

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ - UTFPR
PROGRAMA DE PÓS GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E MATERIAIS

ANDRÉ NOZOMU SADOYAMA BARRIOS

**METODOLOGIA PARA ESTIMATIVAS DE FLUXO DE CALOR NA
PEÇA EM OPERAÇÕES DE FRESAMENTO**

Tese

CURITIBA

2018

ANDRÉ NOZOMU SADOYAMA BARRIOS

**METODOLOGIA PARA ESTIMATIVAS DE FLUXO DE CALOR NA
PEÇA EM OPERAÇÕES DE FRESAMENTO**

Tese apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, como requisito parcial para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Área de concentração: Engenharia de Manufatura

Orientador: Prof. Paulo André de Camargo Beltrão, Ph.D.

CURITIBA

2018

Dados Internacionais de Catalogação na Publicação

B276m Barrios, André Nozomu Sadoyama
2018 Metodologia para estimativas de fluxo de calor na
peça em operações de fresamento / André Nozomu Sadoyama
Barrios.-- 2018.
232 f.: il.; 30 cm.

Disponível também via World Wide Web.
Texto em português com resumo em inglês.
Tese (Doutorado) - Universidade Tecnológica Federal
do Paraná. Programa de Pós-graduação em Engenharia
Mecânica e de Materiais, Curitiba, 2018.
Bibliografia: p. 175-185.

1. Calor - Transmissão. 2. Usinagem. 3. Fresagem (Trabalhos
em metal). 4. Fresamento. 5. Mecânica - Estimativas.
6. Simulação. 7. Engenharia mecânica - Teses. I. Beltrão,
Paulo André de Camargo, orient. II. Universidade Tecnológica
Federal do Paraná - Programa de Pós-Graduação em Engenharia
Mecânica e de Materiais, inst. III. Título.

CDD: Ed. 22 -- 620.1

**Biblioteca Ecoville da UTFPR, Câmpus Curitiba
Bibliotecária Lucia Ferreira Littiere - CRB 9/1271**

TERMO DE APROVAÇÃO DE TESE Nº 13

A Tese de Doutorado intitulada: **Metodologia Para Estimativas De Fluxo De Calor Na Peça Em Operações De Fresamento**, defendida em sessão pública pelo Candidato **André Nozomu Sadoyama Barrios**, no dia 05 de Fevereiro de 2018, foi julgada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração: Engenharia de Manufatura, e aprovada em sua forma final, pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais – PPGEM.

BANCA EXAMINADORA:

Prof. Dr. Paulo André de Camargo Beltrão- Presidente - UTFPR

Prof. Dr. Milton Luiz Polli - UTFPR

Prof. Dr. Silvio Luiz de Mello Junqueira - UTFPR

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues - USP – São Carlos

Prof. Dr. Dalberto Dias da Costa - UFPR

A via original deste documento encontra-se arquivada na Secretaria do Programa, contendo a assinatura da Coordenação após a entrega da versão corrigida do trabalho.

Curitiba, 05 de fevereiro de 2018.

Carimbo e assinatura do Coordenador do Programa

Dedico a Deus, a minha amada esposa Akemi, aos familiares e amigos.

AGRADECIMENTOS

A Deus pela capacitação na condução deste trabalho. A minha esposa Akemi pelos incontáveis momentos de apoio e incentivo. Aos meus pais, familiares e amigos, que sempre demonstraram preocupação com o andamento deste trabalho.

Ao meu orientador professor Dr. Paulo André de Camargo Beltrão, pela paciência e por todos os direcionamentos técnicos para o desenvolvimento deste trabalho.

Ao professor Aldo Braghini Junior, UTFPR – Ponta Grossa, pelo apoio referente aos dados de temperatura no fresamento e por todo apoio técnico.

Ao professor Dr. Daniel Hioki, UTFPR - Curitiba, e ao prof. Celso Ishida, UFPR – Curitiba, pela amizade, incentivo e conselhos.

Aos professores da UTFPR – Curitiba, Dr. Silvio Luiz de Mello Junqueira e Dr. Raul Henrique Erthal, pelo auxílio e direcionamentos na área térmica e aquisição de dados de temperatura.

Aos professores do departamento de Engenharia Mecânica da UFPR – Curitiba, prof. Dr. Claudimir José Rebeyka e ao prof. Dr. Dalberto Dias da Costa, pelo apoio nos ensaios de usinagem, através da disponibilidade dos equipamentos e centro de usinagem. Ao eng. Mecânico, Wesley Menezes Guimarães, do laboratório do Departamento de Engenharia Mecânica da UFPR que auxiliou nos ensaios de usinagem.

Ao prof. Dr. Carlos Cziulik, UTFPR – Curitiba, pela ajuda com a organização do texto da tese.

Aos professores Dr. Alessandro Roger Rodrigues, USP – São Carlos, e Dr. João Batista Campos Silva, UNESP – Ilha Solteira, que apesar da distância sempre incentivaram nesta caminhada acadêmica desde o primeiro contato no mestrado.

Aos colegas de trabalho, professores dos cursos Técnico em Petróleo e Gás e Tecnologia em Gestão da Qualidade, do Setor de Educação Profissional e Tecnológica da UFPR, pelo apoio e compreensão: prof. Dr. Adriano, prof. Dr. Guimarães, prof^a. Dra. Janaína, prof^a. Dra. Isabel, prof^a. Dra. Marion, Prof^a. Dra. Giselle, prof^a. Dra. Simone, prof. Dr. Arnaud, e a atual direção do setor, prof^a. Dra. Silvana e ao prof. Dr. Passos.

A todos os professores do PPGEM-UTFPR, campus Curitiba, que contribuíram com minha formação nas disciplinas cursadas durante o programa de doutorado.

À CAPES pelo apoio financeiro para o desenvolvimento desta pesquisa.

*“Por vezes sentimos que aquilo que fazemos não é senão uma gota de água no mar. Mas o mar seria menor, se lhe faltasse uma gota.”
(Madre Teresa de Calcutá).*

“Talvez não tenha conseguido fazer o melhor, mas lutei para que o melhor fosse feito. Não sou o que deveria ser, mas graças a Deus, não sou o que era antes.” (Martin Luther King)

RESUMO

Um dos processos de usinagem com maior emprego na indústria é o fresamento. O estudo da área térmica no fresamento é um desafio, por ser um processo em que o corte ocorre numa região bem específica de difícil acesso para sua correta mensuração. Uma das soluções para análise da temperatura no processo de usinagem é a utilização de modelos térmicos resolvidos por métodos matemáticos que trazem boas estimativas. Atualmente, além dos softwares desenvolvidos no ambiente acadêmico, existem também ferramentas computacionais disponíveis no mercado. Entretanto, os softwares comerciais apresentam código de programação fechado o que dificulta estudos mais específicos para casos particulares. Por meio de busca em vários autores, tanto em trabalhos no contexto de torneamento quanto para fresamento, notou-se que a utilização do método de resolução inversa por Gauss-Newton para estimativas de fluxo de calor ainda é muito restrita. Nos trabalhos de Braghini Junior (2002) e do próprio autor em Barrios (2013) este método foi implementado, porém a metodologia foi para estimativas apenas do fluxo de calor médio, desprezando a variação do fluxo de calor em função do deslocamento da ferramenta pelo tempo. O objetivo deste trabalho é desenvolver uma nova metodologia para realizar estimativas de fluxo de calor na peça em operações de usinagem por fresamento considerando os efeitos do deslocamento da ferramenta em função do tempo utilizando o método de Gauss-Newton. Para isso foi necessário desenvolver um Simulador Térmico de Usinagem por Fresamento (STUF), analisar os efeitos das variáveis adotadas no simulador e por fim realizar estimativas de fluxo de calor por meio dos dados de temperatura experimental de usinagem. Foram criadas duas interfaces para o STUF, sendo uma interface para as estimativas de fluxo de calor e uma interface para as estimativas de temperatura na peça. Para este fim, o Matlab® foi utilizado como ambiente computacional e como linguagem de programação para as simulações. Os efeitos das variáveis no simulador como o coeficiente convectivo (h), refino de malha, passo do tempo (Δt), geometria da peça, temperatura experimental e análise de erro foram analisados. Foi possível realizar estimativas de fluxo de calor e temperatura na peça por meio do estudo de caso 1, utilizando os dados experimentais de Braghini (2002), estudo de caso 2, por meio dos dados experimentais de Barrios (2013), e estudo de caso 3, por meio dos dados experimentais proposto por este trabalho. Essa nova metodologia empregada por meio do STUF permitiu a identificação do fluxo de calor máximo na peça, possibilitou a geração de resultados de temperaturas estimadas com bons ajustes com as temperaturas experimentais com R^2 médio de 0,85 para estudo de caso 1 e R^2 de 0,95 para estudo de caso 2. O estudo de caso 3 apresentou muitos ruídos, porém foram possíveis as estimativas.

Palavras-chave: fresamento; estimativas; transferência de calor.

ABSTRACT

One of the most widely used machining processes in the industry is milling. The study of the thermal area in the milling is a challenge, because it is a process in which the cutting occurs in a very specific region of difficult access for its correct measurement. One of the solutions for the analysis of the temperature in the machining process is the use of thermal models solved by mathematical methods that bring good estimates. Currently, besides the software developed in the academic environment, there are also computational tools available in the market. However, commercial software presents closed programming code which makes it difficult to study more specifically for particular cases. Through the search of several authors, both in work in the context of turning and in milling, it was noticed that the use of the inverse resolution method by Gauss-Newton for estimates of heat flow is still very restricted. In the works by Braghini Junior (2002) and by the author himself in Barrios (2013) this method was implemented, but the methodology was only for estimates of the average heat flux, neglecting the variation of the heat flow as a function of the time displacement of the tool. The objective of this work is to develop a new methodology for estimating the heat flux in the part in milling operations considering the effects of tool displacement as a function of time using the Gauss-Newton method. For this, it was necessary to develop a Thermal Simulator for Machining by Milling (STUF), to analyze the effects of the variables adopted in the simulator and finally to make estimates of heat flux through the experimental temperature data of machining. Two interfaces were created for the STUF, being an interface for the estimations of heat flow and an interface for the temperature estimates in the part. For this purpose, Matlab® was used as a computational environment and as a programming language for simulations. The effects of the variables in the simulator, such as the convective coefficient (h), mesh refining, time step (Δt), part geometry, experimental temperature and error analysis were analyzed. It was possible to estimate heat flux and temperature in the piece by means of the case study 1, using the Braghini (2002) experimental data, case study 2, through the experimental data of Barrios (2013), and case study 3, through the experimental data proposed by this work. This new methodology used by the STUF allowed the identification of the maximum heat flux in the part, allowed the generation of estimated temperature results with good adjustments with the experimental temperatures with mean R^2 of 0.85 for case study 1 and R^2 of 0,95 for case study 2. Case study 3 presented many noises, but estimates were possible.

Keywords: milling; estimates; heat transfer.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Influência do fluxo de calor na usinagem	28
Figura 2 - Indicação dos temas envolvidos neste trabalho	32
Figura 3 - Tipos de fresamento: (A) fresamento frontal, (B) fresamento cilíndrico tangencial, (C) fresamento de duas superfícies ortogonais, (D) fresamento tangencial de encaixes "rabo de andorinha", (E) fresamento frontal de canaletas com fresa de topo, (F) fresamento frontal (caso especial), (G) fresamento tangencial de perfil, (H) fresamento composto.....	36
Figura 4 - Movimentos de fresamento tangencial (A) concordante e (B) discordante.....	36
Figura 5 - Fresamento de topo com movimento composto 1) movimento discordante e 2) movimento concordante.....	37
Figura 6 - Movimentos e velocidades no processo de usinagem	38
Figura 7 - Representação da profundidade de usinagem (a_p) e a penetração de trabalho (a_e) no fresamento de topo	40
Figura 8 - Regiões de calor gerado e transferência de calor na usinagem.....	45
Figura 9 - Método de medição através de sensor infravermelho.....	46
Figura 10 - Esquema utilizado para a medição da temperatura no processo de aplainamento	47
Figura 11 - Comportamento da temperatura em função do tempo para a velocidade de 18 golpes/minuto	47
Figura 12 - Curvas de aumento da temperatura em função tempo pela utilização de termopares inseridos na peça.....	48
Figura 13 - Temperaturas obtidas experimentalmente e calculadas pela resolução do problema inverso	49
Figura 14 - Esquema da inserção do termopar no inserto de metal duro no torneamento ...	49
Figura 15 - Placa considerada para o problema. Onde L é o comprimento, k é a condutividade térmica, q é a geração de calor interno, T_a é a temperatura na parede A e T_b é a temperatura na parede B	51
Figura 16 - Malha adotada para o problema	52
Figura 17 - Malhas geradas pelo método de Diferenças finitas (a) e Elementos finitos (b) ..	56
Figura 18 - Malha gerada de elementos finitos	56
Figura 19 - Exemplo do esquema do veículo espacial que está reinserindo a atmosfera terrestre (a) e a seção A detalhada.....	61
Figura 20 - Fluxo de calor instantâneo na peça de liga de alumínio.....	63
Figura 21 - Resultado para o aço AISI 1045	63
Figura 22 - a) Esquema adotado para os ensaios e b) detalhes dos equipamentos	64

Figura 23 - Esquema adotado para o ensaio de corpo de prova cilíndrico e um dos resultados encontrados.....	65
Figura 24 - Esquema utilizado nos ensaios para medidas de temperaturas e força de corte: 1) Eixo árvore, 2) Bocal de fluido de corte, 3) Fuso da fresa, 4) Peça, 5) Mesa da Fresadora, 6) Dinamômetro, 7) Amplificador Digital, 8) Termopares (tipo K), 9) Transmissor de temperatura, 10) Filtro, 11) Interface, 12) Computador	66
Figura 25 - Ensaio de usinagem: a) Localização da peça (AISI 1045 nesta figura), câmera de sensor infravermelho, ferramenta de corte (ISO P30) e termopares; b) Vista detalhada da ferramenta e junção dos termopares e c) Esquema da calibração da câmera de infravermelho para determinação da emissividade.....	66
Figura 26 - Condutividade térmica (TCC) do contato ferramenta-cavaco versus velocidade de corte com avanço constante de 0,11 mm/rev.....	67
Figura 27 - Configuração utilizada no ensaio para coletar informações da temperatura durante o torneamento.....	68
Figura 28 - a) Detalhe da ferramenta de corte e do porta ferramenta, b) Detalhe da posição dos termopares e c) Área de contato cavaco-ferramenta.....	68
Figura 29 - Distribuição da temperatura de corte com avanço de 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 250 m/min ($R3 < R2 < R1$), a) Sem revestimento, b) Com revestimento de TiCN + Al ₂ O ₃ e c) Com revestimento de Al ₂ O ₃	69
Figura 30 - Configuração do ensaio para aquisição de dados.....	70
Figura 31 - a) Furos na ferramenta de corte para inserção dos termopares, b) localização dos termopares ($dx1 = 1,6$ mm, $dy1 = 0,5$ mm, $dx2 = 2,4$ mm, $dy2 = 1$ mm)	70
Figura 32 - Evolução da temperatura nos termopares TC1 e TC2 durante a usinagem	71
Figura 33 - Configuração do experimento	71
Figura 34 - Fluxo de calor e suas parcelas para velocidade de corte de 100 m/min	72
Figura 35 - Comparação da temperatura da peça.....	73
Figura 36 - Cinco passos requeridos para produzir um software de qualidade	74
Figura 37 - Temperatura experimental para duas condições diferentes e temperaturas estimadas pela resolução do problema inverso	76
Figura 38 - Fluxograma para estimativas dos fluxos de calor.....	77
Figura 39 – Fluxograma resumido da aplicação do STUF nas análises térmicas através da Interface 1 e Interface 2	79
Figura 40 - Fluxograma da Interface I - Banco de dados	80
Figura 41 - Característica da curva da temperatura experimental em função do tempo de acordo com o deslocamento da ferramenta de corte. Ponto 1: ferramenta de corte aproximando do sensor: termopar; ponto 2: ferramenta de corte sobre o sensor: termopar e ponto 3: ferramenta de corte distanciando do sensor: termopar	82

Figura 42 - Fluxograma da simulação na interface 2.....	84
Figura 43 - Modelo térmico adotado para o problema.....	85
Figura 44 - Gráfico das temperaturas máximas instantâneas no tempo igual a 10 segundos	91
Figura 45 - desvio padrão dos resultados das temperaturas na faixa analisada de 1 a 30 W/m ² K, durante o tempo de 10 segundos.....	92
Figura 46 - Gráfico do efeito do refino da malha nas temperaturas geradas	94
Figura 47 - Efeito do passo de incremento do tempo nas temperaturas geradas.....	96
Figura 48 - Efeito da geometria, área transversal da peça, nas temperaturas máximas geradas em função do tempo	98
Figura 49 - Temperaturas máximas geradas na peça através da variação da geometria...	100
Figura 50 - Sinais de entrada para análise dos efeitos do sinal de entrada.....	101
Figura 51 - Resultados para sinal senoidal T1	101
Figura 52 - Resultados para sinal senoidal T2	102
Figura 53 - Sinais de entrada para análise dos efeitos T3 e T4	102
Figura 54 - Resultados para sinal senoidal de T3	103
Figura 55 - Resultados para sinal senoidal T4	103
Figura 56 - Sinais de entrada para análise dos efeitos T5 e T6	104
Figura 57 - Resultados para sinal senoidal T5	104
Figura 58 - Resultados para sinal senoidal T6	105
Figura 59 - Sinais de entrada que simularam um fluxo de calor experimental: sinal retangular, sinal triangular e sinal senoidal, respectivamente	106
Figura 60 - Sinais de temperaturas experimentais gerados de cada curva de simulação de fluxo de calor experimental: sinal retangular, sinal triangular e sinal senoidal, respectivamente	107
Figura 61 - Variação da amplitude do sinal retangular do fluxo de calor	108
Figura 62 - Variação do tempo de aplicação do sinal retangular do fluxo de calor para $\Delta t =$ 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente	108
Figura 63 - Sinal de entrada Retangular e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude	109
Figura 64 - Variação da amplitude do sinal triangular do fluxo de calor	110
Figura 65 - Variação do tempo de aplicação do sinal triangular do fluxo de calor para $\Delta t =$ 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente	110
Figura 66 - Sinal de entrada Triangular e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude	111
Figura 67 - Variação da amplitude do sinal senoidal do fluxo de calor	111

Figura 68 - Variação do tempo de aplicação do sinal senoidal do fluxo de calor para $\Delta t = 0,125$ s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente	112
Figura 69 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude	113
Figura 70 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo	114
Figura 71 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo	115
Figura 72 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo	116
Figura 73 - Comparação entre o tempo de CPU em relação ao refino de malha para os métodos TDMA e Gauss-Seidel.....	119
Figura 74 - Detalhe do corpo de prova utilizado por Braghini Junior (2002).	122
Figura 75 – Curva da temperatura experimental estimada (a) e o gráfico do fluxo de calor (b) estimado para a curva obtida pelo termopar 2 do experimento 1 de Braghini Junior (2002)	123
Figura 76 - Efeitos do deslocamento da ferramenta no gráfico de temperatura e fluxo de calor para termopar 2 do experimento 1 de Braghini Junior (2002), separados por regiões	124
Figura 77 - Comparação entre o resultado para temperatura para Braghini 2002, gráfico (a) e o resultado da estimativa do STUF, gráfico (b) para a mesma curva experimental obtida pelo termopar 5 do experimento 1	125
Figura 78 - Fluxo de calor máximo estimado para experimento 1 e 2 de Braghini Junior (2002).	126
Figura 79 – Resultados das estimativas com base nos dados de temperatura experimental de Braghini Junior (2002) através do software do trabalho de Barrios (2013) para Fluxo de calor médio (3DP), modelo global (GL) de Braghini Junior (2002) e estimativas de fluxo de calor por meio de temperaturas médias (3DT).....	127
Figura 80 - Detalhe do corpo de prova e termopares utilizado por Barrios (2013).....	129
Figura 81 - Resultados obtidos para dados de Barrios (2013) para condição A.....	130
Figura 82 - Resultados obtidos para dados de Barrios (2013) para a condição B.....	131
Figura 83 - Efeitos do deslocamento da ferramenta no gráfico de temperatura e fluxo de calor para termopar 1 da condição A, separados por regiões.....	132
Figura 84 - Comparação entre os resultados de Barrios (2013), gráficos (a) , e os obtidos por este trabalho, gráfico (b) para termopar 3 da condição A.....	132
Figura 85 - Fluxo de calor máximo estimado para condição A-A' e condição B-B'	134
Figura 86 - Comparação entre os resultados de fluxo de calor médio no trabalho de Barrios (2013) e do fluxo de calor máximo encontrado por este trabalho.....	135

Figura 87 - Detalhe das dimensões do corpo de prova	137
Figura 88 - Fresa de topo coromill 200 para aplicação geral de fresamento com 4 insertos e 50 mm de diâmetro.....	138
Figura 89 - Inserto de metal duro revestida com cobertura CVD Ti (C,N) – Al ₂ O ₃ – TiN com dimensão IC=12 mm e S=4,76 mm (RCKT 1204 MO PM GC4230).....	138
Figura 90 - ROMI modelo Discovery 4022	140
Figura 91 - Painel de controle Romi 4022.....	141
Figura 92 - Placa Arduino do tipo UNO utilizada para aquisição dos dados de temperatura experimental.....	142
Figura 93 - Termopar tipo K com blindagem de cabo.....	142
Figura 94 - Detalhes dos pinos do Módulo MAX 6675	143
Figura 95 - Módulo conversor analógico digital MAX6675	143
Figura 96 - Esquema do sistema de aquisição de dados com Arduino Uno, MAX 6675 e 3 termopares tipo K	144
Figura 97 - Sistema de aquisição de dados e composição de ensaio	145
Figura 98 - Representação esquemática dos eixos do centro de usinagem.....	145
Figura 99 - Cavaco para condição 1 no pré-teste no aço 1045.....	146
Figura 100 - Cavaco para condição 2 no pré-teste no aço 1045.....	147
Figura 101 - Cavaco para condição 3 no pré-teste no aço 1045.....	147
Figura 102 - Cavaco para condição 4 no pré-teste do aço 1045.....	148
Figura 103 - Cavaco para condição 5 no pré-teste no aço 1045.....	148
Figura 104 - Cavaco para condição 6 no pré-teste no aço 1045.....	149
Figura 105 - Cavaco para condição 7 no pré-teste no aço 1045.....	149
Figura 106 - Cavaco para condição 8 no pré-teste no aço 1045.....	150
Figura 107 - Cavaco para condição 9 no pré-teste no aço 1045.....	150
Figura 108 - Média da intensidade de cor de cavaco de acordo com as condições de velocidade de corte.....	152
Figura 109 - Dimensões do corpo de prova para estudo de caso do aço AISI H13.....	154
Figura 110 – Corpo de prova confeccionado no aço AISI H13 com três furos para inserção dos termopares.....	155
Figura 111 - Posição da ferramenta em relação à peça.....	157
Figura 112 - Temperatura Experimental obtida através do termopar para o Ensaio 6.....	158
Figura 113 - Temperatura experimental e a presença de grandes ruídos elétricos medidos pelo termopar T1 em Carvalho (2005)	159
Figura 114 - Temperatura experimental após eliminação dos ruídos elétricos.....	159
Figura 115 - Temperatura experimental do Ensaio 6 após eliminação dos ruídos	160

Figura 116 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 6: $v_c = 130$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,1$ mm/z.....	161
Figura 117 - Temperatura experimental e temperatura estimada para Ensaio 9.....	163
Figura 118 - Temperaturas máximas experimentais e temperaturas máximas estimadas pelo STUF	164
Figura 119 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de velocidades: velocidade de corte (1) = 87 m/min, velocidade de corte (2) = 130 m/min e velocidade de corte (3) = 195 m/min.....	164
Figura 120 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de profundidade de usinagem.....	165
Figura 121 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de avanço por dente ..	165
Figura 122 - Temperatura do cavaco em função da velocidade de corte e desgaste da ferramenta VB.....	168
Figura 123 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 do experimento 1	186
Figura 124 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 do experimento 1	188
Figura 125 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 do experimento 1	189
Figura 126 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 4 do experimento 1	191
Figura 127 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 5 do experimento 1	193
Figura 128 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 do experimento 2	195
Figura 129 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 do experimento 2	196
Figura 130 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 do experimento 2	197
Figura 131 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 4 do experimento 2	198
Figura 132 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 5 do experimento 2	199
Figura 133 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 para condição A.....	200
Figura 134 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2 para condição A.....	201

Figura 135 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3 para condição A.....	202
Figura 136 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 para réplica da condição A	203
Figura 137 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2	204
Figura 138 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3	205
Figura 139 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 da condição B.....	206
Figura 140 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2 da condição B.....	207
Figura 141 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3 da condição B.....	208
Figura 142 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 da réplica da condição B.....	209
Figura 143 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 da réplica da condição B.....	210
Figura 144 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 da réplica da condição B.....	211
Figura 145 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 2: $vc = 87$ m/min, $ap = 0,9$ mm e $fz = 0,1$ mm/z.....	212
Figura 146 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 2: $vc = 87$ m/min, $ap = 2$ mm e $fz = 0,15$ mm/z.....	212
Figura 147 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 3: $vc = 87$ m/min, $ap = 2$ mm e $fz = 0,23$ mm/z.....	213
Figura 148 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 4: $vc = 130$ m/min, $ap = 0,9$ mm e $fz = 0,15$ mm/z.....	213
Figura 149 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 5: $vc = 130$ m/min, $ap = 1,3$ mm e $fz = 0,23$ mm/z.....	214
Figura 150 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 6: $vc = 130$ m/min, $ap = 2,0$ mm e $fz = 0,10$ mm/z.....	214
Figura 151 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 7: $vc = 195$ m/min, $ap = 0,9$ mm e $fz = 0,23$ mm/z.....	215
Figura 152 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 8: $vc = 195$ m/min, $ap = 1,3$ mm e $fz = 0,10$ mm/z.....	215

Figura 153 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 9: $v_c = 195$ m/min, $a_p = 2,0$ mm e $f_z = 0,15$ mm/z.....	216
Figura 154 - Interface 1 utilizada para as estimativas de fluxos de calor através das temperaturas experimentais obtidas nos ensaios de usinagem	218
Figura 155 - Detalhe da opção Banco de dados da barra superior da interface 1	218
Figura 156 - Variáveis de entrada para realização das estimativas na interface 1	219
Figura 157 - Informações requisitadas de parâmetros de corte	220
Figura 158 - Janela para inserção da informação de material utilizado na peça	220
Figura 159 - Informações requisitadas de Propriedades do material.....	221
Figura 160 - Informações de dimensões do corpo de prova e posição do termopar em x, y e z	221
Figura 161 - Inserção das informações de taxa de incremento do tempo e temperatura ambiente.....	222
Figura 162 – Exemplo da inserção do arquivo do histórico das temperaturas experimentais	222
Figura 163 – Função Dados permite que as respostas sejam salvas no formato para leitura no Excel®	223
Figura 164 - Interface 2 para estimativa de fluxo de calor.....	224
Figura 165 - Interface 2 referente as simulações de temperaturas na peça	225
Figura 166 - Menu da opção Simulador	226
Figura 167 - Entradas para o simulador na interface 2.....	226
Figura 168 - Volume de controle elementar com os pontos das superfícies w, e, s, n, b, t e os pontos nodais vizinhos.....	227
Figura 169 - Numeração dos volumes de controle dividido em três blocos.....	228

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 - Valores das constantes de ks_1 e z segundo os tipos de materiais.....	42
Tabela 2 - Porcentagens do calor gerado para a ferramenta, peça e cavaco	44
Tabela 3 - Condições de corte para os ensaios	67
Tabela 4 - Posição dos termopares acoplados na ferramenta	69
Tabela 5 - Composição química do AISI 316L	69
Tabela 6 - Principais resultados encontrados em Zhang, Zhang e Li (2017).....	73
Tabela 7 - Resultados de temperaturas máximas geradas para cada coeficiente convectivo	90
Tabela 8 - Parâmetros adotados para o refino de malha	92
Tabela 9 – Valores de diferença média entre as curvas de temperatura.....	94
Tabela 10 - Resultados das temperaturas máximas geradas pelo refino de malha no eixo Z	95
Tabela 11 - Metodologia para análise paramétrica do passo do tempo.	96
Tabela 12 - Análise do incremento de tempo em relação as temperaturas máximas geradas na peça.....	97
Tabela 13 - Método para a análise paramétrica da Geometria.....	98
Tabela 14 - Análise dos resultados da variação da geometria em relação a temperatura máxima gerada na peça	99
Tabela 15 - Propriedades térmicas do material VP100	117
Tabela 16 - Tempo gasto na resolução do problema térmico direto no método por TDMA e por Gauss-Seidel.....	118
Tabela 17 - Comparação entre as temperaturas máximas geradas pela resolução do problema térmico direto por TDMA e por Gauss-Seidel.....	119
Tabela 18- Matriz experimental para os ensaios de usinagem de Braghini Junior (2002) ..	121
Tabela 19 - Resultados das estimativas dos fluxos de calor máximos para o experimento 1 e 2 de Braghini Junior (2002).....	125
Tabela 20 - Parâmetros de corte em Barrios (2013)	128
Tabela 21 - Propriedades do aço VP100 consideradas.	129
Tabela 22 - Matriz experimental em Barrios (2013)	129
Tabela 23 - Resultados das estimativas dos fluxos de calor máximos para cada termopar	133
Tabela 24 - Composição química do aço AISI 1045.....	137
Tabela 25 – Variáveis e níveis dos parâmetros de corte nos ensaios de usinagem.....	139
Tabela 26 – Tabela de Taguchi L9.....	139
Tabela 27 - Ensaios de usinagem com base no arranjo ortogonal L9 de Taguchi.....	140

Tabela 28 - Tabela adotada para classificar os cavacos de acordo com a cor.....	151
Tabela 29 - Resultados das intensidades das cores dos cavacos no pré-teste.....	151
Tabela 30 – Quadro resumo da ANOVA.....	152
Tabela 31 - Correlação entre cor dos cavacos e temperatura máxima alcançada no processo de usinagem.....	153
Tabela 32 - Composição química do aço AISI H13 da Villares.....	154
Tabela 33 - Variáveis e níveis dos parâmetros de corte empregados nos ensaios de usinagem no aço AISI H13.....	155
Tabela 34 - Ensaios de usinagem com base no arranjo ortogonal L9 de Taguchi para aço AISI H13.....	156
Tabela 35 - Resultados para estimativas dos valores máximos de fluxo de calor (W/m^2) para os 9 ensaios.....	161
Tabela 36 - Quadro resumo ANOVA para análise de fluxo de calor – Estudo de caso 3 ...	162
Tabela 37 - Cor dos cavacos coletados para cada condição de corte no aço AISI H13.....	167
Tabela 38 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 do experimento 1.....	187
Tabela 39 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 do experimento 1.....	188
Tabela 40 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 do experimento 1.....	190
Tabela 41 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 4 do experimento 1.....	192
Tabela 42 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 5 do experimento 1.....	194
Tabela 43 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 do experimento 2.....	195
Tabela 44 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 do experimento 2.....	196
Tabela 45 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 do experimento 2.....	197
Tabela 46 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 4 do experimento 2.....	198
Tabela 47 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 5 do experimento 2.....	199
Tabela 48 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 da condição A.....	200

Tabela 49 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 da condição A.....	201
Tabela 50 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 da condição A.....	202
Tabela 51 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 para a réplica da condição A.....	203
Tabela 52 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 para a réplica da condição A.....	204
Tabela 53 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 para a réplica da condição A.....	205
Tabela 54 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 da condição B.....	206
Tabela 55 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 da condição B.....	207
Tabela 56 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 da condição B.....	208
Tabela 57 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 para a réplica da condição B.....	209
Tabela 58 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 para a réplica da condição B.....	210
Tabela 59 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 para a réplica da condição B.....	211

LISTA DE SÍMBOLOS

Referente ao Método de Volumes Finitos

b	Índice referente à base do volume de controle
e	Índice referente ao lado leste do volume de controle
n	Índice referente ao lado norte do volume de controle
t	Índice referente ao topo do volume de controle
s	Índice referente ao lado sul do volume de controle
T _B	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à base
T _E	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à leste
T _N	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao norte
T _P	Temperatura do ponto nodal do volume de controle analisado
T _S	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao sul
T _T	Temperatura do ponto nodal do volume de controle ao topo
T _W	Temperatura do ponto nodal do volume de controle à oeste
w	Índice referente ao lado oeste do volume de controle

Letras Romanas Minúsculas

a	Largura do corpo de prova [mm]
a _e	Penetração de trabalho ou largura de usinagem [mm]
a _p	Profundidade de usinagem [mm]
b	Altura do corpo de prova [mm]
c _p	Calor específico a pressão constante [kJ/kg.K]
d	Diâmetro da fresa [mm]
f _z	Avanço por dente da ferramenta de corte [mm/z]
h	Coefficiente de transferência de calor por convectivo [W/m ² K]
k	Condutividade térmica [W/mK]
n	Rotação do eixo-árvore [rpm]

q''	Fluxo de calor [W/m ²]
q_h''	Fluxo de calor por convecção [W/m ²]
t	tempo [s]
v_c	Velocidade de corte [m/min]
v_f	Velocidade de avanço [mm/min]
x	Eixo x
y	Eixo y
z	Eixo z

Letras Romanas Maiúsculas

A	Condição de usinagem (a seco) para 200 m/min.
AISI	<i>American Institute of Steel and Iron</i>
B	Condição de usinagem (a seco) para 450 m/min.
F_c	Força de corte [N]
GN	Gauss-Newton
J	Matriz Jacobiana
J_T	Matriz Jacobiana Transposta
P_c	Potência média de corte consumida pelo processo [kW]
T	Temperatura na peça [°C]
T_∞	Temperatura ambiente [°C]
T_{exp}	Temperatura experimental [°C]
TiAlN	Nitreto de Alumínio e Titânio
T^0	Temperatura do corpo de prova no tempo atual [°C]
T^1	Temperatura do corpo de prova no tempo com o incremento [°C]
VF	Volumes finitos

Letras Gregas Minúsculas

δ_x	Tamanho do volume de controle em x
δ_y	Tamanho do volume de controle em y
δ_z	Tamanho do volume de controle em z
Δ	Termo de correção do método Gauss-Newton
Δt	Intervalo de tempo para o incremento na rotina computacional [s]
ρ	Densidade [kg/m ³]

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO.....	27
1.1 Apresentação da oportunidade	29
1.2 Objetivos.....	31
1.3 Justificativa	32
1.4 Abordagem metodológica	33
1.5 Estrutura do trabalho	33
2. REVISÃO DA LITERATURA.....	35
2.1 Fresamento	35
2.1.1 Grandezas físicas nas operações de usinagem.....	37
2.1.2 Força de usinagem e Potência de corte no Fresamento.....	40
2.2 Materiais para moldes e matrizes	43
2.3 Calor gerado no processo de usinagem.....	43
2.4 Métodos experimentais para medições da temperatura.....	45
2.5 Métodos numéricos.....	50
2.5.1 Método dos volumes finitos	50
2.5.2 Método dos elementos finitos	55
2.5.3 Método das diferenças finitas	57
2.6 Resolução de sistemas lineares.....	57
2.6.1 Método Gauss-Seidel	58
2.6.2 Tridiagonal matrix algorithm - TDMA	58
2.7 Métodos inversos.....	60
2.8 Simulação numérica	73
3. DESENVOLVIMENTO DO SIMULADOR TÉRMICO DE USINAGEM POR FRESAMENTO - STUF	78
3.1 Metodologia geral para o desenvolvimento do STUF.....	78
3.1.1 Ensaios experimentais.....	79
3.1.2 STUF (Interface 1): estimativas de fluxo de calor	80

3.1.3 Banco de dados.....	82
3.1.4 Dados de entrada	83
3.1.5 STUF (Interface 2): estimativas das temperaturas na peça	83
3.1.6 Limitações do STUF	85
3.2 Modelo térmico	85
3.3 Resolução do problema direto.	87
3.4 Resolução do problema inverso.....	88
3.5 Análise Paramétrica.....	89
3.5.1 Coeficiente Convectivo (h).....	89
3.5.2 Refino de Malha	92
3.5.3 Passo do tempo (Δt).....	95
3.5.4 Geometria.....	97
3.5.5 Sinal de entrada	100
3.5.6 Análise de Erro da estimativa de fluxo de calor e temperatura	105
3.6 Comparação entre TDMA e Gauss-Seidel	117
3.7 Interfaces do STUF	120
4. ESTUDO DE CASO 1	121
4.1 Materiais e Métodos: estudo de caso 1.....	121
4.2 Resultados das estimativas: Estudo de caso 1 - Braghini Junior (2002)	122
4.2.1 Fluxo de calor estimados.....	122
4.2.2 Fluxo de calor máximo.....	125
5. ESTUDO DE CASO 2.....	128
5.1 Materiais e Métodos: Estudo de caso 2	128
5.2 Resultados das estimativas: Estudo de caso 2 - Barrios (2013).....	130
5.2.1 Fluxo de calor estimados.....	130
5.2.2 Fluxo de calor máximo.....	133
6. ESTUDO DE CASO 3.....	136
6.1 Materiais e Métodos: Pré-testes.....	136
6.1.1 Corpos de prova	136

6.1.2 Ferramentas de corte	137
6.1.3 Ensaios de usinagem	138
6.1.4 Aquisição de dados	141
6.1.5 Procedimento do ensaio	144
6.2 Resultados: Pré-testes.....	146
6.2.1 Aquisição de dados	146
6.2.2 Cor do cavaco	146
6.3 Materiais e Métodos: Estudo de caso 3	153
6.3.1 Corpos de prova	154
6.3.2 Ensaios de Usinagem.....	155
6.4 Resultados: Estudo de caso 3	157
6.4.1 Estimativas de fluxo de calor pelo STUF	157
6.4.2 Resultados de fluxo de calor máximo	161
6.4.3 Estimativas de temperatura na peça.....	162
6.4.4 Cor do cavaco	166
7. CONCLUSÃO	169
7.1 Conclusões: desenvolvimento do STUF	169
7.2 Conclusões: resultados da análise paramétrica	170
7.2.1 Conclusão da análise do Coeficiente convectivo (h)	170
7.2.2 Conclusão da análise do Refino de malha.....	170
7.2.3 Conclusão da análise do Passo do tempo (Δt)	170
7.2.4 Conclusão da análise da Geometria.....	171
7.2.5 Conclusão da análise da Temperatura experimental	171
7.2.6 Conclusão da análise do Erro.....	171
7.3 Conclusões do Estudo de caso 1.....	172
7.4 Conclusões do Estudo de caso 2.....	172
7.5 Conclusões do Estudo de caso 3.....	173
7.6 Sugestões para trabalhos futuros	174
REFERÊNCIAS	175

APÊNDICE A: Resultados obtidos para cada termopar	186
A.1 Resultados termopares Braghini Junior (2002).....	186
A.2 Resultados estimativas para Barrios (2013)	200
APÊNDICE B: Resultados estimativas das temperaturas – Estudo de caso 3	212
APÊNDICE C: Manual técnico STUF.....	217
APÊNDICE D: Detalhes modelo térmico (BARRIOS, 2013).....	227

1.INTRODUÇÃO

Um dos processos de usinagem com maior emprego na indústria é o fresamento, devido a produção de superfícies de qualidade de boa precisão dimensional (SUAREZ, 2008). O fresamento é um processo de usinagem que utiliza o auxílio de ferramentas geralmente multicortantes no qual a ferramenta gira e a peça ou a ferramenta se deslocam segundo uma trajetória (FERRARESI, 1977). Segundo Machado et al. (2009) este processo é reconhecido pelas suas elevadas taxas de remoção de material e torna-se cada vez mais abrangente e competitivo (MOURA, 2012). Por apresentar essas características, o fresamento é um processo de usinagem muito utilizado na fabricação, onde o mercado por meio da utilização desse processo procura a agilidade, produtividade e qualidade a custos competitivos (SANDVIK, 2002).

Na fabricação através do fresamento, assim como em outros processos de usinagem, o efeito do fluxo de calor gerado é um dos fatores que tem grande influência. O fluxo de calor consiste na taxa de transferência de calor por unidade de área perpendicular à direção da transferência e é proporcional ao gradiente de temperatura nesta direção (INCROPERA et. al, 2011). O valor do fluxo de calor que é estimado no processo de usinagem, permite determinar o campo de temperatura por meio da resolução direta da equação da difusão de calor do modelo térmico adotado.

Na usinagem, parte do fluxo de calor gerado é direcionado para a peça, uma outra parcela para a ferramenta de corte e a parcela final para o cavaco. O calor dissipado na peça influencia na qualidade superficial da mesma, o calor dissipado na ferramenta de corte está relacionado com a vida da ferramenta, enquanto o calor dissipado pelo cavaco, implica na intensidade da cor do cavaco (Figura 1).

Segundo Hioki (2006), as alterações nas características da superfície usinada, são uma somatória dos efeitos térmicos e mecânicos das zonas de cisalhamento primária e terciária. Uma boa qualidade superficial pode significar um ciclo de vida maior de produtos fabricados por fresamento, como nos moldes e matrizes, evitando futuramente possíveis falhas. Segundo Cohen (2014), a indústria de moldes e matrizes representa uma das mais antigas atividades industriais existentes. Os primeiros moldes produzidos foram para a indústria de moedas e medalhas. Hoje, moldes e matrizes são aplicados em vários processos de fabricação como o forjamento, estampagem, metalurgia do pó, fundição e injeção de plásticos. Segundo Harada (2004), a injeção de plásticos no Brasil tem crescido nas últimas décadas de forma constante e promissora. Na década de 1940, as peças fabricadas por injeção de plásticos eram no máximo de alguns poucos gramas. Nos tempos atuais, o cenário

mudou e possibilitou a fabricação de peças mais pesadas e maiores. Com o passar dos anos as aplicações passaram de produtos mais simples como brinquedos, para componentes mais complexos como componentes para indústria eletroeletrônica, automobilística, transporte, entre outros.

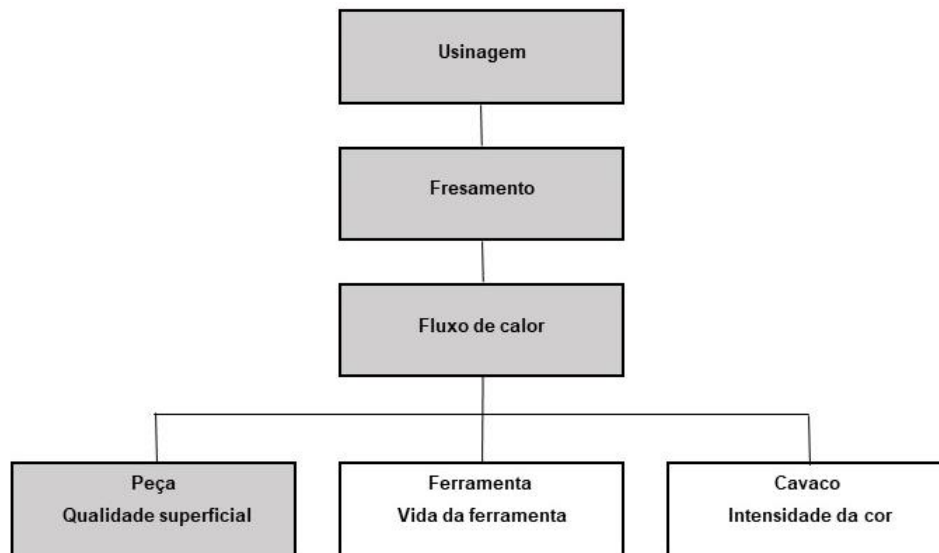


Figura 1 - Influência do fluxo de calor na usinagem
Fonte: Autoria própria.

Para as ferramentas de corte, os desgastes relacionados com o fluxo de calor gerado e com a temperatura no processo de usinagem são: o desgaste de cratera e o desgaste de flanco. A formação do desgaste de cratera está localizada na superfície de saída da ferramenta e na região onde encontram-se as maiores temperaturas (TRENT E WRIGHT, 2000). O desgaste de flanco situa-se na superfície de folga da ferramenta e é causado pelo atrito entre ferramenta e peça, ocasionando desgaste abrasivo ou por adesão (BATALHA, 2003). O desgaste da ferramenta reflete nas tolerâncias e acabamentos da peça e pode trazer efeitos como o aumento da temperatura e da força de usinagem. As trincas encontradas na ferramenta de corte também estão ligadas com as temperaturas, porém são classificadas como avarias. No desgaste, a perda da massa é progressiva e contínua, enquanto em avarias, a perda de massa podem acontecer de maneira inesperada, por lascamento e quebra da aresta, levando a ferramenta ao fim de vida.

Uma forma de aumentar a vida da ferramenta e ter uma melhor integridade da superfície da peça é reduzir a temperatura de corte na peça e na ferramenta de corte através da utilização do fluido de corte. O fluido de corte tem a função de resfriar e lubrificar durante o corte (SHAW, 1997), entretanto, já há alguns anos, como abordado em Dias (2000), Bianchi

(2010) e Zeilmann et. al (2017), a utilização de fluidos de corte tem sido limitada devido a consciência ecológica quanto a contaminação, rigor da legislação ambiental, custos de insumos e manuseio. Desta maneira, outras alternativas de usinagem têm sido utilizadas, como a usinagem a seco, o método da Mínima Quantidade de Lubrificante - MQL, que é a usinagem com o resfriamento por pulverização de óleo em ar comprimido, e a usinagem criogênica, com aplicação de nitrogênio líquido, que tem gerado bons resultados como no trabalho de Secco (2015).

Segundo Machado et. al (2009), nos últimos 80 anos, o progresso tem sido lento para identificar com precisão as temperaturas na aresta de corte. Nos últimos 60 anos alguns dos autores que contribuíram para o estudo da temperatura na usinagem podem ser citados: Trigger e Chao (1951), Loewen e Shaw (1954), Boothroyd, Eagle e Chisholm (1967), Zakaria e ElGomayel (1975), Chakraverti, Pandey e Mehta (1984), Lo Casto (1994), Braguini Junior (2002), Carvalho et al. (2004), Guimarães, Guimarães e Carvalho (2006), Ulutun, Lazoglu e Dinc (2008), Iqbal, Mativenga e Sheikh (2009), Nascimento (2011), Yaseen (2012), Magalhães (2014), Zhang, Zhang e Li (2017).

Portanto, os efeitos térmicos citados estão fortemente ligados com o processo de usinagem e são fatores que influenciam na qualidade superficial da peça, vida da ferramenta de corte e cor do cavaco. Através das estimativas do fluxo de calor na usinagem, tem-se a possibilidade de realizar análises térmicas na peça, ferramenta e cavaco.

1.1 Apresentação da oportunidade

A determinação da temperatura de corte no fresamento é um desafio, por ser um processo em que o corte ocorre numa região bem específica de difícil acesso para sua correta mensuração (ABUKHSHIM, MATIVENGA e SHEIKH, 2005). Além disso, o processo está atrelado a vários parâmetros que influenciam na transferência de calor, como por exemplo: parâmetros de corte, propriedades do material da peça, propriedades do material da ferramenta, dimensões da ferramenta, dimensões da peça, tipo do processo de usinagem, entre outros.

Devido a estas dificuldades para medir temperatura na peça e ferramenta, existe um esforço em determinar esta variável através de técnicas eficientes. Uma das soluções para análise da temperatura no processo de usinagem é a utilização de modelos térmicos resolvidos por métodos matemáticos que trazem boas estimativas utilizando ambiente computacional com elevada capacidade de iterações em curto espaço de tempo.

Dentre os softwares, cita-se o INV 3D desenvolvido no Laboratório de Transferência de Calor e Massa da Universidade Federal de Uberlândia LTCM/UFU que resolve problemas diretos e inversos de transferência de calor (SANTOS, 2008). Um problema inverso de condução de calor na usinagem é aquele que se caracteriza por usar temperaturas experimentais medidas nos ensaios de usinagem, realizar a modelagem térmica através da equação da difusão de calor e ter como objetivo estimativas de algum parâmetro térmico, como por exemplo o fluxo de calor superficial na peça (CARVALHO, 2005). Ainda nos últimos anos a resolução de problemas inversos é muito utilizada para estimativas de parâmetros térmicos na usinagem como em Norouzifard e Hamedí (2014) e Ferreira (2017).

Atualmente, além dos softwares desenvolvidos no ambiente acadêmico, como já citado, existem também ferramentas computacionais disponíveis no mercado e são utilizados como auxílio em algumas pesquisas como em Zhang, Zhang e Li (2017) e Ferreira (2017). Esses softwares disponibilizam uma ampla faixa de ferramentas para desenvolver um estudo na área térmica ou mesmo em análise de tensão e/ou resistência dos materiais, sobretudo para resolução de problemas diretos. Entretanto, apesar da larga utilização desses softwares comerciais, estes apresentam código de programação fechado o que pode dificultar em estudos mais específicos para casos particulares como a implementação e teste de métodos de resolução numérica. Em Neto, Garcia e Rivas (2009), há o relato de que o desenvolvimento de rotinas computacionais para análises de condução de calor é importante para o entendimento e otimização de programas para casos particulares. Dessa forma torna-se importante o desenvolvimento de softwares no ambiente acadêmico e para casos específicos.

Os softwares para simulações, desenvolvidos na área térmica em usinagem pela comunidade científica, buscam através de diversas formas alcançar estimativas de fluxo de calor e temperatura cada vez mais sólidas e que permitam auxiliar novos estudos científicos e aperfeiçoamentos nos processos de fabricação disponíveis no mercado. Atualmente diversos tipos de resoluções numéricas disponíveis e linguagens computacionais são encontrados podendo ser aplicados e combinados de formas diferentes. Por meio de busca em vários autores, tanto em trabalhos no contexto de torneamento quanto para fresamento, notou-se que a utilização do método de resolução inversa por Gauss-Newton para estimativas de fluxo de calor ainda é muito restrita, apesar de sua grande vantagem de implementação por ser um dos métodos mais simples (AGUIAR, 2012). Nos trabalhos de Braghini Junior (2002) e do próprio autor em Barrios (2013) este método foi implementado, apresentando bons resultados (BARRIOS et. al, 2014) porém a metodologia estava em estimativas apenas do fluxo de calor médio, desprezando a variação do fluxo de calor em função do deslocamento da ferramenta pelo tempo.

1.2 Objetivos

O objetivo deste trabalho é desenvolver uma nova metodologia para realizar estimativas de fluxo de calor na peça em operações de usinagem por fresamento considerando os efeitos do deslocamento da ferramenta em função do tempo utilizando o método de Gauss-Newton.

Para alcançar o objetivo principal, os seguintes objetivos secundários foram definidos:

- a) Desenvolver um Simulador Térmico de Usinagem por Fresamento (STUF), utilizando resolução inversa por Gauss-Newton.
- b) Realizar uma análise paramétrica do STUF para testes de erros e os efeitos relevantes dos parâmetros de entrada.
- c) Realizar estimativas de fluxo de calor através de dados de temperatura experimental de usinagem.
- d) Identificar o fluxo de calor máximo nas estimativas com base nos efeitos do deslocamento da ferramenta.

O fluxograma da Figura 2 indica a área na qual este trabalho está inserido. Dentro da grande área da Engenharia Mecânica, o trabalho está inserido na área da fabricação através de processos de usinagem por fresamento e a área térmica. Estas duas áreas, neste trabalho, estão interligadas através de procedimentos experimentais e análise numérica.

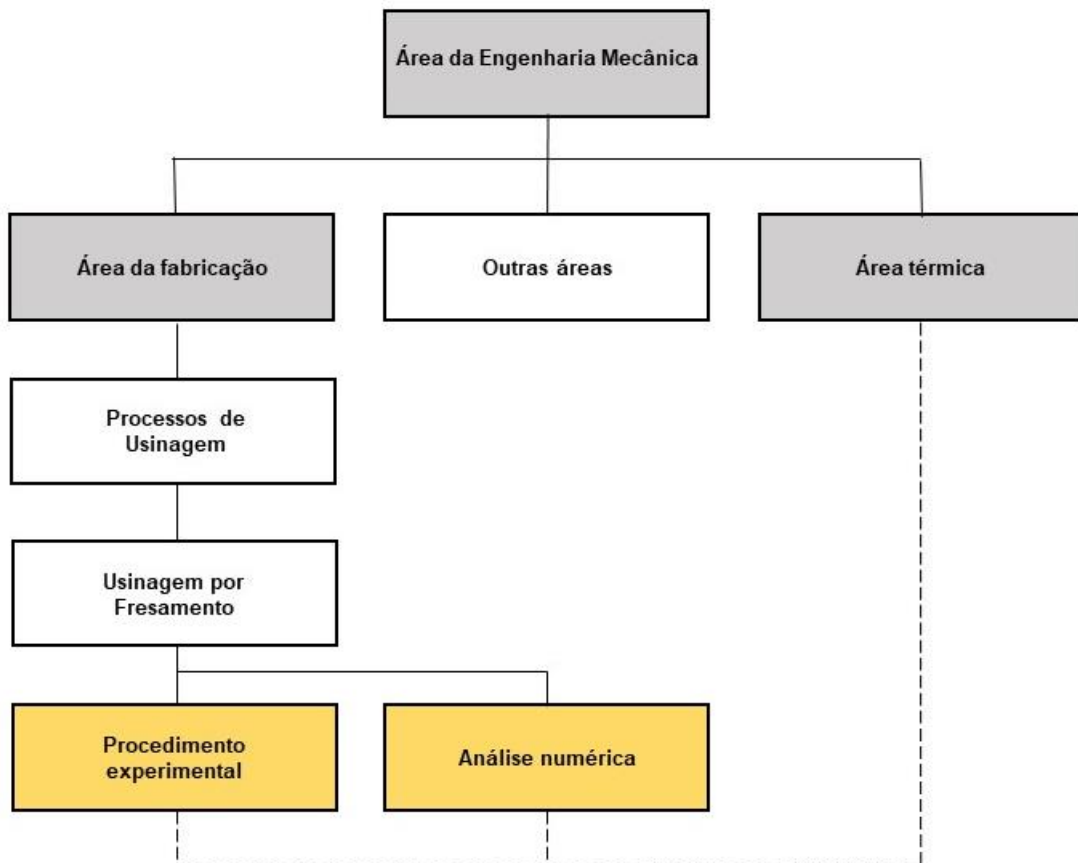


Figura 2 - Indicação dos temas envolvidos neste trabalho
 Fonte: Adaptado de Santos et. al. (2014).

1.3 Justificativa

O método de Gauss-Newton foi aplicado no trabalho de Braghini Junior (2002) por meio de um modelo térmico unidimensional e em Barrios (2013) com o desenvolvimento de um modelo térmico tridimensional. A metodologia adotada tanto no trabalho de Braghini Junior (2002), quanto em Barrios (2013) foi para análise do fluxo de calor médio, que desconsidera a variação do fluxo de calor em função do deslocamento da ferramenta. A proposta deste trabalho é uma nova metodologia de estimativa do fluxo de calor na peça através da usinagem por fresamento, utilizando o método Gauss-Newton, considerando os efeitos do deslocamento da ferramenta. Esta nova metodologia permite a obtenção do histórico do fluxo de calor gerado durante a usinagem em função do tempo, permitindo a identificação do fluxo de calor máximo encontrado na peça e não somente da média.

Dessa forma, as estimativas do fluxo de calor podem ser mais próximas ao que ocorre na prática e que, por meio do fluxo de calor máximo determinado, novas análises podem ser realizadas através de pesquisas como, por exemplo, na qualidade superficial da peça em função dos efeitos térmicos e no desempenho de uso como em moldes e matrizes.

1.4 Abordagem metodológica

A nova metodologia foi aplicada em estimativas do fluxo de calor na peça, através do desenvolvimento de um Simulador Térmico de Usinagem por Fresamento - STUF. Para fins da aplicação do STUF, em estimativas de fluxo de calor na peça, ensaios experimentais de usinagem foram realizados para adquirir os dados de temperaturas em função do tempo. As curvas de temperatura em função do tempo foram obtidas através de sensores inseridos na peça e representaram os dados de entrada do simulador. Os resultados das estimativas do fluxo de calor foram salvos através do desenvolvimento de um banco de dados que pode ser acionado posteriormente nas estimativas de temperaturas na peça. O STUF permite utilizar dados de ensaios experimentais de quaisquer materiais metálicos como os metais ferrosos e os não ferrosos com base nas informações das propriedades do material, parâmetros de corte e dados da temperatura de usinagem em função do tempo. Este trabalho utilizou o simulador em abordagens especificamente em materiais aplicados em moldes e matrizes, tais como o AISI H13.

Foram criadas duas interfaces para o STUF, sendo uma interface para as estimativas de fluxo de calor e uma interface para as estimativas de temperatura na peça. Para este fim, o Matlab® foi utilizado como ambiente computacional e como linguagem de programação para as simulações.

A aplicação do STUF, através das estimativas de fluxo de calor, foi realizada por meio de três estudos de caso. O primeiro estudo de caso utilizou como dados de entrada as temperaturas experimentais do trabalho de Braghini Junior (2002). O estudo de caso 2 apresentou estimativas de fluxo de calor para os dados de temperatura experimental do trabalho de Barrios (2013). E o terceiro estudo de caso utilizou os dados de temperatura experimental para os ensaios de usinagem propostos por este trabalho.

1.5 Estrutura do trabalho

A estrutura do trabalho está dividida da seguinte forma:

- Capítulo 1: aborda a contextualização em que o trabalho está inserido e expõe os objetivos principais e secundários.

- Capítulo 2: expõe a revisão da literatura baseando-se no calor gerado no processo de usinagem, métodos para determinação da temperatura e análises térmicas na usinagem. São mostrados também os métodos para resolução de sistemas lineares para a resolução dos métodos numéricos, os tipos de métodos numéricos e a potência de corte.
- No capítulo 3: relata sobre a metodologia adotada para o desenvolvimento do STUF e análise paramétrica.
- No capítulo 4: apresenta os materiais e métodos dos ensaios de usinagem e resultados das estimativas de fluxo de calor para o estudo de caso 1.
- No capítulo 5: aborda os materiais e métodos dos ensaios de usinagem e resultados das estimativas de fluxo de calor para o estudo de caso 2.
- No capítulo 6: expõe sobre os materiais e métodos dos ensaios de usinagem e resultados das estimativas de fluxo de calor para o estudo de caso 3.
- Capítulo 7: mostra as principais conclusões deste trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

2. REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Fresamento

O fresamento é um processo de usinagem convencional para obtenção de superfícies de variados formatos com o auxílio de ferramentas, geralmente, multicortantes. A ferramenta gira e a peça ou a ferramenta se deslocam segundo uma trajetória (FERRARESI, 1977). Existem dois tipos básicos de fresamento: o cilíndrico tangencial e o frontal.

