

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DE MECÂNICA
CURSO SUPERIOR ENGENHARIA MECÂNICA**

CAMILA ALMEIDA MARTINS

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE CICLOS TÉRMICOS DECORRENTES
DO PROCESSO DE REFUSÃO DO AÇO ASTM A743-CA6NM**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

**PONTA GROSSA
2014**

CAMILA ALMEIDA MARTINS

**SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE CICLOS TÉRMICOS DECORRENTES
DO PROCESSO DE REFUSÃO DO AÇO ASTM A743-CA6NM**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado como requisito parcial à obtenção do título de Bacharela em Engenharia Mecânica, do Departamento Acadêmico de Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná/Campus Ponta Grossa.

Orientador: Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez-Behainne

PONTA GROSSA

2014



TERMO DE APROVAÇÃO

SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE CICLOS TÉRMICOS DECORRENTES DO PROCESSO DE REFUSÃO DO AÇO ASTM A743-CA6NM

por

CAMILA ALMEIDA MARTINS

Este Trabalho de Conclusão de Curso foi apresentado em 17 de fevereiro de 2014 como requisito parcial para a obtenção do título de Bacharela em Engenharia Mecânica. A candidata foi arguida pela Banca Examinadora composta pelos professores abaixo assinados. Após deliberação, a Banca Examinadora considerou o trabalho aprovado.

Prof. Dr. Jhon Jairo Ramirez Behainne
Orientador

Prof. Dr. Anderson Geraldo Marena Pukasiewicz
Membro Titular

Prof. Dr. Everton Moraes Matos
Membro Titular

Prof. Dr. Luiz Eduardo Melo Lima
Responsável pelos Trabalhos
de Conclusão de Curso

Prof. Dr. Thiago Antonini Alves
Coordenador do Curso de
Engenharia Mecânica

AGRADECIMENTOS

Este trabalho é resultado de uma longa caminhada, marcada, sempre, pelo apoio e estímulo de muitos. Os méritos que ela possa ter devem-se à contribuição das pessoas que, durante a sua elaboração, durante os anos de graduação e durante toda a vida, fizeram desta caminhada algo possível, expresso a minha mais profunda gratidão.

Aos meus pais, Artur Minelli Martins e Sônia Maria Arimathea de Almeida Martins, pela luta constante, pela confiança e pela certeza do meu sucesso. Por terem me permitido a realização dos meus sonhos, muitas vezes deixando de lado os seus. Pelo amor incondicional e pela dedicação incansável. Obrigada por me tornarem quem sou hoje. Espero um dia poder retribuir tudo aquilo que me proporcionaram.

Às minhas irmãs, Tamira Almeida Martins e Talita Almeida Minelli Martins, por toda uma vida dividida, pelas brincadeiras, pela cumplicidade.

À Gerd, Rita, Joel, Werner e Renate, que, apesar da distância, sempre estiveram presentes nos momentos mais importantes da minha vida, pela presença constante, mesmo na ausência.

Ao meu noivo, Cristian Cosmoski Rangel de Abreu, pelo sorriso, pela paciência, compreensão, conselhos, pelo apoio irrestrito e pelo amor incondicional.

Aos meus amigos, com quem dividi minha passagem pelos corredores desta Universidade e com quem divido uma vida, em especial, Beatriz Justus Pilatti, Bruno Alessandro Pacher, Camila Montes Celinski, Cesar Augusto Carneiro, Eduardo Otto Grunow, Giovana Montes Celinski, Hayanna Mayra Dianin, Josué Maftum, Juliana Vega, Luiz Alberto Carraro Junior, Sibeli Pedrini, Taynara Nabozny, Vivian Machado, Wellington Uczak de Goes, por se tornarem meus cúmplices, pelas muitas histórias e pelos tantos momentos inesquecíveis.

Ao Professor Dr. Jhon Ramirez-Behainne, pela orientação paciente, pela disponibilidade e acessibilidade, pelas valiosas contribuições para o trabalho e pela incansável dedicação. Ao Professor Dr. Thiago Antonini Alves, por seu apoio, interesse e disposição constantes. Na pessoa deles, agradeço a todos os mestres que, de alguma forma, marcaram essa caminhada.

RESUMO

MARTINS, Camila A. **Simulação numérica de ciclos térmicos decorrentes do processo de refusão térmica do aço ASTM A743-CA6NM**. 2014. Trabalho de Conclusão de Curso Bacharelado em Engenharia Mecânica - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Ponta Grossa, 2014.

O processo de soldagem tem grande importância industrial, sendo empregado na fabricação de diversos componentes e estruturas, assim como na recuperação de peças danificadas ou desgastadas. Novas técnicas são atualmente objeto de pesquisa visando reduzir as desvantagens dos processos de soldagem. Uma delas é a aspersão térmica seguida da refusão do revestimento. O processo de refusão afeta o revestimento e o metal base, gerando uma zona termicamente afetada (ZTA), como resultado da grande quantidade de transferência de calor, podendo interferir na microestrutura do material. O estudo da distribuição de temperatura (ciclos térmicos) na peça tratada pode ser realizado por meios experimentais, modelos analíticos ou métodos numéricos. Ensaios ou testes experimentais nem sempre são viáveis economicamente, apresentando também dificuldades de medição em determinadas situações, não permitindo de forma ágil a variação dos parâmetros de estudo. Nesse sentido, os métodos numéricos mostram-se extremamente versáteis, tornando-se adaptáveis às alterações dos diversos parâmetros de soldagem e permitindo sua análise rápida e detalhada. Este trabalho teve como objetivo realizar a modelagem numérica de ciclos térmicos resultantes do processo de refusão do AÇO ASTM A743-CA6NM. O problema foi resolvido com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS/FLUENT 14.5® para o caso tridimensional, que utiliza o método dos volumes finitos. A malha utilizada possui um total de 20 492 elementos, sendo mais refinada próximo ao cordão de solda. Para que fosse possível elaborar os gráficos dos ciclos térmicos, foram criados sensores (pontos de leitura das temperaturas) na mesma localização dos termopares utilizados nos experimentos de Oliveira (2011). Para simular o movimento da fonte, a linha de fusão foi subdividida em 20 áreas. As condições de contorno foram alteradas manualmente, de forma que os resultados da simulação anterior servissem de condições iniciais para a próxima simulação. Foram analisados os resultados para três diferentes intensidades de corrente: 90A, 110A e 130A. Para uma corrente de 90A, as maiores diferenças de temperatura encontraram-se próximos à linha de fusão (de 13,83% à 19,45%), chegando a atingir apenas 0,12% nos termopares mais distantes. Para a corrente de 110A, os piores índices encontraram-se nos termopares afastados da linha de fusão (de 5,69% a 29,15%). Para a corrente de 130A, as diferenças variaram de 3,43% a 9,62% nos termopares próximos à linha de fusão, atingindo 17,85% nos termopares mais distantes. Em geral, observou-se que, nas simulações, o corpo de prova resfria-se mais rapidamente. Isso pode ser consequência da simplificação considerada nas propriedades do material, assumidas constantes em relação à temperatura e de erros experimentais. No entanto, os resultados das simulações demonstram que, diante das simplificações adotadas, o modelo numérico conseguiu reproduzir satisfatoriamente os ciclos térmicos obtidos experimentalmente.

Palavras-chave: Aço ASTM A743-CA6NM. Ciclos Térmicos, Refusão Térmica, Volumes Finitos, Simulação Numérica

ABSTRACT

MARTINS, Camila A. **Numerical simulation of thermal cycles resulting from the remelting process of the ASTM A743-CA6NM.** 2014. Trabalho de Conclusão de Curso Bacharelado em Engenharia Mecânica - Federal Technology University - Paraná. Ponta Grossa, 2014.

The welding process is of great industrial importance, being used in the manufacturing process of many components and structures, as well as in the recovery of damaged or worn parts. New techniques are currently the object of research to reduce the disadvantages of welding processes. One is this techniques is remelting of thermal spray coating. However, the remelting process affects the coating and the base metal, creating a heat affected zone (HAZ), as a result of the large amount of heat transfer, which may interfere with the microstructure of the material. The study of temperature distribution (thermal cycles) can be performed experimentally, by analytical models or by numerical methods. Experimental tests are not always economically viable, and, in certain situation, also provide measurement difficulties, not allowing an agile variation of study parameters. In this direction, numerical methods tend to be extremely versatile, becoming adaptable to changes of various welding parameters and allowing their rapid and detailed analysis. This study aims to perform the numerical modeling of thermal cycles resulting from the remelting process of the ASTM A743-CA6NM. The problem was solved with the commercial software ANSYS/FLUENT 14.5® for the three-dimensional case, which uses the finite volume method. The mesh used has a total of 20 492 elements, being more refined near the weld bead. To make it possible to draw graphs of thermal cycles, sensors (reading points) were created in the same location of the thermocouples used in the experiments from Oliveira (2011). To simulate the motion of the source, the line of fusion was divided into 20 areas. The boundary conditions are manually changed, so that the results of the above simulation were used as initial conditions for the next simulation. The results were analyzed for three different electrical currents: 90A, 110A and 130A. For a current of 90A, the highest rates of errors were found near the fusion line (from 13.83% to 19.45%), reaching only 0.12% in the most distant thermocouples. For current 110A, the worst rates were recorded on thermocouples that are most distant from the line of fusion (between 5.69% and 29.15%). For the current of 130A, errors ranged from 3.43% to 9.62% in the thermocouples near the fusion line, reaching 17.85% in the most distant thermocouples. In general, it was observed that, in the simulations, the test body cools faster. This can be considered as a consequence of the simplification in material properties, assumed constant with respect to temperature and of experimental errors. However, the simulation results show that, in front the adopted simplifications, the numerical model was able to satisfactorily reproduce the thermal cycles obtained experimentally.

Palavras-chave: ASTM A743-CA6NM. Thermal Cycles, Remelting, Finite Volume, Numerical Simulation.

LISTAS DE FIGURAS

Figura 1 - Esquema de funcionamento do processo de aspersão térmica.....	19
Figura 2 - Estrutura típica de um revestimento aspergido.....	19
Figura 3 - Classificação dos processos de aspersão térmica.....	20
Figura 4 - Esquema de aspersão térmica por chama de pó.....	21
Figura 5 - Seção transversal da tocha de aspersão por chama de arame.....	21
Figura 6 - Esquema de uma tocha de aspersão HVOF.....	22
Figura 7 - Esquema de aspersão por plasma de arco não transferido.....	23
Figura 8 - Esquema de aspersão por plasma de arco transferido.....	23
Figura 9 - Esquema do processo a arco elétrico.....	24
Figura 10 - Esquema de funcionamento do processo de soldagem a plasma.....	27
Figura 11 - Esquema dos três modos de operação de soldagem a plasma.....	28
Figura 12 - Malha de diferenças finitas.....	32
Figura 13 - Malha de volumes finitos.....	33
Figura 14 - Geometria da grade computacional unidimensional.....	34
Figura 15 - Geometria da grade computacional unidimensional (Prática A).....	34
Figura 16 - Geometria da grade computacional unidimensional (Prática B).....	35
Figura 17 - Geometria da grade unidimensional de volumes internos.....	35
Figura 18 - Perfis aproximados por degraus (a) e linear por partes (b).....	36
Figura 19 - Comportamento físico realístico e não-realístico.....	36
Figura 20 - Variação da temperatura com o tempo para os três métodos.....	38
Figura 21 - Esquema das etapas do estudo.....	44
Figura 22 - Posição dos sensores de temperatura.....	46
Figura 23 - Modelo de volumes finitos.....	50
Figura 24 - Distribuição da temperatura após 0.25s.....	54
Figura 25 - Distribuição da temperatura após 5s.....	55
Figura 26 - Distribuição da temperatura após 15s.....	55
Figura 27 - Distribuição da temperatura após 30s.....	56
Figura 28 - Distribuição da temperatura após 45s.....	56
Figura 29 - Distribuição da temperatura após 46s.....	57
Figura 30 - Distribuição da temperatura após 47s.....	57
Figura 31 - Distribuição da temperatura após 50s.....	58

LISTA DE GRÁFICOS

Gráfico 1 - Estudo da malha computacional (Termopar 1).....	51
Gráfico 2 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 90A	59
Gráfico 3 – Distribuição experimental de temperatura com intensidade de corrente de 90A.....	59
Gráfico 4 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 110A	61
Gráfico 5 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 130A	63
Gráfico 6 – Distribuição experimental de temperatura com intensidade de corrente de 130A.....	63
Gráfico 7 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 9, 10 e 11 ao longo do eixo Y	65
Gráfico 8 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 6, 7 e 8 ao longo do eixo Y	66
Gráfico 9 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 3, 4 e 5 ao longo do eixo Y	68
Gráfico 10 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 1, 2 e 9 ao longo do eixo Z	69
Gráfico 11 - Curva de resfriamento do Termopar 9, iniciando na temperatura de pico (simulação).....	70
Gráfico 12 - Curva de resfriamento do Termopar 9, iniciando na temperatura de pico (experimental)	70
Gráfico 13 - Curva de resfriamento do Termopar 10, iniciando na temperatura de pico (simulação)	71
Gráfico 14 - Curva de resfriamento do Termopar 10, iniciando na temperatura de pico (experimental).....	72
Gráfico 15 - Curva de resfriamento do Termopar 11, iniciando na temperatura de pico (simulação)	72
Gráfico 16 - Curva de resfriamento do Termopar 11, iniciando na temperatura de pico (experimental).....	73

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Processos de soldagem por fusão	16
Tabela 2 - Comparação entre os processos de aspersão térmica	25
Tabela 3 - Temperaturas de fontes de calor.....	30
Tabela 4 - Eficiência em função do Processo de Soldagem	31
Tabela 5 - Parâmetros de refusão por PTA.....	45
Tabela 6 - Composição química do aço ASTM A743-CA6NM (% peso).....	47
Tabela 7 - Propriedades Termofísicas do aço ASTM A743 CA6NM	47
Tabela 8 - Estudo da malha computacional (Termopar 1)	51
Tabela 9 - Parâmetros da simulação.....	52
Tabela 10 - Comparação entre temperaturas de pico (90A)	60
Tabela 11 - Comparação entre temperaturas de pico (110A)	62
Tabela 12 - Comparação entre temperaturas de pico (130A)	64
Tabela 13 - Temperaturas de pico dos Termopares 9, 10 e 11 ao longo do eixo Y ..	65
Tabela 14 - Temperaturas de pico dos Termopares 6, 7 e 8 ao longo do eixo Y	66
Tabela 15 - Temperaturas de pico dos Termopares 3, 4 e 5 ao longo do eixo Y	67
Tabela 16 - Temperaturas de pico dos Termopares 1, 2 e 9 ao longo do eixo Z	68

LISTA DE SÍMBOLOS

Letras Latinas

A	Área	m^2
c_p	calor específico a pressão constante	$J/(kg.K)$
f	fração adimensional	-
h	coeficiente de transferência de calor por convecção	$W/(m^2.K)$
I	corrente elétrica	A
k	condutividade térmica	$W/(m.K)$
N	número de volumes de controle	-
q	taxa de transferência de calor	W
r_b	raio da fonte de calor	M
S	taxa de geração de calor volumétrica	W/m^3
t	Tempo	s
T	temperatura no instante de tempo $t + \Delta t$	K
T^0	temperatura no instante de tempo t	K
V	potencial elétrico	V

Letras Gregas

ε	Emissividade	-
η	eficiência térmica	-
ρ	massa específica	kg/m^3
σ	constante de Stefan-Boltzmann	$W/(m^2.K^4)$

Subescritos

$cond$	Condução
$conv$	Convecção
∞	Fluido
r	Radiação
s	Superfície
viz	Vizinhança

LISTA DE SIGLAS

APS	<i>Air Plasma Spraying</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
AWS	<i>American Welding Society</i>
EAS	<i>Electric Arc Spraying</i>
HVOF	<i>High Velocity Oxygen Fuel</i>
MAG	<i>Metal Active Gas</i>
MAPP	<i>Methyl Acetylene Propadiene</i>
MDF	Método das Diferenças Finitas
MEF	Método dos Elementos Finitos
MIG	<i>Metal Inert Gas</i>
MVF	Método dos Volumes Finitos
PTA	<i>Plasma Transferred Arc</i>
TDMA	<i>TriDiagonal Matrix Algorithm</i>
TIG	<i>Tungsten Inert Gas</i>
WAS	<i>Wire Arc Process</i>
ZF	Zona Fundida
ZTA	Zona Termicamente Afetada

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	12
1.1. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA	13
1.2. OBJETIVO GERAL	14
1.3. OBJETIVOS ESPECÍFICOS	14
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	15
2.1. PROCESSOS DE SOLDAGEM	15
2.1.1. Aspersão Térmica.....	18
2.1.2. Refusão a Plasma	26
2.2. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA SOLDAGEM	28
2.3. INTRODUÇÃO AO MÉTODO DE VOLUMES FINITOS.....	32
2.3.1. Método Explícito	37
2.3.2. Método Implícito	37
2.3.3. Método Crank-Nicholson	38
2.4. APLICAÇÃO DE MÉTODOS NUMÉRICOS NA SOLDAGEM.....	39
2.4.1. Variação das propriedades físicas com a temperatura.....	40
2.4.2. Perdas de calor por convecção natural e radiação.....	41
2.4.3. Mudança de fase	41
2.4.4. Fontes de calor	42
3. METODOLOGIA	44
3.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA.....	45
3.2. LEVANTAMENTO DAS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO MATERIAL	
47	
3.3. ANÁLISE NUMÉRICA	47
3.4. GERAÇÃO E ESTUDO DE MALHA.....	50
3.5. PARÂMETROS DE ENTRADA DO MODELO E CONSIDERAÇÕES PARA A	
SOLUÇÃO	52

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES	54
4.1. CORRENTE CONTÍNUA 90A	58
4.2. CORRENTE CONTINUA 110A	61
4.3. CORRENTE CONTÍNUA 130A	63
4.4. ANÁLISE DAS TEMPERATURAS DE PICO.....	64
4.5. ANÁLISE DA TAXA DE RESFRIAMENTO	69
5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	74
6. REFERÊNCIAS	76

1. INTRODUÇÃO

Os processos de soldagem tem grande importância industrial, sendo empregados na fabricação de diversos componentes e estruturas, assim como na recuperação de peças danificadas ou desgastadas. No caso de reparo de estruturas, são empregados processos de soldagem de revestimento, principalmente MIG/MAG (*Metal Inert/Active Gás*) com a deposição de ligas inoxidáveis austeníticas com cobalto. No entanto, a energia empregada para a soldagem provoca alterações microestruturais na região da solda e no metal base, como crescimento dos grãos e transformações de fase, comprometendo assim a vida útil do componente.

Nesse contexto, novas técnicas estão sendo pesquisadas com o objetivo de reduzir as desvantagens dos processos de soldagem. Uma delas é a aspersão térmica seguida da refusão do revestimento, pois, com a aspersão, é possível a redução das tensões residuais e do gradiente de temperatura gerado pelo processo. Contudo, o processo de refusão afeta o revestimento e o metal base, gerando uma zona termicamente afetada (ZTA) como resultado da grande quantidade de transferência de calor, podendo interferir na microestrutura do material.

Além das mudanças microestruturais, a alta taxa de aquecimento também provoca tensões residuais no material. O elevado aporte de calor aplicado ao corpo gera um aquecimento não uniforme, com o qual, algumas regiões dilatam de forma mais intensa que outras. O rápido aquecimento e posterior resfriamento da estrutura causam deformações plásticas que podem prejudicar o revestimento e o metal base, deixando a estrutura mais suscetível a falhas por fadiga e corrosão, por exemplo.

Uma vez que as modificações microestruturais e as tensões residuais refletem nas propriedades mecânicas do material, o estudo da distribuição de temperatura (ciclos térmicos) na peça tratada tem despertado interesse devido à possibilidade de controlar estas alterações para obtenção de uma estrutura isenta de defeitos. A análise destes ciclos térmicos pode ser feito por meios experimentais, modelos analíticos ou métodos numéricos.

Atualmente, são disponíveis modelos analíticos relativamente apurados para o cálculo de ciclos térmicos. Porém, a obtenção destas soluções exige que o problema seja simplificado, a fim de se obter equações e condições de contorno que

possibilitem o tratamento matemático. Apesar das simplificações empregadas, os modelos analíticos continuam apresentando soluções válidas e que permitem a análise da variação dos parâmetros de soldagem. A ausência destas simplificações resulta em equações não-lineares, o que torna necessária a utilização de métodos numéricos.

Os modelos numéricos e analíticos visam, por meio de equações matemáticas, simular o fenômeno na condição mais real possível, enquanto os ensaios experimentais permitem observar o fenômeno tal qual este acontece. Por outro lado, ensaios ou testes experimentais nem sempre são viáveis economicamente, apresentando também dificuldades de medição em determinadas situações.

Ensaio experimentais apresentam algumas limitações práticas, tais como: localização apropriada dos termopares, faixas de temperatura limitadas pela instrumentação e agilidade na variação de parâmetros de estudo. Nesse sentido, os métodos numéricos mostram-se extremamente versáteis, tornando-se adaptáveis às alterações dos diversos parâmetros de soldagem e permitindo sua análise rápida e detalhada, a um custo mais acessível.

A obtenção de ambas as soluções, analítica e numérica, são importantes por proporcionarem parâmetros de comparação que permitem a validação dos modelos junto a resultados experimentais.

1.1. DEFINIÇÃO DO PROBLEMA

Como modelar numericamente a distribuição de temperatura (ciclos térmicos) no processo de refusão do AÇO ASTM A743-CA6NM, de forma a comparar os resultados obtidos com os observados experimentalmente?

1.2. OBJETIVO GERAL

Realizar a modelagem numérica de ciclos térmicos resultantes do processo de refusão do AÇO ASTM A743-CA6NM.

1.3. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Constituem os objetivos específicos deste trabalho:

- Aplicar o Método dos Volumes Finitos para a solução dos problemas físicos considerados no processo de revestimento, envolvendo hipóteses simplificadoras tais como: propriedades constantes e ausência de mudança de fase.
- Simular os ciclos térmicos resultantes da refusão a plasma utilizando a ferramenta computacional ANSYS/FLUENT 14.5® para o caso tridimensional.
- Comparar os resultados das simulações com dados experimentais encontrados na literatura (validação numérico -experimental).

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo é apresentada uma revisão bibliográfica a respeito dos tópicos mais relevantes para o estudo dos ciclos térmicos no processo de soldagem. A revisão compreende os processos de soldagem, detalhando os processos de aspersão térmica e refusão a plasma, transferência de calor e métodos numéricos aplicados à soldagem, além de trabalhos desde a década de 40, quando foram apresentadas as primeiras soluções para o estudo da transferência de calor na soldagem.

2.1. PROCESSOS DE SOLDAGEM

O processo de soldagem pode ser definido, segundo Marques *et al.* (2005, p.18), como uma “operação que visa a união de duas ou mais peças, assegurando na junta a continuidade das propriedades físicas e químicas”. Nesse contexto o autor utiliza a palavra continuidade para caracterizar a ausência de descontinuidades abruptas na variação das propriedades ao longo da junta soldada.

A Associação Americana de Soldagem (*American Welding Society - AWS*): define soldagem como sendo um “processo de união de materiais usado para obter coalescência (união) localizada de metais e não metais, produzida por aquecimento até uma temperatura adequada, com ou sem utilização de pressão e/ou material de adição.” (MARQUES *et al.* 2005, p.18).

Os processos de soldagem por fusão são comumente classificados em subgrupos, os quais são apresentados na Tabela 1. Observa-se que a maior parte dos processos de soldagem por fusão descritos utiliza como fonte de calor o arco elétrico e, devido à tendência de reação do material fundido com os gases da atmosfera, a maioria dos processos de soldagem por fusão utiliza algum meio de proteção para minimizar estas reações (MARQUES *et al.*, 2005).

