHS foi desenvolvido em 2017, no qual o princípio fundamental é modelar uma fonte térmica móvel baseada na equação térmica gaussiana. O objetivo principal é simplificar processos térmicos industriais, como soldadura e corte a laser na simulação numérica por elementos finitos [92].

Com base nisso, a interface apresenta dois tipos de cálculo para simular o processo de fluxo térmico, sendo eles, (i) *Moving Heat Flux* e (ii) *Moving Heat Energy*, para o caso deste estudo foi utilizado o cálculo (i) que é apresentado conforme a Equação (25):

$$q = P \cdot e^{-\frac{[(x-x_0)^2+(y-y_0)^2+(z-z_0)^2]}{r^2}} \quad (25)$$

Onde,  $q$  é o fluxo de calor na superfície desejada,  $P$  é a potência de intensidade da fonte de calor [ $\text{W}/\text{mm}^2$ ],  $r$  é o raio do feixe de soldadura [ $\text{mm}$ ] e  $(x_0, y_0, z_0)$  é a posição instantânea do fluxo de calor no caminho de solda.

A interface realiza o cálculo, de acordo com a imagem apresentada na **Figura 25**, no qual é definido um ponto como início, um caminho (para que seja desenvolvida a trajetória da soldadura) em função da velocidade  $v$  de soldadura e do tempo  $t$ .

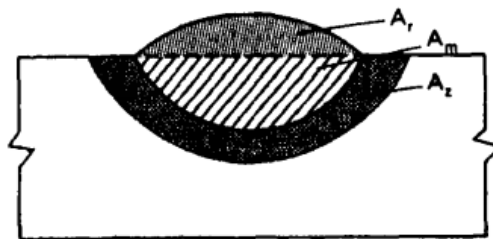


**Figura 25.** Ilustração do cálculo *Moving Heat Flux* efetuado pela extensão ACT

Como visualizado na Equação (25) é necessário determinar o valor de  $P$ , pois é um dos dados de entrada requeridos pelo programa. Como a potência é calculada em cima da área do cordão de soldadura, Messler Jr. [45] apresenta a Equação (26) para o cálculo da área, a qual é baseada na **Figura 26**;

$$A_t = A_r + A_m \quad (26)$$

No qual,  $A_t$  representa a área transversal do cordão de soldadura [ $\text{mm}^2$ ],  $A_r$  é a área que representa o enchimento volumétrico do arame de adição durante a fusão e  $A_m$  a área do metal base que é fundida junto com o processo.

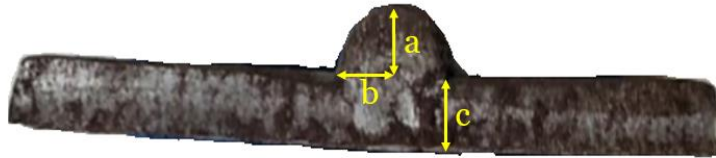


**Figura 26.** Áreas Transversais do Cordão de Soldadura ( $A_r$ ,  $A_m$  e  $A_z$ ) (Adaptado: [45])

Para calcular o valor exato da área do cordão, os valores foram retirados da geometria efetuada na etapa experimental de soldadura. As áreas foram aproximadas a uma elipse, logo, o cálculo foi baseado de acordo com a Equação (27):

$$A = \pi \cdot r(a) \cdot r(b) \quad (27)$$

Onde,  $r(a)$  representa o raio maior de uma elipse e  $r(b)$  representa o raio menor. Portanto, os dados são obtidos através da **Figura 27**, apresentando a secção transversal da solda efetuada pelo processo MAG e as dimensões  $a$ ,  $b$  e  $c$  do cordão de soldadura.



**Figura 27.** Secção transversal do cordão de soldadura experimental e suas dimensões

Os valores mensurados são,  $a$  igual a 3mm,  $b$  a 4,5 mm e  $c$  a 2,5 mm. O valor final das áreas é apresentado conforme as Equações (28) e (29) para  $A_r$  e Equações (30) e (31) para  $A_m$ :

$$A_r = \pi \cdot b \cdot a \quad (28)$$

$$A_r = \pi \cdot 4,5 \cdot 3 = \mathbf{42,41 \text{ mm}^2} \quad (29)$$

$$A_m = \pi \cdot b \cdot c \quad (30)$$

$$A_m = \pi \cdot 4,5 \cdot 2,5 = \mathbf{35,34 \text{ mm}^2} \quad (31)$$

Portanto, a área total do cordão de soldadura durante o aporte térmico é dado pela soma de  $A_r$  e  $A_m$ , que resulta em 77,75 mm<sup>2</sup>. Com isso, para calcular o valor de  $P$  é necessário as informações sobre o fluxo térmico durante o processo, que, segundo a literatura [7], [13], [14], [45], é obtido através da Equação (32):

$$Q = \eta VI \quad (32)$$



No qual,  $\eta$  é a eficiência da soldadura,  $V$  é a tensão do arco elétrico em Volt [V] e  $I$  é a corrente do arco em Ampere [A]. Os dados relativos a cada processo foram apresentados anteriormente, deste modo, o processo MAG foi realizado com uma tensão de 22,8V e uma corrente de 110A, enquanto o TIG foi efetuado com uma tensão de 13,3V e uma corrente de 120A.

Logo, para a soldadura MAG o resultado para o fluxo térmico é mostrado de acordo com a Equação (33) e para a TIG, Equação (34):

$$Q_{MAG} = 0,7 \cdot 22,8 \cdot 110 = 1,76 \text{ kW} \quad (33)$$

$$Q_{TIG} = 0,7 \cdot 13,3 \cdot 120 = 1,11 \text{ kW} \quad (34)$$

Por fim, é possível calcular o valor final da potência de intensidade da fonte calor  $P$ . Como critérios de simplificação para a simulação, a área do cordão foi tida a mesma em ambas as soldaduras, mudando somente o fluxo térmico. De modo geral, a potência para a soldadura MAG é dada pela Equação (35) e para a TIG, Equação (36):

$$P_{MAG} = \frac{Q}{A_t} = \frac{1,76 \text{ kW}}{77,75 \text{ mm}^2} \approx 23 \text{ W/mm}^2 \quad (35)$$

$$P_{TIG} = \frac{Q}{A_t} = \frac{1,11 \text{ kW}}{77,75 \text{ mm}^2} \approx 14 \text{ W/mm}^2 \quad (36)$$

Os dados de entrada final para a simulação numérica são apresentados de acordo com a **Tabela 8**. O diferencial para esta ferramenta é o recurso de arrefecimento como um dado de entrada, pois, em processos como a soldadura, é muito importante entender este fenômeno para quantificar o nível das TR.

**Tabela 8.** Dados de entrada para a ACT *Moving Heat Source*

Velocidade	2,5 mm/s
Raio do feixe elétrico	4,5 mm
Intensidade da Fonte de Potência	23 W/mm <sup>2</sup> (MAG) e 14 W/mm <sup>2</sup> (TIG)
Tempo	60 s
Temperatura de Fusão	1410°C (MAG) e 575°C (TIG)
Nº de Subdivisões	150
Mínima Subdivisão para o Arrefecimento	15

### 3.3.1.1 Dados Térmicos DINCK 20

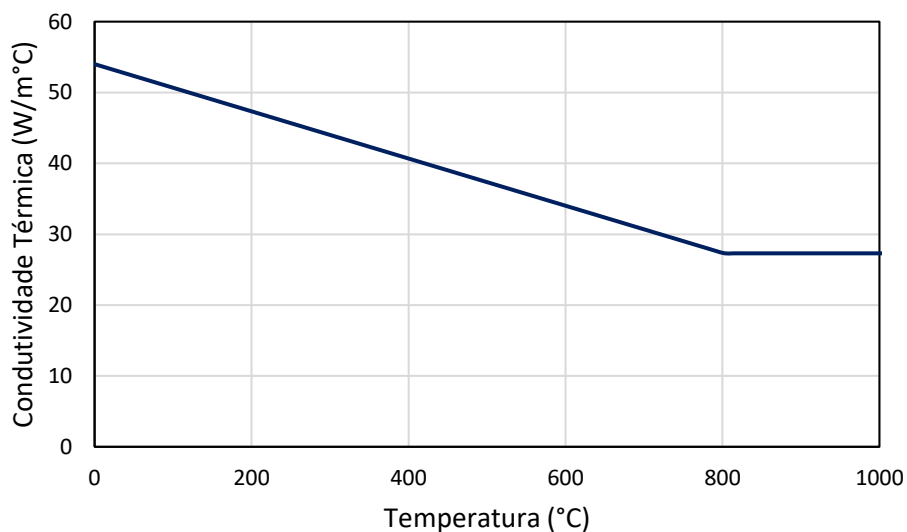
Para a simulação *Transient Thermal* são necessários, também, informações relativas às propriedades térmicas dos materiais. O *software* utiliza como dados de entrada duas grandezas (condutibilidade térmica e calor específico), sendo assim, para a simulação de soldadura MAG, os dados foram obtidos através do Eurocódigo 1993-1-2 [86]. A condutibilidade térmica  $\lambda_a$  em [W/m°C] é calculada pela Equação (37) e (38) e ilustrada graficamente por meio da **Figura 28**.

- Para  $20^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 800^\circ\text{C}$

$$\lambda_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \cdot \theta_a \quad (37)$$

- Para  $800^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$

$$\lambda_a = 27,3 \quad (38)$$



**Figura 28.** Condutibilidade Térmica para o Aço DIN CK20

Onde,  $\theta_a$  é a temperatura do aço em [°C]. O calor específico do aço foi calculado de acordo com as Equações (39), (40), (41) e (42), sendo  $C_a$  expresso em [J/kg°C] e representado graficamente através da **Figura 29**.

- Para  $20^\circ\text{C} \leq \theta_a < 600^\circ\text{C}$

$$C_a = 54 - 3,33 \cdot 10^{-2} \cdot \theta_a \quad (39)$$

- Para  $600^\circ\text{C} \leq \theta_a < 735^\circ\text{C}$

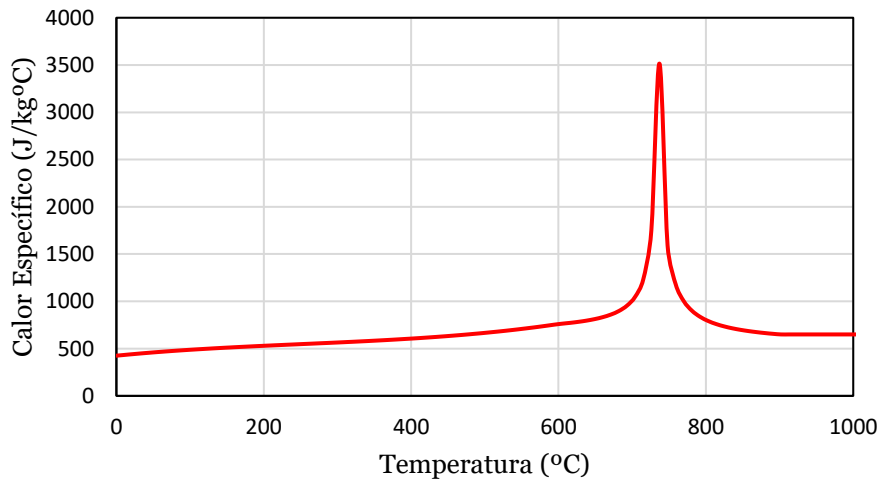
$$C_a = 666 + \frac{13002}{738 - \theta_a} \quad (40)$$

- Para  $735^\circ\text{C} \leq \theta_a < 900^\circ\text{C}$

$$C_a = 545 + \frac{17820}{\theta_a - 731} \quad (41)$$

- Para  $900^\circ\text{C} \leq \theta_a \leq 1200^\circ\text{C}$

$$C_a = 650 \quad (42)$$



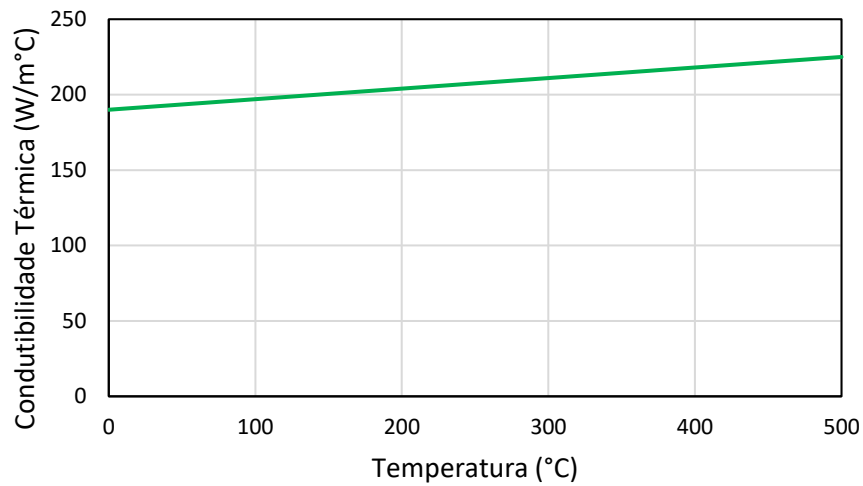
**Figura 29.** Calor Específico para o Aço DIN CK20

### 3.3.1.2 Dados Térmicos Al6082-T6

Para a situação da liga de alumínio foi utilizado o Eurocódigo 1999-1-2 [87], no qual, a condutibilidade térmica  $\lambda_{al}$  em  $[\text{W}/\text{m}^\circ\text{C}]$  para ligas de série 6xxx é determinado através da Equação (43) e representado graficamente pela **Figura 30**.

- Para  $0^\circ\text{C} < \theta_{al} < 500^\circ\text{C}$

$$\lambda_{al} = 0,07 \cdot \theta_{al} + 190 \quad (43)$$

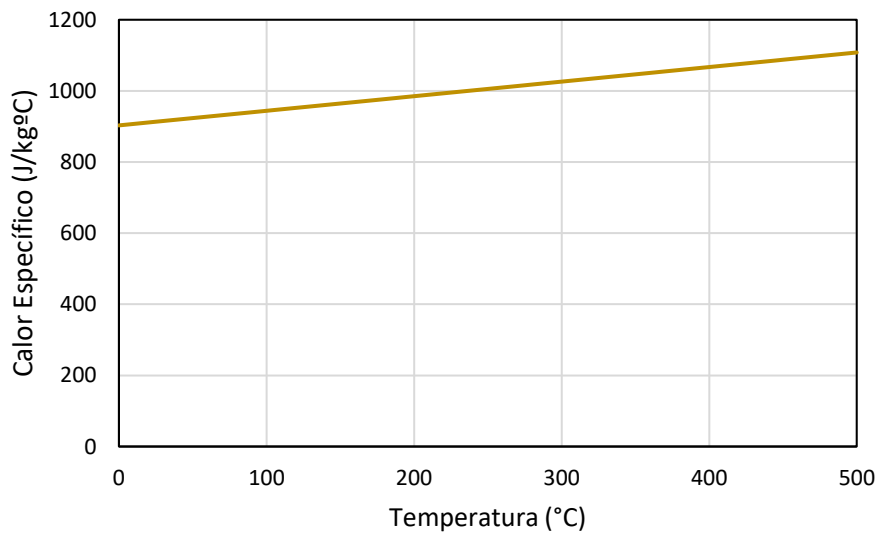


**Figura 30.** Condutibilidade Térmica para a Liga de Alumínio 6082-T6

Onde,  $\theta_{al}$  representa a temperatura em [°C]. O calor específico  $C_{al}$  expresso em [J/kg°C] é calculado de acordo com a Equação (44) e apresentado, graficamente, pela **Figura 31**.

- Para  $0^{\circ}\text{C} < \theta_{al} < 500^{\circ}\text{C}$

$$c_{al} = 0,41 \cdot \theta_{al} + 903 \quad (44)$$



**Figura 31.** Calor específico para a Liga de Alumínio 6082-T6

### 3.3.1.3 Malha, Elementos e Condições de Fronteira

Para a realização de um adequado estudo numérico, um dos fatores a ser levado em conta é a análise da malha [83], no qual durante seu processo de geração, erros e variações no tempo de processamento podem aparecer. Há diversas formas para trabalhá-la, sendo subdivididas em estruturadas e não estruturadas.

As malhas estruturadas apresentam, de forma geral, elementos em forma de paralelepípedo e, levam a um resultado mais preciso, todavia, não são usuais em geometrias com formas complexas e curvas. Já no caso das malhas não estruturadas, são utilizados elementos em forma de triângulos (2D) ou tetraedros (3D), pois são melhores adaptáveis a geometrias complexas, ademais, requerem um tempo computacional elevado [82], [83].

De forma geral, conforme Zienkiewicz [83], há alguns pré-requisitos e cuidados que se devem ter em consideração ao trabalhar com simulações numéricas, principalmente, na etapa da geração da malha e que são:

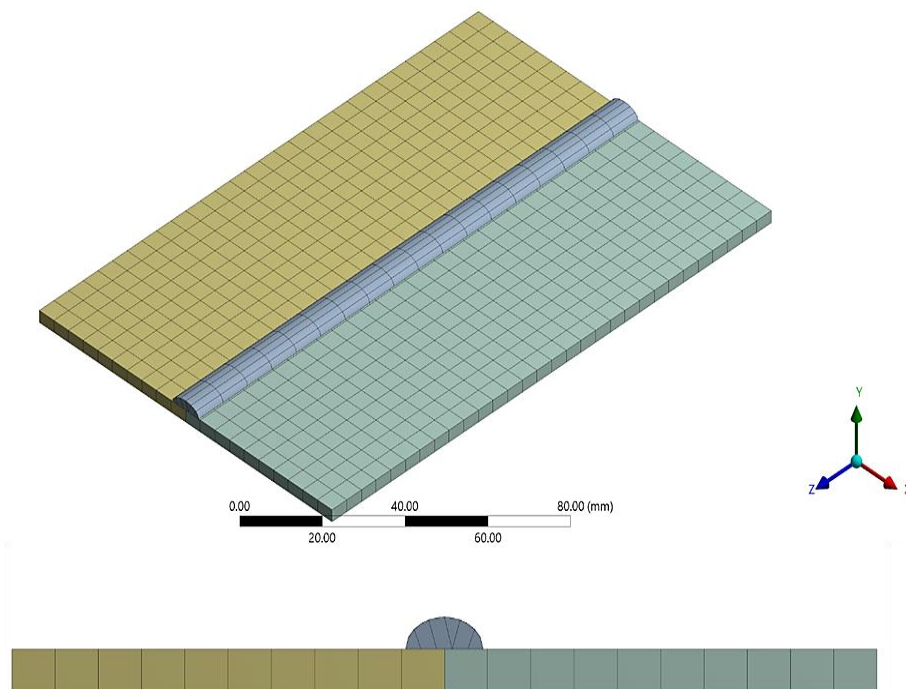
- A qualidade das malhas tridimensionais depende fortemente de uma qualidade na malha da superfície, em outras palavras, manter um padrão no formato dos elementos. Exemplo, um triângulo distorcido na malha poderá distorcer um tetraedro adjacente, gerando uma iteração não adequada nesse elemento.
- Uma malha com uma alta subdivisão e formatos regulares sem apresentar distorções aumentam a confiabilidade na solução.
- Grande quantidade de elementos não compõem uma boa malha, isto porque um grande número de elementos pode levar a erros numéricos como arredondamentos excessivos e truncadura, e uma malha com poucos elementos levam a erros de discretização e domínio. Encontrar o meio-termo é o melhor caminho para alcançar melhores soluções.

Com base nos tópicos discutidos acima, foi realizado a simulação térmica com três tipos de malha distintas de elementos finitos, de forma a aferir e encontrar a melhor solução para este estudo. Conforme a **Tabela 9**, é apresentado os refinamentos utilizados

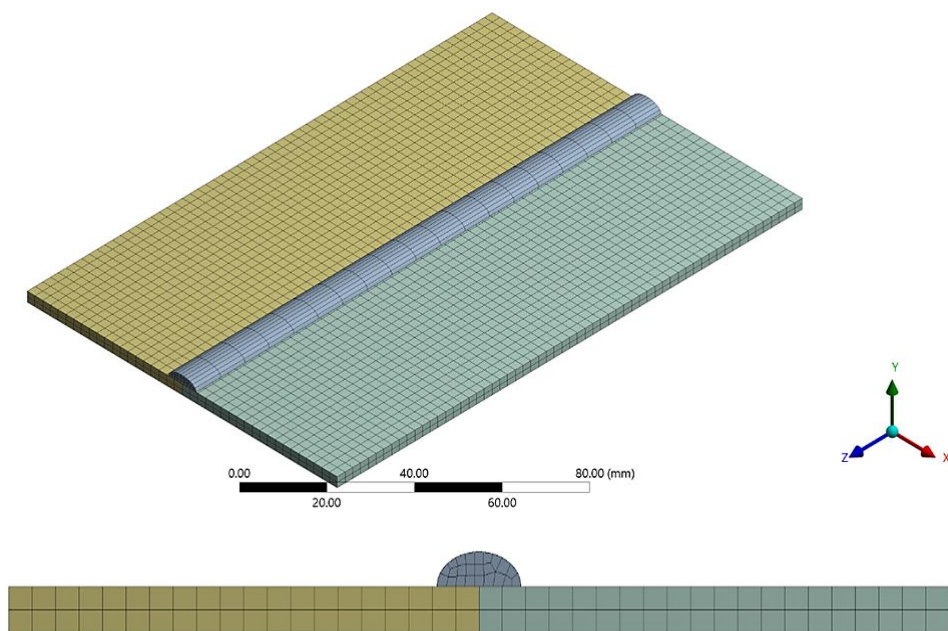
no *software*, sendo *S1* a simulação 1 (**Figura 32**), *S2* a simulação 2 (**Figura 33**) e *S3* a simulação 3 (**Figura 34**).