O fresamento cilíndrico tangencial conhecido também como fresamento periférico é destinado à obtenção de superfícies planas paralelas ao eixo de rotação da ferramenta. O fresamento frontal ou fresamento de topo é destinado à obtenção de superfícies planas perpendiculares ao eixo de rotação da ferramenta. Em alguns casos os dois tipos básicos de fresamento ocorrem conjuntamente, podendo apresentar ou não predominância de um sobre o outro (FERRARESI, 1977).

A Figura 3 apresenta os tipos de fresamento, sendo que o (A) mostra um fresamento frontal, o (B) é uma operação de fresamento cilíndrico tangencial, o (C) representa um fresamento de duas superfícies ortogonais, o tipo (D) é um fresamento tangencial de encaixes "rabo de andorinha", o (E) mostra um fresamento frontal de canaletas com fresa de topo, o (F) é um fresamento frontal (caso especial), o (G) representa um fresamento tangencial de perfil e o (H) é um fresamento composto.

No fresamento as ferramentas de corte são chamadas de fresas, sendo que no fresamento tangencial são utilizadas fresas tangenciais ou cilíndricas, e no fresamento frontal são utilizadas fresas frontais ou de topo. Conforme o sentido de avanço da mesa da fresadora e o sentido da rotação da fresa tangencial, classifica-se o movimento como concordante ou discordante.

O movimento concordante é o movimento em que o sentido de avanço da mesa da fresadora é o mesmo que o sentido de rotação da fresa. E o movimento discordante o sentido da mesa difere do sentido de rotação da fresa (Figura 4). Na Figura 4, a letra n refere-se ao sentido de rotação da ferramenta, s' é o sentido do movimento da mesa e F é o vetor da força de corte e suas componentes. Para fresamento frontal, em corte em cheio, encontra-se um movimento composto por discordante e concordante (Figura 5).

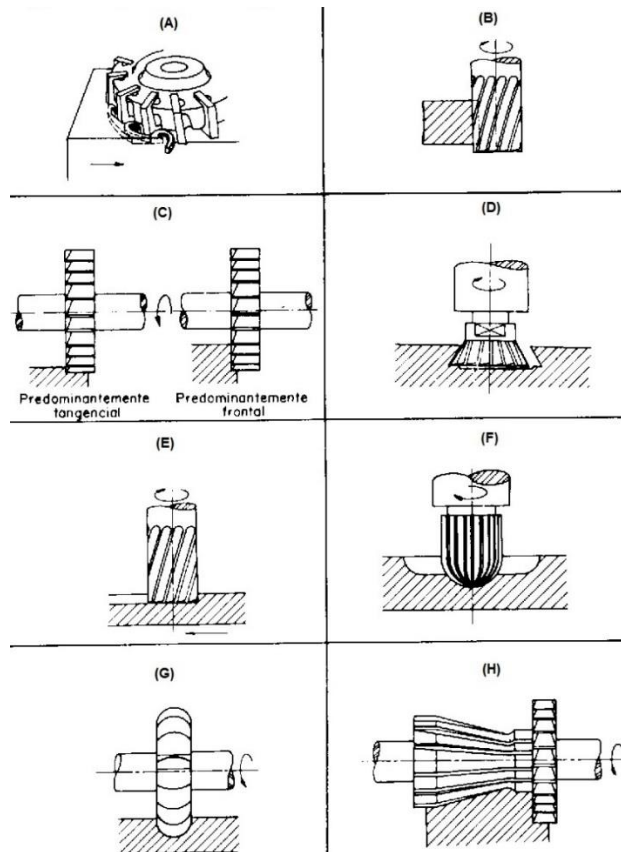


Figura 3 - Tipos de fresamento: (A) fresamento frontal, (B) fresamento cilíndrico tangencial, (C) fresamento de duas superfícies ortogonais, (D) fresamento tangencial de encaixes "rabo de andorinha", (E) fresamento frontal de canaletas com fresa de topo, (F) fresamento frontal (caso especial), (G) fresamento tangencial de perfil, (H) fresamento composto
 Fonte: Adaptado de Ferraresi (1977, p. 34).

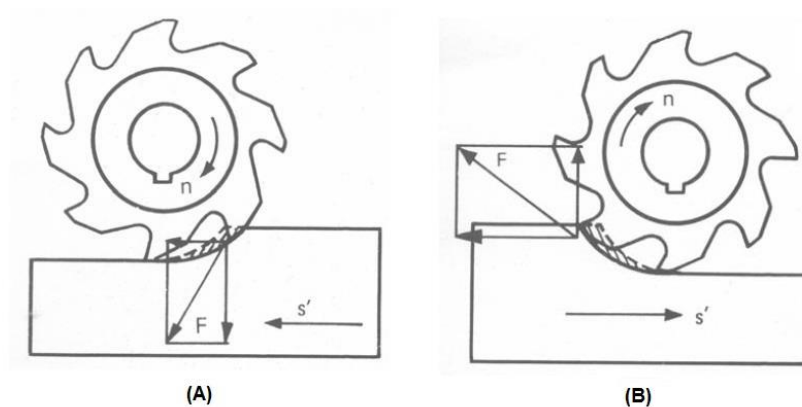


Figura 4 - Movimentos de fresamento tangencial (A) concordante e (B) discordante
 Fonte: Adaptado de Rosa e Siqueira (2006, p. 4).

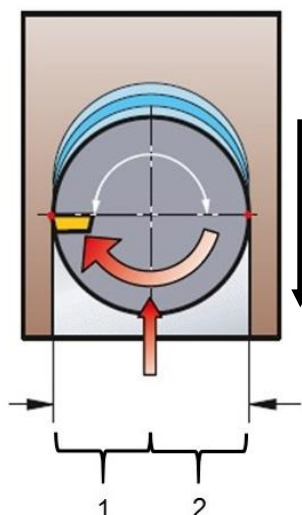


Figura 5 - Fresamento de topo com movimento composto 1) movimento discordante e 2) movimento concordante
 Fonte: Adaptado Sandvik (2009, p. 24).

2.1.1 Grandezas físicas nas operações de usinagem

A terminologia para as grandezas físicas no processo de usinagem é baseada na norma NBR ISO 3002 (ABNT, 2013). Dentre as grandezas físicas envolvidas no processo de usinagem, estão: os movimentos entre a peça e a aresta de corte, as velocidades e a grandeza de corte. As definições a seguir foram baseadas em Machado et al. (2009), Diniz, Marcondes e Coppini (2000) e Ferraresi (1977).

2.1.1.1 Movimentos entre a peça e a aresta de corte

Os movimentos no processo de usinagem são classificados de acordo com o movimento relativo entre a peça e a aresta de corte. Nesta classificação a peça é considerada parada. Dois tipos de movimentos são apreciados: os que causam diretamente a saída de cavaco (movimentos ativos) e os que não produzem formação de cavaco (movimentos passivos).

Os movimentos listados a seguir são os que causam a formação de cavaco (movimentos ativos), e estão representados na Figura 6:

- Movimento de corte: movimento entre a peça e a ferramenta, a qual se não existir o movimento de avanço, produz somente uma única remoção de cavaco.

- Movimento de avanço: movimento entre a peça e a ferramenta, que em conjunto com o movimento de corte, origina uma formação de cavaco durante várias revoluções ou cursos.
- Movimento efetivo de corte: é o resultante dos movimentos de corte e de avanço, realizados ao mesmo tempo.

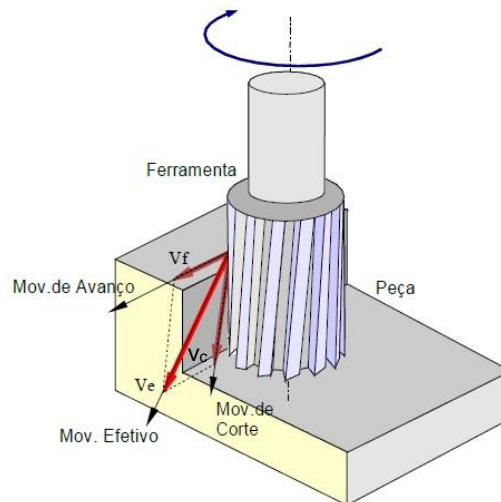


Figura 6 - Movimentos e velocidades no processo de usinagem
 Fonte: Stoeterau e Weingaertner (2004, p. 15).

Os movimentos que não causam a formação de cavaco (movimentos passivos) são:

- Movimento de posicionamento ou aproximação: movimento entre a peça e ferramenta, na qual a ferramenta é aproximada da peça antes da usinagem.
- Movimento de profundidade ou ajuste: movimento entre a peça e a ferramenta, onde a espessura da camada de material a ser retirada é determinada antes da usinagem.
- Movimento de correção: movimento entre a peça e a ferramenta, para compensar um possível desgaste.
- Movimento de recuo: movimento entre a peça e a ferramenta, na qual a ferramenta, após usinagem, é afastada da peça.

2.1.1.2 Velocidades

A velocidade de corte (v_c), a velocidade de avanço (v_f) e a velocidade efetiva de corte (v_e), são as três velocidades definidas na usinagem (Figura 6).

A velocidade de corte (v_c), é calculada pela Equação 1 a seguir. É a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante, conforme a direção e sentido de corte.

$$v_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \quad (1)$$

Onde:

v_c = velocidade de corte (m/min).

d = diâmetro da ferramenta (mm).

n = número de rotações (rpm).

A velocidade de avanço (v_f) é a velocidade instantânea da ferramenta de corte segundo a direção e sentido de avanço e pode ser calculada pela Equação 2.

$$v_f = f \cdot n \quad (2)$$

Onde:

v_f = velocidade de avanço (mm/min).

f = avanço (mm/rev).

n = número de rotações (rpm).

Por fim a velocidade efetiva de corte (v_e) é uma velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante, segundo a direção e o sentido efetivo do corte. Vetorialmente a velocidade efetiva é a soma resultante da velocidade de corte e a velocidade de avanço.

2.1.1.3 Grandezas de corte

As grandezas de corte são aquelas que devem ser ajustadas na máquina de modo direto ou indiretamente. As grandezas de corte citadas aqui são: profundidade de usinagem, penetração de trabalho, avanço, avanço por dente.

A profundidade de usinagem (a_p) ou conhecida também como largura de usinagem representa uma grandeza de corte que mede a penetração da ferramenta na peça. Esse parâmetro é medido em uma direção perpendicular ao plano de trabalho (Figura 7).

A penetração de trabalho (a_e) é a penetração da ferramenta em relação a peça, medida no plano de trabalho e perpendicular à direção de avanço (Figura 7). O plano de trabalho refere-se ao plano que contém as direções de corte e de avanço, passando pelo ponto de referência da aresta cortante.

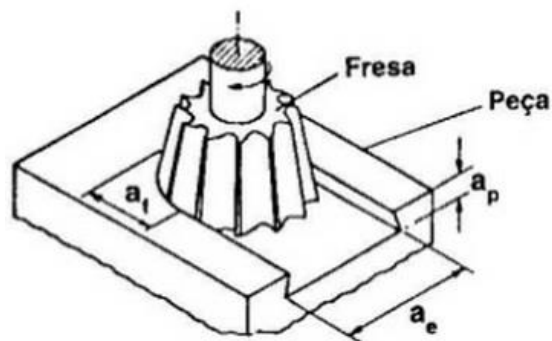


Figura 7 - Representação da profundidade de usinagem (a_p) e a penetração de trabalho (a_e) no fresamento de topo

Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2000, p. 22)

O avanço (f) é o percurso da ferramenta em cada volta ou em cada curso. Um outro conceito utilizado no processo de usinagem por fresamento é o avanço por dente (f_z) que é o percurso de avanço por dente, medido na direção de avanço. A relação entre o avanço f e o avanço por dente f_z é representada na Equação 3.

$$f = f_z \cdot z \quad (3)$$

Onde:

- f = avanço (mm/rev).
- f_z = avanço por dente (mm/dente).
- z = número de dentes da fresa.

2.1.2 Força de usinagem e Potência de corte no Fresamento

A força de usinagem é definida por Ferraresi (1977) como a força total que é exercida na aresta de corte durante a usinagem. A força de usinagem pode ser decomposta em força passiva, força de avanço e força de corte. Dentre essas forças decompostas, a força de corte é considerada a principal componente segundo a energia consumida pela máquina-ferramenta.

No fresamento, ao contrário do torneamento, as forças são cíclicas devido à rotação da fresa, e cada inserto está sujeito a uma carga de impacto quando entra na região de corte (MANGONI, 2004), e além disso, a espessura do cavaco não é constante, o que, também, influencia no cálculo da força de corte. Para contornar o fato da constante alteração do cavaco, utiliza-se a espessura média do cavaco nas análises (MACHADO et. al, 2009).

Segundo König e Klocke (1997), citado por Mangoni (2004), alguns dos principais pesquisadores que propuseram métodos e modelos para simular as forças de corte são Kienzle, Kronenberg e Altintas. Os modelos propostos por estes pesquisadores, na sua maioria, consideram os parâmetros da geometria da ferramenta, característica do material, condições de corte, entre outros, porém estes modelos, geralmente, não consideram todas as variáveis envolvidas no corte com objetivo de simplificar o estudo e tornar viável a análise. Esses modelos, apesar da complexidade do processo de usinagem, permitem o estudo das forças de usinagem em simulações como, por exemplo, nos trabalhos de Mangoni (2004) e Bastos (2005) através da utilização de elementos finitos.

Por meio da força de usinagem pode-se calcular a potência envolvida na usinagem. Por definição, a potência de usinagem é a somatória das potências necessárias para cada componente da força de usinagem. Como dito anteriormente, a força de corte é a principal componente em termos de energia consumida e representa a maior força se comparado com a força passiva e a força de avanço.

No fresamento, tanto frontal como tangencial, a potência média de corte é calculada através do uso da pressão específica de corte média - K_{sm} baseado no valor médio da espessura do cavaco, segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2001). O cálculo da potência média para o fresamento é mostrado na Equação 4.

$$P_C = \frac{K_{sm} \cdot a_e \cdot a_p \cdot v_f}{60 \cdot 10^6} \quad (4)$$

Onde:

P_c = potência média de corte consumida pelo processo (kW)

Ks_m = pressão específica de corte média

a_e = largura de penetração de trabalho (mm)

a_p = profundidade de usinagem (mm)

v_f = velocidade de avanço (mm/min)

Para a determinação do valor de Ks_m , são utilizadas as equações 5 e 6 a seguir:

$$Ks_m = ks_1 \cdot h_m^{-z} \quad (5)$$

Onde:

ks_1 e $-z$ = constantes relativas ao material da peça.

h_m = espessura média do cavaco (mm)

$$h_m = \frac{1}{\varphi_2 - \varphi_1} f_z \cdot \text{sen} X_r (\cos \varphi_1 - \cos \varphi_2) \quad (6)$$

Onde:

φ_2 = ângulo entre o ponto de saída do dente e a vertical.

φ_1 = ângulo entre o ponto de entrada do dente e a vertical.

A Tabela 1 mostra os valores ks_1 e z para alguns tipos de materiais.

Tabela 1 - Valores das constantes de ks_1 e z segundo os tipos de materiais

Material da peça	ks_1 (N/mm ²)	z	Dureza Brinell (HB)
Aço sem liga			
C = 0,1 a 0,25%	1500	0,25	125
C = 0,25 a 0,55%	1600	0,25	150
C = 0,55 a 0,80%	1700	0,25	170
Aços baixa liga (Elementos de liga < 5%)	1700	0,25	175
Aços Alta Liga (Elementos de liga > 5%)	1950	0,25	200
Aços inoxidáveis			
Austeníticos	2000	0,21	200
Ferríticos / Martensíticos	1800	0,21	200
Ferros fundidos cinzentos			
Alta resistência à tração	1100	0,28	245
Baixa resistência à tração	900	0,28	180

Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2001).

2.2 Materiais para moldes e matrizes

Materiais utilizados em moldes e matrizes são denominados aços-ferramentas. Segundo Brandão (2006), a definição de aços-ferramentas são aqueles utilizados em processos de modificação de um outro material para um formato utilizável, envolvendo corte, dobramento, conformação, entre outros. Para suportarem esse tipo de aplicação os aços-ferramentas devem possuir boa tenacidade, alta dureza, resistência a abrasão e manutenção da resistência mecânica em temperaturas elevadas (GABARDO, 2008). Essas características são possíveis devido a adição de elementos de liga como tungstênio (W), molibdênio (Mo), vanádio (V), manganês (Mn) e cromo (Cr).

A classificação dos aços-ferramentas é baseada nas características metalúrgicas principais e a mais usual é a classificação segundo a American Iron and Steel Institute – AISI (GABARDO, 2008). Segundo Harada (2004), alguns dos materiais utilizados para moldes e matrizes na indústria, de uso corrente no Brasil e fornecidos por fabricantes nacionais, são: o aço AISI P20, o aço AISI 420 e o aço AISI H13. Segundo Villares (2013), o aço AISI P20 possui aplicação em moldes para injeção e extrusão de termoplásticos não clorados e pouco abrasivos. O aço AISI 420, possui aplicação em moldes para injeção de termoplásticos clorados e apresenta uma elevada resistência a corrosão, permitindo trabalho em ambientes úmidos. O aço AISI H13, é utilizado em moldes para injeção de termoplásticos não clorados em que é necessária maior resistência ao desgaste.

2.3 Calor gerado no processo de usinagem

Segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2001) no processo de usinagem o calor é gerado pela deformação, cisalhamento do cavaco, pelos atritos do cavaco com a ferramenta e pelo atrito da ferramenta com a peça. O calor total gerado por esses fatores varia com o tipo de usinagem, material da peça e da ferramenta, condições de usinagem e a forma da ferramenta. O calor gerado é diretamente proporcional ao aumento da velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem. Quanto maiores forem estes parâmetros, maior será o calor gerado. As porcentagens dissipadas para a peça, ferramenta e cavaco, podem alterar de acordo com o calor específico, condutividade dos corpos, dimensões das secções onde o calor escoar, entre outros. Para exemplificar este fato, Shaw (1997) defende que 90% vai para o cavaco 5% para a peça e os outros 5% para a ferramenta, enquanto Takeuchi, Sakamoto e Sata (1982) dizem que a ferramenta recebe de 10 a 30% do calor gerado, ambos autores citados por Putz et. al. (2017). A Tabela 2 a seguir mostra um resumo das partições em porcentagens do calor gerado de acordo com o tipo de processo de usinagem.

Tabela 2 - Porcentagens do calor gerado para a ferramenta, peça e cavaco

	Torneamento	Fresamento	Furação
Ferramenta	2,1 - 18,0 %	5,3-10,0 %	5,0 - 15,0 %
Peça	1,1 - 20,0 %	1,3 - 25,0 %	10,0 - 35,0 %
Cavaco	74,6 - 96,3 %	65,0 - 74,6 %	55,0 - 75,0 %

Fonte: Adaptado de Fleischer, Pabst e Kelemen (2007), citado por Putz et. al. (2017).

As altas temperaturas de corte influenciam fortemente a integridade superficial da peça, o mecanismo de formação de cavaco, o desgaste da ferramenta de corte, a vida da ferramenta, e pode contribuir para a deformação térmica da ferramenta de corte (DAVOODI e HOSSEINZADEH, 2012). Essas altas temperaturas estão presentes durante o processo de usinagem, e podem ser consideradas em regiões específicas na peça, cavaco e ferramenta (Figura 8).

A Figura 8 mostra a interface ferramenta, cavaco e peça e as regiões de transferência de calor no processo de usinagem ortogonal. Existem três regiões de deformação que são fontes de calor: região de deformação primária (A), região de deformação secundária (B) e região de deformação terciária (C). O calor é gerado pela consequente deformação plástica e também pelo atrito no processo de contato entre a ferramenta e o material da peça. A energia absorvida no processo de deformação plástica e pelo atrito é transferida por condução para a peça, ferramenta e cavaco, e por convecção para o ambiente.

Analisando as fontes de calor pode-se desenvolver modelos térmicos afim de determinar as temperaturas no processo de usinagem. Uma área muito estudada é a zona de contato ferramenta-cavaco, onde se encontram altas temperaturas que podem causar avarias e desgastes da ferramenta de corte. Uma forma de economizar nos custos de usinagem é garantir uma vida mais longa da ferramenta, que representa, geralmente, o foco das pesquisas, como por exemplo, nos trabalhos de Bermingham, Palanisamy e Dargusch (2012), Silva (2013) e Childs (2015).

A parcela de calor que vai para a peça resulta em dilatação térmica e pode trazer dificuldades na obtenção de tolerâncias pequenas, além de poder prejudicar a integridade superficial da peça. Nestes casos, quanto maior for a condutividade térmica do material, mais calor é dissipado pela peça (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001). Nos experimentos desenvolvidos por W. Reichel, em 1936, observou-se que a temperatura máxima atingida na superfície da peça no instante da usinagem após a passagem da ferramenta de corte, caía imediatamente após alguns centésimos de segundo (MACHADO et. al, 2009). Esse fenômeno

também foi observado em profundidades próximas à superfície e quanto mais afastado da superfície, menor a temperatura.

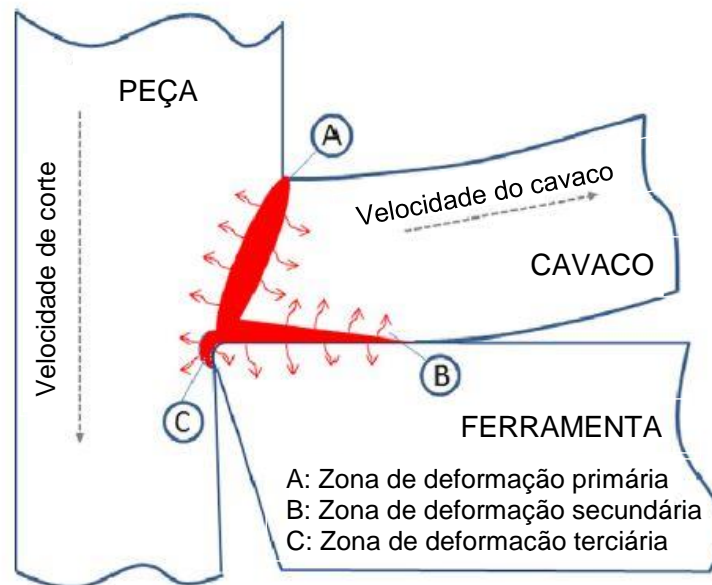


Figura 8 - Regiões de calor gerado e transferência de calor na usinagem
 Fonte: Adaptado de Norouzifard e Hamedí (2014, p. 46).

Uma vez que o calor pode ser estudado separadamente ou conjuntamente considerando ferramenta, cavaco ou peça uma análise numérica do calor gerado no processo de usinagem pode necessitar de medidas de temperaturas experimentais dos ensaios para a validação. Alguns dos métodos mais utilizados e alguns dos autores dos últimos anos serão citados no tópico seguinte.

2.4 Métodos experimentais para medições da temperatura

A medição da temperatura em processos de usinagem é um importante meio para análise da qualidade superficial da peça, vida da ferramenta, e possibilidade para determinação de melhores parâmetros de corte.

As dificuldades de estudo da temperatura em processos de usinagem são devidas ao fato de que o processo depende de vários parâmetros envolvidos e porque este processo apresenta transferência de calor numa região muito restrita. Por existirem estas dificuldades, diferentes meios para medir a temperatura têm sido utilizados, sendo que nos últimos anos, muitos trabalhos de análise térmica na usinagem têm utilizado equipamentos como os termopares e câmeras com sensor infravermelho, como nos trabalhos de Mzad (2015), Luchesi e Coelho (2012), Norouzifard e Hamedí (2014), dentre outros autores.

No trabalho de Davoodi e Hosseinzadeh (2012), um sensor infravermelho de alta velocidade juntamente com um software foi utilizado para medir a temperatura na superfície da peça durante uma usinagem do tipo HSM (High Speed Machining) de ligas de bronze. O sensor foi instalado acima da peça usinada, logo atrás da ferramenta de corte para obter a temperatura da superfície usinada imediatamente após a ferramenta ter realizado o corte (Figura 9).

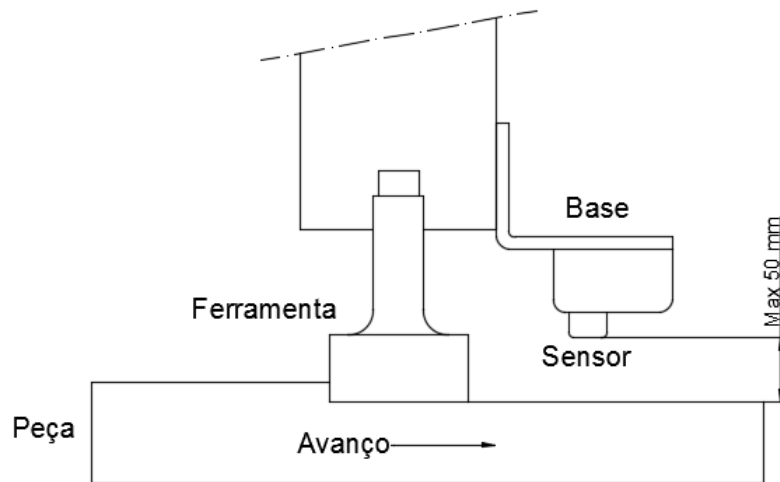


Figura 9 - Método de medição através de sensor infravermelho
Fonte: Adaptado de Davoodi e Hosseinzadeh (2012, p. 2137)

No trabalho de Sousa, Sousa, Machado (2010), foi analisada a temperatura de usinagem no corte ortogonal de alumínio, por aplainamento. Para isto, um termopar fino (diâmetro 0,5 mm) do tipo T foi inserido na peça, dentro da região que foi cisalhada e transformada em cavaco durante o corte ortogonal no processo de aplainamento com ferramentas de aço-rápido. A temperatura foi monitorada até o momento em que há a destruição do termopar por esmagamento dentro desta zona de cisalhamento. A Figura 10 mostra o esquema utilizado nos ensaios. A Figura 11, mostra o resultado da curva de temperatura em função do tempo obtida para o termopar que é arrancado junto com o cavaco para profundidade de corte de 1,5 mm e 18 golpes por minuto. O pico no gráfico é devido ao ponto que a ferramenta arranca o termopar junto com o cavaco no processo.

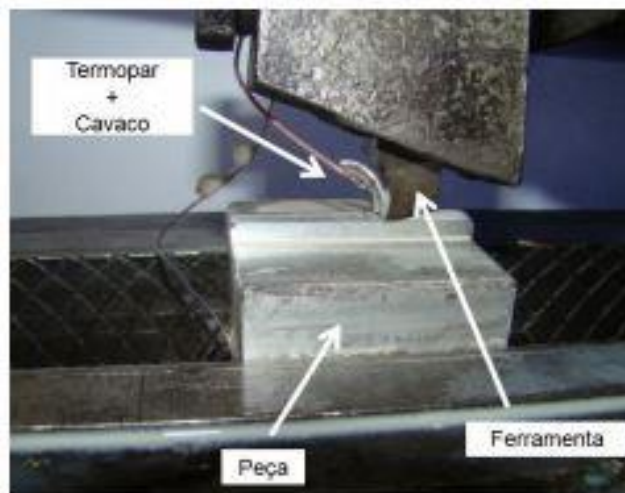


Figura 10 - Esquema utilizado para a medição da temperatura no processo de aplainamento
Fonte: Sousa, Sousa, Machado (2010, p.5).

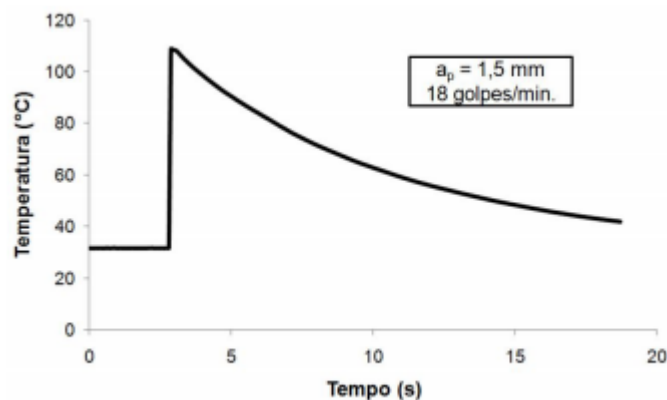


Figura 11 - Comportamento da temperatura em função do tempo para a velocidade de 18 golpes/minuto
Fonte: Sousa, Sousa, Machado (2010, p.7).

No trabalho de Nascimento (2011), foram utilizados termopares inseridos no corpo de prova durante a usinagem por fresamento. O material utilizado no corpo de prova foi o aço AISI 4340 com dureza 48 HRC. A ferramenta de corte utilizada tinha o diâmetro de 16 mm, com dois insertos intercambiáveis da SANDVIK R390-11 T308M-PL, com cobertura de TiAlNi. Os parâmetros de corte adotados foram profundidade de usinagem igual a 5 mm, velocidade de corte de 80 m/min, e avanço por dente igual a 0,17 mm. A Figura 12 mostra os resultados para essas condições de corte e mostram como são expressas as curvas quando se utilizam termopares inseridos no corpo de prova. Há um rápido aumento da temperatura durante a passagem da ferramenta sobre os termopares inseridos e um decréscimo de forma mais lenta da temperatura pelo resfriamento.

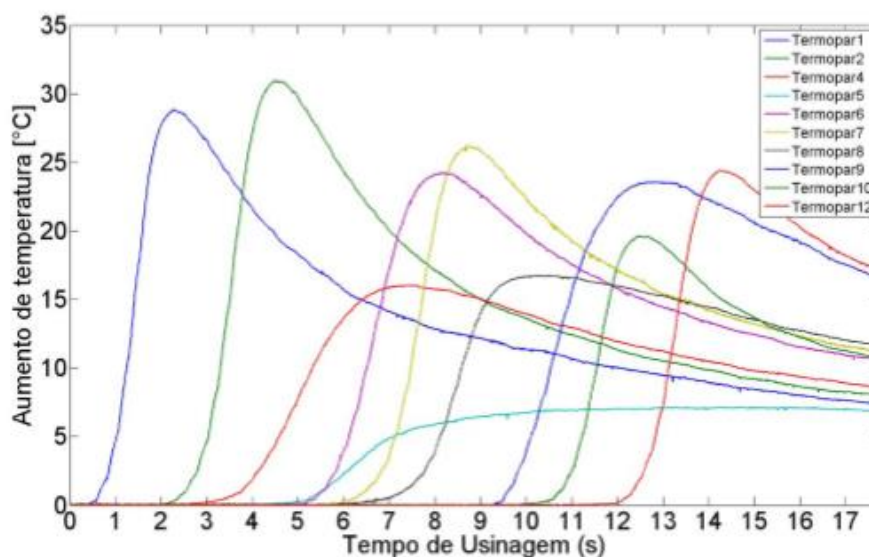


Figura 12 - Curvas de aumento da temperatura em função tempo pela utilização de termopares inseridos na peça

Fonte: Nascimento (2011, p. 64).

Em outro estudo, como Ribeiro et. al (2014), a análise e inserção do termopar foi na ferramenta de corte. As condições de corte utilizadas foram de 218 m/min de velocidade de corte, 0,138 mm/rot e profundidade de usinagem de 3 mm. A Figura 14 mostra o esquema de como o termopar foi inserido no inserto de metal duro no processo de torneamento. A Figura 13, mostra o resultado obtido das temperaturas medidas e estimadas. Nos ensaios experimentais foram tomados pelos termopares 300 valores de temperatura num intervalo de tempo de 0,5 s.

Observa-se que em Ribeiro et. al (2014) a curva de temperatura obtida experimentalmente possui um rápido acréscimo quando a ferramenta de corte começa a usinagem, um leve acréscimo durante a usinagem e um rápido decréscimo quando finaliza a usinagem.

Segundo Vidal (2009), os termopares são sensores com larga aplicação para medição de temperatura e sua calibração pode ser obtida por comparação com um outro termopar de referência calibrado ou por banho termostático que possui pontos fixos de temperaturas como por exemplo, ponto de ebulição e solidificação de uma substância. Estes sensores realizam medidas somente por contato.

Os métodos de inserção do termopar, na ferramenta, peça ou no cavaco foram abordados e apresentam comportamentos distintos das curvas de temperatura em função do tempo. A escolha do método e o local onde o termopar será inserido deverá estar de acordo com a necessidade e com o foco do estudo.

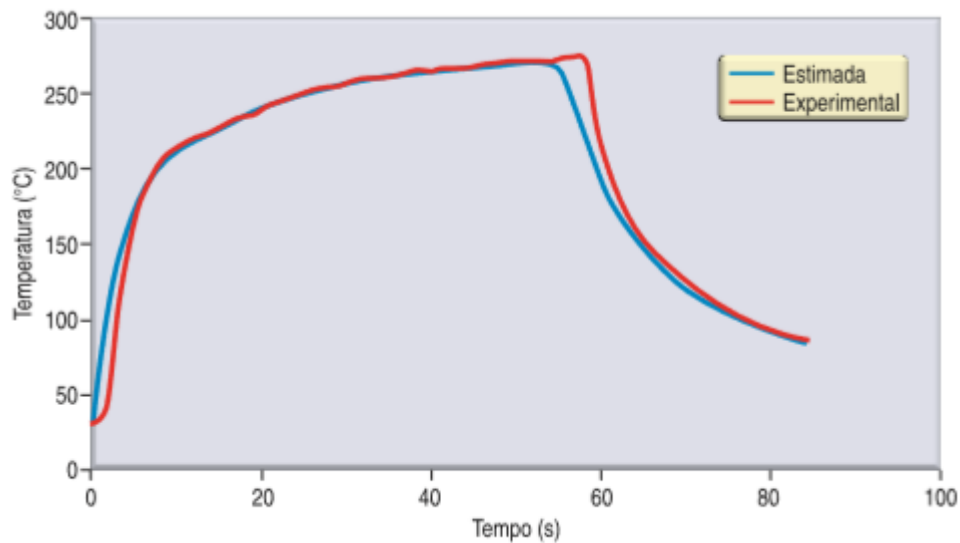


Figura 13 - Temperaturas obtidas experimentalmente e calculadas pela resolução do problema inverso

Fonte: Ribeiro et. al (2014, p. 48).

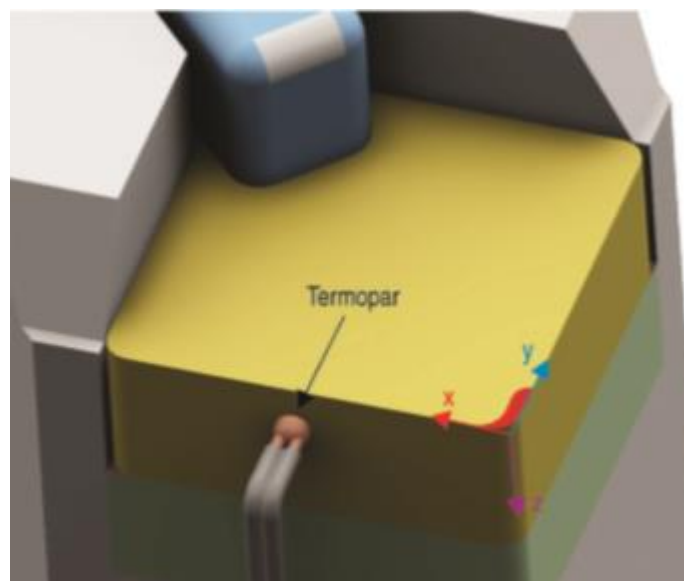


Figura 14 - Esquema da inserção do termopar no inserto de metal duro no torneamento

Fonte: Ribeiro et. al (2014, p. 46).

A aquisição de dados de temperatura por meio de pirômetros, que utilizam o método de medição por radiação, apresenta grande dificuldade na calibração do instrumento devido a propriedade térmica Emissividade (ϵ). A emissividade é uma propriedade radiante que fornece uma medida da eficiência na qual uma superfície emite energia e seus valores variam na faixa de $0 \leq \epsilon \leq 1$. Esta propriedade pode variar com a temperatura e com o tipo de material (INCROPERA et. al, 2011). Logo, há a preocupação do ajuste correto do termo Emissividade no equipamento, sendo necessário informar para o equipamento a propriedade emissividade

do material onde a medida está sendo realizada, para que as temperaturas lidas expressem a temperatura real do processo. Caso contrário, as leituras apresentarão erros. Por outro lado, esse método permite a leitura de temperatura sem a necessidade de contato com a peça.

2.5 Métodos numéricos

Segundo Maliska (2013), a tarefa de um método numérico é resolver uma ou mais equações diferenciais, substituindo as derivadas existentes por expressões algébricas que envolvam a função incógnita. O número de valores da variável vai determinar o número de equações algébricas necessárias para fechar um sistema linear de N equações e N incógnitas.

A transformação das derivadas nas equações diferenciais em sistemas lineares significa integrar a equação diferencial. A forma como será integrada a função determina o método numérico utilizado. Alguns dos métodos mais conhecidos e utilizados são o Método dos Volumes Finitos (MVF), o Método das Diferenças Finitas (MDF) e o Método Elementos Finitos (MEF).

2.5.1 Método dos volumes finitos

Para obter a distribuição de temperatura de um meio, pode-se utilizar o método dos volumes finitos, através de três etapas: pré-processamento, processamento e pós-processamento. Resumidamente em um pré-processamento acontece a geração da malha onde o domínio é dividido em volumes de controle. No processamento acontece a discretização das equações. E por fim no pós-processamento acontece o tratamento dos resultados (VERSTEEG e MALALASEKERA, 1995). Essas três etapas são utilizadas de forma geral nos métodos numéricos.

Todo método que é utilizado para obter as aproximações, que utiliza a conservação da propriedade em volumes elementares, é um método de volumes finitos. O método de volumes finitos é preferido porque a conservação é garantida para todos os volumes e por facilitar a generalização do cálculo dos coeficientes quando todos os volumes tiverem as mesmas características (MALISKA, 2013).

Considere o problema exposto por Versteeg e Malalasekera (1995), mostrado na Figura 15. Uma placa de espessura L (m) com uma constante de condutividade térmica k (W/mK) e uma geração de calor uniforme \dot{q} (W/m³). As faces A e B estão numa temperatura T_a (°C) e T_b (°C), respectivamente.

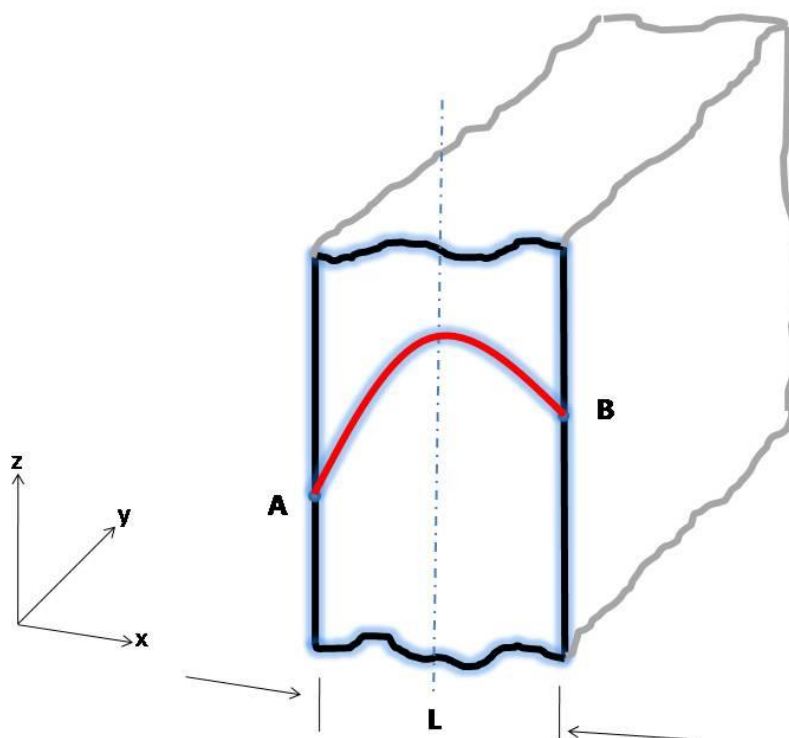


Figura 15 - Placa considerada para o problema. Onde L é o comprimento, k é a condutividade térmica, q é a geração de calor interno, T_a é a temperatura na parede A e T_b é a temperatura na parede B

Fonte: Adaptado de Versteeg e Malalasekera (1995).

Assumindo que as dimensões na direção y e z são muito grandes pode-se considerar que o gradiente de temperatura é relevante apenas na direção x . Então, de acordo com o problema apresentado, e com as informações das propriedades térmicas expostas, deve-se obter a distribuição de temperatura entre os extremos A e B. Este problema é uma transferência de calor unidimensional: refere-se à condição que apenas uma coordenada é necessária para descrever a variação espacial das variáveis dependentes (INCROPERA, 2003). Além disto o calor é transferido em um regime estacionário: significa que a temperatura em cada ponto é independente do tempo e, neste caso, existe a geração interna de calor uniforme.

Primeiramente deve-se dividir o domínio (espessura L), para uma quantidade de volumes de controle. Para esta resolução adota-se primeiramente o domínio dividido em cinco volumes de controle. No centro de cada volume de controle é colocado um ponto nodal onde será obtida a temperatura daquele volume de controle, a malha criada a partir desta divisão é mostrada na Figura 16.

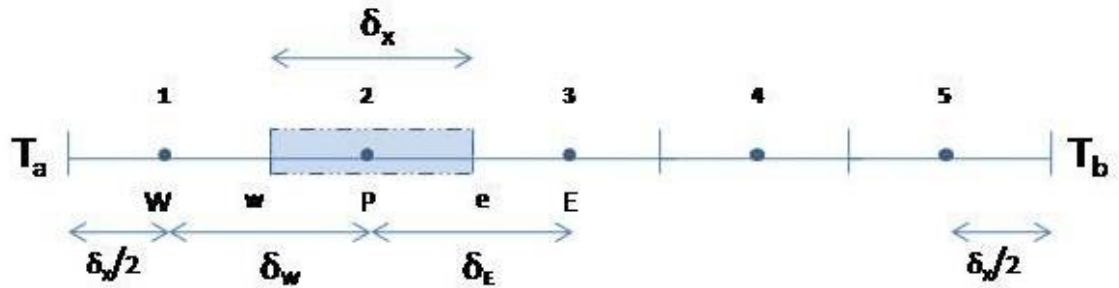


Figura 16 - Malha adotada para o problema
 Fonte: Adaptada de Versteeg e Malalasekera (1995).

Como a malha é dividida em volumes de controle de tamanhos iguais, então δ_w é igual a δ_e que é igual a δ_x . As letras “w” e “e” são as fronteiras west (oeste) e east (leste) do volume de controle e os pontos “W” e “E” são os pontos nodais da vizinhança. O ponto P é o ponto nodal do volume 2. A equação governante para o problema proposto na Figura 15, a transferência de calor por condução unidimensional e com regime estacionário com geração de calor constante, pode ser vista na Equação 7.

$$\frac{d}{dx} \left(kA \frac{dT}{dx} \right) + qA = 0 \quad (7)$$

Para se obter a equação discretizada para o ponto nodal P, deve-se integrar a Equação 7, sendo os limites da integração os mesmos do volume de controle (w,e). Aplicando a integração chega-se à Equação 9.

$$\int_w^e \frac{d}{dx} \left(kA \frac{dT}{dx} \right) dx + \int_w^e qA dx = 0 \quad (8)$$

$$\left[\left(KA \frac{dT}{dx} \right)_e - \left(KA \frac{dT}{dx} \right)_w \right] + qA\delta_x = 0 \quad (9)$$

Aproximando para uma reta a equação da temperatura em função da distância entre os pontos nodais, e sabendo que a derivada do mesmo é o ângulo de inclinação dessa reta,

chega-se à Equação (10). Esse método é conhecido como interpolação por Diferenças Centrais.

$$\left[KA \left(\frac{T_E - T_P}{\delta_x} \right) - KA \left(\frac{T_P - T_W}{\delta_x} \right) \right] + qA\delta_x = 0 \quad (10)$$

Então fazendo o rearranjo dos termos, a Equação 10 fica em função de T_P , T_W e T_E como mostrado na Equação (11).

$$\left(\frac{2KA}{\delta_x} \right) T_P = \left(\frac{KA}{\delta_x} \right) T_W + \left(\frac{KA}{\delta_x} \right) T_E + qA\delta_x \quad (11)$$

A Equação (11) pode ser reescrita na forma geral como mostra a Equação (12). Essa forma geral também é utilizada em problemas bi e tridimensionais.

$$a_P T_P = a_W T_W + a_E T_E + S_u \quad (12)$$

Onde,

- $a_P = a_W + a_E - S_P$
- $a_E = \left(\frac{KA}{\delta_x} \right)$
- $a_W = \left(\frac{KA}{\delta_x} \right)$
- $S_P = 0$
- $S_u = qA\delta_x$

A Equação 12 pode ser utilizada para os pontos nodais 2,3 e 4 somente, devido esses pontos estarem com a mesma distância entre si e por terem vizinhos “W” e “E”.

Para obter a equação do ponto nodal 1 e 5 procede-se de forma semelhante ao já apresentado nas equações anteriores. A diferença está na distância adotada entre o ponto nodal e a extremidade, sendo adotada a distância de “ $\delta_x / 2$ ”, pela falta de um dos vizinhos.

Então, fazendo o processo de integração e aproximações, chega-se na Equação 13 e Equação 14 para os pontos nodais 1 e 5, respectivamente.

$$\left(\frac{3KA}{\delta_x}\right)T_P = \left(\frac{KA}{\delta_x}\right)T_E + qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_a \quad (13)$$

Onde,

- $a_P = a_W + a_E - S_P$
- $a_E = \left(\frac{KA}{\delta_x}\right)$
- $a_W = 0$
- $S_P = \frac{-2KA}{\delta_x}$
- $S_u = qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_a$

$$\left(\frac{3KA}{\delta_x}\right)T_P = \left(\frac{KA}{\delta_x}\right)T_W + qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_b \quad (14)$$

Onde,

- $a_P = a_W + a_E - S_P$
- $a_E = 0$
- $a_W = \left(\frac{KA}{\delta_x}\right)$
- $S_P = \frac{-2KA}{\delta_x}$
- $S_u = qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_b$

Então, substituindo as temperaturas nos pontos nodais nas Equações 5, 6 e 7, chega-se a um sistema linear de cinco equações e cinco incógnitas, como mostrado nas Equações 15 a 19 a seguir.

$$a_{p1}T_1 = a_{E1}T_2 + qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_b \quad (15)$$

$$a_{p2}T_2 = a_{W2}T_1 + a_{E2}T_3 + qA\delta_x \quad (16)$$

$$a_{p3}T_3 = a_{W3}T_2 + a_{E3}T_4 + qA\delta_x \quad (17)$$

$$a_{p4}T_4 = a_{W4}T_3 + a_{E4}T_5 + qA\delta_x \quad (18)$$

$$a_{p5}T_5 = a_{W5}T_4 + qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_a \quad (19)$$

Colocando-se as equações na forma matricial, é obtida uma matriz característica das constantes, como mostrado a seguir na Equação 20. Observa-se que na primeira linha tem apenas dois termos devido a ausência do vizinho “W” e na última linha apresenta dois termos apenas devido a ausência do vizinho “E”.

$$\begin{pmatrix} a_{p1} & -a_{E1} & 0 & 0 & 0 \\ -a_{W2} & a_{p2} & -a_{E2} & 0 & 0 \\ 0 & -a_{W3} & a_{p3} & -a_{E3} & 0 \\ 0 & 0 & -a_{W4} & a_{p4} & -a_{E4} \\ 0 & 0 & 0 & -a_{W5} & a_{p5} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \\ T_5 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_b \\ qA\delta_x \\ qA\delta_x \\ qA\delta_x \\ qA\delta_x + \frac{2kA}{\delta_x}T_a \end{pmatrix} \quad (20)$$

A solução é obtida através de um método iterativo de resolução de um sistema linear. Através da resolução do sistema linear são obtidas as temperaturas T1, T2, T3, T4 e T5. Para problemas bidimensionais e tridimensionais, poderão ser adicionadas pontos nodais vizinhos na direção y e em norte e sul (N e S) e na direção z na base e no topo (B e T).

2.5.2 Método dos elementos finitos

Este método não trabalha com volumes de controle, mas com pontos da malha, através de malhas não estruturadas permitindo que geometrias complexas sejam resolvidas. A Figura 17 mostra dois exemplos de malhas da discretização do domínio para o método de Diferenças Finitas e Elementos Finitos. Percebe-se que o método de Elementos finitos possui

o domínio melhor caracterizado pela sua malha e dessa forma maior facilidade para resoluções de domínio com geometrias complexas (DI MARZO, 2010).

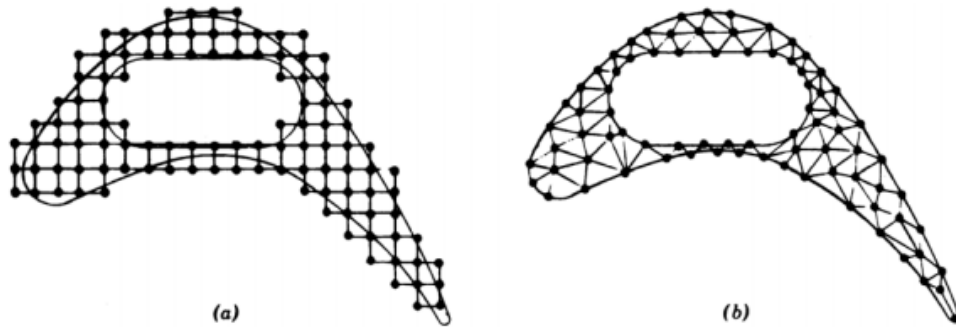


Figura 17 - Malhas geradas pelo método de Diferenças finitas (a) e Elementos finitos (b)
 Fonte: Huebner (1976, p. 5).

Esse método numérico analisa diversos fenômenos físicos em meios contínuos e são descritos por meio de equações diferenciais parciais, condições de contorno e condições iniciais. Como já mostrado na Figura 17, o MEF consiste em dividir o domínio em sub-regiões utilizando geometrias diversas como formato triangular, quadrilateral, cúbico entre outros. Existem nesse domínio os pontos nodais, contorno e elementos finitos (Figura 18). Os pontos nodais são as conexões entre os elementos finitos.

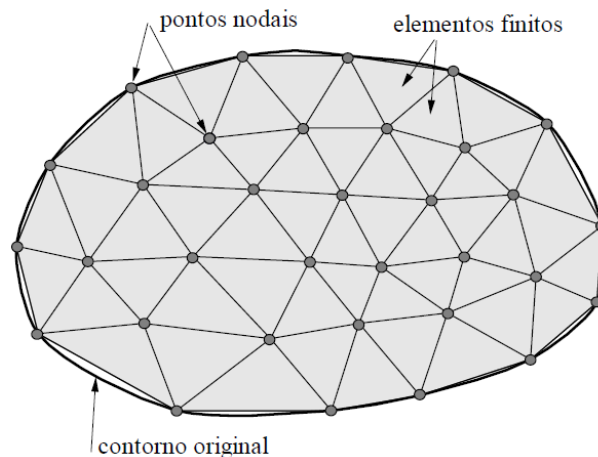


Figura 18 - Malha gerada de elementos finitos
 Fonte: De Souza (2003, p.1).

Em um problema de condução de calor as incógnitas principais são as temperaturas nodais avaliados nos nós da malha que revela o campo de temperatura da malha. As temperaturas nodais podem ser armazenadas por meio de um arranjo unidimensional. E por

meio do MEF a equação diferencial que governa o problema é transformada em um sistema de equações algébricas (DE SOUZA, 2003).

2.5.3 Método das diferenças finitas

O método das Diferenças Finitas, assim como o Elemento Finito, não trabalha com volumes de controle e sim com pontos de malhas. No método das diferenças finitas, a aproximação das derivadas da temperatura é realizada utilizando expansões da série de Taylor. Este método, historicamente, foi muito utilizado em problemas de mecânica dos fluidos (MALISKA, 2013).

2.6 Resolução de sistemas lineares

A resolução de sistemas lineares pode utilizar os métodos diretos e métodos iterativos. Nos métodos diretos em resoluções das matrizes geradas pelo método dos volumes finitos trabalha-se com todos os elementos da matriz, ao contrário das soluções iterativas que trabalham apenas com os não zeros da matriz acelerando a solução.

Nos métodos numéricos, geralmente as matrizes obtidas são muito extensas e aconselha-se o uso de métodos iterativos. Os métodos iterativos são aqueles que requerem uma estimativa inicial para prosseguir no processo de solução.

Existem muitos métodos para a solução de sistemas lineares, alguns podem ser citados:

- Gauss-Seidel.
- Tridiagonal Matrix Algorithm – TDMA.

Os métodos de Gauss – Seidel e o algoritmo de Thomas ou TDMA (Tridiagonal Matrix Algorithm) podem ser utilizados para resolução dos sistemas lineares no método de volumes finitos. Estão classificados como métodos iterativos que requerem uma estimativa inicial para resolver o sistema linear. Os métodos iterativos podem ser classificados como ponto a ponto, linha a linha ou plano a plano. O método de Gauss-Seidel pertence à classe dos métodos ponto a ponto. O método TDMA é o mais conhecido dos métodos iterativos para problemas bi- e tridimensionais e pertence à classe dos métodos linha a linha, resolvendo de forma direta cada linha.

2.6.1 Método Gauss-Seidel

Este método é iterativo e pertence ao grupo de métodos ponto a ponto. Resolve o sistema linear visitando equação por equação, iterativamente, usando os valores das variáveis do nível iterativo anterior (MALISKA, 2013). O algoritmo deste método iterativo pode ser resumido em:

- Estimar campo inicial da variável.
- Iterar em k.
- Calcular T_p pela Equação 21. A varredura começa da base para o topo, do sul para o norte e de oeste para leste. Na mesma varredura as temperaturas T_w , T_s e T_b são consideradas conhecidas, para o caso 3D.
- Checar convergência.
- Retornar se o critério não foi satisfeito.

$$a_p T_p^{k+1} = \sum a_{nb} T_{NB}^{k+1} + a_e T_E^k + a_n T_N^k + a_t T_T^k + Su \quad (21)$$

As variáveis apresentadas na Equação 13 são as mesmas variáveis comentadas na seção 2.5.1, anteriormente.

2.6.2 Tridiagonal matrix algorithm - TDMA

Iterações utilizando o método de Gauss-Seidel pode tornar o processo lento em casos de matrizes com muitos elementos e sistemas de equações grandes. Dessa forma o uso do Gauss-Seidel não é aconselhável para programas que envolvam resolução de problemas bi e tridimensionais, como normalmente vistos em problemas de mecânica dos fluidos em estudo de escoamentos e problemas de transferência de calor, os chamados programas do tipo CFD (*Computational Fluid Dynamics*). A resolução utilizando TDMA para problemas bi e tridimensionais são iterativos com varreduras processando linha por linha e coluna por coluna. Para expor o método, considere um problema bidimensional com a seguinte Equação 22.

$$a_p T_P = a_e T_E + a_w T_W + a_s T_S + a_n T_N + B \quad (22)$$

Pode-se reescrever a Equação 22 como:

$$A_m T_m + B_m T_{m+1} + C_m T_{m-1} = D_m \quad (23)$$

$$T_m = P_m T_{m+1} + Q_m \quad (24)$$

$$T_{m-1} = P_{m-1} T_m + Q_{m-1} \quad (25)$$

Os coeficientes P e Q, são escritos, como:

$$P_m = -\frac{B_m}{A_m + C_m P_{m-1}} \quad (26)$$

$$Q_m = \frac{D_m - C_m Q_{m-1}}{A_m + C_m P_{m-1}} \quad (27)$$

Onde:

- $A_m = a_p$
- $B_m = -a_e$
- $C_m = a_w$
- $D_m = a_n T_N + a_s T_S + B$

As Equações são relações recursivas que permitem, depois de conhecidos P_1 e Q_1 , determinar todos os valores de P e Q. P_1 e Q_1 é determinado pelas Equações 28 e 29, e considerando que C_1 é zero.

$$P_1 = -\frac{B_1}{A_1} \quad (28)$$

$$Q_1 = -\frac{D_1}{A_1} \quad (29)$$

Em caso de problemas tridimensionais, soma-se ao coeficiente D_m a contribuição dos outros dois volumes vizinhos.

Dessa forma, o algoritmo adotado para resolver o sistema linear por este método resume-se a:

- Estimar o campo de variáveis iniciais.
- Calcular P_1 e Q_1 através da Equação 20 e 21.
- Calcular todos os P_m e Q_m com “m” de “2” até “n” usando as Equações 18 e 19.
- Fazer $T_N = Q_N$.
- Calcular as variáveis para os pontos “N-1” até “1” usando a Equação 17.
- Checar a convergência.
- Não sendo satisfeito o critério, repetir ou alternar a direção.

2.7 Métodos inversos

Pela definição de Lima (2001) o problema Inverso determina as causas desconhecidas baseando-se na observação de seus efeitos. Nos problemas ditos Diretos ocorre o contrário, os efeitos são baseados na descrição completa de suas causas. Se o fluxo de calor ou as temperaturas na superfície de uma peça são conhecidas em função do tempo, então a distribuição de temperatura em toda a peça pode ser encontrada. Isto é o chamado problema direto. Em muitas situações precisa-se medir a temperatura experimental transiente em pontos específicos na peça para se determinar a estimativa do fluxo de calor, o que caracteriza problemas inversos de condução de calor (BECK, BLACKWELL e CLAIR JR., 1985).

Segundo Beck, Blackwell e Clair Jr. (1985) a palavra Estimativa é usada porque existem erros presentes durante a aquisição de dados da temperatura experimental na peça o que vai afetar diretamente na precisão dos cálculos do fluxo de calor presente. Um exemplo de um problema inverso de condução de calor é a estimativa do aquecimento de um transporte espacial que está se reinserindo na atmosfera da terra. Dessa forma, o fluxo de calor que será estimado está em função da posição dos sensores na superfície do transporte espacial e do tempo (Figura).

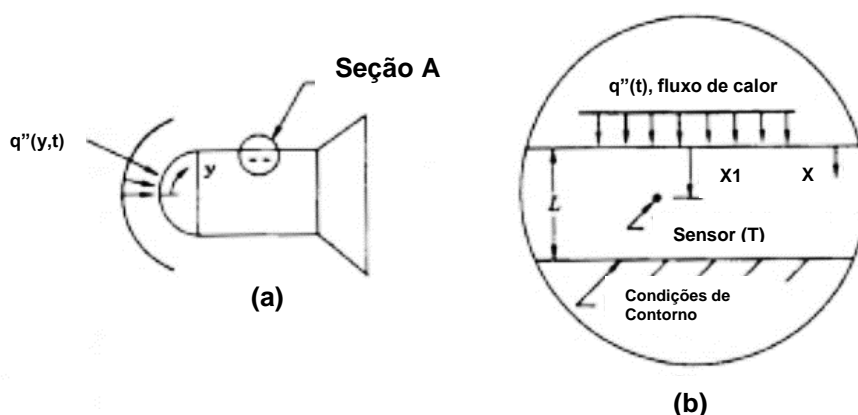


Figura 19 - Exemplo do esquema do veículo espacial que está reinserindo a atmosfera terrestre (a) e a seção A detalhada.