Tabela 1 - Processos de soldagem por fusão

Processo	Fonte de calor	Tipo de corrente e polaridade	Agente protetor	Outras características	Aplicações
Soldagem por eletro-escória	Aquecimento por resistência da escória líquida	Contínua ou alternada	Escória	Automática/Mecanizada. Junta na vertical. Arame alimentado mecanicamente na poça de fusão. Não existe arco elétrico.	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga, espessura ≥ 50 mm. Soldagem de peças de grande espessura, eixos, etc.
Soldagem a arco submerso	Arco elétrico	Contínua ou alternada Eletrodo+	Escória	Automática/Mecanizada ou semiautomática. O arco arde sob uma camada de fluxo granular.	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga. Espessura ≥ 10 mm. Posição plana ou horizontal de peças estruturais, tanques, vasos de pressão, etc.
Soldagem com eletrodo revestido	Arco elétrico	Contínua ou alternada Eletrodo+ou-	Escória e gases gerados	Manual. Vareta metálica recoberta por camada de fluxo.	Soldagem de quase todos os metais, exceto cobre puro, metais preciosos, reativos e de baixo ponto de fusão. Usado na soldagem em geral.
Soldagem com arame tubular	Arco elétrico	Contínua Eletrodo+	Escória e gases gerados ou fornecidos por fonte externa. Em geral o CO_2	Automático ou semiautomático. O fluxo está contido dentro de um arame tubular de pequeno diâmetro.	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de chapas, tubos, etc.
Soldagem MIG/MAG	Arco elétrico	Contínua Eletrodo+	Argônio ou Hélio. Argônio + O_2 . Argônio + CO_2 . CO_2	Automática/mecanizada ou semiautomática. O arame é sólido	Soldagem de aços carbono, baixa e alta liga, não ferrosos, com espessura ≥ 1 mm. Soldagem de tubos, chapas, etc. Qualquer posição.
Soldagem a plasma	Arco elétrico	Contínua. Eletrodo -	Argônio, Hélio ou Argônio + Hidrogênio	Manual ou automática. O arame é adicionado separadamente. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arco é constrito por um bocal.	Todos os metais importantes em engenharia, exceto Zn, Be e suas ligas, com espessura de até 1,5mm. Passes de raiz.
Soldagem TIG	Arco elétrico	Contínua ou alternada Eletrodo -	Argônio, Hélio ou misturas destes	Manual ou automática. Eletrodo não consumível de tungstênio. O arame é adicionado separadamente.	Soldagem de todos os metais exceto Zn, Be e suas ligas, espessura entre 1 e 6 mm. Soldagem de não ferrosos e aços inox. Passe de soldas em tubulações.

Soldagem por feixe de elétrons	Feixe de elétrons	Contínua. Alta tensão. Peça +	Vácuo	Soldagem automática. Não usa, em geral, metal de adição. Feixe de elétrons permite uma elevada concentração de energia.	Soldagem de todos os metais exceto nos casos de evolução de gases ou vaporização excessiva, em geral, a partir de 25mm de espessura. Indústria nuclear e aeroespacial.
Soldagem a laser	Feixe de luz		Argônio ou Hélio	Soldagem automática. Não usa, em geral, metal de adição. Laser permite uma elevada concentração de energia.	Soldagem de todos os metais, exceto nos casos de evolução de gases ou vaporização excessiva. Indústria automobilística, nuclear e aeroespacial.
Soldagem a gás	Chama oxiacetilênica		Gás (CO, H ₂ , CO ₂ , H ₂ O)	Manual. Arame adicionado separadamente.	Soldagem manual de aço carbono. Cu, Al, Zn, Pb e bronze. Soldagem de chapas finas e tubos de pequeno diâmetro.

Fonte: Adaptado de Marques *et al.*, 2005, p.22

Atualmente, diversos processos de soldagem também são utilizados para a “deposição de material sobre uma superfície, visando à recuperação de peças desgastadas ou para a formação de um revestimento com características especiais.” (MARQUES *et al.*, 2005, p.18).

A soldagem focada à recuperação de peças tem sido utilizada, por exemplo, na restauração de pás de turbinas hidráulicas que sofrem com a perda de massa pela presença do fenômeno de cavitação. Dependendo das condições de pressão e de temperatura às quais os fluidos estão submetidos, sua pressão absoluta pode alcançar a pressão de vapor, fazendo com que o fluido sofra um processo de vaporização e formação de bolhas. Essas bolhas são arrastadas no interior da turbina, causando corrosão, remoção de pedaços de rotor, e afetando, portanto, seu rendimento, provocando vibração e ruídos na máquina rotativa. Sendo assim, um processo de recuperação adequado reduz os custos de manutenção e aumenta a vida útil da turbina.

2.1.1. Aspersão Térmica

A soldagem tem sido tradicionalmente utilizada para aplicações de revestimentos para recuperação de estruturas ou contra desgaste, como no caso das turbinas hidráulicas ou térmicas, seja pelos processos com eletrodos revestidos ou com proteção gasosa. No entanto, a aspersão térmica surge como uma alternativa de processo de revestimento e vem conquistando espaço em aplicações tradicionais de soldagem (LIMA, CAMARGO E MARQUES, 1998).

Lima e Trevisan (2007, p.21) ao tratarem sobre aspersão térmica demonstram que este é “um grupo de processos onde materiais metálicos ou não-metálicos, finamente divididos, são depositados em uma condição fundida ou semi-fundida sobre um substrato preparado, formando um depósito aspergido”.

O esquema geral de funcionamento do processo de aspersão térmica é apresentado na Figura 1 e a estrutura típica de um revestimento aspergido na Figura 2.

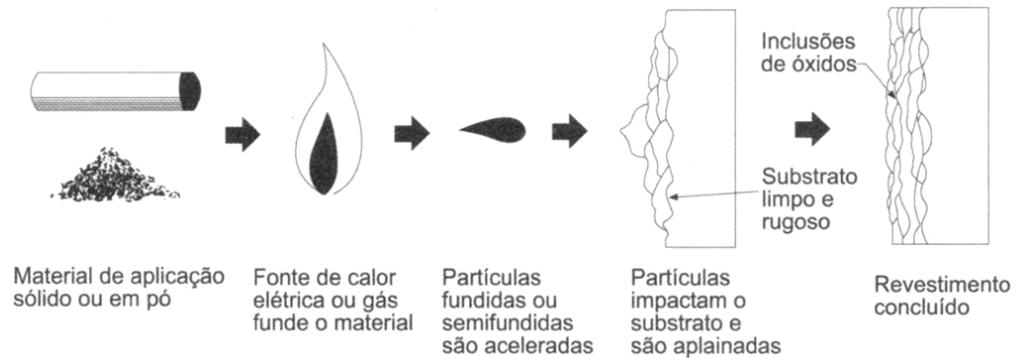


Figura 1 - Esquema de funcionamento do processo de aspersão térmica

Fonte: Lima e Trevisan, 2007, p.23.

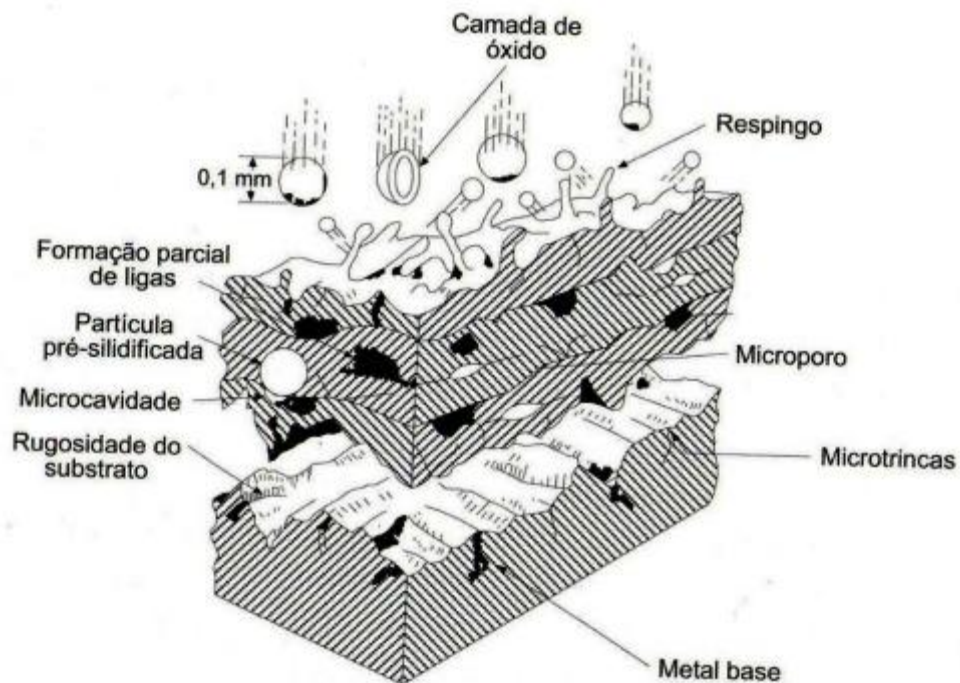


Figura 2 - Estrutura típica de um revestimento aspergido

Fonte: Lima e Trevisan, 2007, p.70

Conforme se observa na Figura 1, o material de revestimento pode estar tanto na forma de pó, quanto de vareta, cordão ou arame. A princípio estes materiais sólidos são aquecidos por uma fonte de calor a arco elétrico ou gases combustíveis, mudando para um estado fundido ou semi-fundido (estado plástico). Após a fusão o material na forma de partículas é acelerado por um gás comprimido contra o substrato que será revestido. As partículas colidem com a superfície e deformam-se (tornam-se aplainadas), se resfriam, se conformam e aderem à superfície e entre si,

constituindo assim uma estrutura lamelar. Uma estrutura típica de revestimentos aspergidos é constituída de lamelas do material aspergido entremeada de inclusões de óxidos, microtrincas, partículas sólidas e porosidade. A Figura 2 mostra, de maneira esquemática, a estrutura típica de um revestimento produzido por aspersão térmica, onde são identificados seus principais defeitos (AWS, 1985; LIMA e TREVISAN, 2007).

Visando melhores características do revestimento aspergido, as partículas devem atingir o substrato no estado fundido, uma vez que, caso estejam no estado sólido, elas poderão se repelir ou formar ligações fracas com o substrato ou com o restante do revestimento (PAREDES, 1999).

As variações básicas de classificação da aspersão térmica ocorrem em função dos métodos de aquecimento e de propulsão dos materiais para o substrato. Dessa forma, distinguem-se dois grupos: um que usa a combustão e outro que utiliza a energia elétrica como fonte de energia. Sendo que cada grupo subdivide-se, conforme indicado na Figura 3.

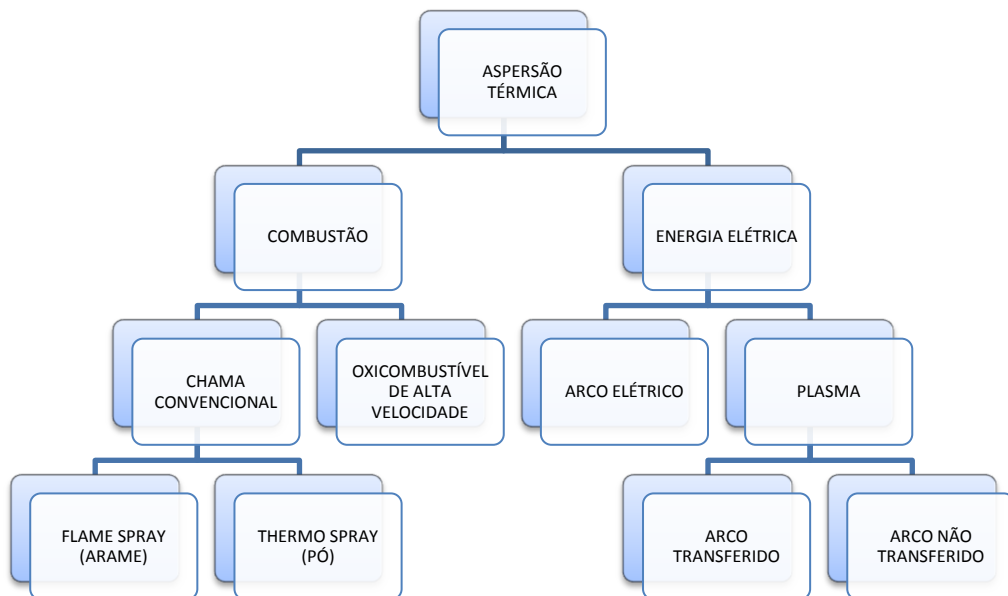


Figura 3 - Classificação dos processos de aspersão térmica

Fonte: Autoria própria

O aquecimento por combustão subdivide-se em por chama convencional e oxicombustível de alta velocidade (HVOF).

Segundo Lima e Trevisan (2007), a combustão convencional utiliza como fonte de aquecimento a energia de combustão de um gás combustível em oxigênio, podendo usar pó como consumível (aspersão por chama de pó ou *flame powder spray*) ou combustível na forma de arame (aspersão por chama de arame – *wire flame spraying*). As Figuras 4 e 5 ilustram os processos de aspersão térmica de pó e arame como material de alimentação, respectivamente.

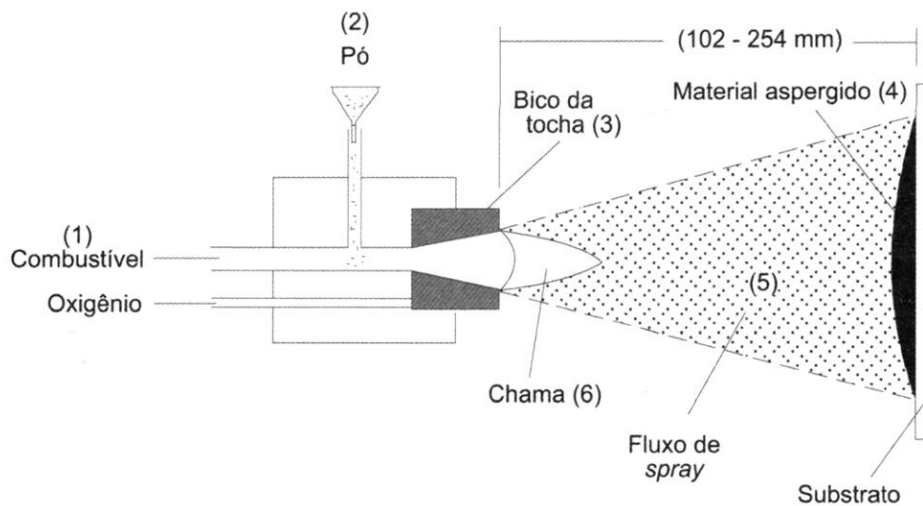


Figura 4 - Esquema de aspersão térmica por chama de pó

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.28

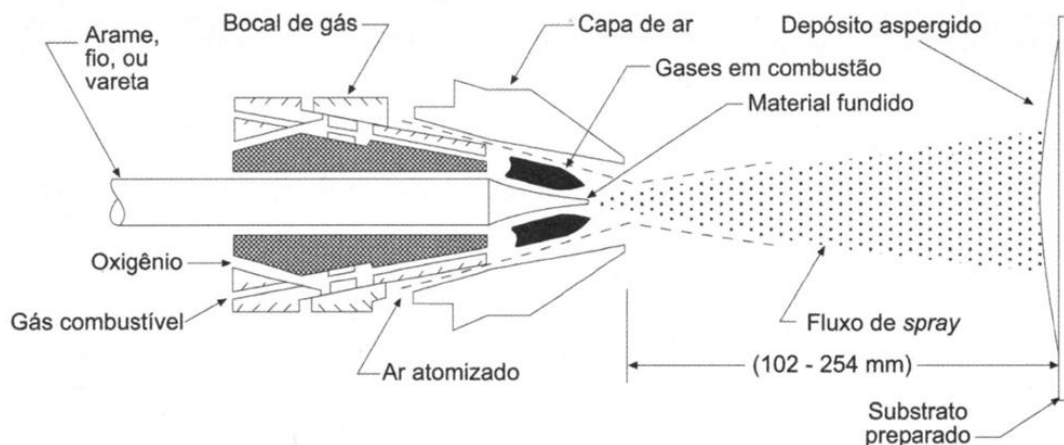


Figura 5 - Seção transversal da tocha de aspersão por chama de arame

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.29

Para menores velocidades de partículas e menores temperaturas, os revestimentos resultantes desse processo geralmente apresentam uma resistência adesiva e coesiva mais baixa e maiores porosidades em relação às obtidas em com os demais processos.

O processo de combustão com oxicombustíveis de alta velocidade (HVOF – *High Velocity Oxygen Fuel*) permite alcançar pressões de 6-10 bar, gerando um jato de exaustão de alta velocidade. O princípio de funcionamento pode ser observado na Figura 6.

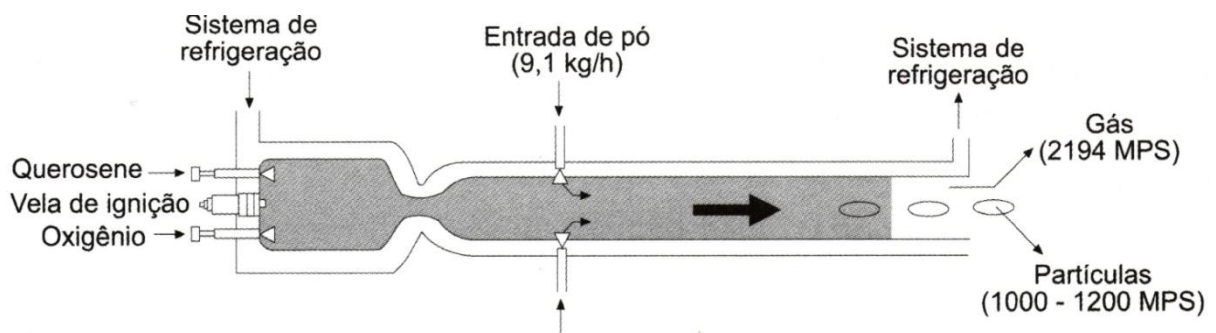


Figura 6 - Esquema de uma tocha de aspersão HVOF

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.33

Nesse processo, o combustível, usualmente propano, propileno, metil-acetileno-propadieno ou hidrogênio, é misturado com o oxigênio em uma câmara de combustão. Após a queima, os produtos são liberados por um bocal, ocorrendo a expansão e alcançando velocidades supersônicas (LIMA e TREVISAN, 2007).

O aquecimento por energia elétrica utiliza consumíveis na forma de pó ou de arame. No caso da aspersão térmica por plasma utilizam-se materiais consumíveis exclusivamente sob a forma de pó. Existem dois modos de formação de plasma arco transferido e o não transferido.

As Figuras 7 e 8 esquematizam o funcionamento da aspersão por plasma de arco não transferido e de arco transferido respectivamente.

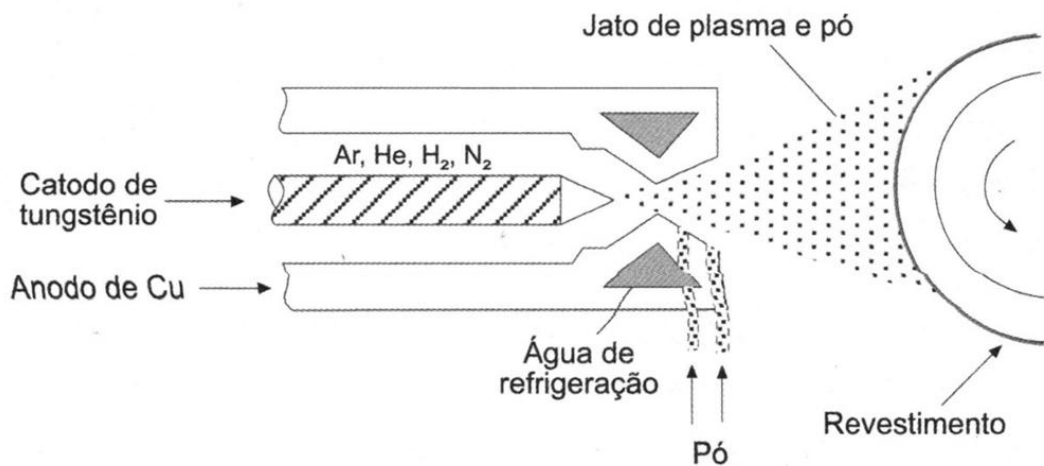


Figura 7 - Esquema de aspersão por plasma de arco não transferido

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.41

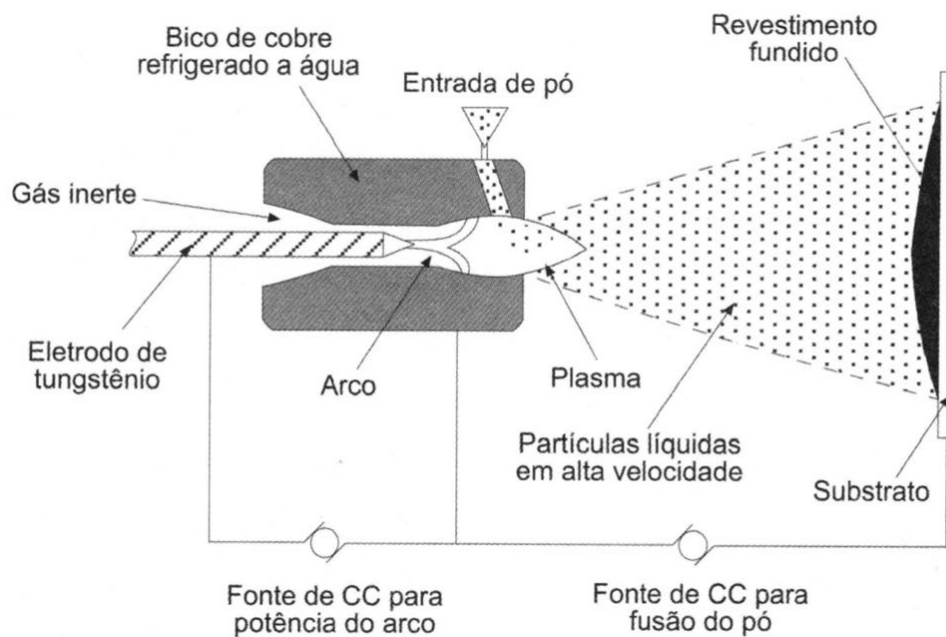


Figura 8 - Esquema de aspersão por plasma de arco transferido

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.44

A aspersão térmica por arco não transferido (APS - *air plasma spraying*) utiliza o calor de um arco plasma (arco elétrico constringido) para fundir os materiais. Essa constringência é obtida forçando o arco elétrico através de um orifício em um anodo de cobre com refrigeração à água, visando o aumento e o controle da densidade de energia do fluxo do arco (LIMA e TREVISAN, 2007). Por outro lado a

aspersão térmica por arco transferido (PTA - *plasma transferred arc*) é estabelecida uma corrente secundária entre o eletrodo da tocha e o substrato. Nesse processo a necessidade de energia é menor em comparação ao de arco não transferido (LIMA e TREVISAN, 2007).

A aspersão térmica a arco elétrico (EAS – *electric arc spraying*), empregada nesse estudo, consiste no avanço automático de dois eletrodos consumíveis (isolados um do outro) e posterior encontro em um ponto em uma névoa de gás atomizador. Uma diferença de potencial entre 18 e 40 V é aplicada através dos arames, iniciando um arco elétrico que funde as pontas dos arames eletrodos (LIMA e TREVISAN, 2007). A atomização do metal fundido e posterior projeção das partículas sobre o substrato é realizada por meio de um gás comprimido dirigido através da zona do arco.

Segundo Lima e Trevisan (2007), a aspersão a arco elétrico, também conhecida como arco arame (WAS – *wire arc process*), apresenta, geralmente maiores taxas de aspersão (dependentes da corrente da fonte de energia e da taxa de alimentação de arame) ao mesmo tempo que gera um menor aquecimento no substrato em relação à aspersão por chama. A energia elétrica nesse processo está na faixa de 5 a 10 kW. Este processo é esquematizado na Figura 9.