**Tabela 9.** Metodologia de Refinamento de Malha

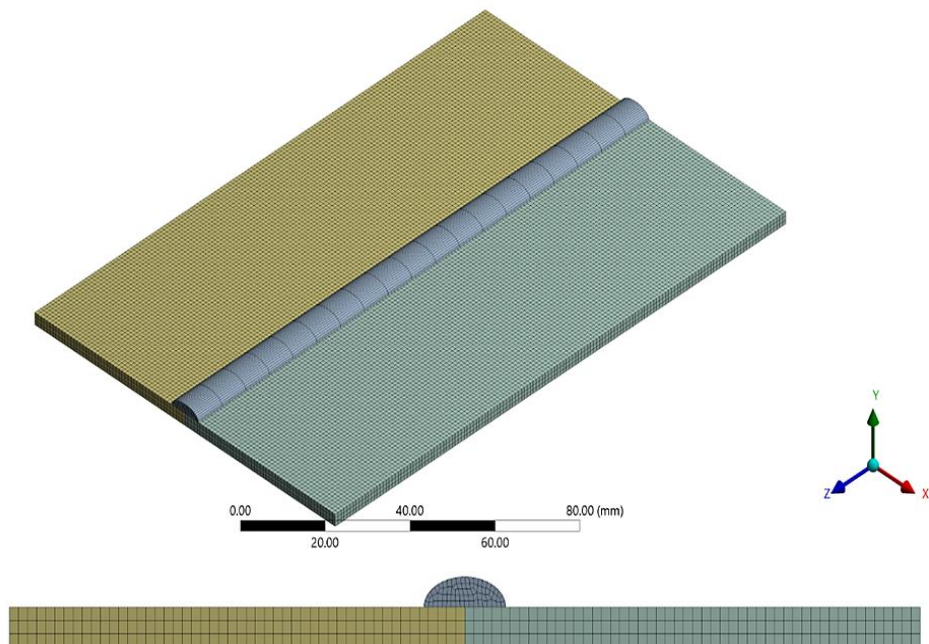
Simulação	Dimensão do Elemento para o Metal Base	Dimensão do Elemento para o Cordão de Soldadura
S1	5 mm	2 mm
S2	2,5 mm	1 mm
S3	1 mm	0,5 mm



**Figura 32.** Malha de Elementos Finitos para S1 – Isométrica e Transversal

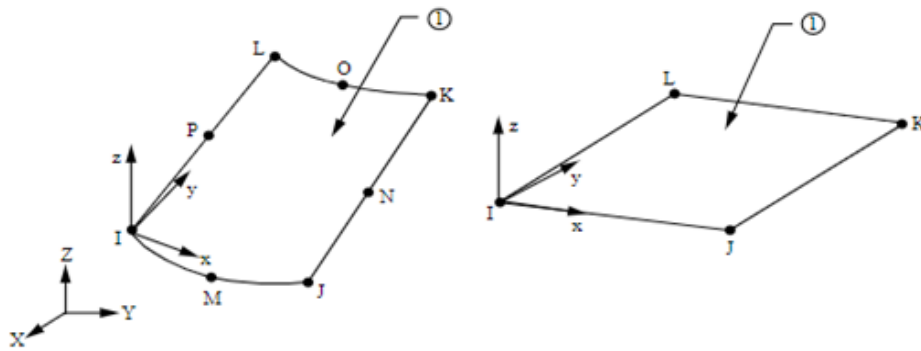


**Figura 33.** Malha de Elementos Finitos para S2 – Isométrica e Transversal



**Figura 34.** Malha de Elementos Finitos para S3 – Isométrica e Transversal

A *S1* apresentou um total de 2.556 elementos e 5.317 nós, enquanto *S2*, 11.693 elementos e 30.136 nós e *S3*, 82.623 elementos e 236.401 nós. Na etapa *Transient Thermal*, o elemento finito utilizado foi o SURF152 (**Figura 35**), um elemento 3D que possui entre 4 a 10 nós (definido neste caso com 4) e 3 graus de liberdade (condução, convecção e radiação). Foi escolhido por ser um elemento característico em estudos de fluxo de calor.



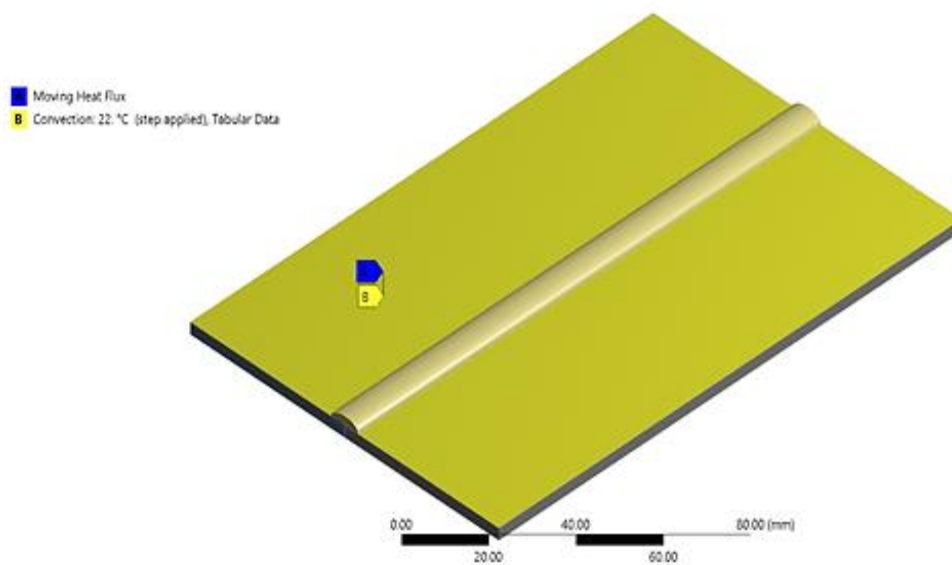
**Figura 35.** SURF152 – a esquerda o elemento com 8 nós; a direita o elemento com 4 nós

As funções de interpolação definidas são de ordem quadráticas, conforme Zienkiewicz [83], é o modelo matemático mais adequado para soluções térmicas. Além disso, como método de convergência, foi selecionado a opção de *Newton-Raphson*, que consiste numa técnica iterativa de aproximação de raízes através de derivadas [93].

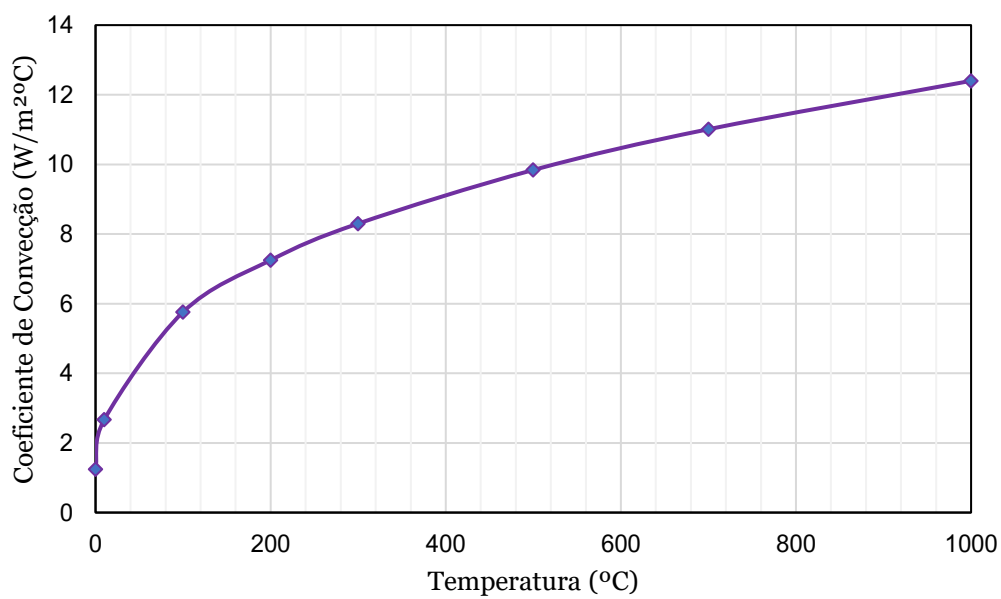
Como condição de fronteira, foi utilizado a extensão *moving heat source*, com os parâmetros abordados na **Tabela 8**. Para mais, foi introduzido o fenômeno de convecção térmica, utilizando a opção “*stagnant air – horizontal cycle*”, no qual, implica em um aumento do coeficiente de convecção de acordo com a temperatura para o caso de uma placa horizontal plana. A **Figura 36** mostra as condições de contorno aplicadas e a **Figura 37** ilustra, graficamente, o comportamento de convecção térmica em função da temperatura. Além disso, o contacto entre as placas foi definido como *frictionless* e a junção do cordão de soldadura com o substrato *bonded*.

O computador utilizado para todas as simulações numéricas apresenta um processador Intel® Xeon® W21295, uma CPU de 2.30GHz e 16GB de memória RAM.





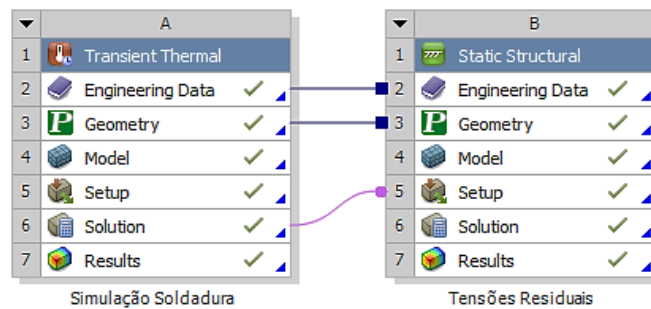
**Figura 36.** Condição de Fronteira na Simulação Térmica de Soldadura



**Figura 37.** Coeficiente de Convecção Térmica – Condição de Ciclo Horizontal (Ar Estagnado)

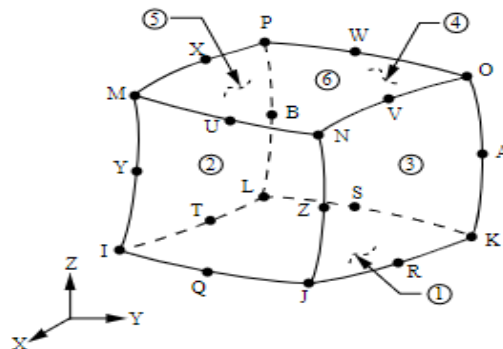
### 3.3.2 Simulação Estrutural – *Static Structural*

Para a análise de TR, foi importada a geometria e a solução da simulação térmica (*Transient Thermal*), o qual pode ser melhor observado pela **Figura 38**. Para a geração da malha de elementos finitos, foi escolhida a que apresentou o melhor comportamento dentro das três simulações térmicas que, neste caso, foi a S3, com um total de 52.623 elementos e 236.400 nós, sendo que, para a simulação estrutural, o elemento finito utilizado foi o SOLID186.



**Figura 38.** Esquema da importação de dados para a simulação de TR

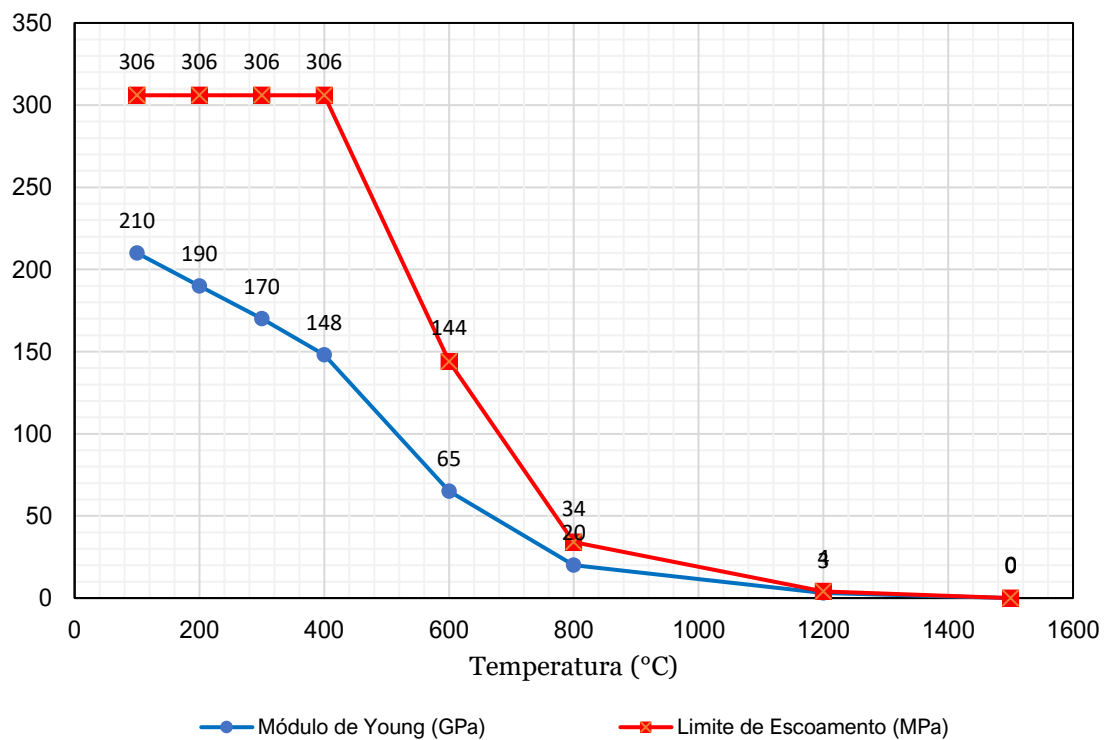
SOLID186 (**Figura 39**), é um elemento finito de alta ordem 3D que possui 20 nós. Apresenta um comportamento quadrático possuindo três graus de liberdade [94]. Além disso, este elemento suporta, na sua base de dados, comportamentos mecânicos importantes para este estudo, tais como, plasticidade, grande deflexão e deslocamento.



**Figura 39.** Figura ilustrativa do Elemento SOLID186

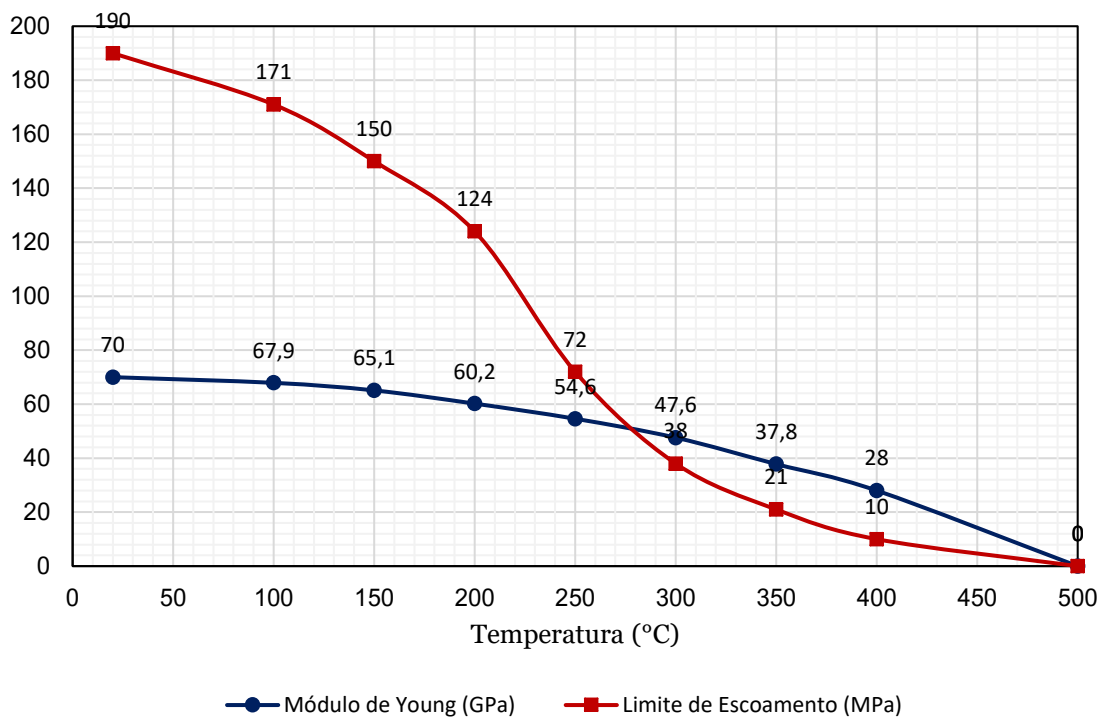
Para o estudo de TR, os resultados térmicos foram importados ao longo do tempo, sendo subdividido em 150 divisões com soluções em intervalos de tempos de 0,4s.

Por fim, as informações mecânicas retiradas do ensaio experimental foram implementadas no *software*, sendo utilizado o Eurocódigo 1993-1-2 e o 1999-1-2 [86][87] para o cálculo da tensão de cedência e módulo de elasticidade em função da variação de temperatura. Estes comportamentos são mostrados na **Figura 40** para o aço e na **Figura 41** para o alumínio.

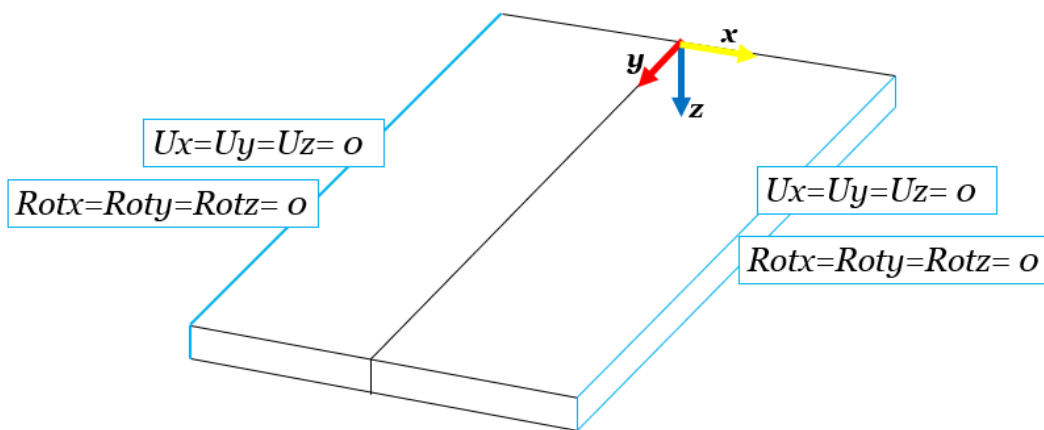


**Figura 40.** Propriedades Termomecânicas para o aço DINCK 20

As condições de fronteira adotadas estão apresentadas conforme a **Figura 42**, onde as bordas laterais são encastradas, ou seja, qualquer deslocamento e rotação nas direções  $x$ ,  $y$  e  $z$  serão nulos. Além disso, uma restrição na parte inferior das placas chamada *frictionless support* foi aplicada, no qual o corpo não pode girar nem se mover na direção normal, somente na direção tangencial.



**Figura 41.** Propriedades Termomecânicas para a liga de alumínio 6082-T6



**Figura 42.** Condição de Fronteira para Análise das TRs

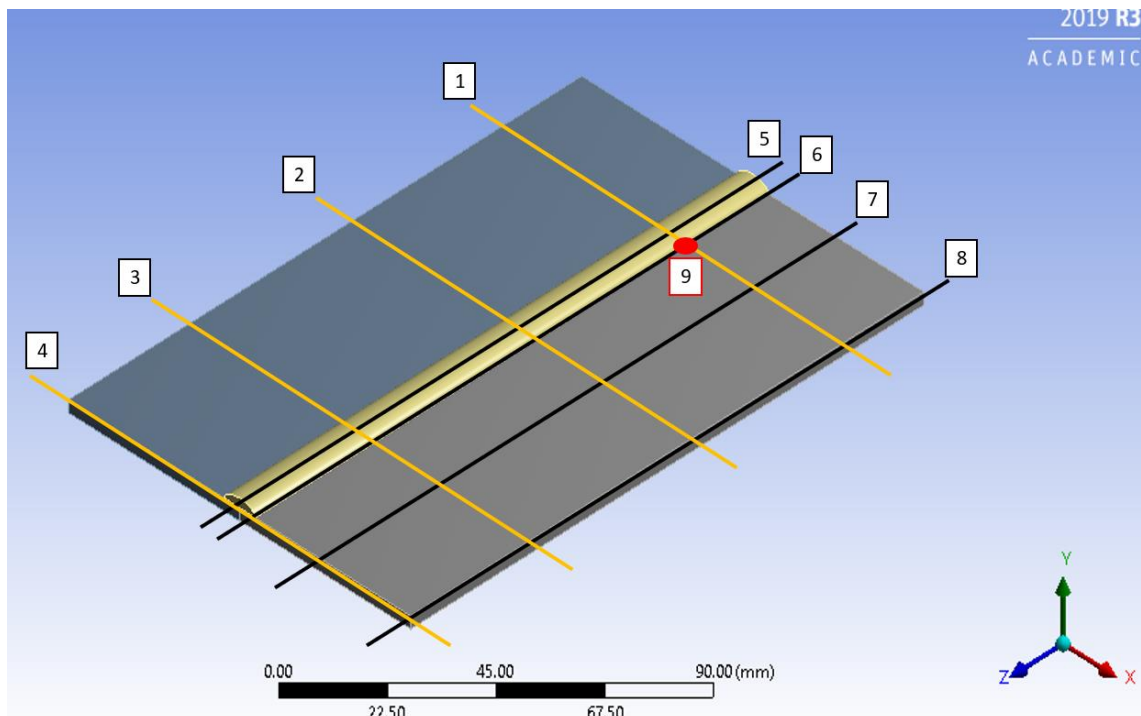
Nesta simulação também foi escolhida funções de interpolação quadráticas e o método de convergência de *Newton-Rapson*. Além disto, a função *large displacement* foi ativada, isto porque, devido aos efeitos térmicos e às restrições impostas, o perfil da chapa

deve provocar uma distorção acentuada, caso muito comum encontrado em diversos tipos de estudo na literatura [95]–[97]

Finalmente, foram criados 9 caminhos, 4 para analisar as tensões residuais na direção  $\sigma_z$  e outras 4 para a direção  $\sigma_x$ , além de uma nona para quantificar as TR ao longo da profundidade (**Tabela 10**). Os caminhos estão ilustrados na **Figura 43**.

**Tabela 10.** Caminhos definidos para a análise de tensões residuais

Trajatórias	Coordenadas
Caminho 1	(-50, 0, 15) – (50, 0, 15)
Caminho 2	(-50, 0, 75) – (50, 0, 75)
Caminho 3	(-50, 0, 120) – (50, 0, 120)
Caminho 4	(-50, 0, 150) – (50, 0, 150)
Caminho 5	(0, 0, 0) – (0, 0, 150)
Caminho 6	(5, 0, 0) – (5, 0, 150)
Caminho 7	(25, 0, 0) – (25, 0, 150)
Caminho 8	(50, 0, 0) – (50, 0, 150)
Caminho 9	(5, 0, 15) – (5, -3, 15)

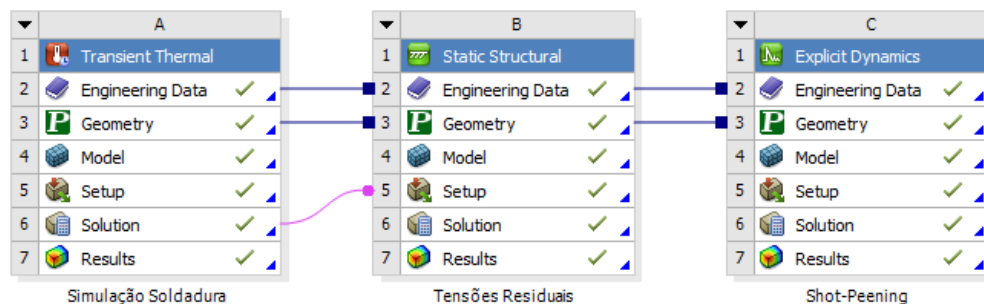


**Figura 43.** Ilustração dos caminhos definidos para análise das TRs

Os caminhos foram criados a partir do recurso “*construction geometry*”, que cria uma solução nodal através do percurso desejada por meio das coordenadas globais da geometria. Para a análise, levou-se em conta o mesmo tempo da simulação térmica (60s).

### 3.3.3 Simulação Dinâmica – *Explicit Dynamics*

Para a simulação do *shot-peening*, foram criadas 6 esferas com diâmetro de 0,15mm (valor intermediário observado na etapa experimental). As granalhas foram posicionadas a uma distância de 5mm (caminho 6) e 10mm do cordão de soldadura, além de serem dispostas na direção longitudinal (*z*), nas posições de 15 mm, 75mm e 120 mm (direções correspondentes aos caminhos 1, 2 e 3). Os dados referentes ao material e à geometria foram importados das simulações anteriores, como pode ser visualizado na **Figura 44**.