Fonte: Adaptado de Beck, Blackwell e Clair Jr. (1985, p. 5)

Da mesma forma na usinagem os problemas inversos se caracterizam por usar temperaturas medidas nos ensaios, realizar a modelagem térmica através da equação da difusão de calor e ter como objetivo estimativas de algum parâmetro térmico, como o fluxo de calor superficial na peça (CARVALHO, 2005). Pode-se utilizar a informação de temperaturas medidas em região de fácil acesso para estimar o fluxo de calor na face de corte e a partir dele calcular a temperatura no ponto desejado.

Os efeitos, neste caso, são as temperaturas em um determinado ponto do corpo de prova variando com o tempo, e as causas referem-se ao fluxo líquido de calor. Em suma, os valores de fluxo de calor refletem nos valores de temperaturas na peça. A princípio, o fluxo de calor não é conhecido, e deve ser determinado através da resolução do problema inverso (Barrios, 2013).

A usinagem, por ser um processo com muitas variáveis, apresenta análise térmica baseada no tipo do processo (torneamento, fresamento, entre outros), condições de corte pré-estabelecidas, material da peça e da ferramenta, modelo térmico e condições de contorno específicos, modo de medições da temperatura, localização dos sensores, dentre outros parâmetros.

O fluxo de calor é um dos parâmetros determinados numa análise térmica na usinagem. O foco do estudo térmico pode estar na ferramenta, cavaco ou peça, podendo ser analisados separadamente ou em conjunto.

O trabalho de Mzad (2015) apresenta uma determinação do fluxo de calor variando com o tempo na interface peça/ferramenta de três diferentes metais através das condições de corte. Neste estudo, um sensor infravermelho portátil foi utilizado para medir as temperaturas

superficiais no processo e através de uma interpolação spline de terceira ordem dos valores das temperaturas foi possível estimar o fluxo de calor produzido no corte do material. Foi utilizado o processo de torneamento para testes no aço e bronze, enquanto para testes em alumínio foi utilizado o fresamento. As velocidades de corte foram de 45 a 225 m/min durante o torneamento e 50 a 200 m/min para o fresamento com um avanço (f_z) de 0,6 mm/dente e 0,2 mm/dente. O diâmetro da fresa foi de 32 mm. Um dos resultados de fluxo de calor estimado para o fresamento do alumínio é mostrado na Figura 20.

Outros autores como Kim e Lee (2014), desenvolveram estimativas para força de corte e a temperatura de pré-aquecimento na usinagem por fresamento após o material ser pré-aquecido por laser. Através dos resultados pôde-se determinar uma condição de profundidade de usinagem efetiva, onde as tensões residuais são aliviadas para cada tipo de material. Os materiais utilizados nos ensaios foram o Inconel 718 e o aço AISI 1045. Este processo em comparação com os convencionais é considerado um procedimento “verde” por economizar energia pela redução de força de corte. As equações para a determinação das forças de corte e para a determinação da temperatura de pré-aquecimento foram desenvolvidas com base na análise estatística e pela análise de regressão. Para as medidas nos ensaios, utilizaram-se de um dinamômetro e um sensor infravermelho, para medir, respectivamente, a força e a temperatura. Para encerrar a rotina computacional optou-se pela convergência das estimativas teóricas com os dados dos experimentos. A montagem dos equipamentos para os ensaios e um dos resultados são mostrados na Figura 22 e Figura 21.

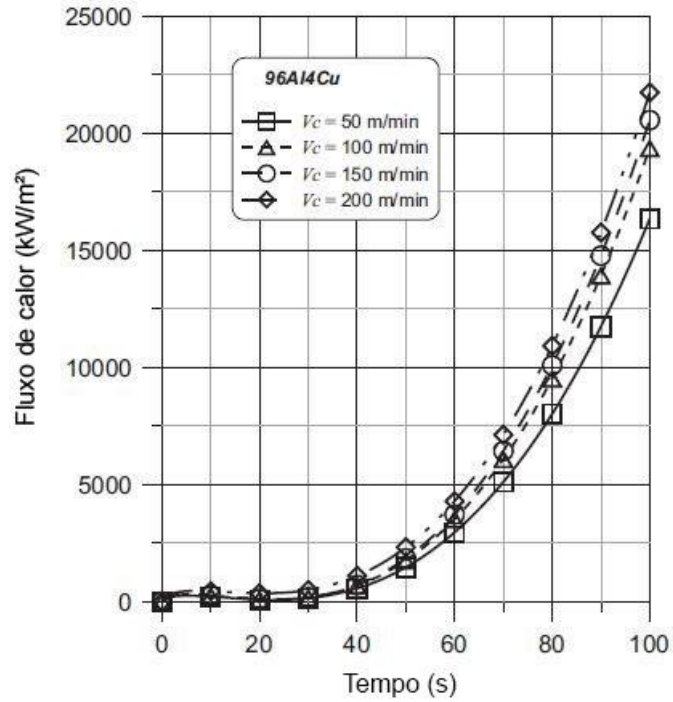


Figura 20 - Fluxo de calor instantâneo na peça de liga de alumínio
 Fonte: Adaptado de Mzad (2015, p.134).

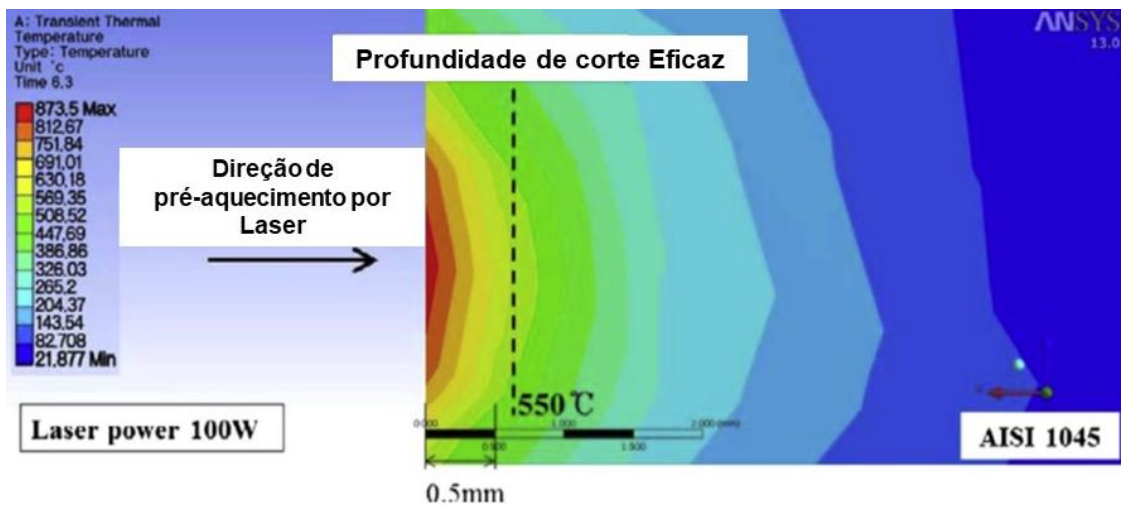


Figura 21 - Resultado para o aço AISI 1045
 Fonte: Adaptado de Kim e Lee (2014, p. 266).

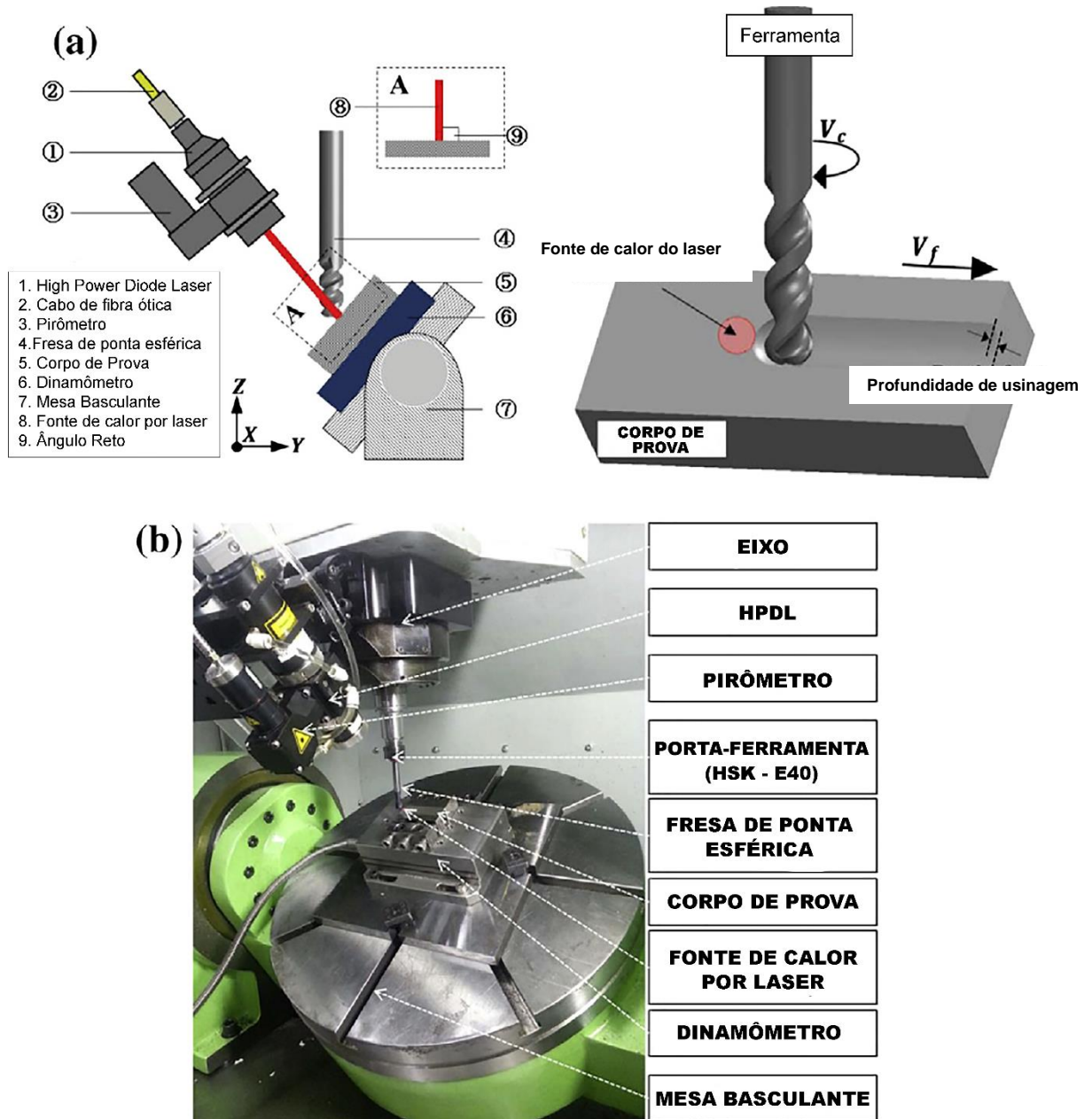


Figura 22 - a) Esquema adotado para os ensaios e b) detalhes dos equipamentos
 Fonte: Adaptado de Kim e Lee (2014, p.268).

O estudo de Kim e Lee (2014) foi expandido para o trabalho de Woo e Lee (2015), na qual estudaram o fresamento com pré-aquecimento do laser em um corpo de prova cilíndrico. O esquema adotado no trabalho de Woo e Lee (2015) e um dos resultados são mostrados na Figura 23.

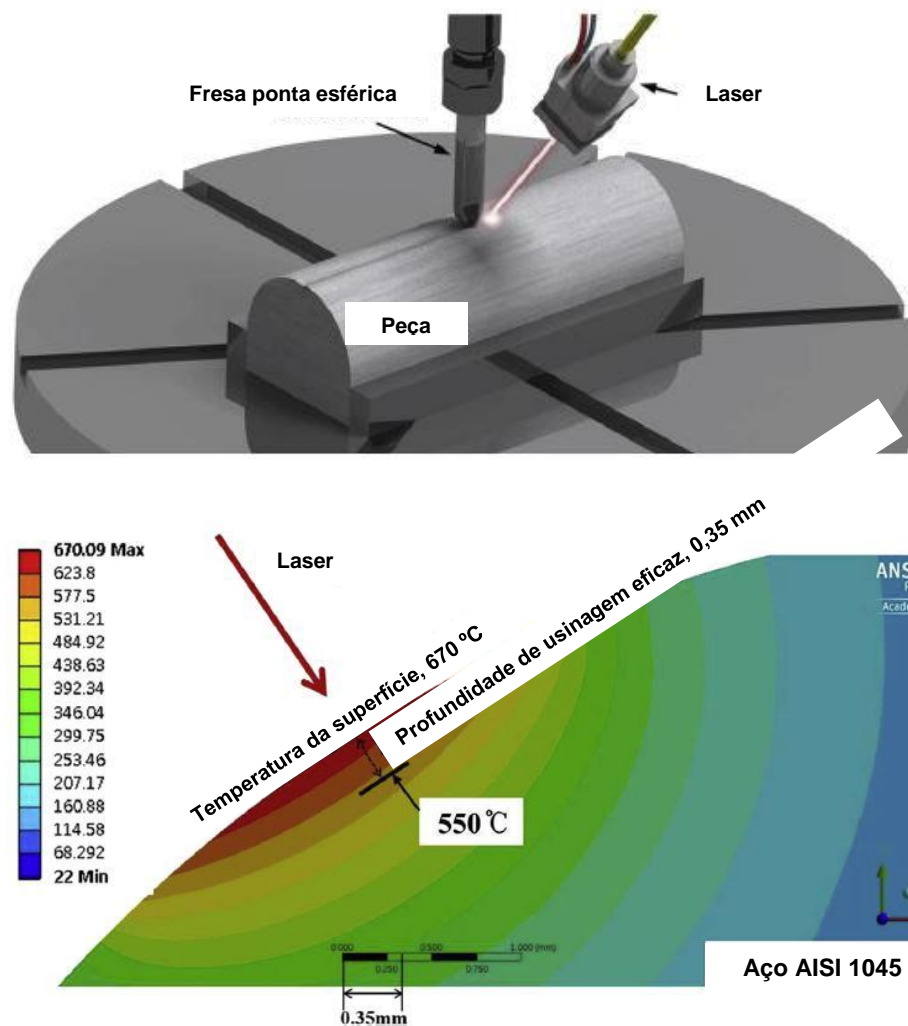


Figura 23 - Esquema adotado para o ensaio de corpo de prova cilíndrico e um dos resultados encontrados
Fonte: Adaptado de Woo e Lee (2015, p. 34-35).

Estimativas do fluxo de calor na usinagem por fresamento, realizadas através do método inverso foram utilizadas no trabalho de Luchesi e Coelho (2012). Para as estimativas, consideraram um problema de transferência de calor transiente bidimensional através de um domínio retangular e com fronteiras convectivas. O esquema adotado para os ensaios afim de alimentar o programa computacional é mostrado na Figura 24. As medidas realizadas no ensaio de usinagem foram de temperatura e força de corte. A solução de problemas inversos baseia-se em uma estimativa do parâmetro requerido através dos efeitos por ele produzido. As temperaturas medidas são os efeitos enquanto o fluxo de calor é o parâmetro requerido, sendo que as temperaturas são consequências do fluxo de calor.

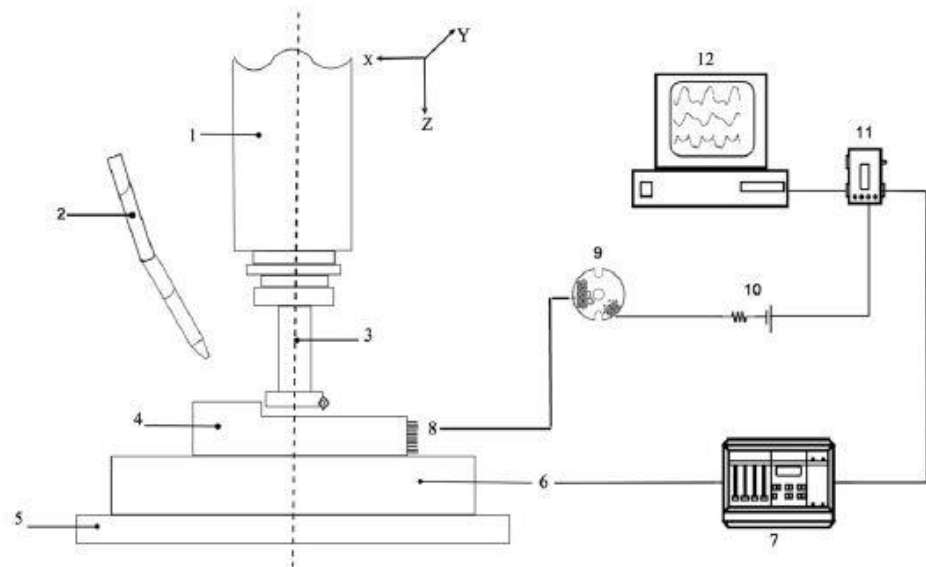


Figura 24 - Esquema utilizado nos ensaios para medidas de temperaturas e força de corte: 1) Eixo árvore, 2) Bocal de fluido de corte, 3) Fuso da fresa, 4) Peça, 5) Mesa da Fresadora, 6) Dinamômetro, 7) Amplificador Digital, 8) Termopares (tipo K), 9) Transmissor de temperatura, 10) Filtro, 11) Interface, 12) Computador
 Fonte: Luchesi e Coelho (2012, p. 67).

Norouzfard e Hamedi (2014) desenvolveram um modelo para determinar a condutividade térmica média do contato cavaco-ferramenta no processo de usinagem por torneamento. A temperatura da ferramenta e o fluxo de calor entre o contato cavaco-ferramenta foram determinados pela resolução do problema inverso de transferência de calor. A Figura 25 mostra o esquema do ensaio proposto. Um dos principais resultados é a média da condutividade térmica (*TCC – Thermal Contact Conductance*) do contato ferramenta-cavaco em função da velocidade de corte. A Figura 26 mostra os resultados de condutividade térmica (*TCC*) do contato ferramenta-cavaco em função da velocidade de corte com avanço constante de 0,11 mm/ver. Os materiais utilizados para a realização dos ensaios foram o AISI 1045 e o AISI 304.

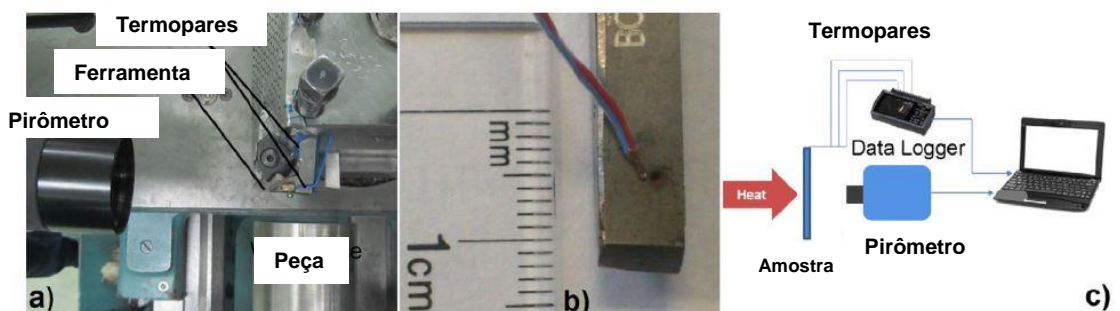


Figura 25 - Ensaio de usinagem: a) Localização da peça (AISI 1045 nesta figura), câmera de sensor infravermelho, ferramenta de corte (ISO P30) e termopares; b) Vista detalhada da

ferramenta e junção dos termopares e c) Esquema da calibração da câmera de infravermelho para determinação da emissividade

Fonte: Adaptado de Norouzfard e Hamedí (2014, p.49).

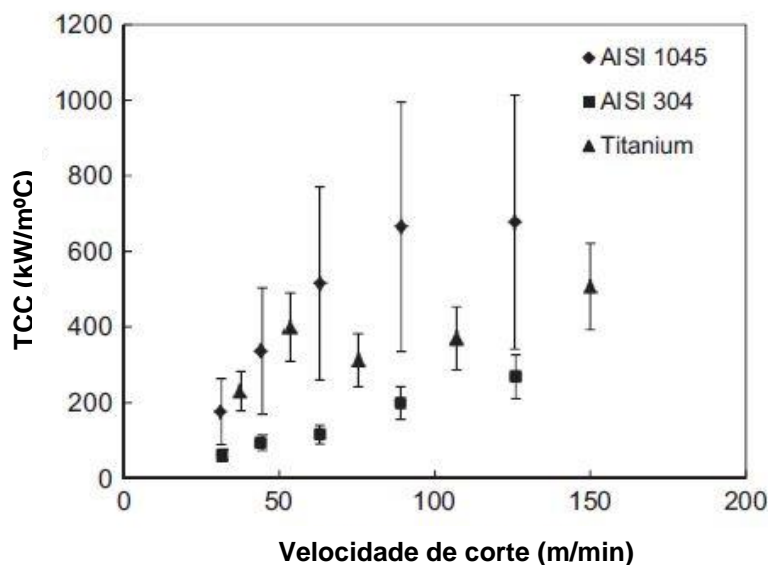


Figura 26 - Condutividade térmica (TCC) do contato ferramenta-cavaco versus velocidade de corte com avanço constante de 0,11 mm/rev

Fonte: Adaptado de Norouzfard e Hamedí (2014, p. 54).

Os autores Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015) analisaram o fluxo de calor e o campo de temperatura na ferramenta no processo de usinagem por torneamento. As condições de corte adotadas são mostradas na Tabela 3, a seguir.

Tabela 3 - Condições de corte para os ensaios

Parâmetros de corte	Teste 1	Teste 2
Avanço	0,138 mm/rev	0,138 mm/rev
Velocidade de corte	135,47 m/min	135,47 m/min
Profundidade de corte	5,0 mm	1,0 mm
Diâmetro final	72 mm	76 mm

Fonte: Adaptado de Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015).

Os autores Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015) utilizaram-se do método da resolução de problema inverso juntamente com o software comercial CONSOL[®] para fazer as estimativas. O método de resolução do problema inverso foi desenvolvido no MATLAB[®], e uma vez determinado o fluxo de calor, o CONSOL foi utilizado para gerar o campo de temperatura na ferramenta. Para a validação do programa no MATLAB os dados estimados foram comparados com dados experimentais. Para alimentar o programa de resolução do problema inverso foram utilizados 8 termopares acoplados na ferramenta (Tabela 4). A

configuração utilizada nos ensaios é mostrada na Figura 27. Na Figura 28, são mostrados os detalhes da ferramenta e porta-ferramenta, os termopares e a área considerada do contato cavaco-ferramenta.

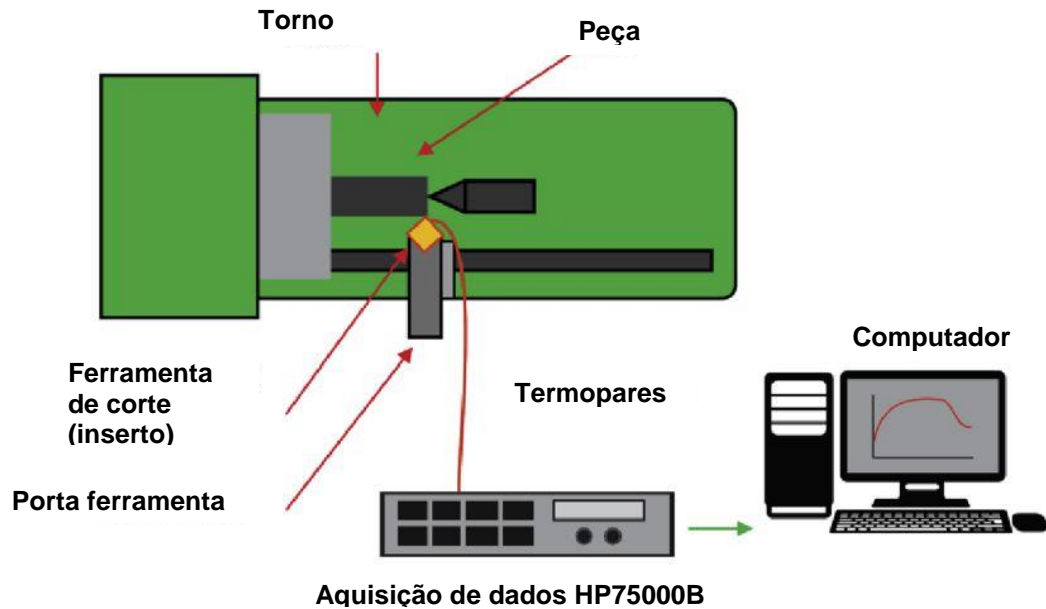


Figura 27 - Configuração utilizada no ensaio para coletar informações da temperatura durante o torneamento

Fonte: Adaptado de Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015, p.63).

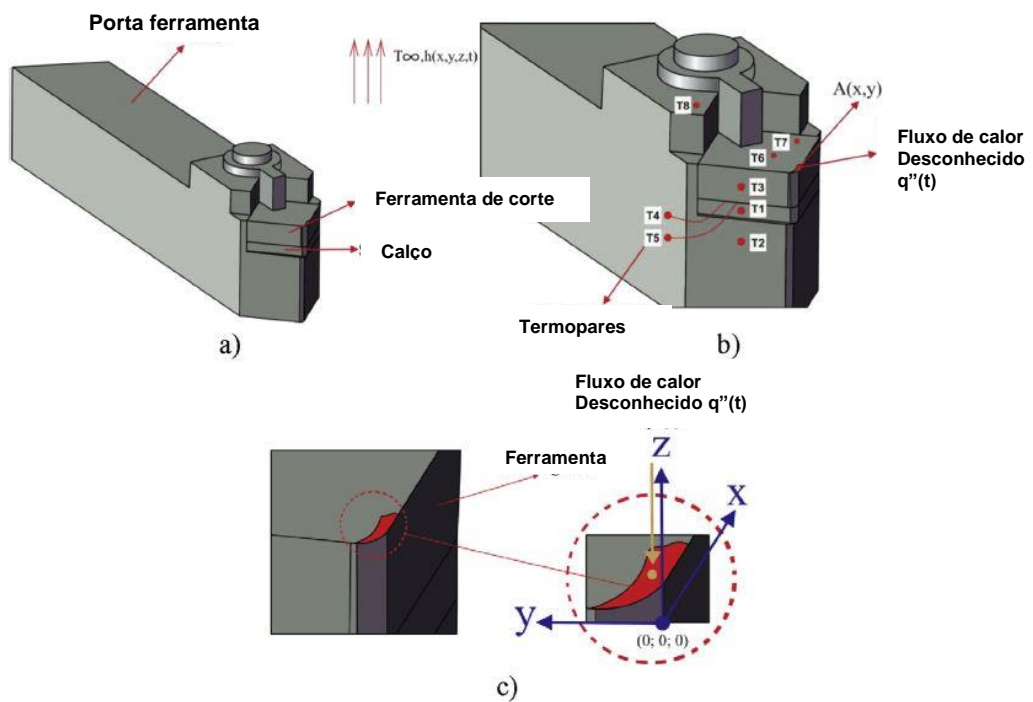


Figura 28 - a) Detalhe da ferramenta de corte e do porta ferramenta, b) Detalhe da posição dos termopares e c) Área de contato cavaco-ferramenta

Fonte: Adaptado de Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015, p.64).

Tabela 4 - Posição dos termopares acoplados na ferramenta

Position/thermocouple	1	2	3	4	5	6	7	8
x [mm]	0.0	0.0	0.0	4.490	6.528	7.222	9.512	5.300
y [mm]	6.45	7.25	3.950	4.116	6.579	4.740	1.715	14.55
z [mm]	-6.55	-11.65	-2.12	-4.83	-4.83	0.0	0.0	9.4

Fonte: Brito, Carvalho e Lima e Silva (2015, p.64).

No trabalho de Kara, Aslantas e Çiçek (2015) estimaram a temperatura de corte no processo de torneamento através do método da rede neural artificial. Para determinar as temperaturas de corte, primeiramente, foram obtidas as forças de corte numericamente através do programa comercial Deform 2D, e depois utilizou-se o método rede neural artificial para estimar as temperaturas de corte. As forças de corte estimadas numericamente foram validadas e comparadas com as forças de corte experimentais através de ensaios de torneamento. O material utilizado nos ensaios foi o AISI 316L (Tabela 5). Foram analisados três tipos de ferramentas de corte: uma ferramenta sem revestimento, outra com revestimento TiCN+Al₂O₃ e, por fim, uma ferramenta revestida de Al₂O₃. A Figura 29 mostra um dos resultados obtidos pelos autores, da temperatura em função do revestimento e condições de corte.

Tabela 5 - Composição química do AISI 316L

C	Mn	Si	P	S	Ni	Cr	Mo	Fe
0,017	1,5	0,52	0,029	0,001	11,2	16,75	2,15	67,833

Fonte: Kara, Aslantas e Çiçek (2015, p.66).

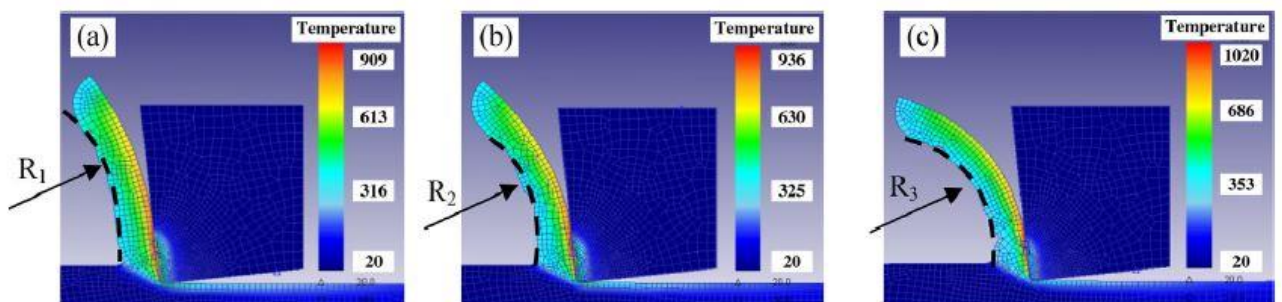


Figura 29 - Distribuição da temperatura de corte com avanço de 0,1 mm/rev e velocidade de corte de 250 m/min ($R_3 < R_2 < R_1$), a) Sem revestimento, b) Com revestimento de TiCN + Al₂O₃ e c) Com revestimento de Al₂O₃

Fonte: Kara, Aslantas e Çiçek (2015, p.70).

Haddag e Nouari (2013) basearam-se em cálculos numéricos para calcular parâmetros no processo de usinagem por torneamento como pressão, temperatura, velocidade de escorregamento e atrito. A estimativa da temperatura foi o terceiro enfoque do trabalho, e baseou-se no cálculo do fluxo de calor na ferramenta. Para os ensaios foram utilizados termopares como mostrado na Figura 30 e Figura 31. Nos ensaios foram utilizadas as seguintes condições de corte: velocidade de corte de 250 m/min, avanço de 0,1 mm/rev e profundidade de usinagem de 1,1 mm. O material utilizado no corpo de prova foi o aço AISI 1045. A Figura 32 mostra o gráfico da temperatura versus tempo, obtido pelos termopares.

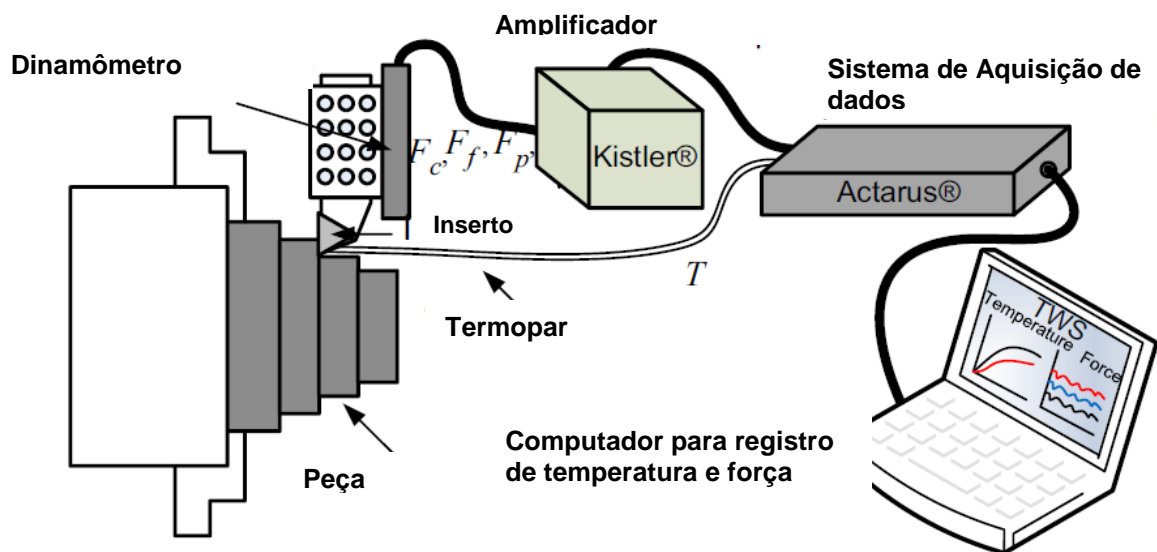


Figura 30 - Configuração do ensaio para aquisição de dados
Fonte: Adaptado de Haddag e Nouari (2013, p.1160)

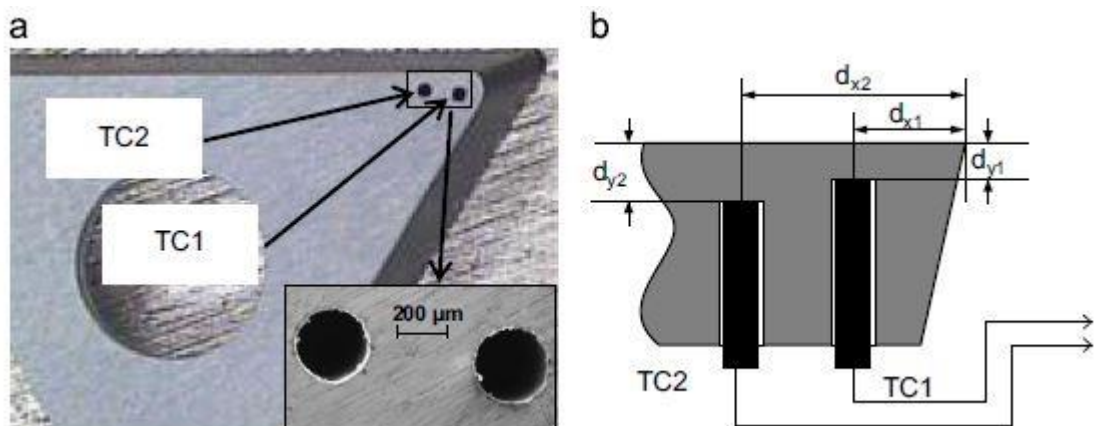


Figura 31 - a) Furos na ferramenta de corte para inserção dos termopares, b) localização dos termopares ($dx_1 = 1,6$ mm, $dy_1 = 0,5$ mm, $dx_2 = 2,4$ mm, $dy_2 = 1$ mm)
Fonte: Haddag e Nouari (2013, p.1161).

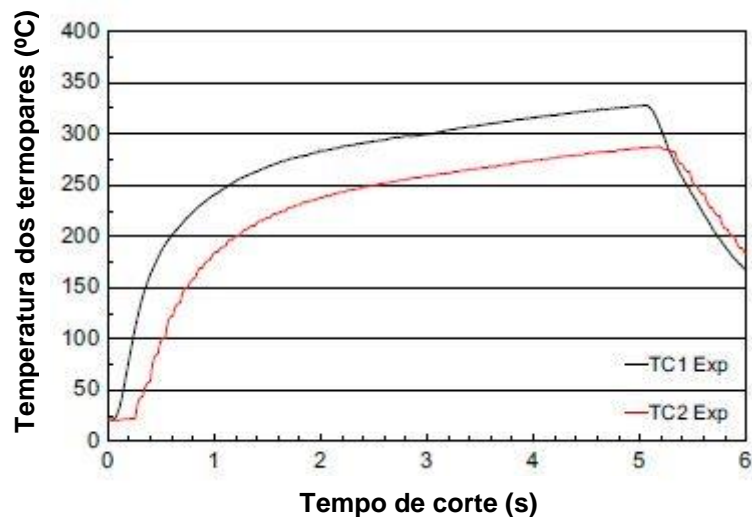


Figura 32 - Evolução da temperatura nos termopares TC1 e TC2 durante a usinagem
 Fonte: Adaptado de Haddag e Nouari (2013, p.1161).

No trabalho de Putz et. al. (2017) foi realizado um estudo através do método numérico por Elementos Finitos utilizando o software DEFORM para levantar a estimativa do fluxo de calor gerado na usinagem por fresamento e as estimativas das parcelas do fluxo escoadas para o cavaco, peça e ferramenta. Após a modelagem, um experimento foi realizado para validar o modelo, através do corte do aço S235 (AISI 1010). Utilizou para o referido experimento um corte tangencial com ferramenta de 20 mm com 3 insertos de metal duro, com ângulo de saída de -5° , raio de aresta de corte de 0,02 mm, para duas velocidades de corte, 100 e 200 m/min, profundidade de usinagem de 5 mm, e avanço por dente de 0,1 mm/Z e penetração de trabalho igual a 3 mm. A Figura 33 mostra a configuração do experimento realizado pelos autores.

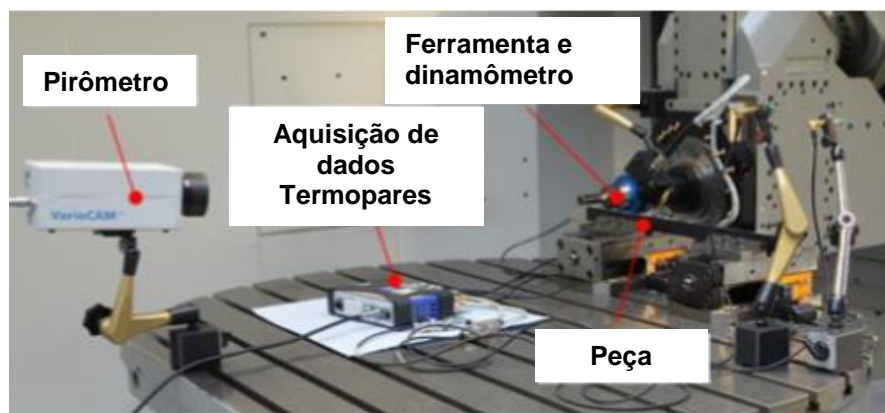


Figura 33 - Configuração do experimento
 Fonte: Putz et. al. (2017, p. 240).

Os resultados obtidos por Putz et. al. (2017) apresentam as parcelas de fluxo para a ferramenta, peça e cavaco através de um modelo 2D (Figura 34) e também as temperaturas obtidas por um modelo 3D com fonte de calor móvel para os três termopares e três pontos do modelo simulado (Figura 35). Os resultados mostram as parcelas do escoamento do fluxo, sendo a maior parcela para o cavaco, e as temperaturas que foram geradas durante a usinagem em comparação com as temperaturas simuladas, que indicaram diferença na ordem de 10% segundo o autor.

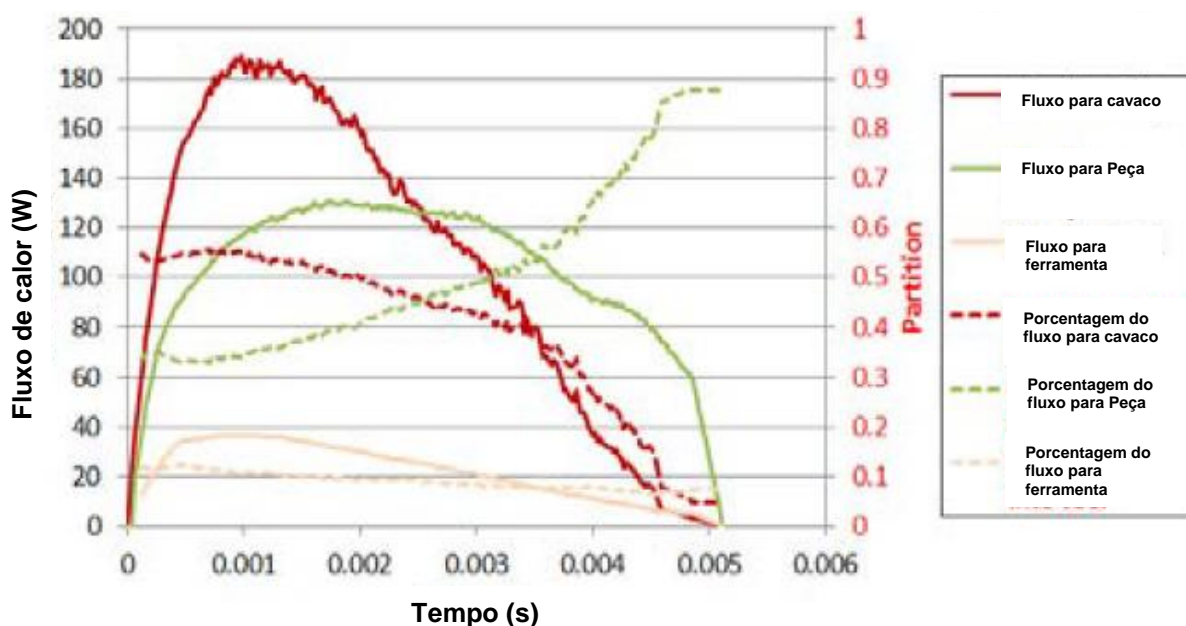


Figura 34 - Fluxo de calor e suas parcelas para velocidade de corte de 100 m/min
 Fonte: Adaptado de Putz et. al. (2017, p.242).

A Figura 35 mostra que a temperatura alcançada durante as simulações e durante a usinagem foram próximas e com temperaturas da ordem de 140 °C para as condições de corte propostas.

No trabalho de Zhang, Zhang e Li (2017) foi desenvolvido um modelo para simulação 3D por elementos finitos utilizando o software ABAQUS no fresamento do aço AISI H13. Foram analisados como resultados os efeitos da velocidade de corte e do avanço por dente nas forças de corte e temperaturas geradas no processo de usinagem. Para o desenvolvimento do trabalho, primeiramente, a peça foi modelada no programa juntamente com as condições de contorno, depois o modelo foi validado através da comparação com resultados experimentais, e foi observado pelo autor que o modelo pode ser utilizado como ferramenta para simulação do fresamento de materiais como o AISI H13.

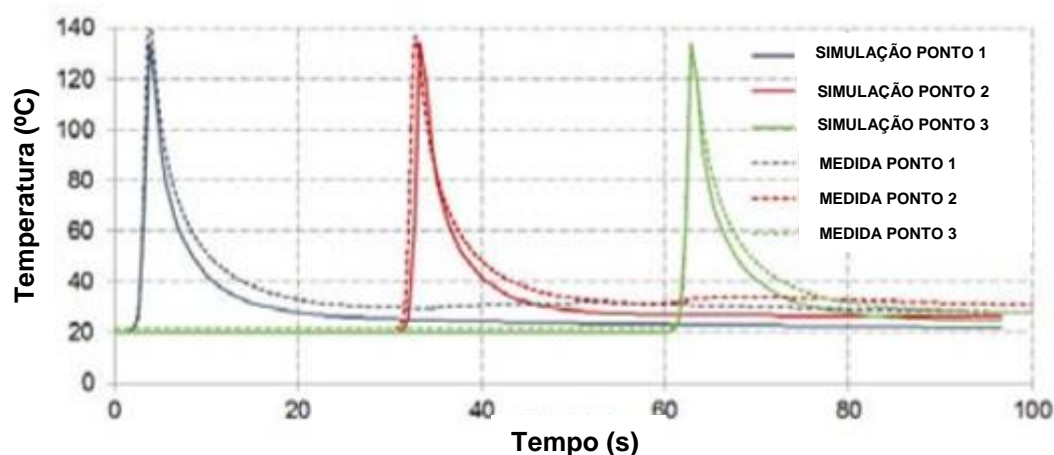


Figura 35 - Comparação da temperatura da peça
 Fonte: Adaptado de Putz et. al. (2017, p. 243)

A Tabela 6, faz o resumo dos principais resultados encontrados por Zhang, Zhang e Li (2017) para as velocidades de corte de 100 e 200 m/min.

Tabela 6 - Principais resultados encontrados em Zhang, Zhang e Li (2017)

	vc = 100 m/min	vc = 200 m/min
Fluxo de calor total com base nas análises	415,6 W	778,3 W
Fluxo de calor total com base em $W = \eta \cdot F \cdot v_c$	478 W	902,5 W
Fluxo de calor para ferramenta (Simulação)	39 W (9,4%)	78,1 W (10,0%)
Fluxo de calor para peça (simulação)	109,8 W (26,4%)	119,7 W (15,4%)
Fluxo de calor para cavaco (simulação)	266,8W (64,2 %)	580 W (74,6%)

Fonte: Adaptado de Zhang, Zhang e Li (2017).

2.8 Simulação numérica

Segundo Maliska (2013) para o desenvolvimento de um bom programa computacional de simulação numérica necessitam-se da harmonia entre o uso de ferramentas

computacionais disponíveis, estratégias para o desenvolvimento e depuração de erros de programação e a correta interpretação dos resultados. Outros autores como Chapra e Canale (1988) sugerem cinco passos para produzir um software de qualidade, como mostra a Figura 36.

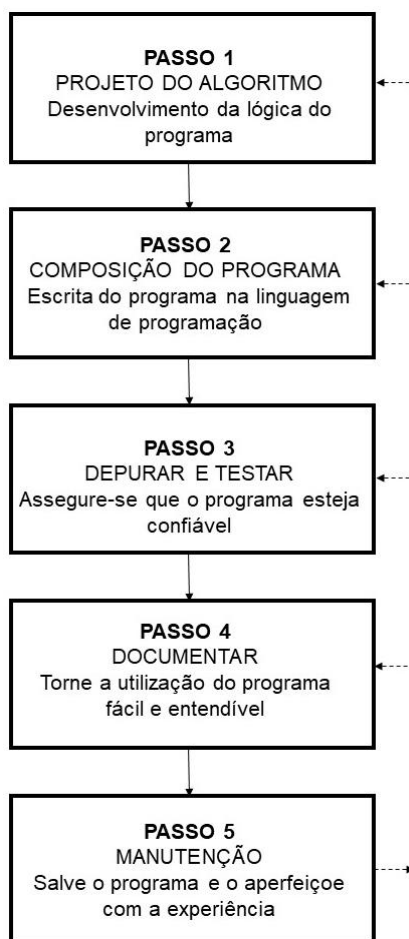


Figura 36 - Cinco passos requeridos para produzir um software de qualidade
Fonte: Adaptado de Chapra e Canale (1988)

Na Figura 36, as setas de retorno que saem do passo 5 indicam que os passos anteriores podem ser aperfeiçoados de acordo com a experiência. Segundo Idagawa (2013), os softwares computacionais atuam na fase apenas da resolução numérica do modelo, e ainda é dever do engenheiro distinguir corretamente as variáveis importantes para um projeto. O resultado final do modelo é muito dependente da alimentação do software requerendo, dessa forma, informações relevantes e precisas.

A maioria dos softwares comerciais apresenta código de programação fechado o que pode dificultar em estudos mais específicos, como a implementação e teste de métodos de resolução numérica. Desta maneira, torna-se relevante o desenvolvimento de softwares para

simulações em áreas específicas como na área térmica em usinagem. Estes softwares buscam através de diversas formas alcançar estimativas cada vez mais sólidas e que permitam auxiliar em novos estudos científicos e aperfeiçoamentos nos processos de fabricação disponíveis no mercado. Atualmente diversos tipos de resoluções numéricas disponíveis e linguagens computacionais são encontrados, podendo ser aplicados e combinados de formas diferentes. Como mencionado na parte introdutória deste trabalho, por meio de busca em vários autores, tanto em trabalhos no contexto de torneamento quanto para fresamento, nota-se que nos softwares a utilização do método de resolução inversa por Gauss-Newton para estimativas de fluxo de calor ainda é muito restrita. Nos trabalhos de Braghini (2002) e do próprio autor em Barrios (2013) este método foi implementado, apresentando resultados coerentes (BARRIOS, 2014) porém o foco estava em estimativas do fluxo de calor médio, desprezando a variação do fluxo de calor em função do deslocamento da ferramenta pelo tempo. Portanto, este trabalho foi desenvolvido com o objetivo de preencher esta lacuna através da implementação desta metodologia em um Simulador Térmico de Usinagem por Fresamento – STUF.

Em Braghini (2002) e Barrios (2013) foram desenvolvidos softwares para auxiliar na obtenção do fluxo de calor no processo de fresamento de topo em materiais para moldes e matrizes. Em Braghini (2002) o modelo térmico foi unidimensional com resolução direta analítica para estimativas do fluxo de calor médio por meio da curva da temperatura experimental obtida através de sensores no interior da peça em aço AISI H13. Em Barrios (2013) o modelo térmico foi tridimensional com resolução direta por volumes finitos para estimativas do fluxo médio através da curva da temperatura experimental obtida por sensores inseridos na peça em aço VP100.

A Figura 37, a seguir, mostra o procedimento utilizado na resolução inversa por Gauss Newton nos resultados de dois gráficos em Barrios (2013). A curva contínua foi obtida através do valor do fluxo de calor médio estimado pela resolução do problema inverso.

O fluxograma da resolução inversa para a determinação do fluxo de calor que foi aplicado no exemplo da Figura 37 é mostrado na Figura 38. No início da rotina computacional, há um valor arbitrário como valor inicial de fluxo de calor (q''), logo após, a resolução do problema direto é aplicado através dos volumes finitos para realizar a discretização do modelo térmico adotado. São obtidas como respostas da resolução do problema direto as temperaturas teóricas estimadas pelo valor do fluxo de calor inicial. Na resolução do problema inverso, tem-se a comparação entre a temperatura teórica estimada com a temperatura experimental, gerando dessa análise o termo de correção de um novo valor de fluxo de calor. Esse novo fluxo de calor, irá gerar uma nova curva de temperatura teórica, que será comparada novamente com a temperatura experimental. Esse ciclo termina quando o valor

de correção for menor do que 1, ou seja, quando fluxo de calor estimado anteriormente (q''_{ant}) for aproximadamente o mesmo valor do fluxo de calor atual estimado (q'').

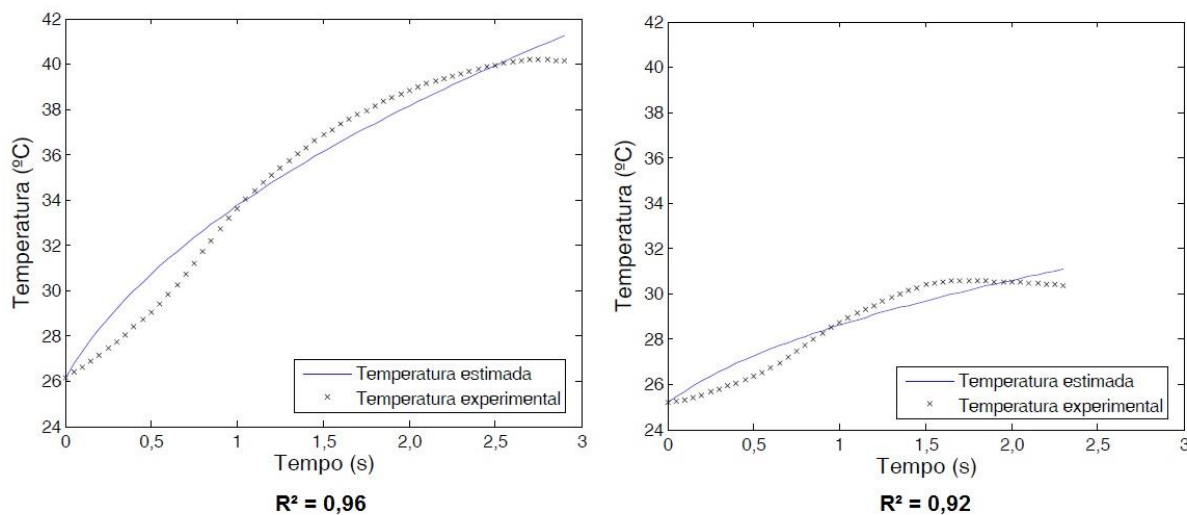


Figura 37 - Temperatura experimental para duas condições diferentes e temperaturas estimadas pela resolução do problema inverso
Fonte: Barrios (2013, p. 69).

Nas estimativas do fluxo de calor neste trabalho foi considerado os efeitos do deslocamento da ferramenta de corte em relação ao sensor de temperatura inserido na peça, e que não foi considerado em Braghini (2002) e Barrios (2013). Foi implementado uma estimativa do fluxo de calor em função do deslocamento da ferramenta a cada incremento de tempo (Δt) pré-estabelecido. Esta análise, através desta implementação, estará sensível ao fenômeno do aumento da taxa de temperatura em função do tempo quando a ferramenta estiver se deslocando para próximo do sensor de temperatura. Para alcançar este objetivo principal, um dos objetivos secundários é o desenvolvimento de Simulador Térmico de Usinagem por Fresamento (STUF) utilizando resolução inversa por Gauss-Newton. Os próximos capítulos mostrarão os passos para o desenvolvimento do STUF, a realização da análise paramétrica e os resultados das estimativas de fluxo de calor nos três estudos de caso propostos.

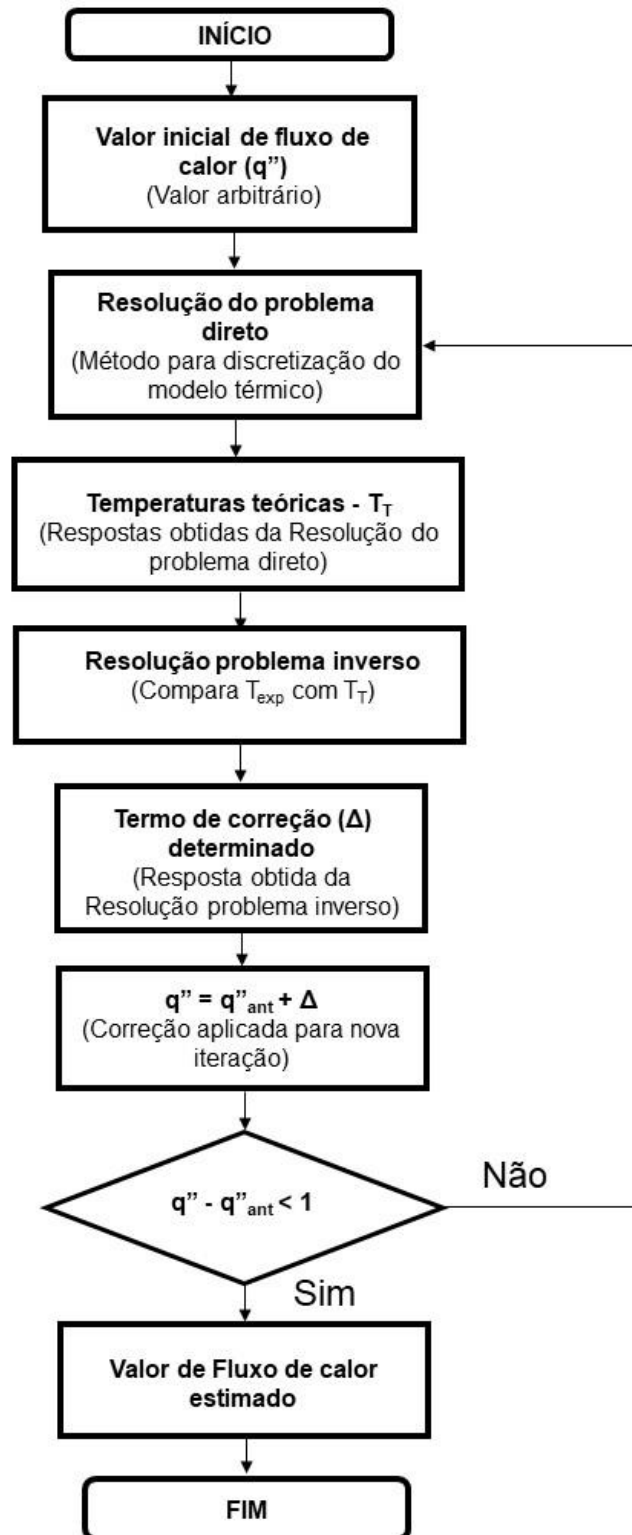


Figura 38 - Fluxograma para estimativas dos fluxos de calor
 Fonte: Adaptado de Barrios (2013)

3. DESENVOLVIMENTO DO SIMULADOR TÉRMICO DE USINAGEM POR FRESAMENTO - STUF

3.1 Metodologia geral para o desenvolvimento do STUF

O STUF utilizou-se de um método de resolução de problema inverso para as estimativas de fluxo de calor, o método Gauss-Newton. Para que este método fosse aplicado, foram necessários dados experimentais de temperatura para a alimentação do software. A avaliação do resultado do fluxo de calor estimado em função do tempo, pôde ser realizada por meio da comparação entre as temperaturas teóricas geradas com base no fluxo de calor estimado com as temperaturas experimentais medidas. Desta maneira, foram necessários o desenvolvimento de duas interfaces para o software: uma para estimativas do fluxo de calor, e outra para a geração das temperaturas teóricas com base no fluxo de calor gerado.

A Figura 39, a seguir, mostra o fluxograma resumido para o desenvolvimento do STUF. A interface 1 do STUF foi responsável pelas estimativas do fluxo de calor. Para estas estimativas foram necessários os dados de temperaturas experimentais dos ensaios de usinagem como: parâmetros de corte, propriedades do material da peça, dimensões da peça, posição do termopar, temperatura ambiente, entre outros. A interface 2 do STUF foi responsável pelas estimativas das temperaturas na peça. Para estas estimativas foram necessários os dados de fluxos de calor estimados anteriormente e dos dados de entrada como: número de volumes de controle e velocidade de corte.

Nos subtópicos a seguir serão expostos os conceitos gerais de cada item mostrado no fluxograma da Figura 39, seguindo a ordem: Ensaios experimentais, STUF (interface 1): estimativas de fluxo de calor, Banco de dados, Dados de entrada e STUF (interface 2): estimativas das temperaturas na peça.