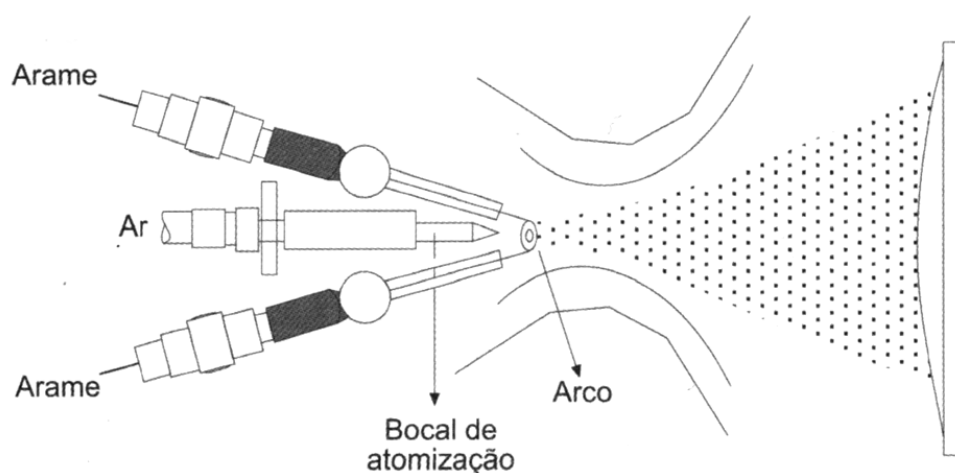


Figura 9 - Esquema do processo a arco elétrico

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.45

A Tabela 2 apresenta um quadro comparativo de características e propriedades dos diversos processos de aspersão térmica.

Tabela 2 - Comparação entre os processos de aspersão térmica

Propriedade/ característica	Tipo de revestimento	Chama arame	Chama a pó	Arco elétrico	HVOF	Plasma arco não transferido	Plasma a vácuo
Resistência adesiva (MPa)	Metais ferrosos	14-28	14-21	28-41	48-62	21-34	100-400
	Metais não- ferrosos	7-34	7-34	14-48	48-62	14-48	400-750
	Cerâmicas	-	14-34	-	-	21-41	25-55
	Carbonetos	-	34-48	-	83+	55-69	60-100
Densidade (% de material bruto equivalente)	Metais ferrosos	85-90	85-90	85-95	95-98+	90-95	97-99+
	Metais não- ferrosos	85-90	85-90	85-95	95-98+	90-95	97-99+
	Cerâmicas	-	90-95	-	-	90-95+	95-98
	Carbonetos	-	85-90	-	95-98+	90-95+	95-98+
Dureza	Metais ferrosos	84HR _a - 35HR _c	80HR _a - 35HR _c	85HR- 40HR _c	90HR _a - 45HR _c	80HR _b - 40HR _c	30-50HR _c
	Metais não- ferrosos	95HR _h - 40HR _c	30HR _h - 20HR _c	40HR- 35HR _c	100HR _h - 55HR _c	40HR _h - 50HR _c	45-55HR _c
	Cerâmicas	-	40- 65HR _c	-	-	40-65HR _c	50-70HR _c
	Carbonetos	-	40- 65HR _c	-	55- 72HR _c	50-65HR _c	50-70HR _c
Permeabilidade	Metais ferrosos	Alta	Média	Média	-	Média	Nenhuma
	Metais não- ferrosos	Alta	Média	Média	-	Média	Nenhuma
	Cerâmicas	-	Média	-	-	Baixa-média	-
	Carbonetos	-	Média	-	-	Baixa-média	-
Limitação de espessura do revestimento (mm)	Metais ferrosos	0,5-2	0,5-2	0,5-2,5	0,6-2,5	0,4-2,5	0,05-10+
	Metais não- ferrosos	0,5-2	0,5-5	0,5-5	0,5-2,5	0,4-5	0,05-10

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.47

Em comparação com as outras técnicas de aspersão (HVOF, Chama e Plasma) a aspersão por arco elétrico apresenta um menor aquecimento do substrato, por não haver contato da chama diretamente com o material (LIMA e TREVISAN, 2007). Além disso, a Tabela 2 descreve outras características desse processo em comparação com os demais.

2.1.2. Refusão a Plasma

A refusão do revestimento é uma técnica complementar que visa minimizar ou eliminar a presença de óxidos, inclusões, poros e segregações gerados na aspersão, obtendo, assim, uma microestrutura mais homogênea e refinada, semelhante à soldada (WILL, 2008).

Além de eliminar a presença de óxidos interlamelares e poros, a refusão também permite uma melhor aderência entre o revestimento e o substrato, melhorando significativamente as propriedades de resistência à cavitação (PUKASIEWICZ *et al.*, 2012).

Segundo Will (2008), isso se deve à maior dureza obtida e, conseqüentemente, maior resistência ao desgaste e à corrosão, além de se reduzir as tensões residuais trativas na superfície da peça ou substituí-las por tensões compressivas.

Dentre os principais processos de refusão superficial estão: refusão por TIG, refusão por plasma e refusão a laser. “As propriedades e a qualidade da camada refundida dependem diretamente da técnica de refusão utilizada e das características metalúrgicas do substrato” (WILL, 2008, p.37).

Em processos automatizados, como laser ou plasma, a influência do soldador é mínima, considerando que os parâmetros de operação estejam previamente acertados. Dessa forma alguns resultados, como a qualidade da camada refundida, deixam de depender diretamente da habilidade do soldador.

Segundo Reis e Scotti (2007), plasma refere-se a um gás suficientemente aquecido, a ponto de se tornar ionizado (composto de íons e elétrons livres em equilíbrio).

O processo de soldagem a plasma (Figura 10) é caracterizado pela formação do arco-plasma pela passagem forçada de um arco elétrico através de um orifício. Inicialmente o fluxo de gás (chamado de gás plasma) é direcionado para o interior de uma tocha, fluindo por uma cavidade composta por eletrodos refratários não consumíveis, onde o gás é suficientemente aquecido por meio do arco gerado pelo eletrodo/bocal e eletrodo/peça e se ioniza, transformando-se em plasma. A saída do gás é constringida por um bocal, fazendo com que o plasma seja expelido a altas velocidades devido à pressão do gás e ao efeito de expansão térmica na região do arco dentro da cavidade (LIMA e TREVISAN, 2007; REIS e SCOTTI, 2007).

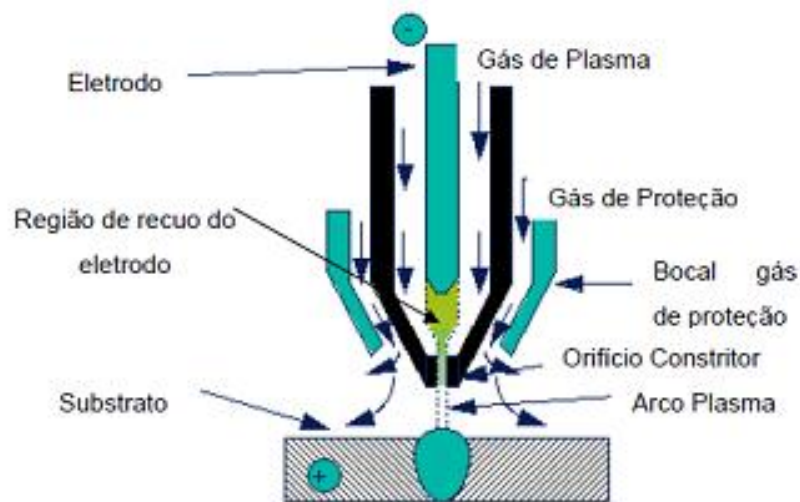


Figura 10 - Esquema de funcionamento do processo de soldagem a plasma

Fonte: Oliveira, 2011, p. 26

O escoamento do gás direciona o arco-plasma de forma que o calor fica concentrado em uma área relativamente pequena. Dessa forma o gás de plasma fica impossibilitado de proteger a poça de fusão, criando a necessidade da utilização de um gás de proteção, o qual escoar pela parte externa do bocal (REIS e SCOTTI, 2007).

De acordo com Will (2008), a refusão por plasma tem como vantagens, em relação ao processo TIG, a maior penetração em um único passe e uma tolerância maior às variações da distância bico/peça. Além disso, possui uma elevada densidade de energia, o que minimiza a diluição e a influência do material base na

composição química do revestimento. No entanto apresenta como desvantagem a dificuldade de trabalho manual, por impossibilitar a obtenção de camadas refundidas uniformes.

Reis e Scotti (2007) apresentam três modos distintos de operação da soldagem plasma: microplasma, *melt-in* e *keyhole*, os quais são ilustrados a seguir.

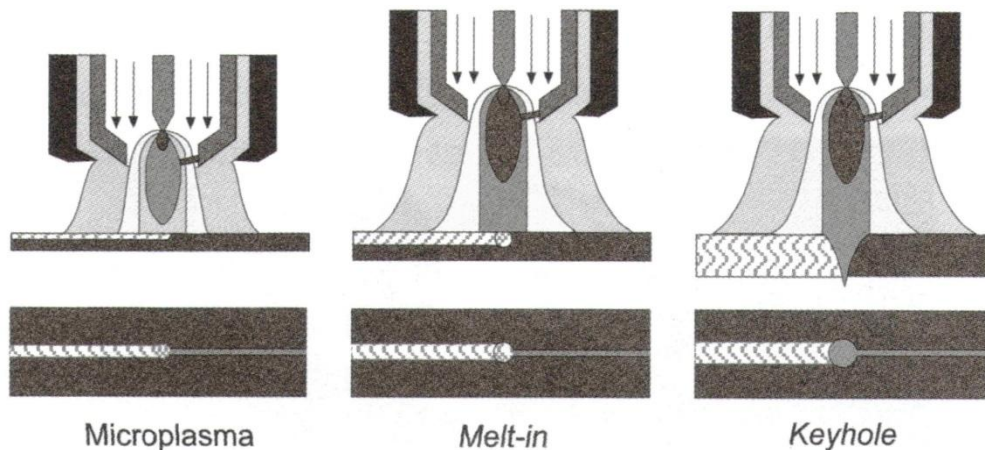


Figura 11 - Esquema dos três modos de operação de soldagem a plasma

Fonte: Reis e Scotti 2007, p.77

No modo microplasma o arco formado na ponta da tocha é pequeno (comparável a uma agulha), tornando possível uma soldagem autógena do metal de base. O modo *melt-in* é semelhante ao TIG, porém a constrição do arco durante o processo plasma proporciona maior rigidez ao arco e maior densidade de energia, e, conseqüentemente, maior penetração. No modo *keyhole* é uma técnica não convencional de soldagem, uma vez que o jato e plasma atravessa a junta a ser soldada e forma um pequeno orifício circular que vai se fechando a medida que o arco avança pelo percurso de soldagem (REIS e SCOTTI, 2007).

2.2. TRANSFERÊNCIA DE CALOR NA SOLDAGEM

O principal mecanismo de transferência de calor na soldagem é a condução. No entanto, uma pequena parte é perdida através das superfícies da peça em forma de radiação e por convecção natural para a atmosfera que a circunda (RAMIREZ-LONDOÑO, 1997).

Independente da fonte de calor utilizada, a energia empregada para a soldagem provoca notáveis alterações nos metais base e de solda. O estabelecimento de um fluxo térmico exerce profunda influência sobre pelo menos os seguintes aspectos da junta soldada: macroestrutura de solidificação do metal de solda, transformações microestruturais (crescimento dos grãos e transformações de fase), propriedades mecânicas/metalúrgicas, descontinuidades, tensões residuais e deformações (MACHADO, 2000). As propriedades mecânicas da junta dependem da microestrutura do material após os ciclos térmicos, dessa forma, “é imprescindível o controle do ciclo térmico que ocorre durante a soldagem para a obtenção de uma junta sã, isenta de trincas” (VASCONCELOS *et al.*, 2009, p.2).

Atualmente o arco elétrico é a fonte de energia mais utilizada na soldagem de metais por fusão, dessa forma, os processos que o utilizam têm uma grande importância industrial, sendo empregados na fabricação de diversos componentes e estruturas, assim como na recuperação de peças danificadas ou desgastadas. Isso ocorre porque esta fonte apresenta uma ótima combinação de características, as quais incluem “uma concentração adequada de energia para a fusão localizada do metal de base, facilidade de controle, baixo custo relativo do equipamento e um nível aceitável de riscos à saúde dos seus operadores” (MARQUES *et al.*, 2005, p.51).

O arco elétrico “consiste de uma descarga elétrica, sustentada por um gás ionizado, a alta temperatura, conhecido como plasma, podendo produzir energia térmica suficiente para a fusão localizada das peças a serem unidas”. Este apresenta, de forma geral, uma alta eficiência (MARQUES *et al.*, 2005, p.51).

No caso da soldagem a arco elétrico, considera-se que o calor necessário para a formação do cordão é essencialmente produzido por uma "fonte ideal" com potência q , a qual desloca-se com velocidade constante ao longo de um eixo de referência, sendo os demais possíveis sumidouros de calor desprezíveis frente ao calor gerado pelo arco elétrico (MACHADO, 2000).

Para as aplicações usuais da Tecnologia da Soldagem, é suficientemente preciso o cálculo da potência gerada no arco (W) por meio da seguinte relação:

$$q = \eta \cdot V \cdot I \quad (1)$$

sendo que, q é a potência gerada [W], V é a tensão no arco [V], I é a corrente elétrica no arco [A] e η é o rendimento térmico do processo, indicando a proporção da potência total gerada que é transferida para a peça soldada.

Em relação à temperatura no processo de refusão, pode ocorrer uma variação de cerca de 2200 à 28000°C dependendo da fonte de calor utilizada, das pressões e da proporção oxigênio-gás combustível, conforme apresentado na Tabela 3.

Tabela 3 - Temperaturas de fontes de calor

Fonte	Temperatura [°C]
Propano, oxigênio	2526 – 2640
Gás natural, oxigênio	2538 – 2735
Hidrogênio, oxigênio	2660 – 2690
Propileno, oxigênio	2843
MAPP, oxigênio	2927
Acetileno, oxigênio	3087 – 3100
Arco Plasma	2200 – 28000

Fonte: LIMA e TREVISAN, 2007, p.25

A energia gerada pelo arco elétrico determina, além do volume da poça de fusão, o seu tempo de solidificação e as velocidades de resfriamento e temperaturas na junta soldada. No entanto, parte da energia gerada não atinge o metal base, sendo dissipada para a vizinhança (RAMIREZ-LONDOÑO, 1997). Dessa forma é possível definir a eficiência térmica do processo de soldagem (η):

$$\eta = \frac{E_a}{E_g} \quad (2)$$

sendo, E_a a energia efetivamente absorvida pelo metal base e E_g a energia gerada pelo arco elétrico

A Tabela 4 indica a eficiência em função do processo de soldagem, no entanto recomenda-se que estes sejam empregados com cautela e apenas como uma orientação geral, uma vez que diversos fatores e parâmetros de soldagem podem alterar tais rendimentos (MACHADO, 2000).

Tabela 4 - Eficiência em função do Processo de Soldagem

Processo	Eficiência
Arco submerso	0,9 ±0,09
Eletrodo Revestido	0,75 ±0,10
Eletroescória	0,68 ±0,13
Feixe de Elétrons	0,87 ±0,08
Laser	0,70 ±0,005
MIG/MAG	0,75 ±0,10
Oxigás	0,52 ±0,27
TIG (corrente contínua e eletrodo negativo)	0,65 ±0,15
TIG (corrente alternada)	0,35 ±0,15

Fonte: Adaptado de Machado, 2000

No caso da soldagem a plasma o valor do rendimento térmico pode variar de 0,47 a 0,75 (FUERSCHBACH, 2004). DuPont e Marder (1995) determinaram a eficiência de diferentes processos de soldagem. O processo a plasma apresentou o menor valor $0,47 \pm 0,03$, o processo TIG apresentou $0,67 \pm 0,05$ e os processos MIG/MAG e arco submerso apresentaram cerca de $0,84 \pm 0,04$. Segundo os autores, o desempenho inferior da soldagem a plasma em relação ao TIG seria devido ao fato de que, além da perda com o eletrodo, parte da energia é também transferida para o bocal de constricção ao invés de ir para a peça. Reis *et al.* (2011) apresentam uma faixa de rendimento térmico do processo Plasma que varia de 45% até 75%. Fuerschbach e Knorovsky (1991), DuPont e Marder (1995), Fuerschbach (2004), FU Yue-chun *et al.* (2004) e Balamurugan e Murugan (2013) recomendam, para processos de soldagem a plasma, a utilização de um rendimento térmico de aproximadamente 0,6.

2.3. INTRODUÇÃO AO MÉTODO DE VOLUMES FINITOS

A obtenção de soluções analíticas para o processo de soldagem exige que o problema seja simplificado, a fim de se obter equações e condições de contorno lineares. Apesar de tais simplificações, “as soluções obtidas desta forma são exatas, e permitem verificar a influência dos diversos parâmetros do processo de soldagem na distribuição de temperatura” (FASSANI, 2001, p.2).

Por outro lado, as dificuldades impostas para a solução analítica de problemas relacionados à soldagem, normalmente utilizam-se técnicas numéricas para a obtenção da distribuição de temperatura. Segundo Fassani (2001), essas dificuldades englobam desde a condição inicial não homogênea, até perdas de calor por convecção natural e radiação e variação das propriedades físicas do material. A inclusão dessas considerações na análise do problema resulta em condições não lineares o que, segundo a autora, torna necessária a utilização de métodos numéricos.

Os métodos numéricos são empregados na transformação de uma equação diferencial, definida em um domínio, em um sistema de equações algébricas (discretização). A discretização pode ser realizada tradicionalmente utilizando o Método das Diferenças Finitas (MDF), o Método dos Volumes Finitos (MVF) ou o Método dos Elementos Finitos (MEF).

O Método das Diferenças Finitas substitui a equação diferencial por equações algébricas, chamadas de diferenças finitas, em um número discreto de pontos, obtendo soluções aproximadas. Esse é o método mais antigo.

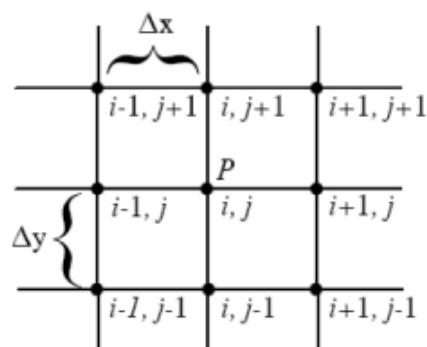


Figura 12 - Malha de diferenças finitas

Fonte: Costa e Ribeiro, 2010, p.940

Já o Método de Elementos Finitos substitui a equação diferencial por uma formulação variacional. Baseia-se na subdivisão do domínio complexo analisado em subdomínios mais simples, chamados de elementos finitos. A conexão de cada elemento finito ao elemento finito é denominada nó. O conjunto dos nós e elementos denomina-se malha, conforme ilustrado na Figura 13.

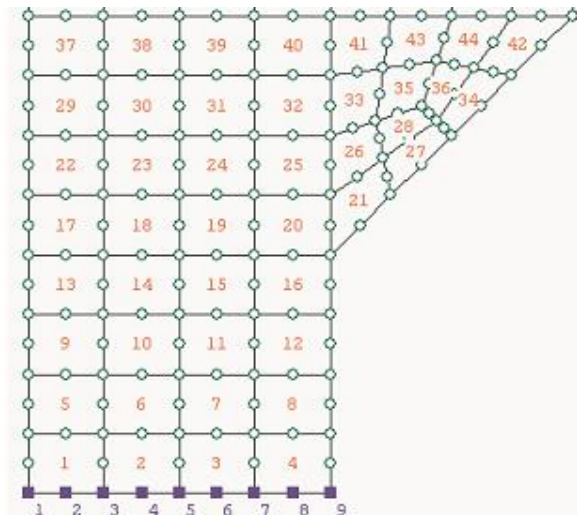


Figura 13 - Malha de volumes finitos

Fonte: Azevedo, 2003, p.7

O Método dos Volumes Finitos é um método de resolução de equações diferenciais baseado no balanço de massa, energia e quantidade de movimento. Esse método é considerado uma evolução do de diferenças finitas, sendo mais estável e convergente, uma vez que garante a conservação da massa em cada volume de controle discretizado.

O Método dos Volumes Finitos é amplamente utilizado na resolução de problemas de transferência de calor e mecânica dos fluidos (FASSANI, 2001). Portanto, justifica-se a utilização deste no problema analisado.

No Método dos Volumes Finitos o domínio é subdividido em N volumes de controle (sub-regiões não superpostas) com um ponto nodal associado a cada um, sendo que cada um desses volumes deve satisfazer a conservação da variável estudada (PATANKAR, 1980). O conjunto desses pontos nodais e volumes de controle formam uma grade computacional.

Esse método pode ser aplicado a problemas uni, bi e tridimensionais, em regime permanente ou transiente. A Figura 14 ilustra uma grade computacional unidimensional:

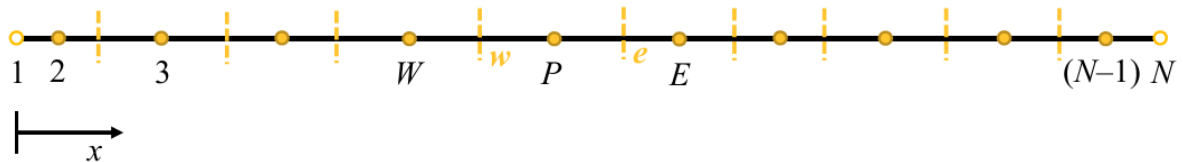


Figura 14 - Geometria da grade computacional unidimensional

Fonte: Alves, 2011, Aula 5, slide 12

Focando a atenção no ponto nodal interno P , este possui os pontos W e E como vizinhos, as linhas pontilhadas ilustram as interfaces entre volumes de controle. Os volumes de controle nas fronteiras são o 2 e o $(N-1)$. Os pontos onde são aplicadas as condições de contorno são o 1 e o N .

A obtenção da grade computacional pode ser realizada com base em dois procedimentos: Prática A e Prática B.

Em ambos os procedimentos os pontos nodais são numerados de forma crescente e consecutiva. Na prática A o primeiro passo consiste na definição dos pontos nodais para, em seguida, posicionar as interfaces dos volumes nas posições médias entre os pontos (Figura 15).

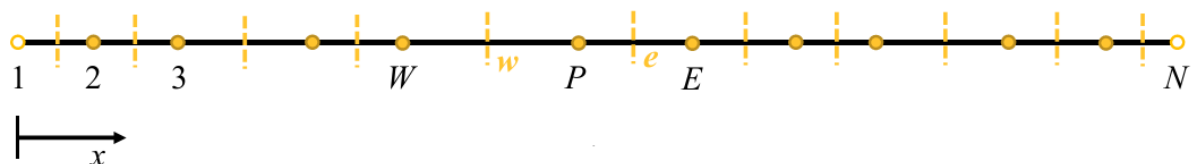


Figura 15 - Geometria da grade computacional unidimensional (Prática A)

Fonte: Alves, 2011, Aula 5, slide 12

Em contrapartida, na Prática B, primeiramente são definidas as posições das interfaces dos volumes de controle, para então os pontos nodais serem posicionados no centro de cada volume (Figura 16).