**Figura 44.** Sequência da simulação numérica para o *Shot-Peening*

Na simulação dinâmica, o *Ansys* apresenta uma metodologia diferente de outras análises quando se trata da geração da malha. Conforme a própria empresa [98], de acordo com o tipo de problema (impacto, teste de queda, explosão, entre outros) e a forma geométrica (vigas, linhas, sólidos), a malha apresenta diferentes formulações de elementos. Para este caso, como são vistas algumas geometrias complexas (cordão e as granalhas), o *software* realiza a geração de três tipos de elementos:

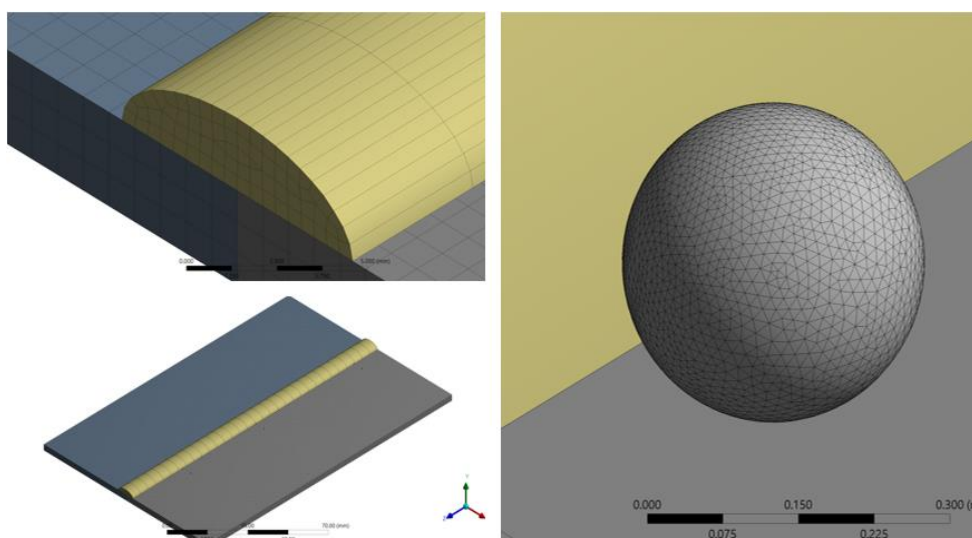
- Tetraédricos (4 nós c/ 6 graus de liberdade): Utilizado em representação de pequenas porções de geometria complexas, utiliza a formulação NBS

(*Nodal Based Strain*) para evitar os problemas de *shear locking*, tradicionalmente, causadas por elementos deste gênero (tetraédricos). – Observado na geração de malha das granalhas.

- Hexaédricos (8 nós c/ 6 graus de liberdade): Elemento em formato paralelepípedo de alta qualidade, que utiliza equações de integração volumétrica de Gauss. Utilizado para decompor geometrias complexas. – Observado na geração de malha do cordão de soldadura e no metal base.
- Pentaedro (6 nós c/ 6 graus de liberdade): Elementos utilizado quando a geração de malha é obrigada a convertê-los a uma forma degenerada hexaédrica. Ou seja, em áreas de formas complexas onde a geração de malha não ocorre de forma uniforme. – Observado na geração de malha da face do cordão de soldadura.

A malha gerada para cada geometria é apresentada de acordo com a **Figura 45**. O refinamento de malha para o cordão e o material base foi o mesmo da simulação S3 térmica, e a geração de malha para as granalhas foi criada de forma automática. O modelo final apresenta um total de 470.739 elementos e 144.947 nós.

Para avaliar o efeito da compressão ao longo da espessura do material foi criado um “caminho 9” na posição próxima ao cordão de soldadura ao longo da profundidade, mais especificadamente, na coordenada (5,0,15) no encontro entre os caminhos 1 e 6.



**Figura 45.** Malha de elementos finitos para cordão e a granalha em detalhe

Além disso, para esta simulação, o comportamento físico da malha necessitou de alteração, passando de *mechanical* para *explicit* com funções de interpolação lineares. É importante ressaltar que, o comportamento ideal para este tipo de análise deveria ser de ordem quadrática, entretanto, como a simulação envolve diferentes caracteres multifísicos e diversas geometrias complexas, a convergência só foi alcançada através desta forma.

Como tipo de análise, foi definida “alta velocidade” com somente 1 *substep* de tempo final 0.0001 s. O estudo procedeu-se desta forma pois a colisão da granalha ocorre a velocidades elevadas e num curto espaço de tempo. Para definir as condições de fronteira, é necessários alguns cálculos, sendo eles a energia e velocidade de impacto.

De acordo com a empresa Vitaliano J. Costa, LDA. [99], para uma granalha do tipo NO SAE70, que atende as especificações vistas na componente experimental de *shot-peening* e a utilizada para esta simulação, a energia de impacto para realizar um tratamento efetivo em toda superfície do material desejado deve ser de 1J para uma quantidade de 9.068.600 esferas. Com base nesses parâmetros, foram desenvolvidos os cálculos para o estudo numérico, sendo o primeiro passo, determinar a massa conforme a **Equação (45)**:

$$m = \frac{4}{3} \rho \pi r^3 \quad (45)$$

Onde,  $r$  é o raio da esfera (m) e  $\rho$  é a densidade do material (kg/m<sup>3</sup>). Como a granalha é de aço, o valor da densidade será igual a 7870 kg/m<sup>3</sup> e o raio a  $7,5 \times 10^{-3}$  m. Com isso, basta multiplicar o resultado da massa de uma granalha para a quantidade total, transformando em uma massa equivalente para o impacto de 1J.

$$m_{eq} = 1,39 \cdot 10^{-8} \cdot 9.068.600 \quad (46)$$

Com isso  $m_{eq}$  tem um valor final de 0,126 kg. Por fim, basta calcular a velocidade em cima da equação física de energia cinética. Isolando a velocidade, temos a seguinte expressão:



$$v = \sqrt{\frac{2 \cdot E_c}{m_{eq}}} \quad (47)$$

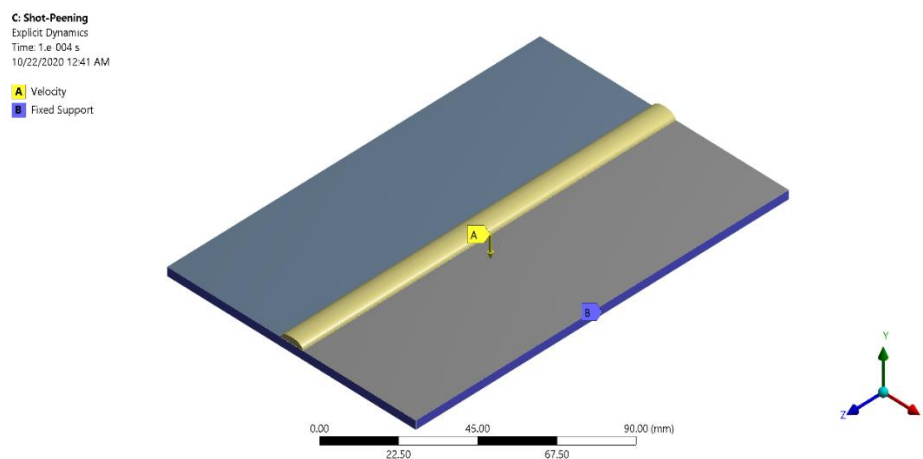
Substituindo os valores, é encontrado uma velocidade de, aproximadamente, 4 m/s para este tratamento. Com base nesse valor, a simulação de *shot-peening* irá analisar a influência de três impactos diferentes, sendo apresentados conforme a **Tabela 11**.

**Tabela 11.** Testes de impacto de acordo com as velocidades de granalha

Simulações	Velocidades
Teste 1	4 m/s
Teste 2	8 m/s
Teste 3	12 m/s

Os pontos analisados serão aos correspondentes às posições da granalha e comparados com as medições das tensões residuais pós-soldadura, de forma a avaliar o seu nível de alívio.

Para esta simulação as condições de fronteira são melhores visualizadas na **Figura 46**, no qual os bordos e a superfície inferior da placa foram encastrados, e as velocidades foram impostas na direção negativa de y para as 6 granalhas.



**Figura 46.** Condição de Fronteira para a simulação de *shot-peening*

## 4. Resultados e Discussões

Este capítulo tem como foco principal apresentar os resultados e as respectivas discussões com base nos métodos propostos no Capítulo 3, sendo dividido em 4 partes, resultados térmicos, estruturais, dinâmicos e métodos comparativos.

### 4.1 Resultados Térmicos

#### 4.1.1 Refinamento de Malha

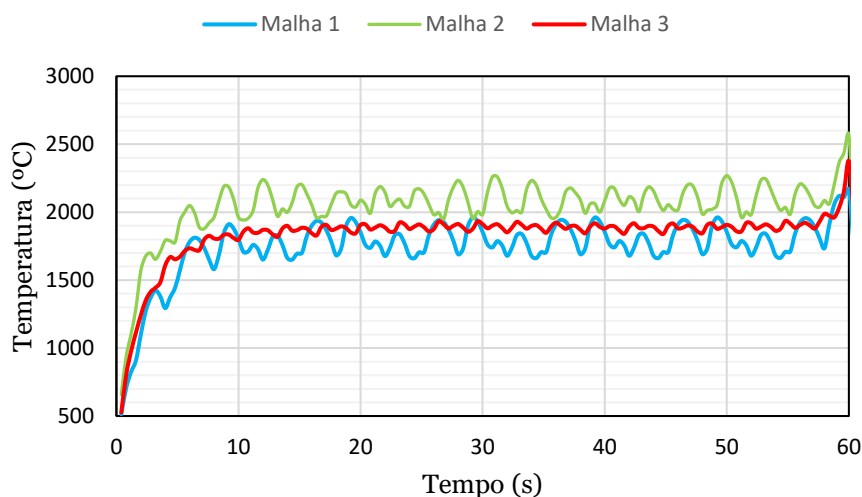
Como mencionado em Materiais e Métodos, foram propostos três refinamentos de malha, no qual, a **Tabela 12** mostra o tempo gasto de simulação e o total de memória utilizada. Dentre todas as simulações, *S3* foi a que exigiu maior tempo (em torno de 13 minutos).

**Tabela 12.** Tempo e Memória gasta para as Simulações *Transient Thermal*

	<b>S1</b>	<b>S2</b>	<b>S3</b>
Tempo de Simulação	~45 s	~84 s	~786 s
Memória Utilizada	558 MB	740 MB	2753 MB

Conforme a **Figura 47**, é possível visualizar graficamente a evolução de temperatura ao longo do tempo para o aço. É observado que, *S1* apresentou uma distribuição de temperatura média um pouco mais abaixo que os outros resultados, em torno de 1748°C, situação inversa para *S2*, no qual mostra valores acima, com uma média em torno de 2040°C.

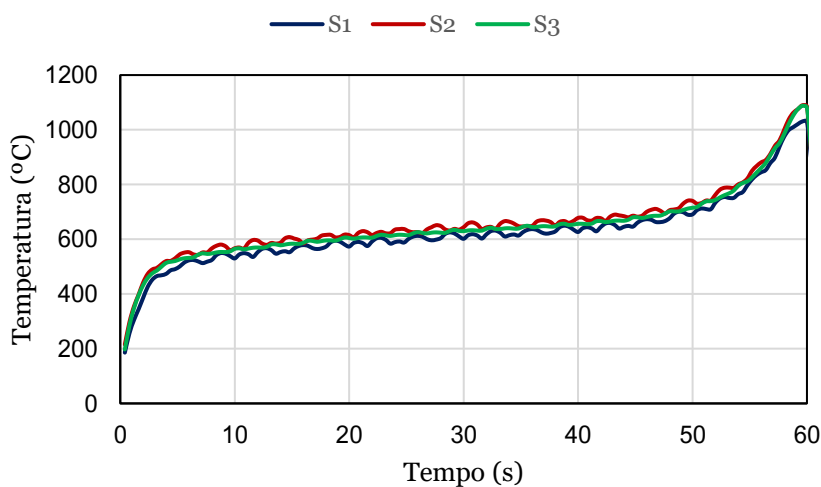
Foi verificado que, a *S3* apresentou um valor entre a *S1* e a *S2*, com uma média em 1836°C. Além disso, mostrou um comportamento mais refinado que as outras curvas, em outras palavras, foi a malha que melhor se adequou ao estudo.



**Figura 47.** Resultado do *Time-History* para a simulação *Transient Thermal* - MAG

Os valores pico de temperatura para cada simulação (*S1*, *S2* e *S3*), foram respectivamente, 2166°C, 2567°C e 2376°C. Estes dados são importantes pois em situações práticas de soldadura, o parâmetro de maior temperatura alcançada é crucial para o dimensionamento de um projeto.

Para a solução térmica do alumínio, os resultados são apresentados conforme a **Figura 48**, no qual, a temperatura apresentou uma média de 660°C, onde novamente, se verifica que a simulação *S3* encontra-se a meio termo quando comparado com *S1* e *S2*. As respectivas temperaturas de pico verificadas para cada simulação foram, 1034°C, 1090°C e 1087°C.



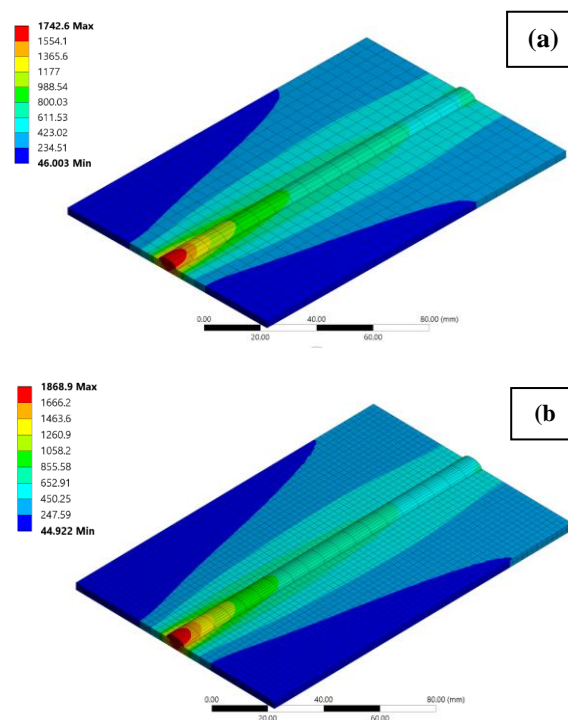
**Figura 48.** Resultado do *Time-History* para a simulação *Transient Thermal* - TIG

## 4.1.2 Distribuição de Temperatura

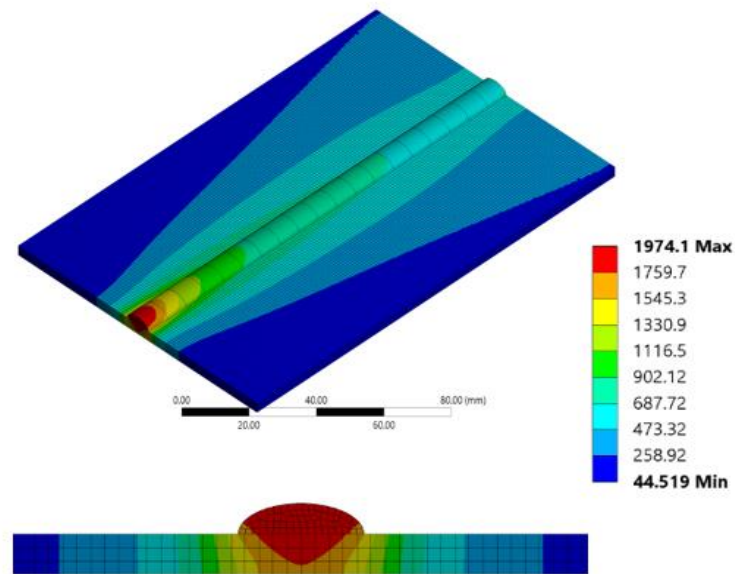
Para as simulações realizadas, a **Figura 49** ilustra a distribuição térmica para *S1* e *S2* no processo MAG, onde pode ser observado a variação de temperatura para os diferentes refinamentos. Além disso, o contorno da região da ZTA é mais bem definido na simulação *S3*.

A **Figura 50** ilustra a distribuição de temperatura no metal base e no cordão de soldadura para a simulação *S3*. A imagem revela que, na zona onde ocorre a fusão do metal de adição, as temperaturas alcançam valores entre 2000°C – 1500°C, na ZTA verifica-se uma variação compreendida entre 600°C – 1300°C, o que configura uma boa solução para as alterações metalúrgicas do aço. Os detalhes acerca das transformações de fase podem ser melhor visualizados na **Figura 51**.

Para a situação do alumínio, a **Figura 52** mostra o resultado a meio do cordão de soldadura, onde é visualizado maior distribuição térmica, situação explicada devido aos elevados coeficientes de condutibilidade térmica e calor específico. A **Figura 53** exibe a comparação das transformações metalúrgicas do alumínio de acordo com o diagrama de fases equivalente.

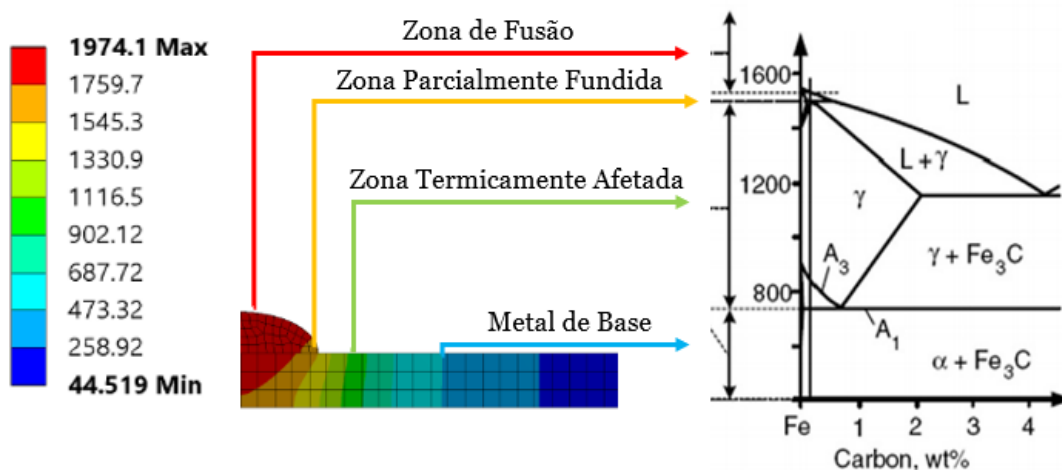


**Figura 49.** (a) Resultado Térmico para *S1*; (b) Resultado Térmico para *S2*



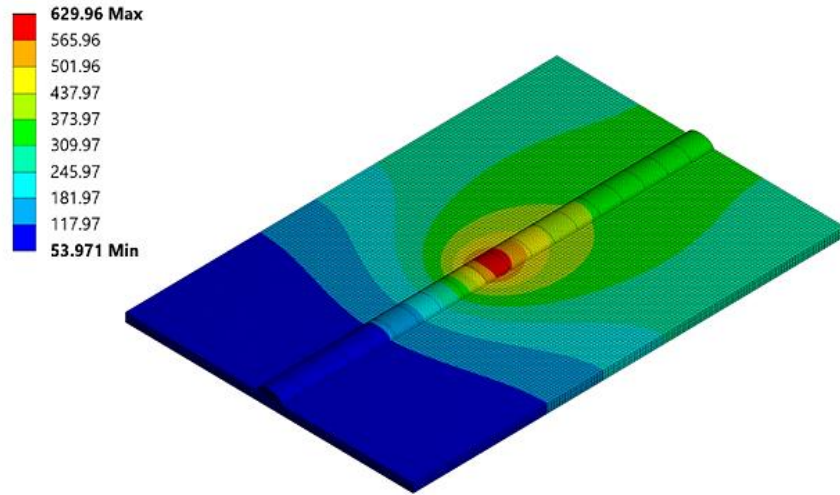
**Figura 50.** Distribuição de Temperaturas para o Metal Base e o Cordão de Soldura (S3)

Na liga Al6082-T6 é notado também uma temperatura de fusão aproximada de 630°C. As temperaturas da ZTA neste caso são condizentes com o verificado na literatura, do mesmo modo, com as fases de fusão (acima do 600°C), região solubilizada (entre 600°C a 500°C) e a região sobreenvelhecida (entre 500°C e 200°C).

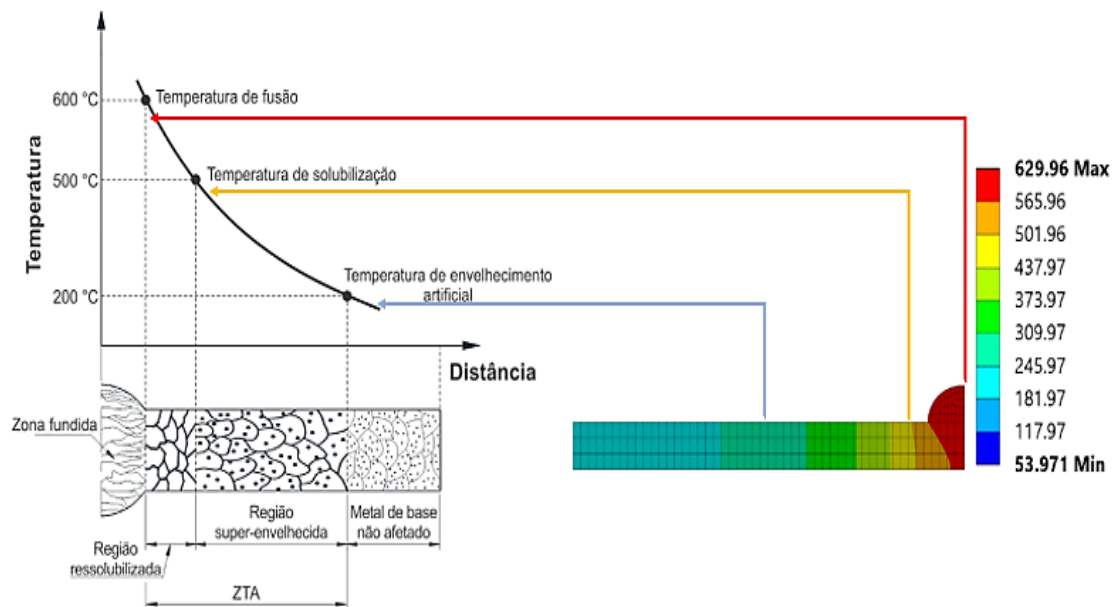


**Figura 51.** Equivalência da S3 com as transformações Metalúrgicas para o Aço

Os valores máximos de temperatura encontrados na simulação da liga de Al foram para *S1*, *S2* e *S3*, respectivamente, 1030,4°C, 1089,6°C e 1087,4°C.



**Figura 52.** Simulação *S3* com o alumínio (TIG)



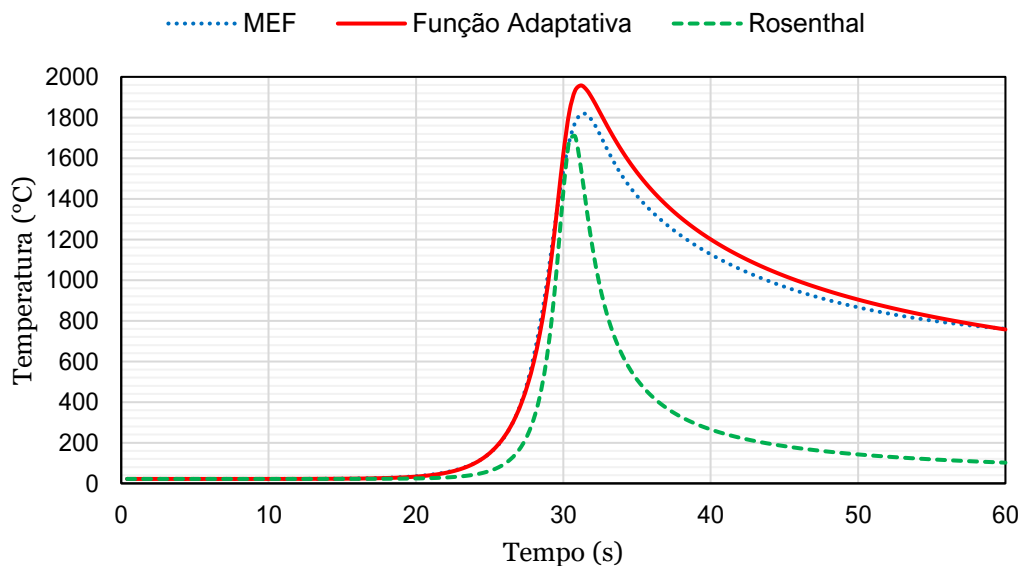
**Figura 53.** Equivalência da *S3* com as transformações Metalúrgicas para o Alumínio

### 4.1.3 Analítico-Numérico

Para a avaliação das soluções térmicas analíticas, os gráficos foram realizados juntamente com a solução numérica S3 para os pontos definidos em Materiais e Métodos.