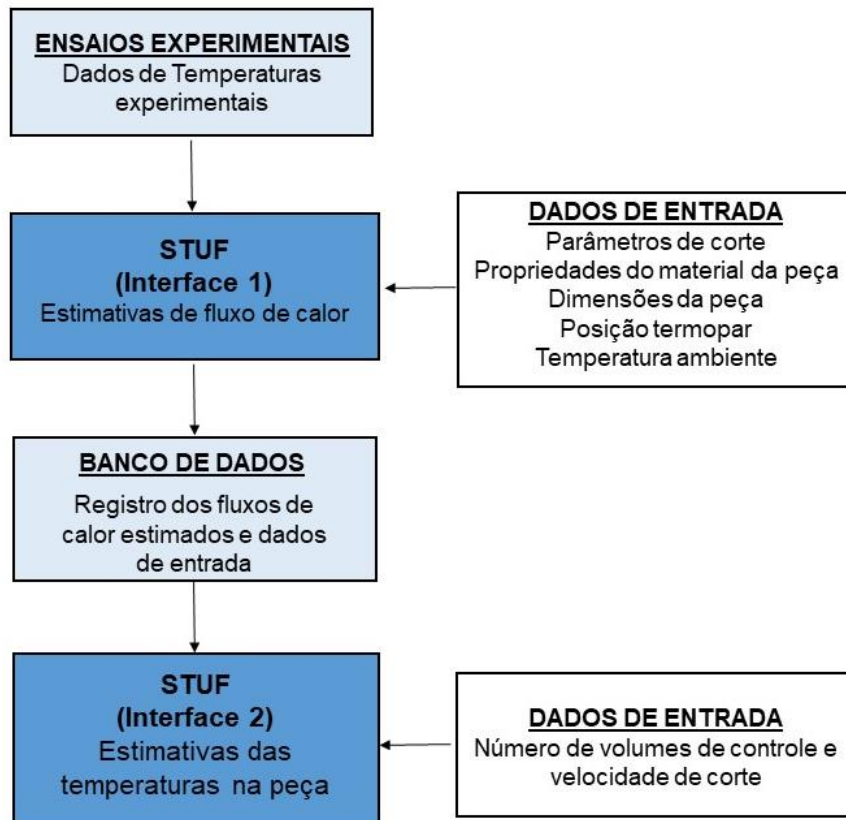


Figura 39 – Fluxograma resumido da aplicação do STUF nas análises térmicas através da Interface 1 e Interface 2
Fonte: Autoria própria.

3.1.1 Ensaios experimentais

Os ensaios experimentais consistem em adquirir os dados de temperaturas experimentais durante a usinagem. Desta maneira, foi selecionado o método da inserção de termopares que foram inseridos no corpo de prova para aquisição dos dados. Esse método foi escolhido devido a faixa de medição ser ampla, baixo custo de implementação e por serem utilizados em muitas aplicações (VIDAL, 2009).

O histórico da curva de temperatura em função do tempo foi utilizado como informação de entrada no STUF (interface 1) para obter os fluxos de calor durante o processo. Pela robustez, ampla utilização, e faixa de aplicação adequada para este trabalho, optou-se pela aplicação de termopares do tipo k.

3.1.2 STUF (Interface 1): estimativas de fluxo de calor

O algoritmo da interface 1 é mostrado na Figura 40. Inicia-se a Interface 1, e são requeridas as entradas para que as estimativas dos fluxos de calor sejam calculadas. As estimativas geram um histórico de fluxo de calor em função do tempo, e o fluxo de calor máximo pode ser determinado. Por fim, as informações de fluxo de calor, do ensaio e material, são registradas no banco de dados.

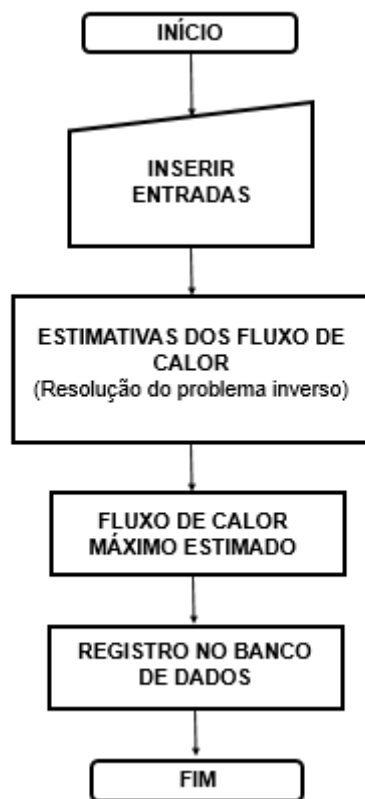


Figura 40 - Fluxograma da Interface I - Banco de dados
Fonte: Autoria própria.

O STUF (Interface 1) tem como função realizar estimativas do fluxo de calor através da informação do histórico da curva temperatura experimental em função do tempo. Para isto, foi aplicado o método de resolução do problema inverso, que consiste em obter a “Fonte” com base em resultados dos “Efeitos”. Neste caso, o fluxo de calor representa a Fonte e as temperaturas experimentais são os Efeitos. As magnitudes dos valores das temperaturas são diretamente proporcionais ao Fluxo de calor, segundo a Lei de Fourier da condução: Equação 22. Quanto maior for a variação de temperatura, maior será o fluxo de calor. A condutividade térmica é uma propriedade do material da peça.

$$q'' = -k \frac{\Delta T}{\Delta x} \quad (22)$$

Onde:

q'' : fluxo de calor na direção x (W/m²)

k: condutividade térmica (W/m.K)

Δx : comprimento do material na direção x (m).

ΔT : variação da temperatura (K).

Através do deslocamento da ferramenta de corte, a curva de temperatura em função do tempo apresenta um acréscimo mais rápido de temperatura quando a ferramenta estiver realizando o corte o mais próximo possível do sensor (termopar). Quando a ferramenta de corte estiver o mais próximo possível do termopar, a curva de temperatura experimental neste ponto apresentará uma maior inclinação devido existir uma maior taxa de temperatura pelo tempo (maior fluxo de calor), como visto na Equação 22.

A Figura 41 mostra o deslocamento da ferramenta de corte e a geração da curva de temperatura experimental em função do tempo. No ponto 1: a ferramenta de corte está se aproximando do sensor com uma determinada velocidade de avanço, no ponto 2, a ferramenta de corte está sobre o sensor e no ponto 3 a ferramenta de corte está se distanciando do sensor. No ponto 2, há uma maior taxa de aumento da temperatura se comparado aos outros dois pontos, 1 e 3. Neste ponto 2, é verificado uma maior inclinação da curva da temperatura do que as regiões 1 e 3. Esse fenômeno deve-se à aproximação da ferramenta de corte ao termopar, ou seja, devido ao deslocamento da ferramenta de corte em relação ao sensor.

Para que a estimativa do fluxo de calor considere o fenômeno do deslocamento da ferramenta de corte, estima-se um fluxo de calor para cada incremento de tempo, fazendo com que a cada novo ponto medido da temperatura experimental haja uma estimativa de fluxo de calor. Logo, este método possibilita-se uma melhor leitura do histórico do fluxo de calor registrado durante a usinagem. Através desse método, o fluxo estimado será máximo quando a ferramenta estiver o mais próximo possível do sensor (termopar). Além de permitir a obtenção do fluxo de calor máximo, permitirá salvar o histórico do fluxo de calor em função do tempo para cada curva de temperatura experimental obtida pelo termopar e não apenas de um único fluxo de calor médio.

Portanto, em resumo, os ensaios experimentais foram utilizados para obter as curvas de temperaturas em função do tempo. As curvas foram utilizadas como dados de entrada para a resolução do problema inverso e estimativas dos fluxos de calor através da interface 1. As estimativas do fluxo de calor foram salvas num banco de dados, para as estimativas de temperatura na interface 2.

O ambiente computacional para a criação da Interface 1 e 2 e a linguagem de programação neste trabalho foi o Matlab®.

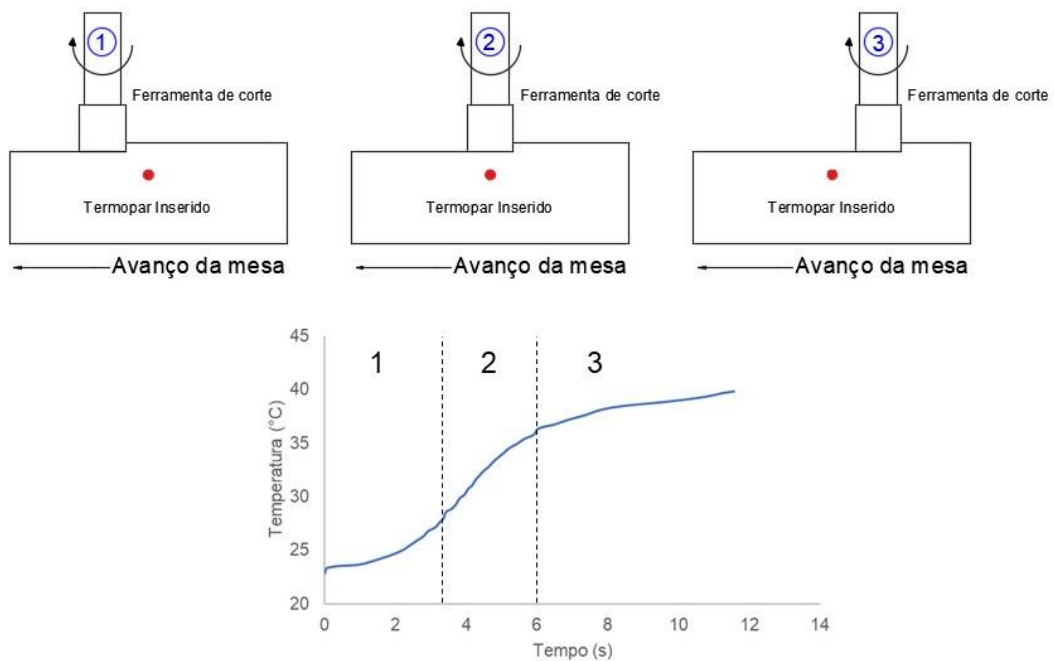


Figura 41 - Característica da curva da temperatura experimental em função do tempo de acordo com o deslocamento da ferramenta de corte. Ponto 1: ferramenta de corte aproximando do sensor: termopar; ponto 2: ferramenta de corte sobre o sensor: termopar e ponto 3: ferramenta de corte distanciando do sensor: termopar
Fonte: Autoria própria.

3.1.3 Banco de dados

O banco de dados tem a finalidade de gravar as informações de fluxo de calor dos resultados das estimativas realizadas pelo simulador. Essas informações são enviadas para o Excel® através da comunicação do software com o Matlab®. Após as estimativas no Matlab® os resultados são gravados no Excel e podem ser utilizados para obter informações de temperaturas na peça por meio do STUF (interface 2).

O banco de dados utilizando o Excel pode ser lido posteriormente na interface 2 das estimativas das temperaturas na peça. No Banco de dados também foram gravadas as

informações dos dados de entrada: parâmetros de corte, material da peça, dimensões da peça, incremento do tempo, temperatura ambiente e posição do termopar das estimativas.

3.1.4 Dados de entrada

Para as estimativas de fluxo de calor e das temperaturas na peça, os dados de entrada foram requeridos para iniciar o STUF (Interface 1 e 2). Os dados de entrada são inseridos na rotina computacional através das interfaces do STUF pelo usuário nas janelas vazias na inicialização do simulador.

3.1.5 STUF (Interface 2): estimativas das temperaturas na peça

As temperaturas geradas serão estimadas através da resolução do problema direto do modelo térmico. As hipóteses aplicadas no STUF (interface 2):

- a) Foi utilizado o método de Volumes Finitos para a resolução numérica do problema direto. Este método foi aplicado neste trabalho devido às vantagens da conservação das propriedades de cada volume de controle e pela capacidade de respostas robustas em problemas de difusão de calor.
- b) Foi aplicado o método de Gauss-Newton para a resolução do problema inverso, devido à simplicidade de implementação no programa computacional e por gerar boas estimativas.
- c) Assim que estimado o histórico de fluxo de calor em função do tempo durante a resolução do problema inverso, este dado foi aplicado, nas estimativas de temperatura gerada na peça.
- d) Os corpos de prova ensaiados foram confeccionados com as dimensões conforme o modelo térmico adotado.
- e) As propriedades térmicas como a condutividade térmica e calor específico foram consideradas constantes no material, ou seja, o material da peça foi considerado isotrópico.
- f) Na resolução numérica durante a resolução dos sistemas lineares, foi aplicado o método de TDMA, devido este método possuir a capacidade de acelerar a resolução dos sistemas lineares e economizar o tempo de iterações da rotina

computacional. Este fator representou um ganho considerável de tempo nas simulações.

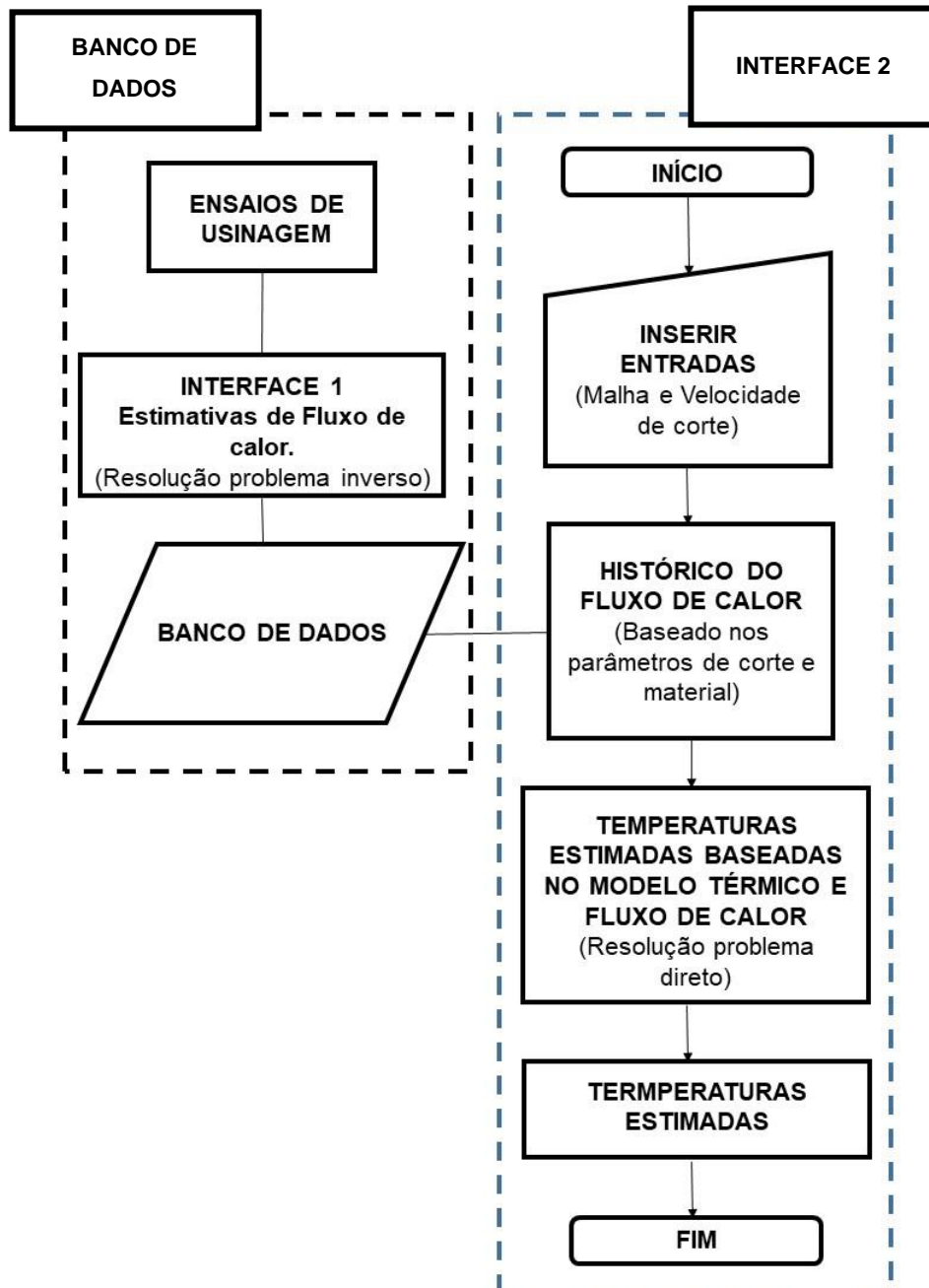


Figura 42 - Fluxograma da simulação na interface 2
 Fonte: Autoria própria.

3.1.6 Limitações do STUF

O STUF foi desenvolvido para gerar inicialmente estimativas de fluxo de calor para fresamento de topo e peças prismáticas. Essas limitações estão atreladas ao modelo térmico adotado neste trabalho. O modelo térmico será discutido no próximo item 3.2. Para que o STUF realize outras estimativas deve-se alterar o modelo térmico para atender a necessidade. A expansão do STUF para outros tipos de análises é uma das propostas de trabalhos futuros, item 7.6.

3.2 Modelo térmico

O modelo térmico é mostrado na Figura 43.

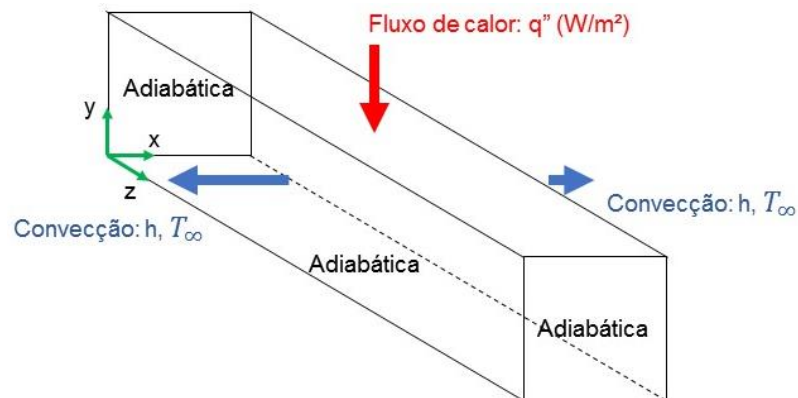


Figura 43 - Modelo térmico adotado para o problema
Fonte: Autoria própria.

Onde:

- q'' : fluxo de calor (W/m^2).
- h : coeficiente de transferência de calor por convecção (W/m^2K).
- T_∞ : temperatura ambiente (K).

A superfície superior possui fluxo de calor prescrito (q''), as duas superfícies laterais possuem troca de calor com o ambiente através da convecção (h, T_∞), e as demais faces são

consideradas adiabáticas. Foram apresentados neste tópico apenas as equações principais, portanto os detalhes do modelo térmico poderão ser consultados no Apêndice D. O modelo térmico baseia-se na equação da condução tridimensional transiente com interpolação para o tempo totalmente implícito com malhas estruturadas e análise através do conceito de tempo real. O modelo térmico desenvolvido tem objetivo descrever o comportamento térmico da peça durante o processo de usinagem.

Esta estratégia do modelo térmico foi adotada por ser adequada à utilização do método dos volumes finitos, quanto à geração da malha por volumes de controle prismáticos, como mostrado no Apêndice E. Para a usinagem, o modelo térmico é adequado ao processo de faceamento, que consiste em um fresamento de topo na superfície. Este tipo de usinagem gera um fluxo de calor na superfície que é transferido para a peça (q''). O modelo térmico considerou usinagem a seco, sem utilização de fluido de corte, o que ocasiona perda de calor pelas laterais do corpo de prova através da convecção (h, T_∞) devido ao ar que envolve a peça.

A equação da condução tridimensional baseado no modelo para um regime transiente é apresentada na Equação 25, a seguir. A temperatura é função das coordenadas x, y, z e do tempo.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (25)$$

Onde:

- T = temperatura da peça ($^{\circ}\text{C}$)
- t = tempo (s)
- k = condutividade térmica da peça (W/mK)
- c_p = calor específico da peça (J/kgK)
- ρ = massa específica do material (kg/m³)

A condição inicial adotada para a temperatura é indicada na Equação 26. A temperatura inicial, quando o tempo é igual a zero, é considerada como a temperatura ambiente. A peça antes do ensaio está em equilíbrio térmico com o ambiente e, dessa forma, possui a mesma temperatura.

$$T(x, y, z, 0) = T_{\infty} \quad (26)$$

Onde:

- $T(x, y, z, 0)$ = temperatura quando tempo é igual a 0 s ($^{\circ}\text{C}$).
- T_{∞} = Temperatura ambiente ($^{\circ}\text{C}$).

3.3 Resolução do problema direto.

A resolução do problema direto utilizou-se do método de volumes finitos. Para a discretização da equação governante, Equação 25, foi integrada espacialmente nas três direções e no tempo, mostrada na Equação 27 e Equação 28. Os índices e, w, n, s, t e b estão relacionados às superfícies do volume de controle elementar, respectivamente: leste, oeste, norte, sul, topo e base do volume de controle. A Equação 28 mostra o resultado para as integrais aplicadas utilizando para a interpolação do tempo a configuração totalmente implícita.

A função de interpolação para o tempo pode ter formulação explícita, implícita e totalmente implícita. Para os três tipos de formulação há uma conexão existente entre o ponto P e seus vizinhos, no instante atual de cálculo e no tempo anterior. Na formulação explícita todas as temperaturas vizinhas ao ponto P são avaliadas no instante anterior e já são conhecidas. A formulação explícita possui uma limitação no tamanho do intervalo de tempo. Na formulação implícita, utiliza-se de todos os vizinhos ao ponto P para o cálculo do fluxo difusivo. A formulação totalmente implícita, os valores das temperaturas que entram no cálculo do fluxo difusivo são iguais aos valores no fim do intervalo de tempo. A função de interpolação totalmente implícita é a mais empregada para resolver numericamente problemas de Mecânica dos Fluidos e Transferência de Calor.

$$\int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) dx dy dz dt + \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial y} \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right) dx dy dz dt + \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \frac{\partial}{\partial z} \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right) dx dy dz dt = \int_{t_0}^{t_1} \int_w^e \int_s^n \int_b^t \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} dx dy dz dt \quad (27)$$

$$\left[\left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_e - \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right)_w \right] \delta_y \delta_z + \left[\left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_n - \left(k \frac{\partial T}{\partial y} \right)_s \right] \delta_x \delta_z + \left[\left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)_t - \left(k \frac{\partial T}{\partial z} \right)_b \right] \delta_x \delta_y = \rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z \frac{(T^1 - T^0)}{\Delta t_i} \quad (28)$$

As variáveis δ_x , δ_y , δ_z , Δt_i , T^1 e T^0 são, respectivamente, o tamanho do volume de controle em x, o tamanho do volume de controle em y, o tamanho do volume de controle em z, o incremento do tempo, temperatura do corpo de prova no tempo com o incremento do tempo e a temperatura no tempo atual no corpo de prova.

A Equação 28 possui termos de fluxo de calor com derivada parcial da temperatura da peça pelo espaço e, por isso, ainda precisam ser aproximados. Esses termos de fluxo de calor possuem índices relacionados às faces do volume de controle: e, w, n, s, t e b; e estão relacionados com o tipo de mecanismo de transferência de calor presente nessas faces. Cada volume de controle do domínio foi avaliado segundo os mecanismos de transferência de calor que predominavam em cada uma das seis faces do volume de controle. Cada volume de controle foi analisado segundo um balanço de conservação de energia e, por isso, cada volume de controle possui uma equação característica.

Para a função de interpolação espacial para a temperatura, escolheu-se a função de diferenças centrais entre os pontos nodais, devido os efeitos serem difusivos.

3.4 Resolução do problema inverso

Para a resolução do problema inverso utilizou-se do método de Gauss-Newton para as estimativas dos fluxos de calor. A resolução do problema inverso é a responsável pelas estimativas dos fluxos de calor para a montagem do banco de dados. Esse método baseia-se na expansão da série de Taylor, avaliando-se as primeiras derivadas. A Equação 29 mostra o método de Gauss-Newton que foi utilizado na análise entre a temperatura teórica e a temperatura experimental, para as estimativas de fluxo de calor.

$$(J_T J) \Delta = -J_T (\overrightarrow{T_T} - \overrightarrow{T_{Exp}}) \quad (29)$$

Onde:

- J_T = Matriz jacobiana transposta.
- J = Matriz jacobiana.
- $\overrightarrow{T_T}$ = Temperaturas teóricas (°C).
- $\overrightarrow{T_{Exp}}$ = Temperaturas experimentais (°C).

- Δ = Termo de correção do fluxo de calor.

A matriz jacobiana é composta pelas derivadas parciais das temperaturas teóricas geradas pelo fluxo de calor que está sendo iterado.

A cada iteração da rotina computacional o termo de correção do fluxo de calor (Δ) é atualizado e corrige o valor do fluxo de calor, de forma que as temperaturas teóricas estejam mais próximas possíveis das temperaturas experimentais registradas.

As equações aplicadas no STUF foram mostradas tanto para a resolução do problema direto, quanto para a resolução do problema inverso. O próximo tópico abordará os métodos que foram aplicados na análise paramétrica. Essas análises paramétricas foram realizadas quando o desenvolvimento do STUF foi finalizado. As interfaces e o manual do STUF podem ser consultadas no apêndice C.

3.5 Análise Paramétrica

Assim que o STUF foi finalizado, foi aplicada uma análise paramétrica com o objetivo de conhecer os efeitos de algumas variáveis de entrada em relação às temperaturas na peça geradas durante as estimativas na interface 2. As variáveis de entrada que foram analisadas foram o coeficiente convectivo (h), o refino de malha, o passo do tempo (Δt), a temperatura ambiente (T_∞), parâmetro da geometria da peça e da temperatura experimental. A análise paramétrica consiste em alterar as variáveis de entrada e avaliar as respostas, nesse caso, as temperaturas geradas na peça.

Uma outra análise paramétrica, análise de Erro das estimativas de fluxo de calor e temperatura, também foi realizada na resolução do problema inverso utilizando o histórico de fluxo de calor estimado no STUF (interface 1 e 2). Nesta análise, foram impostas no STUF (interface 1) três tipos de sinais simulando as temperaturas experimentais, de forma que o STUF (interface 1), realizasse as estimativas do histórico de fluxo de calor. Esse histórico do fluxo de calor foi utilizado na interface 2 para realizar as estimativas de temperaturas na peça. Dessa forma, as temperaturas na peça geradas pelo STUF puderam ser comparadas com os sinais simulados de temperatura experimental de entrada, assim como os fluxos de calor de entrada com os estimados, computando-se os erros de estimativas.

3.5.1 Coeficiente Convectivo (h)

Para o coeficiente convectivo nas simulações, foram considerados os valores para uma convecção natural do ar. Para isto, a faixa de utilização do coeficiente analisado variou de 1 a 30 W/m²K. Os valores analisados de coeficiente seguiram a ordem: 1, 2, 3 ... 10, 20 e 30 (W/m²K). Foram analisadas as temperaturas máximas geradas para cada um dos valores de coeficiente convectivo.

Para esta análise os valores selecionados foram: uma malha de 1000 volumes de controle, Temperatura ambiente de 25 °C, condutividade térmica de 24 W/mK, uma peça com dimensões 20 x 20 x 100 mm, incremento do tempo de 0,05 segundo, e um fluxo de calor de 500 kW/m².

Os efeitos do coeficiente convectivo na temperatura máxima gerada são mostrados na Tabela 7. Houve uma variação total de apenas 0,15 % da temperatura máxima gerada entre o maior coeficiente convectivo de 30 W/m²K e o menor coeficiente de 1 W/m²K.

Tabela 7 - Resultados de temperaturas máximas geradas para cada coeficiente convectivo

Coeficiente convectivo (W/m ² K)	Temperaturas máximas geradas (°C)	Varição (%)
1	200,144	-
2	200,134	0,005
3	200,123	0,010
4	200,113	0,015
5	200,102	0,021
6	200,092	0,026
7	200,081	0,031
8	200,071	0,036
9	200,060	0,042
10	200,050	0,047
20	199,945	0,099
30	199,840	0,152

Fonte: Autoria própria.

A Figura 44 mostra o gráfico baseado na Tabela 7. Estes resultados mostram que para uma grande variação do coeficiente convectivo considerando o ar como elemento de resfriamento, 1 a 30 W/m²K, convecção do ar tem pouca influência sobre a temperatura máxima na peça. O pequeno valor do coeficiente de resfriamento do ar pode explicar este efeito. O coeficiente de transferência convectivo considerado para as estimativas do STUF nos Estudos de caso foi o valor de 10 W/m²K. Esse valor foi escolhido com base nas características do ensaio de usinagem realizado em um centro de usinagem que não possui corrente de ar, apresentando coeficientes convectivos baixos para o contexto. Os detalhes

dos ensaios de usinagem propostos por este trabalho serão apresentados no Estudo de caso 3.

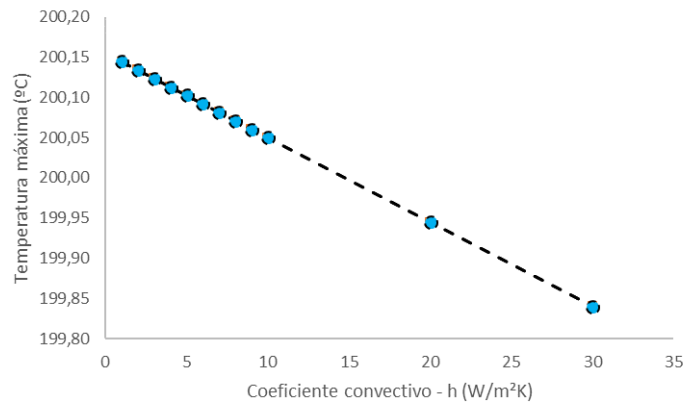


Figura 44 - Gráfico das temperaturas máximas instantâneas no tempo igual a 10 segundos
Fonte: Autoria própria.

A Figura 45 faz a relação entre o desvio padrão das temperaturas máximas a cada nível do coeficiente convectivo para cada passo do tempo. O gráfico mostra que o valor do desvio padrão apresenta um aumento a cada acréscimo do tempo, ou seja, há uma maior diferença entre as temperaturas máximas conforme o incremento do tempo. Isso mostra que não há uma variação linear entre as temperaturas máximas geradas para cada um dos coeficientes convectivos a cada incremento do tempo. Na Figura 45, o gráfico assemelha-se a uma exponencial, sendo que nos primeiros segundos, os resultados de temperatura máxima para todos os níveis de coeficiente convectivo são bem parecidos, porém tendem a aumentar a diferença quando o tempo é incrementado. Apesar do gráfico mostrar uma variação não linear, para os 10 segundos, o desvio padrão máximo alcançado foi, aproximadamente, de $\pm 0,09$ °C, o que representa um valor de variação baixo.

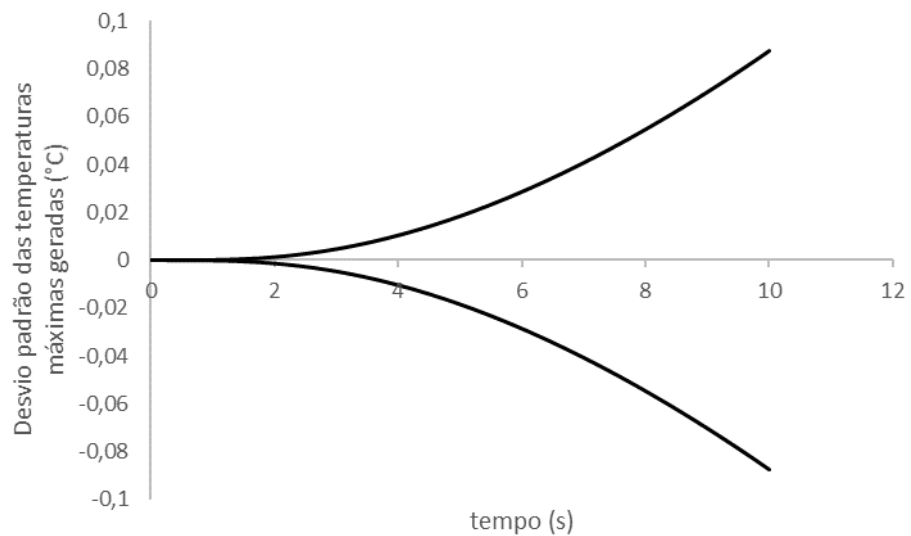


Figura 45 - desvio padrão dos resultados das temperaturas na faixa analisada de 1 a 30 W/m²K, durante o tempo de 10 segundos
Fonte: Autoria própria.

3.5.2 Refino de Malha

Para o refino de malha, foi utilizada a metodologia como mostra a Tabela 8. Esta análise variou os elementos de volume de controle nas três direções (x, y e z) do modelo adotado. Dessa forma a malha 3x3x3 consiste na divisão do modelo em 3 partes na direção x, 3 partes na direção y e 3 partes na direção z. A seção transversal (plano x-y), portanto, apresenta 9 volumes de controle, e como na direção z (comprimento do modelo), apresenta mais 3 divisões, tem-se 3 seções transversais com 9 volumes de controle, totalizando 27 volumes de controle. Desta maneira, houve o refino de malha até 70x70x70 totalizando 343000 volumes de controle.

Tabela 8 - Parâmetros adotados para o refino de malha

Malha	Número de volumes de controle	Elementos na matriz
3x3x3	27	7,29E+02
10x10x10	1000	1,00E+06
20x20x20	8000	6,40E+07
30x30x30	27000	7,29E+08
40x40x40	64000	4,10E+09
50x50x50	125000	1,56E+10
60x60x60	216000	4,67E+10
70x70x70	343000	1,18E+11

Fonte: Autoria própria.

Para esta análise foi utilizada uma Temperatura ambiente de 25 °C, condutividade térmica de 24 W/mK, uma peça com dimensões 20 x 20 x 100 mm, incremento do tempo de 0,05 segundo, coeficiente convectivo de 10 W/m²K e um fluxo de calor de 500 kW/m². Essas condições foram escolhidas com base nas características que serão utilizadas nos ensaios de usinagem.

Após esta análise, foi realizado também o refino de malha somente no comprimento da peça, eixo z da Figura 43, para avaliar a influência do refino nesta direção. Foram registradas as temperaturas máximas geradas na peça para um tempo de 5 segundos. Os parâmetros de entrada no STUF foram: fluxo de calor de 500 kW/m², incremento de tempo de 0,5 segundo, temperatura ambiente de 25 °C, e dimensão da peça de 20x20x100 mm.

A Figura 46 mostra os efeitos do refino de malha nas temperaturas geradas na peça. Observa-se que a partir do refino de malha de 40x40x40 há pouca diferença entre as temperaturas geradas no refino de malha.

As diferenças médias entre as curvas de temperatura são mostradas na Tabela 9. Existe uma diferença média em torno de 26% entre as temperaturas geradas da malha 3x3x3 para a malha 10x10x10. No próximo refino para malha 20x20x20 a diferença média diminui para 7% da malha 10x10x10. Nos outros dois próximos refinamentos para 30x30x30 e 40x40x40 as diferenças ficam em 2,4% e 1,2%, respectivamente.

Entre a malha de 40x40x40 para a malha de 50x50x50 há uma diferença média de 0,71 % entre as temperaturas geradas, uma diferença menor do que 1%, o que representa que entre a curva de temperatura da malha 40x40x40 e a curva de temperatura gerada pela curva de malha 50x50x50 são semelhantes. Dessa forma, a malha de 40x40x40, representa uma melhor escolha em relação a malha 50x50x50 e as demais, pois quanto mais refinada a malha o tempo de resolução computacional aumenta.

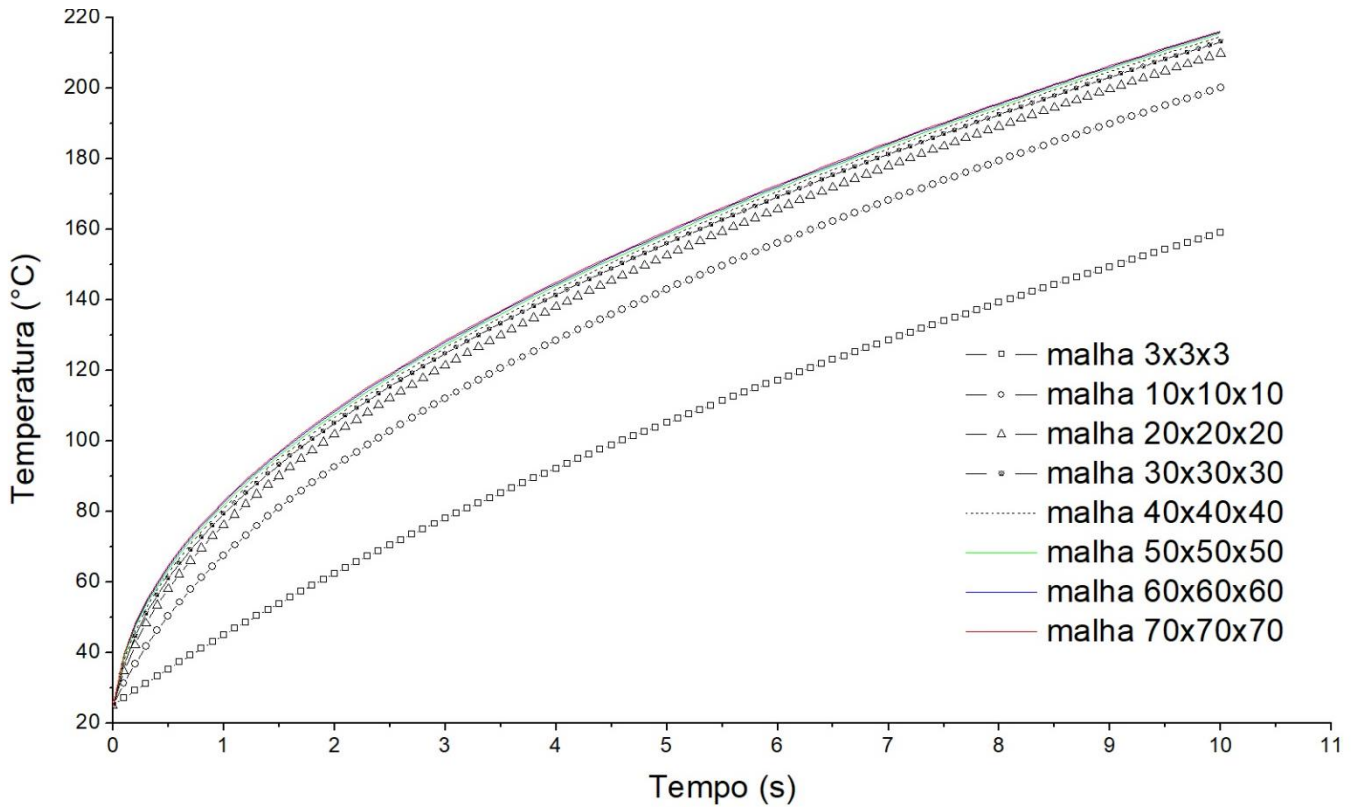


Figura 46 - Gráfico do efeito do refino da malha nas temperaturas geradas

Fonte: Autoria própria.

Tabela 9 – Valores de diferença média entre as curvas de temperatura.

Malha	Diferença média (%)	Incerteza média padrão
3x3x3	-	-
10x10x10	26,17	± 0,51
20x20x20	7,05	± 0,24
30x30x30	2,43	± 0,10
40x40x40	1,21	± 0,05
50x50x50	0,71	± 0,03
60x60x60	0,45	± 0,02
70x70x70	0,29	± 0,02

Fonte: Autoria própria.

Uma outra análise foi realizada para avaliar a influência do refino na direção z, comprimento da peça, através do refino de malha somente nesta direção. Foram analisadas as temperaturas máximas geradas na peça para um tempo de 5 segundos. Os parâmetros de entrada do programa foram: fluxo de calor de 500 kW/m², incremento de tempo de 0,5 segundo, temperatura ambiente de 25 °C, e dimensão da peça de 20x20x100 mm. A Tabela 10, mostra os resultados encontrados para o refino de malha no eixo z. Adotou-se um perfil para a seção transversal (plano x-y) da peça com uma malha de 70 x 70, e variou-se a malha em z.

Tabela 10 - Resultados das temperaturas máximas geradas pelo refino de malha no eixo Z

Tempo (s)	Temperaturas máximas geradas no Refino de malha no eixo Z (°C)							
	70x70x3	70x70x10	70x70x20	70x70x30	70x70x40	70x70x50	70x70x60	70x70x70
0	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00
0,5	60,83	60,82	60,82	60,82	60,81	60,81	60,81	60,81
1	80,09	80,08	80,08	80,08	80,08	80,08	80,07	80,07
1,5	94,56	94,55	94,55	94,54	94,54	94,54	94,54	94,53
2	106,61	106,60	106,60	106,60	106,59	106,59	106,59	106,58
2,5	117,15	117,14	117,14	117,13	117,13	117,13	117,12	117,11
3	126,63	126,62	126,62	126,61	126,61	126,60	126,60	126,59
3,5	135,31	135,30	135,30	135,30	135,29	135,28	135,28	135,27
4	143,37	143,36	143,36	143,35	143,35	143,34	143,33	143,32
4,5	150,92	150,91	150,91	150,90	150,90	150,89	150,88	150,86
5	158,05	158,04	158,03	158,03	158,02	158,01	158,00	157,98

Fonte: Autoria própria.

As temperaturas encontradas não apresentaram diferença significativa no refino de malha no comprimento. Entre a primeira malha 70x70x3 para a mais refinada 70x70x70 houve uma diferença de 0,04 % entre a temperatura máxima encontrada para o tempo de 5 segundos. Isso pode ser explicado devido o modelo térmico adotado ter duas extremidades adiabáticas no eixo em z, como já mostrado na Figura 43. Essas superfícies adiabáticas geram isotermas, linhas horizontais com a mesma temperatura nesta direção, não variando consideravelmente as respostas de temperatura.

Dessa forma, a malha escolhida para as análises foi a malha 40x40x3. Essa malha apresenta bons resultados e podem trazer a redução no tempo de rotina computacional, em relação a outras malhas mais refinadas e testadas neste tópico.

3.5.3 Passo do tempo (Δt)

O passo do tempo consiste no incremento do tempo a cada iteração da rotina computacional do STUF, devido o regime do modelo térmico ser transiente, ou seja, temperaturas variando em função do tempo.

A metodologia adotada para esta análise foi utilizar inicialmente um passo do tempo de $\Delta t = 0,05$ segundo, e na sequência variar este valor na seguinte sequência: $\Delta t = 0,1$ s, $\Delta t = 0,5$ s, $\Delta t = 1,0$ s e $\Delta t = 2,0$ s. Foi utilizado um tempo final de 10 segundos. A Tabela 11, resume a metodologia adotada.

Tabela 11 - Metodologia para análise paramétrica do passo do tempo.

Passo do tempo (s)	Tempo final(s)	Número de Iterações
0,05	10	200
0,1	10	100
0,5	10	20
1	10	10
2	10	5

Fonte: Autoria própria.

Para esta análise foi utilizada uma malha de 1000 elementos, temperatura ambiente de 25 °C, condutividade térmica de 24 W/mK, uma peça com dimensões 20 x 20 x 100 mm, coeficiente convectivo de 10 W/m²K e um fluxo de calor de 500 kW/m².

O efeito do passo do tempo nas temperaturas geradas na resolução direta é mostrado na Figura 47. Foram testados 5 passos de tempo: 0,05 s, 0,1 s, 0,5 s, 1 s e 2 s. O passo de tempo $\Delta t = 0,05$ segundo apresentou uma temperatura na peça, sensivelmente maior se comparada a temperatura para o passo de tempo de 2 segundos. Porém, não houve diferenças significativas.

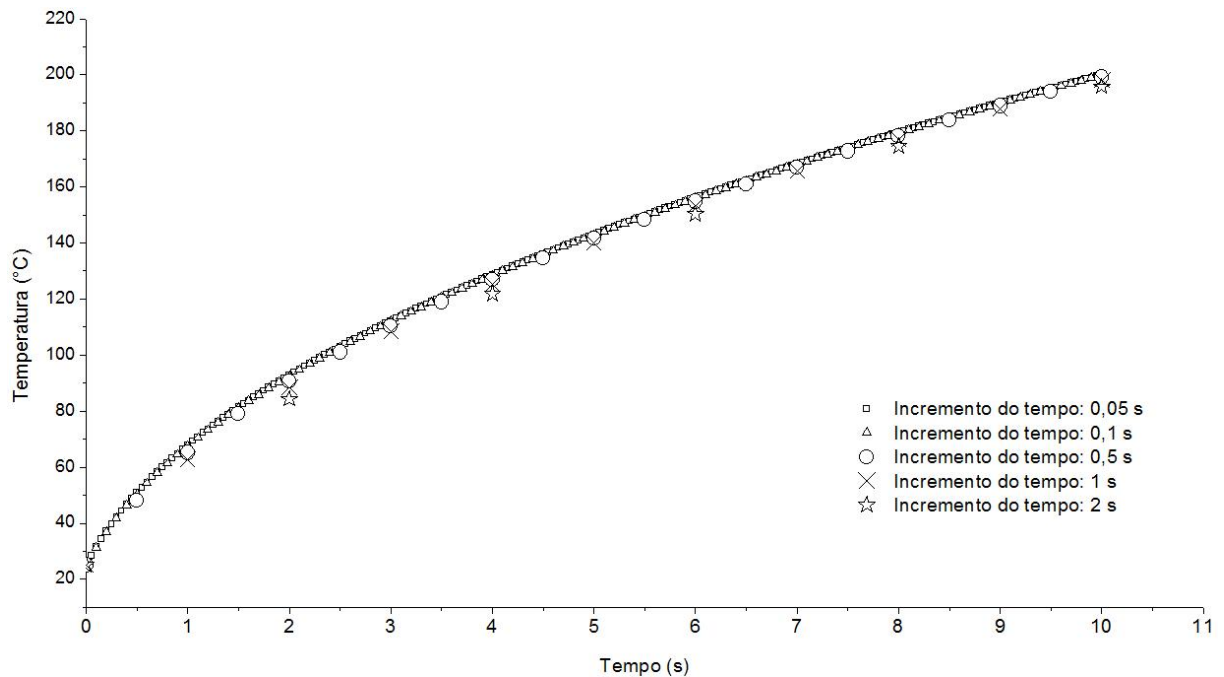


Figura 47 - Efeito do passo de incremento do tempo nas temperaturas geradas
 Fonte: Autoria própria.

Segundo a Figura 47, observa-se que há pouca variação nas temperaturas geradas através da variação do incremento do tempo. A Tabela 12 mostra a análise dos resultados obtidos. Houve uma diferença total de 2,11% na temperatura máxima gerada entre o incremento mínimo 0,05 segundo e o incremento máximo de 2 segundos.

Tabela 12 - Análise do incremento de tempo em relação as temperaturas máximas geradas na peça

Incremento do tempo (s)	Temperatura máxima gerada (°C)	Variação (%)
0,05	200,05	-
0,10	199,93	0,06
0,50	199,04	0,50
1,00	197,94	1,05
2,00	195,82	2,11

Fonte: Autoria própria.

Dessa forma, o incremento do tempo escolhido para as análises estará dentro da faixa entre 0,05 e 2 segundos. O passo de tempo ou intervalo de tempo escolhido será analisado na avaliação do erro de estimativa na resolução inversa em conjunto com as análises apresentados neste tópico. As análises realizadas neste tópico para o intervalo de tempo, foram para a resolução direta.

3.5.4 Geometria

Para analisar a influência do parâmetro da Geometria da peça, foi aplicado o método mostrada na Tabela 13. A seção transversal da peça (seção x-y) foi variada, e analisada a temperatura máxima alcançada na peça em cada dimensão. A seção transversal foi escolhida para esta análise devido ser a variável mais relevante para a variação da temperatura, com base no modelo térmico adotado. Como as extremidades da peça serem consideradas adiabáticas (sem fluxo de calor), na direção z, apenas a seção transversal x-y em comparação com a direção z, apresentará grande influência na temperatura.

A primeira análise paramétrica da geometria foi realizada para uma seção de 20 x 20 mm, ou seja, 20 mm na direção x e 20 mm na direção y, e assim seguiu-se até a seção de 100 x 100 mm.

Tabela 13 - Método para a análise paramétrica da Geometria

Geometria - seção transversal (mm)	Área - seção transversal (mm ²)
20 x 20	400
30 x 30	900
40 x 40	1600
50 x 50	2500
60 x 60	3600
70 x 70	4900
80 x 80	6400
90 x 90	8100
100 x 100	10000

Fonte: Autoria própria.

Para esta análise foi utilizada uma malha de 1000 elementos de volume de controle, Temperatura ambiente de 25 °C, condutividade térmica de 24 W/mK, uma peça com dimensões iniciais de 20 x 20 x 100 mm, coeficiente convectivo de 10 W/m²K, incremento do tempo de 0,1 segundo e um fluxo de calor de 500 kW/m².

A Figura 48 mostra os resultados obtidos para os valores de temperaturas máximas geradas em função do tempo.

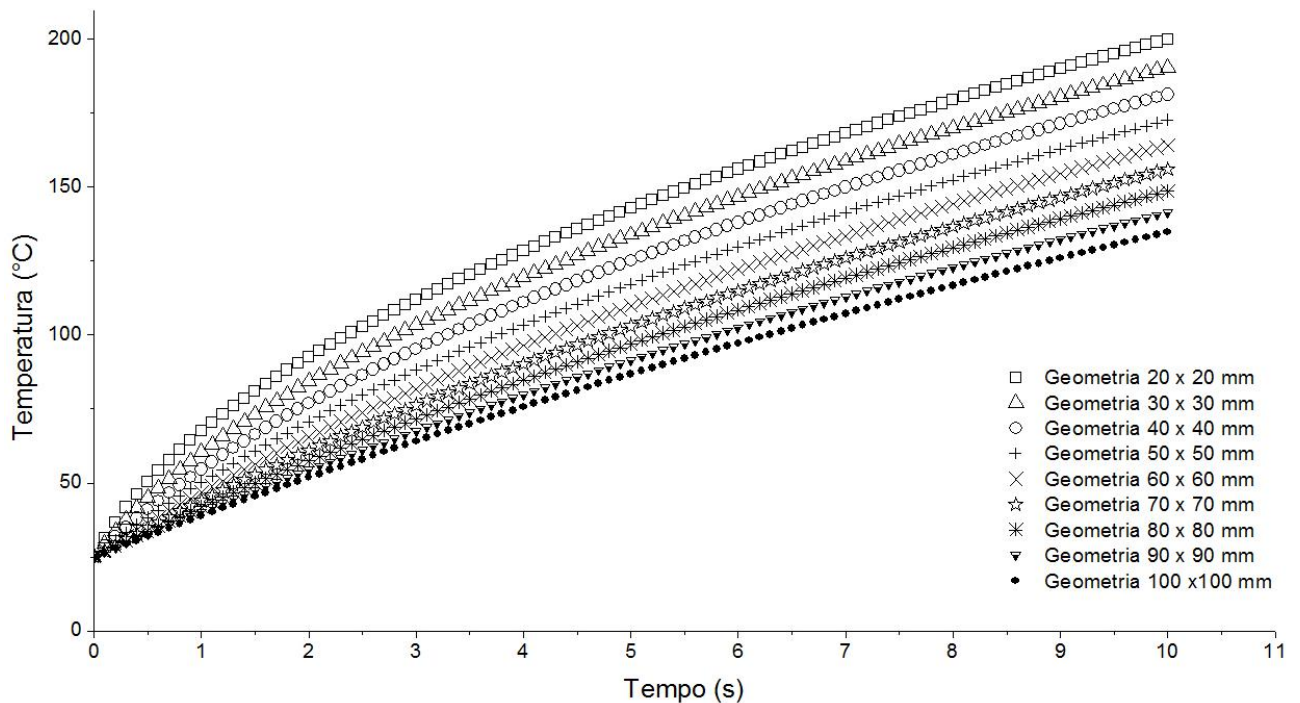


Figura 48 - Efeito da geometria, área transversal da peça, nas temperaturas máximas geradas em função do tempo

Fonte: Autoria própria.

Conforme a Figura 48, há um decréscimo da temperatura gerada em relação ao aumento da área transversal da peça. Quanto maior for a área transversal, menores serão as temperaturas máximas geradas na peça, devido a condução de calor ter um maior espaço para a dispersão do calor, assim como a convecção.

A Tabela 14 mostra os resultados da análise realizada para variação da Geometria. Os resultados mostram a porcentagem da variação para cada acréscimo da área da geometria. Com o aumento da Geometria de 20x20 mm para a geometria de 30x30 mm, houve um decréscimo da temperatura de, aproximadamente, de 5%. E a cada variação da geometria, a diferença se manteve como mostra a Figura 49.

Tabela 14 - Análise dos resultados da variação da geometria em relação a temperatura máxima gerada na peça

Geometria (mm)	Área (mm²)	Temperatura máxima gerada
20 x 20	400	199,94
30 x 30	900	190,36
40 x 40	1600	181,23
50 x 50	2500	172,45
60 x 60	3600	164,06
70 x 70	4900	156,07
80 x 80	6400	148,51
90 x 90	8100	141,41
100 x 100	10000	134,80

Fonte: Autoria própria.

A Figura 49, mostra um comportamento linear das temperaturas máximas na peça em função da redução da geometria.

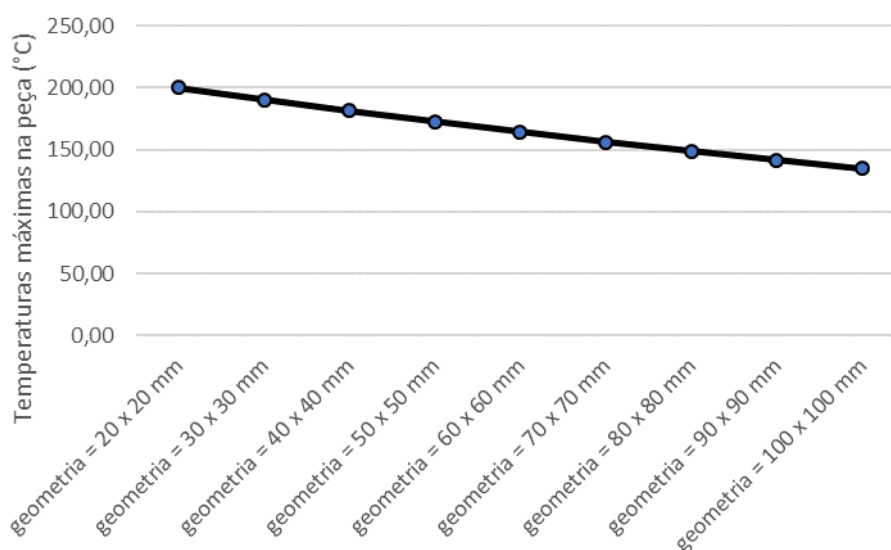


Figura 49 - Temperaturas máximas geradas na peça através da variação da geometria
Fonte: Autoria própria.

Com base nesses efeitos analisados, a geometria para os ensaios de usinagem pode influenciar a sensibilidade do sensor inserido na peça. Uma menor geometria aumenta a temperatura da peça em um menor tempo. Desta maneira, para que os sensores termopares fossem mais sensíveis ao aumento da temperatura na peça, utilizou-se uma geometria de 20x20 mm no corpo de prova deste trabalho, e um comprimento de 100 mm, de forma que a transferência de calor em x-y fosse mais relevante em comparação com a direção z.

3.5.5 Sinal de entrada

A análise paramétrica para o sinal de entrada consistiu em ter como entrada um sinal senoidal que pudesse variar a amplitude e o período do sinal, simulando uma temperatura gerada na peça durante a usinagem. Nos experimentos realizados com termopares, há uma curva semelhante com a curva senoidal. Há um aumento da temperatura no momento que a ferramenta está se aproximando do termopar inserido na peça, e um decréscimo da temperatura quando a ferramenta se distancia do mesmo.

Na resolução do problema inverso por Gauss-Newton, método adotado por este trabalho, as temperaturas teóricas são estimadas de acordo com as temperaturas experimentais e dessa forma são determinados os fluxos de calor. Nesta análise paramétrica, os sinais de entrada são os sinais senoidais simulando temperaturas experimentais, e as respostas do STUF são como as temperaturas teóricas e os fluxos de calor determinado.

As duas primeiras curvas T1 e T2 são mostradas na Figura 50. A curva T2 possui amplitude duas vezes maior que T1. As curvas foram escolhidas de forma que o ponto mínimo estivesse em 25 °C.

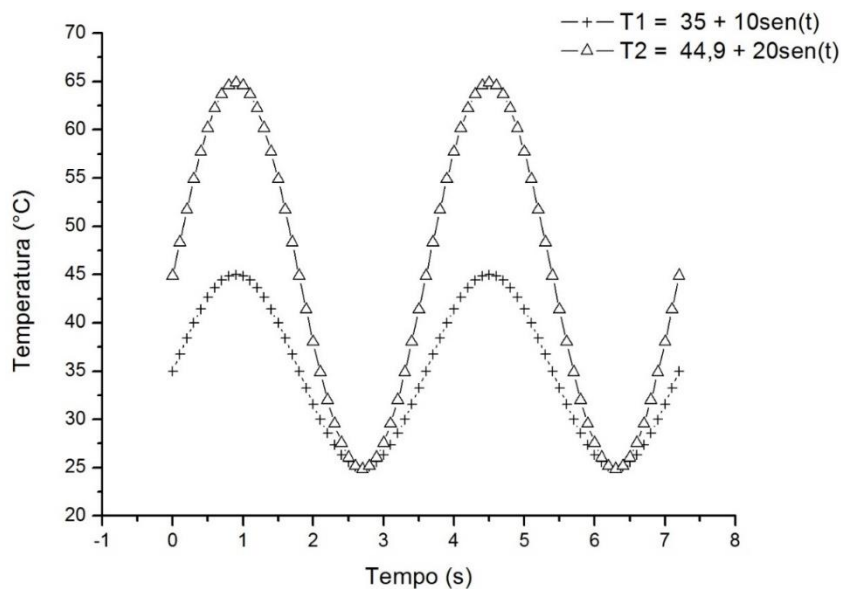


Figura 50 - Sinais de entrada para análise dos efeitos do sinal de entrada.
 Fonte: Autoria própria.

Os resultados das estimativas do fluxo de calor para as duas curvas de temperatura T1 e T2 são mostradas na Figura 51 e Figura 52, a seguir.

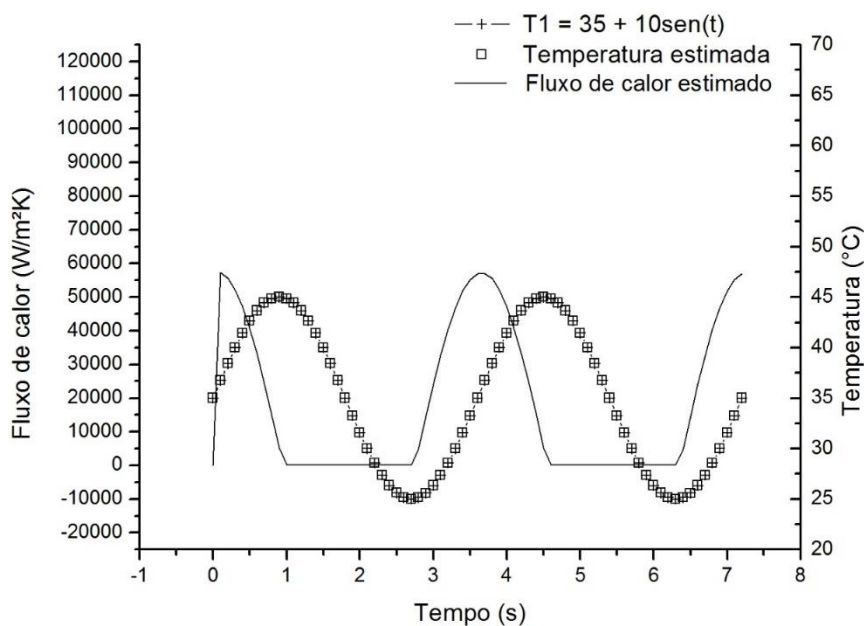


Figura 51 - Resultados para sinal senoidal T1
 Fonte: Autoria própria.