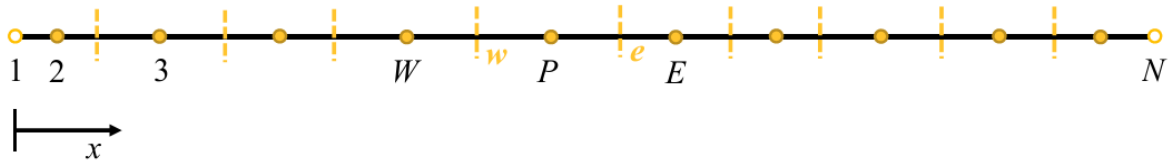


Figura 16 - Geometria da grade computacional unidimensional (Prática B)

Fonte: Alves, 2011, Aula 5, slide 13

Dessa forma, observa-se que na Prática A as grades não são uniformes, ou seja, os pontos nodais não estão localizados nos centros dos volumes de controle. A adoção desse procedimento torna mais precisa a aproximação numérica dos fluxos difusivos, uma vez que as interfaces estão em posições equidistantes dos pontos nodais. No entanto, a não uniformidade da grade e aumenta a complexidade do problema devido não uniformidade dos termos-fonte e das propriedades de transporte. Sendo assim, no desenvolvimento do problema estudado será empregada a Prática B, a qual permite facilmente a composição de um domínio composto por um conjunto de regiões homogêneas separadas por fronteiras bem definidas (PATANKAR, 1980).

A Figura 17 ilustra os nós internos de uma grade computacional uniforme, subdividida de acordo com a Prática B, a qual servirá de base para a discretizações realizadas nesse trabalho.

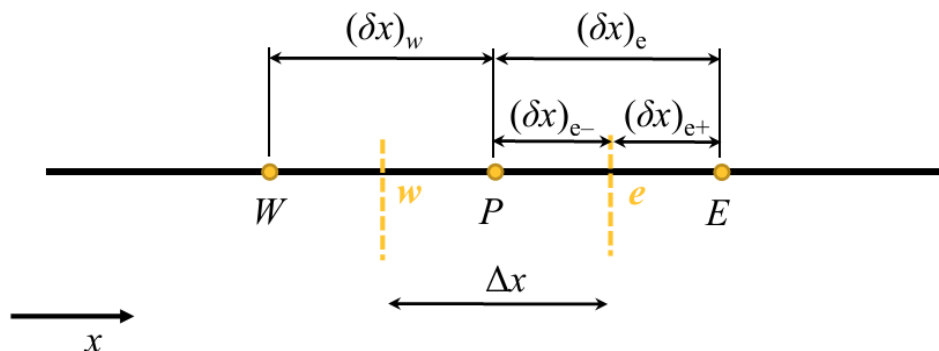


Figura 17 - Geometria da grade unidimensional de volumes internos

Fonte: Alves, 2011, Aula 4, slide 19

A discretização das equações por meio do Método dos Volumes Finitos requer a aproximação da curva real por meio de perfis. Dois perfis simples e

amplamente utilizados são o perfil em degrau (Figura 18a) e o perfil linear por partes (Figura 18b), onde ϕ representa a variável da equação, nesse caso a temperatura.

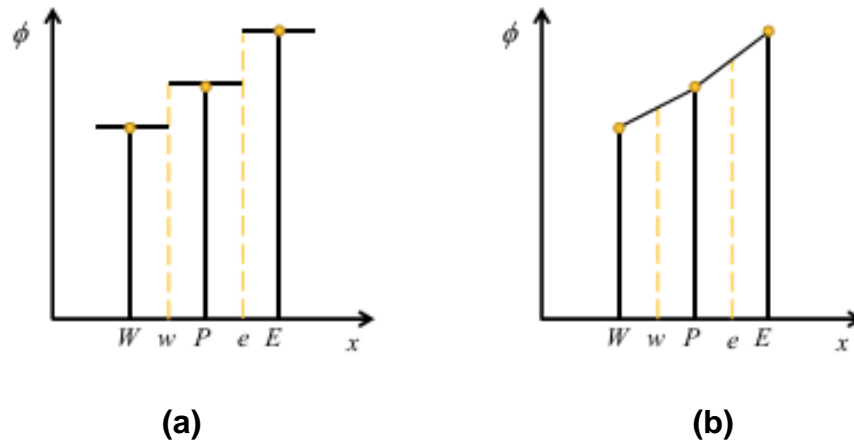


Figura 18 - Perfis aproximados por degraus (a) e linear por partes (b)

Fonte: Alves, 2011, Aula 4, slide 24

A aproximação por perfil em degraus impossibilita, devido às descontinuidades, que sejam obtidas derivadas nas interfaces dos volumes de controle, ao contrário do perfil linear por partes. No entanto, é possível aproximar por perfis diferentes cada termo da equação do fenômeno.

Independente do perfil adotado é essencial garantir o realismo físico da solução e a conservação ao longo do domínio, conforme ilustrado na Figura 19.

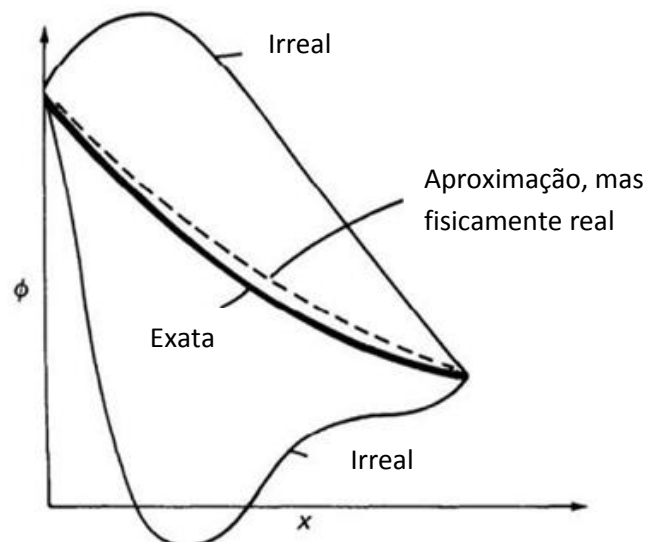


Figura 19 - Comportamento físico realístico e não-realístico

Fonte: Patankar, 1980, p.34

Outra discussão relevante é em relação ao tratamento dos coeficientes difusivos na interface.

Enquanto a definição dos fluxos difusivos é feita nas interfaces dos volumes de controle, os coeficientes difusivos (nesse caso o k) são definidos nos pontos nodais. Assim, faz-se necessária a determinação dos valores das propriedades nas interfaces dos volumes de controle (PATANKAR, 1980).

De maneira geral, o tempo nas equações pode ser tratado de forma implícita ou explícita como descrito a seguir.

2.3.1. Método Explícito

Esse método é considerado o mais simples, uma vez que as temperaturas no tempo $(t+1)$ desconhecidas são obtidas a partir das temperaturas no instante t , as quais são conhecidas. Nesse caso cada equação é resolvida individualmente.

A principal restrição desse método é em relação à sua estabilidade. Uma vez que o coeficiente de temperatura no instante anterior pode assumir valores negativos ao longo do cálculo, os erros localizados tornam-se significativos. Essa análise de estabilidade baseia-se no critério de estabilidade de Von Neumann. No entanto a estabilidade não garante soluções fisicamente plausíveis. Se essa condição for violada ou se o passo de tempo utilizado não for suficientemente pequeno, os resultados obtidos podem ser irreais (PATANKAR, 1980). Assim, conclui-se que o Esquema Explícito não permite passos arbitrários de tempo.

2.3.2. Método Implícito

O método implícito é mais complexo que o explícito, uma vez que quase todos os termos da equação são avaliados no tempo $(t+1)$. Em cada intervalo de tempo um sistema tridiagonal deve ser resolvido simultaneamente. Para tanto, são aplicados algoritmos de resolução como o TDMA. Apesar de mais complexo o método implícito possui a vantagem da estabilidade, este alcança a convergência e fornece resultados fisicamente realistas independente do intervalo de tempo

adotado. Quando o intervalo de tempo tende ao infinito, a solução tende para o regime permanente.

2.3.3. Método Crank-Nicholson

Esse método é basicamente uma modificação do método implícito feita por Crank e Nicholson em 1947, considerando uma média aritmética das aproximações de diferenças finitas nas formas explícita e implícita. Assim como no implícito, as equações devem ser resolvidas simultaneamente. O método é incondicionalmente estável e possui uma precisão de segunda ordem no espaço e no tempo, diferindo dos anteriores, os quais possuem precisão de segunda ordem apenas no espaço.

A Figura 20 apresenta a variação da temperatura com o tempo para os três diferentes métodos.

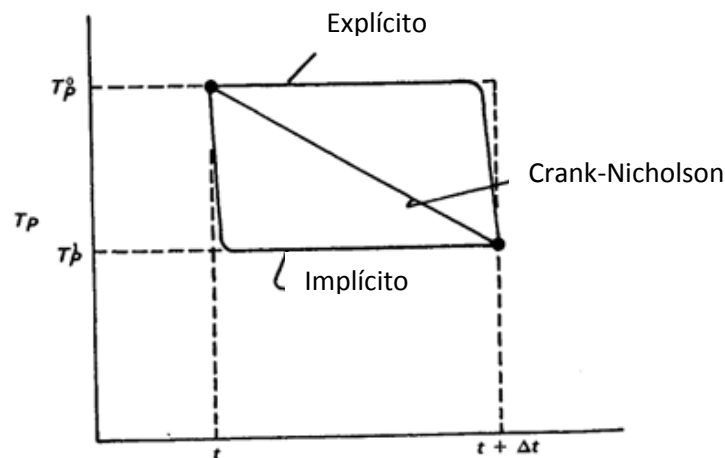


Figura 20 - Variação da temperatura com o tempo para os três métodos

Fonte: Adaptado de PAKANTAR, 1980, p.56

Observa-se que, para pequenos passos de tempo o método implícito não é tão apropriado quanto o de Crank-Nicholson, uma vez que, como observado na imagem, a curva temperatura-tempo é aproximadamente linear para pequenos intervalos de tempo (PATANKAR, 1980).

2.4. APLICAÇÃO DE MÉTODOS NUMÉRICOS NA SOLDAGEM

A simulação do processo de soldagem foi, inicialmente, estudada analiticamente por Rosenthal (1946) nas configurações de fluxo de calor uni, bi e tridimensional, nos regimes transiente e permanente para o problema de soldagem. O autor assumiu as propriedades físicas dos materiais como independentes da temperatura, perdas de calor desprezíveis, ausência da mudança de fase, fonte de calor concentrada e meio infinito. A última hipótese é a mais crítica, uma vez que, na prática, nem sempre as chapas são grandes o suficientes (principalmente em espessura) para que essa hipótese seja válida. Posteriormente sua teoria foi refinada por vários pesquisadores, inicialmente levando em consideração a espessura fina da chapa, objetivando tornar as equações analíticas mais próximas da realidade.

As equações de Rosenthal, apesar das simplificações adotadas, estão presentes em diversos trabalhos, como o de Wells (1952), que previu a geometria da solda e, de Adams (1958), que obteve expressões para o cálculo da taxa de resfriamento e da temperatura de pico.

Observa-se tanto o emprego de modelagem por meio de diferenças finitas, como é o caso de Tsao e Wu (1998), Chuansong, Zhenning e Lin (1993), Mundra, DebRoy e Kelkar (1996) e Kim e Basu (1998), ao discretizarem as equações da continuidade, quantidade de movimento e energia; quanto de elementos finitos, utilizados por Wahab e Painter (1997) e Hong, Weckman e Strong (1998) no estudo do movimento do fluido na poça de solda.

Wahab, Painter e Davies (1998) desenvolveram modelos bi e tridimensionais, utilizando elementos finitos, para determinar tempo de resfriamento, penetração da solda e a largura das poças de solda. Os resultados obtidos foram comparados com experimentais. Dentro de uma faixa de parâmetros de soldagem, os resultados apresentaram concordância satisfatória.

Gery, Long e Maropoulos (2005) apresentaram um modelo de fonte em movimento distribuído de calor baseada no método de dupla elipsóide de Goldak. Foram analisadas tanto as distribuições de temperatura como os efeitos das variações dos parâmetros de soldagem na temperatura.

Attarha e Sattari-Far (2011) simularam modelos tridimensionais, utilizando o método de elementos finitos, e compararam os resultados obtidos numericamente aos experimentais, obtendo uma ótima concordância entre eles. Os autores desenvolveram um modelo transiente considerando a variação das propriedades físicas do material com a temperatura, e, assim como Gery, Long e Maropoulos (2005), utilizaram a modelagem da fonte distribuída de dupla-elipsóide proposta por Goldak *et al.* (1984).

Seja por meio de métodos numéricos ou analiticamente, a transferência de calor durante a soldagem é um assunto bastante abordado e que continua em evolução.

2.4.1. Variação das propriedades físicas com a temperatura

Fassani (2001) defende que a consideração de propriedades físicas constantes no estudo da distribuição de temperatura no processo de soldagem depende fortemente do material utilizado. No caso de um material cujas propriedades físicas (condutividade e capacidade térmica) variam fortemente e de forma não-linear com a temperatura, essa hipótese pode conduzir a erros consideráveis. Nesses casos as equações de Rosenthal apresentam resultados satisfatórios apenas nas regiões mais afastadas da Zona Fundida (ZF), uma vez que próximo à ZF ocorrem elevados gradientes térmicos e, conseqüentemente, variações consideráveis nas propriedades do material.

A solução adotada por Rykalin (1951) e Boo e Cho (1990) foi utilizar os valores das propriedades físicas referentes à metade da temperatura de fusão do material. Grosh, Trabant e Hawkins (1995, *apud* Fassani, 2001) criaram um coeficiente de ajuste para a correção das equações de Rosenthal, o qual corresponde à inclinação da curva da propriedade com a temperatura. Outra referência é a de Shal *et al.* (1995) que, para solucionar o erro resultante da consideração de propriedades físicas constantes, utilizaram a média de valores a baixa e alta temperatura.

A consideração da variação das propriedades físicas com a temperatura torna necessária a utilização de métodos numéricos, devido à natureza não linear das

equações. Ule, Joschi e Sedy (1990) utilizaram uma malha mais refinada na região da ZF. Dessa forma foi possível considerar a variação das propriedades na região da malha mais refinada e as propriedades constantes nas malhas mais grosseiras.

Zhu e Chao (2002) investigaram o efeito que cada propriedade do material dependente da temperatura causa na distribuição de temperaturas e tensões residuais durante o processo de soldagem. Os resultados obtidos mostram que a condutividade térmica do material causa efeitos significativos na simulação de processos de soldagem.

2.4.2. Perdas de calor por convecção natural e radiação

É possível tratar analiticamente as perdas de calor por meio de um coeficiente global de transferência de calor, que seria a soma dos coeficientes de convecção natural e radiação considerados constantes. Caso o problema torne necessária a variação destes coeficientes com a temperatura, torna-se necessária a utilização de métodos numéricos.

Ramirez-Lodoño (1997, p.7) defende que a dissipação de energia por convecção natural “só tem alguma importância no caso em que as chapas soldadas sejam muito finas”. No entanto, autores como Jhaveri, Moffat e Adams (1962) discordam, afirmando que, embora a suposição de perdas desprezíveis por radiação e convecção natural sejam normalmente válidas, a convecção natural pode influenciar significativamente a taxa de resfriamento, a temperatura de pico e a distribuição de temperatura não apenas no caso de chapas finas, como também para elevados insumos de calor e materiais de baixa condutividade térmica (apud. FASSINI, 2001).

2.4.3. Mudança de fase

A presença da mudança de fase torna-se importante e é levada em consideração principalmente em trabalhos relacionados à morfologia do cordão de solda e ao tamanho da oca de solda. Mesmo nesses casos o calor latente pode ser

tratado como “um aumento no calor específico durante a fusão e um decréscimo no calor específico durante a solidificação” (FASSANI, 2001, p.16).

Vasconcelos (2009, p.4), da mesma forma que os diversos autores como Grosch e Trabant (1956), defende que “o calor latente liberado durante as transformações de fases afeta minimamente a distribuição de temperatura. O campo de temperatura na poça é, em geral, considerado ser governado pelas mesmas equações aplicadas ao metal sólido”.

2.4.4. Fontes de calor

Rosenthal (1946) considera em suas soluções fontes de calor pontuais, lineares e planas, no entanto os resultados são mais precisos para temperaturas 20% inferiores à de fusão. Esses erros ocorrem porque o calor se distribui em um volume finito e não em um volume infinitesimal como supõe a fonte de calor concentrada.

A consideração de uma fonte distribuída pode ser resolvida tanto analítica quanto numericamente, sendo a mais comum a fonte de calor com distribuição Gaussiana circular, a qual admite que a distribuição ocorre sobre a superfície da chapa. (FASSANI, 2001)

Quem sugeriu a fonte de calor Gaussiana circular foi Pavelic *et al.* em 1969. Essa consideração aumentou significativamente a precisão dos resultados nas zonas fundidas e afetadas pelo calor.

Segundo Fassani (2001) a principal dificuldade na utilização de fontes distribuídas é a determinação do parâmetro de distribuição (raio do arco). Em estudos analíticos assume-se um arco de 1,6 a 4 mm. Diversos estudos experimentais foram desenvolvidos para realizar a medição desse arco. Entre eles destaca-se o de Key, Chan e McIlwain (1983) e o de Tsai e Eagar (1985), ambas para o processo de soldagem TIG. Nos resultados obtidos é possível verificar um aumento aproximadamente linear desse parâmetro, sendo a geometria do eletrodo insignificante na alteração deste, ao contrário da composição do gás, que altera a distribuição de calor do arco.

Ion, Easterling e Ashby (1984) substituíram a fonte de calor pontual de Rosenthal por uma fonte circular de raio r_b . Para uma distância r muito maior que o raio r_b , os resultados aproximaram-se dos de Rosenthal, no entanto mostrou-se mais adequada para o cálculo de temperaturas de regiões próximas à fonte.

Goldak, Chakravi e Bibby (1984) apresentaram outros modelos para fontes de alta densidade de potência: a fonte de calor hemisférica e duplo-elipsóide.

Uma vez que o modelo duplo-elipsóide se distribui pelo volume da poça de solda, os resultados obtidos nas vizinhanças da solda foram mais precisos em comparação com os do modelo circular, onde o calor é aplicado apenas na superfície. No entanto, segundo Fassani (2001), apesar do modelo de Pavelic (distribuição Gaussiana circular) ser uma simplificação do modelo de Goldak (duplo-elipsóide), muitos autores utilizam o modelo de distribuição superficial inclusive para modelos tridimensionais.

3. METODOLOGIA

No presente Este capítulo descreve a metodologia utilizada para a realização das simulações numéricas. As etapas estão descritas na Figura 21.

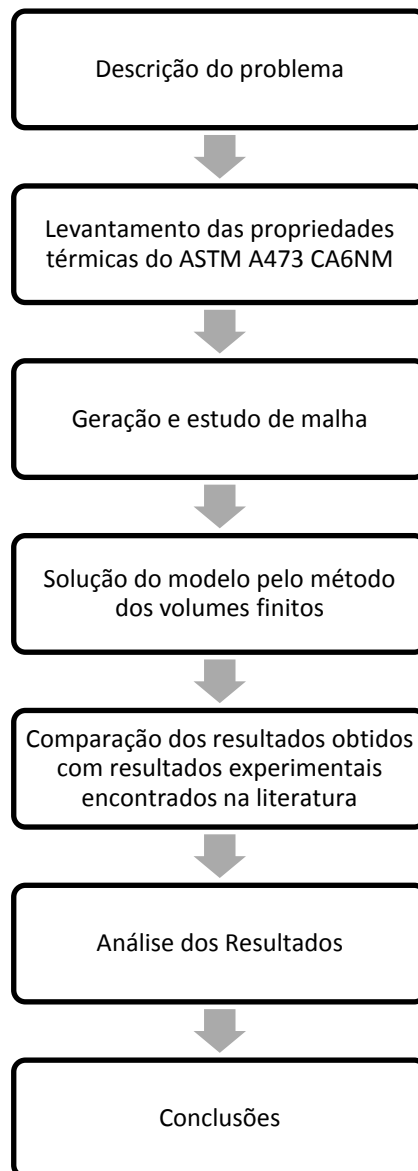


Figura 21 - Esquema das etapas do estudo

Fonte: Autoria própria

3.1. DESCRIÇÃO DO PROBLEMA

Oliveira (2011) avaliou a influência dos parâmetros, corrente contínua ou pulsada e intensidade de corrente, no ciclo térmico originado durante a refusão por plasma de arco transferido de revestimentos Fe-Cr-Mn-Si aspergidos sobre o aço ASTM A743 CA6NM. Para tanto, foram fixados 11 termopares do tipo K nos corpos de prova de modo a mapear todos os ciclos atuantes durante a refusão do revestimento. Arefusão por plasma foi realizada com uma fonte de soldagem multiprocesso IMC450 e uma tocha plasma refrigerada Thermal Dynamics modelo 300, acoplada a um sistema Bug`O,

Os parâmetros adotados por Oliveira (2011) no processo de refusão estão descritos na Tabela 5. Todos os corpos de prova foram pré-aquecidos a uma temperatura de mais ou menos 150°C antes da refusão.

Tabela 5 - Parâmetros de refusão por PTA

Amostras	Corrente (A)	t_p/t_b (s)	DBP (mm)	Recuo (mm)	Gás Plasma	Gás de Proteção	Vazão gás de plasma (l/min)	Vazão gás de proteção (l/min)	Velocidade Soldagem (cm/min)
1	180-80	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0
2	140-80	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0
3	100-80	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0
4	130	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0
5	110	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0
6	90	0,1/0,1	8,0	0,8	Ar	Ar3%CO ₂	1,5	12,0	10,0

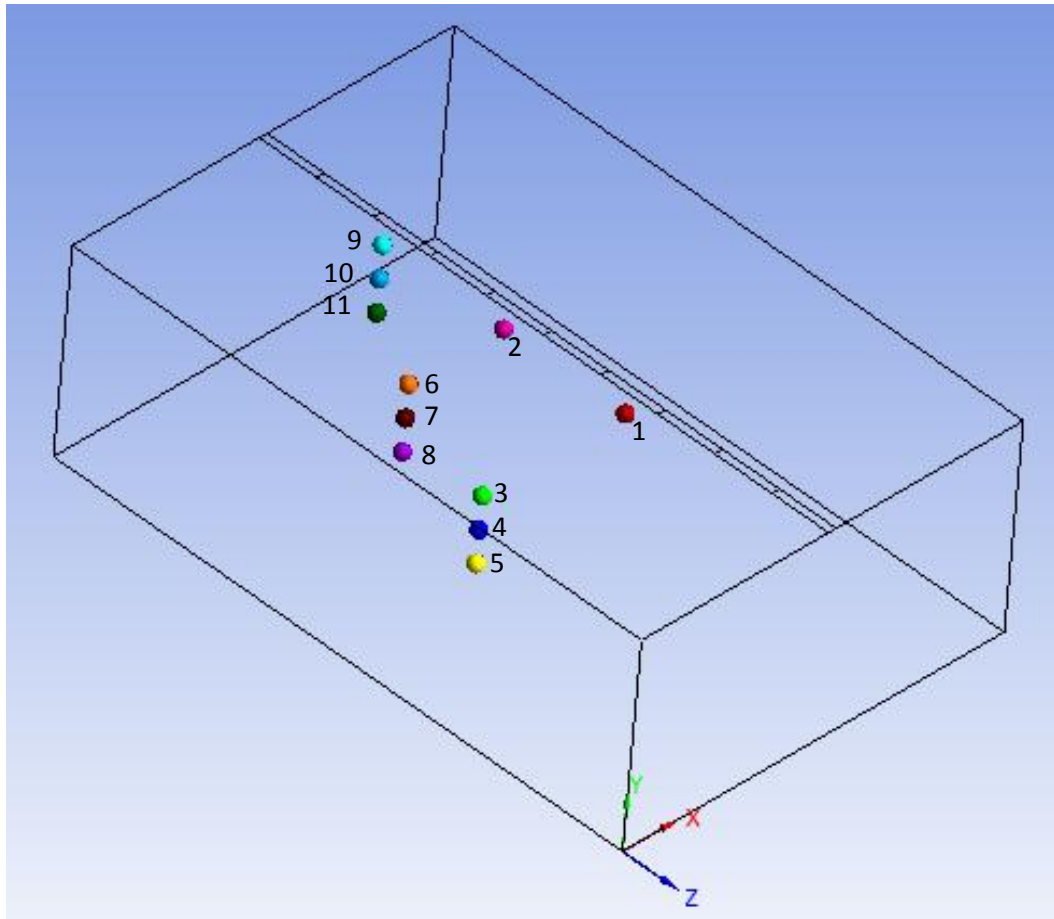
Fonte: Adaptado de Oliveira, 2011

sendo, t_p o tempo de pico, t_b o tempo de base e DBP a distância bocal peça.