As **Figura 54, 55, 56 e 57** mostram os resultados gráficos para a soldadura MAG, nos quais é possível verificar que, em P1, o comportamento numérico é muito próximo do obtido com a função adaptativa, o que não se verifica para a equação de Rosenthal que só apresenta um comportamento próximo até os 30 primeiros segundos. Além disso, no tempo compreendido entre os 30 aos 60 segundos, a solução adaptativa apresenta valores ligeiramente superiores ao MEF.

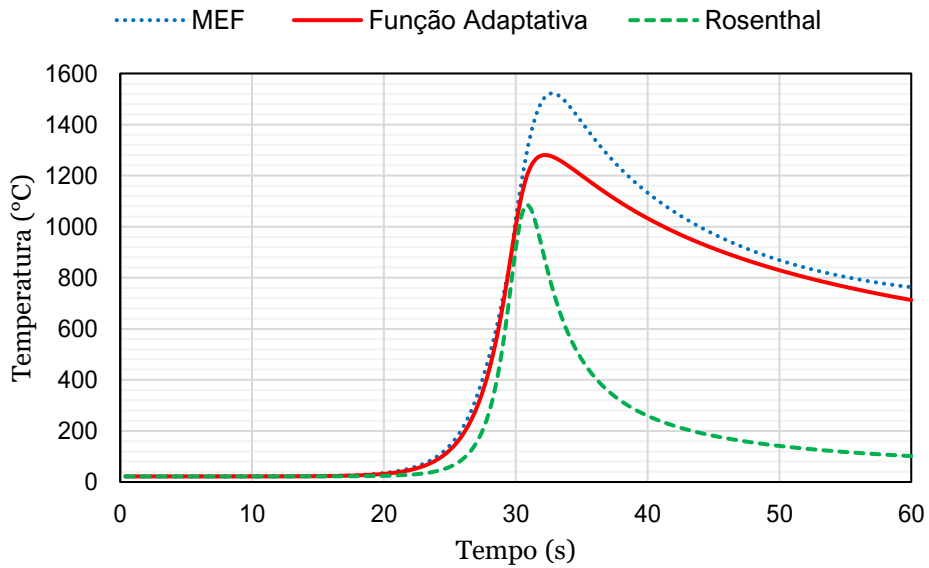
Já para o ponto P2, a solução numérica ainda apresenta certa proximidade com a função adaptativa, contudo, entre os 30 aos 60 segundos, o valor encontrado no MEF é superior à função adaptativa, situação inversa à que ocorreu no ponto P1. Outro fator a ser observado é que, a solução de Rosenthal se torna mais divergente no que a situação anterior.



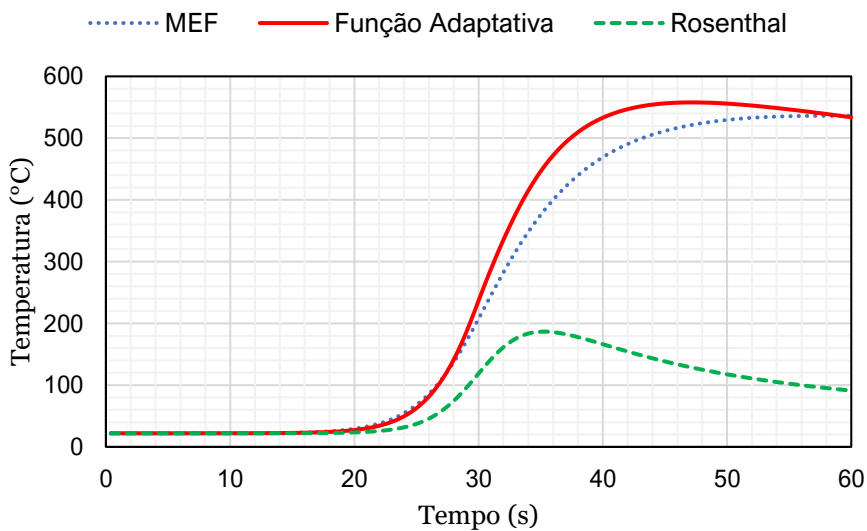
**Figura 54.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P1 - MAG

Nos pontos P3 e P4, a solução de Rosenthal torna-se praticamente destoante, observando apenas a similaridade entre o MEF e a função adaptativa. É visto também que

em P3 no intervalo de tempo entre 30 a 60 segundos, a função adaptativa apresenta valores superiores ao MEF, observando-se um encontro entre as duas funções nos 4 segundos finais. Com relação ao ponto P4, entre 30 a 60 segundos, a curva do MEF torna-se maior que a função adaptativa.

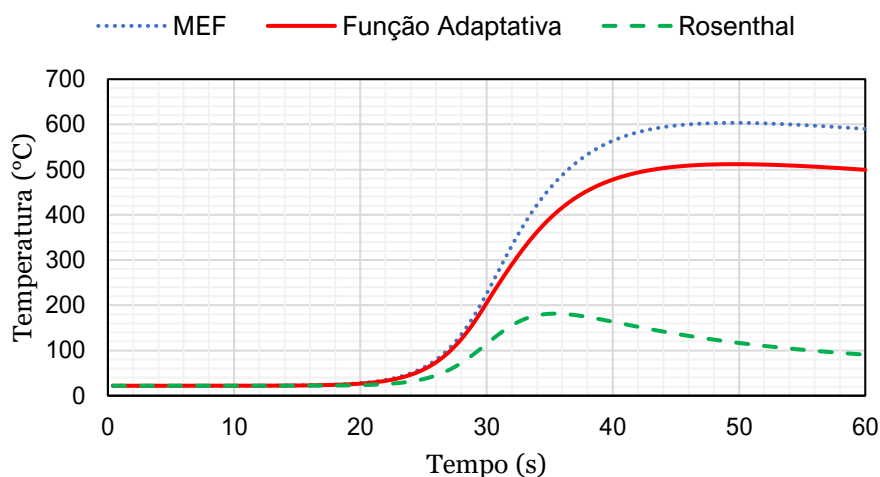


**Figura 55.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P2 - MAG



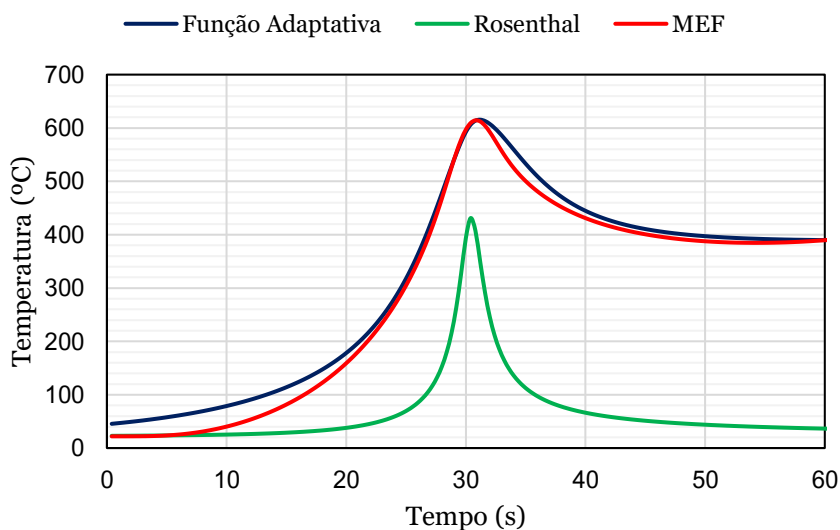
**Figura 56.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P3 - MAG





**Figura 57.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P4 – MAG

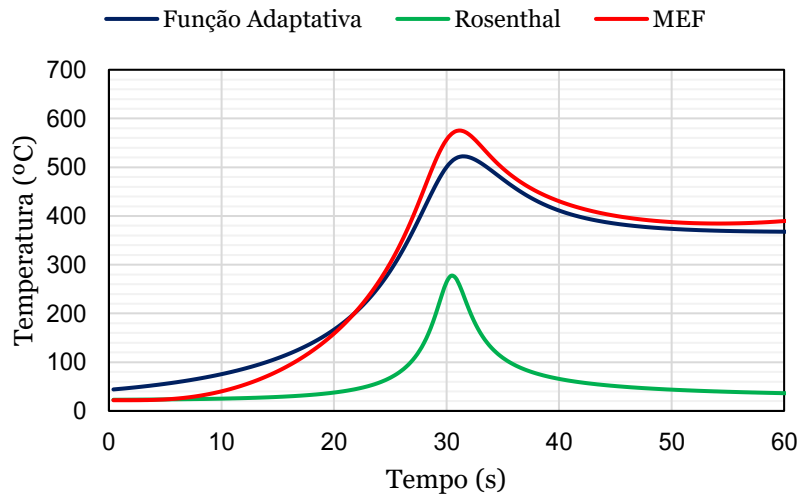
Para o estudo analítico da soldadura TIG, os pontos P1, P2, P3 e P4 estão representados, respetivamente, pelas **Figuras 58, 59, 60 e 61**. É visto que em P1 a solução de Rosenthal é totalmente discordante das respostas gráficas do MEF e da função adaptativa. Para além disso, a função adaptativa e o MEF apresentam um encontro próximo entre os 25 aos 32 segundos, sendo que, o maior valor de temperatura visualizado foi na função adaptativa (615,48°C) comparado ao MEF (614,28°C).



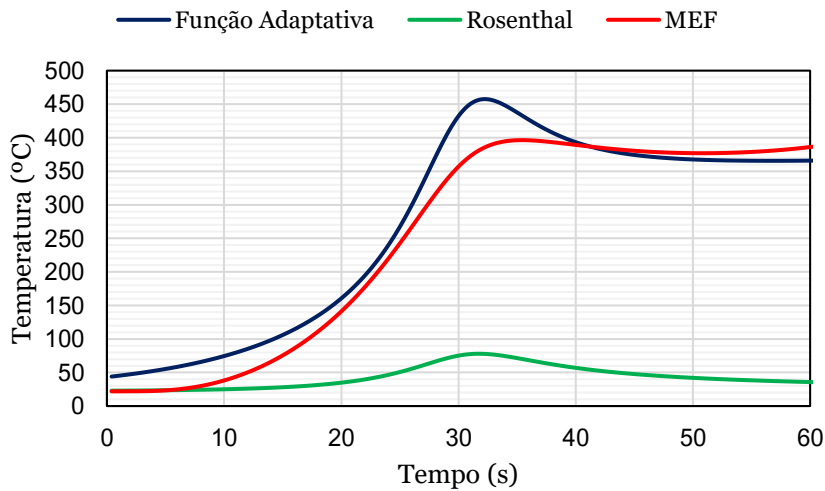
**Figura 58.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P1 - TIG

Para o ponto P2 no processo TIG, a curva do MEF torna-se maior que a solução adaptativa entre os 25 aos 60 segundos. Contudo, é observado nas duas situações, uma proximidade entre as duas funções.

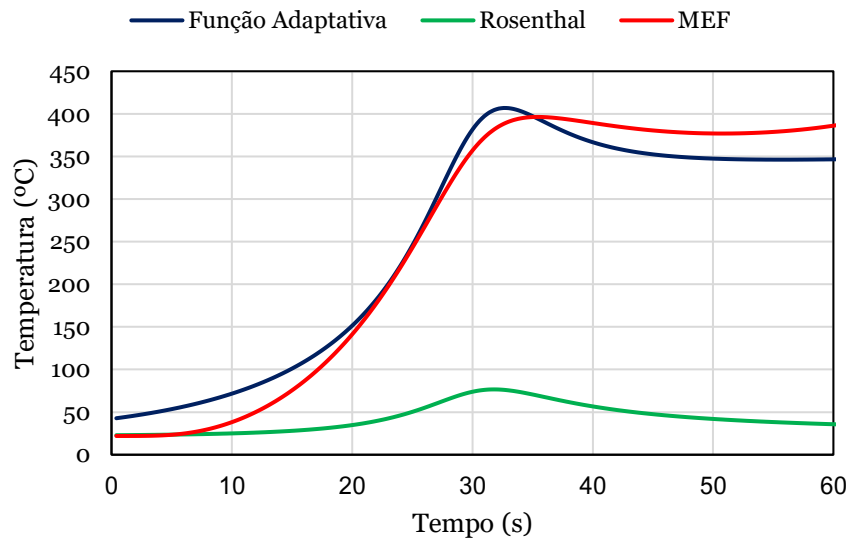
Finalmente, as simulações P3 e P4 mostram uma característica semelhante, em ambos os casos a função adaptativa começa maior que o MEF, entretanto, para os tempos de 40s para P3 e 36s para P4 até o final, a solução numérica se torna superior.



**Figura 59.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P2 - TIG



**Figura 60.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P3 - TIG



**Figura 61.** Gráfico entre as soluções analíticas e numéricas para P4 - TIG

Posto isto, é possível tirar algumas preposições, sendo elas; os pontos que correspondem a superfície do metal de base, ou seja, P1 e P3 para a situação MAG mostraram um comportamento da função adaptativa maior que o MEF, todavia, para os pontos correspondentes à parte inferior do metal de base, P2 e P4, a curva do MEF quem se apresentou maior.

Nos resultados TIG, as curvas não seguiram o mesmo padrão vistos no caso MAG, em todas as respostas as curvas tendem a inverter posições, seja no início ou no fim, sendo maior parte dos encontros ao meio do tempo.

A solução de Rosenthal apresentou melhores respostas para a soldadura MAG, entretanto, em todas as situações, tanto MAG quanto TIG, em todos os pontos, seu comportamento gráfico foi muito fora de encontro do que foi observado nas outras respostas analíticas.

Com isso é posto um fim no capítulo de estudos térmicos, sendo o próximo subtópico os resultados com relação ao nível das TR em ambos os materiais.

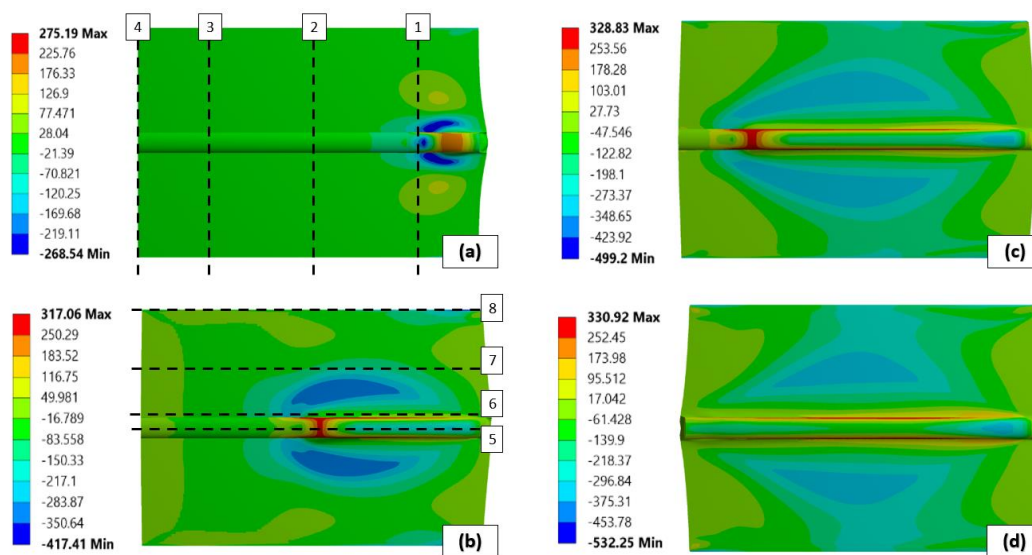
## 4.2 Resultados Estruturais

### 4.2.1 TR pós-soldadura ( $\sigma_z$ )

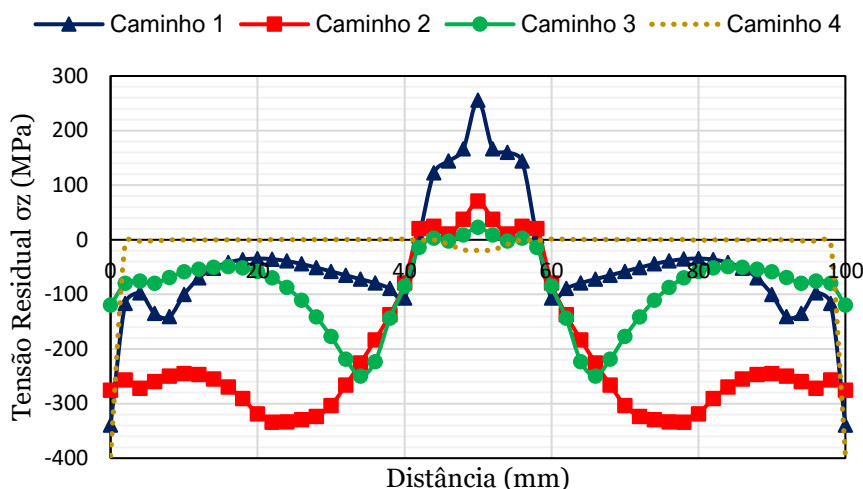
Na **Figura 62** temos o detalhamento da evolução das TRs na direção longitudinal  $\sigma_z$  em MPa para o aço. A imagem (a) representa o instante do aporte térmico em 6s, onde nesta posição é visto o início da formação das TR, sendo marcadas ainda por uma região de compressão muito próxima do cordão de soldadura (reação do metal base com a expansão do metal fundido). Além disso, na figura é mostrado através de linhas tracejadas pretas, os caminhos correspondentes apresentados anteriormente que serão analisados.

Conforme a soldadura caminha como pode ser visto na imagem (b), correspondente ao instante 30s, as zonas de tração começam a aparecer indicadas com o tom alaranjado, amarelo e verde mais claro, criando inclusive um aumento de intensidade, antes com o valor de 275MPa para 317MPa.

Já na imagem (c) e (d) a região correspondente à tração próxima da soldadura aparece de forma mais definitiva, desta vez com um valor de 330MPa durante o processo de solda. É importante ressaltar que, os valores indicados a vermelho são relativos ao esforço do metal base ao cordão naquele instante, apresentando uma leve caída nos valores ao fim do processo. A **Figura 63** apresenta de forma gráfica os valores de TR no final do tempo total de simulação.



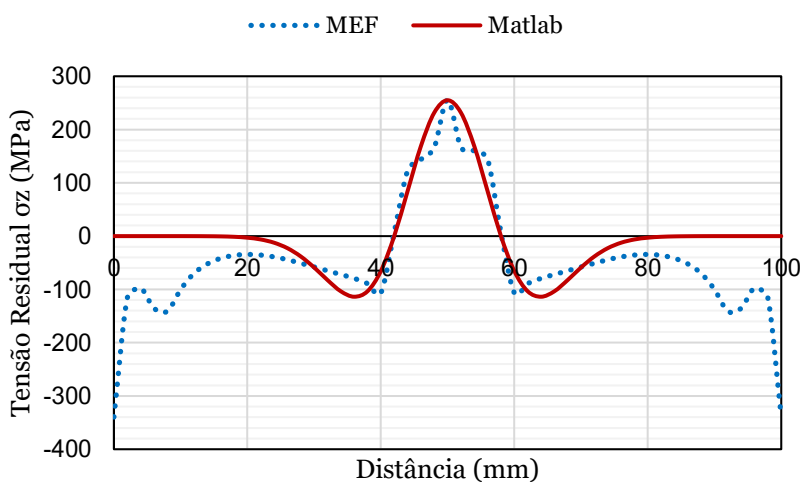
**Figura 62.** TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) em MPa na Soldadura MAG; (a) 6s; (b) 30s; (c) 48s; (d) 60s



**Figura 63.** Distribuição de TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para o tempo final MAG

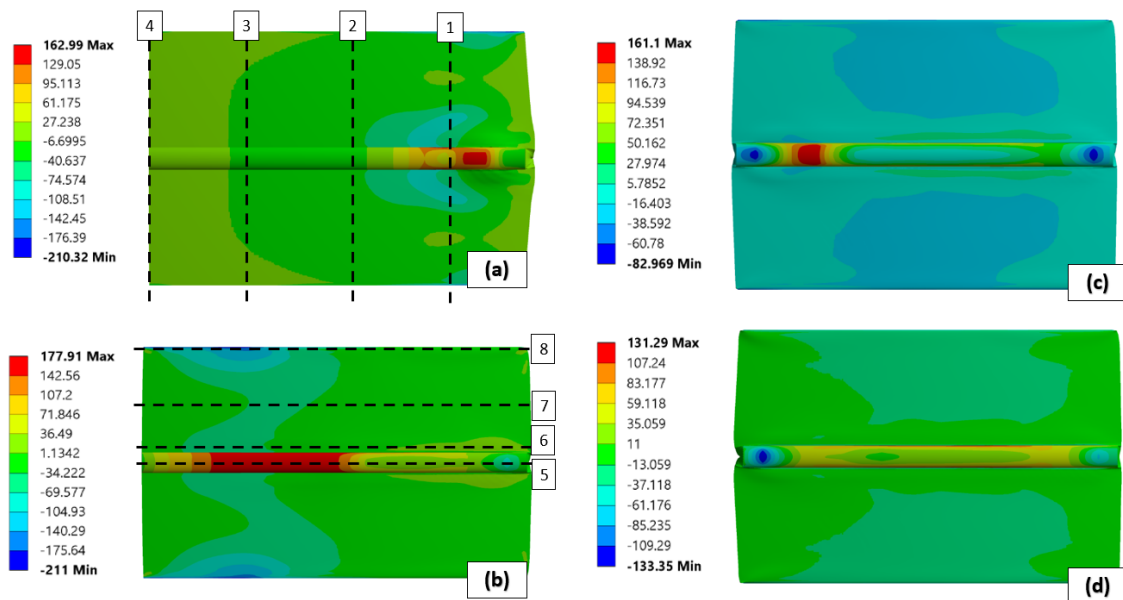
Conforme foi apresentado no **Referencial Teórico**, quanto mais tempo se arrefeceu determinado ponto, maior será o nível da tensão de tração. O caminho 1 que foi o primeiro a receber o aporte térmico apresenta um valor final máximo de tração de 255MPa e, assim, subsequentemente; (2) 70MPa; (3) 22,5MPa; (4) 1,3MPa.

Por fim, foi realizado uma comparação com a solução analítica de Masubuchi e Martin. A **Figura 64** apresenta os dois resultados, mostrando uma proximidade na região próxima ao cordão. Um fator importante é que, a avaliação foi feita em cima da principal zona de TR que, no caso, é correspondente ao caminho 1.