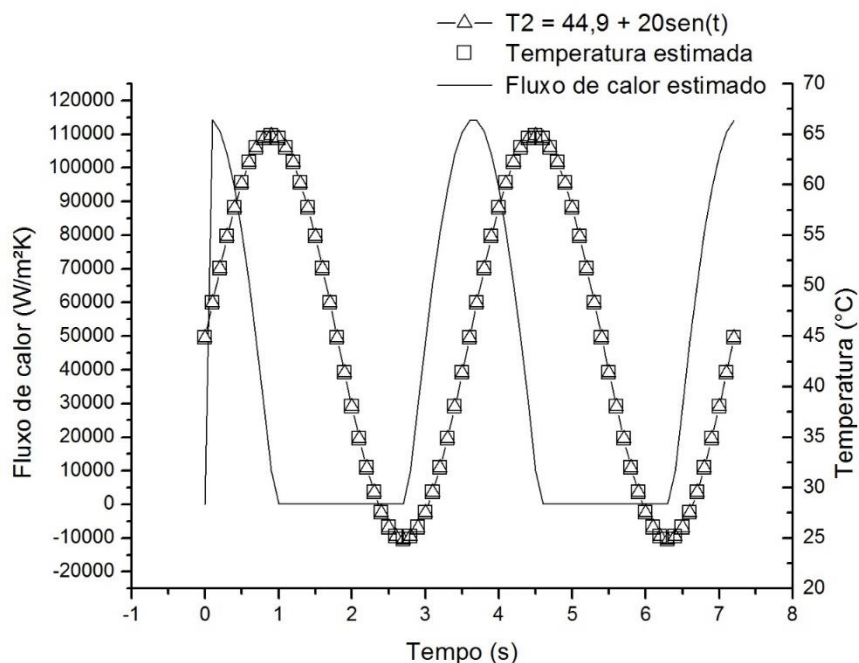


Figura 52 - Resultados para sinal senoidal T2
Fonte: Autoria própria.

Dois outros tipos de sinais de entrada T3 e T4 foram testados e são mostrados na Figura 53. Para esses sinais houve um aumento da frequência em duas vezes em relação as analisadas as anteriores.

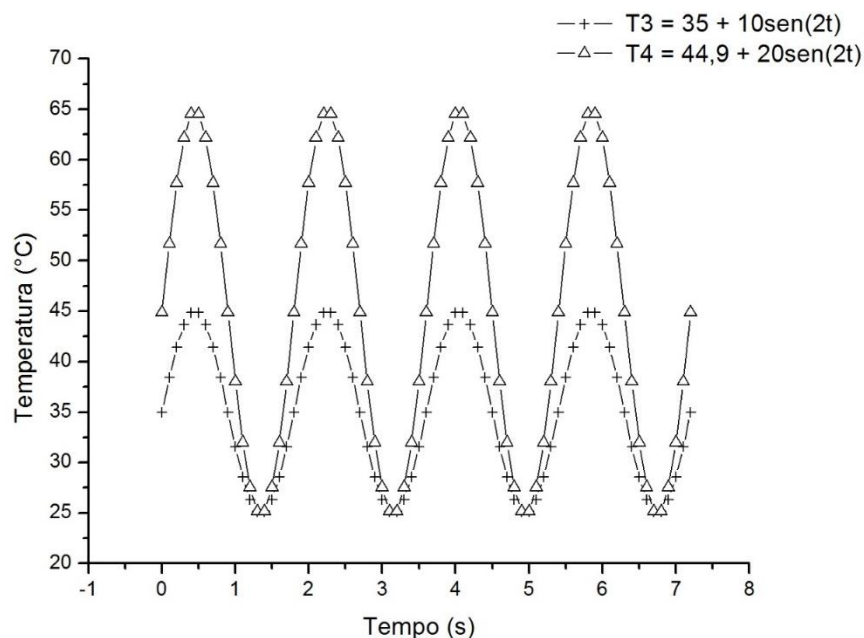


Figura 53 - Sinais de entrada para análise dos efeitos T3 e T4
Fonte: Autoria própria.

Os resultados das estimativas do fluxo de calor para as duas curvas da Figura 53, são mostradas na Figura 54 e Figura 55, a seguir.

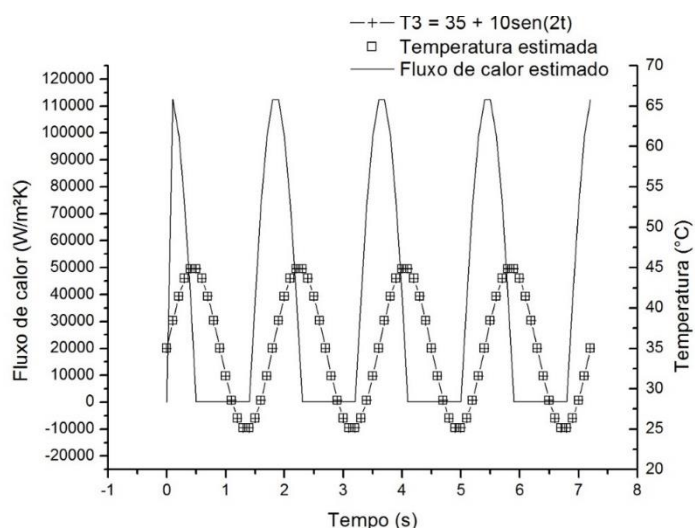


Figura 54 - Resultados para sinal senoidal de T3
 Fonte: Autoria própria.

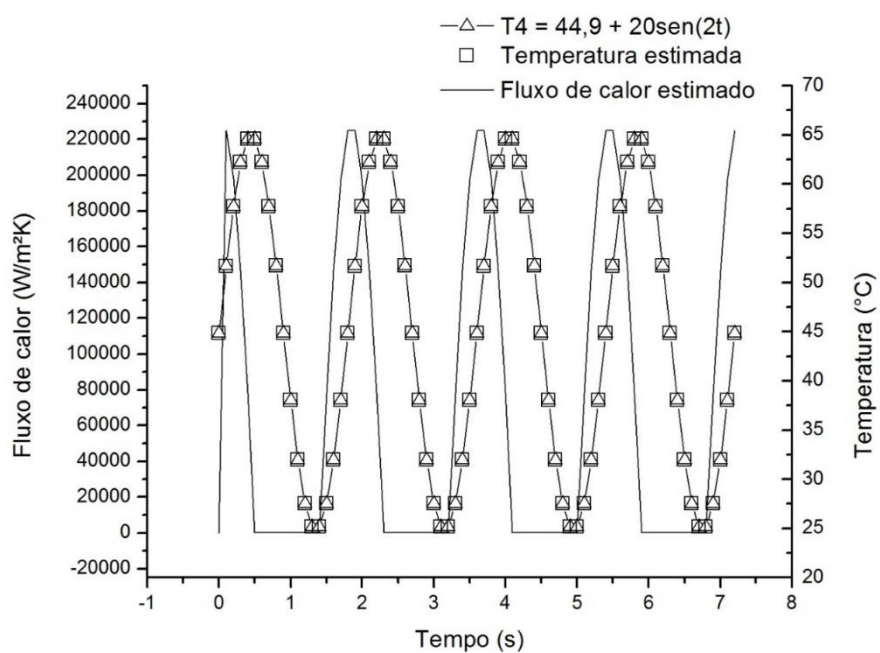


Figura 55 - Resultados para sinal senoidal T4
 Fonte: Autoria própria.

Dois últimos sinais de entrada T5 e T6 são mostrados na Figura 56. Houve um aumento de três vezes a frequência em relação à primeira análise da Figura 50.

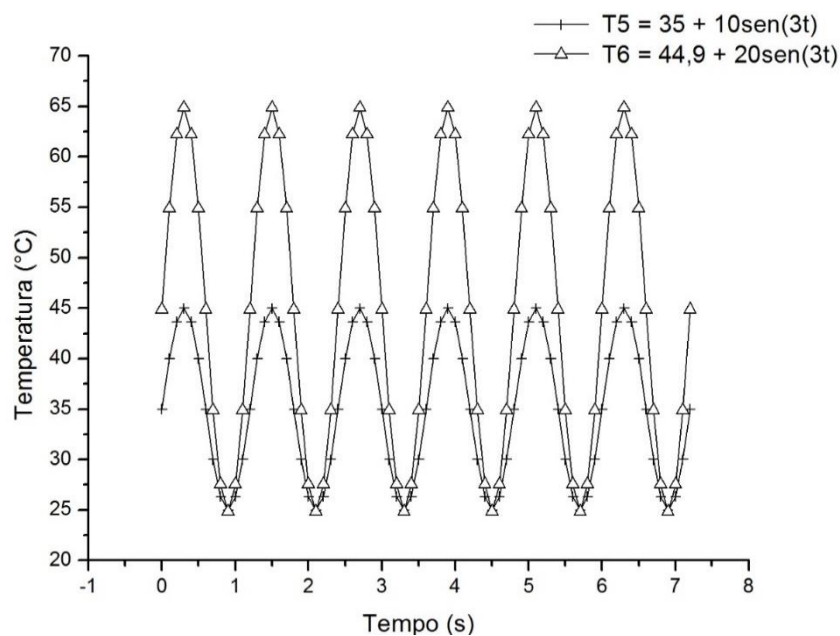


Figura 56 - Sinais de entrada para análise dos efeitos T5 e T6
Fonte: Autoria própria.

Os resultados das estimativas do fluxo de calor para as duas curvas da Figura 56 são mostradas na Figura 57 e Figura 58, a seguir.

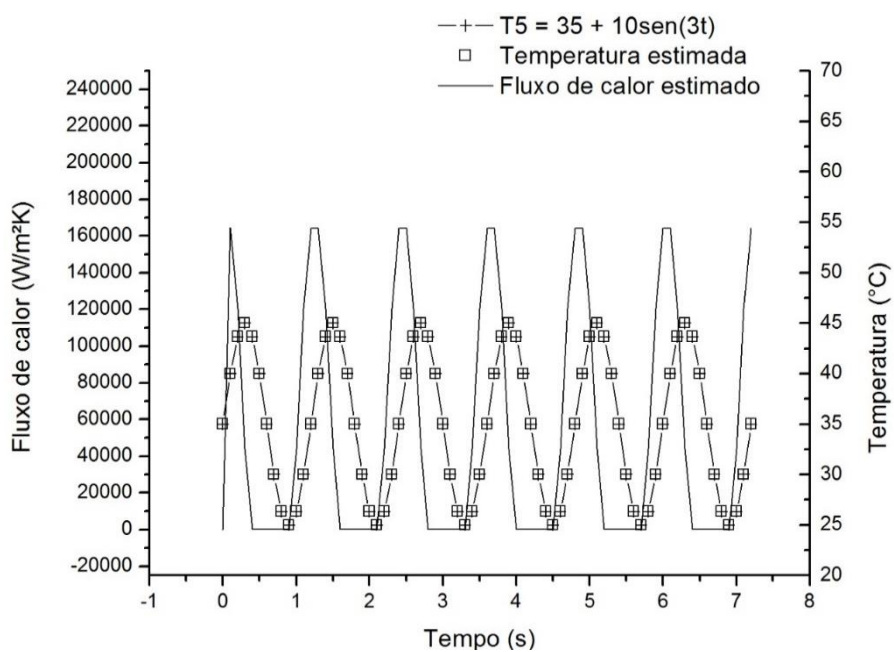


Figura 57 - Resultados para sinal senoidal T5
Fonte: Autoria própria

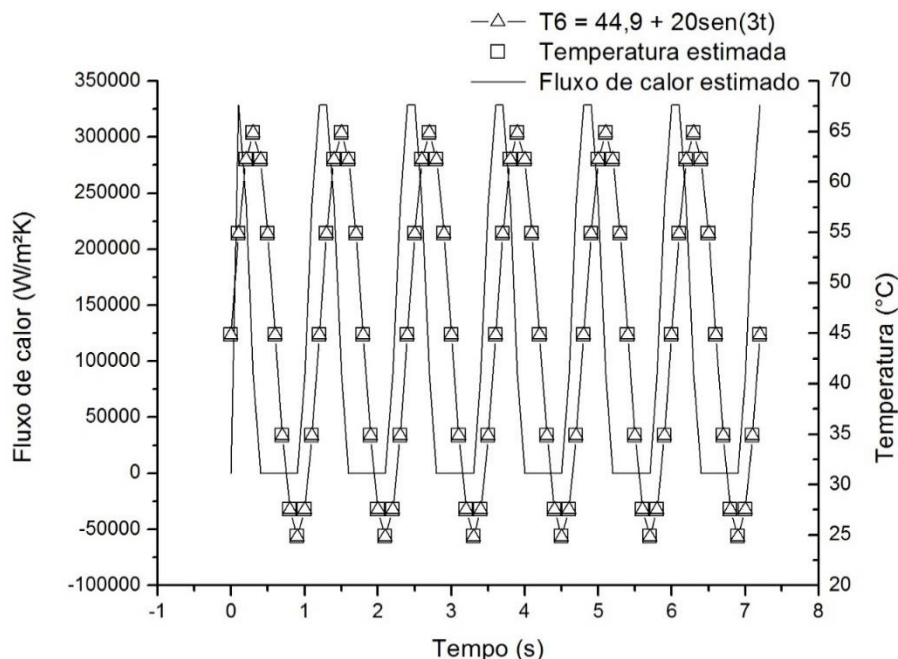


Figura 58 - Resultados para sinal senoidal T6
Fonte: Autoria própria.

Os resultados mostram que o ponto máximo do fluxo de calor estimado é determinado no ponto de subida do sinal de entrada e a curva de fluxo de calor começa a decrescer no ponto de inflexão da curva do sinal de entrada, quando a curva passa de uma concavidade para cima para uma concavidade para baixo. Quando o sinal de entrada começa a decrescer o fluxo de calor é praticamente nulo, como se não houvesse um fluxo de calor imposto na peça, fenômeno que ocorre quando a ferramenta de corte está longe do ponto de medida e ocorre o resfriamento. Nos gráficos simulados, com o aumento da frequência de sinal de entrada, houve, também um resultado com o mesmo aumento da frequência. O STUF foi sensível aos sinais de entrada gerando resultados coerentes. Esses resultados mostram o que pode ocorrer durante uma medida de temperatura através do termopar na peça, gerando uma curva de temperatura experimental aproximada a um sinal senoidal, e qual será o resultado da curva de estimativa de fluxo de calor.

O próximo tópico mostrará uma análise realizada para abordar os erros atrelados às estimativas em relação aos sinais de entrada. Foram determinados três tipos de sinais de entrada e realizadas duas análises. Uma primeira análise para os erros gerados para uma variação da amplitude de cada sinal, e uma análise realizada para os erros gerados no tempo de aplicação do sinal que está ligado também com o passo do tempo (Δt).

3.5.6 Análise de Erro da estimativa de fluxo de calor e temperatura

O método utilizado para a análise de erro das estimativas de fluxo de calor e temperatura foi comparar os resultados das estimativas de fluxo de calor e temperatura pelo STUF com os dados de sinal de entrada, através do coeficiente de determinação, método do R^2 , que mede a qualidade de ajuste do modelo e pode variar de 0 a 1. Quanto mais próximo de 1, melhor será o ajuste do modelo. Maiores detalhes do cálculo do coeficiente de determinação R^2 pode ser consultado no apêndice A.

Três tipos de sinal de entrada, simulando o fluxo de calor experimental na peça, foram aplicados: sinal retangular, sinal triangular e um sinal senoidal, como mostra a Figura 59.

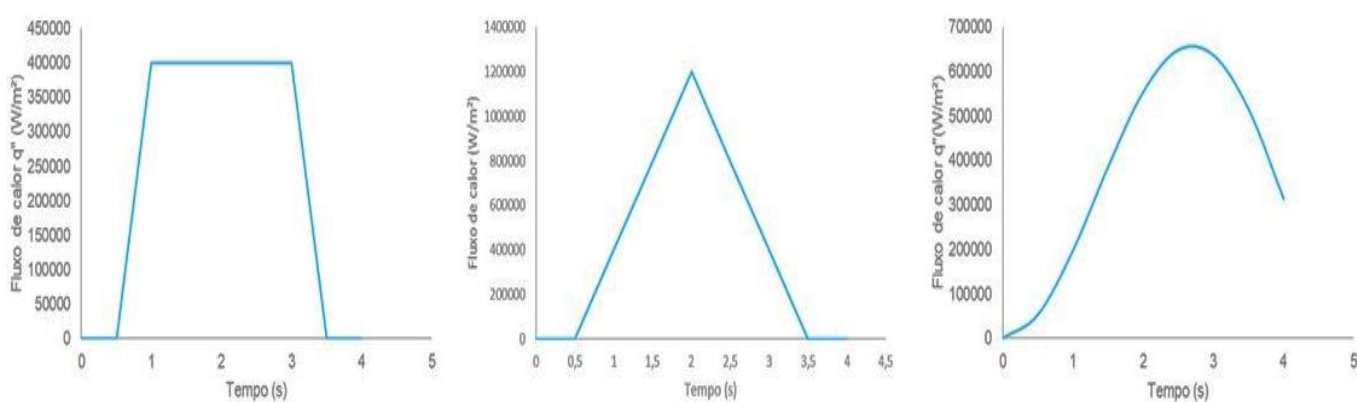


Figura 59 - Sinais de entrada que simularam um fluxo de calor experimental: sinal retangular, sinal triangular e sinal senoidal, respectivamente
Fonte: Autoria própria.

Os sinais de entrada simulam um fluxo de calor experimental aplicado na peça que, conseqüentemente, geram temperaturas experimentais como resultado. A Figura 60 mostra as temperaturas experimentais geradas para cada tipo de sinal de entrada de fluxo de calor experimental, temperatura do sinal retangular, temperatura do sinal triangular e temperatura do sinal senoidal, respectivamente. Esses sinais foram escolhidos com a finalidade de abranger os diversos tipos de possíveis de sinal de entrada que o STUF possa encontrar.

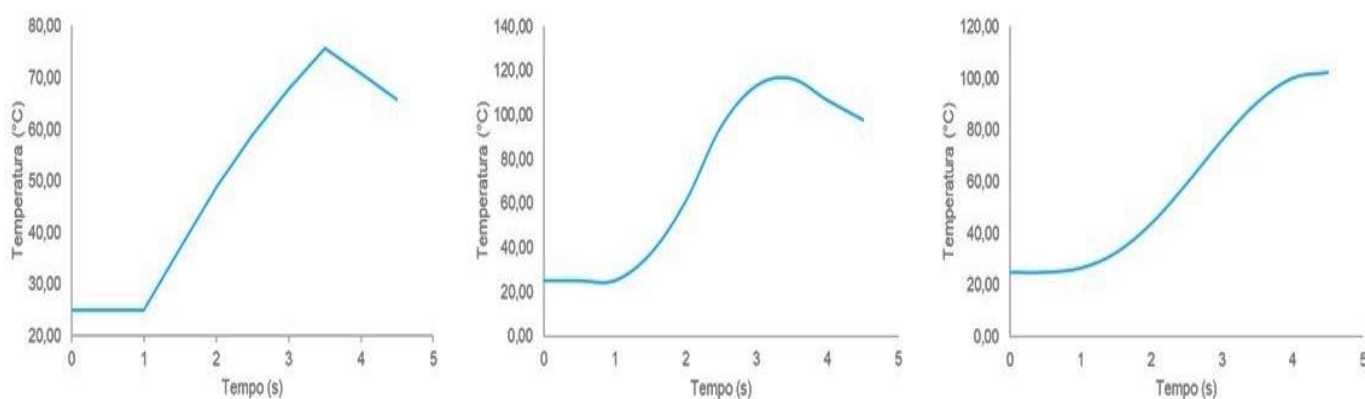


Figura 60 - Sinais de temperaturas experimentais gerados de cada curva de simulação de fluxo de calor experimental: sinal retangular, sinal triangular e sinal senoidal, respectivamente
Fonte: Autoria própria.

Através dos resultados de temperaturas experimentais (Figura 60), o STUF realiza as estimativas de fluxo de calor. E com base no histórico deste fluxo de calor estimado, as temperaturas podem ser obtidas.

No primeiro momento foi analisado o erro pela variação da amplitude para cada tipo de sinal de entrada. Uma segunda análise de erro foi realizada com base nos efeitos do tempo da aplicação do sinal de entrada. Para a variação do tempo de aplicação do sinal, foi alterado o intervalo de tempo (Δt) das estimativas. Foram avaliados quatro níveis de intervalos, sendo os níveis aumentados de duas vezes ao anterior. Os quatro níveis de intervalo de tempo foram: 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s.

Na Figura 61, é mostrada a variação de amplitude para o sinal retangular. Os valores máximos do sinal de fluxo de calor foram, respectivamente: 100 kW/m², 200 kW/m² e 400 kW/m².

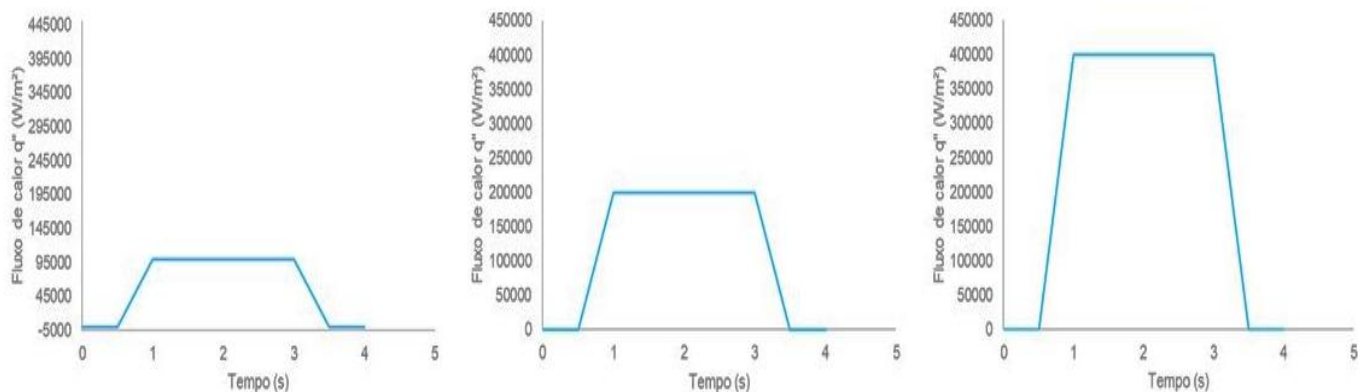


Figura 61 - Variação da amplitude do sinal retangular do fluxo de calor
Fonte: Autoria própria.

A Figura 62 mostra a alteração do tempo de aplicação do fluxo de calor para o sinal retangular. Os intervalos de tempo (Δt) foram, respectivamente: 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s.

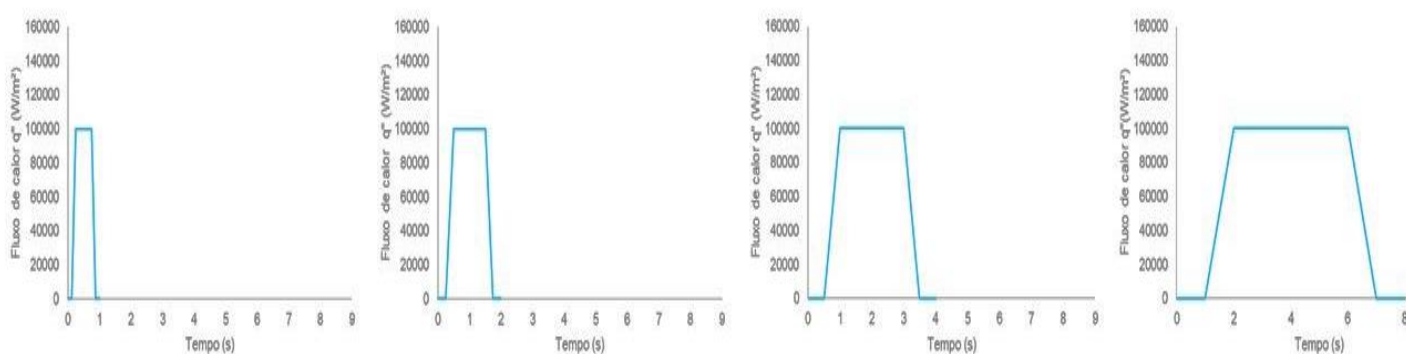


Figura 62 - Variação do tempo de aplicação do sinal retangular do fluxo de calor para $\Delta t = 0,125$ s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente
Fonte: Autoria própria.

A Figura 63 expõe os resultados para o sinal de entrada retangular com variação da amplitude em três níveis. Os resultados mostraram que mesmo com a variação da amplitude no sinal de entrada, o erro das estimativas de fluxo de calor e temperatura se manteve com a mesma proporção.

A estimativa do valor do fluxo de calor máximo comparado, com o valor máximo do sinal de entrada, apresentou uma diferença de 0,1 % para o gráfico de menor amplitude. O erro é maior no instante do tempo igual a 3 segundos, quando ocorre a retirada do fluxo de calor e a queda da temperatura na peça. A adequação da curva estimada para a curva experimental foi analisada conforme o parâmetro do R^2 . O R^2 obtido para os resultados de

fluxo de calor apresentou para todas as curvas um valor aproximado de 0,90, considerado uma boa adequação.

Para os resultados das curvas de temperatura, houve uma diferença de 12 % no gráfico da maior amplitude, entre a temperatura máxima estimada e a temperatura máxima experimental. Apesar de os gráficos de temperatura apresentar uma diferença maior entre os valores máximos estimados, houve um melhor ajuste entre os gráficos, com um valor aproximado de R^2 igual a 0,93.

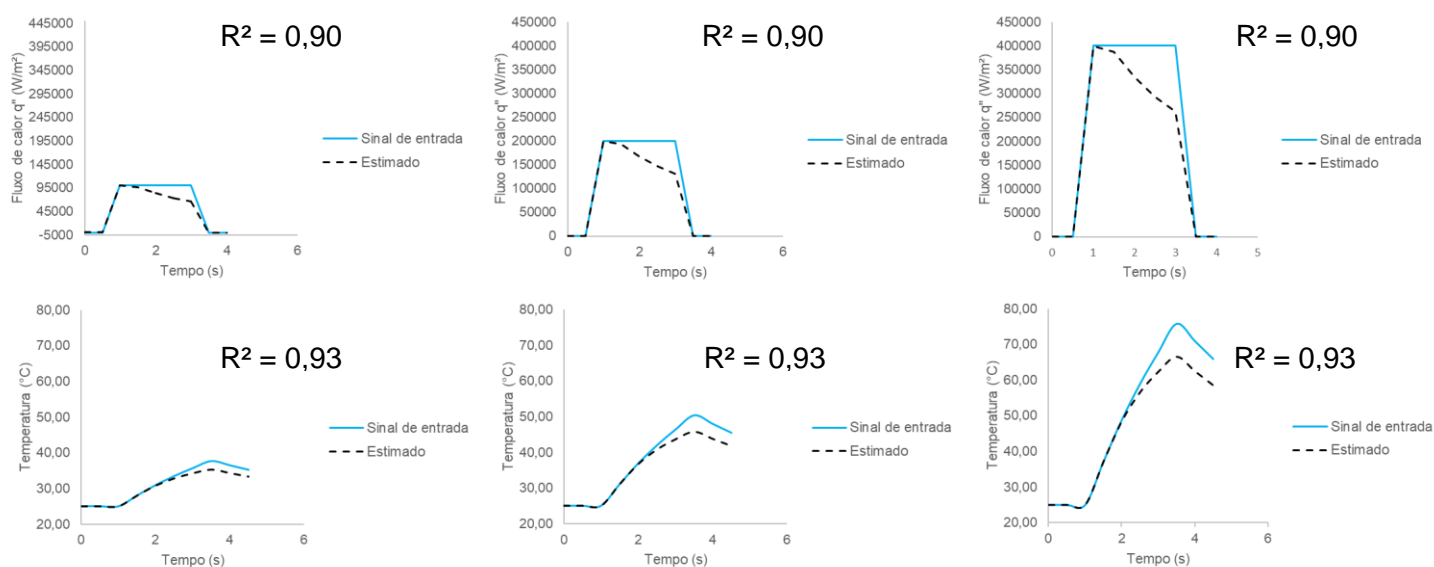


Figura 63 - Sinal de entrada Retangular e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude
Fonte: Autoria própria.

A Figura 64 mostra a variação de amplitude para o sinal triangular. Os valores máximos do sinal de fluxo de calor foram, respectivamente: 300 kW/m^2 , 600 kW/m^2 e 1200 kW/m^2 .

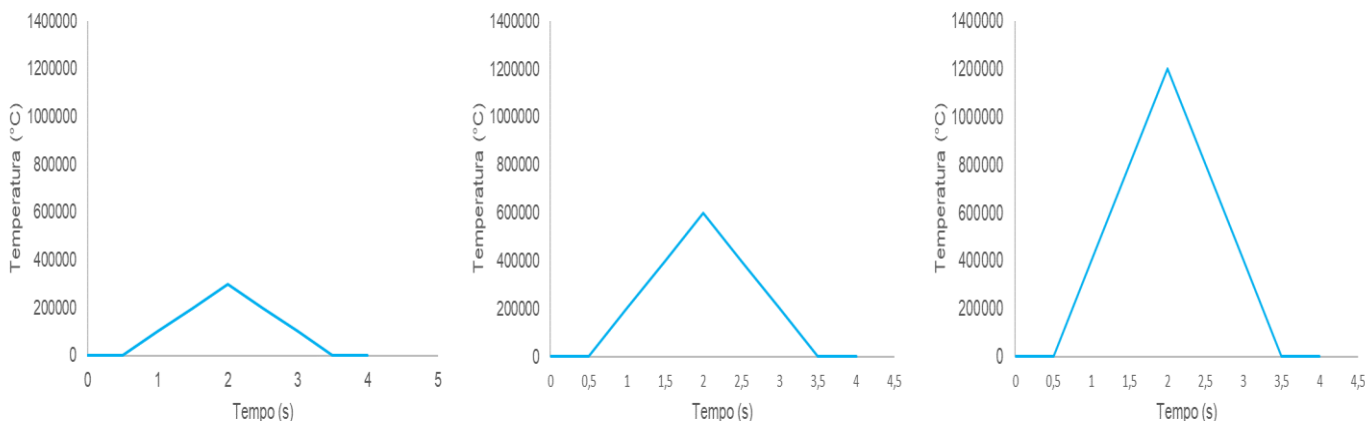


Figura 64 - Variação da amplitude do sinal triangular do fluxo de calor
Fonte: Autoria própria.

A Figura 65 mostra a alteração do tempo de aplicação do fluxo de calor para o sinal triangular. Os intervalos de tempo (Δt) foram, respectivamente: 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s.

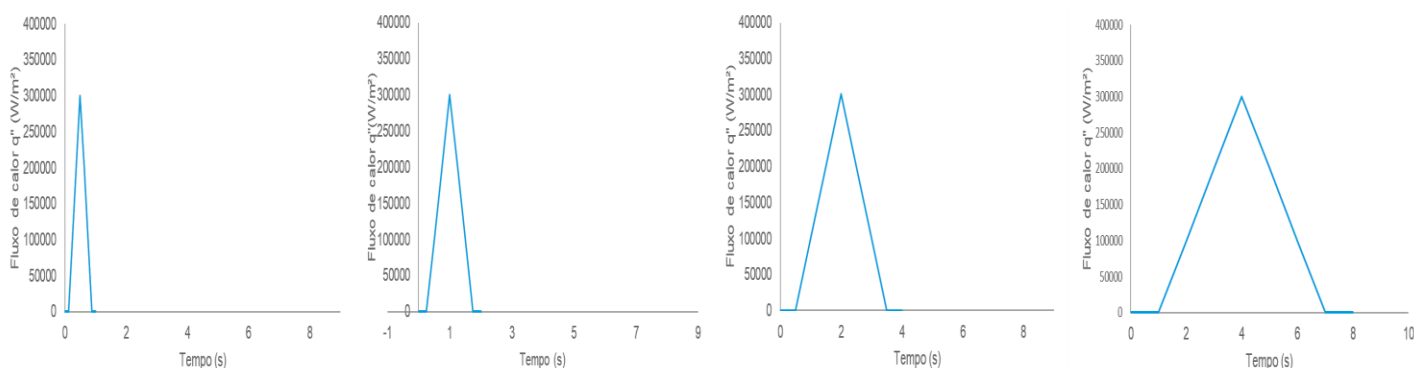


Figura 65 - Variação do tempo de aplicação do sinal triangular do fluxo de calor para $\Delta t = 0,125$ s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente
Fonte: Autoria própria.

A Figura 66 expõe os resultados para o sinal de entrada triangular com variação da amplitude em três níveis. Os resultados mostraram que a variação da amplitude no sinal de entrada, assim como na retangular, manteve-se uma mesma proporção do erro nas estimativas de fluxo de calor e temperatura.

A estimativa do fluxo de calor máximo apresentou um erro máximo de 7 % para o valor do fluxo de calor máximo experimental, em todas as curvas. O erro é maior no instante de descida da curva do fluxo de calor experimental. O R^2 calculado para os resultados de fluxo de calor apresentou para todas as curvas um valor aproximado de 0,92, representando um bom ajuste.

Para os resultados das curvas de temperatura, houve uma maior diferença entre a temperatura máxima estimada para a temperatura máxima experimental de 16%, para a curva de maior amplitude. Porém, os resultados mostram que houve melhor ajuste entre as curvas estimadas para a curvas experimentais, com um valor aproximado de R^2 de 0,95.

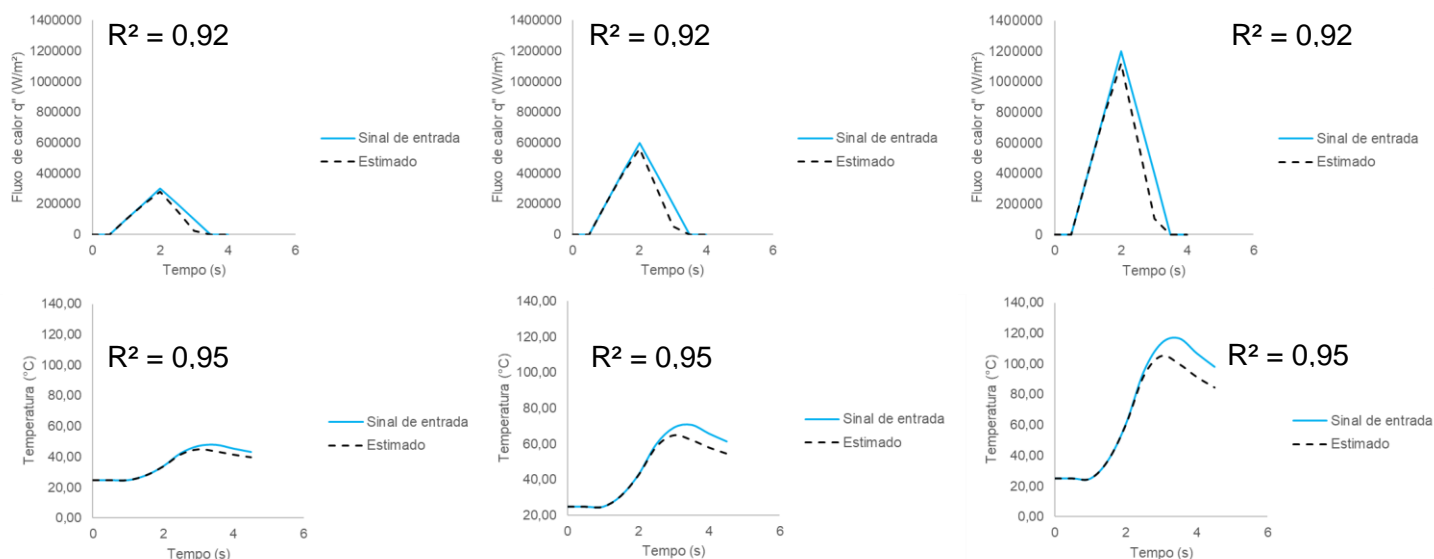


Figura 66 - Sinal de entrada Triangular e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude

Fonte: Autoria própria.

Na Figura 67, é mostrada a variação de amplitude para o sinal senoidal. Os valores máximos do sinal de fluxo de calor foram, respectivamente: 200 kW/m², 400 kW/m² e 649 kW/m².

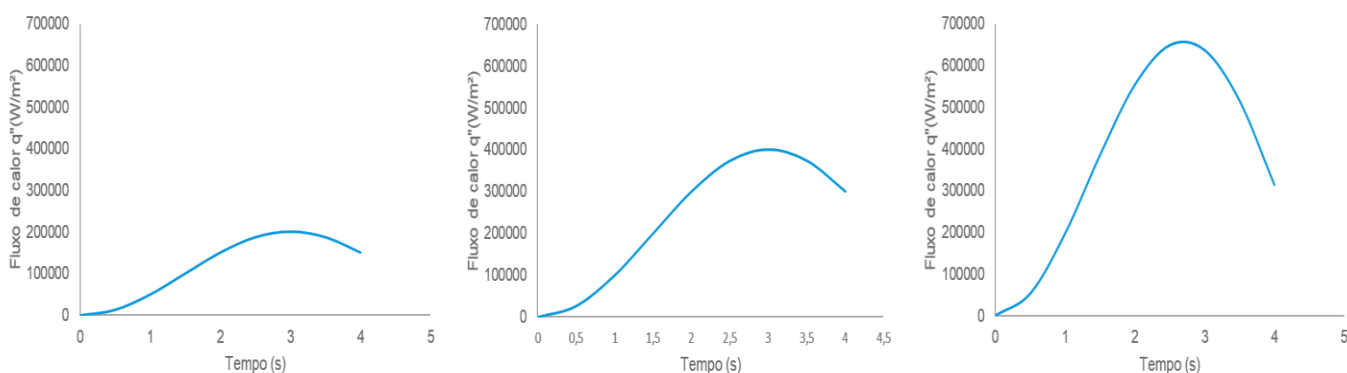


Figura 67 - Variação da amplitude do sinal senoidal do fluxo de calor

Fonte: Autoria própria.

A Figura 68 mostra a alteração do tempo de aplicação do fluxo de calor para o sinal senoidal. Os intervalos de tempo (Δt) foram, respectivamente: 0,125 s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s.

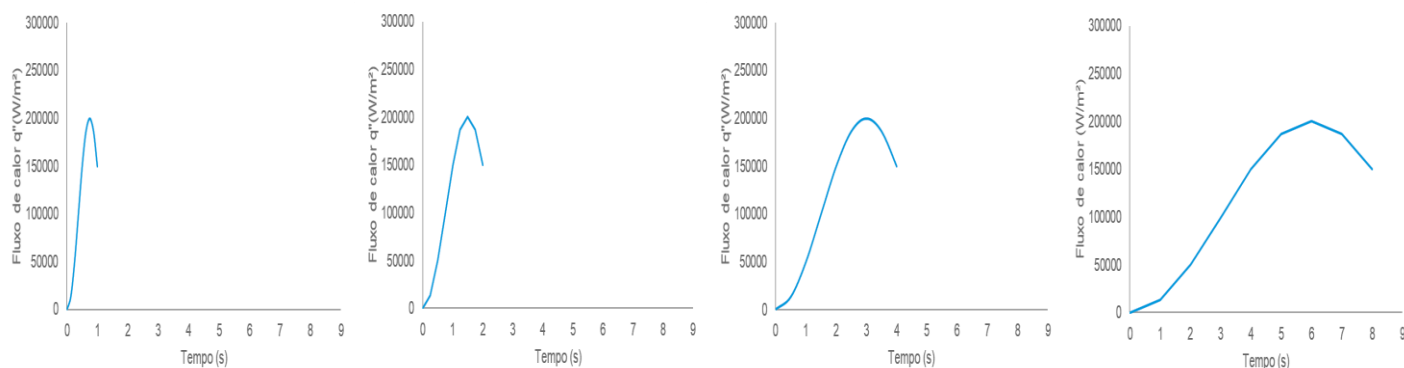


Figura 68 - Variação do tempo de aplicação do sinal senoidal do fluxo de calor para $\Delta t = 0,125$ s, 0,25 s, 0,5 s e 1 s, respectivamente
Fonte: Autoria própria.

A Figura 69 expõe os resultados para o sinal de entrada Senoidal com variação da amplitude em três níveis. Os resultados mostram que a variação da amplitude no sinal de entrada, assim como nos outros dois sinais, manteve a proporção do erro das estimativas de fluxo de calor e temperatura.

A estimativa do fluxo de calor máximo apresentou um erro máximo de 24 % para o valor do fluxo de calor máximo experimental, na curva de maior amplitude. O erro é maior no instante de descida da curva do fluxo de calor experimental. O R^2 calculado para os resultados de fluxo de calor apresentou para as duas primeiras curvas um valor aproximado de 0,77, enquanto para a última curva de 0,72, representando um ajuste aceitável.

Para os resultados das curvas de temperatura, houve uma maior diferença entre a temperatura máxima estimada para a temperatura máxima experimental de 20%, para a curva de maior amplitude. A adequação entre as curvas estimadas para as duas primeiras curvas experimentais em relação às estimadas apresentou um valor aproximado de R^2 de 0,94 e para a curva com maior amplitude um R^2 de 0,92. Essa diferença pode ser explicada pela curva de maior amplitude alcançar o ponto de descida do sinal senoidal, apresentando dessa forma uma alteração na estimativa em relação às outras duas curvas.

Desta maneira, nota-se que o erro em cada tipo de sinal não aumenta consideravelmente com a amplitude do sinal, mantendo a proporção em cada análise. Porém, em relação ao erro entre os sinais testados, o sinal senoidal foi o que mostrou um erro maior

da estimativa do fluxo máximo e da temperatura máxima, devido a natureza do sinal possuir maior variação dos valores a serem estimados em relação com o tempo. Entretanto, apesar de o sinal senoidal apresentar um maior erro do valor máximo do fluxo e temperatura, houve um bom ajuste da curva estimada com a curva experimental. Desta maneira, como as curvas experimentais assemelham-se às curvas senoidais testadas neste tópico, o STUF pode apresentar resultados coerentes.

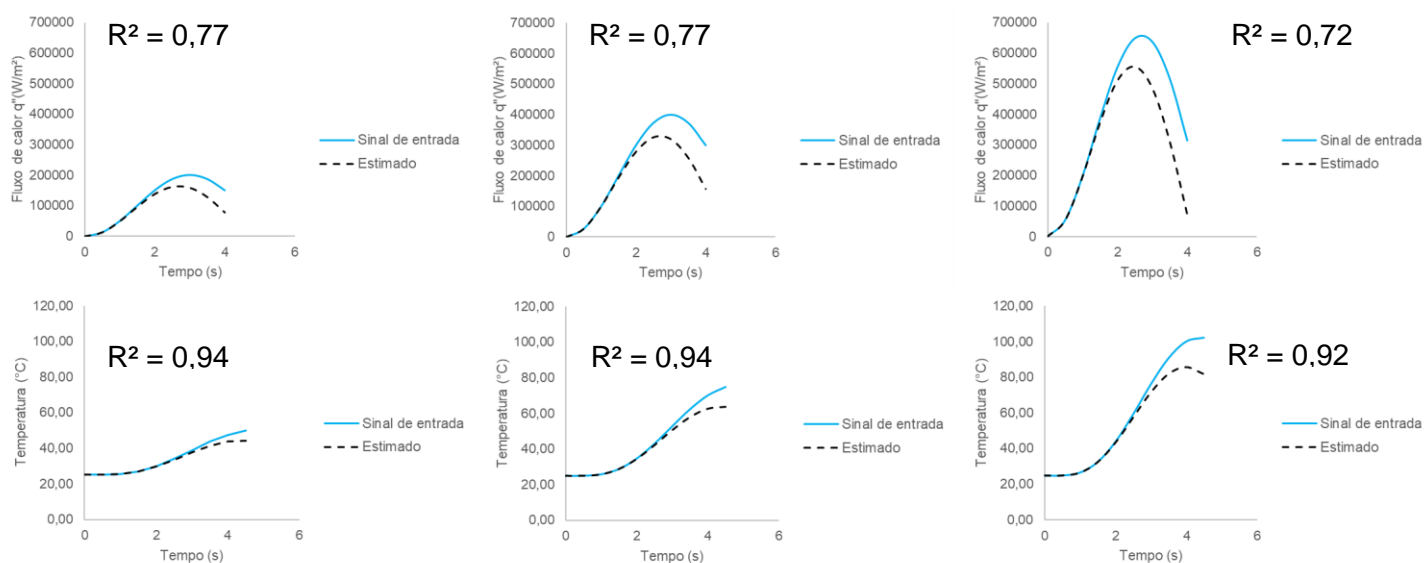


Figura 69 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação da amplitude

Fonte: Autoria própria.

Os próximos resultados são apresentados para as análises de tempo de aplicação do sinal de entrada. Variou-se, desta maneira, o valor do passo do tempo e o tempo total da aplicação do sinal. Os passos de tempo foram 0,125 segundo, 0,25 segundo, 0,5 segundo e 1 segundo, para 10 iterações. Os gráficos mostrados a seguir estão dispostos, respectivamente, com os passos já citados.

A Figura 70 mostra os resultados para o sinal Retangular de fluxo de calor, juntamente com as temperaturas experimentais com as devidas estimativas. O melhor ajuste das estimativas ficou no passo de tempo de 0,25 s, apresentando $R^2 \geq 0,98$. Este tipo de resultado está atrelado ao método de volumes finitos. Dependendo da função utilizada no regime transiente, representa uma precisão para as estimativas dependendo no tamanho do passo de tempo e deve ser avaliado na análise paramétrica.

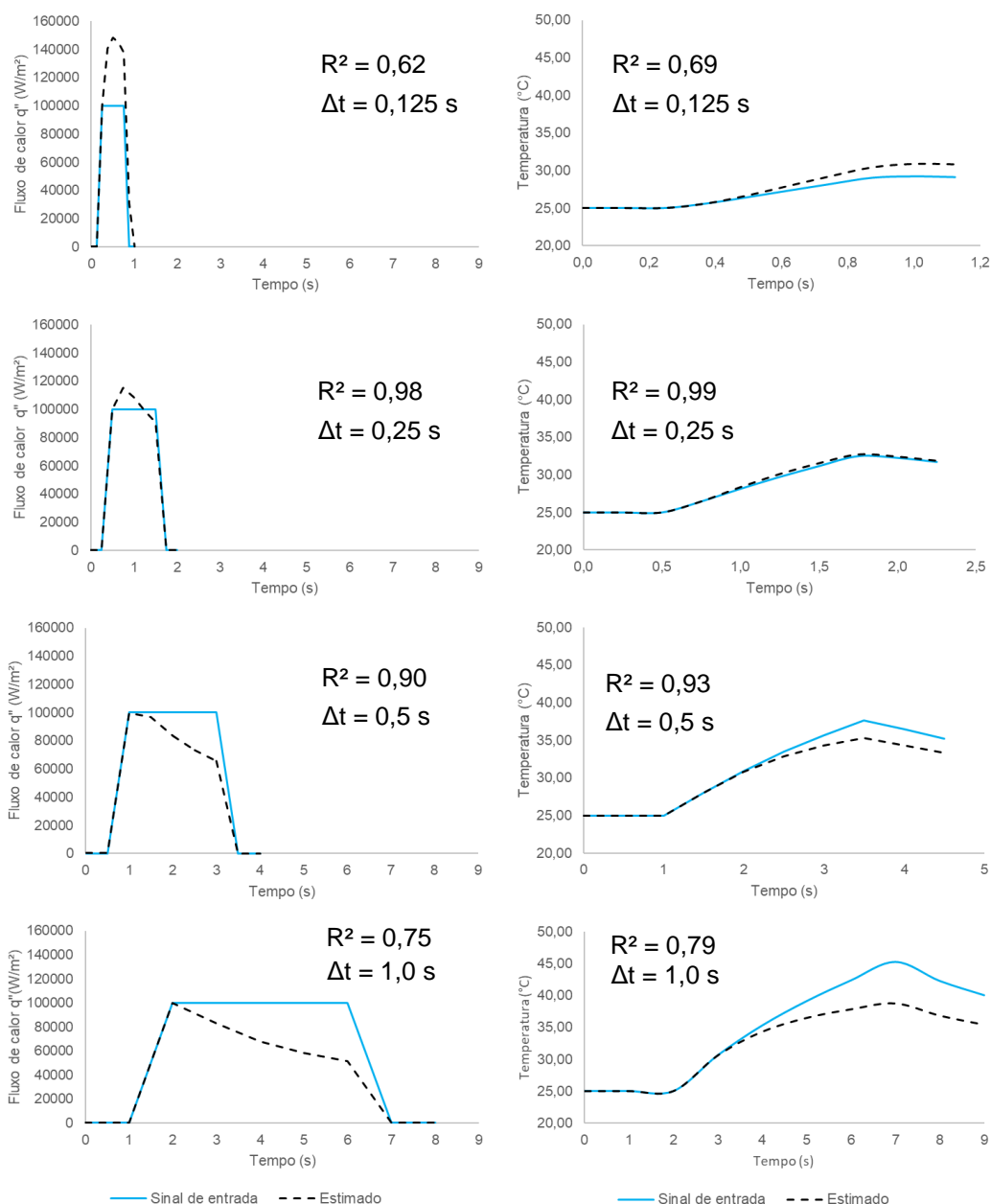


Figura 70 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo
Fonte: Autoria própria.

A Figura 71 mostra os resultados para o sinal Triangular de fluxo de calor, juntamente com as temperaturas experimentais com as estimativas. O melhor ajuste das estimativas, assim como nas estimativas anteriores, ficou no passo de tempo de 0,25 segundo, apresentando R^2 de 0,99.

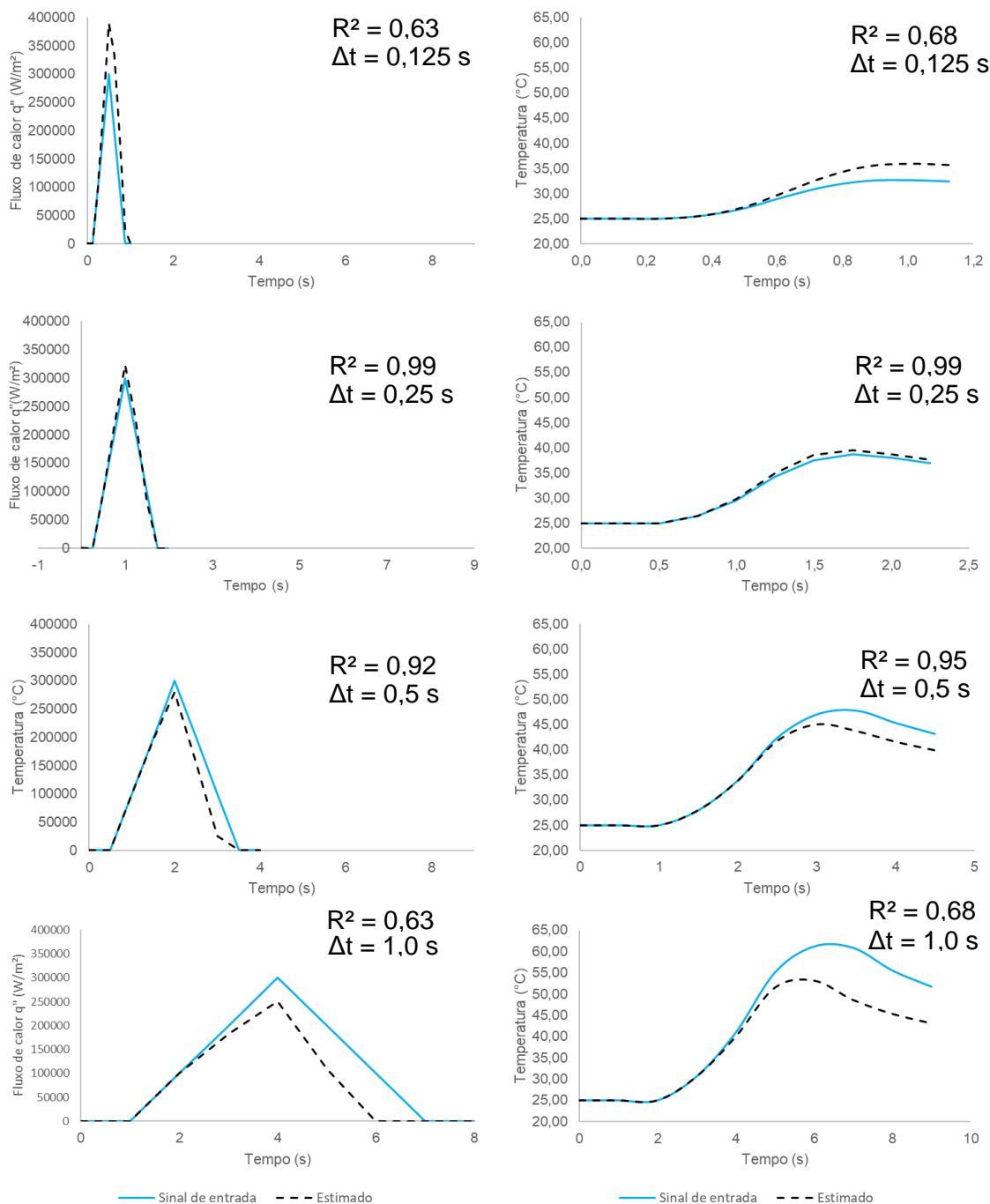


Figura 71 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo

Fonte: Autoria própria.

A Figura 72 mostra os resultados para o sinal Senoidal de fluxo de calor, juntamente com as temperaturas experimentais com as estimativas. O melhor ajuste das estimativas, assim como nas estimativas anteriores, foi para o passo de tempo de 0,25 segundo, apresentando R^2 de 0,99.

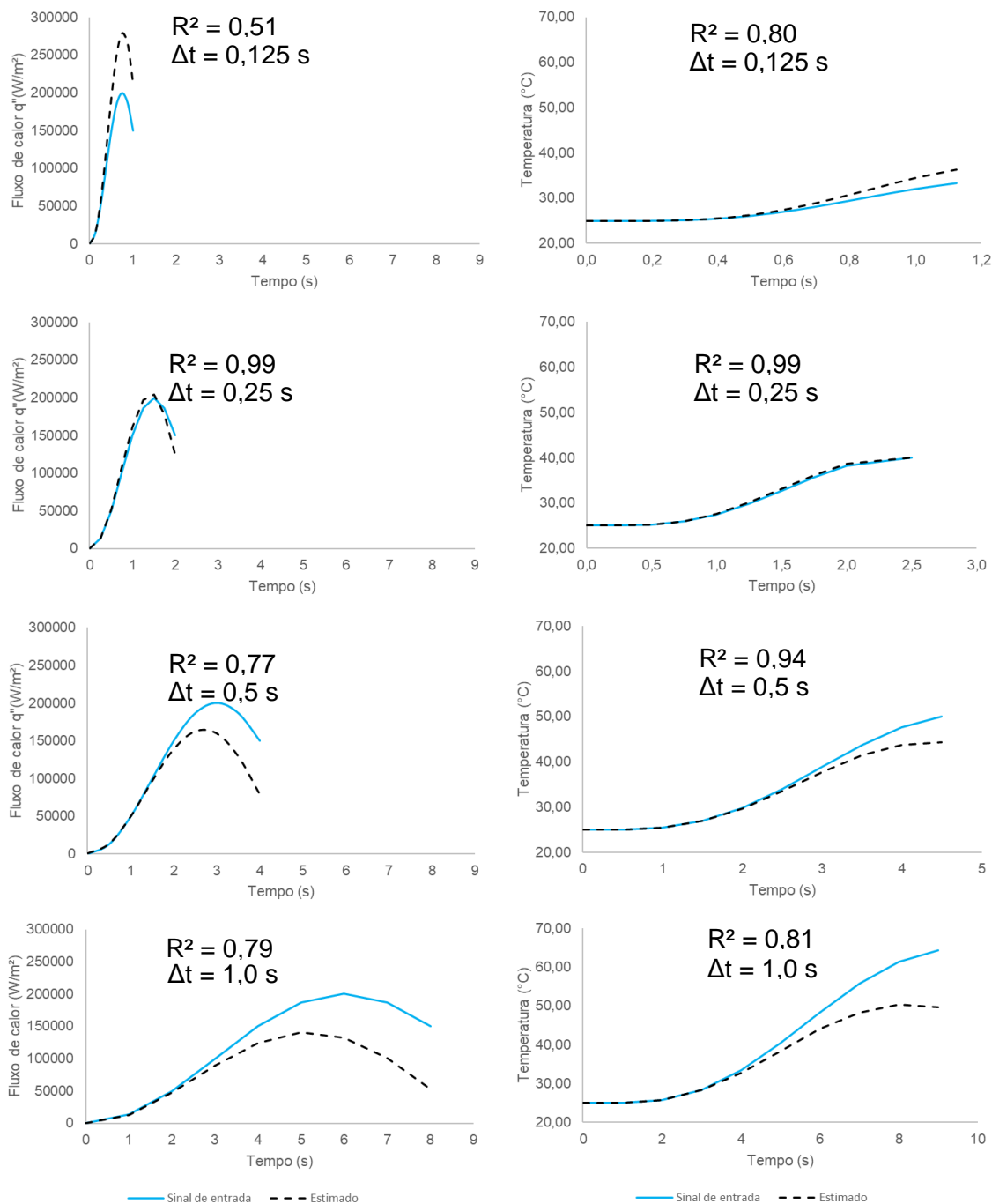


Figura 72 - Sinal de entrada Senoidal e as estimativas realizadas pelo STUF com variação do intervalo de tempo

Fonte: Autoria própria.

Os resultados indicaram que o melhor passo de tempo é de 0,25 segundo. Dessa forma, as estimativas que serão realizadas nos Estudos de caso serão para passos de tempo de 0,25 segundo. De forma geral, as estimativas apresentaram um erro maior no final do sinal o que pode ter ligação com a sensibilidade do método de interpolação por diferenças centrais no método dos volumes finitos. Os erros encontrados no final do sinal não têm grande relevância em comparação com as estimativas localizadas na região 2 do gráfico da

temperatura (Figura 41), pois as estimativas na região 2 correspondem aos fluxos máximos encontrados na peça.