Para fins de comparação com os resultados de Oliveira (2011), o protótipo simulado consiste em um corpo de prova de 50mm de largura, 25mm de altura e 75mm de comprimento, submetido ao processo de refusão.

As medições de temperatura durante o processo de soldagem foram realizadas em 11 posições, sendo estas as mesmas posições dos termopares usados por Oliveira (2011). A Figura 22 apresenta um desenho esquemático das

posições dos termopares, indicando suas coordenadas (x,y,z) em milímetros. Três Termopares (1, 2 e 9) estão posicionados no centro da peça ao longo da direção de soldagem, distante 3 mm da linha de fusão.














	Termopar_01 (25;22;-27)		Termopar_06 (12,5;22;-43)
	Termopar_02 (25;22;-43)		Termopar_07 (12,5;18;-43)
	Termopar_03 (6,25;22;-27)		Termopar_08 (12,5;14;-43)
	Termopar_04 (6,25;18;-27)		Termopar_09 (25;22;59)
	Termopar_05 (6,25;14;-27)		Termopar_10 (25;18;59)
			Termopar_11 (25;14;59)

Figura 22 - Posição dos sensores de temperatura

Fonte: Autoria própria

3.2. LEVANTAMENTO DAS PROPRIEDADES TERMOFÍSICAS DO MATERIAL

O aço ASTM A743 CA6NM é um aço inoxidável do tipo martensítico macio, um tipo de aço que associa alta resistência ao escoamento, elevada resistência a corrosão e a erosão por cavitação (LIPPOLD e KOTECKI, 2005).

A composição química típica de um do aço ASTM A743-CA6NM é apresentada na Tabela 6.

Tabela 6 - Composição química do aço ASTM A743-CA6NM (% peso)

C	N	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	P	S
0,02	0,0	0,0	0,64	12,4	3,7	0,42	0,008	0,0018

Fonte: Folkhard, 1988

As propriedades termofísicas do aço são apresentadas na Tabela 7.

Tabela 7 - Propriedades Termofísicas do aço ASTM A743 CA6NM

Densidade	7750 [kg/m ³]
Resistividade Elétrica (20°C)	0,60 [Ω .mm ² /m]
Condutividade Térmica (20°C)	25 [W/(m.K)]
Calor Específico (20°C)	430 [J/(kg.K)]
Expansão Térmica (20-400°C)	11,6 . 10 ⁻⁶ [K ⁻¹]

Fonte: Südwestfalen, <http://dSPACE.ups.edu.ec/bitstream/123456789/1027/8/Anexos.pdf>

As propriedades do material foram consideradas constantes com a variação da temperatura.

3.3. ANÁLISE NUMÉRICA

A análise térmica do processo de soldagem é normalmente composta de uma fonte de calor móvel sobre uma chapa ou tubo de material metálico. Parte deste calor se dissipa para o material e outra parte para o ambiente na forma de

convecção. A equação matemática do fluxo de calor em um sólido tridimensional em coordenadas cartesianas é governada pela Equação 3.

$$\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial z}\right) + \dot{q} \quad (3)$$

sendo, T a temperatura, ρ a densidade do material, c_p o calor específico, t o tempo, k a condutividade térmica e \dot{q} a fonte de calor externa ao corpo por unidade de volume do processo de soldagem.

A partir de sua solução, é possível obter a distribuição de temperatura $T(x,y,z)$ em função do tempo. A parcela $\frac{\partial}{\partial x}\left(k(T)\frac{\partial T}{\partial x}\right)$ está relacionada ao fluxo líquido de calor por condução para o interior do volume de controle na direção da coordenada do eixo x (um processo similar ocorre nos eixos y e z), \dot{q} é a taxa volumétrica de geração de energia térmica e $\rho(T)c_p(T)\frac{\partial T}{\partial t}$ é a taxa de variação da energia térmica armazenada no interior do volume de controle.

O processo de soldagem é tratado como uma fonte de calor se movendo ao longo da linha de soldagem. A análise foi realizada em um passe de solda central e estimou-se uma largura de aplicação de 0.15 mm ao longo do comprimento da peça.

Para simular o movimento da solda, a área de aplicação foi subdividida em 20 superfícies, de forma que, após um determinado tempo, a fonte deixa de ser aplicada em uma superfície e passa a ser aplicada na superfície seguinte.

Duas condições de contorno são consideradas na simulação. A primeira é a imposição do fluxo térmico na linha de fusão, e a segunda é a perda de calor por convecção natural nas demais superfícies expostas da peça.

As seguintes hipóteses simplificadoras serão adotadas durante o estudo:

perdas de calor por convecção natural;

- ausência de radiação;
- ausência de mudança de fase;
- fonte de calor concentrada;
- propriedades termofísicas independentes da temperatura.

A consideração das perdas de calor superficiais torna-se relevante no problema por influenciar significativamente a taxa de resfriamento, a temperatura de pico e a distribuição de temperatura (JHAVERI, MOFFAT E ADAMS, 1962).

O calor latente resultante da mudança de fase não tem um efeito significativo no problema estudado. Segundo Fassani (2001) a quantidade de energia armazenada na poça fundida devido à mudança de fase é desprezível quando comparada ao insumo de calor inicial (cerca de 2%). Conforme já discutido anteriormente, diversos autores citados defendem que o calor latente liberado afeta de forma mínima a distribuição de temperatura, sendo mais significante em trabalhos relacionados à morfologia do cordão de solda e ao tamanho da poça de solda.

A consideração de fonte de calor concentrada deve-se principalmente à dificuldade encontrada na modelagem de fonte de calor distribuída, que tornaria, nesse caso, inviável a resolução do problema. No entanto, conforme apresentado em sessões anteriores, essa consideração apresenta resultados aceitáveis, com uma boa correlação com os resultados analíticos e experimentais.

A hipótese de propriedades termofísicas constantes depende basicamente do material utilizado. Caso as propriedades (condutividade térmica e calor específico) variem fortemente de maneira não linear com a temperatura essa consideração pode acarretar em erros consideráveis. Por outro lado, caso seja considerada a variação das propriedades físicas com a temperatura, o problema resulta em equações não lineares, tornando o problema muito mais complexo e impossibilitando, muitas vezes, sua resolução analiticamente.

As propriedades de condutividade térmica e de calor específico do material variam com a temperatura. Como no processo de soldagem os gradientes de temperatura são elevados, essas variações das propriedades se tornam, claramente, ainda mais significativas. No entanto, devido à escassez de dados e de curvas comportamentais que descrevam a variação das propriedades do aço ASTM A743 CA6NM em função da temperatura, optou-se pela utilização das propriedades termofísicas constantes.

Nas simulações realizadas neste trabalho, utilizou-se do método de volumes finitos através da ferramenta computacional ANSYS/FLUENT 14.5®. Este programa

foi instalado em um computador com processador Intel® Core i7-3612QM CPU 2,10 GHz com 8 GB de memória RAM.

O tempo médio de simulação varia em torno de 2,5 segundos para cada posição da fonte de soldagem.

3.4. GERAÇÃO E ESTUDO DE MALHA

Com o objetivo de fazer um estudo de malhas e verificar a influência do tamanho dos elementos nos resultados, foram geradas duas malhas com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS/ICEM CFD 14.5®, uma malha mais refinada e uma menos refinada (Figura 23).

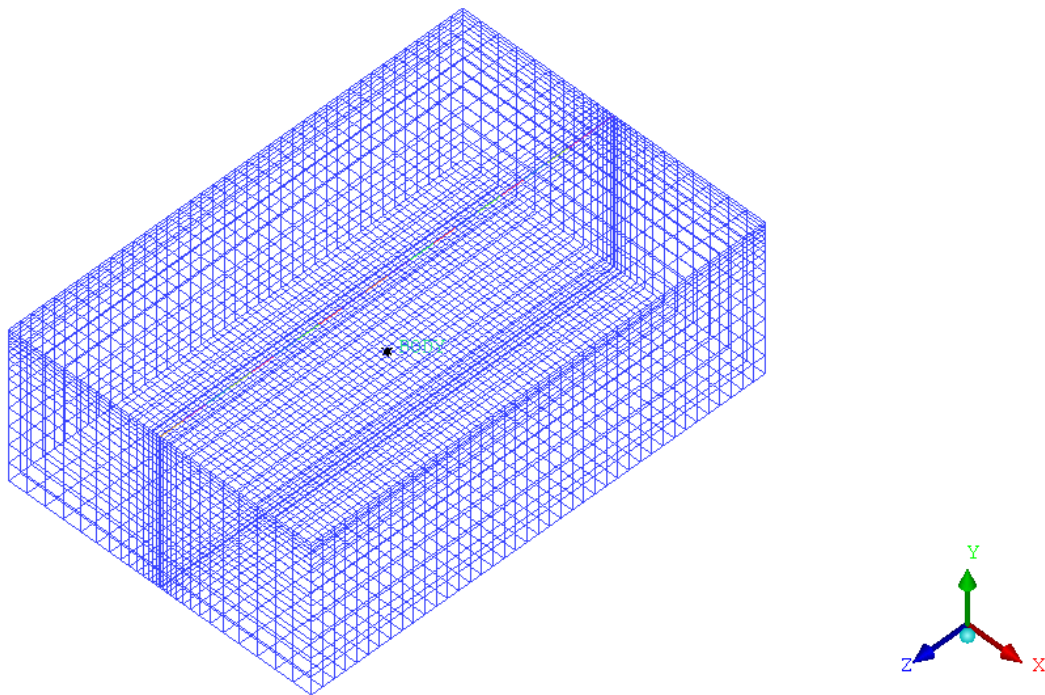


Figura 23 - Modelo de volumes finitos

Fonte: Autoria própria

A malha de volumes finitos foi refinada próximo ao cordão de solda, onde os gradientes de temperatura são maiores. A malha é híbrida, possuindo elementos hexaédricos e tetraédricos. A malha menos refinada possui 20 492 elementos, enquanto a mais refinada possui 154 382 elementos.

Os testes de malha foram realizados com a corrente de 110A.

O Gráfico 1 e a Tabela 8 apresentam as temperaturas obtidas no Termopar 1 para os diferentes tamanhos de malha.

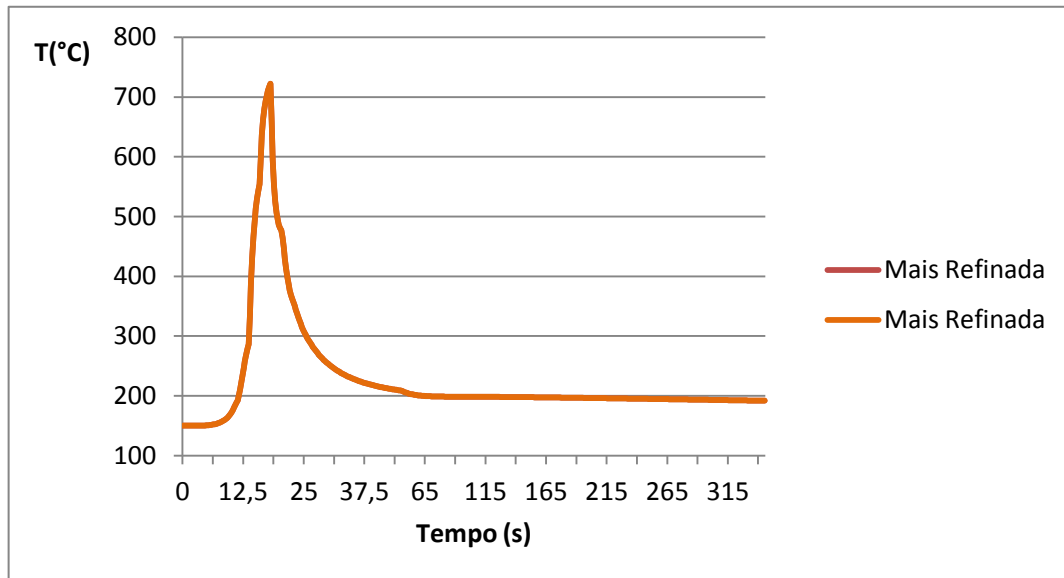


Gráfico 1 - Estudo da malha computacional (Termopar 1)

Fonte: Autoria própria

Tabela 8 - Estudo da malha computacional (Termopar 1)

Tempo (s)	Temperatura (°C)	
	Mais Refinada	Menos Refinada
0	150,000	150,000
1	149,976	149,976
5	150,682	150,682
10	172,681	172,681
20	480,798	480,798
30	252,880	252,880
40	216,013	216,013
50	204,594	204,594
100	198,410	198,410
150	197,668	197,668
200	196,381	196,381
250	194,856	194,856
300	193,222	193,222
345	191,709	191,709

Fonte: Autoria própria

Assim como no Termopar 1, as temperatura obtidas também foram iguais para os dois tamanhos de malha em todos os demais termopares.

Optou-se pela utilização da malha menos refinadas nas simulações. A malha possui um total de 20 492 elementos (hexaédricos e tetraédricos) e 18 450 nós, sendo mais refinada próximo ao cordão de solda.

3.5. PARÂMETROS DE ENTRADA DO MODELO E CONSIDERAÇÕES PARA A SOLUÇÃO

O processo de refusão a plasma foi simulado com o auxílio da ferramenta computacional ANSYS/FLUENT 14.5®.

Utilizou-se três valores diferentes de intensidade de corrente elétrica para as simulações: 90 A, 110 A e 130 A. O modelo foi pré-aquecido a uma temperatura de 150°C.

Os parâmetros adotados no processo estão descritos na Tabela 9.

Tabela 9 - Parâmetros da simulação

Corrente	90 A	110 A	130 A
Tensão	17 V		
Eficiência	0,6		
Velocidade de Soldagem	10 cm/min		
Fluxo térmico	81 600 000 W/m ²	99 733 333 W/m ²	176 800 000 W/m ²
Coefficiente de transferência de calor por convecção	5 W/m ² K		
Passo de tempo (Soldagem)	0,25 s		
Passo de tempo (Resfriamento)	1,00 s		
Número máximo de iterações por passo de tempo	100		
Formulação Transiente	Implícito de primeira ordem		

Fonte: Autoria própria

Para simular a velocidade de soldagem de 10 cm/min (0,00167 m/s), a fonte foi aplicada durante 2,25 segundos em cada uma das 20 subdivisões da área de aplicação da solda.

Inicialmente aplicou-se o fluxo térmico na primeira das subdivisões da linha de fusão e, nas demais áreas, aplicou-se convecção natural. Após a convergência dos resultados, as condições de contorno foram modificadas manualmente. O fluxo térmico passou a ser aplicado na segunda subdivisão e, nas demais áreas, convecção natural. Dessa forma, os resultados da simulação anterior serviram de condições iniciais para a próxima simulação. O mesmo procedimento foi repetido para as 20 subdivisões, simulando o movimento da fonte de soldagem.

A simulação do resfriamento foi realizada utilizando-se como condição inicial os resultados da simulação da soldagem. Para tanto, aplicou-se, em todas as superfícies, a condição de contorno de convecção natural. O corpo de prova foi resfriado durante 300 segundos.

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste item são apresentados e discutidos os resultados obtidos nas simulações. Os resultados apresentados correspondem aos casos de três diferentes intensidades de corrente (90A, 110A e 130A), sendo eles comparados. Na análise foi utilizado o módulo de pós-processamento do ANSYS/CFD 14.5®.

Os resultados para a análise térmica são apresentados em termos de escala de cores e também em termos de gráficos para facilitar a análise e compreensão dos mesmos.

As Figuras 24 a 28 apresentam o resultado da distribuição da temperatura, para uma corrente de 100A, ao longo do Plano ZX a 3mm da linha de fusão. Na Figura 24 ilustra-se a etapa inicial do processo, no qual a fonte de calor é aplicada na primeira subdivisão da linha de fusão. O avanço da fonte é apresentado nas figuras 25 a 28, sendo observada a mudança no perfil das isotermais ao longo da superfície do corpo de prova.