**Figura 64.** Comparação das TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para a solução analítica e numérica MAG

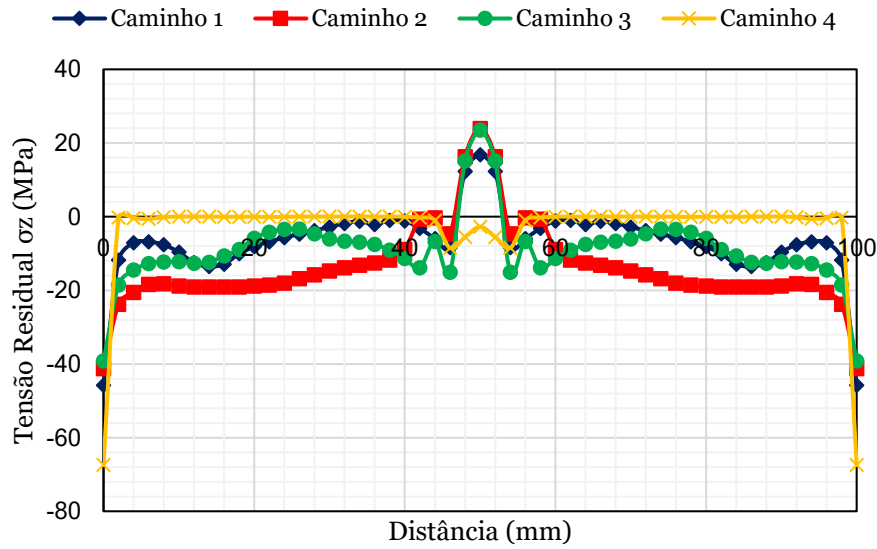
Para a soldadura TIG, a **Figura 65** mostra a evolução das TRs no mesmo espaço de tempo como visto anteriormente para a soldadura MAG. É observado alguns comportamentos semelhantes, todavia, a magnitude das tensões é menor quando comparado com o aço. É visto em uma primeira etapa (a) a formação das tensões de compressão em reação à deposição do metal fundido com um valor de -210MPa, já na situação posterior (b), o valor de tração aumenta seu módulo de 163MPa para 178MPa e na terceira etapa (c), já é possível visualizar uma zona verde próxima do cordão arrefecida, no qual as tensões já se instalaram após o arrefecimento. Por fim, em (d) a placa já apresenta seu perfil completamente distorcido e com uma distribuição de TR criadas ao longo do cordão.



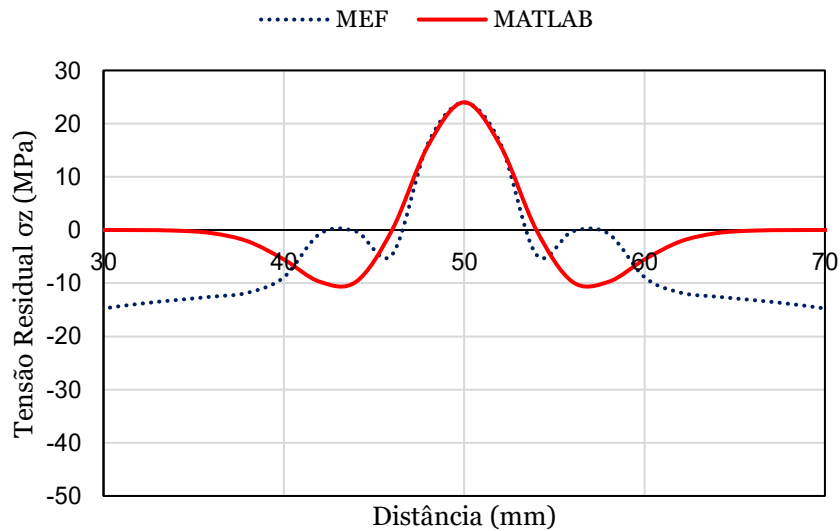
**Figura 65.** TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) em MPa na Soldadura TIG; (a) 6s; (b) 30s; (c) 48s; (d) 60s

De forma gráfica os resultados podem ser visualizados a partir da **Figura 66**, onde a região correspondente à zona de tração se limitou a uma pequena distância do cordão de soldadura. O valor máximo de TR de tração encontrado foi de, aproximadamente, 25MPa. Além disso, a **Figura 67** mostra a solução analítica comparando-a com o resultado numérico, onde é visto uma proximidade no centro e uma inversão do comportamento a partir dos 5mm.

O valor das tensões mais baixas para a liga de alumínio podem ser explicadas por alguns fatores sendo eles; (i) menor aporte térmico no processo de soldadura; (ii) taxas de condutibilidade altas (o que aumenta o arrefecimento); (iii) Maior ductilidade da liga de Al.



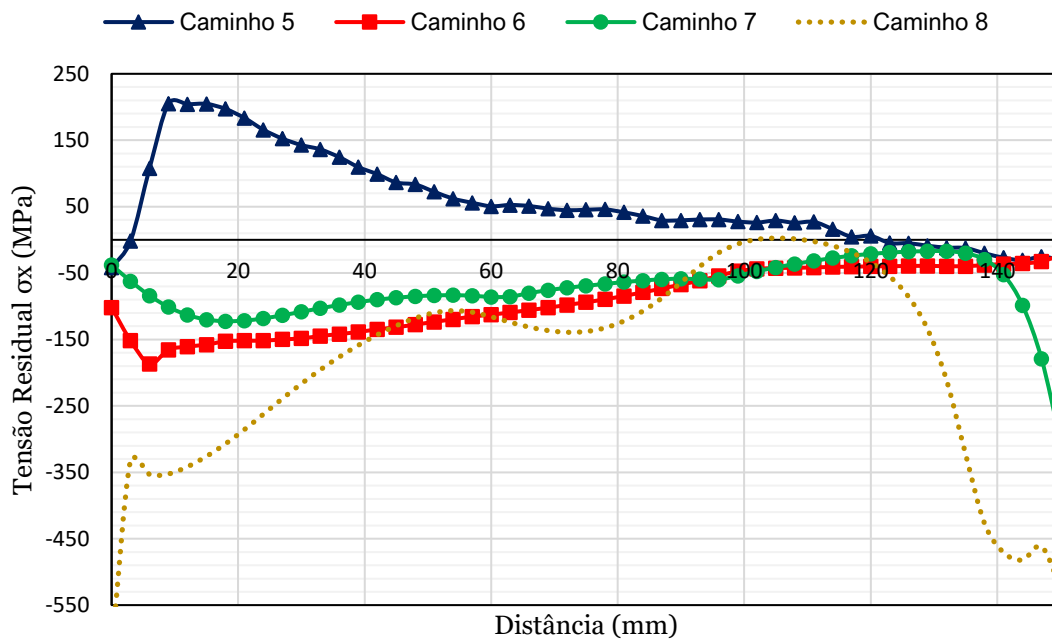
**Figura 66.** Distribuição de TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para o tempo final TIG



**Figura 67.** Comparação das TRs na direção longitudinal ( $\sigma_z$ ) para a solução analítica e numérica TIG

#### 4.2.2 TR pós-soldadura ( $\sigma_x$ )

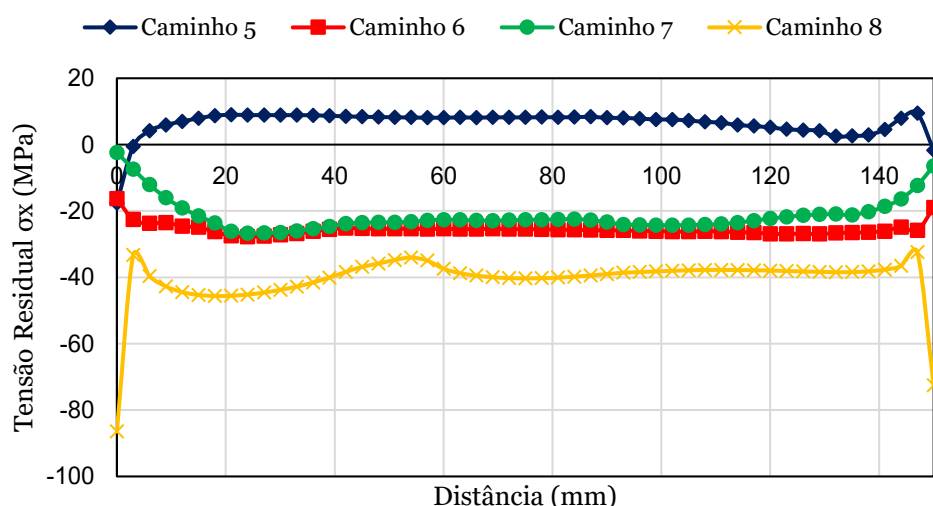
A distribuição de TR na direção transversal ( $\sigma_x$ ) para o processo MAG é apresentado conforme a **Figura 68**. O comportamento na direção transversal das tensões é diferente do que foi visto na direção longitudinal. No caminho 5 a forma da resposta é a típica encontrado na literatura, com zonas de compressão no início e fim da soldadura e uma extensa área de tração na região central. Todavia, o valor encontrado nos primeiros 20mm é muito superior ao visualizado no restante do caminho, isto pode ser explicado devido à origem do começo do aporte térmico, no qual geralmente se introduz uma maior quantidade de energia até o arco elétrico estabilizar. Os outros caminhos 6,7 e 8 não apresentaram valor de tração.



**Figura 68.** Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) na direção X-X para os diferentes caminhos - MAG

Para a liga de Al, o comportamento para o caminho 5 é similar ao visto na soldadura MAG, extremidades com tensões negativas, e ao meio tensões positivas. Além disso, os caminhos 6, 7 e 8 também não apresentaram zonas de tração, conforme visto na **Figura 69**.





**Figura 69.** Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) na direção X-X para os diferentes caminhos - TIG

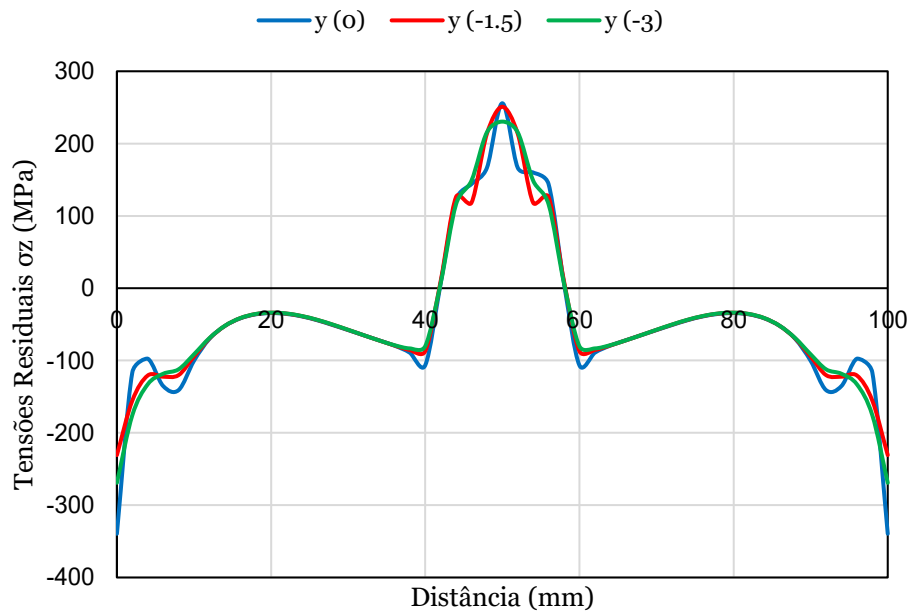
Como última análise de TR, a próxima secção apresenta a avaliação das TR ao longo da espessura da placa, com o objetivo de posteriormente comparar com o tratamento de granalhagem.

### 4.2.3 TR pós-soldadura (Caminho 5 e 9)

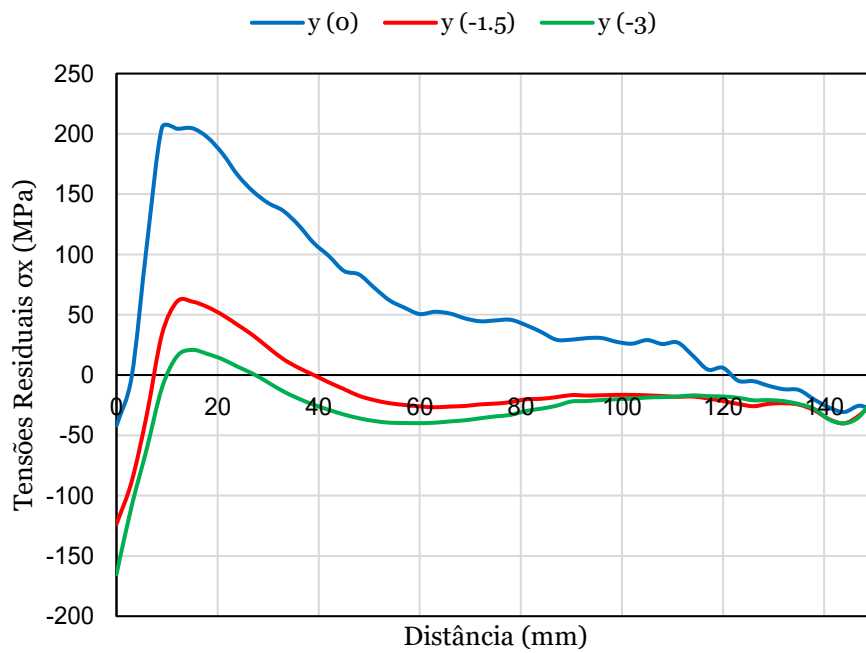
A **Figura 70** mostra que para as tensões  $\sigma_z$  no aço pelo caminho 9, a profundidade pouco influenciou no valor, isto talvez seja atribuído à baixa espessura da placa e a total penetração da soldadura durante a análise.

No caso das tensões  $\sigma_x$  (**Figura 71**) no caminho 5, a profundidade apresentou certa relevância mostrando que, conforme se aumenta a profundidade, maior o nível de tensões de compressão. O que, na prática, faz sentido, pelo facto de o aporte térmico ser maior na superfície do que na parte inferior.

Para a situação da soldadura TIG, as tensões  $\sigma_z$  no caminho 9 apresentaram uma certa diferença na zona a tração, tanto em intensidade quanto na forma do comportamento, no qual podem ser vistos por meio da **Figura 72**. Já as tensões  $\sigma_x$  pelo caminho 5, apresentam o mesmo padrão de comportamento visto pela situação da soldadura MAG **Figura 73**.



**Figura 70.** Resultado para as Tensões ( $\sigma_z$ ) para os diferentes caminhos - MAG



**Figura 71.** Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) para os diferentes caminhos - MAG

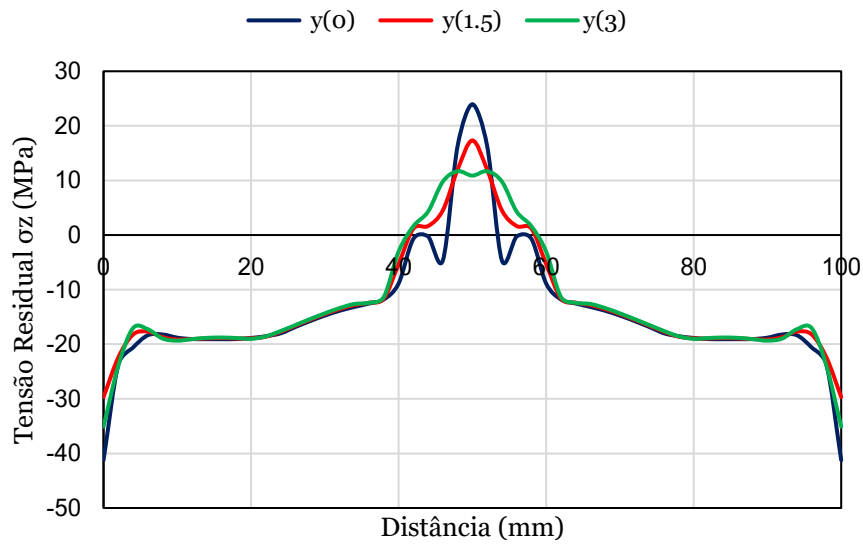


Figura 72. Resultado para as Tensões ( $\sigma_z$ ) para os diferentes caminhos - TIG

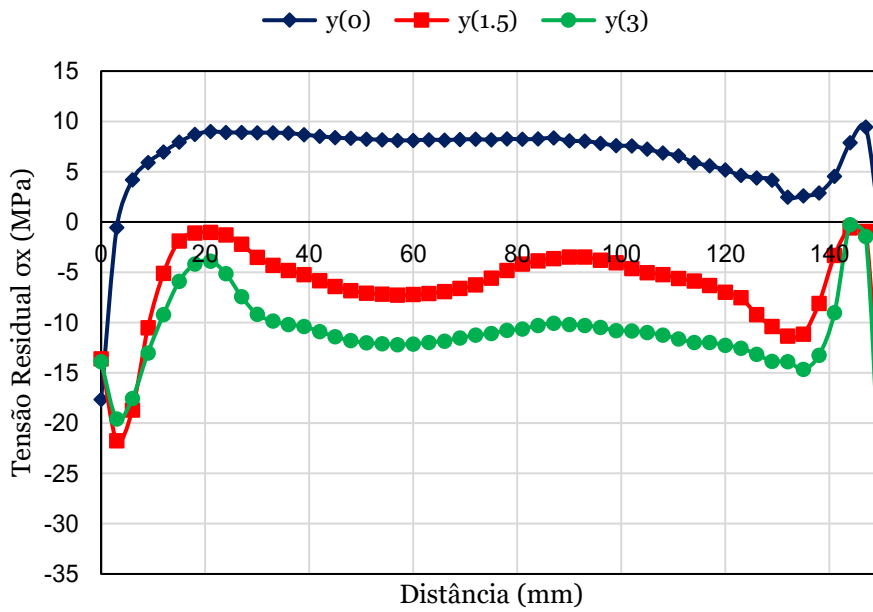


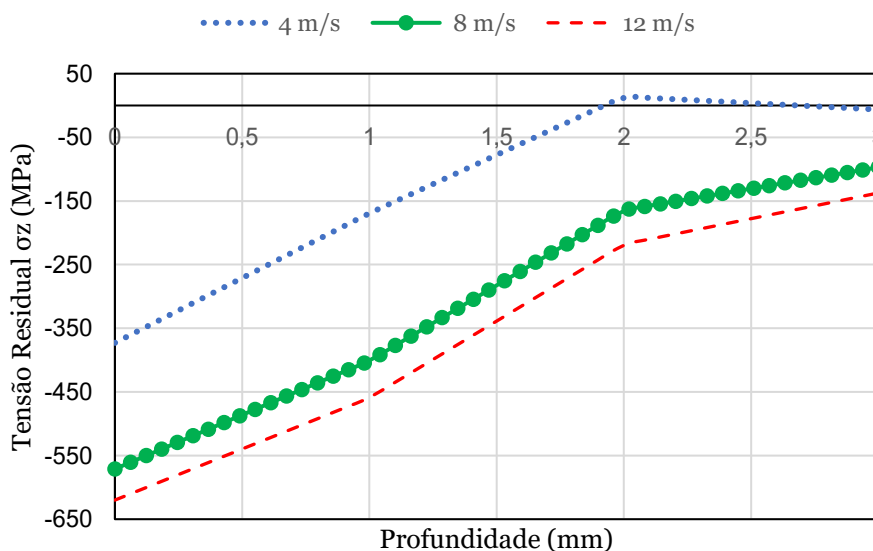
Figura 73. Resultado para as Tensões ( $\sigma_x$ ) para os diferentes caminhos - TIG

Feito esta última análise de TR pós-soldadura, a próxima secção tem a finalidade mostrar os resultados numéricos do tratamento de *shot-peening*, assim como seu alívio nas TR apresentadas neste capítulo.

## 4.3 Resultados Dinâmicos

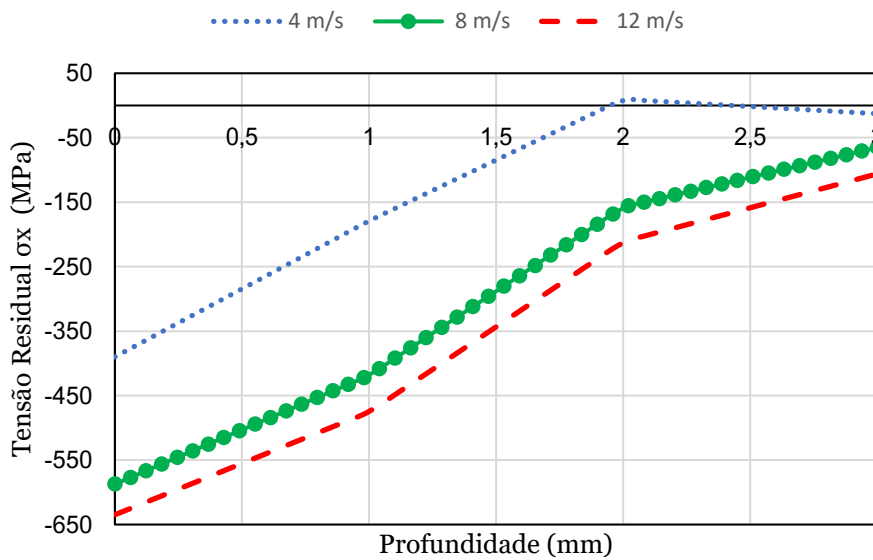
### 4.3.1 TR *Shot-Peening* (Caminho 9)

Para avaliar o tratamento por *shot-peening* foi realizado o estudo das tensões de compressão causadas pelo impacto da granalha na superfície da junta soldada. A **Figura 74** mostra a variação das TR na direção  $\sigma_z$  em MPa para diferentes velocidades, estudando o seu efeito ao longo da espessura da placa de aço (caminho 9). É possível perceber que, o jateamento com a velocidade 4m/s foi eficaz somente na superfície, deixando a parte inferior ainda com tensões de tração. Enquanto isso, as velocidades de 8m/s e 12m/s já mostram uma efetividade maior ao longo da profundidade, criando em sua totalidade tensões de compressão, variando de -600MPa a -100MPa.



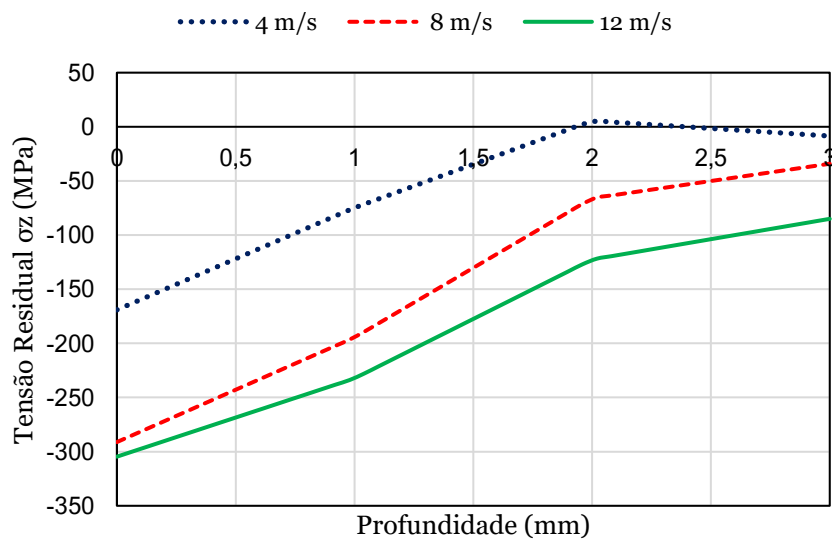
**Figura 74.** Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) ao longo da profundidade para o *shot-peening* - Aço

Já para a direção  $\sigma_x$  (**Figura 75**), ainda na situação do aço, o comportamento é similar, variando apenas algumas décimas. Os valores de tensão de compressão encontrados nas velocidades de 8m/s e 12m/s estão na faixa de -635MPa a -65MPa.