3.6 Comparação entre TDMA e Gauss-Seidel

Uma comparação do desempenho computacional quanto ao tempo de processamento do CPU (*Central Processing Unit*) foi realizada considerando os métodos de resolução do sistema linear gerada pelo método dos volumes finitos adotado no STUF: TDMA e Gauss-Seidel, foram comparados.

A metodologia adotada para a comparação foi a avaliação do desempenho computacional analisando o tempo do processamento do CPU (*Central Processing Unit*). O tempo do CPU para resolver um problema direto de transferência de calor foi medido em ambos os métodos. Houve a resolução do mesmo problema térmico, porém com um refino de malha desde a menos refinada 3x3x3 (3 volumes de controle na direção x, 3 volumes de controle na direção y, e 3 volumes de controle na direção z, gerando um total de 27 volumes de controle) para uma malha mais refinada de 20x20x20 (8000 volumes de controle).

O problema térmico adotado foi escolhido com base na semelhança que o STUF teria que resolver neste trabalho. O modelo térmico aplicado foi um tridimensional transiente para uma peça retangular com dimensões 20 x 20 x 100 mm, com um fluxo de calor de 500 kW/m² imposto constantemente na face superior, e convecção natural pelo ar nas duas faces laterais com coeficiente de 10 W/m²K. Foram consideradas adiabáticas as duas faces da extremidade e a face inferior. O tempo adotado para a parada do programa foi de 5 segundos, com passo do tempo igual a 0,5 s, gerando um número de 10 iterações no programa. O material adotado para esta comparação foi o VP100, material da Villares utilizado em moldes. As propriedades térmicas do VP100, são mostradas na Tabela 15, a seguir.

Tabela 15 - Propriedades térmicas do material VP100

Material	Densidade (kg/m³)	Calor específico (J/kgK)	Condutividade térmica (W/mK)
VP100	7818	489,7	31,90

Fonte: Autoria própria.

Além da análise do desempenho em relação ao tempo de CPU, foi realizada também um comparativo dos resultados gerados de temperatura máxima para ambos os métodos: TDMA e Gauss-Seidel.

O tempo do CPU para resolver um problema direto de transferência de calor foi medido em ambos os métodos: TDMA e Gauss Seidel. Houve a resolução do mesmo problema térmico, porém com um refino de malha desde a menos refinada 3x3x3 (3 volumes de controle na direção x, três volumes de controle na direção y, e três volumes de controle na direção z, gerando um total de 27 volumes de controle) para uma malha mais refinada de 20x20x20 (8000 volumes de controle). Os resultados encontrados são mostrados na Tabela 16 e Figura 73, a seguir.

Tabela 16 - Tempo gasto na resolução do problema térmico direto no método por TDMA e por Gauss-Seidel

Malha	TDMA (s)	Gauss Seidel (s)	Diferença de tempo (%)
3x3x3	0,049	0,018	176,60
5x5x5	0,052	0,014	269,92
6x6x6	0,083	0,124	48,92
7x7x7	0,062	0,489	689,24
8x8x8	0,097	2,512	2487,82
9x9x9	0,084	4,059	4743,08
10x10x10	0,101	6,489	6329,62
15x15x15	0,333	192,445	57661,61
20x20x20	1,147	4914,131	428422,15

Fonte: Autoria própria.

As diferenças entre os tempos de CPU para TDMA e Gauss-Seidel em relação ao refino de malha do problema térmico podem ser analisadas na Tabela 16. Os dois métodos mostraram a maior semelhança de tempo gasto na resolução da malha 6x6x6, com uma diferença de 48,92%. Ambos os métodos tiveram tempo de CPU abaixo de 1 segundo até a malha 7x7x7. A partir deste ponto, o método por Gauss-Seidel passou a ter um tempo de resolução muito maior que o método por TDMA. Na última malha 20x20x20, o método por TDMA resolveu a rotina computacional em 1,15 segundos enquanto o método por Gauss Seidel levou por volta de 4914 segundos ou, aproximadamente, 1 hora e 22 minutos, para resolver o mesmo problema. Os resultados mostram que o método TDMA é capaz de resolver o sistema linear com uma melhor performance de tempo de CPU. O método por Gauss-Seidel foi melhor apenas nas duas primeiras malhas menos refinadas, como mostra a Figura 73.

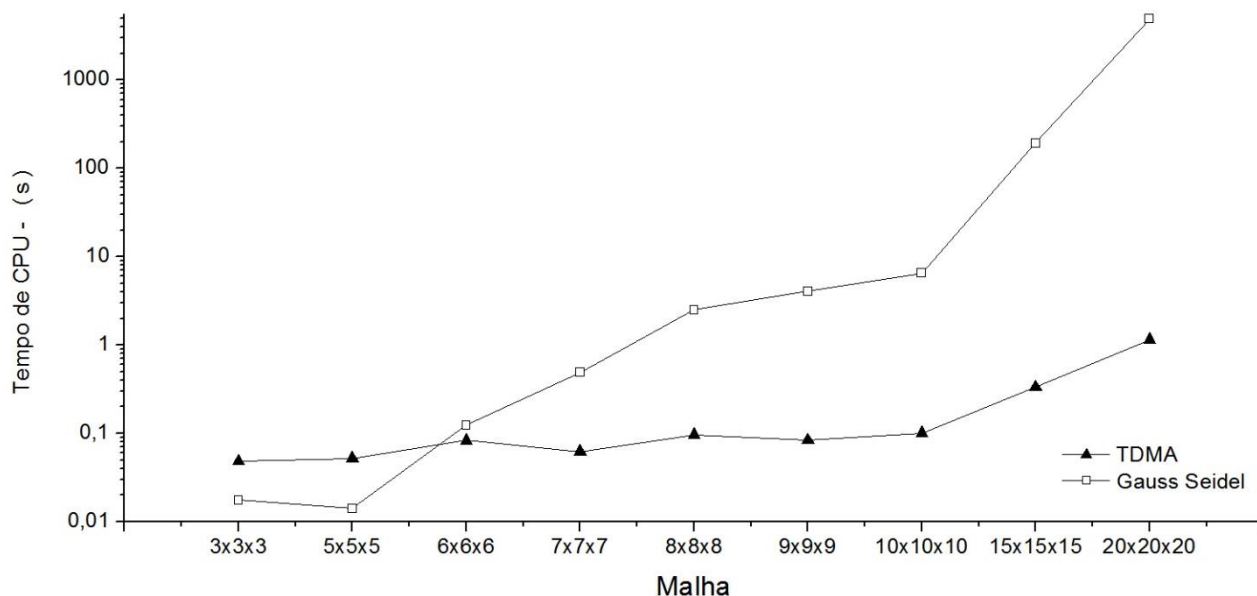


Figura 73 - Comparação entre o tempo de CPU em relação ao refino de malha para os métodos TDMA e Gauss-Seidel

Fonte: Autoria própria.

Um estudo das temperaturas máximas geradas por ambos os métodos também foi realizado para analisar a semelhança dos resultados pelos dois métodos. Para o mesmo problema térmico abordado neste tópico, foram estimadas as temperaturas pela resolução do problema térmico direto, e registrada a temperatura máxima gerada.

A metodologia utilizada nesta comparação foi variação do refino de malha em função da temperatura máxima gerada em cada um dos métodos. Os resultados encontrados para esta comparação são mostrados na Tabela 17, a seguir.

Tabela 17 - Comparação entre as temperaturas máximas geradas pela resolução do problema térmico direto por TDMA e por Gauss-Seidel.

Malha	TDMA	Gauss Seidel	Diferença de Temperatura (%)
3x3x3	93,8649	93,8649	0,0000
5x5x5	109,2848	109,285	0,0002
6x6x6	113,6079	113,6079	0,0000
7x7x7	116,8045	116,8043	0,0002
8x8x8	119,2548	119,2546	0,0002
9x9x9	121,1954	121,1944	0,0008
10x10x10	122,7662	122,7649	0,0011
15x15x15	127,5847	127,5803	0,0034
20x20x20	130,0452	130,038	0,0057

Fonte: Autoria própria.

Os resultados obtidos para as temperaturas máximas mostram que para ambos os métodos, TDMA e Gauss-Seidel, apresentam valores semelhantes, com uma diferença máxima de 0,0057% na malha mais refinada 20x20x20. Dessa forma, com base nesses resultados, o método utilizado neste trabalho foi o TDMA.

3.7 Interfaces do STUF

As interfaces 1 e 2 desenvolvidas do STUF e o manual técnico de utilização podem ser consultadas no apêndice E.

4. ESTUDO DE CASO 1

4.1 Materiais e Métodos: estudo de caso 1

No estudo de caso 1, empregou-se os dados do histórico da temperatura experimental em função do tempo de Braghini Junior (2002). A peça usinada foi confeccionada em aço AISI H13, um aço utilizado em moldes e matrizes. As temperaturas experimentais em função do tempo foram medidas utilizando-se termopares tipo K.

O trabalho de Braghini Junior (2002) propôs uma metodologia para escolha de fluido de corte, e foram realizados ensaios de usinagem por fresamento de topo no aço AISI H13 endurecido, temperado e revenido, com 50 – 52 HRC de dureza. Foi aplicada a técnica de resfriamento por quantidade mínima de lubrificação – MQL.

Para o ensaio adotou-se fresa de topo de metal duro inteiriço com revestimento de TiAlN modelo R215.28-20045-EAC38N 1010, classe escolhida para fresamento de aços endurecidos até 55 HRC. A ferramenta de corte empregada apresentava 20 mm de diâmetro com 8 arestas de corte. A matriz experimental aplicada é mostrada na Tabela 18.

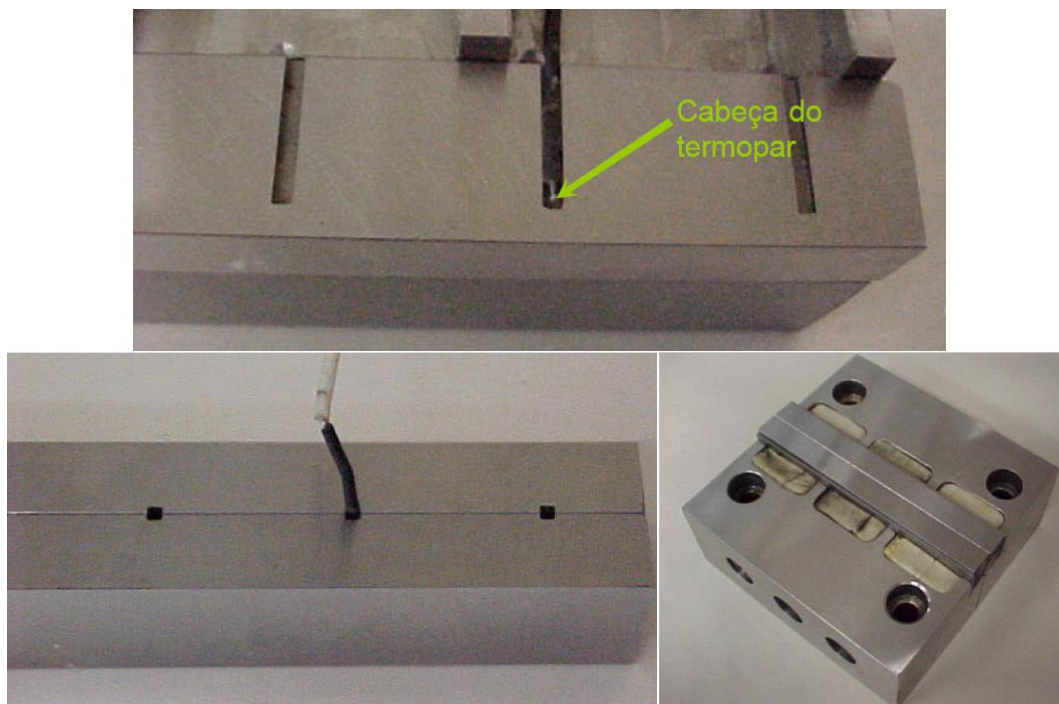
Tabela 18- Matriz experimental para os ensaios de usinagem de Braghini Junior (2002)

Experimento	Velocidade de corte - v_c (m/min)	Profundidade de usinagem (mm)	Velocidade de avanço v_f (mm/min)
1	50	0,1	127,36
2	100	0,1	254,72

Fonte: Adaptado de Braghini Junior (2002).

Os ensaios foram desenvolvidos no centro de usinagem vertical HERMLE, modelo C 800 U, com 18 kW de potência máxima do eixo árvore, e rotação máxima de 24000 rpm.

Para aquisição dos dados, foram utilizados cinco termopares do tipo k inseridos em um corpo de prova com largura de 18 mm, altura de 15 mm e comprimento de 100 mm. Os termopares foram inseridos a 3 mm da superfície fresada e a aquisição de dados foi realizada com taxa de 25 pontos por segundos (Figura 74). Os dados foram registrados através de uma rotina computacional no LabView (software desenvolvido pela National Instruments) com sinais de tensão em um arquivo de formato txt. Logo após, os dados gravados foram convertidos em temperaturas por meio de calibração dos termopares utilizando banho termostático e uma rotina computacional em Matlab®.



**Figura 74 - Detalhe do corpo de prova utilizado por Braghini Junior (2002).
Fonte: Adaptado de Braghini Junior (2002).**

Os parâmetros analisados no Estudo de caso 1 foram os resultados dos fluxos de calor estimados para cada termopar e condição de corte, os fluxos de calor máximos estimados e as temperaturas na peça obtidas através do histórico do fluxo de calor. Foi aplicado o STUF para a geração dos resultados e realização das análises.

4.2 Resultados das estimativas: Estudo de caso 1 - Braghini Junior (2002)

Foram realizadas as estimativas do fluxo de calor através dos dados de temperatura experimental e após, foram avaliadas as temperaturas teóricas estimadas com as temperaturas experimentais obtidas pelos sensores termopares. Primeiramente, através das temperaturas experimentais, foram estimados os fluxos de calor utilizando a interface 1 do STUF. Após, foram realizadas as estimativas de temperaturas teóricas utilizando as respostas de fluxo de calor na interface 2.

4.2.1 Fluxo de calor estimados

A Figura 75 (b) mostra o gráfico da estimativa de fluxo de calor juntamente com a temperatura experimental obtida pelo termopar 2, dentre os cinco termopares utilizados, para o experimento 1 de Braghini Junior (2002). A temperatura experimental mostrada na Figura

75 refere-se a linha contínua obtida pelo termopar e a curva em pontilhado refere-se a estimativa realizada pelo STUF.

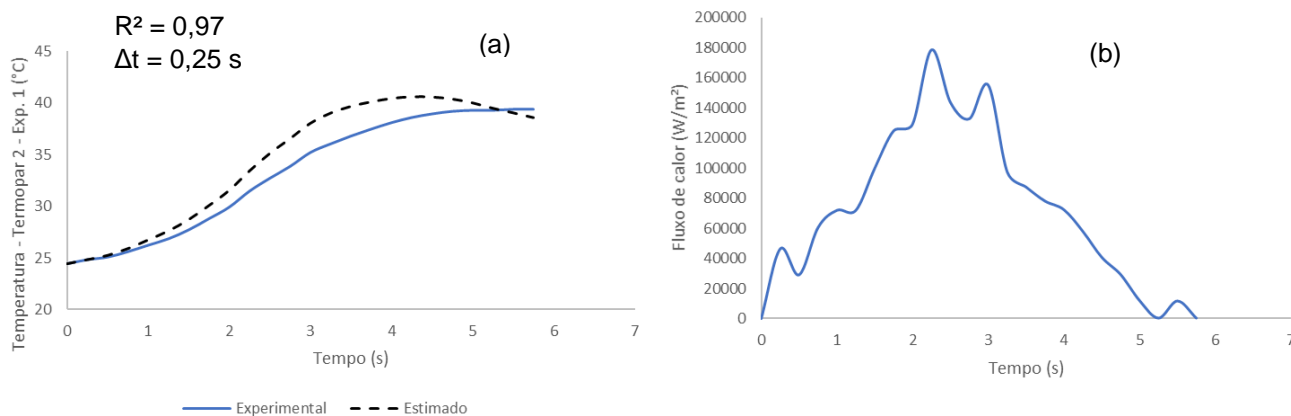


Figura 75 – Curva da temperatura experimental estimada (a) e o gráfico do fluxo de calor (b) estimado para a curva obtida pelo termopar 2 do experimento 1 de Braghini Junior (2002)
Fonte: Autoria própria.

Na Figura 75 percebe-se que a estimativa do fluxo de calor possui o ponto máximo localizado onde há maior inclinação da curva da temperatura experimental. Nesta região a taxa do aumento da temperatura em função do tempo é maior. Este efeito é explicado pelo deslocamento da ferramenta de corte. No ponto de máximo a ferramenta está em passagem pelo sensor, gerando um aquecimento da peça em um menor tempo. Este efeito, como mostra a Figura 76 e como comentado e mostrado na Figura 41, foi previsto através da análise paramétrica. Dessa forma, os resultados de Braghini estimados pelo STUF foram coerentes com as análises realizadas e foi possível a identificação das regiões 1, 2 e 3. Todos os resultados das estimativas obtidos para o experimento 1 e 2 de Braghini Junior (2002) dos 5 termopares podem ser consultados no Apêndice A. A região 2 representa a aproximação da ferramenta ao sensor termopar, gerando uma região de fluxo de calor máximo.

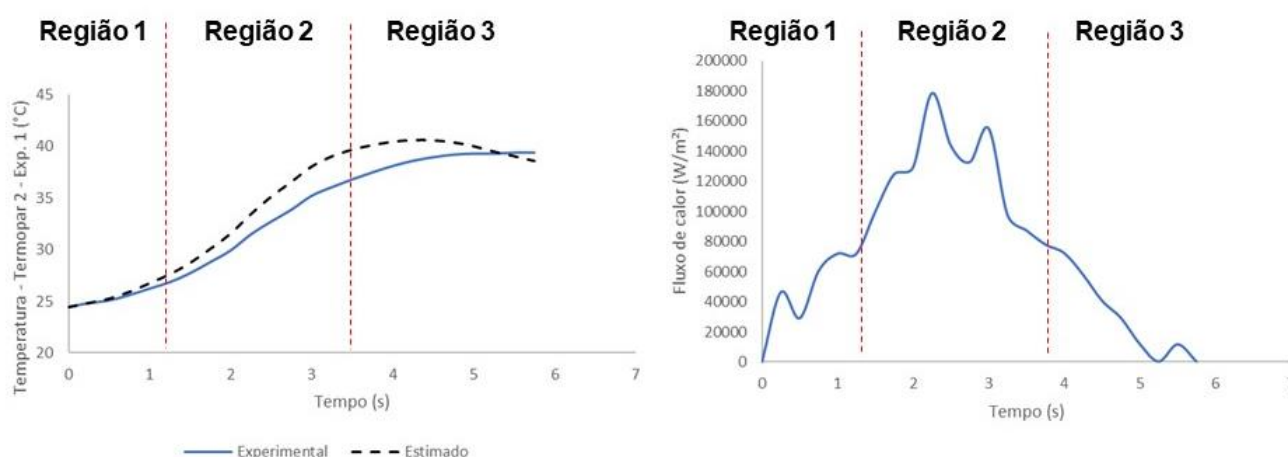


Figura 76 - Efeitos do deslocamento da ferramenta no gráfico de temperatura e fluxo de calor para termopar 2 do experimento 1 de Braghini Junior (2002), separados por regiões
Fonte: Autoria própria.

A Figura 77 mostra a comparação entre um dos resultados das estimativas utilizando simulador do trabalho de Barrios (2013) com base nos dados de temperatura de Braghini Junior (2002), e os obtidos neste trabalho para o termopar 5 do experimento 1. Os resultados das estimativas pelo STUF, comparados com o resultado obtido pelo software do trabalho de Barrios (2013) com base nos dados de Braghini Junior (2002), apresentaram-se estimativa mais próxima da curva das temperaturas experimentais, apesar do R^2 ser menor. Este resultado mostra que uma análise com base no deslocamento da ferramenta, através da obtenção do histórico de fluxo de calor em função do tempo, pode trazer um resultado mais próximo da curva da temperatura experimental. Na utilização do STUF, aplicando as temperaturas experimentais de Braghini Junior (2002) foi possível obter os efeitos do deslocamento da ferramenta de corte sobre as estimativas de fluxo de calor. Através das estimativas, geraram-se gráficos semelhantes aos efeitos mostrados na análise paramétrica. Os fluxos de calor estimados foram utilizados para realizar as estimativas das temperaturas na peça. Os gráficos entre temperatura experimental e temperatura estimadas apresentaram bons ajustes entre as curvas.

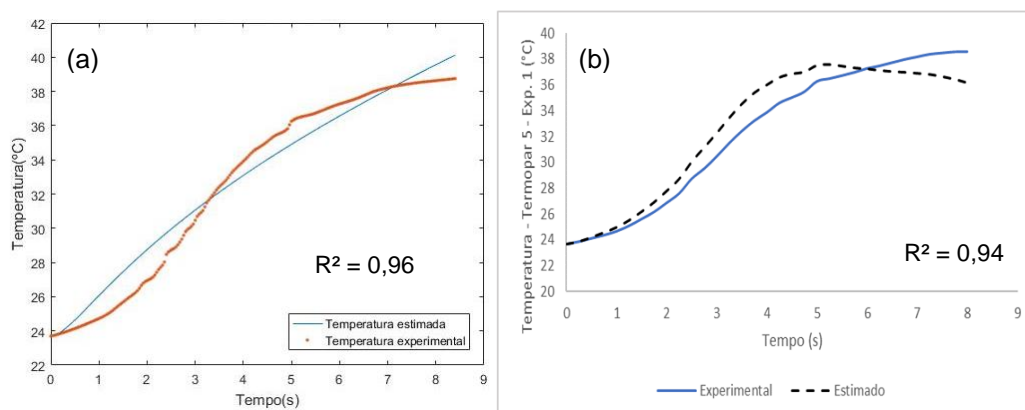


Figura 77 - Comparação entre o resultado para temperatura para Braghini 2002, gráfico (a) e o resultado da estimativa do STUF, gráfico (b) para a mesma curva experimental obtida pelo termopar 5 do experimento 1

Fonte: Autoria própria.

4.2.2 Fluxo de calor máximo

Foram realizadas as estimativas dos fluxos de calor obtidos pelos cinco termopares e registrados os valores máximos estimados, ou seja, o ponto máximo dos gráficos. Os resultados encontrados são mostrados na Tabela 19 e Figura 78.

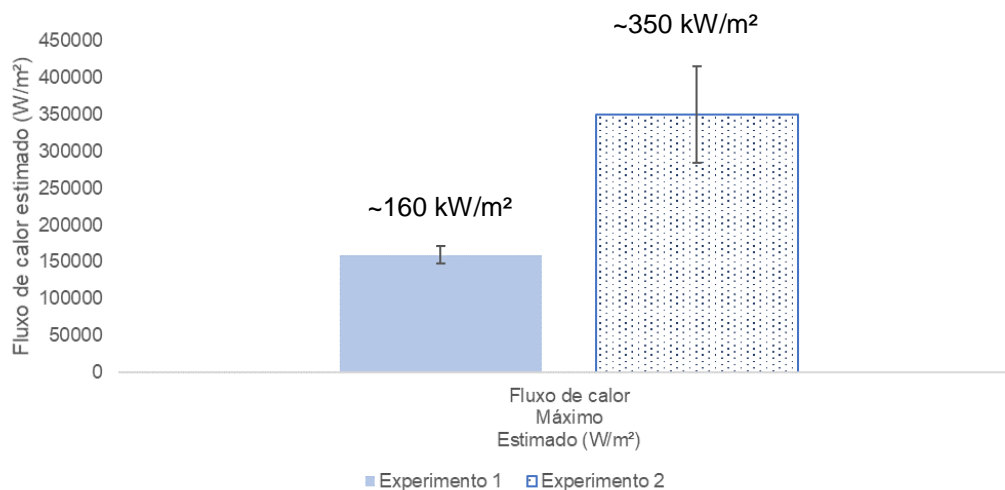
Tabela 19 - Resultados das estimativas dos fluxos de calor máximos para o experimento 1 e 2 de Braghini Junior (2002).

Termopares Experimento 1	Fluxo de calor Máximo Estimado (W/m ²)	Termopares Experimento 2	Fluxo de calor Máximo Estimado (W/m ²)
1	130237	1	152623
2	178479	2	403305
3	179740	3	476290
4	179389	4	471569
5	130237	5	242638
Média	159616	Média	349285
Erro %	± 7,5%	Erro %	± 18,6 %

Fonte: Autoria própria.

Os resultados mostraram que para o experimento 2, houve um aumento de mais de 2 vezes o fluxo de calor máximo. O experimento 1 utilizou uma velocidade de corte igual a 50 m/min, enquanto o experimento 2 utilizou velocidade de corte igual a 100 m/min. Desta

maneira, com o aumento da velocidade de corte houve também o aumento do fluxo de calor absorvida pela peça.



**Figura 78 - Fluxo de calor máximo estimado para experimento 1 e 2 de Braghini Junior (2002).
Fonte: Autoria própria.**

A Figura 79 mostra um dos resultados publicados em Barrios et al (2014), em que o software do trabalho de Barrios (2013) gerou resultados de estimativas de fluxo de calor médio para os dados de Braghini Junior (2002), resultados para o modelo 3D-P. O experimento 1 ($v_c = 50$ m/min) gerou um fluxo de calor médio na peça por volta de 80000 W/m² e o experimento 2 ($v_c = 100$ m/min) gerou um fluxo de calor médio na peça por volta de 173 kW/m². Os resultados do fluxo de calor máximo pelo STUF, como mostrados na Figura 78, foram de aproximadamente 160 kW/m² para o experimento 1, e de 350 kW/m² para o experimento 2, ou seja, duas vezes maiores do que os fluxos de calor médio. Este resultado mostra que há grande diferença entre estimativas para um fluxo de calor médio em Barrios (2013) e fluxo de calor máximo pelo STUF. O resultado do fluxo de calor máximo representa a possibilidade de novas análises térmicas, como por exemplo, em estudos temperaturas máximas geradas na peça e efeitos térmicos na integridade do material.

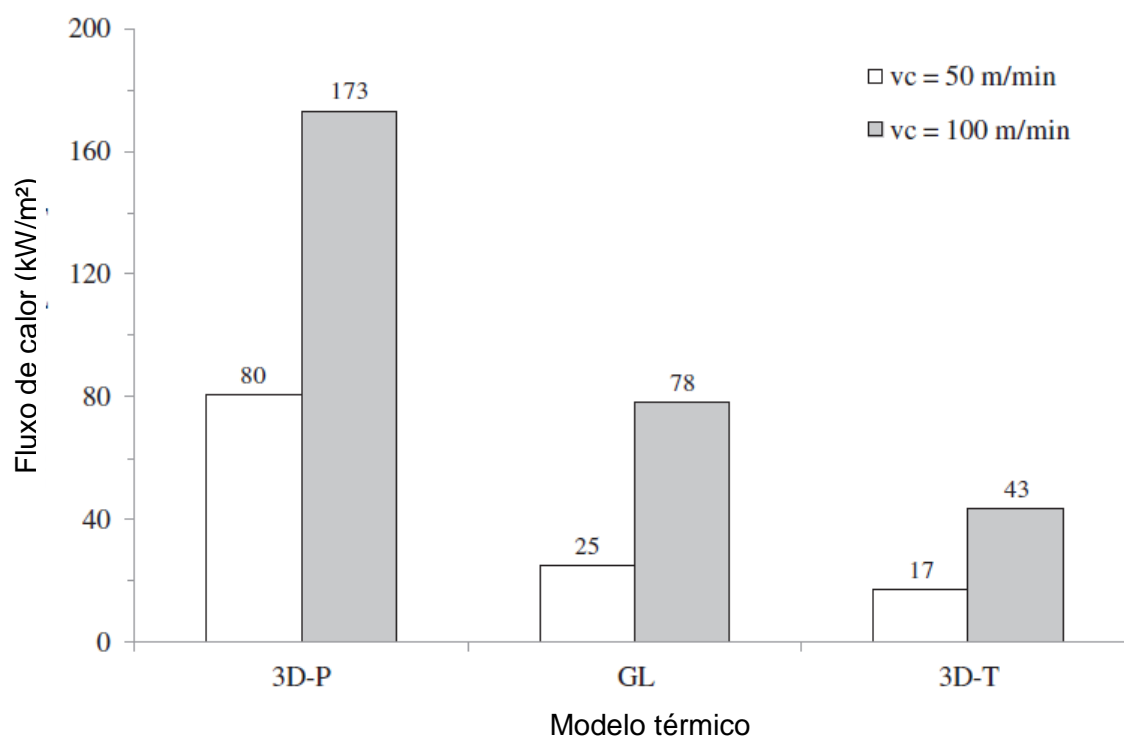


Figura 79 – Resultados das estimativas com base nos dados de temperatura experimental de Braghini Junior (2002) através do software do trabalho de Barrios (2013) para Fluxo de calor médio (3DP), modelo global (GL) de Braghini Junior (2002) e estimativas de fluxo de calor por meio de temperaturas médias (3DT)
Fonte: Adaptado de Barrios et. al (2014).

5. ESTUDO DE CASO 2

5.1 Materiais e Métodos: Estudo de caso 2

O Estudo de caso 2 foi baseado nos dados do trabalho de Barrios (2013), desenvolvido na Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho – UNESP, campus de Ilha Solteira no Grupo de Pesquisa em Usinagem - GPU. Os parâmetros de corte aplicados são mostrados na Tabela 20 e o material utilizado cedido pela Villares foi o VP100, liga Cr-Ni-Mn com 32 HRC de dureza. Os ensaios foram realizados empregando-se uma fresa de topo de 25 mm de diâmetro e com dois insertos intercambiáveis de metal duro modelo R390-11 T3 08 PM GC 4230 revestidos com TiAlN da Sandvik. O intervalo de tempo (Δt) para as estimativas foi de 0,25 s.

Tabela 20 - Parâmetros de corte em Barrios (2013)

Profundidade de usinagem (a_p)	2 mm
Penetração de trabalho (a_e)	17,5 mm
Velocidade de corte (v_c)	200 e 450 m/min

Fonte: Adaptado de Barrios (2013).

Os ensaios foram desenvolvidos no centro de usinagem Romi, modelo Discovery 560, com rotação máxima de 10000 rpm e 11 kW de potência do eixo árvore.

Foram utilizados três tipos de usinagem, a usinagem a seco, com fluido de corte semissintético e fluido de corte sintético, porém serão considerados apenas os dados de usinagem a seco para realizar as estimativas neste trabalho. Os dados de temperatura experimental foram coletados através de três termopares do tipo K inseridos na lateral do corpo de prova de forma que ficassem a 1 mm da superfície fresada (Figura 80). Para a aquisição de dados foi utilizado a placa TC08 da Pico Technology Limited e software PicoLog.

Foi utilizado um corpo de prova de 17,5 mm de largura, 15 mm de altura e 100 mm de comprimento para os primeiros ensaios. Logo após os primeiros ensaios, foi realizado uma réplica das mesmas condições de corte, porém com corpo de prova de altura de 13 mm.

As propriedades do material da peça utilizado são mostradas na Tabela 21.

Tabela 21 - Propriedades do aço VP100 consideradas.

Propriedades do material	Valores
Massa específica (kg/m ³)	7818
Condutividade térmica (W/mK)	31,9
Calor específico (J/kgK)	489,7

Fonte: Adaptado de Barrios (2013).



Figura 80 - Detalhe do corpo de prova e termopares utilizado por Barrios (2013)

Fonte: Barrios (2013)

A matriz experimental para a usinagem a seco é mostrada na Tabela 22, a seguir. Os ensaios realizados para réplica serão chamados de A' e B'.

Tabela 22 - Matriz experimental em Barrios (2013)

Condição	Velocidade de Corte (m/min)	Tipo de usinagem
A	200	Usinagem a seco
B	450	

Fonte: Adaptado de Barrios (2013).

Conforme foi realizado no Estudo de caso 1, os parâmetros analisados no Estudo de caso 2 foram os resultados dos fluxos de calor estimados para cada termopar e condição de corte, os fluxos de calor máximos estimados e as temperaturas na peça obtidas através do histórico do fluxo de calor. Portanto, também, foi aplicado o STUF para a geração dos resultados e realização das análises.

5.2 Resultados das estimativas: Estudo de caso 2 - Barrios (2013)

5.2.1 Fluxo de calor estimados

As estimativas do fluxo de calor obtidas pelo STUF para a condição A ($v_c = 200$ m/min; $a_p = 2$ mm; usinagem a seco) utilizando um corpo de prova de dimensão 17,5 x 15 x 100 mm são mostradas na Figura 81. Para cada um dos três termopares foi estimada a curva do fluxo de calor e a temperatura, ambos em função do tempo. O Apêndice A mostra os detalhes de todos os resultados para cada um dos termopares e das réplicas para a condição A.

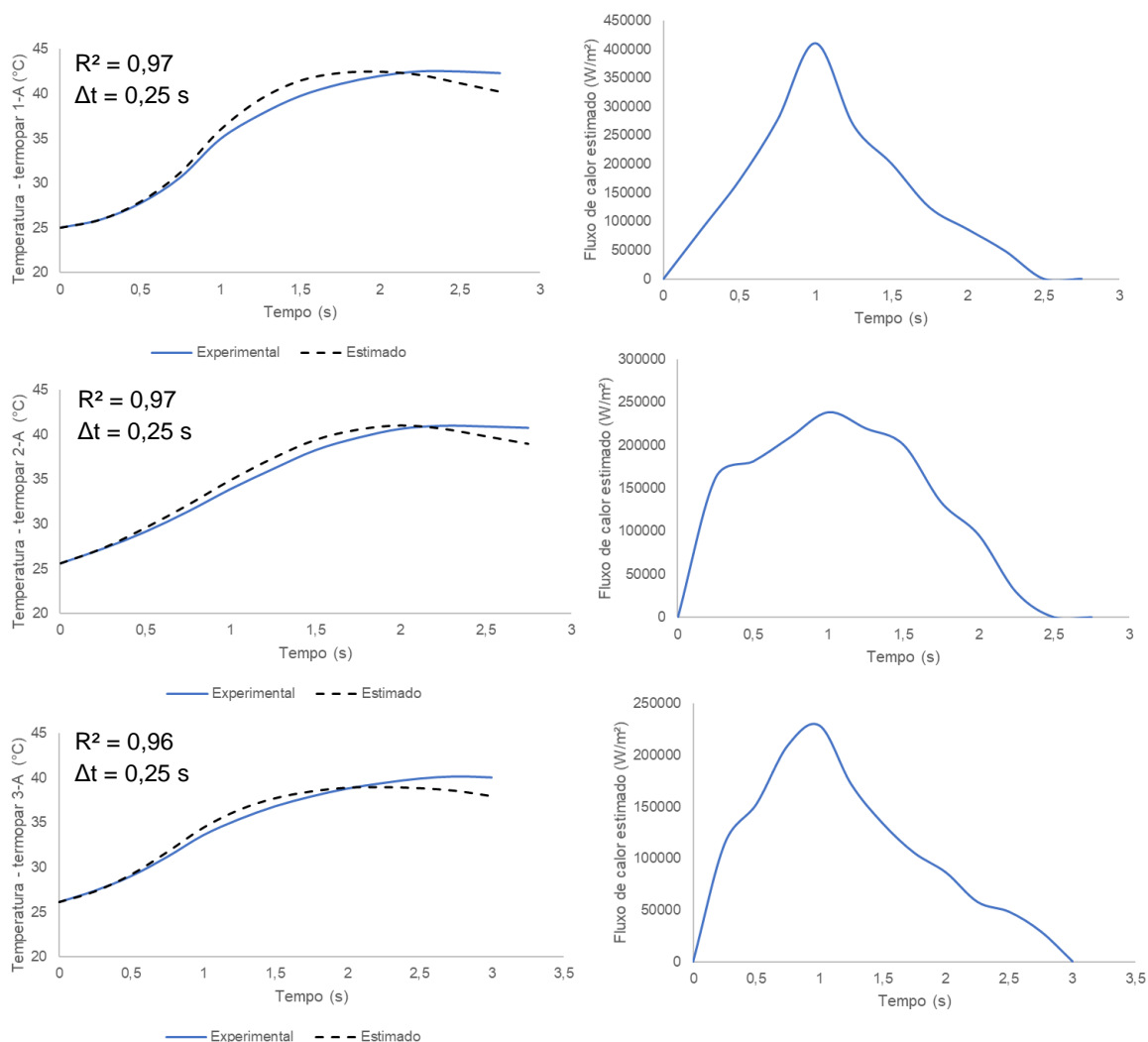


Figura 81 - Resultados obtidos para dados de Barrios (2013) para condição A
 Fonte: Autoria própria.

Os resultados das estimativas para a condição B ($v_c = 450$ m/min; $a_p = 2$ mm; usinagem a seco) são mostrados na Figura 82. O Apêndice A mostra os detalhes de todos os resultados para cada um dos sensores termopares e das réplicas para a condição B.

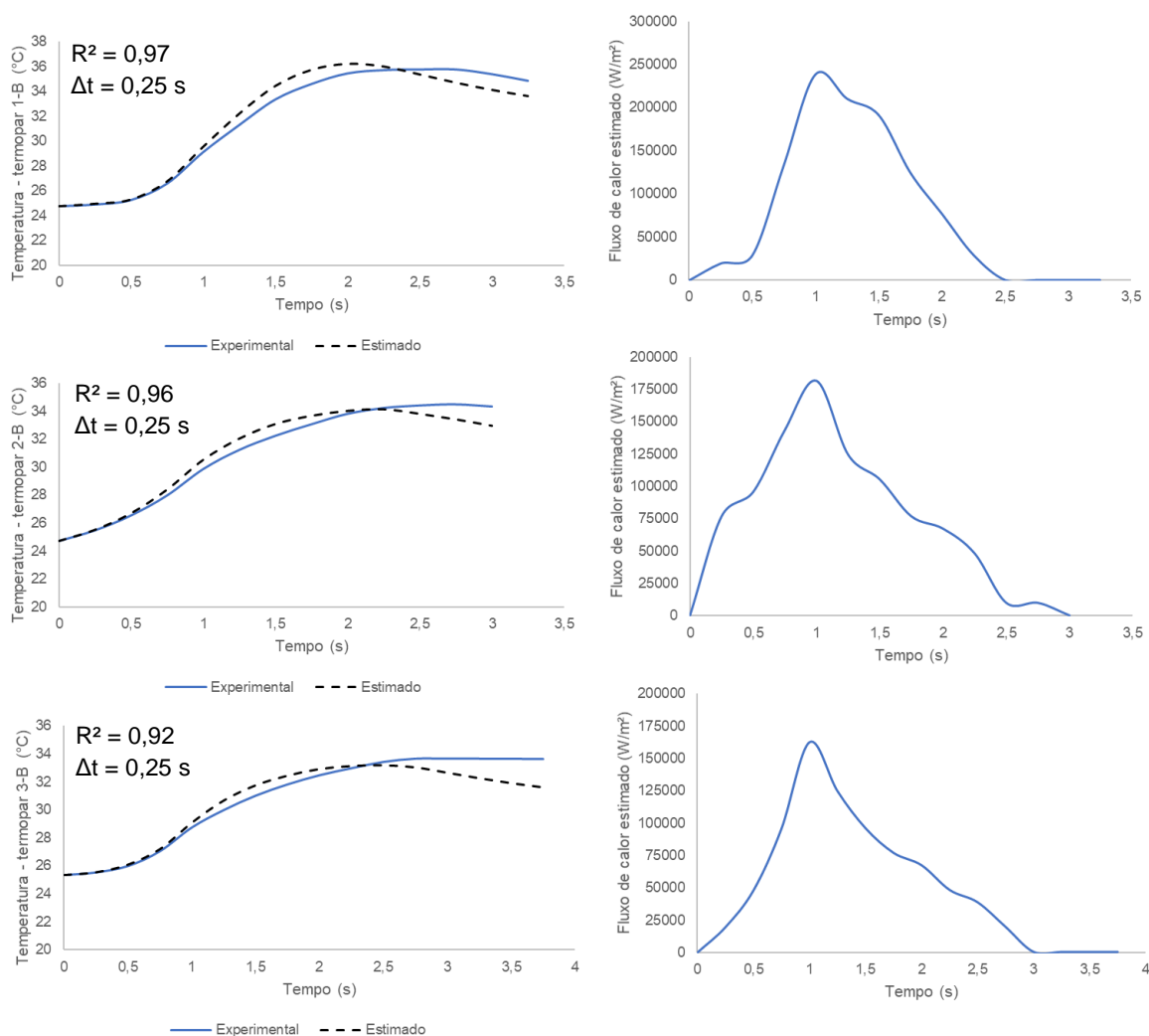


Figura 82 - Resultados obtidos para dados de Barrios (2013) para a condição B
Fonte: Autoria própria.

As Figura 81 e Figura 82 mostram que as curvas de temperaturas estimadas tiveram um bom ajuste com as curvas das temperaturas experimentais, com base nos valores de R^2 . Os fluxos de calor foram máximos quando o gráfico de temperatura experimental está na região 2, região em que a ferramenta está próxima do termopar, como mostra a Figura 83 e como foi abordado e mostrado na Figura 41. Dessa forma, a região 2 pode representar a parte mais relevante para as análises do fluxo de calor gerado utilizando um sensor termopar.

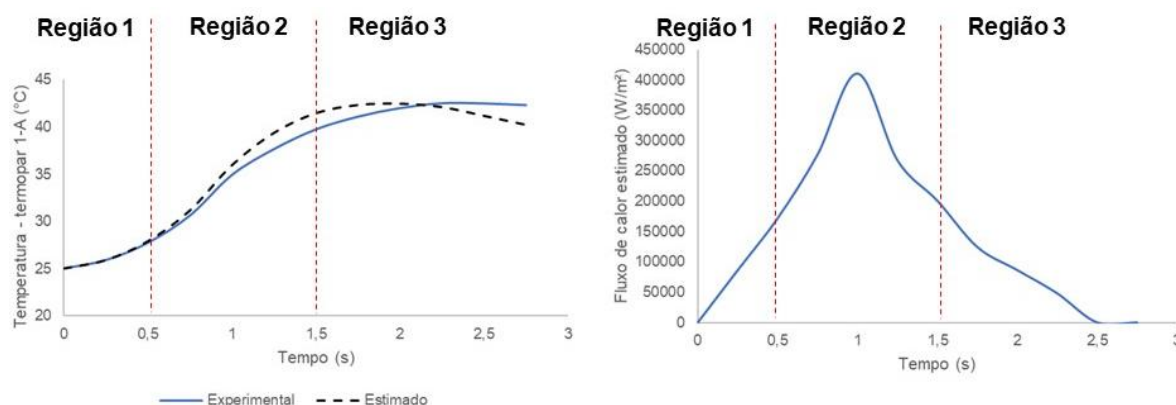


Figura 83 - Efeitos do deslocamento da ferramenta no gráfico de temperatura e fluxo de calor para termopar 1 da condição A, separados por regiões
 Fonte: Autoria própria.

A Figura 84 mostra a comparação entre os resultados de Barrios (2013) e os obtidos pelo próprio autor neste trabalho.

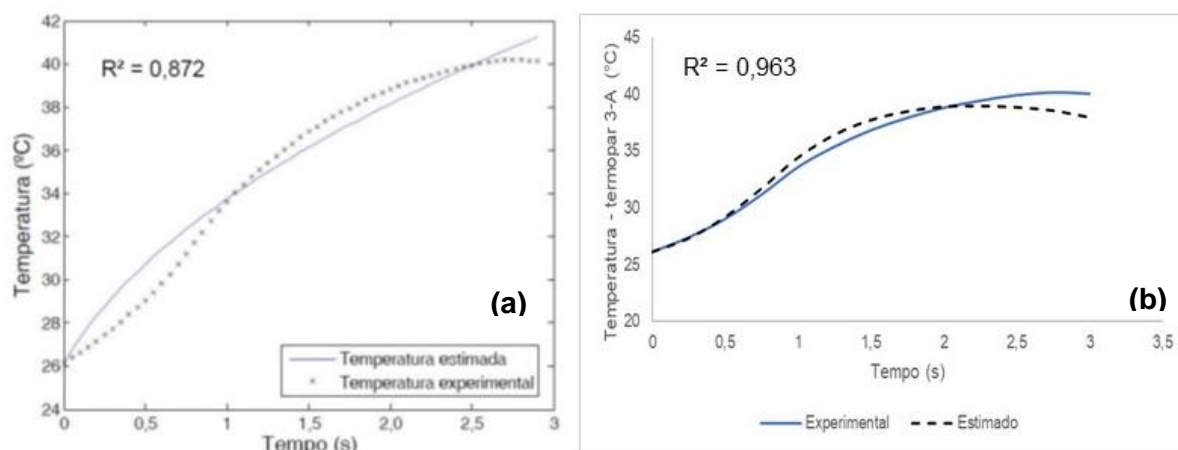


Figura 84 - Comparação entre os resultados de Barrios (2013), gráficos (a) , e os obtidos por este trabalho, gráfico (b) para termopar 3 da condição A.
 Fonte: Autoria própria.

A maior diferença entre um dos resultados de Barrios (2013), gráfico (a), e o obtido por este trabalho, gráficos (b) da Figura 84, está na metodologia adotada para as estimativas. Em Barrios (2013) foi realizada a estimativa de um único valor de fluxo de calor médio com base em toda a curva da temperatura experimental, dessa forma, desconsiderando os efeitos do deslocamento da ferramenta. As estimativas realizadas neste trabalho propuseram considerar os efeitos do deslocamento da ferramenta através da estimativa do fluxo de calor a cada intervalo de tempo, neste caso $\Delta t = 0,25$ s, gerando um resultado mais próximo da temperatura experimental e mais próximo da realidade, como mostrado na Figura 84.

Considerando os efeitos do deslocamento da ferramenta houve uma melhora no ajuste das temperaturas estimadas com as temperaturas experimentais demonstradas pelos valores de R^2 . Os valores de R^2 das temperaturas estimadas pelo STUF apresentaram valores maiores que 0,90.

5.2.2 Fluxo de calor máximo

Os resultados encontrados para os valores máximos das estimativas do fluxo de calor absorvido pela peça nas condições A e B são mostrados na Tabela 23 e na Figura 85, a seguir. As condições A' e B' foram os ensaios de réplica. Identificados os valores máximos de fluxo de calor, foi possível o cálculo da média e da dispersão para cada condição, A e B.

Tabela 23 - Resultados das estimativas dos fluxos de calor máximos para cada termopar

Termopares Condição A - A'	Fluxo de calor Máximo Estimado (W/m²)	Termopares Condição B - B'	Fluxo de calor Máximo Estimado (W/m²)
1	409965	1	238468
2	238557	2	181360
3	229011	3	162285
1'	268054	1'	178855
2'	178918	2'	100982
3'	178953	3'	134333
Média	250576	Média	166047
Erro %	± 13,9%	Desvio padrão médio	± 11,5%

Fonte: Autoria própria.

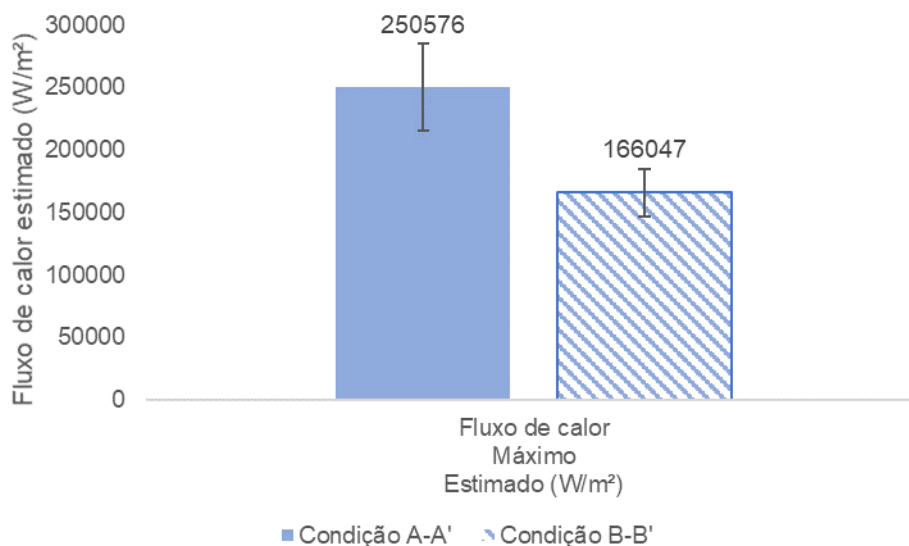


Figura 85 - Fluxo de calor máximo estimado para condição A-A' e condição B-B'
Fonte: Autoria própria.

A Figura 85 mostra que para a condição A-A' o fluxo de calor máximo foi maior do que a condição B-B'. A condição A utilizou uma velocidade de corte igual a 200 m/min, enquanto a condição B utilizou velocidade de corte igual a 450 m/min. Desta maneira, com o aumento da velocidade de corte, esperava-se que os fluxos de calor fossem maiores na peça, porém ocorreu o inverso. Nos ensaios de Barrios (2013) foi encontrado esse mesmo efeito, e também no trabalho de Nascimento (2011) ocorreu o mesmo. Esse fenômeno pode ser explicado pelo efeito adiabático que ocorre no material da peça. Quando a velocidade de corte é tão elevada, o tempo de transferência de calor é reduzido, diminuindo a dispersão de calor para a peça, que em conjunto com altas taxas de remoção de material, pode alterar também a condutividade térmica do material da peça, aproximando-a para um isolante térmico. Esses efeitos foram os mesmos discutidos por Carl J. Salomon. Segundo Salomon, acima de determinadas velocidades de corte as temperaturas de corte começam a cair (SCHÜTZER e SCHULZ, 2003).

A Figura 86 faz a comparação entre os resultados de fluxo de calor médio obtido por Barrios (2013) com os valores máximos de fluxo de calor obtidos por este trabalho.

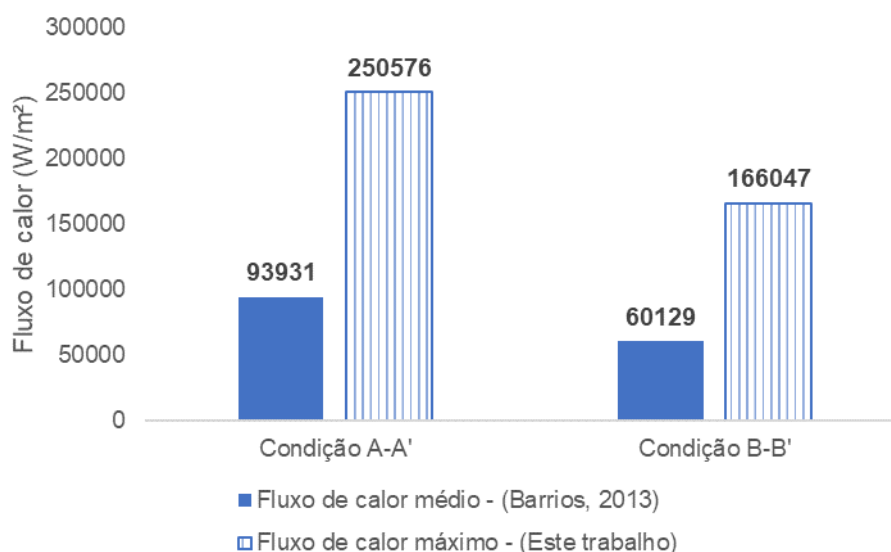


Figura 86 - Comparação entre os resultados de fluxo de calor médio no trabalho de Barrios (2013) e do fluxo de calor máximo encontrado por este trabalho
Fonte: Autoria própria.

Os valores de fluxo de calor máximo encontrados neste trabalho são maiores do que os valores de fluxo de calor médio encontrados em Barrios (2013). Este resultado pode ser explicado por se tratarem de dois resultados que utilizaram metodologias diferentes. Em Barrios (2013) tratou-se de um valor médio e, neste tópico, valores máximos de fluxo de calor. As estimativas, neste trabalho, permitiram determinar o gráfico do histórico do fluxo de calor em função do tempo, considerando os efeitos do deslocamento da ferramenta, o que possibilitou a identificação do fluxo de calor máximo. Dessa forma, os valores máximos de fluxo de calor podem indicar valores próximos ao fluxo de calor gerados durante o corte. Os valores comparados indicaram que os fluxos de calor máximos, encontrados neste trabalho, são pelo menos 2,5 vezes maiores do que os valores médios encontrados no trabalho de Barrios (2013). Isto significa que os fluxos máximos são muito diferentes do que os fluxos médios, e podem ser importantes em novas análises, como o estudo da temperatura máxima no corte da peça ou na integridade do material em função da temperatura máxima gerada.

6. ESTUDO DE CASO 3

O estudo de caso 3 foi proposto para a obtenção de dados de temperatura experimental como dados de entrada para estimativas pelo STUF. As condições de usinagem foram estabelecidas por este trabalho com base nos dados indicados pelo fabricante. Anteriormente, foram realizados pré-testes com objetivo de ajustar os equipamentos de aquisição de dados, posicionamento dos corpos de prova e coleta dos cavacos. Os pré-testes auxiliaram na preparação para o Estudo de caso 3.

6.1 Materiais e Métodos: Pré-testes

Os pré-testes foram realizados com a finalidade de ajustes da aquisição de dados, materiais e métodos para o estudo de caso 3. Os materiais e métodos adotados no pré-teste são descritos a seguir na seguinte ordem: corpos de prova, ferramentas de corte, ensaios de usinagem, aquisição de dados e procedimento do ensaio.

6.1.1 *Corpos de prova*

Os corpos de prova foram obtidos com dimensões conforme Figura 87. Três furos com 10 mm de profundidade com 4,5 mm de diâmetro para inserção dos sensores de temperatura foram feitos na lateral do corpo de prova. A distância do centro dos furos para a superfície superior é de 4 mm. A localização dos furos foi determinada de forma que a superfície usinada estivesse próxima dos termopares e que os termopares ficassem equidistantes um do outro, para trazer resultados semelhantes. As dimensões do corpo de prova foram estabelecidas de maneira que o gradiente de temperatura fosse melhor caracterizado na área transversal, onde os termopares são inseridos, devido apresentarem menores dimensões na direção x e y, em comparação com a direção z.

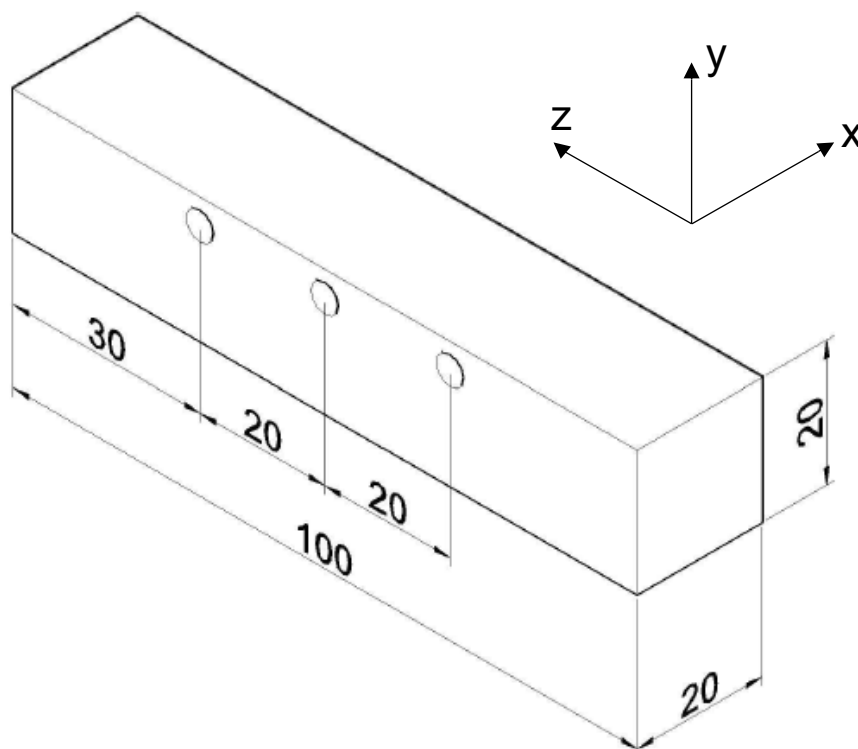


Figura 87 - Detalhe das dimensões do corpo de prova
Fonte: Autoria própria.

O material utilizado nos ensaios de pré-testes no corpo de prova foi o AISI 1045 com composição química apresentada na Tabela 24. Empregou-se este material por ser um aço-carbono comum de baixo custo.

Tabela 24 - Composição química do aço AISI 1045.

Nomenclatura	Carbono - C (%)	Manganês - Mn (%)	Fósforo - P Máx. (%)	Enxofre - S Máx. (%)
AISI 1045	0,43 - 0,50	0,60 - 0,90	0,03	0,05

Fonte: Gerdau (2003)

6.1.2 Ferramentas de corte

Para os ensaios de usinagem utilizou-se uma fresa de topo da Sandvik do tipo Coromill® 200 com diâmetro de 50 mm e 4 insertos como mostra a Figura 88. A fresa de topo foi escolhida por ser indicada para processos de desbaste na confecção de matrizes (SANDVIK, 2002).



Figura 88 - Fresa de topo coromill 200 para aplicação geral de fresamento com 4 insertos e 50 mm de diâmetro
Fonte: Autoria própria.

O inserto utilizado, com código ISO RCKT 1204 MO PM 4230 da Sandvik (Figura 89) possui substrato de metal duro com cobertura CVD $Ti(C,N) - Al_2O_3 - TiN$ para usinagem leve a pesada, com ou sem refrigeração, recomendada como primeira escolha para faceamento de aços (SANDVIK, 2012). Os insertos adquiridos e empregados nos ensaios eram novos, descaracterizando a influência dos desgastes na ferramenta de corte.



Figura 89 - Inserto de metal duro revestida com cobertura CVD $Ti(C,N) - Al_2O_3 - TiN$ com dimensão $IC=12$ mm e $S=4,76$ mm (RCKT 1204 MO PM GC4230)
Fonte: Sandvik (2012).

6.1.3 Ensaios de usinagem

O planejamento dos ensaios utilizou-se de três níveis de velocidade de corte, profundidade de usinagem e avanço por dente (Tabela 25). Os três níveis escolhidos foram baseados nos parâmetros de corte recomendados pelo fabricante e foram determinados de modo que houvesse um aumento em torno de 50% do valor para cada nível de cada variável.

Esse procedimento foi aplicado para que nas análises não existisse tendência estatística para nenhuma das variáveis.

Tabela 25 – Variáveis e níveis dos parâmetros de corte nos ensaios de usinagem.

Variáveis	Níveis		
	1	2	3
Velocidade de corte - vc (m/min)	120	180	270
Profundidade de usinagem - ap (mm)	0,7	1	1,5
Avanço por dente (mm/z)	0,1	0,15	0,23

Fonte: Autoria própria.