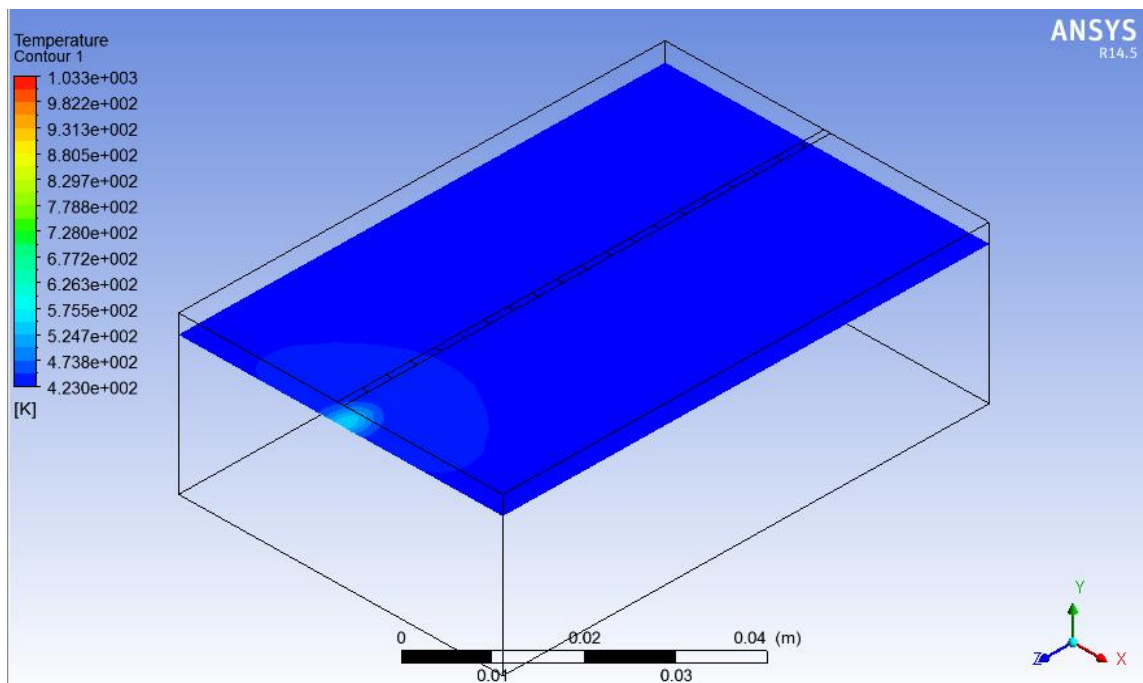


Figura 24 - Distribuição da temperatura após 0.25s

Fonte: Autoria própria

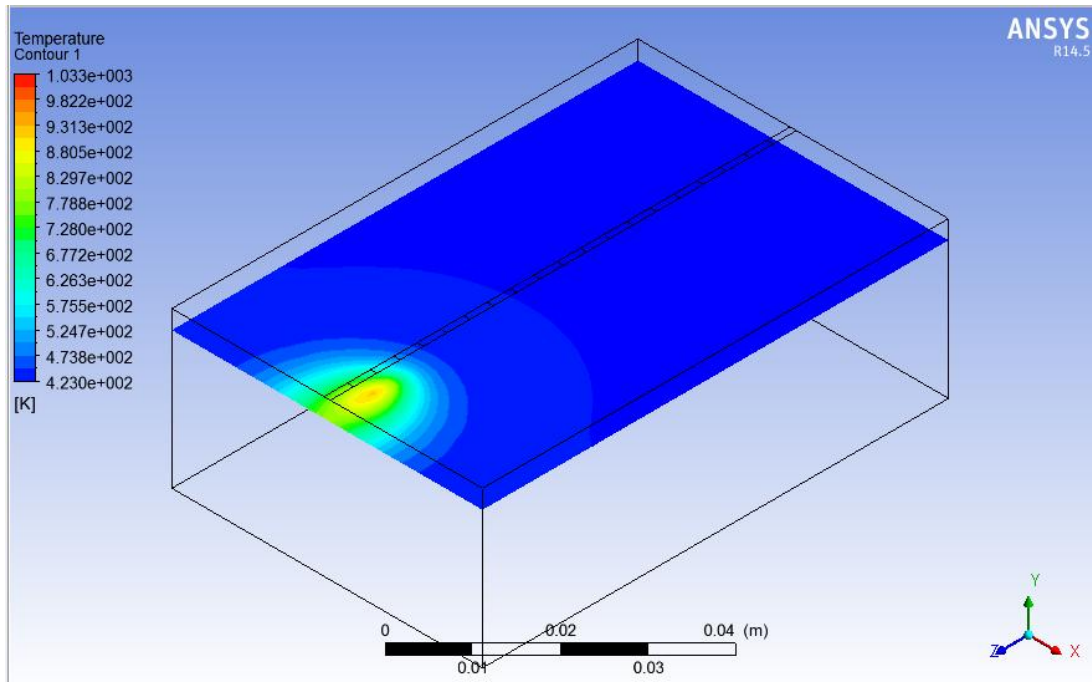


Figura 25 - Distribuição da temperatura após 5s

Fonte: Autoria própria

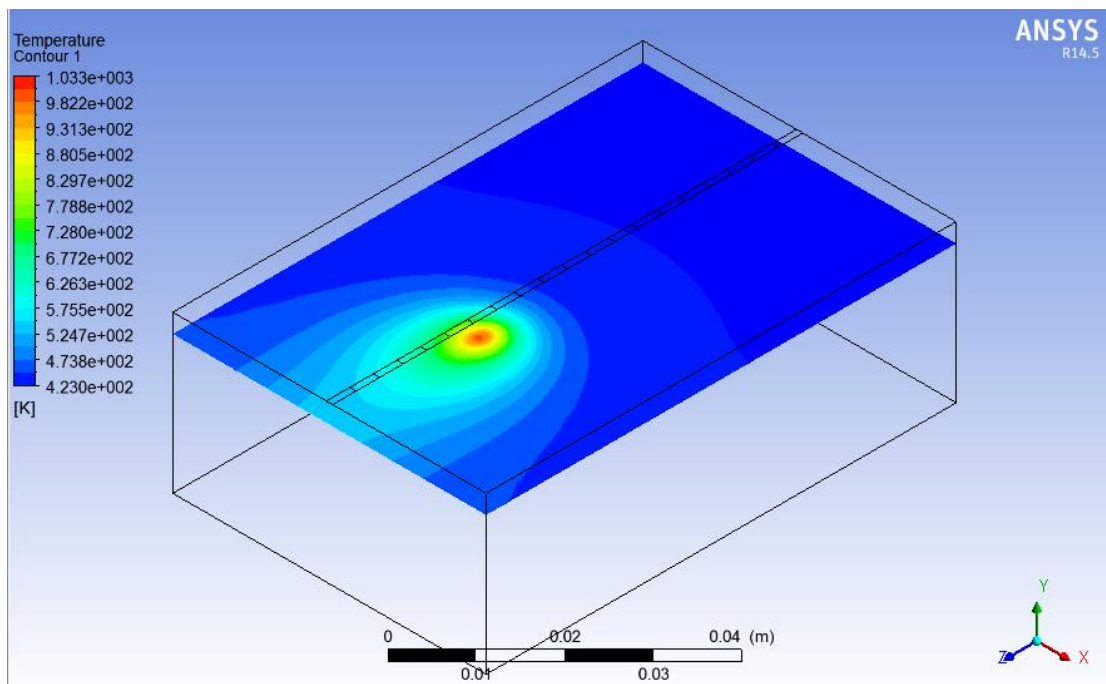


Figura 26 - Distribuição da temperatura após 15s

Fonte: Autoria própria

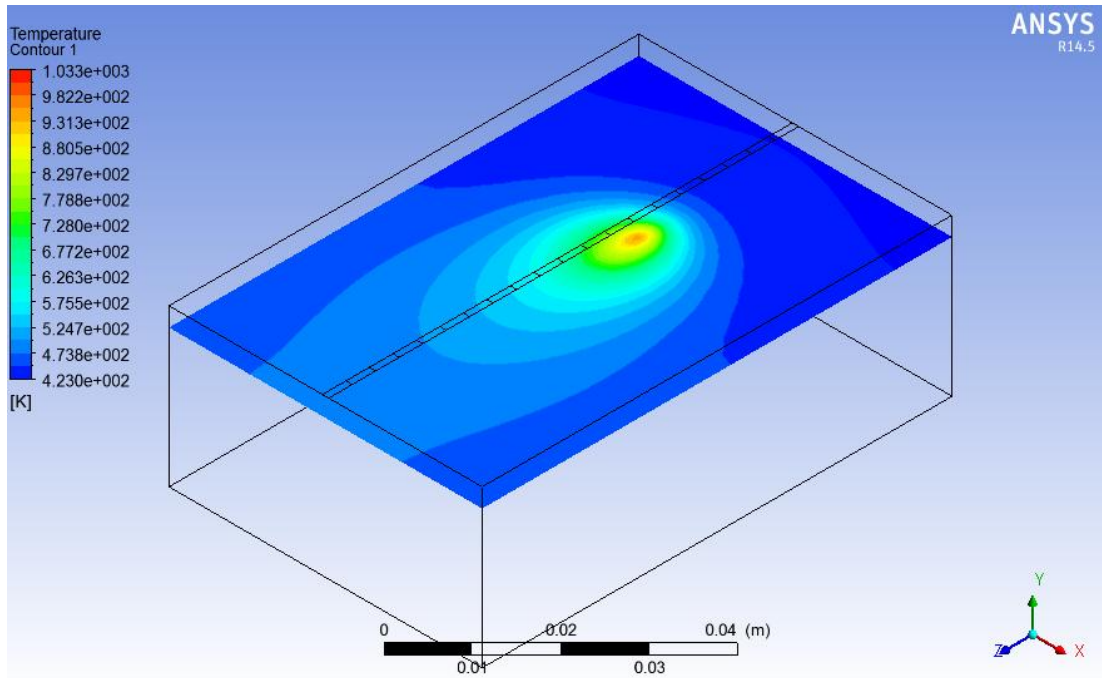


Figura 27 - Distribuição da temperatura após 30s

Fonte: Autoria própria

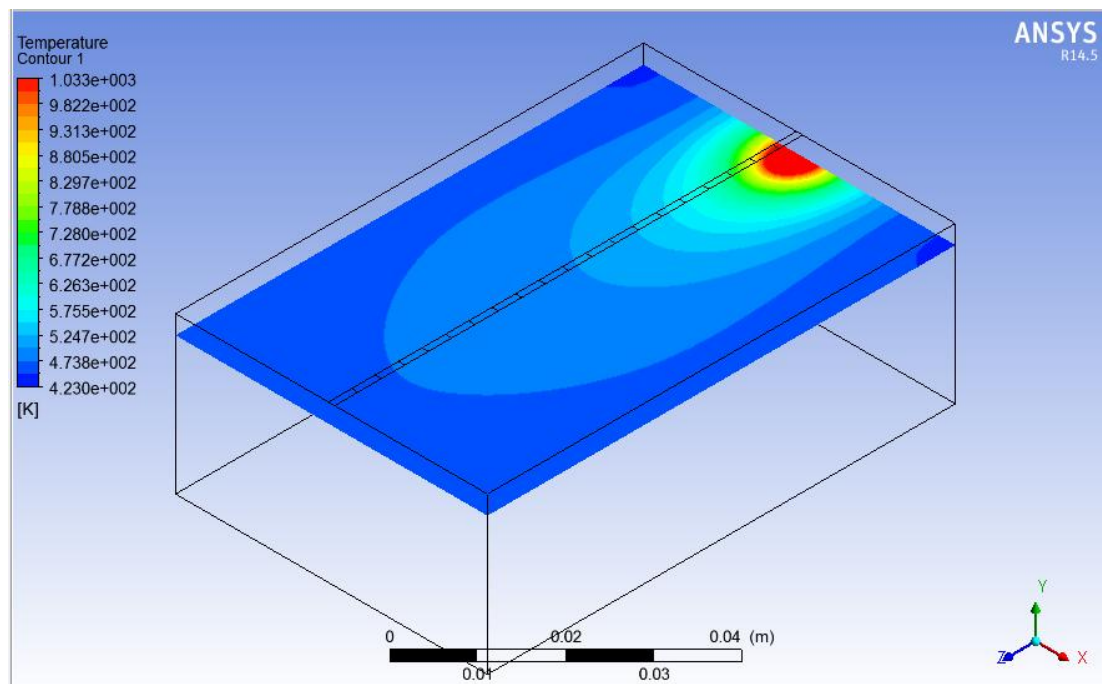


Figura 28 - Distribuição da temperatura após 45s

Fonte: Autoria própria

As Figuras 29, 30 e 31 ilustram o processo de resfriamento do corpo de prova após a retirada da fonte. Nota-se que o corpo de prova resfria-se rapidamente, como esperado.

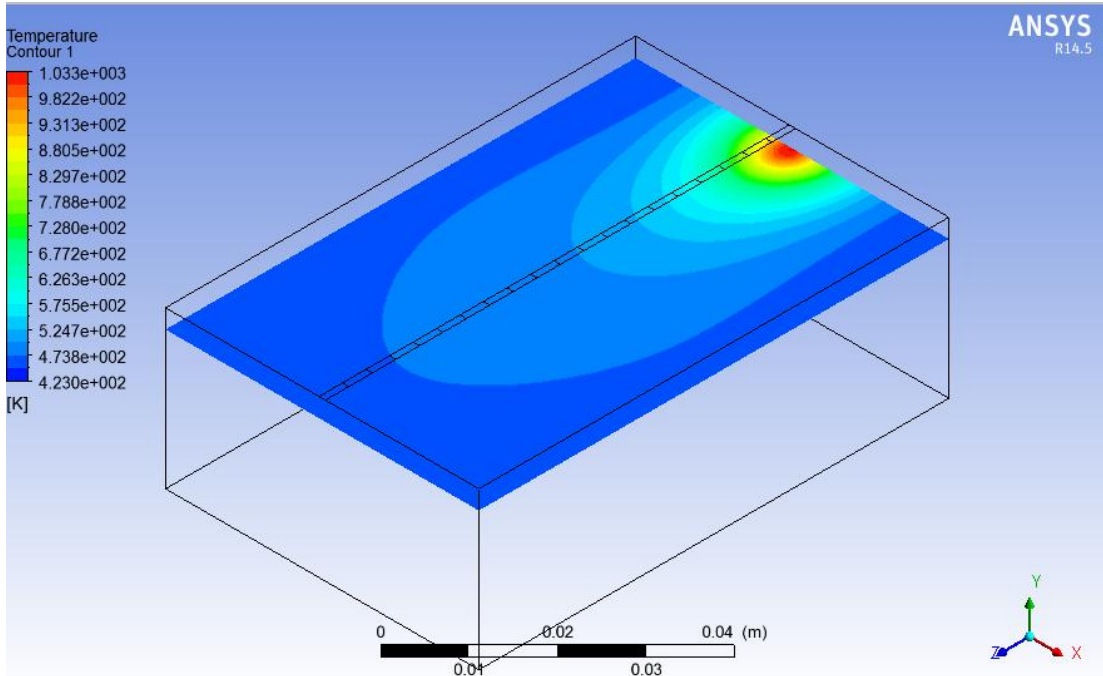


Figura 29 - Distribuição da temperatura após 46s

Fonte: Autoria própria

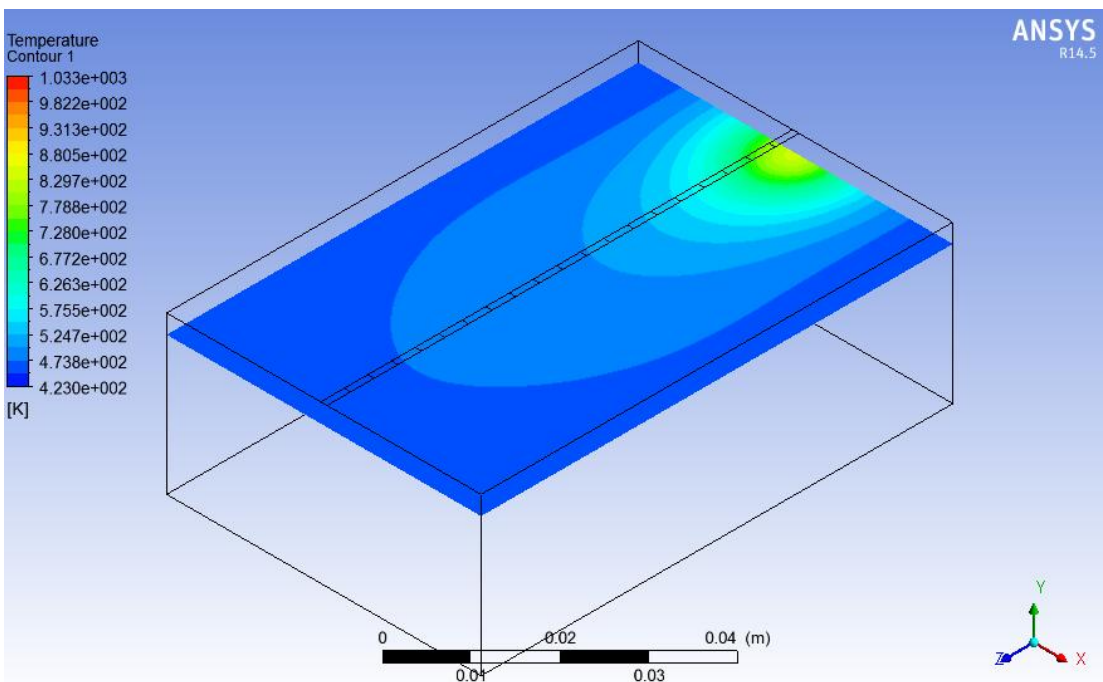


Figura 30 - Distribuição da temperatura após 47s

Fonte: Autoria própria

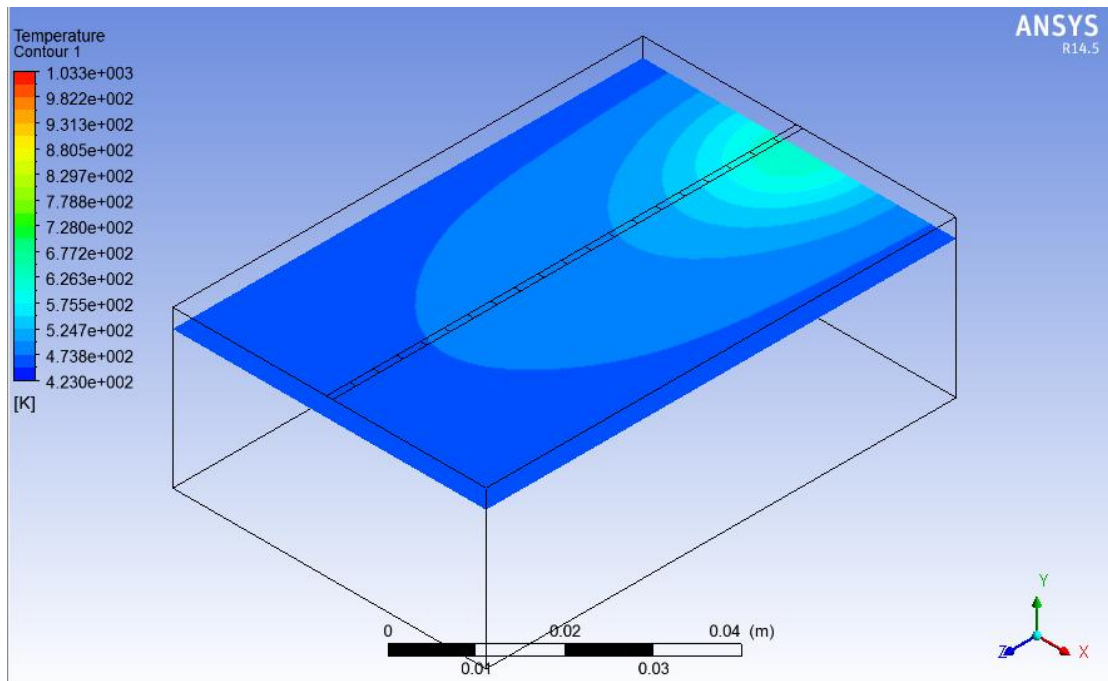


Figura 31 - Distribuição da temperatura após 50s

Fonte: Autoria própria

Os resultados das simulações serão comparados com resultados experimentais obtidos por Oliveira (2011).

4.1. CORRENTE CONTÍNUA 90A

A distribuição da temperatura (ciclos térmicos) obtida com corrente 90A está apresentada no Gráfico 2.

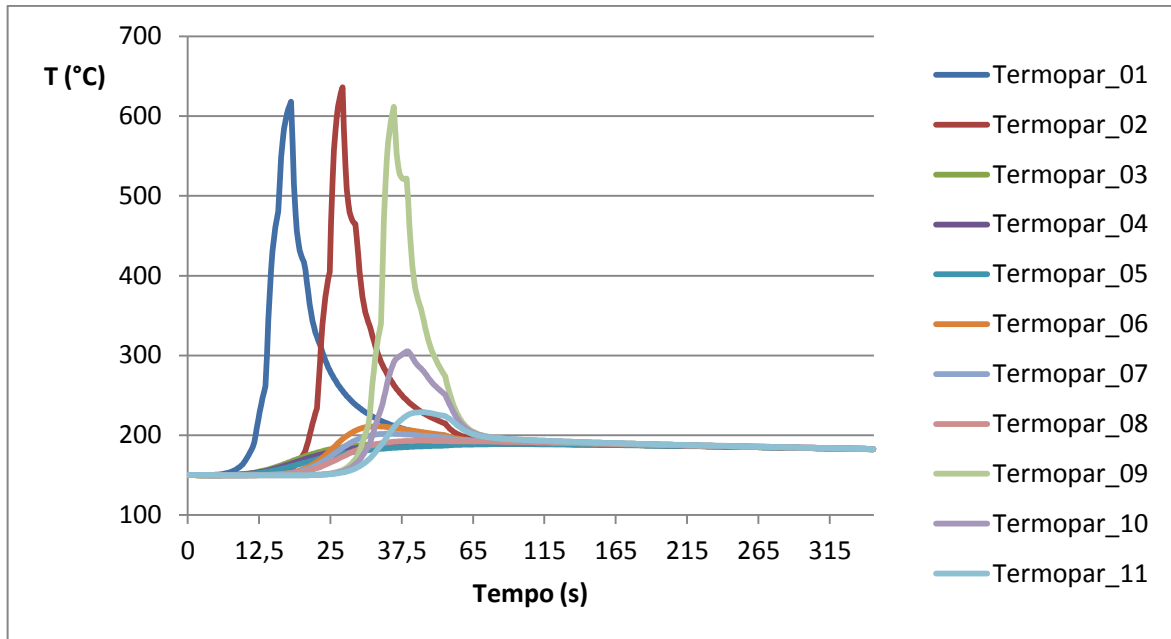


Gráfico 2 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 90A

Fonte: Autoria própria

O Gráfico 3 mostra a distribuição da temperatura obtida experimentalmente por Oliveira (2011).

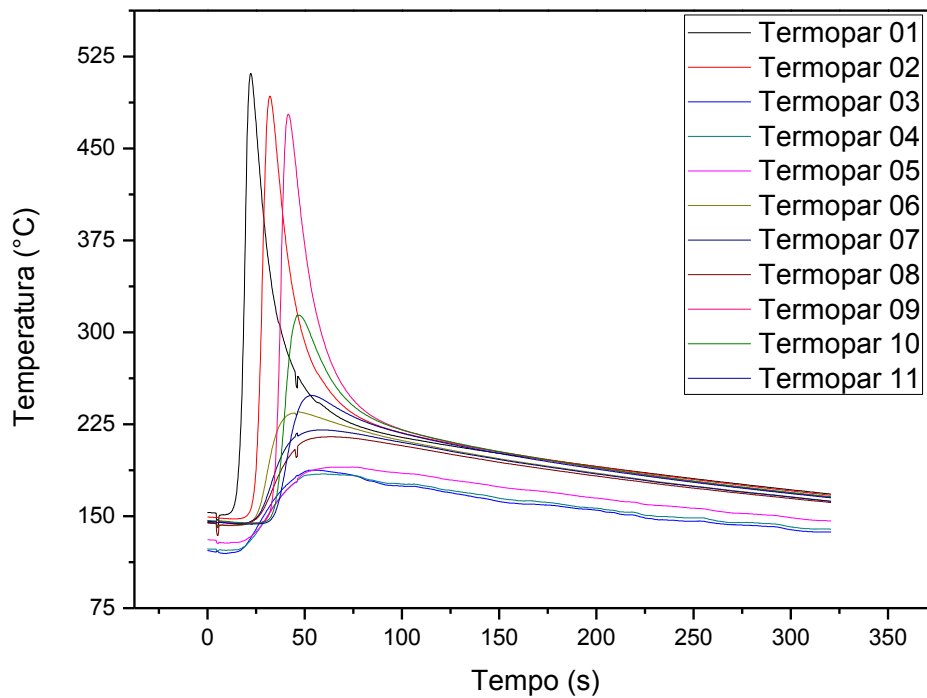


Gráfico 3 – Distribuição experimental de temperatura com intensidade de corrente de 90A

Fonte: Oliveira, 2011, p.55

É possível observar que o comportamento simulado é semelhante ao baseado em dados experimentais. Verificou-se que, em ambos os casos, as temperaturas máximas foram registradas ao longo do eixo z, próximos às áreas de aplicação da fonte (Termopares 1, 2 e 9). Os tempos de aquecimento também são semelhantes, entre 25s para o Termopar 1 e superiores a 50s para os termopares mais afastados.

A Tabela 10 compara as temperaturas de pico (T_P) obtidas por meio da simulação aos dados experimentais:

Tabela 10 - Comparação entre temperaturas de pico (90A)

	T_P Experimental (°C)	T_P Simulado (°C)	Diferença (%)
Termopar 01	510	618,27	+13,83
Termopar 02	490	636,16	+19,45
Termopar 03	190	189,46	-0,12
Termopar 04	185	188,98	+0,87
Termopar 05	195	189	-1,30
Termopar 06	235	211,11	-4,93
Termopar 07	220	201,85	-3,82
Termopar 08	215	192,98	-4,73
Termopar 09	480	611,64	+17,48
Termopar 10	325	304,97	-3,47
Termopar 11	242	228,85	-2,62

Fonte: Autoria própria

Os maiores diferenças de temperatura encontram-se próximos à linha de fusão (de 13,83% à 19,45%). Conforme os termopares se afastam da linha de fusão, os resultados se aproximam dos dados experimentais, não ultrapassando 5% de erro e chegando a atingir 0,12% de erro no Termopar 03.

4.2. CORRENTE CONTINUA 110A

A distribuição da temperatura obtida com corrente 110A está apresentada no Gráfico 4.

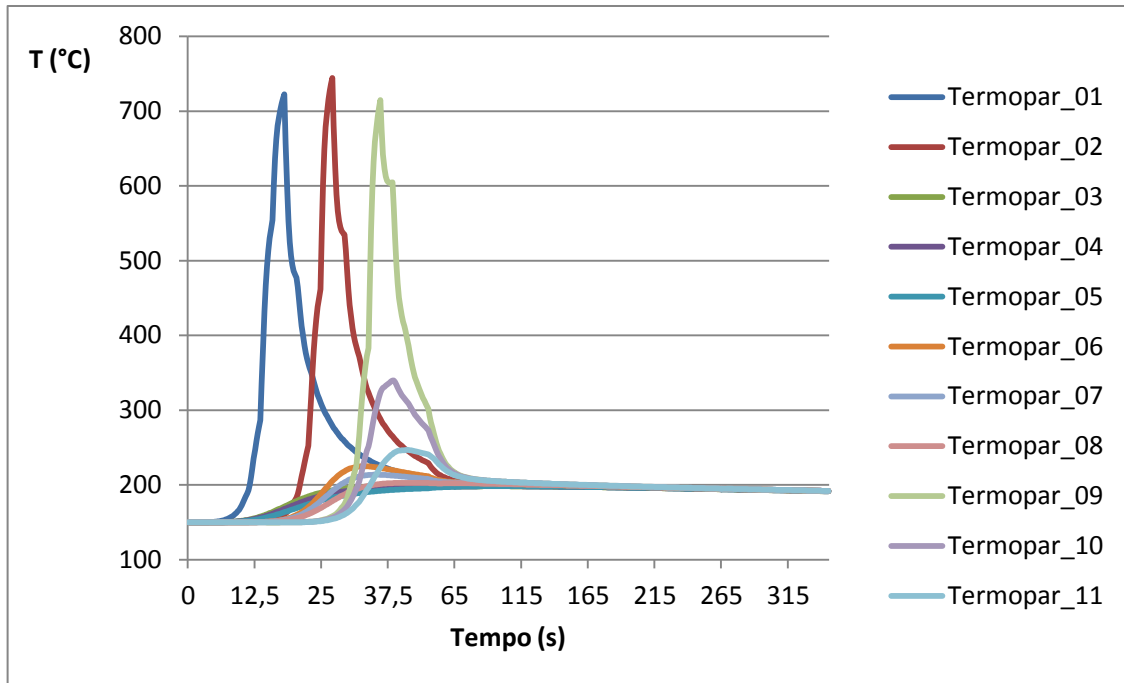


Gráfico 4 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 110A

Fonte: Autoria própria

Assim como na simulação a 90A, as temperaturas de pico foram obtidas nos termopares ao longo do eixo z, próximos às áreas de aplicação da fonte (Termopares 1, 2 e 9). Observa-se que as temperaturas obtidas para a corrente de 110A são superiores às registradas para a corrente de 90A, devido à maior intensidade de energia empregada.

A Tabela 11 compara as temperaturas de pico obtidas por meio da simulação aos dados experimentais:

Tabela 11 - Comparação entre temperaturas de pico (110A)

	T_p Experimental (°C)	T_p Simulado (°C)	Diferença (%)
Termopar 01	750	722,48	- 2,76
Termopar 02	685	744,45	+6,21
Termopar 03	250	198,42	-10,94
Termopar 04	225	198,19	-5,69
Termopar 05	230	198,21	-6,75
Termopar 06	370	224,88	-29,15
Termopar 07	285	213,55	-14,69
Termopar 08	250	202,74	-9,93
Termopar 09	730	714,6	-1,59
Termopar 10	390	339,67	-8,21
Termopar 11	320	246,61	-14,12

Fonte: Autoria própria

Para a corrente de 110A, os índices de erros são mais homogêneos, no entanto maiores que para a corrente de 90A. Nesse caso os piores índices encontram-se nos termopares afastados da linha de fusão. Para os termopares próximo à linha de fusão, os erros variam de 1,59% a 6,21%, enquanto nos termopares mais afastados, de 5,69% a 29,15%. Diferentemente dos demais termopares, observou-se que a temperatura de pico simulada do Termopar 02 foi superior à temperatura de pico experimental. Não foi encontrada uma explicação para esse resultados. No entanto, acredita-se que a diferença pode ser atribuída a erros experimentais.