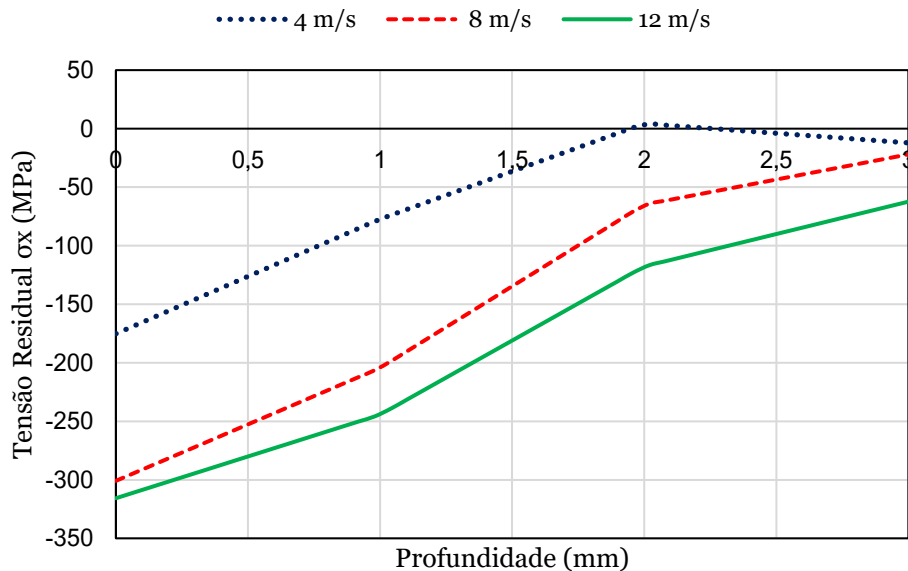
**Figura 75.** Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) ao longo da profundidade para o shot-peening - Aço

Para a liga de Al, o comportamento do tratamento de granalha é similar ao visto anteriormente no aço com somente uma diferença, a intensidade das tensões geradas. Conforme a **Figura 76**, é possível visualizar a variação das TR na direção  $\sigma_z$  em MPa, no qual, novamente, é observado que um tratamento mais efetivo a criar zonas totalmente de compressão ocorre a partir de velocidades superiores a 8 m/s.



**Figura 76.** Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) ao longo da profundidade para o shot-peening - Alumínio

Na situação corresponde a direção  $\sigma_x$  (**Figura 77**), o impacto a 4m/s já chega a criar em quase sua totalidade zonas de compressão, entretanto novamente se torna efetivo somente a partir dos 8m/s.



**Figura 77.** Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) ao longo da profundidade para o shot-peening - Alumínio

#### 4.3.2 TR Shot-Peening ( $\sigma_z, \sigma_x$ )

De forma mais quantitativa, foi avaliado o efeito do *shot-peening* através do caminho 1 (meio do cordão ao bordo) para a direção  $\sigma_z$  e do caminho 6 para a direção  $\sigma_x$ .

A **Figura 78** mostra o resultado do impacto causado em  $\sigma_z$  para o aço, observando que uma maior a velocidade de colisão aumenta a influência da compressão ao longo do caminho, visto uma magnitude de até quase -600MPa.

Para o alumínio a forma do comportamento foi similar, mostrando uma intensidade máxima de compressão de quase -300MPa (o que corresponde a metade do aço) de acordo com a **Figura 79**.

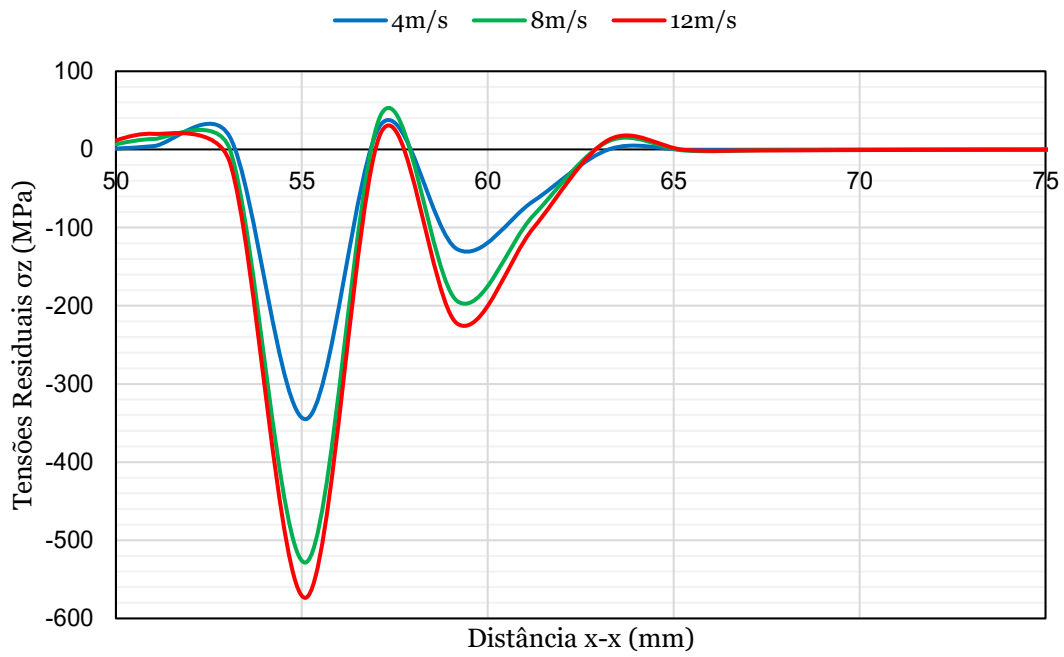


Figura 78. Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) no caminho 1 para o *shot-peening* - Aço

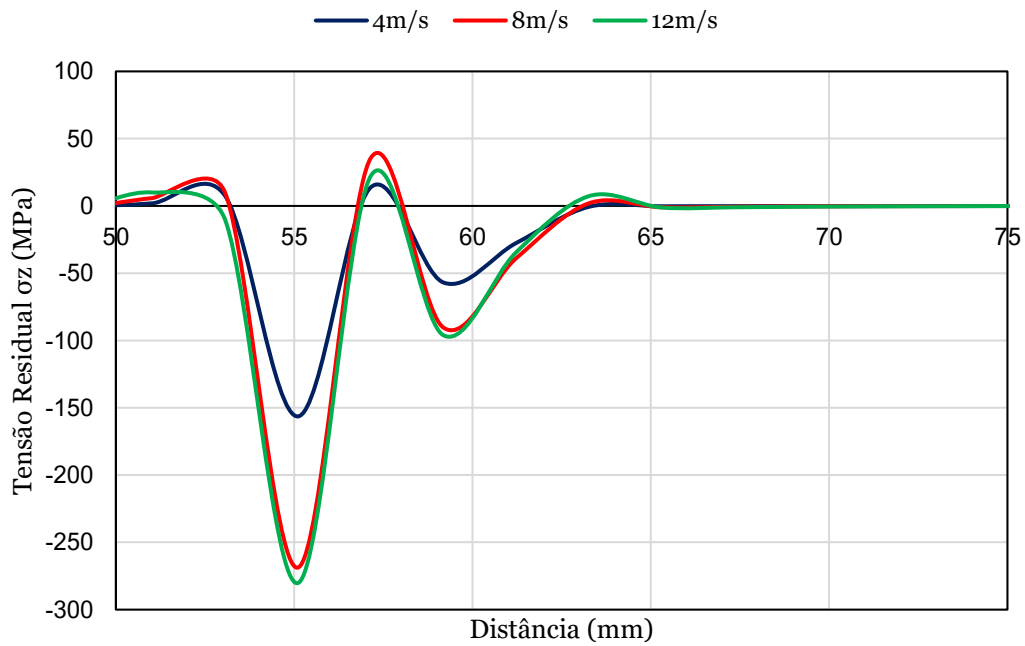
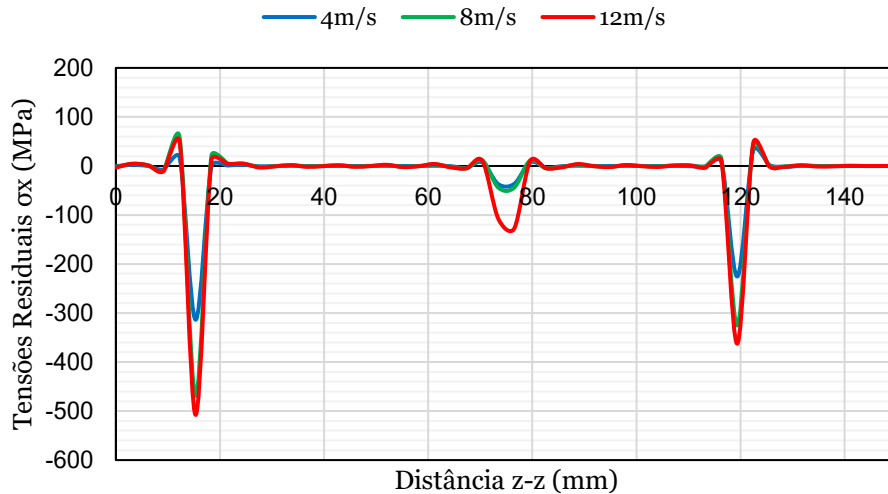


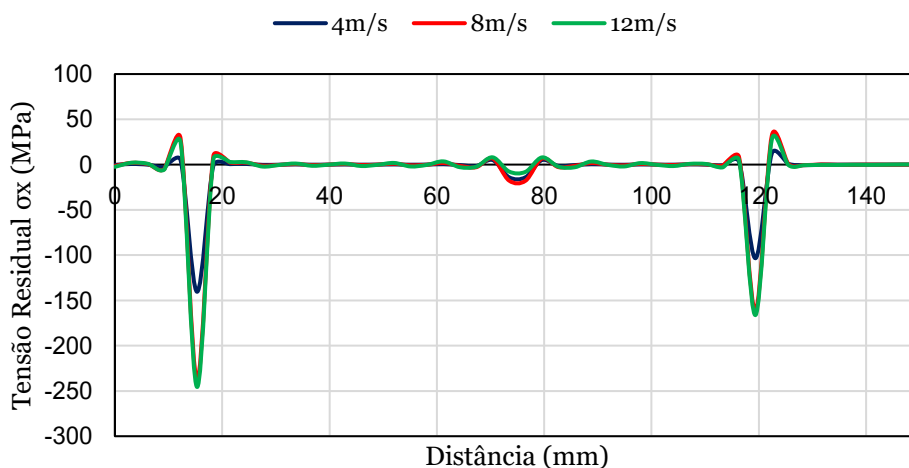
Figura 79. Resultado para as TRs ( $\sigma_z$ ) no caminho 1 para o *shot-peening* - Alumínio

Para as TR  $\sigma_x$  no aço, a variação chegou até o valor dos -500MPa. Na **Figura 80** é possível visualizar exatamente as distâncias onde os disparos foram simulados, no qual são os pontos relacionados a 5, 75 e 120mm, indicados pelas zonas de maior compressão.



**Figura 80.** Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) no caminho 6 o *shot-peening* - Aço

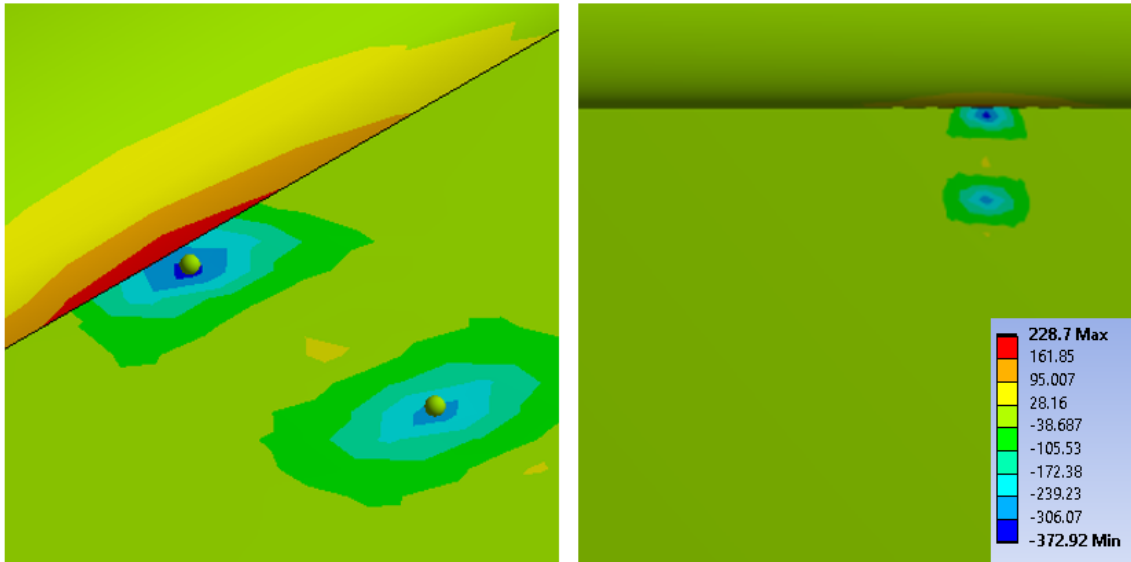
Os resultados para o alumínio são apresentados de acordo com a **Figura 81**, onde é possível visualizar zonas de compressão de, até -250MPa, e uma certa similaridade com o comportamento do aço, exceto pela posição a meio de 75mm, onde a velocidade do impacto causou pouca influência.



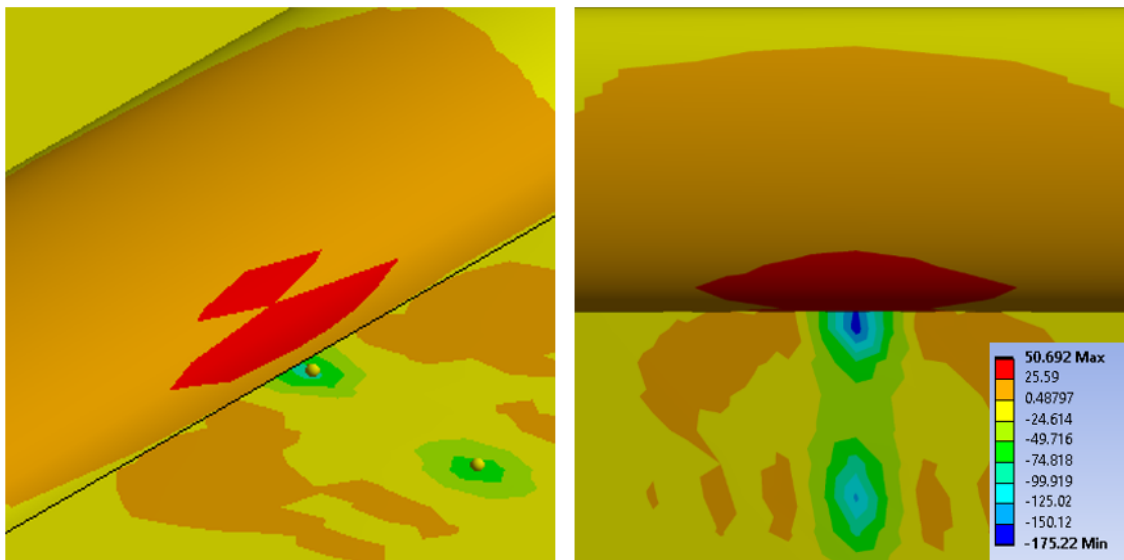
**Figura 81.** Resultado para as TRs ( $\sigma_x$ ) no caminho 6 o *shot-peening* - Alumínio



A **Figura 82** ilustra o resultado do *shot-peening* para a velocidade de 4m/s para o aço na direção  $\sigma_z$ , enquanto a **Figura 83** mostra o resultado para o alumínio a velocidade de 4m/s para a direção  $\sigma_x$ , com o objetivo de mostrar a distribuição para ambas as ligas.



**Figura 82.** Imagens da Simulação a 4m/s para as TRs ( $\sigma_z$ ) em detalhe para o aço em MPa



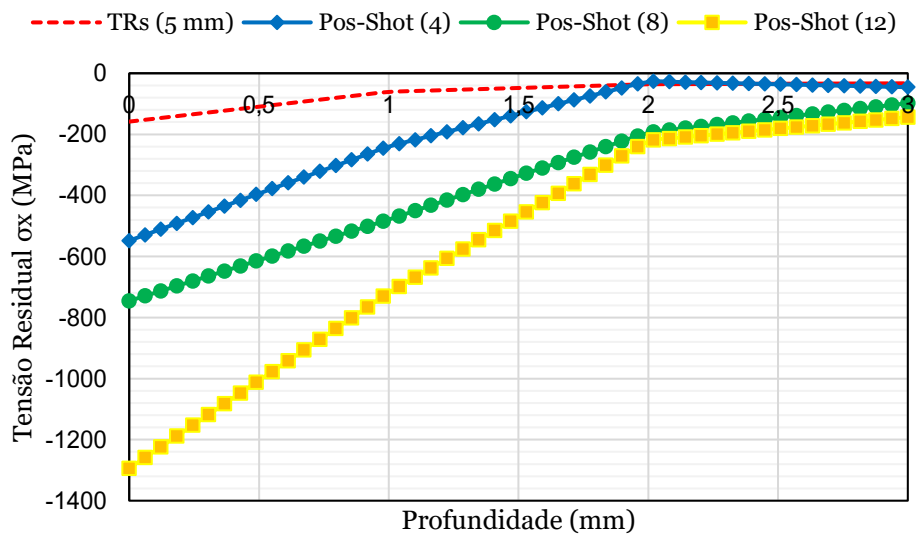
**Figura 83.** Imagens da Simulação a 4m/s para as TRs ( $\sigma_x$ ) em detalhe para a liga de Alumínio em MPa

### 4.3.3 Alívio de Tensões

Como última etapa, foi verificado o alívio de tensões causadas pelo jateamento nas zonas de tração da soldadura. Da mesma forma, como foi avaliado o *shot-peening* (por profundidade e caminho) o estudo do tratamento seguiu o mesmo procedimento.

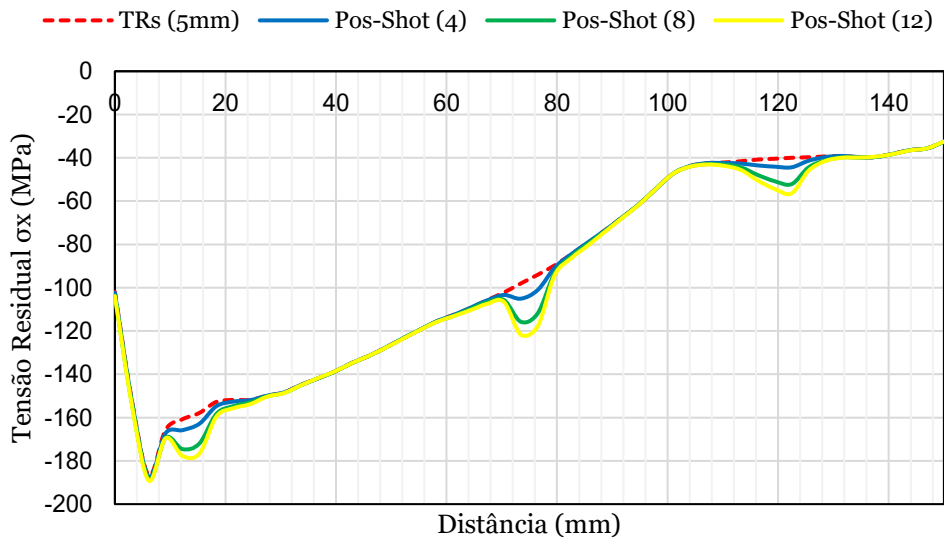
A **Figura 84** exibe a resposta gráfica das TR de soldadura em relação a  $\sigma_x$  antes e após o tratamento superficial para o caminho 9 no aço. Como observado, a TR na direção  $\sigma_x$  não apresenta o comportamento de tração, mostrando somente zonas de compressão.

Entretanto, os valores caminham próximo a zero e de certa forma aumentar a intensidade desses valores de forma negativa é interessante para o tratamento. Com isto, é observado que a partir de 8m/s, o jateamento apresenta uma maior efetividade ao longo de toda profundidade, sendo o de 12m/s, a velocidade mais intensa da simulação.



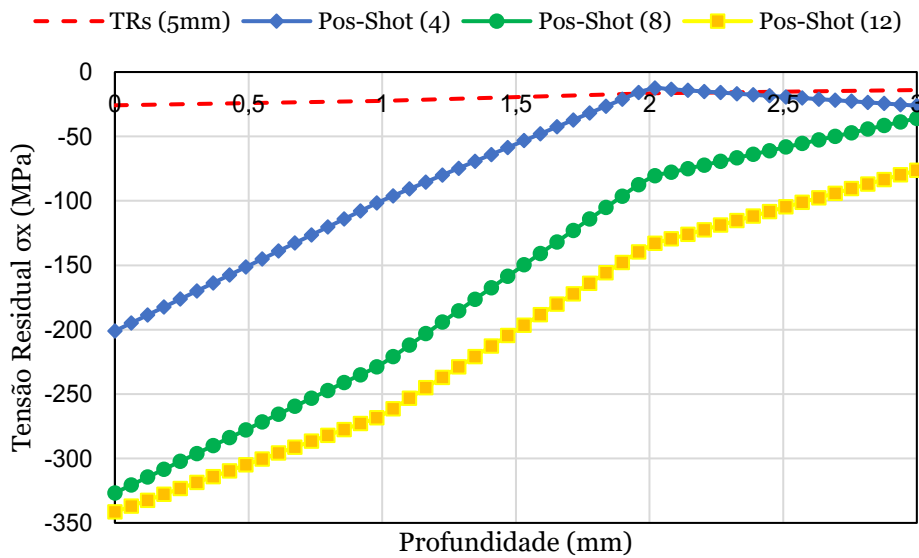
**Figura 84.** Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o *shot-peening* no caminho 9 – Aço

A **Figura 85** ilustra o alívio de tensões para o caminho 6 na placa de aço. É visto que as regiões que sofreram o impacto aumentaram o seu valor de compressão, sendo para 4m/s (em torno de -10MPa), 8m/s (em torno de -20MPa) e para 12m/s (em torno de -30MPa).



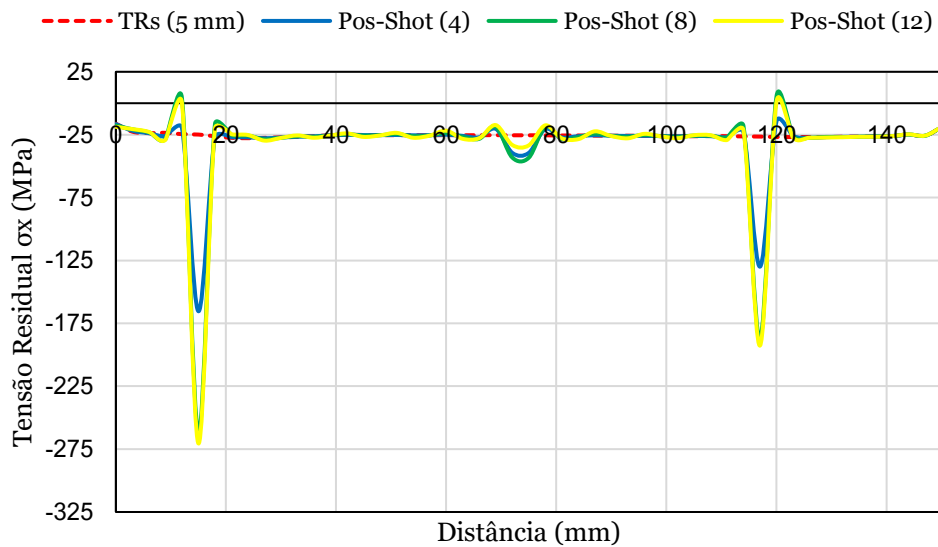
**Figura 85.** Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o *shot-peening* no caminho 6 – Aço

Para a liga de alumínio, também é visualizado que o alívio de tensões apresenta melhor resultado ao longo da profundidade com velocidades superiores a 8m/s como pode ser visto através da **Figura 86**. Contudo, preferencialmente a velocidade de 12m/s cria zonas de compressão ao longo de toda da espessura.