Através das informações dos níveis apresentados na Tabela 25, aplicou-se o método do arranjo ortogonal L9 de Taguchi adaptada para 3 variáveis através de 9 ensaios. A Tabela 26 mostra o procedimento para o arranjo dos níveis das três variáveis e os três níveis.

Tabela 26 – Tabela de Taguchi L9

Ensaio	Variáveis		
	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de usinagem (mm)	Avanço por dente (mm/dente)
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	2
5	2	2	3
6	2	3	1
7	3	1	3
8	3	2	1
9	3	3	2

Fonte: Autoria própria.

Substituindo os dados de cada nível da Tabela 25, obtêm-se a Tabela 27 com os parâmetros de corte dos ensaios. Este procedimento foi selecionado por permitir, posteriormente, análises estatísticas através da Análise de Variância – ANOVA, e determinar a influência das variáveis nos resultados.

Tabela 27 - Ensaio de usinagem com base no arranjo ortogonal L9 de Taguchi

Ensaio	Variáveis		
	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de usinagem (mm)	Avanço por dente (mm/dente)
1	120	0,7	0,1
2	120	1	0,15
3	120	1,5	0,23
4	180	0,7	0,15
5	180	1	0,23
6	180	1,5	0,1
7	270	0,7	0,23
8	270	1	0,1
9	270	1,5	0,15

Fonte: Autoria própria.

Os ensaios foram realizados no centro de usinagem ROMI modelo Discovery 4022, com comando Mach9, com dimensões da mesa de 1160 x 430 mm, com curso de eixos totais (x, y e z) de 559, 406 e 508 mm, respectivamente. A velocidade de avanço máximo é de 15000 mm/min, rotação de eixo-árvore de 4500 rpm, com potência máxima de 7,5 cv. O centro de usinagem e o painel de controle são mostrados na Figura 90 e Figura 91, respectivamente.



Figura 90 - ROMI modelo Discovery 4022

Fonte: Autoria própria.

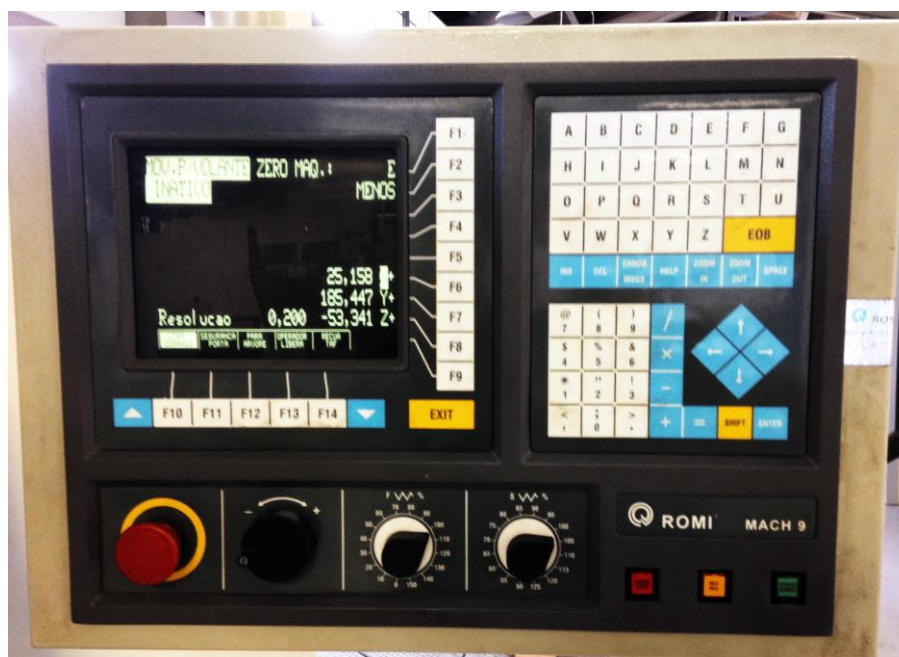


Figura 91 - Painel de controle Romi 4022
Fonte: Autoria própria.

6.1.4 Aquisição de dados

Para a aquisição dos dados de temperatura experimental utilizou-se a placa Arduino do modelo UNO. A placa de aquisição de dados é mostrada na Figura 92. A placa Arduino UNO funciona através de um microcontrolador ATmega328 da fabricante Atmel, opera com uma tensão de 5 V, possui 14 pinos de entradas/saídas digitais, 6 entradas analógicas e possui conexão ao computador por entrada USB. A programação é realizada pelo software Arduino, gratuitamente cedido pelo fabricante. Esta placa foi escolhida pela ampla utilização em projetos de aquisição de dados.

Para a aquisição de dados os pinos de 4 a 12 foram selecionados para receberem os dados enviados dos termopares, e os pinos 2 e 3 foram ajustados como *ground* (0 V) e *vcc* (5 V), respectivamente. Os dados foram registrados em graus Celsius pela placa a cada 200 milissegundos.

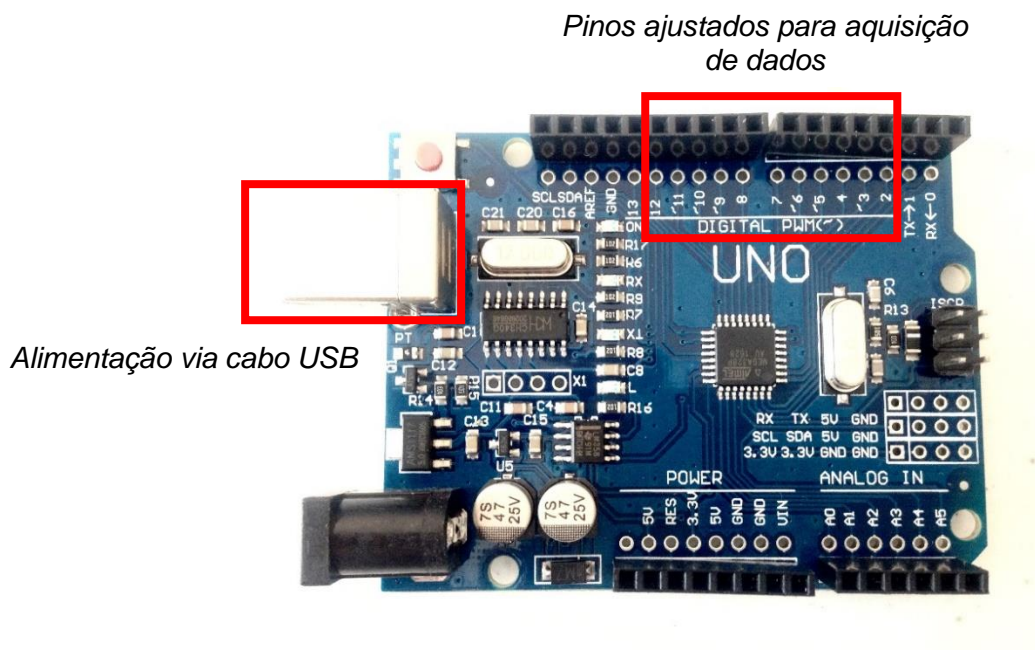


Figura 92 - Placa Arduino do tipo UNO utilizada para aquisição dos dados de temperatura experimental
Fonte: Autoria própria.

Três termopares tipo K, com extremidade de 4,5 mm de diâmetro, cabo blindado e com uma faixa de utilização de 0 a 1024 °C, foram inseridos no corpo de prova para adquirir os dados de temperatura. O termopar tipo K é constituído da liga Chromel (cromo e níquel) como elemento positivo e Alumel (alumínio e níquel) como elemento negativo. Os termopares tipo K foram escolhidos por apresentarem boa resistência à oxidação em temperaturas elevadas. O termopar empregado é mostrado na Figura 93.



Figura 93 - Termopar tipo K com blindagem de cabo
Fonte: Autoria própria.

Para a conversão analógico/digital do sinal enviado pelos termopares utilizou-se o módulo MAX6675 da fabricante MAXIM, acoplado ao termopar tipo K. Este componente eletrônico é específico para leituras de termopares do tipo K, e por este motivo foi empregado

neste trabalho. A configuração dos pinos é mostrada na Figura 94, onde indica os pinos destinados aos cabos do termopar.



Figura 94 - Detalhes dos pinos do Módulo MAX 6675
 Fonte: Adaptado de Maxim (2002).

A função deste componente é transformar o sinal para uma tensão de 0 a 5 V para posterior leitura do microcontrolador no Arduino. É alimentado com tensão de 3,3 a 5 VCC com resolução de leitura de $\pm 0,25$ °C. O módulo é mostrado na Figura 95. Os cabos do termopar apresentam um elemento positivo (vermelho) e outro elemento negativo (azul), que são fixados por parafuso no módulo. Os dados enviados para o Arduino apresentam os pinos GND, VCC, SCK, CS, SO, que representam, respectivamente, o terra, a alimentação 5 V do módulo, o *Serial Clock*, o *Chip Select* e o *Serial Output*.

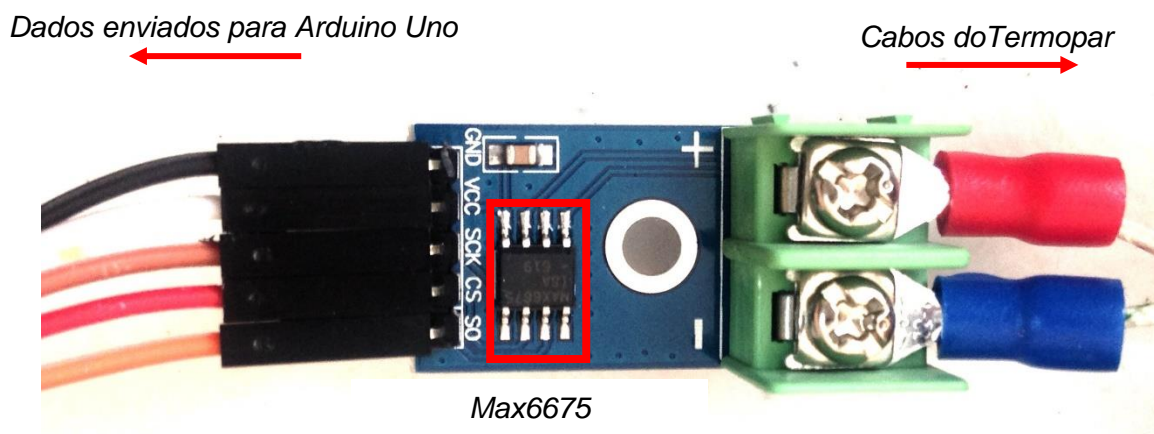


Figura 95 - Módulo conversor analógico digital MAX6675
 Fonte: Autoria própria.

O esquema mostrado na Figura 96 apresenta a montagem do sistema de aquisição de dados de temperatura experimental dos ensaios de usinagem.

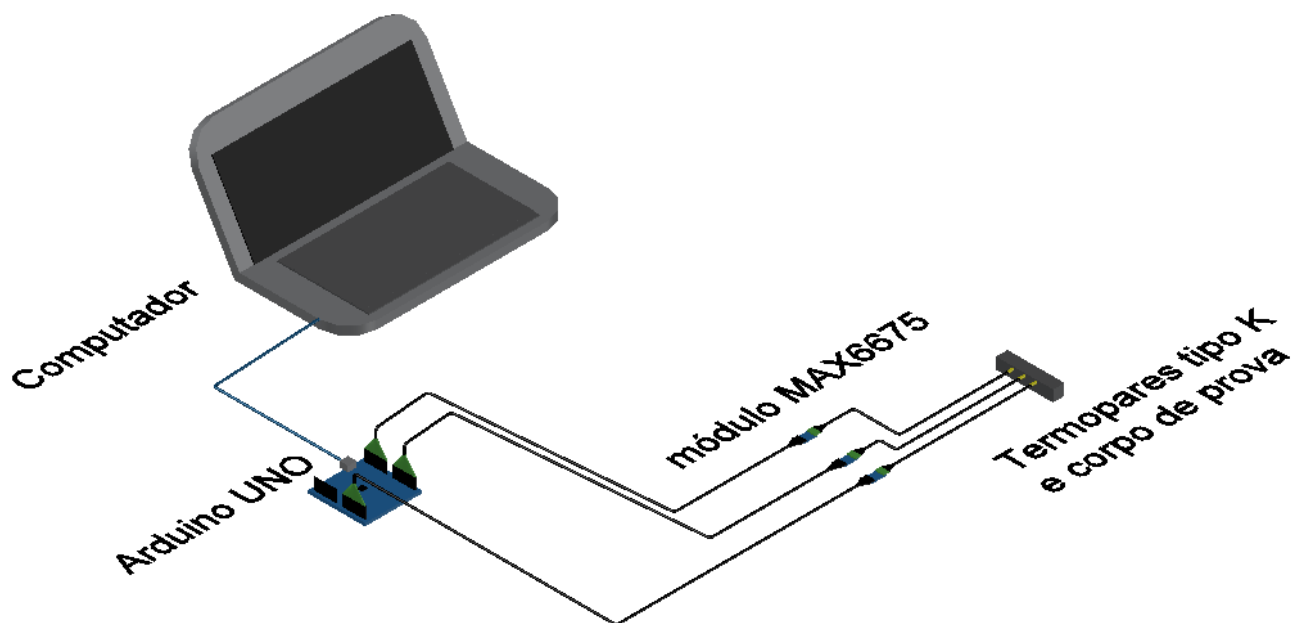


Figura 96 - Esquema do sistema de aquisição de dados com Arduino Uno, MAX 6675 e 3 termopares tipo K
Fonte: Autoria própria.

A leitura das temperaturas experimentais em função do tempo foi registrada pelo computador através do software Matlab® versão R2016a. Os dados enviados do Arduino foram recebidos via porta USB em comunicação com o Matlab® e registrados em arquivos de formato txt.

O computador empregado nos ensaios foi um notebook com processador intel core i7 com sistema operacional utilizando Windows 10.

6.1.5 Procedimento do ensaio

A Figura 97 mostra a composição adotada para o ensaio com ferramenta de corte, corpo de prova fixo na morsa e o sistema de aquisição de dados. Após a fixação e alinhamento da morsa na mesa do centro de usinagem, os passos aplicados para os ensaios de usinagem são descritos, a seguir:

1. Fixação do corpo de prova na morsa.
2. Inserção dos três termopares no corpo de prova.
3. Placa Arduino e software de aquisição de dados acionados.
4. *Start* da rotina programada no centro de usinagem.

5. Corte realizado através do fresamento de topo com um passe utilizando movimento no eixo y da mesa do centro de usinagem (Figura 98).

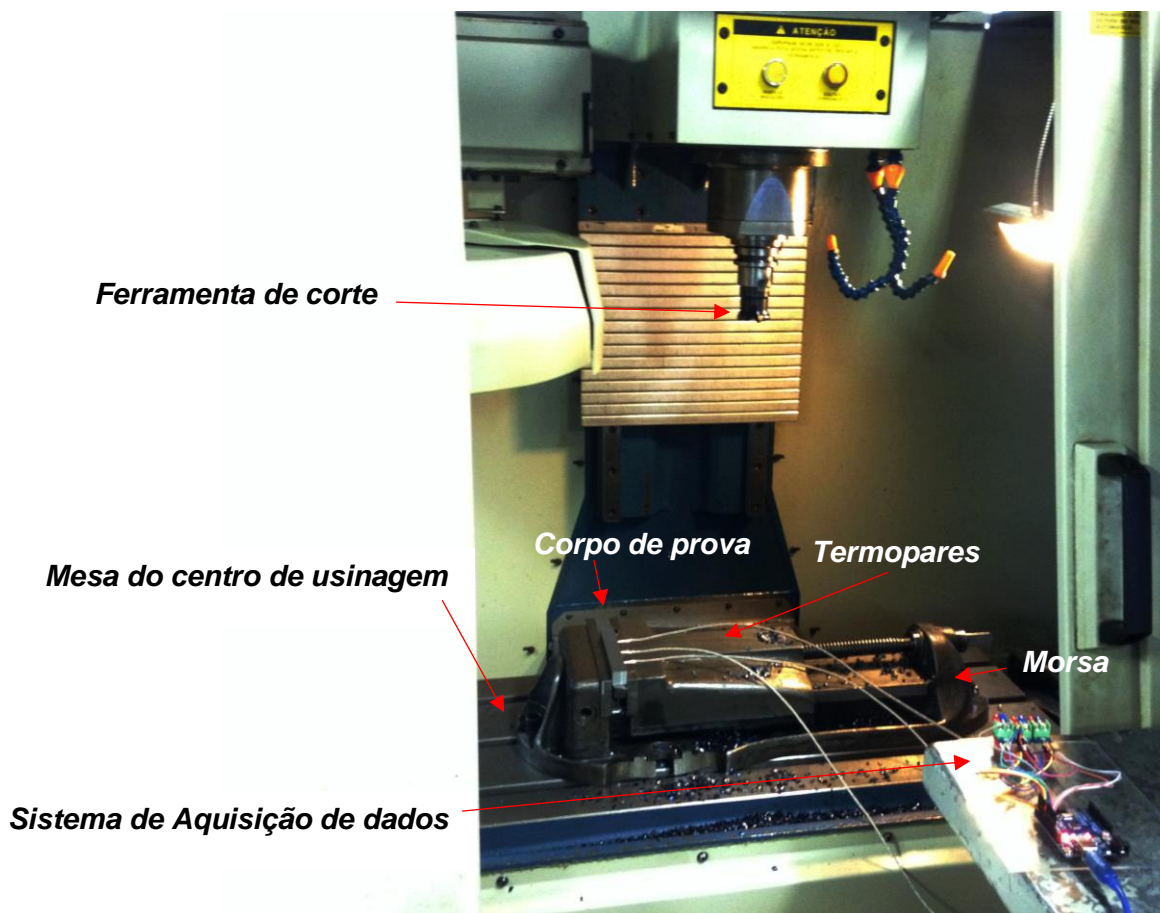


Figura 97 - Sistema de aquisição de dados e composição de ensaio
Fonte: Autoria própria.

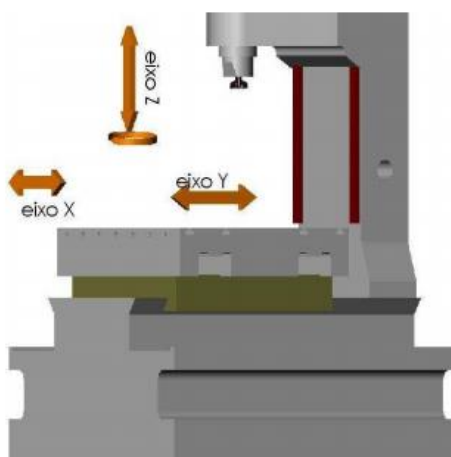


Figura 98 - Representação esquemática dos eixos do centro de usinagem
Fonte: Adaptado de Da Costa, Gomes e Pangrácio (2005, p. 3).

6.2 Resultados: Pré-testes

6.2.1 Aquisição de dados

Durante a aquisição de dados de temperaturas experimentais no pré-teste houve a presença de muitos ruídos impossibilitando as estimativas de fluxo de calor para estes dados. A causa dos ruídos foi devido ao esquema de aterramento do sistema de aquisição de dados que pôde ser alterado para as medidas de temperaturas no Estudo de caso 3.

6.2.2 Cor do cavaco

Os ensaios de pré-testes foram realizados seguindo o planejamento experimental conforme a Tabela 27. Nos ensaios de pré-testes foram coletados os cavacos para análise.

Os ensaios de pré-teste foram realizados no AISI 1045 para ajustes dos procedimentos e aquisição de dados para o Estudo de caso 3. Os cavacos são mostrados conforme a ordem das condições de usinagem de 1 a 9 conforme Tabela 27. O cavaco para a condição 1, Figura 99, utilizou velocidade de corte de 120 m/min, profundidade de corte de 0,7 mm e avanço por dente de 0,1 mm/z, apresentou uma grande área com uma cor azul escuro e uma pequena parte, bordô.

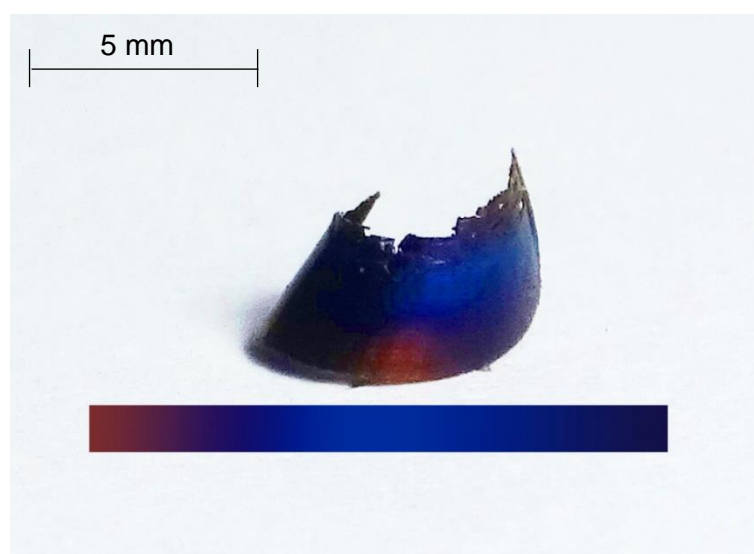


Figura 99 - Cavaco para condição 1 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 2, Figura 100, utilizou velocidade de corte de 120 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço por dente de 0,15 mm/z, apresentou uma aparência semelhante a condição 1, com uma grande área azul escuro e pequena área bordô.

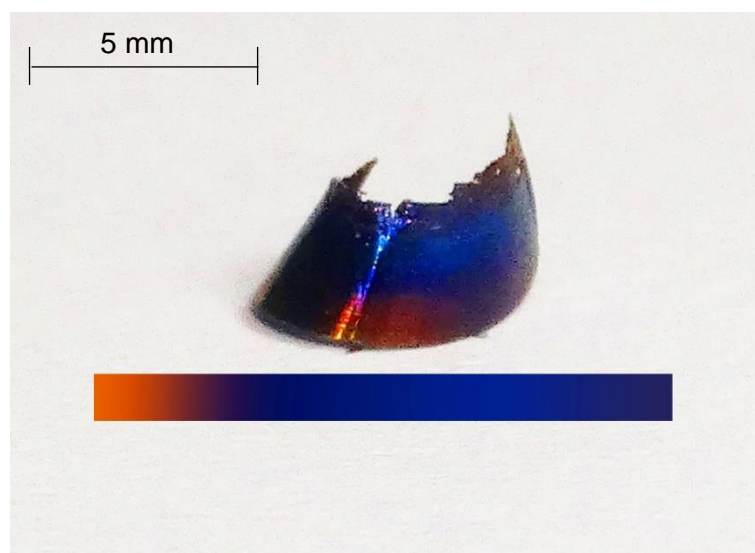


Figura 100 - Cavaco para condição 2 no pré-teste no aço 1045.
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 3, Figura 101, utilizou velocidade de corte de 120 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço por dente de 0,23 mm/z, apresentou uma aparência com praticamente toda área com uma cor azul escuro.

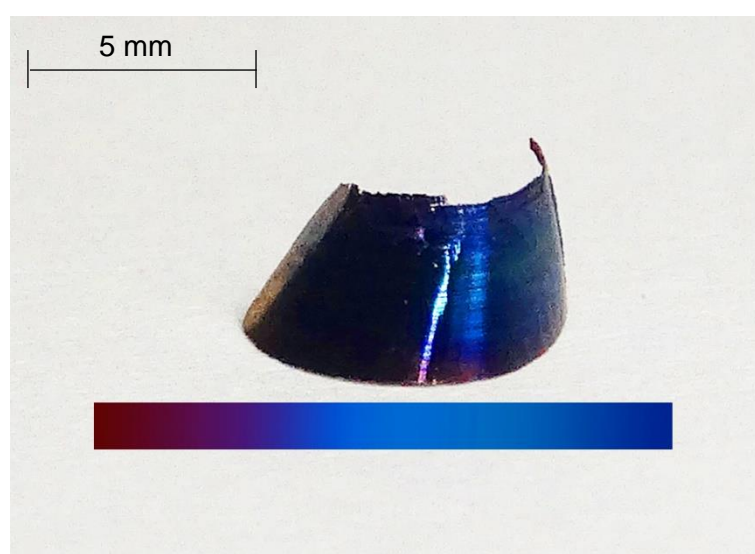


Figura 101 - Cavaco para condição 3 no pré-teste no aço 1045.
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 4 utilizou velocidade de corte de 180 m/min, profundidade de corte de 0,7 mm e avanço por dente de 0,15 mm/z, apresentou aparência com cor marrom, violeta e azul escuro. As camadas podem ser percebidas na Figura 102.

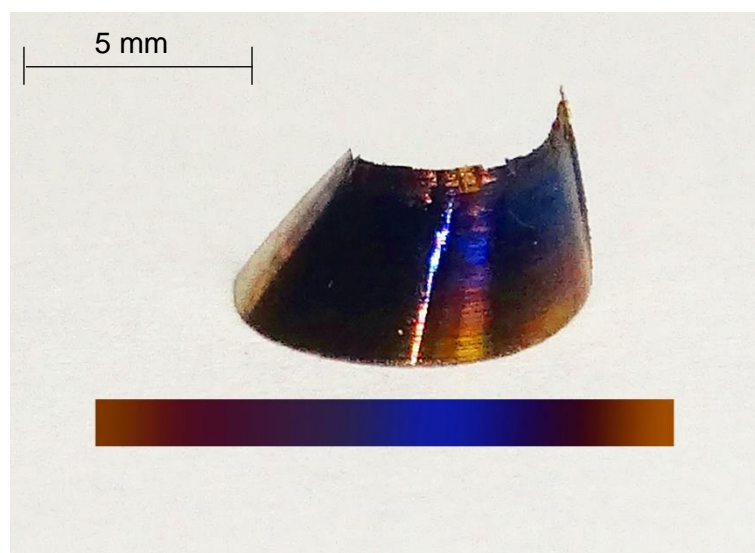


Figura 102 - Cavaco para condição 4 no pré-teste do aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 5 utilizou velocidade de corte de 180 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço por dente de 0,23 mm/z, apresentou numa grande área a cor azul escuro e uma pequena faixa marrom, Figura 103.

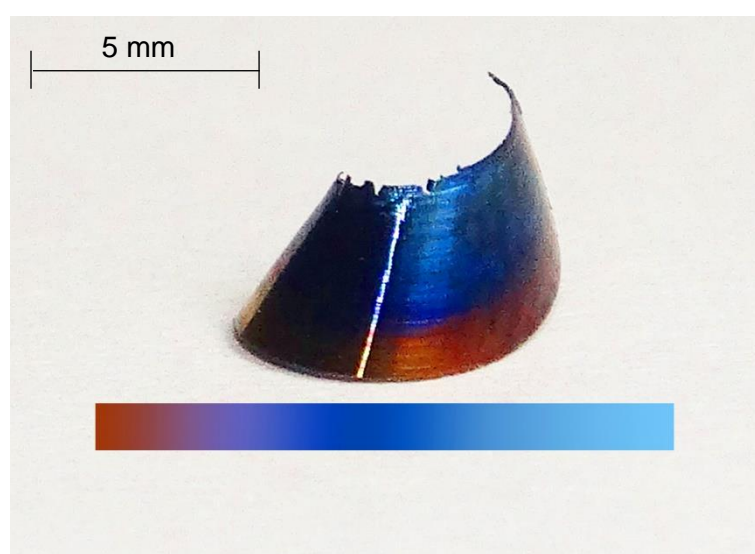


Figura 103 - Cavaco para condição 5 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 6, Figura 104, utilizou velocidade de corte de 180 m/min, profundidade de corte de 1,5 mm e avanço por dente de 0,1 mm/z, apresentou uma aparência diferenciada das condições anteriores, uma grande área com cor prata e uma pequena faixa azul claro.

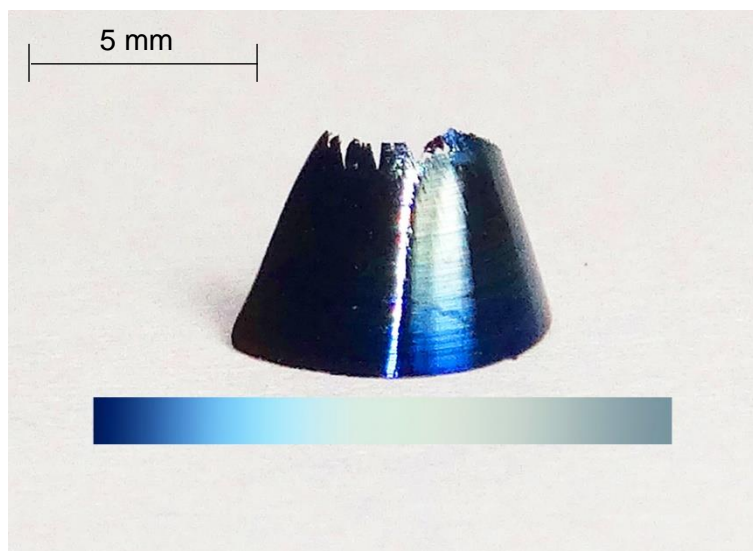


Figura 104 - Cavaco para condição 6 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 7, Figura 105, utilizou velocidade de corte de 270 m/min, profundidade de corte de 0,7 mm e avanço por dente de 0,23 mm/z, apresentou uma faixa de azul claro e marrom.

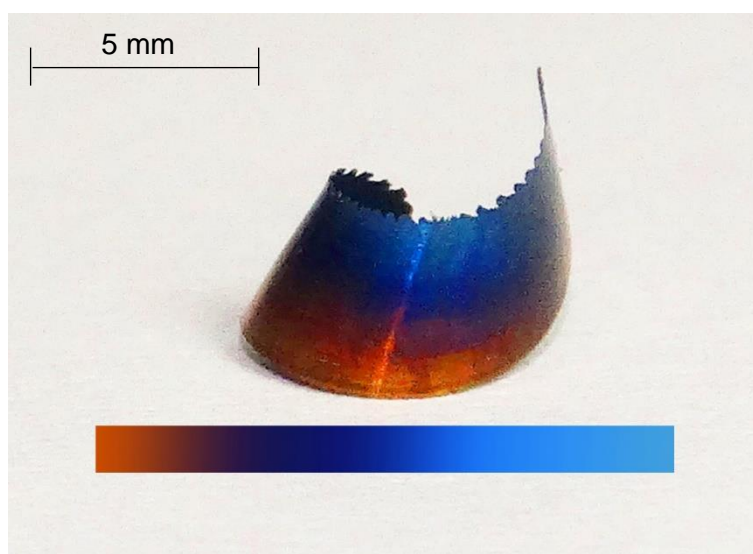


Figura 105 - Cavaco para condição 7 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 8, Figura 106, utilizou velocidade de corte de 270 m/min, profundidade de corte de 1 mm e avanço por dente de 0,1 mm/z, apresentou uma aparência semelhante a condição 6, com uma faixa com cor prata, levemente dourado e uma faixa de azul claro.

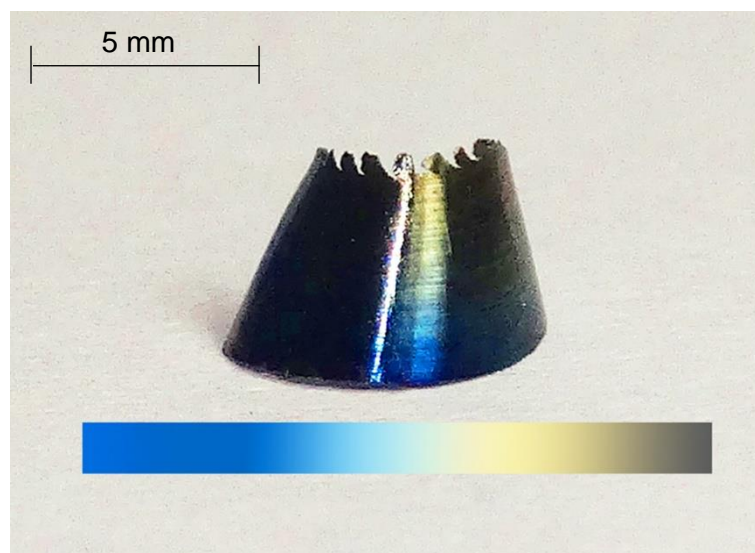


Figura 106 - Cavaco para condição 8 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O cavaco para a condição 9, Figura 104, utilizou velocidade de corte de 270 m/min, profundidade de corte de 1,5 mm e avanço por dente de 0,15 mm/z, apresentou cores, prata, azul claro, azul escuro e bordô.

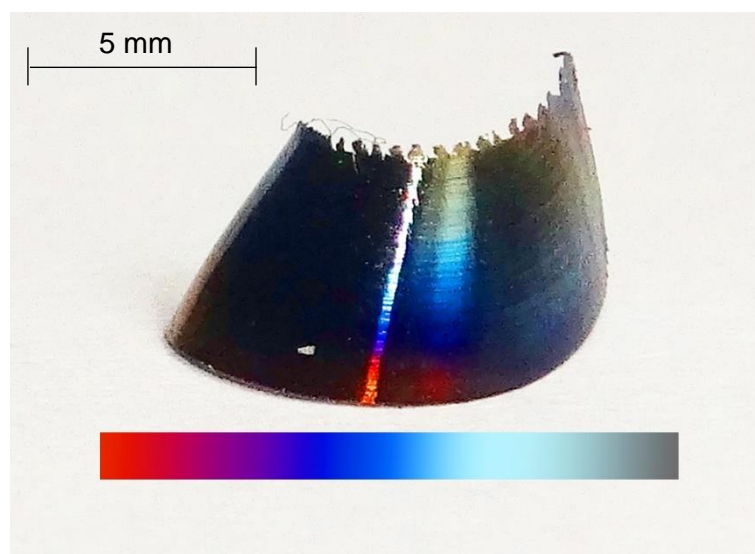


Figura 107 - Cavaco para condição 9 no pré-teste no aço 1045
Fonte: Autoria própria.

O nível de cores relatada pelos autores Yeo e Ong (2000), de acordo com a velocidade de corte, vai desde a cor prateada, dourada, marrom e violeta. Após a violeta, a ordem das cores de acordo com o aumento da temperatura é o azul claro, azul escuro e bordô. Para a análise e classificação das cores dos cavacos obtidos pelos pré-testes e baseados em Yeo e Ong (2000), foi proposto neste trabalho um número de classificação segundo a intensidade da cor e o gradiente de cor no cavaco. Através do gradiente de cores no cavaco pode ser calculado uma média da classificação de acordo com a intensidade. A Tabela 28, a seguir, foi utilizada para classificar os resultados das cores do cavaco, desde o número 1 para a menor intensidade para cor Prateada sendo mais branda, até o número 6 para maior intensidade para cor Bordô.

Tabela 28 - Tabela adotada para classificar os cavacos de acordo com a cor

Cores	Intensidade
Prateado	1
Dourado	2
Marrom	3
Violeta	4
Azul	5
Bordô	6

Fonte: Autoria própria.

Os resultados são mostrados na Tabela 29, a seguir.

Tabela 29 - Resultados das intensidades das cores dos cavacos no pré-teste.

Ensaio	Prateado	Dourado	Marrom	Violeta	Azul	Bordô	Média
Condição 1					5	6	5,5
Condição 2					5	6	5,5
Condição 3					5		5
Condição 4			3	4	5		4
Condição 5			3	4	5		4
Condição 6	1				5		3
Condição 7			3	4	5		4
Condição 8	1	2			5		2,7
Condição 9	1				5	6	4

Fonte: Autoria própria.

Uma análise das respostas de médias de intensidade de cor do cavaco da Tabela 29, foi realizada utilizando ANOVA (análise de variância). As respostas dos cálculos realizando ANOVA estão mostradas na Tabela 30.

Tabela 30 – Quadro resumo da ANOVA.

FV	GL	SQ	QM	Fcalc	Ftab (10%)
Velocidade de corte	2	5,950617284	2,975308642	10,59340659	10
Profundidade de corte	2	0,450617284	0,225308642	0,802197802	10
Avanço por dente	2	1,00617284	0,50308642	1,791208791	10
Resíduo	2	0,561728395		0,280864198	
Total	8	7,969135802		0,996141975	

Fonte: Autoria própria.

Na Tabela 30 na análise por ANOVA está representada o quadro resumo, onde: FV – é a fonte de variação, GL – é o grau de liberdade, SQ – é a soma dos quadrados, QM – é o quadrado médio, Ftab – o valor F da tabela de distribuição F de Fisher para 10% (90% de intervalo de confiança).

A variável de velocidade de corte se mostra relevante a 10% na resposta da intensidade de cor do cavaco. Para fins de minimizar a resposta, diminuir a intensidade de cor de cavaco, o melhor nível de velocidade de corte é o nível de velocidade 3, com velocidade de corte igual a 270 m/min. A Figura 108 mostra o gráfico com as médias de velocidade de corte para cada condição.

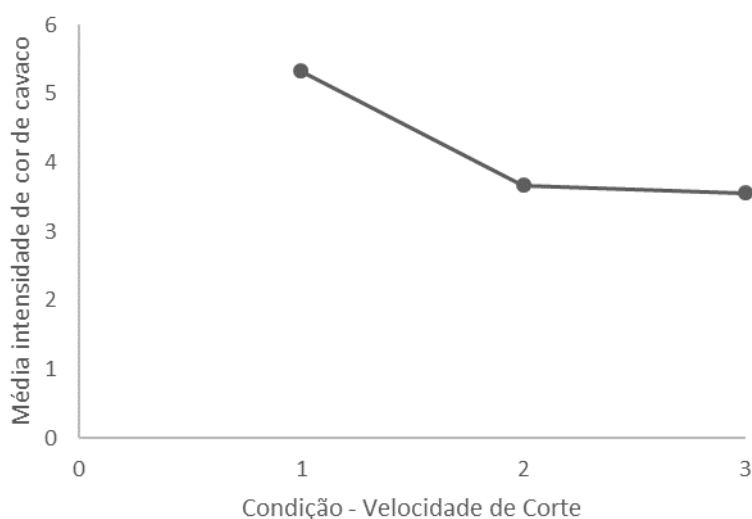


Figura 108 - Média da intensidade de cor de cavaco de acordo com as condições de velocidade de corte

Fonte: Autoria própria.

Esse resultado sugere que para as condições de corte adotadas nos pré-testes, para maiores velocidades de corte a intensidade da cor do cavaco foram mais brandas e, portanto, apresentaram menores temperaturas. O trabalho de Secco (2015) também avaliou a cor do cavaco, porém em função do modo de resfriamento e do desgaste da ferramenta, sendo encontrados cavacos com cores mais brandas no início da usinagem por fresamento e cores mais escuras quando a presença do desgaste da ferramenta era maior. Secco (2015) baseou-se na Tabela 31 de correlação entre cor dos cavacos e temperatura máxima alcançada no processo de usinagem proposto por Venkatesh, Zhou e Xue (1993). A Tabela 31 mostra que para maiores temperaturas as cores são mais escuras.

Tabela 31 - Correlação entre cor dos cavacos e temperatura máxima alcançada no processo de usinagem.

Cor dos cavacos	Temperatura (°C)
Azul escuro + verde	> 1000
Azul escuro	960 – 1000
Azul + roxo	920 – 960
Azul + marrom	860 – 920
Marrom	820 – 880
Dourado	800 - 840

Fonte: Adaptado de Venkatesh, Zhou e Xue (1993)

6.3 Materiais e Métodos: Estudo de caso 3

Para o estudo de caso 3 adotou-se os mesmos procedimentos realizados no pré-teste, porém no estudo de caso 3 empregou-se outro tipo de material para o corpo de prova, dimensões do corpo de prova e parâmetros de corte diferentes. Entretanto, foi utilizado o mesmo centro de usinagem, ferramenta, inserto, aquisição de dados e computador dos ensaios de pré-teste. Os insertos, apesar de serem os mesmos, foram alternados de modo que as faces novas fossem utilizadas para que os desgastes não influenciassem os dados de temperatura experimental. A seguir serão expostos os detalhes do corpo de prova e ensaios de usinagem, respectivamente.

6.3.1 Corpos de prova

Os corpos de prova foram confeccionados com dimensões mostradas na Figura 109. Três furos com 4,5 mm de diâmetro foram realizados na lateral do corpo de prova para inserção dos três termopares. A seção transversal apresenta um perfil de 18 mm x 18 mm, enquanto que o comprimento é de 128 mm, que é muito maior que a seção transversal. Dessa forma o gradiente de temperatura será considerado na seção transversal.

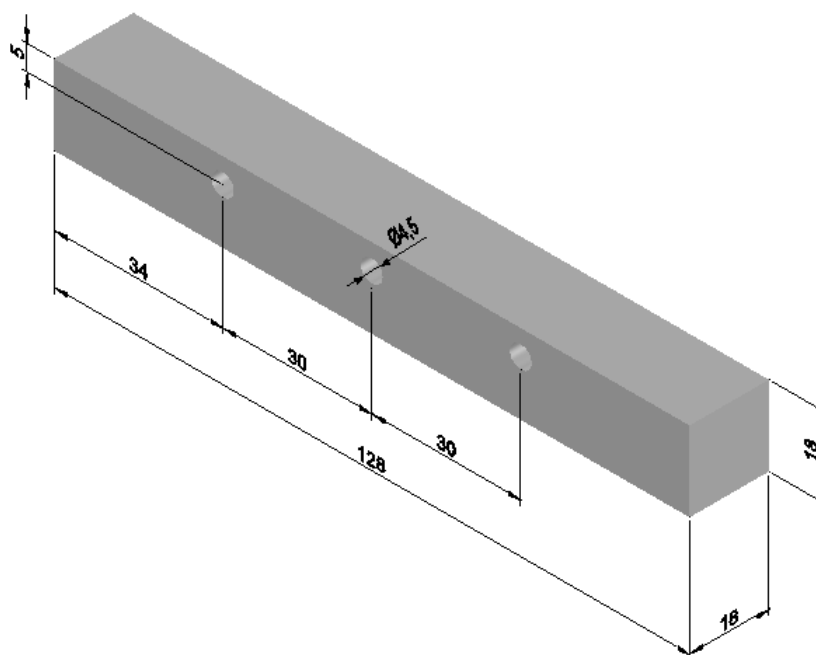


Figura 109 - Dimensões do corpo de prova para estudo de caso do aço AISI H13
 Fonte: Autoria própria.

O material adotado para o corpo de prova foi o aço AISI H13 no estado recozido da Villares Metals, com dureza máxima de 207 HB, com composição química apresentada na Tabela 32. O aço AISI H13 foi selecionado por ser um material amplamente aplicado na indústria de moldes e matrizes.

Tabela 32 - Composição química do aço AISI H13 da Villares.

Nomenclatura	C (%)	Mn (%)	Si(%)	Cr (%)	Mo (%)	V
AISI H13	0,40	0,35	1,00	5,20	1,5	0,9

O corpo de prova foi confeccionado de maneira que o material da superfície do bloco como fornecido fosse removido com o corte. O corpo de prova usinado é mostrado na Figura 110.

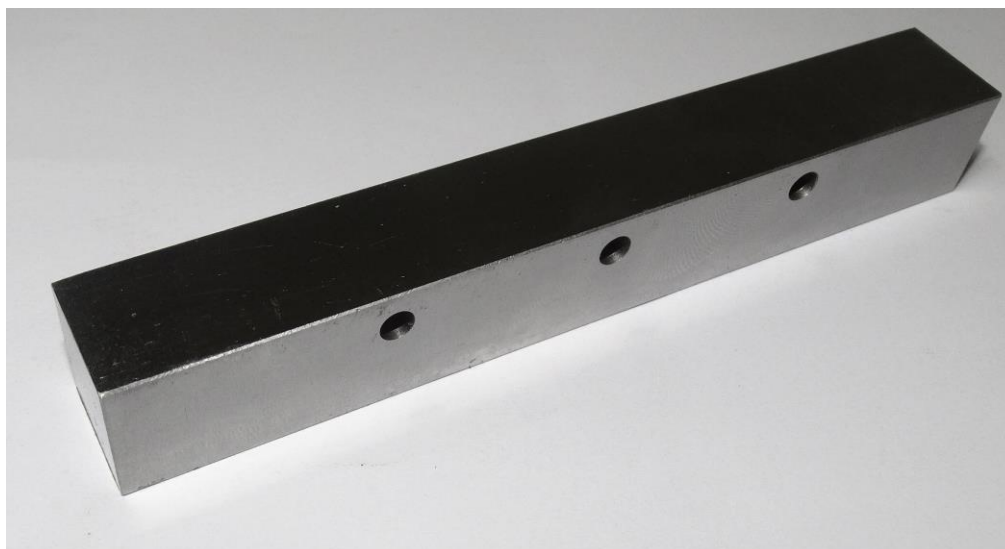


Figura 110 – Corpo de prova confeccionado no aço AISI H13 com três furos para inserção dos termopares

Fonte: Autoria própria.

6.3.2 Ensaios de Usinagem

Os parâmetros de corte adotados são mostrados na Tabela 33. Foram escolhidos três níveis para posterior avaliação pelo método de Taguchi, com o mesmo procedimento adotado no pré-teste para a escolha dos níveis. Os parâmetros de corte adotados foram baseados nos parâmetros recomendados pelo fabricante do inserto para a usinagem deste tipo de material. Foi utilizado um incremento em todos os níveis em torno de 50 % para que nas análises estatísticas não houvesse nenhuma tendência de resultado.

Tabela 33 - Variáveis e níveis dos parâmetros de corte empregados nos ensaios de usinagem no aço AISI H13.

Variáveis	Níveis		
	1	2	3
Velocidade de corte - vc (m/min)	87	130	195
Profundidade de usinagem - ap (mm)	0,9	1,3	2
Avanço por dente (mm/z)	0,1	0,15	0,23

Fonte: Autoria própria.

Através dos níveis estabelecidos, montaram-se os 9 ensaios com base no arranjo ortogonal do método Taguchi (Tabela 34) adaptado para três variáveis com três níveis cada.

Tabela 34 - Ensaios de usinagem com base no arranjo ortogonal L9 de Taguchi para aço AISI H13.

Ensaio	Variáveis		
	Velocidade de corte (m/min)	Profundidade de usinagem (mm)	Avanço por dente (mm/dente)
1	87	0,9	0,1
2	87	1,3	0,15
3	87	2	0,23
4	130	0,9	0,15
5	130	1,3	0,23
6	130	2	0,1
7	195	0,9	0,23
8	195	1,3	0,1
9	195	2	0,15

Fonte: Autoria própria.

A posição da ferramenta em relação à peça aplicada nos ensaios experimentais é mostrada na Figura 111.

O fresamento aplicado foi o concordante, vide Figura 5, com um deslocamento do centro da ferramenta de 5 mm, caracterizando um fresamento frontal assimétrico com toda a superfície sendo fresada.

Essa configuração consiste em um fresamento assimétrico, e foi selecionada esta estratégia de corte devido ser vantajoso ao método simétrico. Quando o diâmetro da fresa é grande em relação à largura da peça, obtêm-se um maior número de dentes simultaneamente no corte, e dessa maneira menores esforços de corte por dente, gerando um corte mais suave, quando comparado com o fresamento simétrico (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2001).

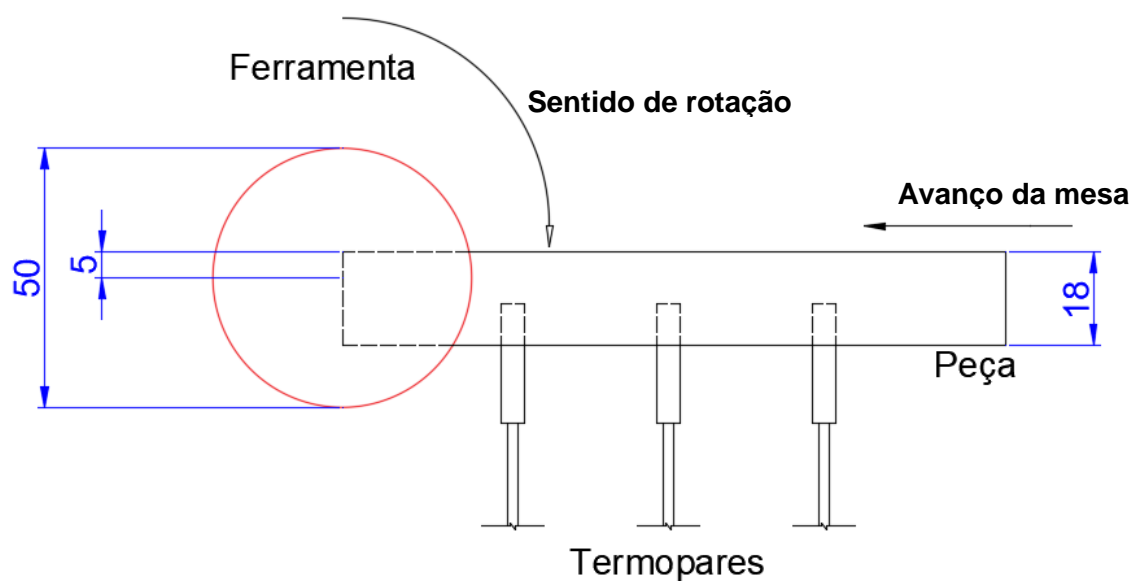


Figura 111 - Posição da ferramenta em relação à peça
 Fonte: Autoria própria.

6.4 Resultados: Estudo de caso 3

6.4.1 Estimativas de fluxo de calor pelo STUF

As curvas de temperatura experimentais foram registradas e utilizadas como dados de entrada para o STUF. A Figura 112 mostra a temperatura experimental obtida através do termopar para o ensaio 6 ($v_c = 130$ m/min; $a_p = 2$ mm; $f_z = 0,1$ mm/z) com base na Tabela 34. A temperatura experimental obtida foi registrada por um termopar que estava a 3 mm da superfície fresada.

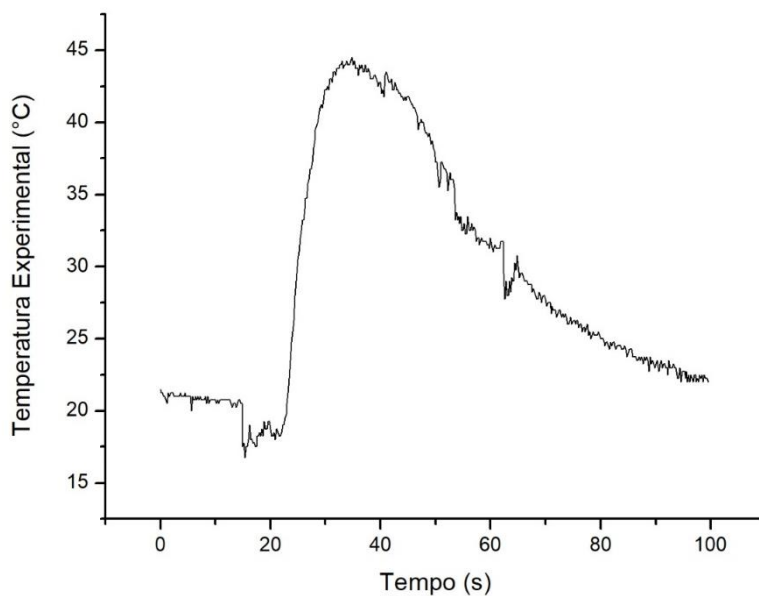


Figura 112 - Temperatura Experimental obtida através do termopar para o Ensaio 6
Fonte: Autoria própria.

A Figura 112 indica que houve uma região de ruído antes do aumento da temperatura. Esses ruídos elétricos no sinal experimental foram produzidos pelo corte do material pela ferramenta. Em Carvalho (2005) ocorreu um efeito semelhante para aquisição de temperatura experimental durante o ensaio de soldagem na medição de temperatura em uma chapa de alumínio após o desligamento da tocha. A Figura 113 mostra o efeito obtido por Carvalho (2005) e a Figura 114 mostra o tratamento do sinal realizado após a aquisição de dados através do que o autor chamou de Alisamento.

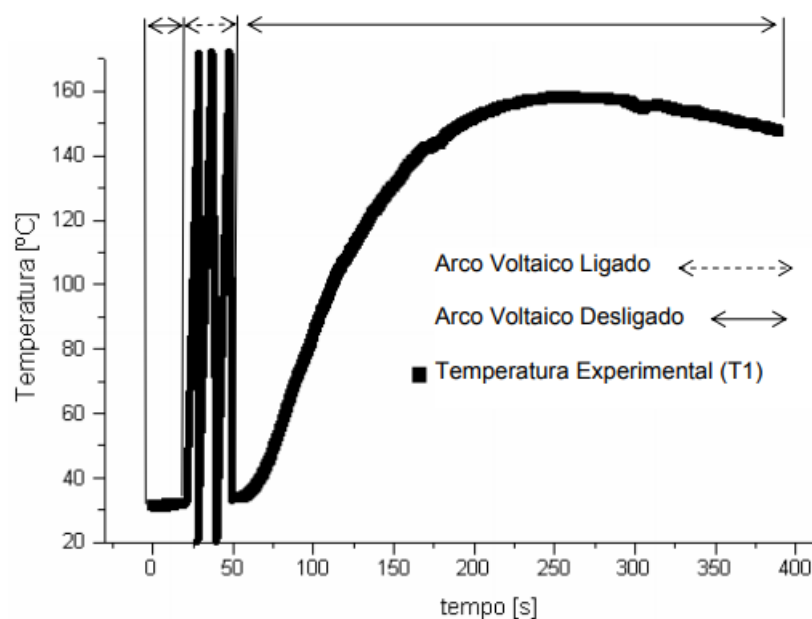


Figura 113 - Temperatura experimental e a presença de grandes ruídos elétricos medidos pelo termopar T1 em Carvalho (2005)
 Fonte: Carvalho (2015, p.103).

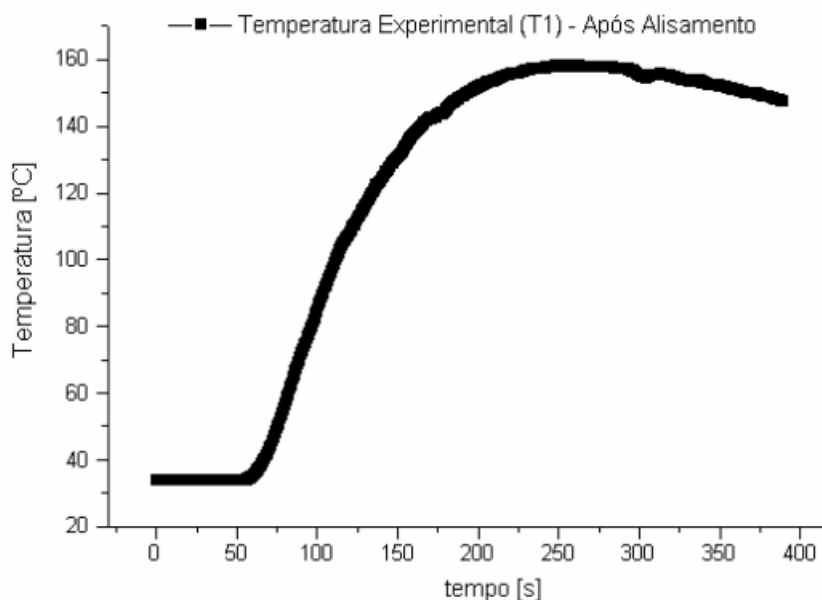


Figura 114 - Temperatura experimental após eliminação dos ruídos elétricos
 Fonte: Carvalho (2015, p. 104).

Os sinais adquiridos durante os ensaios no Estudo de caso 3 foram tratados para eliminação do máximo de ruídos produzidos e registrados pelos sensores. O sinal da temperatura experimental mostrada anteriormente na Figura 112 foi tratado através da

eliminação dos ruídos e mantido somente a região de aquecimento da peça, desprezando a região de resfriamento, pois nessa região é onde a ferramenta de corte se distancia do sensor. O sinal após o tratamento é mostrado na Figura 115, a seguir. O tratamento dos dados foi realizado no Excel por meio de filtro de duplicação e sinais. É importante distinguir que tanto para o Estudo de caso 1 e Estudo de caso 2, quanto para o Estudo de caso 3, os equipamentos de aquisição de dados foram diferentes, apesar de serem destinados a medição de temperatura utilizando termopar tipo k. Os ruídos foram maiores no Estudo de caso 3, e influenciaram nos resultados das estimativas que serão mostradas a seguir.

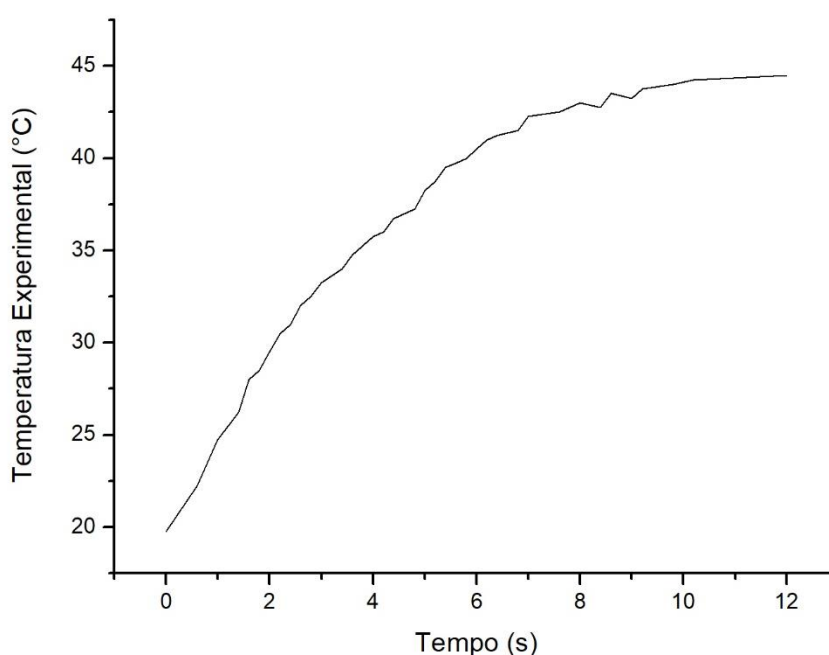


Figura 115 - Temperatura experimental do Ensaio 6 após eliminação dos ruídos
Fonte: Autoria própria.

Os dados de temperatura experimental obtidos pelos termopares foram utilizados para realizar as estimativas de fluxo de calor em função do tempo. É apresentado a seguir um dos resultados encontrados dos 9 ensaios (Tabela 34) realizados no Estudo de Caso 3. Os gráficos apresentados a seguir, possuem a temperatura experimental que foi obtida pelos termopares e a estimativa de fluxo de calor gerada pelo STUF (interface 1). Observa-se que os resultados de fluxo de calor apresentaram ruídos, porém o comportamento de fluxo máximo na região 2, região de aproximação da ferramenta de corte, permaneceu. Os resultados apresentados no Estudo de caso 3, foram baseados apenas no termopar 1 inserido em cada ensaio, pois eram os resultados com menos ruídos em relação aos outros termopares. Por esta questão dos ruídos presentes, as regiões 1, 2 e 3 não foram identificadas com clareza, porém o decaimento do gráfico do fluxo de calor estimado pode ser percebido (Figura 116).