4.3. CORRENTE CONTÍNUA 130A

A distribuição da temperatura obtida com corrente 130A está apresentada no Gráfico 5.

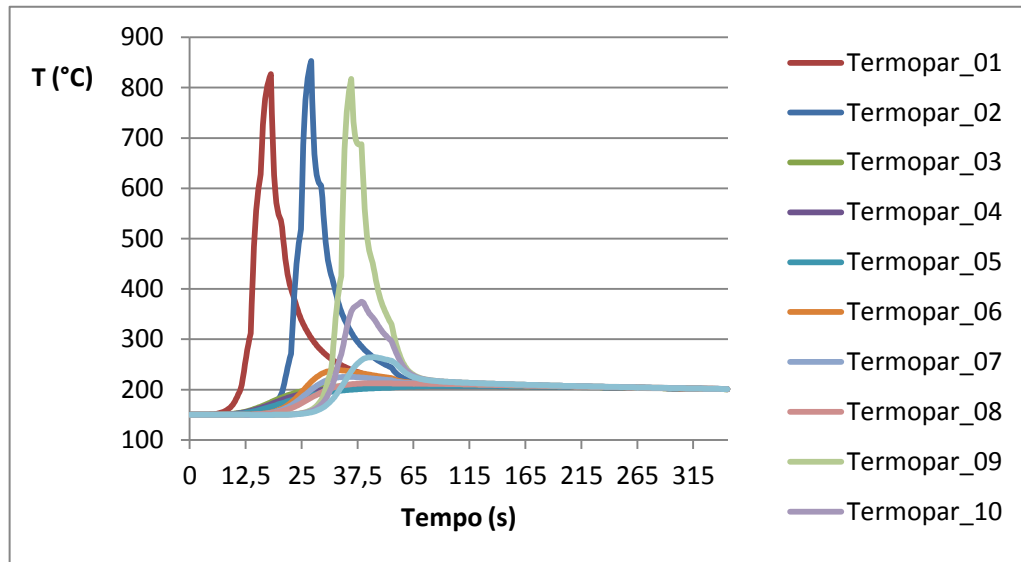


Gráfico 5 – Distribuição de temperatura com intensidade de corrente de 130A

Fonte: Autoria própria

O Gráfico 6 mostra a distribuição da temperatura obtida experimentalmente.

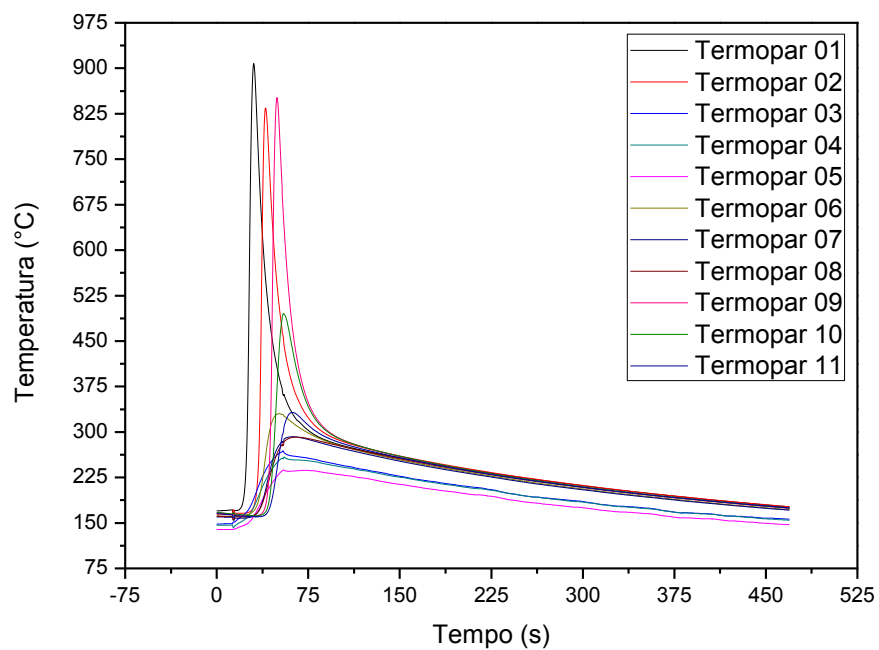


Gráfico 6 – Distribuição experimental de temperatura com intensidade de corrente de 130A

Fonte: Oliveira, 2011, p.57

Assim como nas simulações anteriores, as temperaturas de pico foram obtidas nos termopares mais próximos à linha de fusão (Termopares 1, 2 e 9).

A Tabela 12 compara as temperaturas de pico obtidas por meio da simulação aos dados experimentais:

Tabela 12 - Comparação entre temperaturas de pico (130A)

	T_p Experimental (°C)	T_p Simulado (°C)	Diferença (%)
Termopar 01	905	826,78	-7,11
Termopar 02	685	777,15	+9,62
Termopar 03	270	207,5	-13,00
Termopar 04	255	207,43	-9,90
Termopar 05	235	207,44	-5,74
Termopar 06	330	238,66	-17,85
Termopar 07	290	225,27	-12,99
Termopar 08	287	212,51	-15,34
Termopar 09	855	817,59	-3,43
Termopar 10	487	374,39	-17,39
Termopar 11	340	264,38	-14,07

Fonte: Autoria própria

Próximos à linha de fusão os erros variam de 3,43% (Termopar 09) a 9,62% (Termopar 2). Para os termopares mais distantes da linha de fusão, os erros tornam-se mais significativos, variando de 5,74% (Termopar 5) a 17,85% (Termopar 6).

4.4. ANÁLISE DAS TEMPERATURAS DE PICO

As temperaturas de pico obtidas para os Termopares 9, 10 e 11, ao longo do eixo Y com profundidade de 25mm, são apresentadas na Tabela 13 e no Gráfico 7.

Tabela 13 - Temperaturas de pico dos Termopares 9, 10 e 11 ao longo do eixo Y

Corrente	Temperatura de pico experimental (Oliveira, 2011) (°C)			Temperatura de pico simulada (°C)		
	T9	T10	T11	T9	T10	T11
130A	855	487	340	817,59	374,39	264,38
110A	730	390	320	714,6	339,67	246,61
90A	480	325	242	611,64	304,97	228,85

Distância de camada refundida em Y (mm)	3	7	11	3	7	11
Distância em X (mm)	25	25	25	25	25	25
Distância em Z (mm)	59	59	59	59	59	59

Fonte: Autoria própria

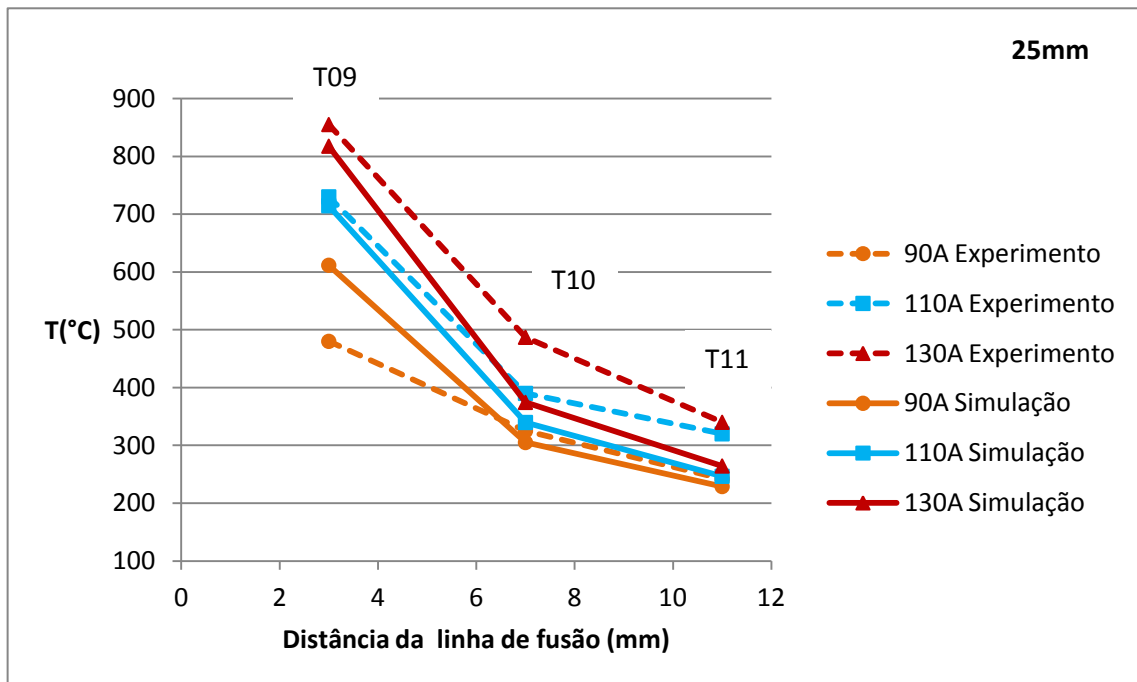


Gráfico 7 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 9, 10 e 11 ao longo do eixo Y

Fonte: Autoria própria

Comparando as temperaturas de pico obtidas por simulação e os resultados obtidos por meios experimentais, observa-se que ambos apresentam o mesmo comportamento. Quanto mais próximos estão os termopares da fusão (3mm) menores são os erros entre os dados simulados e os obtidos experimentalmente. Para a corrente de 90A, no entanto, observa-se que a temperatura simulada para o

Termopar 9 está muito acima da experimental, elas se aproximam rapidamente conforme os termopares se afastam da linha de fusão.

As temperaturas de pico obtidas para os Termopares 6, 7 e 8, ao longo do eixo Y distantes 12,5mm da linha de fusão, são apresentadas na Tabela 14 e no Gráfico 8.

Tabela 14 - Temperaturas de pico dos Termopares 6, 7 e 8 ao longo do eixo Y

Corrente	Temperatura de pico experimental (Oiveira, 2011) (°C)			Temperatura de pico simulada (°C)		
	T6	T7	T8	T6	T7	T8
130A	330	290	287	238,66	225,27	212,51
110A	370	285	250	224,88	213,55	202,74
90A	235	220	215	211,11	201,85	192,98

Distância de camada refundida em Y (mm)	3	7	11	3	7	11
Distância em X (mm)	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5	12,5
Distância em Z (mm)	43	43	43	43	43	43

Fonte: Autoria própria

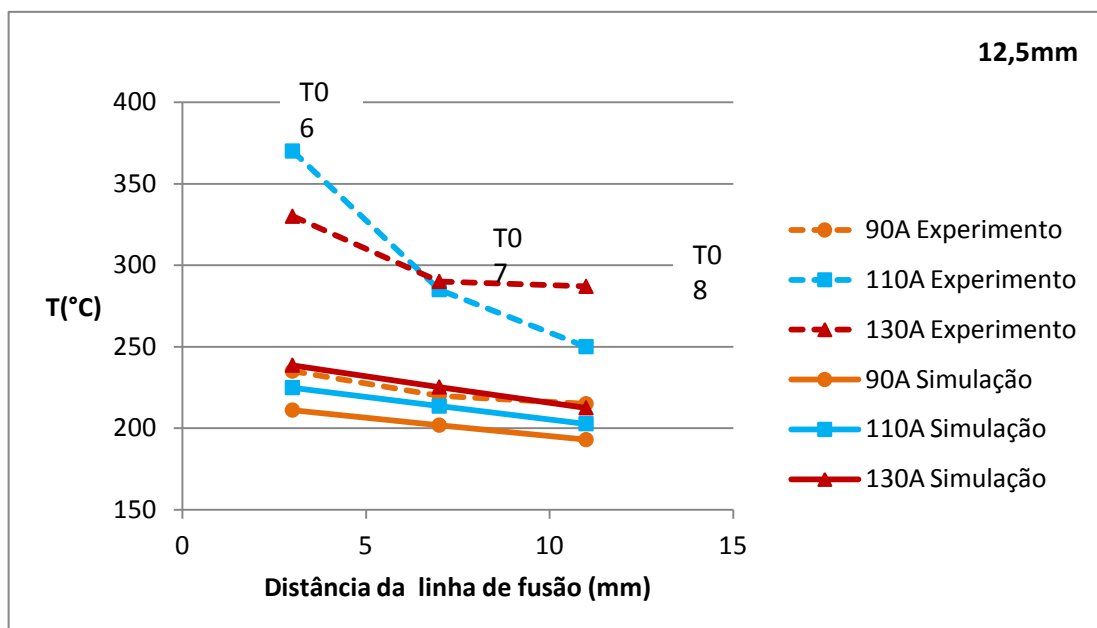


Gráfico 8 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 6, 7 e 8 ao longo do eixo Y

Fonte: Autoria própria

Analisando os resultados experimentais, observa-se que, na corrente de 110A, o Termopar 6 apresentou uma temperatura de pico superior à de 130A. Segundo Oliveira (2011), isso provavelmente seja resultado de uma preparação incorreta, onde o Termopar 6 pode ter sido inserido a uma profundidade superior a 12,5mm, localizando-se, portanto, mais próximo à linha de refusão.

Observa-se também que, nas simulações, o corpo de prova resfria-se mais rapidamente. Isso pode ser parcialmente justificado pela simplificação das propriedades do material, as quais foram consideradas constantes em relação à temperatura.

As temperaturas de pico obtidas para os Termopares 3, 4 e 5, com profundidade de 6,25mm em relação ao eixo Y, portanto ainda mais distantes da linha de refusão, são apresentadas na Tabela 15 e no Gráfico 9.

Tabela 15 - Temperaturas de pico dos Termopares 3, 4 e 5 ao longo do eixo Y

Corrente	Temperatura de pico experimental (Oliveira, 2011) (°C)			Temperatura de pico simulada (°C)		
	T3	T4	T5	T3	T4	T5
130A	270	255	235	207,5	207,43	207,44
110A	250	225	230	198,42	198,19	198,21
90A	190	185	195	189,46	188,98	189
Distância de camada refundida em Y (mm)	3	7	11	3	7	11
Distância em X (mm)	6,25	6,25	6,25	6,25	6,25	6,25
Distância em Z (mm)	27	27	27	27	27	27

Fonte: Autoria própria

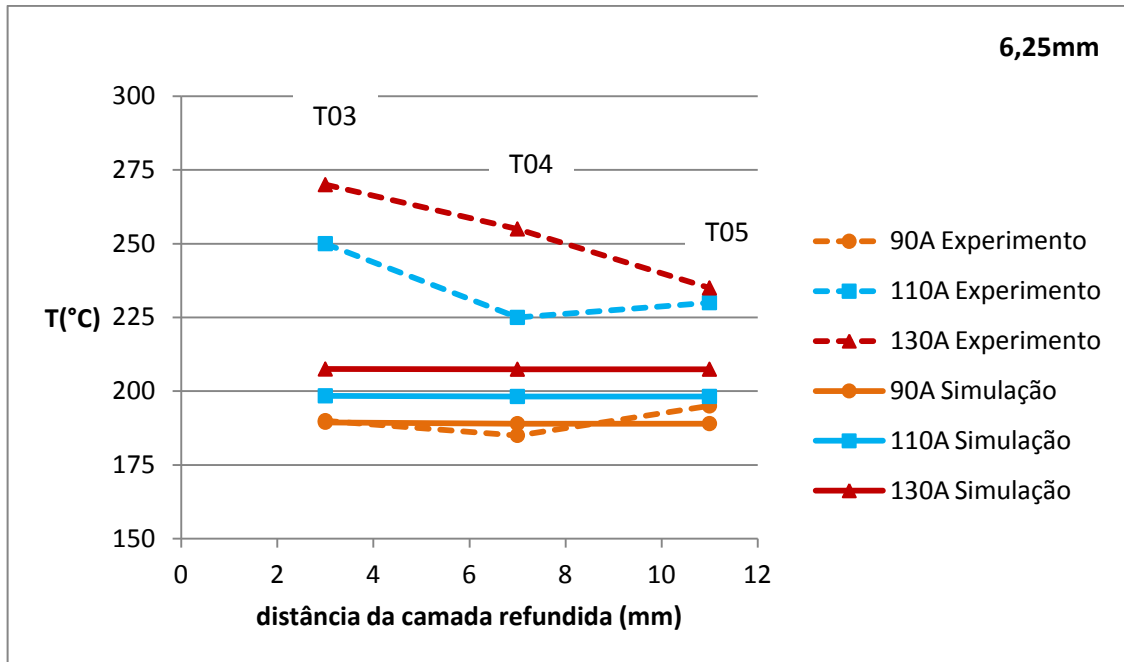


Gráfico 9 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 3, 4 e 5 ao longo do eixo Y

Fonte: Autoria própria

No Gráfico 9, é possível observar que as temperaturas simuladas estão praticamente constantes, enquanto o corpo de prova experimental ainda está se resfriando, confirmando, assim, a análise do Gráfico 8.

As temperaturas de pico obtidas para os Termopares 1, 2 e 9, ao longo do eixo Z, são apresentadas na Tabela 16 e no Gráfico 10.

Tabela 16 - Temperaturas de pico dos Termopares 1, 2 e 9 ao longo do eixo Z

Corrente	Temperatura de pico experimental (Oliveira, 2011) (°C)			Temperatura de pico simulada (°C)		
	T1	T2	T9	T1	T2	T9
130A	905	830	855	826,78	777,15	817,59
110A	750	685	730	722,48	744,45	714,6
90A	510	490	480	618,27	636,16	611,64
Distância de camada refundida em Y (mm)	3	3	3	3	3	3
Distância em X (mm)	25	25	25	25	25	25
Distância em Z (mm)	27	43	59	27	43	59

Fonte: Autoria própria

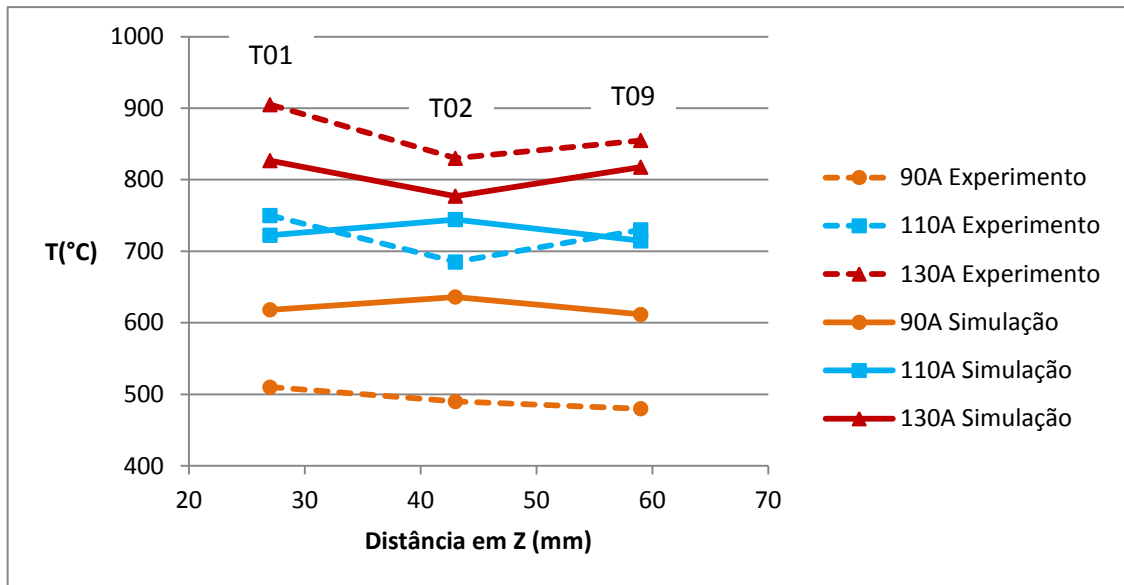


Gráfico 10 - Temperaturas de pico obtidas para os termopares 1, 2 e 9 ao longo do eixo Z

Fonte: Autoria própria

Os termopares analisados são os que se localizam mais próximos à linha de refusão (3mm em Y) e variando apenas a distância em Z (sentido da soldagem), apresentando, assim, as maiores temperaturas de pico. O modelo mostra-se mais adequado quanto maior for o fluxo térmico (intensidade da corrente).

4.5. ANÁLISE DA TAXA DE RESFRIAMENTO

No Gráfico 11 são apresentadas seções da curva de resfriamento do Termopar 9, iniciando na temperatura de pico e demonstrando a variação na taxa de resfriamento quando se altera o tipo de corrente utilizada no processo. Vale ressaltar que as curvas apresentadas correspondem ao resfriamento ainda com a fonte em movimento no comprimento restante do corpo de prova.

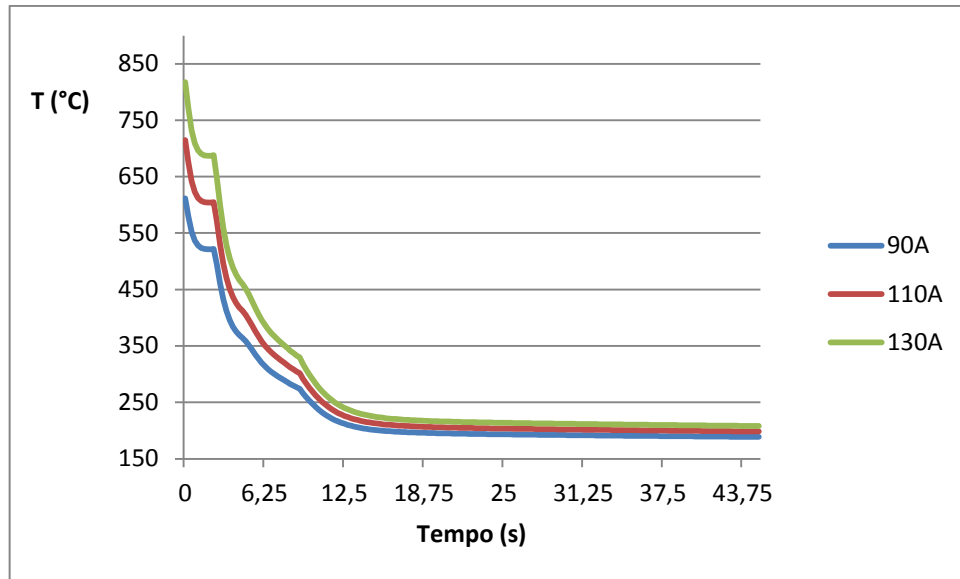


Gráfico 11 - Curva de resfriamento do Termopar 9, iniciando na temperatura de pico (simulação)

Fonte: Autoria própria

As quebras ao longo das curvas apresentadas no Gráfico 11 são decorrentes do movimento da fonte que, nas simulações, não ocorre de forma totalmente contínua.

Os resultados simulados podem ser comparados com os resultados experimentais obtidos por Oliveira (2011) apresentados no Gráfico 12.

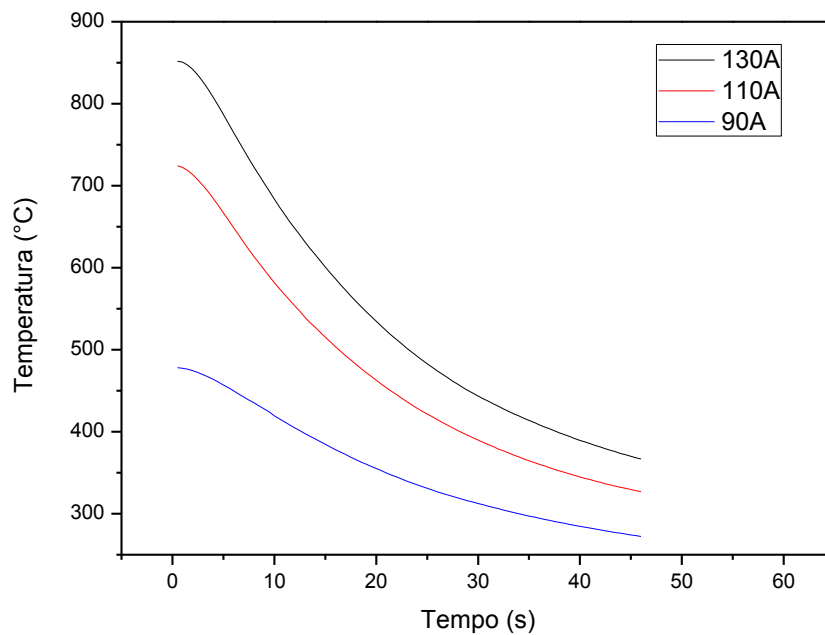


Gráfico 12 - Curva de resfriamento do Termopar 9, iniciando na temperatura de pico (experimental)

Fonte: Oliveira, 2011, p.75

Analisando-se os resultados, verifica-se que o resfriamento ocorre mais rapidamente no modelo simulado. Isso pode ser justificado pela consideração das propriedades termofísicas do material, principalmente difusividade térmica, constantes com a temperatura. Nas simulações, o calor específico do aço ASTM A743 CA6NM foi assumido constante em 430 J/kgK, valor referente a 20°C. Como o calor específico do aço aumenta com a elevação da temperatura, a capacidade térmica do corpo de prova fica maior do que nos casos simulados,

Observa-se também que, independente da intensidade de corrente utilizada, a taxa de resfriamento adquire valores parecidos com tendência a estabilizar com o passar do tempo.