**Figura 86.** Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o *shot-peening* no caminho 9– Liga de Al

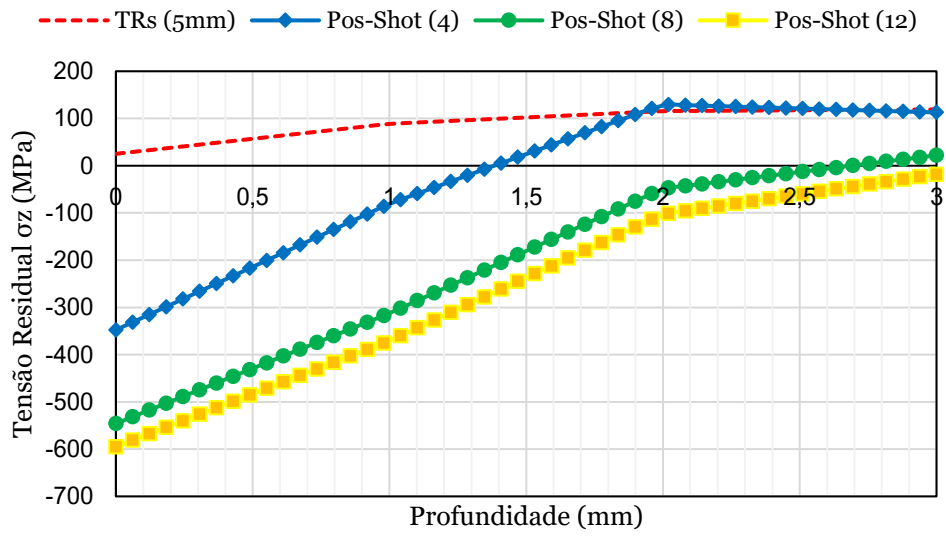
Ao longo do caminho 6 para o Al, os valores das TR são da ordem de -25MPa até -275MPa, com a maior magnitude de impacto na superfície. Além disso, a zona central correspondente a 75mm não apresentou o mesmo valor em compressão devido ao caminho criado na análise que culminou em uma área adjacente ao impacto da esfera. Todavia, para ambos os casos, se o tratamento for homogêneo ao longo do material é possível uniformizar os valores de compressão.



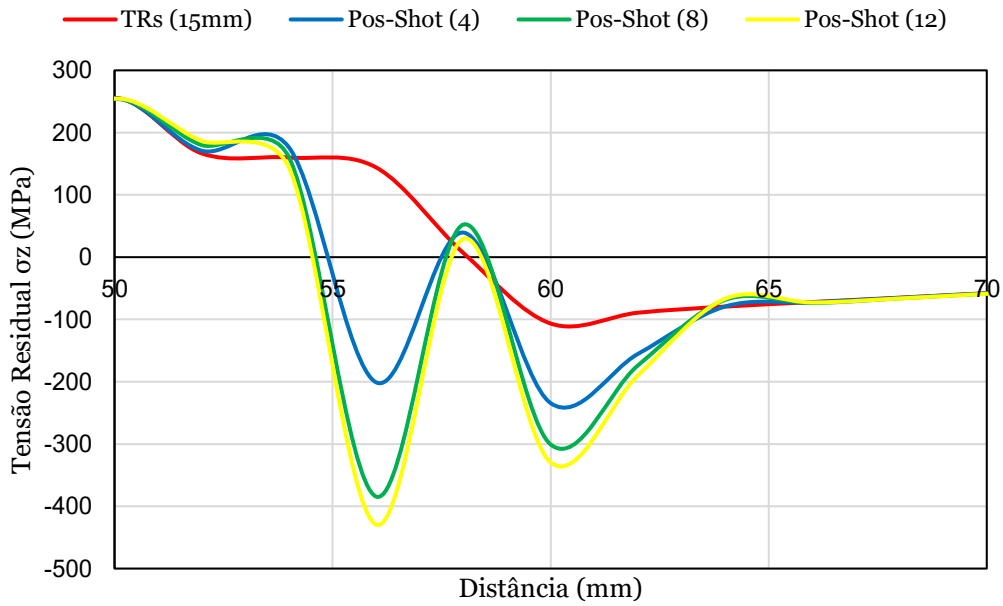
**Figura 87.** Resultado para as TR ( $\sigma_x$ ) antes e pós o *shot-peening* no caminho 6– Liga de Al

As tensões  $\sigma_z$  no caminho 9 correspondentes ao aço são apresentados na **Figura 88**. É visto que as zonas que apresentavam antes o comportamento à tração (mais precisamente na superfície) demonstraram uma boa resposta após o tratamento, isto fica mais claro ao observar-se a **Figura 89** que mostra a melhoria do tratamento ao longo do caminho 1.

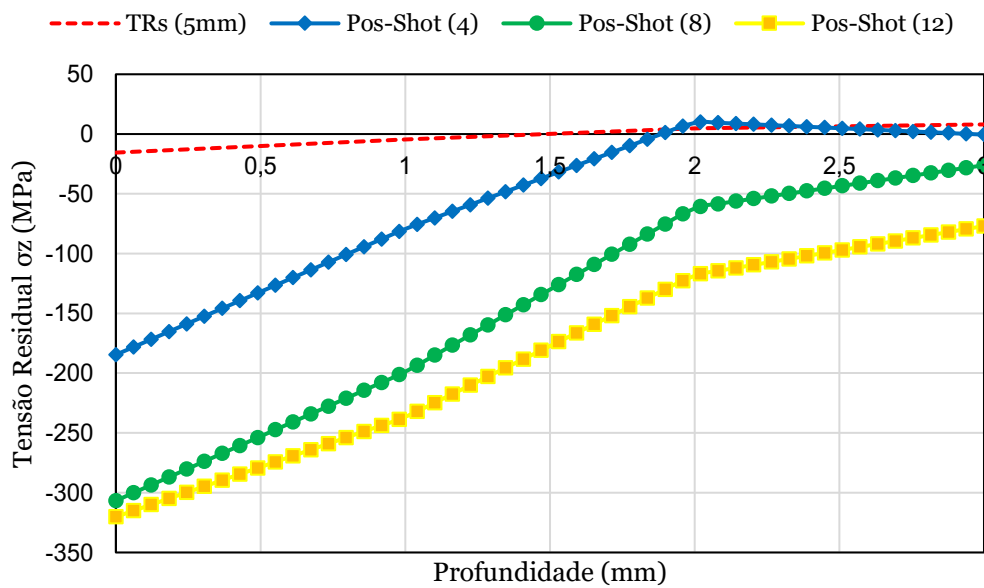
Para a liga de Al, o resultado ao longo do caminho 9 relativamente à tensão  $\sigma_z$  é mostrado na **Figura 90** e ao longo do caminho 1 na **Figura 91**. O alívio devido ao tratamento apresenta uma resposta gráfica similar ao do aço, com variações somente na intensidade dos resultados que mostram valores de compressão pós-tratamento de até -350MPa, conforme se aumenta a velocidade.



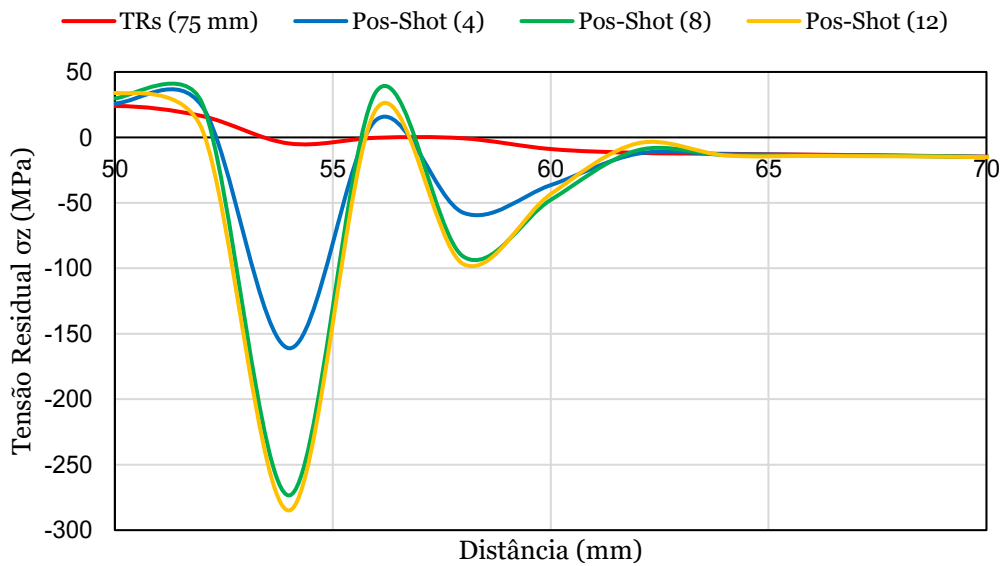
**Figura 88.** Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o *shot-peening* ao longo da profundidade – Aço



**Figura 89.** Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o *shot-peening* ao longo do caminho – Aço



**Figura 90.** Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o *shot-peening* ao longo da profundidade – Liga de Al



**Figura 91.** Resultado para as TR ( $\sigma_z$ ) antes e pós o *shot-peening* ao longo do caminho – Liga de Al

Com isso, o próximo subtópico do trabalho têm como objetivo discutir os erros dos diferentes métodos propostos nesta dissertação de mestrado.

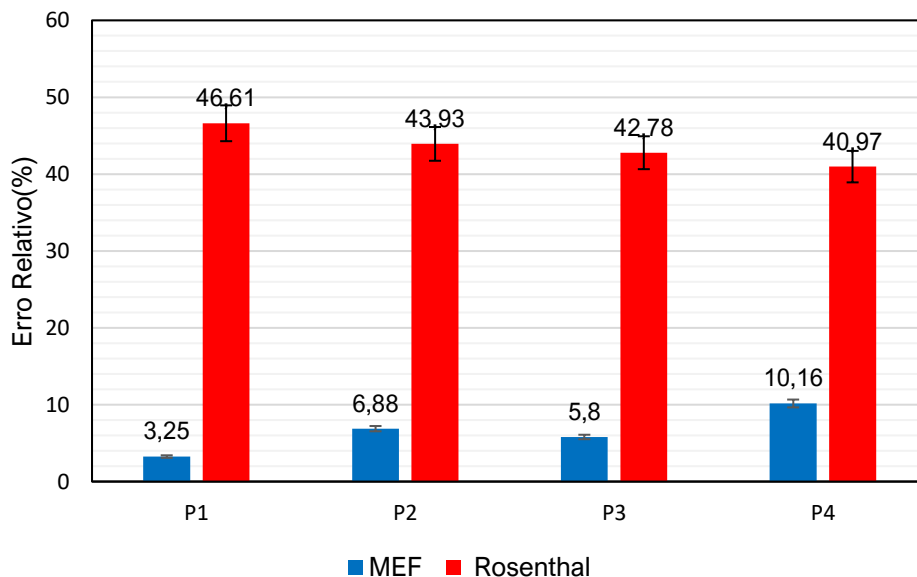
## 4.4 Métodos Comparativos

Como objetivo de comparar o método numérico com os métodos analíticos propostos neste trabalho, foi utilizado a Equação (48) para a avaliação do erro relativo.

$$E_r(\%) = \frac{|X_i - X_v|}{X_v} \times 100 \quad (48)$$

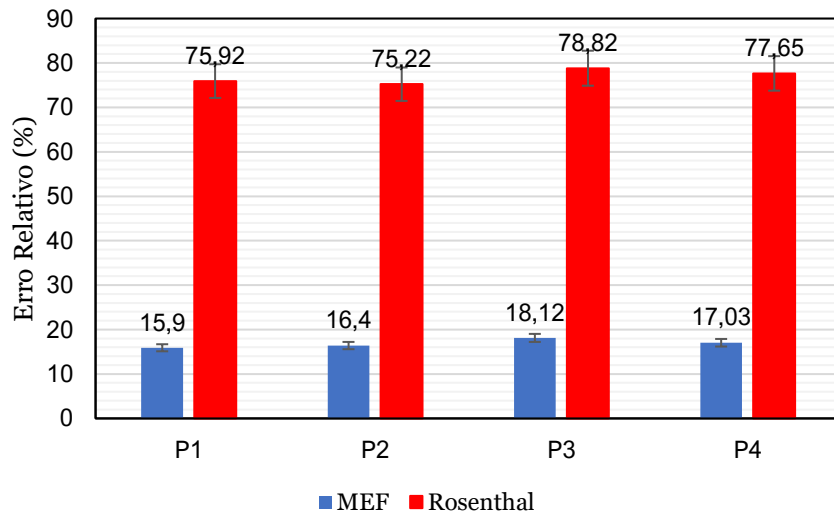
Onde,  $X_i$  corresponde ao valor medido e  $X_v$  ao valor exato. O primeiro resultado a ser comparado são os resultados térmicos correspondente aos pontos P1, P2, P3 e P4, onde se optou por utilizar a função adaptativa como resultado exato (devido à sua validação experimental com erros inferiores a 3% no trabalho de Nasiri e Enzinger [13]).

Na **Figura 92**, temos a comparação do MEF e da equação de Rosenthal relativamente à função adaptativa para a soldadura MAG. É visto que o MEF apresentou os menores erros para os pontos P1 e P3, que correspondem à superfície do metal base, entretanto, apesar dos valores de P2 e P4 serem ligeiramente superiores, os valores se encontram, em média, abaixo dos 10%. No caso da solução de Rosenthal, o valor do erro ficou entre os 40 e 46%.



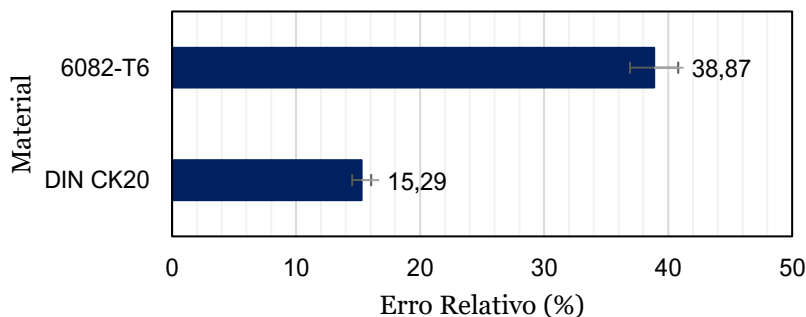
**Figura 92.** Erro Relativo do MEF e Rosenthal com relação a função adaptativa - MAG

Para a soldadura TIG, os resultados estão apresentados de acordo com a **Figura 93** em que para a liga de alumínio os erros são superiores ao do aço (um acréscimo ente 6~13%) de acordo com os pontos. Os pontos que apresentaram os menores erros para o MEF foram P1 e P2. Além disto, é visto que a equação de Rosenthal aumentou seu valor global do erro quando comparado com o aço, sendo 75% no TIG.



**Figura 93.** Erro Relativo do MEF e Rosenthal com relação a função adaptativa - TIG

Com relação aos resultados das TR na direção  $\sigma_z$  pós-soldadura, optou-se por utilizar a solução numérica como valor exato, isto porque, no *software* foram introduzidas propriedades mecânicas consoantes a variação de temperatura, retirados de ensaios experimentais e normas europeias de dimensionamento de estruturas.



**Figura 94.** Erro Relativo entre as ligas para a zona de tração das TRs pós-soldadura



A **Figura 94** mostra o erro relativo entre os métodos, sendo que, para a liga DINCK20 foi encontrado um valor de 15,29% e para a liga Al6082-T6, 38,87%.

Com estes resultados foi possível perceber que, praticamente todos os casos em estudo que se tratava do processo de soldadura MAG e envolviam a liga de aço, o erro associado foi menor quando comparado a TIG. Contudo, apesar de os erros serem superiores para a liga de alumínio, algumas informações relativas à sua evolução térmica e distribuição de TR ainda podem ser interessantes para determinadas aplicações.

Com isso é finalizado o capítulo de Resultados e Discussões, ficando apenas ao fim as respectivas conclusões, sugestões de trabalhos futuros, referências bibliográficas e os anexos.

## 5. Conclusões

### 5.1 Conclusões

Com esta dissertação de mestrado foi possível atingir os objetivos propostos, sendo eles, (i) Realização do estudo numérico de tratamento de *shot-peening* numa peça soldada; (ii) Comparações analíticas nas simulações térmicas e estruturais.

Como principais conclusões do trabalho relativamente ao estudo térmico:

- A ferramenta *ACT Moving Heat Source* mostrou-se eficaz e com um tempo relativamente baixo de cálculo, podendo se verificar sua viabilidade através da comparação de 4 pontos próximo da linha de fusão com a solução analítica da função adaptativa que, por sua vez, já foi validada experimentalmente [13];
- As simulações térmicas também apresentaram resultados muito próximos com a realidade em relação às transformações metalúrgicas das ligas. Para além disso, foi verificado um menor erro quando se pretende analisar pontos sobre a superfície da peça, onde P1 e P3 apresentaram menores erros do que os pontos na parte inferior da peça (P2 e P4).
- De forma geral, o método de elementos finitos aplicado à simulação dos processos de soldadura MAG e TIG, permitiu observar menor valor de erro no caso da simulação que envolvia o aço (erro entre 3~10% nos pontos P1,P2,P3 e P4) do que no caso da liga de Al (erro entre 15~18% nos mesmos pontos).
- Analiticamente, a solução matemática de Rosenthal não mostrou ser um bom método comparativo, apesar de ser um dos recursos clássicos na literatura, soluções recentes como a apresentada nesta dissertação (função adaptativa) apresentaram melhores resultados.

Como principais conclusões do trabalho relativamente ao estudo estrutural pós-soldadura;

- Foi verificado que o valor das TR pós-soldadura apresentaram menor intensidade na liga de alumínio quando comparada com o aço, além disso, a tensão  $\sigma_x$  apresentou variação ao longo da profundidade para ambos os materiais;
- Para a tensão  $\sigma_z$ , praticamente não se verificou nenhuma variação em profundidade para o aço, contudo, para o alumínio foi observada uma variação significativa;
- De forma geral, as tensões  $\sigma_z$  foram as mais preocupantes nos dois processos de soldadura, visto que apresentavam sempre valores de tração na região próxima ao cordão de soldadura;
- Nos resultados comparativos entre os métodos analíticos e experimental, o estudo correspondente ao aço apresentou menor diferença (15,29%) do que na liga de alumínio (38,87%).

Como principais conclusões do trabalho relativamente ao estudo dinâmico de *shot-peening*;

- A distribuição das TR tanto para a profundidade quanto ao longo dos caminhos, apresentou respostas similares em ambas as ligas, variando-se somente a intensidade;
- A liga de Alumínio apresentou menores níveis de tensão de compressão quando comparado o aço, para as mesmas velocidades de tratamento;
- No *shot-peening* foi possível perceber a influência da velocidade nas TR, sendo a mais efetiva em ambas as ligas e direções analisadas o valor de 12m/s, que consegue garantir da superfície até a parte inferior zonas compressivas.

De forma resumida, o *shot-peening* é uma solução eficaz para tratar as TR de tração em peças soldadas, tanto em ligas de aço quanto alumínio.

## 5.2 Trabalhos Futuros

Como sugestão de estudos futuros, é possível pontuar alguns tópicos que enriqueceriam o conteúdo da presente dissertação de mestrado, sendo elas:

- Comparação experimental para as simulações térmicas, utilizando instrumentos como termopares e termômetros infravermelhos;
- Comparação experimental para mensurar as TR, utilizando métodos como raio-x e *hole-drilling* por exemplo.
- Análise de microdureza, para comparar tanto o nível de TR como as transformações metalúrgicas envolvidas no processo;
- Simulação de elementos finitos que envolvam refinamentos mais fino e uma quantidade de elementos superior, para aproximar cada vez mais os resultados aos vistos em casos reais;
- Métodos analíticos que envolvam o fenômeno de convecção térmica incluídos em seu modelo matemático, assim como, propriedades dos materiais em função da temperatura;
- Simulações de granalhagem que envolva um maior número de esferas, para análise homogênea da distribuição de TR pós *shot-peening* em toda a peça;
- Estudo e avaliação do tratamento de *shot-peening* em diferentes ligas soldadas, como aço inox, INCONEL, dentro outros.
- Variação de posição, forma e tipo de soldadura, de forma a averiguar a utilização da ferramenta *Moving Heat Source* para outros tipos de caso.