Para uma distância de 7mm da linha de fusão, estão representadas nos Gráficos 13 (resultados simulados) e 14 (resultados experimentais) seções das curvas de temperatura do Termopar 10.

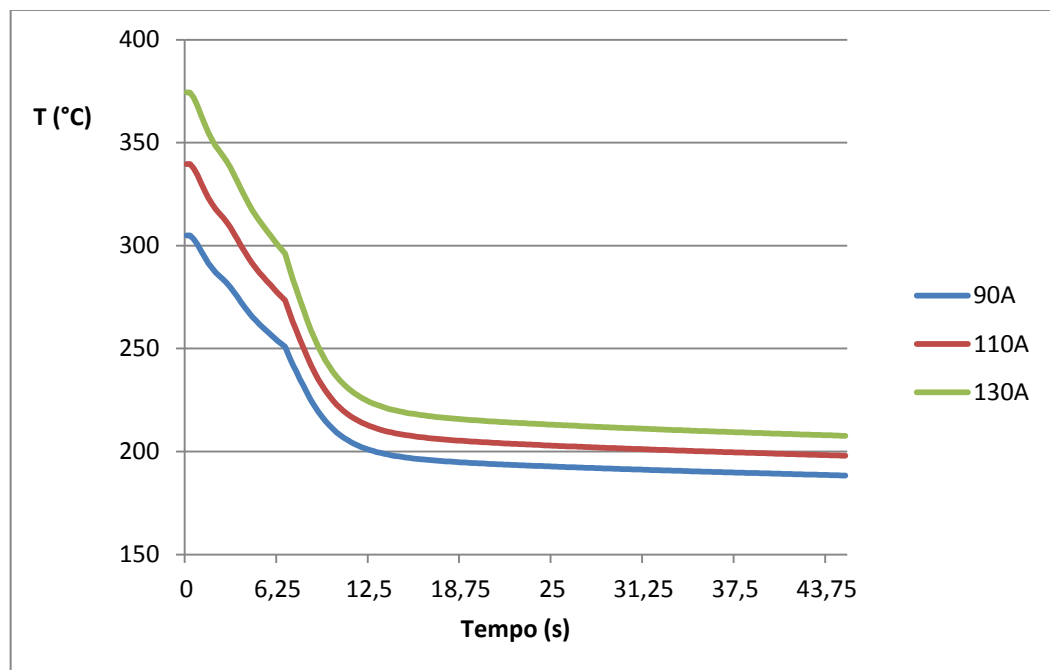


Gráfico 13 - Curva de resfriamento do Termopar 10, iniciando na temperatura de pico (simulação)

Fonte: Autoria própria

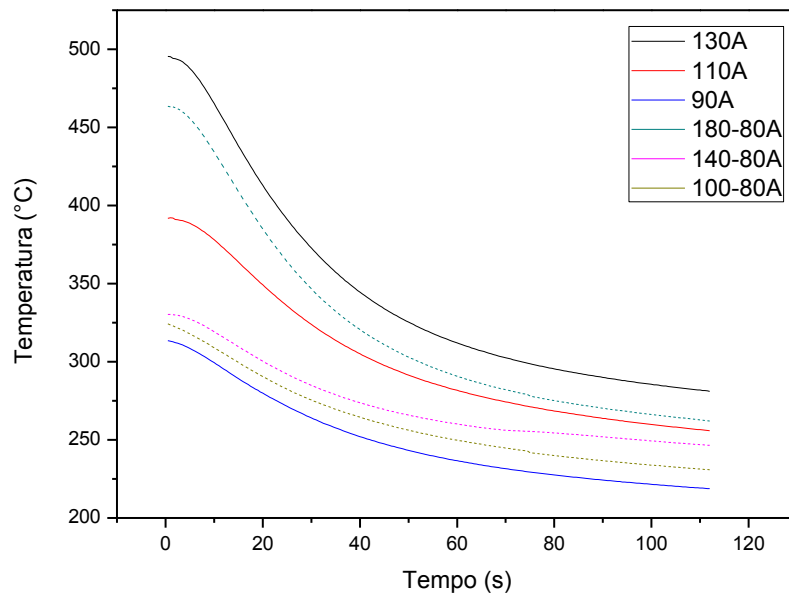


Gráfico 14 - Curva de resfriamento do Termopar 10, iniciando na temperatura de pico (experimental)

Fonte: Oliveira, 2011, p. 77

A taxa de resfriamento para o termopar mais próximo da linha de fusão (Termopar 9) é maior. Isso pode ser explicado pelo fato da temperatura de pico alcançada se maior para os mais próximos à linha de fusão.

Para uma distância de 11mm da linha de fusão, estão representadas nos Gráficos 15 e 16, seções das curvas de temperatura do Termopar 11.

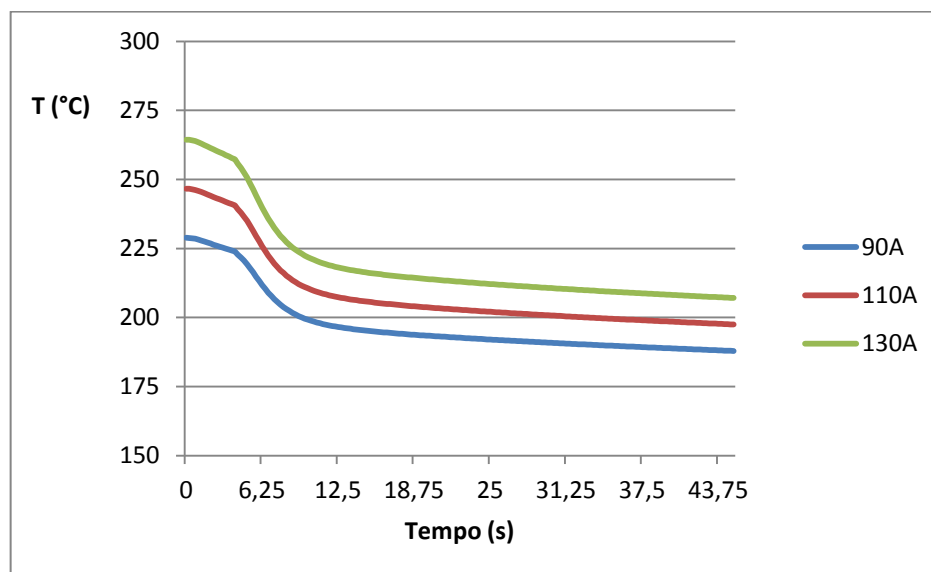


Gráfico 15 - Curva de resfriamento do Termopar 11, iniciando na temperatura de pico (simulação)

Fonte: Autoria própria

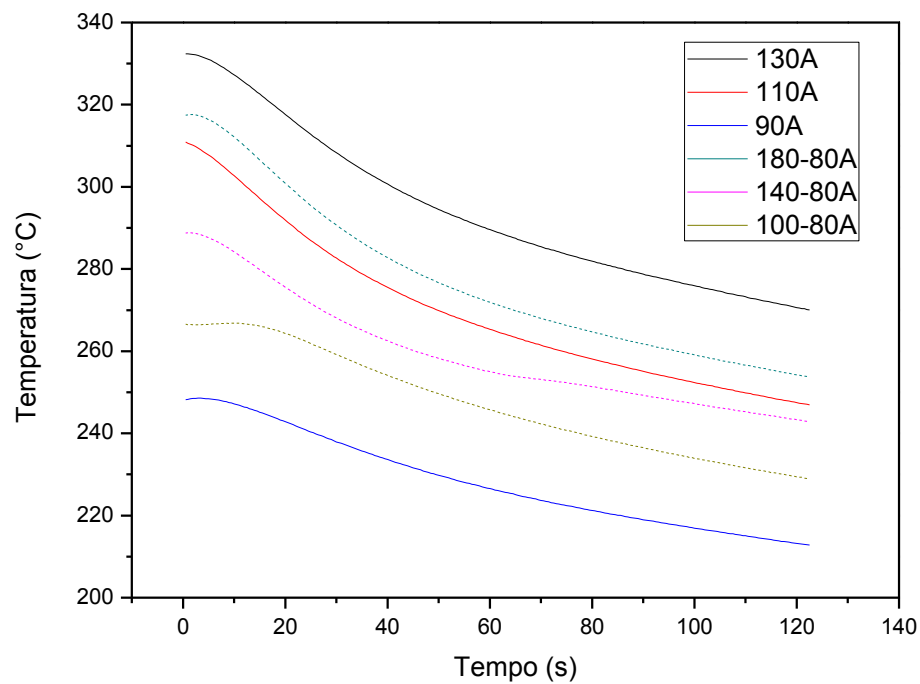


Gráfico 16 - Curva de resfriamento do Termopar 11, iniciando na temperatura de pico (experimental)

Fonte: Oliveira, 2011, p. 78

Nos resultados experimentais apresentados no Gráfico 16, notam-se curvas mais suaves em comparação com os resultados dos Termopares 9 e 10 (mais próximos da linha de fusão). A taxa de resfriamento é mais lenta, pois as temperaturas de pico atingidas são menores. No entanto, devido à consideração de propriedades do material constantes com a temperatura, a mesma inclinação não é observada nos resultados simulados.

5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

A abordagem utilizada para a solução do problema térmico de soldagem mostrou-se aplicável a problemas cotidianos de engenharia, visto que é possível determinar, de forma rápida e com baixo custo computacional, o campo de temperaturas com uma aproximação aceitável aos resultados experimentais.

A falta de um modelo de distribuição da fonte de calor pode ter influenciado negativamente os resultados. Além disso, a escassez, na literatura, de curvas que descrevam a variação das propriedades do aço ASTM A473 CA6NM em função da temperatura, ocasionou a utilização de propriedades termofísicas constantes.

Devido aos elevados gradientes de temperatura durante o processo de soldagem, no caso de um material cujas propriedades físicas (difusividade térmica) variam fortemente e de forma não-linear com a temperatura, a consideração das propriedades termofísicas constantes pode conduzir a erros consideráveis. Nas simulações, o calor específico do aço ASTM A743 CA6NM foi assumido constante em 430 J/kgK, valor referente a 20°C. Sendo verificado que realmente o calor específico do aço aumenta com a elevação da temperatura, a capacidade térmica do corpo de prova fica maior do que nos casos simulados, levando a tempos de aquecimento e resfriamento mais lentos em comparação aos obtidos nas simulações.

As temperaturas de pico dos termopares próximos a linha de fusão para a corrente de 110A está bem representado pelo modelo numérico, apresentando desvios de no máximo 6,21%. No caso dos termopares mais afastados da linha de fusão, os melhores resultados foram obtidos para a corrente de 130A, não ultrapassando 5% de erro e chegando a atingir 0,12%, o que pode ser considerado um bom resultado diante das simplificações adotadas para a resolução do problema.

Com o objetivo de aprimorar o modelo, seria interessante, inicialmente, a adoção de um modelo de distribuição da fonte de calor e a utilização de curvas de propriedades simplificadas do material, de forma a considerar as variações das propriedades térmicas do sólido em função da temperatura.

Outra questão interessante para dar continuidade ao estudo é a avaliação da influência de outros parâmetros de soldagem na distribuição da temperatura, como, por exemplo, a velocidade de soldagem e o ângulo de inclinação da tocha.

Como um objetivo a longo prazo, é válido o desenvolvimento de um modelo numérico que inclua a modelagem da fonte de calor. Assim seria possível, por exemplo, o movimento contínuo da fonte, a consideração da mudança de fase do material e análise da poça de fusão e das tensões residuais, tornando o modelo mais versátil e confiável.

6. REFERÊNCIAS

ADAMS Jr, C. M. **Cooling rates and peak temperatures in fusion welding.** Welding Journal, v.37, n.5, p. 210s-215s, may 1958.

ALVES, T. A. **Métodos Numéricos.** Ponta Grossa: Universidade Tecnológica Federal do Paraná, 2011. 293 slides: color. Slides gerados a partir do software PowerPoint.

ATTARH, M. J., SATTARI-FAR, I. **Study on welding temperature distribution in thin welded plates through experimental measurements and finite element simulation.** Journal of Materials Processing Technology, v.211, p. 688-694, 2011.

AZEVEDO, A. F. M. **Método dos elementos Finitos.** Faculdade de Engenharia da Universidade do porto. Portugal, abril 2003. Disponível em: <http://www.fe.up.pt/~alvaro> Acessado em junho de 2012.

BALAMURUGAN, S.; MURUGAN, N. **Simulation of Plasma Transferred ARC (PTA) Hardfaced on Structural Steel with Titanium Carbide.** Journal of Engineering, Computers & Applied Sciences, v.2, No.4, p.10-14, 2013.

BOO, K. S., CHO, H. S. **Transient temperature distribution in arc welding of finite thickness plates.** Proceedings of Institution of Mechanical Engineers, Part B – Journal of Engineering Manufacture, v. 204, p. 175-183, 1990.

CHUANSONG, W., ZHENNING, C., Lin, W. **Numerical analysis of three-dimensional fluid flow and heat transfer in TIG weld pool with full penetration.** Acta Metallurgica Sinica, Series B, v.6, n.2, p. 130-136, April 1993.

COSTA, Luciano T. and RIBEIRO, Mauro C. C.. **Propriedades dinâmicas de fluidos por simulação computacional: métodos híbridos atomístico-contínuo.** *Quím. Nova* [online]. 2010, vol.33, n.4, pp. 938-944. ISSN 0100-4042.

DUPONT, J. N.; MARDER, A. R. **Thermal Efficiency of Arc Welding Processes.** Welding Journal, p. 406-416-s, 1995.

FASSANI, Roseli Noriko Suzuki. **Modelamento Analítico e numérico da transferência de Calor no Processo de Soldagem com Múltiplos Passes.**

Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2001. 211p. Tese (Doutorado).

FOLKHARD, E. *Welding Metallurgy of Stainless Steels*. Springer-Verlag Wien, New York, 1988.

FU, Yue-chun; SHI, Nan-lin; ZHANG, De-zhi; YANG, Rui. **Preparation of SiC/Ti composites by powder cloth technique(J)**. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2004, 14(3): 465-470.

FUERSCHBACH, P. W. **Energy transfer efficiencies (ETE) for fusion welding processes**, 2004. Disponível em: <http://smartweld.sourceforge.net/Pdf_docs/Ener_trans_effic.pdf>. Acesso em: setembro 2014.

FUERSCHBACH, P. W.; KNOROVSKY, G.A. **A Study of Melting Efficiency in Plasma Arc and Gas Tungsten Arc Welding**. *Welding Journal*, v. 70, p. 287s-297s, 1991.

GERY, D., LONG, H., MAROPOULOS, P. **Effects of welding seed, energy input and heat source distribution on temperature variations in butt joint welding**. *Journal of Materials Processing Technology*, v.167, p.393-401, 2005.

GOLDAK, J., CHAKRAVARTI, A. Bibby, M. **A new finite element model for welding heat sources**. *Metallurgical Transactions B*, v. 15B, p.299-305, June 1984.

GROSCH, R. J., TRABANT, E. A. **Arc-welding temperatures**. *Welding Journal*, v.35, n.8, p.396s-400s, august 1956.

GROSH, R. J., TRABANT, E. A., HAWKINS, G. A. **Temperature distribution in solids of variable thermal properties heated by moving heat sources**. *Quarterly Applied Mathematics*, v. 13, n.2, p.161-167, february 1995.

HONG, K., WECKMAN, D. C., STRONG, A. B. **The influence of thermofluids phenomena in gas tungsten arc welds in high and low thermal conductivity metals**. *Canadian Metallurgical Quarterly*, v.37, n.3-4, p.293-303, 1998.

INCROPERA, Frank P. *et al.* **Fundamentos de transferência de calor e de massa**. 6. ed. Rio de Janeiro, RJ: LTC, 2008. xix, 643 p.

ION, J. C., EASTERLING, F. E., ASHBY, M. F. **A second report on diagrams of microstructure and hardness for heat-affected zones in welds.** Acta Metallurgica, v.32, n.11, p.1949-1962, 1984.

JHAVERI, P., MOFFAT, W. G., ADAMS Jr, C. M. **The effect of plate thickness and radiation on heat flow in welding and cutting.** Welding Journal, v.41, n.1, p.12s-16s, January 1962.

KEY, J. F., CHAN, J. W., MCILWAIN, M. E. **Process variable influence on arc temperature distribution.** Welding Journal, v.62, n.7, p. 179s-184s, July 1983.

KIM, I. S., BASU, A. **A mathematical model of heat transfer and fluid flow in the gas metal arc welding process.** Journal of Materials Processing Technology, v. 77, p. 17-24, 1998.

LIMA, C. R. C., CAMARGO, F., MARQUES, P. V. **Estudo comparativo das propriedades de revestimentos a base de cobalto (stellite) aplicados por soldagem e por aspersão térmica.** XXIV Encontro Nacional de Tecnologia da Soldagem, XI Congresso Latino-Americano e V Ibero-Americano de Soldagem. Fortaleza-CE, setembro 1998.

LIMA, Carlos Camello; TREVISAN, Roseana. **Aspersão térmica: fundamentos e aplicações.** 2. ed. rev. e ampl. São Paulo: Artliber, 2007. 152 p.

LIPPOLD, J. C.; KOTECKI, Damian J.. **Welding metallurgy and weldability of stainless steels.** Hoboken: Wiley-interscience, 2005.

MACHADO, Ivan Guerra. **Condução do Calor na Soldagem: Fundamentos & Aplicações.** Porto Alegre. Imprensa Livre, 2000. 119 p.

MARQUES, Paulo Villani; MODENESI, Paulo José; BRACARENSE, Alexandre Queiroz. **Soldagem: fundamentos e tecnologia.** 2.ed. Minas Gerais: UFMG, 2005. 362 p.

MUNDRA, K., DEBROY, T., KELKAR, K. M. **Numerical prediction of fluid flow and heat transfer in welding with a moving heat source.** Numerical Heat Transfer, v. 29, Part A, p. 115-129, 1996.

OLIVEIRA, Fernando R. **Análise da influencia dos parâmetros de refusão no ciclo térmico de revestimentos Fe-Cr-Mn-Si aspergidos e refundidos.** 2011. 45. Trabalho de Conclusão de Curso Bacharelado em Engenharia Mecânica - Universidade Tecnológica Federal do Paraná. Ponta Grossa, 2011.

PAREDES, R. S. C. **Aspersão Térmica.** Curitiba: Ufpr, 1999, Apostila Técnica.

PATANKAR S. V. **Numerical Heat Transfer and Fluid Flow.** USA: Hemisphere Publishing Corporation, 1980.

PAVELIC, V., TANBAKUCHI, R., UYEHARA, O. A., MYERS, P. S. **Experimental and computed temperature histories in gas tungsten-arc welding of thin plates.** Welding Journal, v. 48, n.7, p.295s-305s, july 1969

PUKASIEWICZ, Anderson Geraldo Marena; OLIVEIRA, Fernando Ratti; CAPRA, André Ricardo; PAREDES, Ramón Sigifredo Cortés. **Influência da refusão por plasma na microestrutura de um revestimento Fe-Mn-Cr-Si depositado por aspersão térmica arco elétrico sobre aço inoxidável ASTM A743-CA6NM,** Soldagem & Inspeção. São Paulo, Vol.17, Nº. 1, p.065-075, 2012.

RAMÍREZ-LONDOÑO, Antonio José. **Estudo da precipitação de nitreto de cromo e fase sigma por simulação térmica da zona afetada pelo calor na soldagem multipasse de aços inoxidáveis duplex.** São Paulo. Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 1997. 151p. Dissertação (Mestrado)

REIS, R.P.; COSTA, A.L.G.; SILVEIRA, F.M.; MOTA, P.R.; SOUZA, R.J.; SCOTTI, A. . **Influência do Material de Base sobre o Rendimento de Fusão em Soldagem a Arco,** Soldagem & Inspeção. São Paulo, Vol. 16, Nº. 4, p. 369-376, 2011.

REIS, R.; SCOTTI, A.. **Fundamentos e prática da soldagem a plasma.** São Paulo, SP: Artliber, 2007. 147p.

ROSENTHAL, D. **The theory of moving sources of heat and its application to metal treatments.** Transactions of the American Society of Mechanical Engineers, v. 68, p. 849 – 866, November 1946.

RYKALIN, N. N. **Calculation of flow during welding.** Berlin: VEB Verlag Technik, 1951. 287p.

SHAL, A. K., KULKARNI, S. D., GOPINATHAN, V., KRISHNAN, R. **Weld heat-affected zone in Ti-6Al-4V alloy, Part I – computer simulation of the effect of weld variables on the thermal cycles in the HAZ.** Welding Journal, v. 74, n.9, p.297s – 304s, September 1995.

SÜDWESTFALEN. Disponível em:

<<http://dspace.ups.edu.ec/bitstream/123456789/1027/8/Anexos.pdf>> Acessado em setembro de 2013

TSAI, N. S., EAGAR, T. W. **Distribution of the heat and current fluxes in gas tungsten arcs.** Metallurgical Transaction B, v. 16B, p. 841-846, December 1985.

TSAO, K. C., WU, C. S. **Fluid flow and heat transfer in GMA weld pools.** Welding Journal, v.67, n.3, p.70s-75s, march 1988. (1998),

ULE, R. L., JOSCHI, Y., SEDY, E. B. **A new technique for three-dimensional transient heat transfer computations of autogenous arc welding.** Metallurgical Transactions B, v. 21B, p.1033-1047, december 1990.

VASCONCELOS, R. C., MACIEL, T. M., GURGEL, J. M. A. M. **Estudo teórico e experimental da condução de calor no processo de soldagem ao arco submerso.** Revista Eletrônica de Materiais e Processos, v.4.1, p.01-13, 2009.

WAHAB, M. A., PAINTER, M. J. **Numerical models of gas metal arc welds using experimentally determined weld pool shapes as the representation of welding heat source.** International Journal of Pressure Vessels and Piping, v. 73, p. 153-159, 1997.

WAHAB, M. A., PAINTER, M. J., DAVIES, M. H. **The prediction of the temperature distribution and weld geometry in the gas metal arc welding process.** Journal of Materials Processing Thechnology, v. 77, p.2333-239, 1998.

WELLS, A. A. **Heat Flow in Welding.** Welding Journal, v.31, n.5, p. 263s-267s, may 1952.

WILL, C. R. **Ligas inoxidáveis resistentes à cavitação depositadas por plasma – PTA – arame.** 2008. 76 f. Dissertação (Mestre) - Curso de Engenharia e Ciências dos Materiais, Departamento de Tecnologia, UFPR, Curitiba, 2008.

ZHU, X.K., CHAO, Y.J., 2002. **Effects of temperature-dependent material properties on welding simulation.** *Comput. Struct.* 80, 967–976.