## Referências bibliográficas

- [1] P. Kumar and A. N. Sinha, “Studies of temperature distribution for laser welding of dissimilar thin sheets through finite element method,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 40, no. 9, 2018.
- [2] T. Bajpei, H. Chelladurai, and M. Z. Ansari, “Numerical Investigation of Transient Temperature and Residual Stresses in Thin Dissimilar Aluminium Alloy Plates,” *Procedia Manuf.*, vol. 5, pp. 558–567, 2016.
- [3] S. Zuo *et al.*, “Numerical simulation and experimental research on temperature distribution of fillet welds,” *Materials (Basel)*., vol. 13, no. 5, 2020.
- [4] J. Winczek, “Modeling of temperature field during multi-pass gmaw surfacing or rebuilding of steel elements taking into account the heat of the deposit metal,” *Appl. Sci.*, vol. 7, no. 1, 2017.
- [5] T. Kik and J. Górka, “Numerical simulations of laser and hybrid S700MC T-joint welding,” *Materials (Basel)*., vol. 12, no. 3, 2019.
- [6] Z. Feng, *Processes and mechanisms of welding residual stress and distortion*. Elsevier, 2005.
- [7] D. Rosenthal, “The theory of moving sources of heat and its application of metal treatments,” *Trans. ASME*, vol. 68, pp. 849–866, 1946.
- [8] T. W. Eagar and N. S. Tsai, “Temperature Fields Produced By Traveling Distributed Heat Sources,” *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 62, no. 12, pp. 346–355, 1983.
- [9] R. Komanduri and Z. B. Hou, “Thermal analysis of the arc welding process: Part I. General solutions,” *Metall. Mater. Trans. B Process Metall. Mater. Process. Sci.*, vol. 31, no. 6, pp. 1353–1370, 2000.
- [10] N. T. Nguyen, A. Ohta, K. Matsuoka, N. Suzuki, and Y. Maeda, “Analytical Solutions for Transient Temperature of Semi-Infinite Body Subjected to 3-D Moving Heat Sources,” *Weld. J. (Miami, Fla)*, vol. 78, no. 8, 1999.
- [11] E. Friedman, “Thermomechanical analysis of the welding process using the finite element method,” *J. Press. Vessel Technol. Trans. ASME*, vol. 97, no. 3, pp. 206–213, 1975.
- [12] J. Goldak, A. Chakravarti, and M. Bibby, “A new finite element model for welding heat sources,” *Metall. Trans. B*, vol. 15, no. 2, pp. 299–305, 1984.
- [13] M. B. Nasiri and N. Enzinger, “Powerful analytical solution to heat flow problem in welding,” *Int. J. Therm. Sci.*, vol. 135, no. August 2018, pp. 601–612, 2019.
- [14] A. Chiocca, F. Frenzo, and L. Bertini, “Evaluation of heat sources for the simulation of

- the temperature distribution in gas metal arc welded joints,” *Metals (Basel)*, vol. 9, no. 11, 2019.
- [15] Y. Balram and G. Rajyalakshmi, “Thermal fields and residual stresses analysis in TIG weldments of SS 316 and Monel 400 by numerical simulation and experimentation,” *Mater. Res. Express*, vol. 6, no. 8, 2019.
- [16] T. Bajpei, H. Chelladurai, and M. Z. Ansari, “Mitigation of residual stresses and distortions in thin aluminium alloy GMAW plates using different heat sink models,” *J. Manuf. Process.*, vol. 22, pp. 199–210, Apr. 2016.
- [17] R. Pamnani, G. K. Sharma, S. Mahadevan, T. Jayakumar, M. Vasudevan, and B. P. C. Rao, “Residual stress studies on arc welding joints of naval steel (DMR-249A),” *J. Manuf. Process.*, vol. 20, pp. 104–111, 2015.
- [18] A. Amudha, H. S. Nagaraja, and H. D. Shashikala, “Finite element analysis of thermal residual stresses in SS-309Mo and Inconel-625 multilayer weld deposition on low carbon steel,” *Int. J. Fatigue*, vol. 127, pp. 338–344, 2019.
- [19] Y. Liu, S. L. Lv, and W. Zhang, “Shot Peening Numerical Simulation of Aircraft Aluminum Alloy Structure,” *IOP Conf. Ser. Mater. Sci. Eng.*, vol. 322, no. 3, 2018.
- [20] H. Ullah, A. Rauf, B. Ullah, M. Rehan, and R. Muhammad, “Explicit dynamics simulation of shot peening process induced by various types of shots impacts,” *J. Brazilian Soc. Mech. Sci. Eng.*, vol. 40, no. 2, 2018.
- [21] M. Jebahi, A. Gakwaya, J. Lévesque, O. Mechri, and K. Ba, “Robust methodology to simulate real shot peening process using discrete-continuum coupling method,” *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 107, pp. 21–33, 2016.
- [22] X. Chen, “The declining value of subscription-based abstracting and indexing services in the new knowledge dissemination era,” *Ser. Rev.*, vol. 36, no. 2, pp. 79–85, 2010.
- [23] A. Paul-Hus, N. Desrochers, and R. Costas, “Characterization, description, and considerations for the use of funding acknowledgement data in Web of Science,” *Scientometrics*, vol. 108, no. 1, pp. 167–182, 2016.
- [24] A. W. S. (AWS), “Definiton of welding,” 2019. [Online]. Available: <https://www.aws.org/>. [Accessed: 04-Mar-2019].
- [25] D. Deng, H. Murakawa, and W. Liang, “Numerical simulation of welding distortion in large structures,” *Comput. Methods Appl. Mech. Eng.*, vol. 196, no. 45–48, pp. 4613–4627, 2007.
- [26] D. Deng and H. Murakawa, “Prediction of welding distortion and residual stress in a thin plate butt-welded joint,” *Comput. Mater. Sci.*, vol. 43, no. 2, pp. 353–365, 2008.
- [27] E. Wainer, S. D. Brandi, and F. D. H. de Mello, *Soldagem: processos e metalurgia*. Editora

- Blucher, 1992.
- [28] L. H. Guilherme, A. V. Benedetti, C. S. Fugivara, R. Magnabosco, and M. F. Oliveira, “Effect of MAG welding transfer mode on sigma phase precipitation and corrosion performance of 316L stainless steel multi-pass welds,” *J. Mater. Res. Technol.*, vol. 9, no. 5, pp. 10537–10549, 2020.
- [29] V. Vairamani, N. Mohan, Venkatesh, S. K. Karthikeyan, and M. Sakthivel, “Optimization and microstructure analysis of Corten steel joint in mag welding by post heat treatment,” *Mater. Today Proc.*, vol. 21, pp. 673–680, 2020.
- [30] A. S. of M. (ASM), “Welding, Brazing, and Soldering,” *Mech. Des.*, vol. 6, pp. 155–155, 1993.
- [31] ESAB Welding & Cutting Products, “Apostila de soldagem MIG/MAG,” 2006.
- [32] T. Lahtinen, P. Vilaça, and V. Infante, “Fatigue behavior of MAG welds of thermo-mechanically processed 700MC ultra high strength steel,” *Int. J. Fatigue*, vol. 126, no. November 2018, pp. 62–71, 2019.
- [33] X. L. Wang *et al.*, “Contribution of grain boundary misorientation to intragranular globular austenite reversion and resultant in grain refinement in a high-strength low-alloy steel,” *Mater. Charact.*, p. 110634, 2020.
- [34] M. Sen, M. Mukherjee, S. K. Singh, and T. K. Pal, “Effect of double-pulsed gas metal arc welding (DP-GMAW) process variables on microstructural constituents and hardness of low carbon steel weld deposits,” *J. Manuf. Process.*, vol. 31, pp. 424–439, 2018.
- [35] Y. Zhao, X. Shi, K. Yan, G. Wang, Z. Jia, and Y. He, “Effect of shielding gas on the metal transfer and weld morphology in pulsed current MAG welding of carbon steel,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 262, no. 2, pp. 382–391, 2018.
- [36] A. Bansal, M. Senthil Kumar, I. Shekhar, S. Chauhan, and S. Bhardwaj, “Effect of welding parameter on mechanical properties of TIG welded AA6061,” *Mater. Today Proc.*, no. xxxx, 2020.
- [37] P. Kumar, R. Kumar, A. Arif, and M. Veerababu, “Investigation of numerical modelling of TIG welding of austenitic stainless steel (304L),” *Mater. Today Proc.*, vol. 27, pp. 1636–1640, 2020.
- [38] L. Natrayan, R. Anand, and S. Santhosh Kumar, “Optimization of process parameters in TIG welding of AISI 4140 stainless steel using Taguchi technique,” *Mater. Today Proc.*, no. xxxx, 2020.
- [39] C. K. PADHEE, M. MASANTA, and A. K. MONDAL, “Feasibility of Al–TiC coating on AZ91 magnesium alloy by TIG alloying method for tribological application,” *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.)*, vol. 30, no. 6, pp. 1550–1559, 2020.

- [40] Y. C. Lei, W. X. Yu, C. H. Li, and X. N. Cheng, "Simulation on temperature field of TIG welding of copper without preheating," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China (English Ed.)*, vol. 16, no. 4, pp. 838–842, 2006.
- [41] S. Tamil Prabakaran, P. Sakthivel, M. Shanmugam, S. Satish, M. Muniyappan, and V. S. Shaisundaram, "Modelling and experimental validation of TIG welding of INCONEL 718," *Mater. Today Proc.*, no. xxxx, 2020.
- [42] N. K. Paraye, P. K. Ghosh, and S. Das, "Surface modification via in situ formation of titanium carbide in ferrous matrix through TIG arcing," *Mater. Lett.*, p. 128723, 2020.
- [43] ESAB, "Processo de Soldagem - TIG (GTAW)," *Centro de Conhecimento ESAB*, 2020.[Online].Available:[https://www.esab.com.br/br/pt/education/blog/processo\\_soldagem\\_tig\\_gtaw.cfm](https://www.esab.com.br/br/pt/education/blog/processo_soldagem_tig_gtaw.cfm). [Accessed: 28-Apr-2020].
- [44] M. Samiuddin, J. long Li, M. Taimoor, M. N. Siddiqui, S. U. Siddiqui, and J. tao Xiong, "Investigation on the process parameters of TIG-welded aluminum alloy through mechanical and microstructural characterization," *Def. Technol.*, no. xxxx, 2020.
- [45] R. W. Messler Jr, *Principles of welding: processes, physics, chemistry, and metallurgy*. John Wiley & Sons, 2008.
- [46] D. B. Darmadi, J. Norrish, and A. K. Tieu, "Analytic and finite element solutions for temperature profiles in welding using varied heat source models," *World Acad. Sci. Eng. Technol.*, vol. 81, pp. 154–162, 2011.
- [47] D. B. Darmadi, A. Kiet-Tieu, and J. Norrish, "A validated thermo mechanical FEM model of bead-on-plate welding," *Int. J. Mater. Prod. Technol.*, vol. 48, no. 1–4, pp. 146–166, 2014.
- [48] P. Knoedel, S. Gkatzogiannis, and T. Ummenhofer, "Practical aspects of welding residual stress simulation," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 132, pp. 83–96, 2017.
- [49] R. R. Ambriz and D. Jaramillo, "Mechanical Behavior of Precipitation Hardened Aluminum Alloys Welds," *Light Met. Alloy. Appl.*, no. Figure 1, 2014.
- [50] M. B. Schwedersky, J. C. Dutra, U. Federal, D. S. Catarina, and R. De Janeiro, "Avaliação da Soldabilidade de Perfis de Alumínio 6082-T6 usando os processos TIG e MIG."
- [51] S. J. Andersen, H. W. Zandbergen, J. Jansen, C. Traeholt, U. Tundal, and O. Reiso, "The crystal structure of the  $\beta$  phase in Al–Mg–Si alloys," *Acta Mater.*, vol. 46, no. 9, pp. 3283–3298, 1998.
- [52] D. Maisonnette, M. Suery, D. Nelias, P. Chaudet, and T. Epicier, "Effects of heat treatments on the microstructure and mechanical properties of a 6061 aluminium alloy," *Mater. Sci. Eng. A*, vol. 528, no. 6, pp. 2718–2724, 2011.
- [53] K. M. S. Ikeno and T. Sato, "HRTEM study of nano-precipitation phases in 6000 series



- aluminum alloys,” *Sci. Technol. Educ. Microsc. an Overv.*, pp. 152–162, 2003.
- [54] G. Cornacchia and S. Cecchel, “Study and Characterization of EN AW 6181/6082-T6 and EN AC 42100-T6 Aluminum Alloy Welding of Structural Applications: Metal Inert Gas (MIG), Cold Metal Transfer (CMT), and Fiber Laser-MIG Hybrid Comparison,” *Metals (Basel)*, vol. 10, no. 4, p. 441, 2020.
- [55] E. Nart and Y. Celik, “A practical approach for simulating submerged arc welding process using FE method,” *J. Constr. steel Res.*, vol. 84, pp. 62–71, 2013.
- [56] C. Acevedo, J.-M. Drezet, and A. Nussbaumer, “Numerical modelling and experimental investigation on welding residual stresses in large-scale tubular K-joints,” *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, vol. 36, no. 2, pp. 177–185, 2013.
- [57] S. Kou, “Welding metallurgy,” *New Jersey, USA*, pp. 431–446, 2003.
- [58] S. B. Powar, P. M. Patane, and S. L. Deshmukh, “A Review Paper on Numerical Simulation of Moving Heat Source,” vol. 4, no. 4, pp. 63–66, 2016.
- [59] O. Asserin, A. Loredo, M. Petelet, and B. Iooss, “Global sensitivity analysis in welding simulations - What are the material data you really need?,” *Finite Elem. Anal. Des.*, vol. 47, no. 9, pp. 1004–1016, 2011.
- [60] N. S. Shanmugam, G. Buvanashakaran, K. Sankaranarayananamy, and S. R. Kumar, “A transient finite element simulation of the temperature and bead profiles of T-joint laser welds,” *Mater. Des.*, vol. 31, no. 9, pp. 4528–4542, 2010.
- [61] X. Wang, Y. Xiao, N. Gao, L. Liang, C. Lu, and H. Jiang, “A semi-analytical solution of three-dimensional transient temperature field for a uniform plate subjected to Gaussian-distribution laser heat source,” *Therm. Sci.*, no. 00, pp. 268–268, 2019.
- [62] F. P. Incropera, D. P. DeWitt, T. L. Bergman, and A. S. Lavine, “Fundamentos de Transferência de Calor e Massa. 6ª edição,” *Rio Janeiro LTC*, 2008.
- [63] E. Macherauch, *Introduction To Residual Stress.*, vol. 4. Pergamon Books Ltd, 1987.
- [64] F. C. Lang, Y. M. Xing, Y. R. Zhao, J. Zhu, X. H. Hou, and W. G. Zhang, “Experimental determination of the interface residual stresses of carbon-fiber-reinforced polymers,” *Compos. Struct.*, vol. 254, p. 112849, 2020.
- [65] P. Dong, S. Song, and X. Pei, “An IIW residual stress profile estimation scheme for girth welds in pressure vessel and piping components,” *Weld. World*, vol. 60, no. 2, pp. 283–298, 2016.
- [66] J. Ribeiro, “Caracterização Experimental e Numérica de Campos de Tensões Residuais Provocadas por Processos de Fabrico”, *Dissertação de Doutorado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto*, 2006.
- [67] P. A. G. Piloto, P. M. M. Vila Real, L. M. R. Mesquita, and M. A. P. Vaz, “Steel

- mechanical properties evaluated at room temperature after being submitted at fire conditions,” in *XXX IAHS World Congress on Housing Housing Construction: An Interdisciplinary Task*, 2002.
- [68] O. Anderoglu, “Residual stress measurement using X-ray diffraction.” Texas A&M University, 2005.
- [69] T.-L. Teng, P.-H. Chang, and W.-C. Tseng, “Effect of welding sequences on residual stresses,” *Comput. Struct.*, vol. 81, no. 5, pp. 273–286, 2003.
- [70] L. P. Connor, “Welding Handbook. Vol. I: Welding Technology,” *Am. Weld. Soc.* 1987, p. 638, 1987.
- [71] F. Sample and C. Gladly, *Advances in Surface Treatments: Technology - Applications - Effects, Volume 3.*, vol. 3. 1986.
- [72] H. Y. Miao, S. Larose, C. Perron, and M. Lévesque, “Numerical simulation of the stress peen forming process and experimental validation,” *Adv. Eng. Softw.*, vol. 42, no. 11, pp. 963–975, 2011.
- [73] R. Kopp and H.-W. Ball, “Recent Developments in Shot Peen Forming.(Retroactive Coverage),” *Shot Peen. Sci. Technol.*, pp. 297–308, 1987.
- [74] D. L. Baughman, “An overview of peen forming technology,” *Pergamon Press. Adv. Surf. Treat. Technol.*, vol. 3, pp. 209–214, 1986.
- [75] J. O. Almen and P. H. Black, *Residual stresses and fatigue in metals*. McGraw-Hill, 1963.
- [76] E. S. Khany, M. A. Moyeed, M. S. Siddiqui, G. M. Sayeed Ahmed, and M. M. A. Baig, “An Experimental Study of the Effect of Shot Peening on the Low Carbon Steel and Identification of Optimal Process Parameters,” *Mater. Today Proc.*, vol. 2, no. 4–5, pp. 3363–3370, 2015.
- [77] O. Unal and R. Varol, “Almen intensity effect on microstructure and mechanical properties of low carbon steel subjected to severe shot peening,” *Appl. Surf. Sci.*, vol. 290, pp. 40–47, 2014.
- [78] A. M. O. Mohamed, Z. Farhat, A. Warkentin, and J. Gillis, “Effect of a moving automated shot peening and peening parameters on surface integrity of Low carbon steel,” *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 277, no. July 2018, p. 116399, 2020.
- [79] “MILITARY SPECIFICATION SHOT PEENING OF METAL PARTS - MIL-S-13165C,” no. June 1989. pp. 1–20, 1966.
- [80] I. S. T. (IST), “SHOT PEENING.” [Online]. Available: <https://istsurface.com/resources/abrasive-blasting-equipment/shot-peening-machine/>. [Accessed: 05-Oct-2020].
- [81] S. Moaveni, “Finite element analysis—theory and application with ANSYS,” *Minerals*

- Engineering*, vol. 12, no. 8. pp. 992–993, 1999.
- [82] O. C. Taylor, R.L; Zienkiewicz and Z. J.Z, “Finite Element Method for Solid and Structural Mechanics,” no. 1, pp. 6–8, 2005.
- [83] O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor, and J. Z. Zhu, *The finite element method: its basis and fundamentals*. Elsevier, 2005.
- [84] Y. A. Cengel and A. J. Ghajar, *Transferência de Calor e Massa*. Amgh Editora, 2009.
- [85] C. T. Karlsson, “Finite element analysis of temperatures and stresses in a single-pass butt-welded pipe—influence of mesh density and material modelling,” *Eng. Comput.*, vol. 6, no. 2, pp. 133–141, 1989.
- [86] E. N. 1993-1-2: 2005, “Eurocode 3—Design of steel structures—Part 1–2: General Rules—Structural fire design,” 2005.
- [87] B. S. E. N. 1999-1-2: 2007, “Eurocode 9-Design of aluminium structures-Part 1-2: Structural fire design,” 2007.
- [88] NBR ISO6892-1:2009, “Materiais metálicos-Ensaio de Tração,” vol. 1, no. 112, p. 70, 2009.
- [89] K. Masubuchi and D. C. Martin, “Investigation of Residual Stresses in Steel Weldments,” Washington, D. ., 1966.
- [90] C. A. Cezario, B. C. Bork, M. Verardi, and J. R. Santos, “Robust Electric Machine Design through Multiphysics,” *Ansys Inc.*, vol. VIII, no. 2, pp. 11–15, 2014.
- [91] Ansys, “Ansys ACT The fastest, easiest way to tailor your simulation workflows.” [Online]. Available: <https://www.ansys.com/products/structures/ansys-act>. [Accessed: 15-Apr-2020].
- [92] S. Group, “MOVING HEAT SOURCE - ANSYS ACT EXTENSION.” [Online]. Available: <https://www.simutechgroup.com/tips-and-tricks/ansys-application-customization-toolkit-articles/423-ansys-act-moving-heat-source>. [Accessed: 25-Apr-2020].
- [93] R. L. Burden and J. D. Faires, *Análise Numérica*. Cengage Learning, 2008.
- [94] © ANSYS, “SOLID186,” 2018. [Online]. Available: [https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans\\_help\\_v182/ans\\_elem/Hlp\\_E\\_SOLID186.htm](https://www.mm.bme.hu/~gyebro/files/ans_help_v182/ans_elem/Hlp_E_SOLID186.htm) l. [Accessed: 20-Apr-2020].
- [95] R. H. Leggatt, “Residual stresses in welded structures,” *Int. J. Press. Vessel. Pip.*, vol. 85, no. 3, pp. 144–151, 2008.
- [96] A. G. Kamble and R. V. Rao, “Effects of process parameters of GMAW on bead geometry, tensile strength, hardness, microstructure and thermo-mechanical simulation of AISI 202 steel,” *Indian J. Eng. Mater. Sci.*, vol. 24, no. 6, pp. 413–428, 2017.

- [97] D. Venkatkumar and D. Ravindran, "Effect of Boundary Conditions on Residual Stresses and Distortion in 316 Stainless Steel Butt Welded Plate," *High Temp. Mater. Process.*, vol. 38, no. 2019, pp. 827–836, 2019.
- [98] Ansys, "ANSYS Explicit STR," 2013. [Online]. Available: <http://www.ansys.com/Products/Simulation+Technology/Structural+Mechanics/Explicit+Dynamics/ANSYS+Explicit+STR>. [Accessed: 28-Sep-2020].
- [99] Vitaliano J. Costa LDA, "Introdução ao Processo de Granalhagem e Selecção de Granalhas," 2020. [Online]. Available: <http://www.vitalianocosta.pt/39/granalha-de-aco.htm>. [Accessed: 20-Oct-2020].

## Anexos A

### Código da Função Adaptativa

```
function adaptativa

clc
clear all
close all

%Dados de Entrada (poça de soldadura) com unidade em m
W=5e-3; %largura em x
D=-3e-3; % profundidade z
Lr=-7.5e-3; %comprimento inicial y
Lf=2.5e-3; %comprimento final y

%Dados Térmicos do Material e Calculo de B
p=2710; %kg/m3
c=935; %J/kgC
v=2.5e-3; %m/s
k=174; %W/mC
B=(p*c*v)/(2*k);

%times
t=[0:0.4:60]; %intervalo de 131 pontos para o Ansys

%Calculo dos Parâmetros Geometricos
Tm=575;
T0=22;
dm=(1/(Tm-T0))*sqrt(((exp(-2*B*Lf))^2)-
((Lf/Lr)^2))/(1-((Lf/Lr)^2))
Tmax=T0+(1/dm)

%Calculo dos Parâmetros Geométricos
am = W/(sqrt(((exp(-B*W))/(Tm-T0))^2)-(dm^2));
bm = Lf/(sqrt(((exp(-2*B*Lf))/(Tm-T0))^2)-(dm^2));
cm = D/(sqrt(((exp(-B*D))/(Tm-T0))^2)-(dm^2));

%Definindo x,y,z e ksi e R
x=15e-3;
y=75e-3;
z=3e-3;
ksi=y-(v*t);
R=sqrt((x.^2)+(ksi.^2)+(z.^2));
```

```

%Parâmetros adimensionais da função adaptativa
    wx=x/W;
    wef=ksi/Lf;
    wer=ksi/Lr;
    wz=z/D;

%input
    M=0.01;
    Nx=0.45;
    Nef=-0.55;
    Ner=-0.22;
    Nz=-0.9;

%Função de modificação
    fwx=(M*wx^2-M*wx+1)^Nx;
    fwef=(M.*wef.^2-M.*wef+1).^Nef;
    fwer=(M.*wer.^2-M.*wer+1).^Ner;
    fwz=(M*wz^2-M*wz+1)^Nz;

%Aproximação RP

Rp1=sqrt(((fwx*(x/am))^2)+((fwef.*(ksi./bm)).^2)+((fwz*(z/c
m))^2)+(dm^2));

Rp2=sqrt(((fwx*(x/am))^2)+((fwer.*(ksi./bm)).^2)+((fwz*(z/c
m))^2)+(dm^2));

%Calculo Temperatura Final
    T1=T0+((1./Rp1).*(exp(-B.*(R+ksi))));
    T2=T0+((1./Rp2).*(exp(-B.*(R+ksi))));

%PLOT dos Gráficos
    figure(1)
    plot(t,T1)
    axis([0 60 0 3000])
    grid on

%xlswrite('TemperaturaAdaptativa',T1)

end

```

## Código da Função de Rosenthal

```
function testrosenthal

clear all
close all
clc

%Input Material Parameters
p=2710; %kg/m3
cp=935; %J/kgK
k=174; %W/mK
T0=22; %oC
Q=1170; %W
v=2.5e-3; %m/s
B=(p*cp*v)/(2*k)

%times
t=[0:0.4:60] %intervalo de 131 pontos para o Ansys

%Moving heat source coordinates system [x= 0 a 50mm] [y=0 a
150mm] z=0
x=15e-3;
y1=75e-3
z=3e-3
ksi1=y1-v.*t;
R1=sqrt(x.^2+ksi1.^2+z.^2);

%Temperaturas Finais (oC)
T1=T0+((Q./(2*pi*k.*R1)).*(exp(-B.*(R1+ksi1))));

%Plot Temperatura

figure(1) %Y ao longo da regioao mais proxima do cordao de
soldadura
plot(t,T1), hold on
axis([0 60 0 600])
grid on

%xlswrite('TempRosenthal',T1)

end
```

## Código da Equação de Masubuchi e Martin

```
function tensoesresiduais

clc
clear all
close all

%input de variáveis

y = [-50:2:50];
b = 4;
sigmam = 24;

%calculo da distribuição de TRs

sigmaf = sigmam.*(1-(y/b).^2).*exp((-1/2).*(y/b).^2)

%plot resultados

figure (1)
plot(y,sigmaf),hold on
grid on

    %xlswrite('tral',sigmaf)

end
```