A Figura 116 apresenta a temperatura experimental e a estimada, e o gráfico do fluxo de calor estimado em função do tempo para o Ensaio 6. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 6, foram $v_c = 130$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,1$ mm/Z. Todos os resultados para as estimativas são mostrados no Apêndice B.

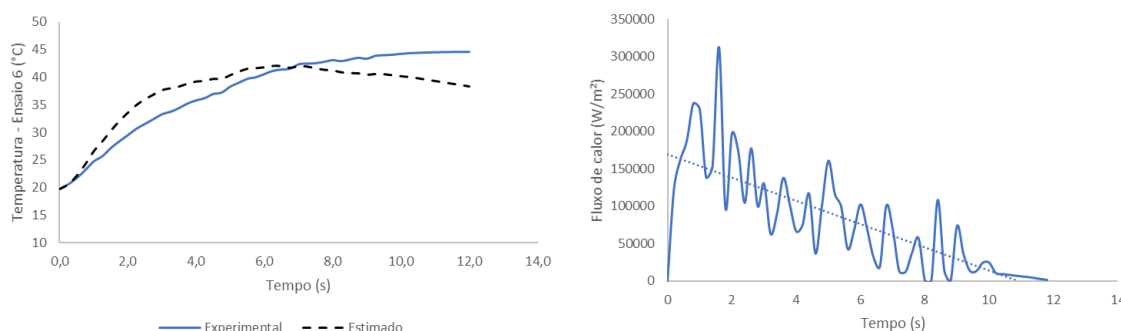


Figura 116 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 6: $v_c = 130$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,1$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

6.4.2 Resultados de fluxo de calor máximo

Após todas as estimativas para o Estudo de caso 3, os resultados de fluxos de calor máximos foram selecionados e são mostrados na Tabela 35 a seguir e os valores das temperaturas máximas no ponto medido pelo termopar e estimadas pelo STUF são mostradas na Figura 118.

Tabela 35 - Resultados para estimativas dos valores máximos de fluxo de calor (W/m^2) para os 9 ensaios

Ensaio 1	362919
Ensaio 2	473060
Ensaio 3	109866
Ensaio 4	194897
Ensaio 5	171318
Ensaio 6	206637
Ensaio 7	314253
Ensaio 8	288986
Ensaio 9	128258

Fonte: Autoria própria.

O maior e o menor resultado estimados para fluxo de calor no estudo de caso 3, foram de, aproximadamente, 473060 W/m^2 para Ensaio 2 e 109866 W/m^2 para Ensaio 3. Os

resultados obtidos pelo STUF no estudo de caso 3 apresentam estimativas com ordem de grandeza parecidas aos encontrados no Estudo de caso 1 e Estudo de caso 2.

Para a análise estatísticas dos resultados das estimativas de fluxos de calor máximos, aplicou-se ANOVA. Os resultados são mostrados na Tabela 36.

Tabela 36 - Quadro resumo ANOVA para análise de fluxo de calor – Estudo de caso 3

FV	GL	SQ	QM	Fcalc	Ftab (10%)
Velocidade de corte	2	2,34E+10	1,17E+10	0,77	10
Profundidade de corte	2	4,72E+10	2,36E+10	1,55	10
Avanço por dente	2	1,26E+10	6,3E+09	0,41	10
Residuo	2	3,05E+10	1,53E+10		
total	8	1,14E+11	1,42E+10		

Fonte: Autoria própria.

Segundo os resultados obtidos, os 3 níveis adotados em cada variável para velocidade de corte, profundidade de usinagem e avanço por dente foram semelhantes para os resultados de fluxo de calor na peça para F_{tab} (10%). Não houve a presença de algum padrão com a variação dos parâmetros de corte o que pode ser explicado por meio do método que foi adotado para os ensaios de usinagem. O método adotado foi o arranjo ortogonal L9 de Taguchi que variou todos os parâmetros simultaneamente nos nove ensaios.

6.4.3 Estimativas de temperatura na peça

A estimativa do fluxo de calor pode ser avaliada através da comparação da temperatura estimada baseada neste fluxo de calor estimado, com a temperatura experimental medida pelos termopares. A Figura 117 mostra a comparação entre as temperaturas experimentais e as temperaturas estimadas no Ensaio 9. Todas as comparações das temperaturas encontradas podem ser analisadas no Apêndice B.

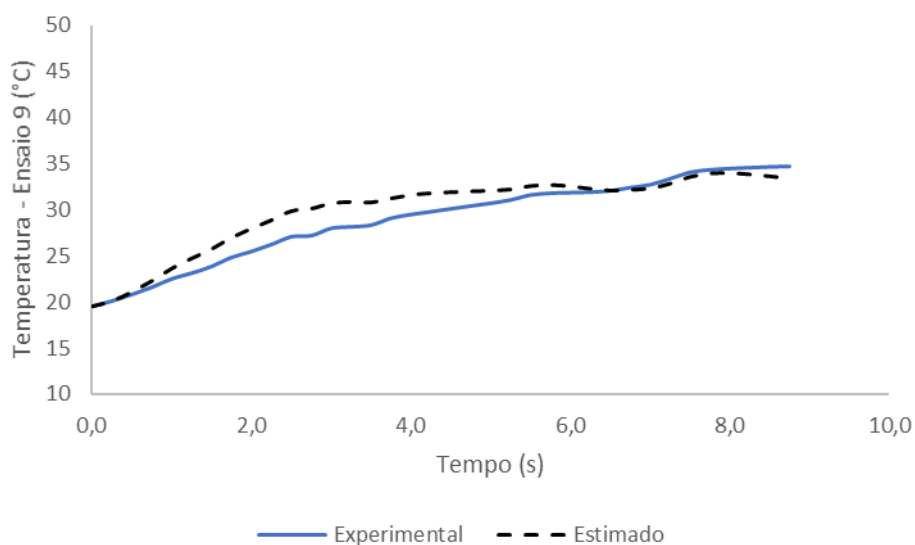


Figura 117 - Temperatura experimental e temperatura estimada para Ensaio 9
Fonte: Autoria própria.

Após as estimativas para todos os nove ensaios, foi possível comparar as temperaturas máximas experimentais para cada ensaio da Tabela 34, com as temperaturas máximas estimadas pelo STUF. A Figura 118 apresenta os resultados para as temperaturas máximas experimentais e estimadas para todos os ensaios do Estudo de caso 3. Os resultados mostram que para os ensaios 3, 6 e 9 as estimativas de temperaturas foram semelhantes às temperaturas experimentais. As demais estimativas apresentaram diferença relevante entre as temperaturas experimentais e as estimadas. Dois fatores podem ser determinantes na dispersão das estimativas, a presença de ruídos como foi comentado anteriormente e a distância do termopar para a superfície usinada. Os efeitos da distância da superfície usinada foi discutido por Barrios (2013), e há a tendência de melhores estimativas para sensores mais próximos da superfície usinada. Os ensaios 3, 6 e 9 possuem uma condição de corte em comum, que é a profundidade de corte com $a_p = 2$ mm, que está diretamente ligada com a distância do termopar para a superfície fresada. Essa condição de corte nos ensaios 3, 6 e 9 é a que apresenta a menor distância para o sensor termopar do que as demais condições: $a_p = 0,9$ mm e $a_p = 1,3$ mm.

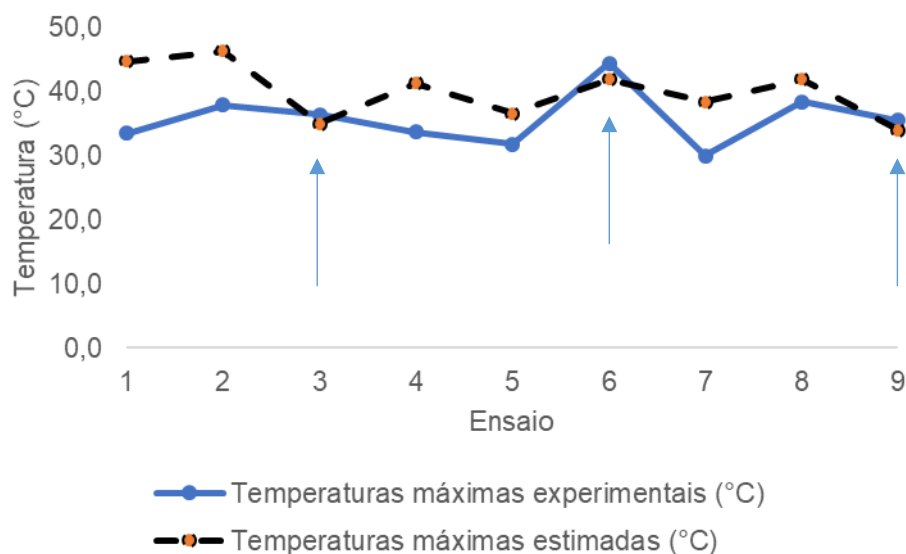


Figura 118 - Temperaturas máximas experimentais e temperaturas máximas estimadas pelo STUF

Fonte: Autoria própria.

Através dos três níveis adotados para velocidade de corte, profundidade de usinagem e avanço por dente, pôde-se calcular a média das temperaturas máximas experimentais, obtidos para cada variável.

Os resultados para os três níveis de velocidade de corte são mostrados na Figura 119. A velocidade de corte (1), velocidade de corte (2) e velocidade de corte (3) referem-se, respectivamente, a 87, 130 e 195 m/min. Com base nos resultados, houve a tendência da diminuição da temperatura na peça em função do aumento da velocidade de corte, porém estatisticamente, como mostrado pelas barras de erros, há uma interferência entre os resultados, dessa forma não se pode afirmar que houve essa diferença.

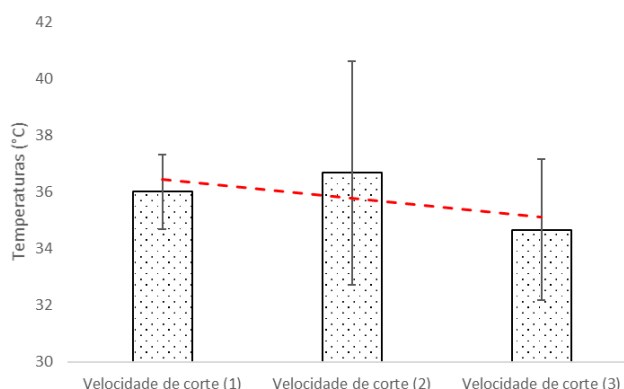


Figura 119 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de velocidades: velocidade de corte (1) = 87 m/min, velocidade de corte (2) = 130 m/min e velocidade de corte (3) = 195 m/min

Fonte: Autoria própria.

Os resultados para os três níveis de profundidade de usinagem são mostrados na Figura 120. A profundidade de usinagem (1), profundidade de usinagem (2) e profundidade de usinagem (3) referem-se, respectivamente, a 0,9, 1,3 e 2 mm. Com base nos resultados, houve aumento da temperatura na peça com o aumento da profundidade de usinagem.

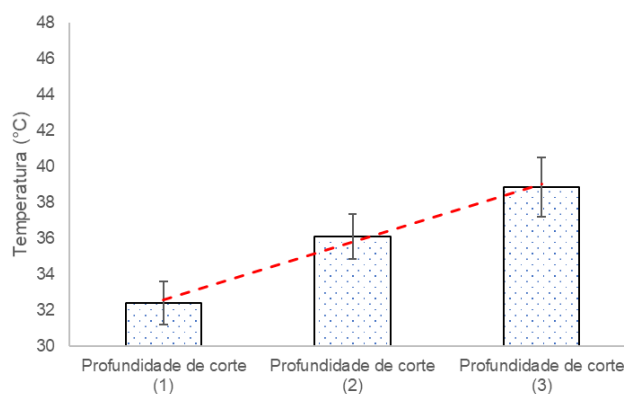


Figura 120 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de profundidade de usinagem
Fonte: Autoria própria.

Os resultados para os três níveis de avanço por dente são mostrados na Figura 121. O avanço por dente (1), avanço por dente (2) e avanço por dente (3) referem-se, respectivamente, a 0,1, 0,15 e 0,23 mm/dente. Com base nos resultados, houve diminuição da temperatura na peça com o aumento do avanço por dente.

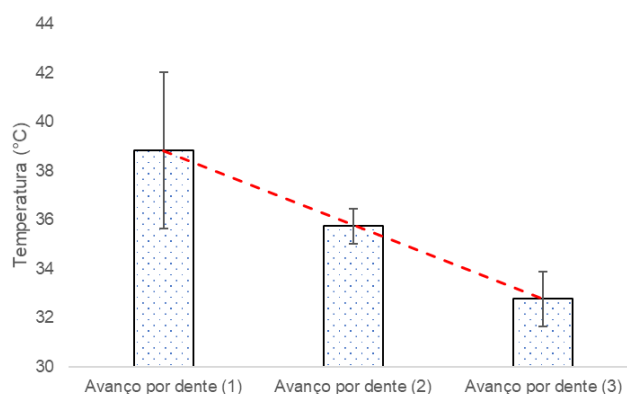


Figura 121 - Temperaturas máximas experimentais para os níveis de avanço por dente
Fonte: Autoria própria.

Dessa forma, tem-se a diminuição da temperatura na peça, por meio de menores profundidades de corte, atreladas a valores altos de velocidades de corte e avanços por dente.










Esses resultados referem-se a menores temperaturas na peça, o que pode representar efeitos inversos para a ferramenta de usinagem e maiores avanços, os quais podem ter sido influenciados por maiores velocidades de corte.

6.4.4 Cor do cavaco

Os ensaios de usinagem nos corpos de prova do aço AISI H13 foram realizados e a cor do cavaco também foi avaliada para cada condição de corte. Os cavacos são mostrados conforme a ordem das condições de usinagem de 1 a 9, conforme Tabela 37.

Os resultados para cor do cavaco no Estudo de caso 3 mostraram-se semelhantes aos encontrados nos pré-testes. As condições que apresentaram menores intensidades de cores foram os Ensaios 6 e 8, tanto no pré-teste quanto no Estudo de caso 3. Neste caso, os resultados podem ser semelhantes, pois tanto o pré-teste quanto o Estudo de caso 3 utilizou do mesmo método de desenvolvimento dos ensaios utilizando o método L9 de Taguchi com três níveis de intensidade para cada variável de corte com a mesma proporção de aumento.

Tabela 37 - Cor dos cavacos coletados para cada condição de corte no aço AISI H13.

Ensaio	Velocidade de Corte (m/min)	Profundidade de corte (mm)	Avanço por dente (mm/dente)	Cavaco
1	87	0,9	0,1	
2	87	1,3	0,15	
3	87	2	0,23	
4	130	0,9	0,15	
5	130	1,3	0,23	
6	130	2	0,1	
7	195	0,9	0,23	
8	195	1,3	0,1	
9	195	2	0,15	

Fonte: Autoria própria.

O resultado na Tabela 37 mostra que para o nível 3 de velocidade de corte, 195 m/min, o cavaco apresentou cores com menores intensidades. E percebe-se que as cores são mais fortes para os níveis de velocidades menores, e as cores mais brandas estão para nos níveis de velocidades de corte maiores.

A literatura, como em Diniz, Marcondes e Coppini (2001), diz que para maiores velocidades de corte uma maior parcela do fluxo de calor vai para o cavaco.

Nos resultados, para maiores velocidades de corte foram encontrados cavacos com menores intensidades de cor, que mostra que menores temperaturas foram geradas. Isso pode estar ligado ao efeito adiabático que a velocidade de corte alta pode gerar nos cavacos. Nessas condições o fluxo de calor teria um tempo muito curto para ser transmitido para o cavaco, levando a transmissão de calor para quase adiabático. Em Silva (2007) mostra que a temperatura dos cavacos houve um pequeno decréscimo da temperatura com o aumento da velocidade de corte, porém para a ferramenta de corte com desgaste $VB \geq 0,4$ mm houve aumento da temperatura do cavaco com o aumento da velocidade de corte. Esse fenômeno é mostrado na Figura 122, a seguir.

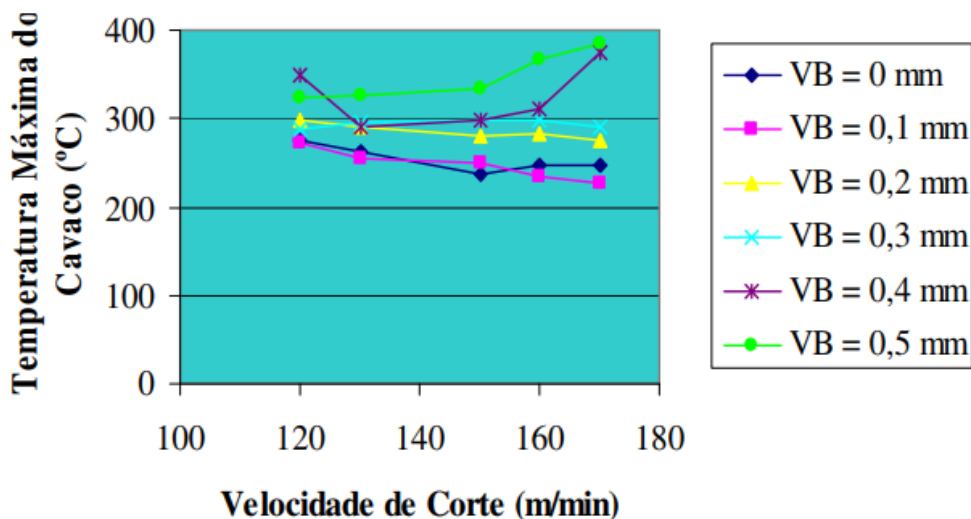


Figura 122 - Temperatura do cavaco em função da velocidade de corte e desgaste da ferramenta VB

Fonte: Silva et. al (2007, p. 8).

Desta maneira, comparando o resultado para a cor de cavaco com as estimativas de fluxo de calor e temperatura, houve um decréscimo da cor do cavaco, e um decréscimo da temperatura na peça, quando para um aumento do nível de velocidade. Isso sugere que para essas condições de corte adotadas neste Estudo de caso 3, quando há o aumento da velocidade o calor transferido para a ferramenta está aumentando.

7. CONCLUSÃO

7.1 Conclusões: desenvolvimento do STUF

- O STUF realizou as estimativas de fluxo de calor e temperatura na peça e permite, dessa forma, ser utilizado como uma ferramenta de auxílio para análises térmicas posteriores ao ensaio de usinagem.
- A interface 1 para estimativas do fluxo de calor e interface 2 para estimativas das temperaturas na peça mostraram-se capazes de realizar as rotinas computacionais dos fluxogramas propostos nos itens 3.1.2 e 3.1.5.
- O método de resolução do sistema linear por TDMA foi implementado e mostrou-se mais rápido do que o método por Gauss-Seidel, porém com a mesma robustez. Os resultados da avaliação entre TDMA e Gauss-Seidel mostraram que até uma malha $7 \times 7 \times 7$ o tempo de CPU para a resolução é abaixo de 1 segundo. A partir deste ponto, o método por Gauss-Seidel passa a ter um tempo de resolução muito maior que o método por TDMA. Dessa forma, o método TDMA pode ser utilizado com bons resultados em problemas tridimensionais de condução de calor em resoluções de problemas inversos com malhas mais refinadas.
- A nova metodologia implementada com base no deslocamento da ferramenta permite a identificação do fluxo de calor máximo, através dos dados do histórico do fluxo de calor em função do tempo para cada sensor termopar.
- A nova metodologia possibilita a geração de resultados de temperaturas estimadas com bom ajuste com as temperaturas experimentais obtidas pelo sensor termopar.

7.2 Conclusões: resultados da análise paramétrica

7.2.1 Conclusão da análise do Coeficiente convectivo (h)

- O coeficiente convectivo para condições de convecção natural do ar com valores na faixa de 1 a 30 W/m²K apresenta pouca influência sobre a temperatura máxima na peça com uma variação total de 0,15%. A temperatura máxima é menor quanto maior é o coeficiente convectivo, e esse decaimento é linear como mostrado na Figura 44.

7.2.2 Conclusão da análise do Refino de malha

- A análise paramétrica no refino de malha mostrou que é possível a geração de boas estimativas no STUF através da malha de 40 x 40 x 3 (40 divisões em x, 40 divisões em y, e 3 divisões em z) considerando o equilíbrio entre resultados gerados e tempo computacional para a resolução.
- O refino de malha em z não indicou diferenças significativas nas temperaturas máximas.

7.2.3 Conclusão da análise do Passo do tempo (Δt)

- O passo do tempo apresentou uma diferença total de 2,11% nas temperaturas máximas na peça, do menor incremento 0,05 para o maior incremento de 2,00 segundos, para a resolução direta. Quanto maior é o passo do tempo, menores são as temperaturas geradas para uma resolução direta.
- O passo do tempo que pode ser utilizado na resolução direta está dentro da faixa entre 0,05 e 2 segundos.

7.2.4 Conclusão da análise da Geometria

- A cada incremento na área da Geometria transversal da peça, houve um decréscimo em torno de 5% na temperatura máxima gerada. A Geometria nos ensaios de usinagem influencia a sensibilidade do sensor inserido na peça, uma menor geometria aumenta a temperatura da peça num menor tempo e pode trazer melhores estimativas como discutido no item 6.3.3.

7.2.5 Conclusão da análise da Temperatura experimental

- As estimativas mostraram que as temperaturas experimentais medidas através dos termopares são semelhantes aos efeitos das curvas senoidais testadas. O fluxo de calor é máximo durante a região de maior inclinação da curva de temperatura experimental, localizando-se na região 2, como já mostrado na Figura 41. Quanto maior a taxa de temperatura em função do tempo, maior será o valor do fluxo de calor estimado.

7.2.6 Conclusão da análise do Erro

- Dentre os tipos de sinais de entrada, o sinal triangular apresentou melhor ajuste em comparação com as demais, e o sinal senoidal apresentou ajuste com menor coeficiente de determinação R^2 , devido uma maior variação da temperatura em função do tempo.
- O erro em cada tipo de sinal não aumenta consideravelmente com a amplitude do sinal, enquanto a variação no passo do tempo influencia de forma significativa as resoluções inversas (interface 1) nas estimativas de fluxo de calor. As melhores estimativas ocorrem com o passo de tempo de 0,25 segundos.

7.3 Conclusões do Estudo de caso 1

- Foi possível realizar estimativas de fluxo de calor e temperatura na peça através do STUF para os dados de Braghini Junior (2002) com bons ajustes entre as curvas experimentais e estimadas, apresentando R^2 médio maior que 0,85.
- Os resultados mostraram que para o experimento 2, houve um aumento de mais de 2 vezes do fluxo de calor máximo.
- O aumento da velocidade de corte trouxe também o aumento do fluxo de calor para a peça.
- A identificação das regiões 1, 2 e 3 nas estimativas do fluxo de calor com base nos dados de Braghini Junior (2002) foi possível, sendo a região 2 onde gera-se o maior fluxo de calor como mostrado no item 4.2.1.
- A comparação entre as estimativas geradas pelo software do trabalho de Barrios (2013) com base nos dados de temperatura de Braghini Junior (2002) e as estimativas do STUF, mostrou que houve um melhor ajuste entre as temperaturas experimentais e estimadas através do STUF, item 4.2.1.
- O fluxo de calor máximo estimado para o experimento 1 e 2 pelo STUF foi duas vezes maior do que o fluxo de calor médio estimado por Barrios (2013) com base nos dados de Braghini Junior (2002). Isso ocorre, porque o STUF considera a componente transiente do fenômeno de geração e troca de calor entre a ferramenta e a peça, tornando os resultados mais precisos.

7.4 Conclusões do Estudo de caso 2

- Foi possível realizar estimativas de fluxo de calor e temperatura na peça através do STUF para os dados de Barrios (2013) com bons ajustes entre as curvas experimentais e estimadas, apresentando R^2 médio maior que 0,95.

- Para a condição B, com velocidade de corte igual a 200 m/min, houve uma diminuição considerável do fluxo de calor máximo comparado com a condição A, com velocidade de corte igual a 450 m/min. Com o aumento da velocidade de corte, houve um menor fluxo de calor para a peça, que pode estar ligado com o efeito adiabático.
- As regiões 1, 2 e 3 determinados no gráfico do fluxo de calor na peça em função do tempo, foram também encontradas neste Estudo de caso, assim como no Estudo de caso 1.
- A comparação entre as estimativas do STUF e as estimativas do trabalho de Barrios (2013) mostrou que as geradas pelo STUF apresentaram maior coeficiente de determinação R^2 em torno dos 0,96, como mostrado na Figura 84, portanto um melhor ajuste entre os dados estimados e o experimental, como mostrado no item 5.2.1.
- Os valores de fluxo de calor máximo identificados através do STUF foram pelo menos 2,5 vezes maiores do que os valores médios encontrados no trabalho de Barrios (2013), item 5.2.2. Isso acontece, porque o STUF leva em consideração o deslocamento da ferramenta ao usinar a peça (efeito transiente na estimativa do fluxo de calor).

7.5 Conclusões do Estudo de caso 3

- Os ruídos durante a leitura de dados pelo termopar é um fator importante para as estimativas. As regiões 1, 2 e 3 não foram claramente identificadas por esta questão.
- O STUF foi capaz de realizar as estimativas para os ensaios, sendo as melhores estimativas para os termopares mais próximos da face usinada como nos ensaios 3, 6 e 9. Quanto mais próximo o sensor da superfície usinada melhor será a estimativa, item 6.3.3.
- Houve a tendência da diminuição da temperatura na peça em função do aumento da velocidade de corte; assim como o aumento da temperatura na

peça com o aumento da profundidade de usinagem e da diminuição da temperatura na peça com o aumento do avanço por dente.

- Nos resultados para cor de cavaco, para as maiores velocidades de corte foram encontrados cavacos com menores intensidades de cor, que mostra que menores temperaturas foram geradas.

7.6 Sugestões para trabalhos futuros

- Utilizar a ferramenta STUF através dos dados de temperatura experimental em outros tipos de aplicações e com dados de outros tipos de sensores em tomadas de temperatura experimental.
- Comparar estimativas geradas utilizando sensor termopar e um pirômetro para as mesmas condições de corte, material e máquina ferramenta.
- Analisar em detalhes a influência da distância do termopar para a superfície fresada em função da melhor estimativa.
- Avaliar o efeito de ruídos junto ao sinal de temperatura na estimativa do fluxo de calor, bem como técnicas para minimizá-las ou eliminá-las.
- Implementar outros métodos de resolução inversa no STUF e compará-los quanto ao tempo das estimativas e a robustez em problemas térmicos de usinagem.
- Expandir a ferramenta STUF para implementação de outros modelos térmicos com geometria mais complexas e condições de contorno variáveis.

REFERÊNCIAS

ABNT (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS). NBR ISO 3002 – **Grandezas básicas em usinagem e retificação – parte 1**. São Paulo, 2013.

ABUKSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. **Internacional Journal of Machine Tools and Manufacture**, Manchester UK, v. 46, p. 782 – 800, set. 2005.

AGUIAR, A. A. **Análise de convergência local do método de Gauss Newton sob condição Lipschitz**. 2012. 48 f. Monografia, Universidade Federal de Goiás, Instituto de Matemática e Estatística, 2012.

BARRIOS, A. N. S. et al. Modeling heat transfer in die milling. **Applied thermal engineering**. United Kingdom, n. 64, p. 108-116, 2014.

BARRIOS, A. N. S. **Modelagem térmica para avaliação da temperatura no fresamento de aços para moldes e matrizes**. 2013. 102 f. Dissertação (mestrado), Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho, UNESP, 2013.

BASTOS, C. M. **Modelagem e simulação do processo de torno-brochamento de virabrequins**. 2005. 121 f. Dissertação (mestrado), Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, UFSC, 2005.

BATALHA, G. F.; MARCICANO, J. P. P. **Módulo I: Processos de fabricação por remoção de material**. Departamento de Engenharia Mecatrônica e Sistemas Mecânicos. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2003.

BECK, J. V.; BLACKWELL, B.; CLAIR JR, C. R. ST. **Inverse Heat Conduction – III posed problems**. Wiley-Interscience Publication. 1985.

BERMINGHAM, M. J.; PALANISAMY, S.; DARGUSCH, M. S. Understanding the tool wear mechanism during thermally assisted machining Ti-6Al-4V. **Internacional Journal of Machine Tools & Manufacture**. V. 62, p. 76-87, 2012.

BOOTHROYD, G.; EAGLE, J. M.; CHISHOLM, A. W. J. Effect of tool flank wear on the temperatures generated during metal cutting. **Advances in Machine Tool Design and Research**, p. 667-680, 1967.

BRAGUINI JUNIOR, A. **Metodologia para escolhas de fluido de corte não agressivos ao meio ambiente para aplicações em usinagem de metais**. 2002. 248 f. Tese (doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2002.

BRANDÃO, L. C. **Estudo experimental da condução de calor no fresamento de materiais endurecidos utilizando altas velocidades de corte**. 2006. 198 f. Tese (doutorado), Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2006.

BIANCHI, et al. O impacto do problema ambiental do fluido de corte nas indústrias e novas alternativas para sua utilização mais racional nos processos de retificação. **Fórum Ambiental da Alta Paulista**. ISSN 1980-0827. v. VI, 2010.

BRITO, R. F.; CARVALHO, S. R.; LIMA e SILVA, S. M. M. Experimental investigation of thermal aspects in a cutting tool using comsol and inverse problem. **Applied Thermal Engineering**. v. 86, p. 60-68, 2015.

CARVALHO, R. C. et al. Determinação da temperatura na interface cavaco ferramenta a partir da modelagem 3D do conjunto ferramenta e porta ferramenta. In: Simpósio do programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 14, 2004, Uberlândia. **Anais... FEMEC**, 2004.

CARVALHO, R. C. **Determinação do campo de temperatura em ferramentas de corte durante um processo de usinagem por torneamento**. 2005. 154 f. Tese (doutorado); Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, 2005.

CHAKRAVERTI, G.; PANDEY, P. C.; MEHTA, N. K. Analysis of tool temperature fluctuation in interrupted cutting. **Precision Engineering**, v. 6, p. 99-105, 1984.

CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. Numerical Methods for Engineers. Segunda Edição. McGraw-Hill Book Co. Singapore, 1988. 813 p.

CHILDS, T. H. C. et al. Tool temperatures and wear in micro-machining Cu-Ni alloys with diamond tools: models, simulations and experiments. **15th CIRP Conference on Modelling of Machining Operations**. v. 31, p. 270-275, 2015.

COHEN, D. (2014). Usinagem moderna x tradicional em moldes e matrizes. <http://usinagem-brasil.com.br/8682-usinagem-moderna-x-tradicional-em-moldes-e-matrizes> (07/07/2017).

DA COSTA, D. D.; GOMES, J. O.; PANGRÁCIO, M. L. **Análise da qualidade de furos realizados por fresamento helicoidal interpolado**. Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação - COBEF. 2005.

DAVOODI, B.; HOSSEINZADEH, H. A new method for heat measurement during high speed machining. **Journal of Measurement**. v. 45, p. 2135-2140, 2012.

DE SOUZA, R. M. **O método dos elementos finitos aplicado ao problema de condução de calor**. Universidade Federal do Pará. Centro Tecnológico. Departamento de Engenharia Civil. Núcleo de Instrumentação e Computação Aplicada à Engenharia. Belém, 2003.

DI MARZO, R. G. **Aplicação do método dos elementos finitos na análise de tensões induzidas em cabos umbilicais**. 2010. 107 f. Dissertação (mestrado). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo. USP. 2010.

DIAS, A. M. P. **Avaliação ambiental de fluidos de corte utilizados em processos convencionais de usinagem**. 2000. 118 f. Dissertação (mestrado). Universidade Federal de Santa Catarina. UFSC. Programa de Pós-graduação em Engenharia ambiental. 2000.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 2ª Edição, São Paulo, Artliber Editora, 2000, 248 p.

FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos metais**. Edgard Blücher. São Paulo, 1977. 751 p.

FERREIRA, D. C. **Análise numérica da influência térmica dos revestimentos em ferramentas de corte usando o programa COMSOL e problemas inversos**. 2017. 75 f. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá, 2017.

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat flow simulation for dry machining of power train castings. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, n. 56, p. 117 – 122, 2007.

GABARDO, J. F. **Estudo da tenacidade do aço ferramenta H13**. 2008. 71 f. Dissertação (mestrado). Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal do Paraná, 2008.

GERDAU. **Manual de aços: aços finos Piratini**. 2003.

GUIMARÃES, T. A. M.; GUIMARÃES, G.; CARVALHO, S. R. DE. Modelagem térmica do processo de Furação usando a técnica dos volumes finitos. In: Simpósio do programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 16, 2006, Uberlândia. **Anais... FEMEC**, 2006.

HADDAG, B.; NOUARI, M. Tool wear and heat transfer analyses in dry machining based on multi-steps numerical modelling and experimental validation. **Wear**. v. 302, p. 1158-1170, 2013.

HARADA, J. **Moldes para injeção de termoplásticos**. Artliber Editora. São Paulo, 2004.

HIOKI, D. **Influência dos parâmetros de corte do fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido**. 2006. 233 f. Tese (doutorado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2006.

HUEBNER, K. H. **The Finite Element Method for Engineers**. Nova Iorque: John Wiley & Sons, 1976.

IDAGAWA, H. S. A importância do engenheiro no desenvolvimento de simulações computacionais. **Revista intellectus**. n. 23, ano IX, ISSN 1679-8902, p. 103 – 105, 2009.

INCROPERA, F. P., DEWIT, D. P., BERGMAN, T. L., LAVINE, A. S. **Fundamentos de Transferência de Calor e de Massa**. Editora LTC – 6 ed., Rio de Janeiro, 2011.

INCROPERA, F.P., DEWIT, D.P., **Fundamentals of Heat and Mass Transfer**. Editora LTC - 5 ed., 2003.

IQBAL, S. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. An investigative study of the interface heat transfer coefficient for Fe modelling of high speed machining. **Ned University Journal of Research**, .v. VI, n. 1, 2009.

KARA, F.; ASLANTAS, K.; ÇIÇEK, A. Prediction of cutting temperature in orthogonal machining of AISI 316L using artificial neural network. **Applied Soft Computing**. v. 38, p. 64-74, 2015.

KIM, D. H.; LEE, C. A study of cutting force and preheating-temperature prediction for laser-assisted milling of inconel 718 and AISI 1045 steel. **Internacional Journal of Heat and Mass Transfer**. v. 71, p. 264-274, 2014.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Böhren**. 4. ed. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997

LIMA, F. R. S. **Modelagem tridimensional de problemas inversos em condução de calor: aplicação em processos de usinagem**. 2001. 195 f. Tese (doutorado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2001.

LO CASTO, S. et al. Cutting temperatures evaluation in ceramic tools: experiments tests, numerical analysis and SEM observations. **CIRP Annals – Manufacturing Technology**, v. 43, p. 73-76, 1994.

LOEWEN, E. G.; SHAW, M. C. On the analysis of cutting tool temperatures. **Trans. of ASME**, n.76, p. 217-221, 1954.

LUCHESI, V. M.; COELHO, R. T. An inverse method to estimate the moving heat source in machining process. **Applied Thermal Engineering**. v. 45-46, p. 64-78, 2012.

MACHADO, A. R. et al. **Teoria da usinagem dos materiais**. São Paulo: Blucher, 2009. 384 p.

MAGALHÃES, M. C. F. **Uso do modelo do erro de aproximação para estimativa de fluxo de calor na usinagem por brunimento**. 2014. 97 f. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Coppe, Universidade Federal do Rio de Janeiro, 2014.

MALISKA, C. R. **Transferência de calor e mecânica dos fluidos computacional**. 2ª edição revista e ampliada. Rio de Janeiro: LTC, 2013. 453 p.

MANGONI, C. **Determinação teórico-experimental de forças e análise dinâmica por elementos finitos no fresamento de peças com baixa rigidez**. 2004. 95 f. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina, UFSC, 2004.

MAXIM, **Cold junction compensated k thermocouple to digital converter (0 °C to +1024 °C) – Max 6675**, 2002. 8 p.

MOURA, R. R. **Fresamento de aço para matrizes VP20ISOF com ferramentas reafiadas**. 2012. 106f. Dissertação (mestrado). Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Uberlândia, 2012.

MZAD, H. A simple mathematical procedure to estimate heat flux in machining using measured surface temperature with infrared laser. **Case Studies in Thermal Engineering**. v. 6, p. 128-135, 2015.

NASCIMENTO, C. H. **Estudo da distribuição da temperatura na região de formação de cavacos usando método dos elementos finitos**. 2011. 123 f. Dissertação (mestrado). Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, 2011.

NETO, J. B. C.; GARCIA, E. C.; RIVAS, G. A. R. **Modelo computacional para análise da condução de calor**. Anais do 15º Encontro de Iniciação científica e Pós-graduação do ITA – XV ENCITA. Instituto Tecnológico de Aeronáutica. 2009.

NOROUZIFARD, V.; HAMED, M. Experimental determination of the tool-chip thermal contact conductance in machining process. **Internacional Journal of Machine Tools & Manufacture**. v. 84, p. 45-57, 2014.

PUTZ, M. et al. **Consistent simulation strategy for heat sources and fluxes in milling**. **Conference on Intelligent Computation in Manufacturing Engineering – CIRP62**. p. 239 – 244, 2017.

RIBEIRO, C. A. C. et al. Estimativa de Fluxo de calor e temperatura com o uso de técnicas de problemas inversos. **Revista Máquinas e Metais**, p. 40-51, out. 2014.

ROSA, L. C.; SIQUEIRA, C. **Oficina mecânica para automação**: Fresadora e o processo de fresamento. Sorocaba-Iperó. Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho, 2006. 19 p. il.

SANDVIK, **Catálogo: Ferramentas rotativas – Fresamento**, 2012, 359p.

SANDVIK, **O Mundo da usinagem**. Ciência e tecnologia da produtividade. Publicação da divisão Coromant da sandvik do Brasil, p. 29, 2002.

SANDVIK, COROMANT. **Manual técnico**: Fresamento, São Paulo, 2009. 201 p. il.

SANTOS, M. R. et al. Problemas inversos em transferência de calor com aplicação em processo de usinagem por torneamento. **Problemas inversos em transferência de calor**. ISBN: 978-85-64629. 2014.

SANTOS, M. C. **Modelo térmico para solução de problemas inversos em transferência de calor com aplicação em um processo de usinagem por torneamento**. 2008. 119 f. Dissertação (mestrado), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

SCHÜTZER, K.; SCHULZ, H. Histórico da usinagem com altíssima velocidade até os dias atuais. In: SANTOS, A. V. et al. **Usinagem em altíssimas velocidades**. São Paulo: Érica, 2003. p. 13-28.

SECCO, D. C. **Fresamento de aço para moldes e matrizes em condições criogênicas**. 2015. 75 f. Dissertação (mestrado), Universidade Estadual Paulista Júlio de Mesquita Filho – UNESP, Faculdade de Engenharia campus Ilha Solteira – FEIS, 2015.

SILVA, R. B. S. et al. Tool life and wear mechanisms in high speed machining of Ti-6Al-4V alloy with PCD tools under various coolant pressures. **Journal of Materials Processing Technology**. V. 213, p. 1459-1464, 2013.

SILVA, F. C. S. et al. Análise do torneamento do aço inoxidável ABNT 304 através da temperatura do cavaco. **17º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica**. Universidade Federal de Uberlândia, 2007.

SOUSA, J. A.G.; SOUSA, M. N.; MACHADO, A. R. Análise da temperatura de usinagem no corte ortogonal de alumínio. **20º Simpósio do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica**, Universidade Federal de Uberlândia, 2010.

SOUZA, A. R. **Experimentos em ondas mecânicas**. 2011. 152 p. Dissertação (mestrado). Programa de Pós-graduação em Ensino de Física. Universidade Federal do Rio de Janeiro – UFRJ, 2011.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**, New York, Oxford University Press, 1997.

STOETERAU, R. L.; WEINGAERTENER, W. L. **Processos de usinagem**: fabricação por remoção de material. Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2004. 180p.

SUAREZ, M. P. **Fresamento de canais da liga de alumínio aeronáutico 7075-T7**. 2008. 149 f. Dissertação (mestrado), Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

TAKEUCHI, Y.; SAKAMOTO, M.; SATA, M.; Improvement in the working accuracy of an NC lathe by compensating for thermal expansion. **Precision Engineering**, n. 4, p. 19-24, 1982.

TRENT, E. M., WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4ª Ed., Londres, Butterworths & Co., 2000. 468 p.

TRIGGER, K. J.; CHAO, B. T. An analytical evaluation of metal-cutting temperatures. **Trans. of ASME**, n.53, p. 57-68, 1951.

ULUTUN, D.; LAZOGLU, I.; DINC, C. Three dimensional temperature prediction in machining processes using finite difference method. **Journal of materials processing technology**, Turkey, v. 209, p. 1111-1121, mar. 2008.

VERSTEEG, H. K., MALALASEKERA, W., **An introduction to computational fluid dynamics The finite volume method**, Prentice Hall, 1995.

VIDAL, R. J. R. **Sistema de calibração de sensores de temperatura baseados em redes de Bragg em fibra óptica**. 2009. 116 f. Dissertação (mestrado). Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, 2009.

VILLARES METALS, **Aços para moldes**. Sumaré, p. 12, jan. 2013.

WOO, W.; LEE, C. A study of machining characteristics of AISI 1045 steel and Inconel 718 with a cylindrical shape in laser –assisted milling. **Applied Thermal Engineering**. v. 91, p. 33-42, 2015.

YASEEN, S. J. Theoretical study of temperature distribution and heat flux variation in turning process. **Al-Qadisiya Journal for Engineering Sciences**, v. 5, n. 3, p. 299-313, 2012.

ZAKARIA, A. A.; ELGOMAYEL, J. I. On the reliability of the cutting temperature for monitoring tool wear. **Internacional Journal of Machine Tool Design and Research**, v. 15, p. 195-208, 1975.

ZEILMANN, R. P. et. al. **Processos de usinagem e responsabilidade ambiental através da redução da utilização de fluidos de corte**. Universidade de Caxias do Sul, 2017.

ZHANG, Q.; ZHANG, S.; LI, J. Three dimensional finite element simulation of cutting forces and cutting temperature in hard milling of AISI H13 steel. **Procedia Manufacturing**, v. 10, p. 37-47, 2017.

APÊNDICE A: Resultados obtidos para cada termopar

Os resultados obtidos pelo STUF utilizando os dados de temperaturas experimentais do trabalho Braghini (2002) e Barrios (2013) serão mostrados. Para cada termopar determinou-se a curva de fluxo de calor em função do tempo.

A.1 Resultados termopares Braghini Junior (2002)

A Figura 123 apresenta o gráfico para o termopar 1 do experimento 1 e a Tabela 38 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

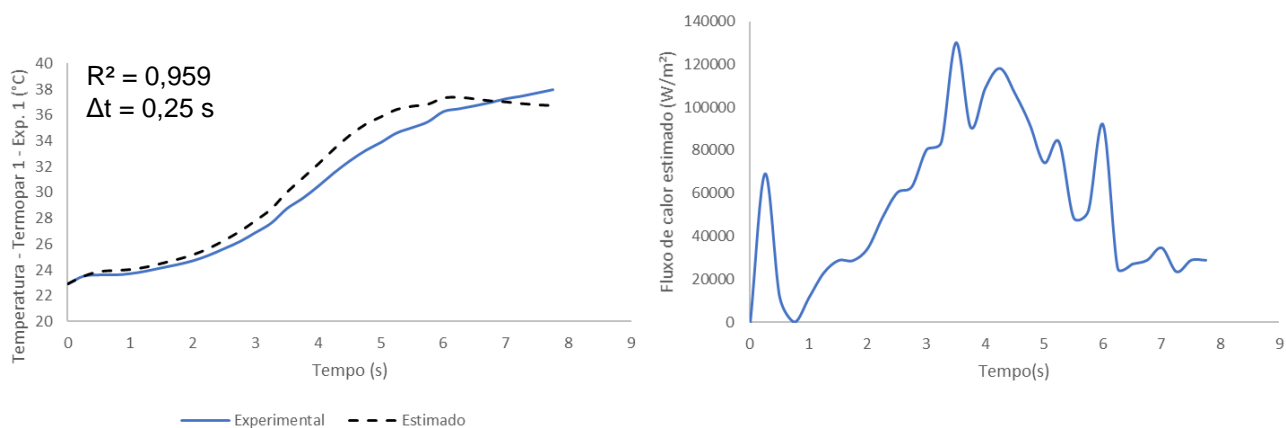


Figura 123 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 do experimento 1
Fonte: Autoria própria.

Tabela 38 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R² para termopar 1 do experimento 1

tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	22,90	22,90	0,00	54,11	0,959
0,25	23,50	23,50	0,00	45,65	
0,50	23,60	23,85	0,06	44,31	
0,75	23,60	23,94	0,11	44,31	
1,00	23,70	24,02	0,10	42,98	
1,25	23,90	24,21	0,09	40,40	
1,50	24,15	24,49	0,12	37,29	
1,75	24,40	24,80	0,16	34,30	
2,00	24,70	25,16	0,21	30,87	
2,25	25,13	25,65	0,28	26,33	
2,50	25,65	26,29	0,40	21,22	
2,75	26,20	26,98	0,61	16,45	
3,00	26,90	27,82	0,84	11,26	
3,25	27,63	28,72	1,19	6,90	
3,50	28,76	30,02	1,58	2,23	
3,75	29,55	31,11	2,42	0,50	
4,00	30,50	32,20	2,89	0,06	
4,25	31,53	33,36	3,35	1,62	
4,50	32,45	34,41	3,83	4,83	
4,75	33,26	35,26	4,03	9,00	
5,00	33,90	35,86	3,83	13,28	
5,25	34,63	36,42	3,21	19,13	
5,50	35,05	36,68	2,65	22,98	
5,75	35,50	36,83	1,77	27,50	
6,00	36,30	37,31	1,03	36,53	
6,25	36,52	37,37	0,74	39,18	
6,50	36,75	37,25	0,25	42,17	
6,75	37,00	37,10	0,01	45,48	
7,00	37,30	37,01	0,08	49,61	
7,25	37,50	36,89	0,38	52,47	
7,50	37,75	36,79	0,92	56,16	
7,75	38,00	36,73	1,62	59,97	
Média	30,26	Soma	38,75	939,06	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 123 apresenta o gráfico para o termopar 2 do experimento 1 e a Tabela 39 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R².

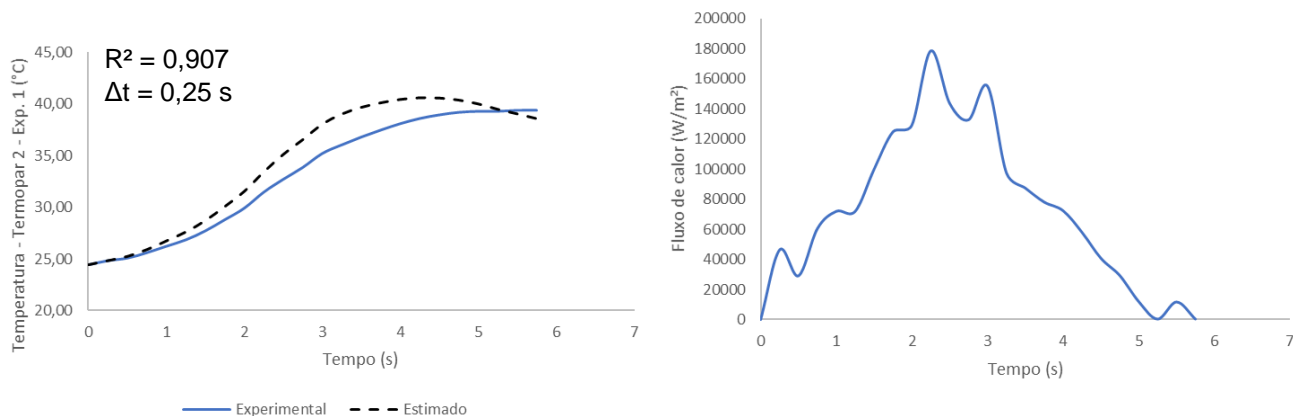


Figura 124 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 do experimento 1

Fonte: Autoria própria.

Tabela 39 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 do experimento 1

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	24,40	24,40	0,00	76,12	0,907
0,25	24,80	24,80	0,00	69,30	
0,50	25,05	25,22	0,03	65,20	
0,75	25,58	25,87	0,09	57,00	
1,00	26,20	26,71	0,26	47,95	
1,25	26,82	27,59	0,58	39,70	
1,50	27,69	28,68	0,98	29,52	
1,75	28,78	30,05	1,62	18,91	
2,00	29,90	31,52	2,62	10,40	
2,25	31,45	33,40	3,80	2,79	
2,50	32,70	35,10	5,74	0,18	
2,75	33,85	36,53	7,18	0,53	
3,00	35,20	38,02	7,95	4,31	
3,25	36,04	39,01	8,78	8,52	
3,50	36,80	39,66	8,15	13,51	
3,75	37,48	40,10	6,88	18,93	
4,00	38,10	40,42	5,40	24,75	
4,25	38,60	40,59	3,96	29,98	
4,50	38,95	40,56	2,59	33,94	
4,75	39,20	40,37	1,36	36,91	
5,00	39,30	39,99	0,48	38,14	
5,25	39,30	39,47	0,03	38,14	
5,50	39,40	39,03	0,14	39,38	
5,75	39,40	38,57	0,70	39,38	
Média	33,12	Soma	69,33	743,47	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 125 apresenta o gráfico para o termopar 3 do experimento 1 e a Tabela 40 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

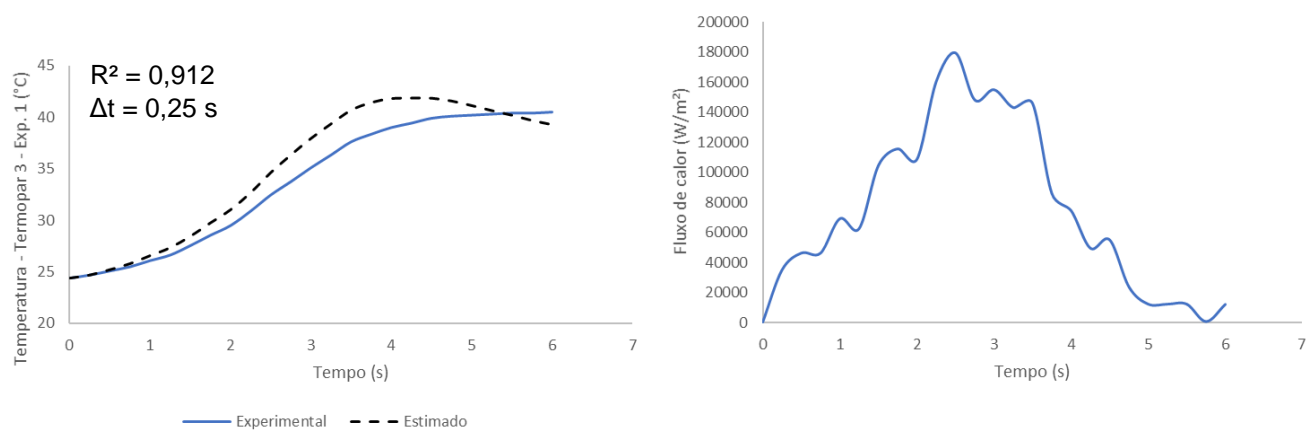


Figura 125 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 do experimento 1
Fonte: Autoria própria.

Tabela 40 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R² para termopar 3 do experimento 1

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²	
0,00	24,40	24,40	0,00	86,71	0,912	
0,25	24,70	24,70	0,00	81,21		
0,50	25,10	25,22	0,02	74,16		
0,75	25,50	25,81	0,09	67,43		
1,00	26,10	26,58	0,23	57,94		
1,25	26,64	27,36	0,51	50,00		
1,50	27,55	28,46	0,83	37,97		
1,75	28,56	29,77	1,47	26,58		
2,00	29,50	31,04	2,38	17,74		
2,25	30,90	32,70	3,25	7,92		
2,50	32,46	34,65	4,78	1,56		
2,75	33,75	36,36	6,83	0,00		
3,00	35,10	37,96	8,20	1,93		
3,25	36,34	39,38	9,21	6,93		
3,50	37,61	40,71	9,57	15,22		
3,75	38,36	41,45	9,60	21,57		
4,00	39,00	41,84	8,06	27,97		
4,25	39,43	41,89	6,06	32,64		
4,50	39,90	41,87	3,89	38,29		
4,75	40,10	41,60	2,26	40,81		
5,00	40,20	41,15	0,91	42,10		
5,25	40,30	40,67	0,14	43,40		
5,50	40,40	40,22	0,03	44,73		
5,75	40,40	39,71	0,47	44,73		
6,00	40,50	39,31	1,42	46,08		
Média	33,71	Soma	80,22	915,63		

Fonte: Autoria própria.

A Figura 126 apresenta o gráfico para o termopar 4 do experimento 1 e a Tabela 41 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R².

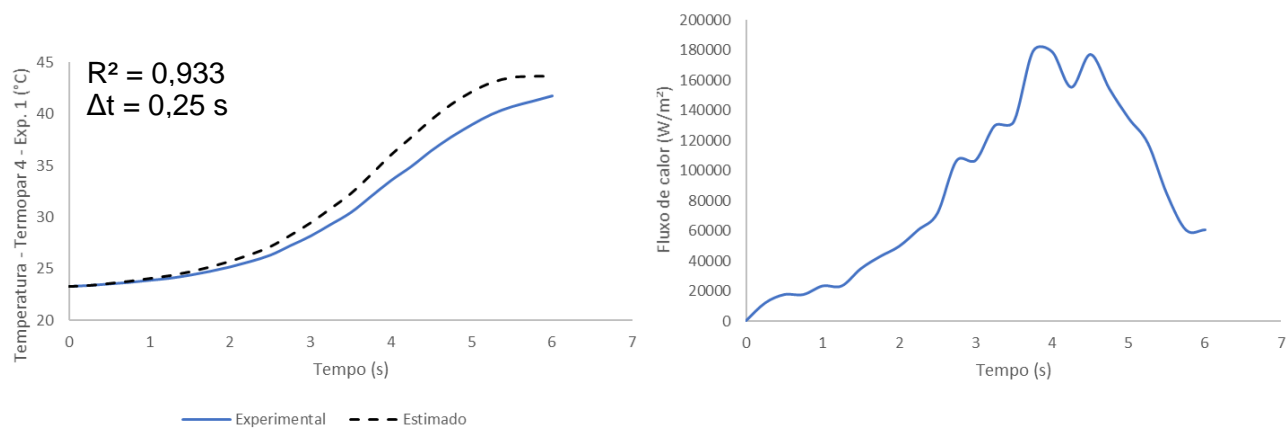


Figura 126 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 4 do experimento 1
Fonte: Autoria própria.

Tabela 41 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R² para termopar 4 do experimento 1

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	23,30	23,30	0,00	74,75	0,933
0,25	23,40	23,40	0,00	73,03	
0,50	23,55	23,59	0,00	70,49	
0,75	23,70	23,81	0,01	67,99	
1,00	23,90	24,08	0,03	64,73	
1,25	24,10	24,35	0,06	61,56	
1,50	24,40	24,72	0,10	56,94	
1,75	24,77	25,19	0,18	51,49	
2,00	25,20	25,74	0,29	45,50	
2,25	25,73	26,40	0,45	38,70	
2,50	26,35	27,17	0,68	31,36	
2,75	27,27	28,27	1,00	21,84	
3,00	28,20	29,48	1,63	14,03	
3,25	29,33	30,87	2,38	6,84	
3,50	30,48	32,32	3,38	2,14	
3,75	32,04	34,15	4,44	0,01	
4,00	33,60	36,08	6,17	2,74	
4,25	34,95	37,78	7,98	9,03	
4,50	36,49	39,49	9,01	20,67	
4,75	37,83	40,99	10,00	34,63	
5,00	39,00	42,19	10,15	49,76	
5,25	40,03	43,09	9,38	65,28	
5,50	40,75	43,57	7,95	77,59	
5,75	41,28	43,69	5,82	87,04	
6,00	41,80	43,68	3,54	97,11	
6,25	36,52	37,37	0,74	20,88	
6,50	36,75	37,25	0,25	23,08	
6,75	37,00	37,10	0,01	25,55	
7,00	37,30	37,01	0,08	28,67	
7,25	37,50	36,89	0,38	30,85	
7,50	37,75	36,79	0,92	33,69	
7,75	38,00	36,73	1,62	36,65	
Média	31,95	Soma	88,60	1324,60	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 127 apresenta o gráfico para o termopar 5 do experimento 1 e a Tabela 42 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R².

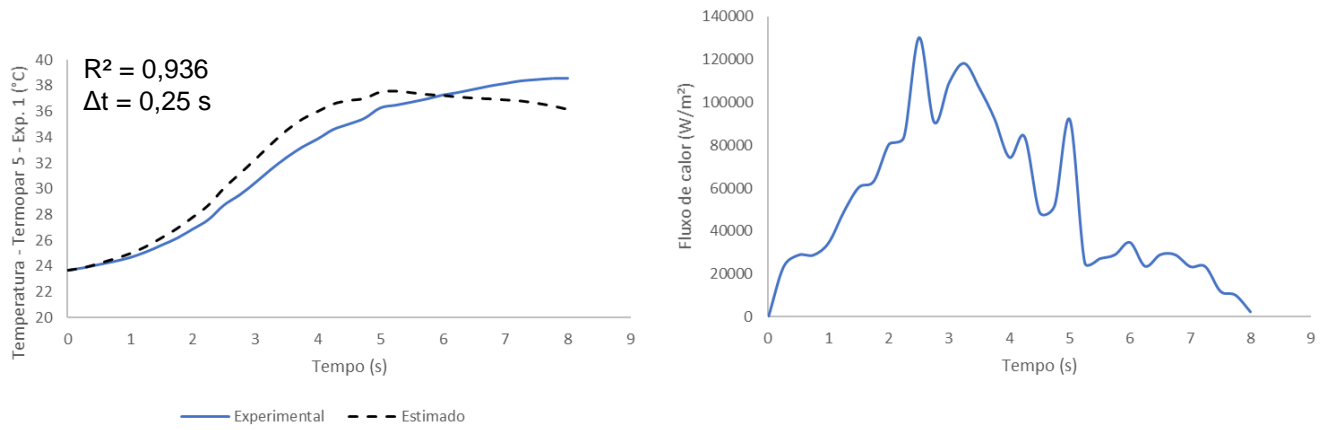


Figura 127 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 5 do experimento 1
Fonte: Autoria própria.

Tabela 42 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R² para termopar 5 do experimento 1

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	23,70	23,70	0,00	74,47	0,936
0,25	23,90	23,90	0,00	71,06	
0,50	24,15	24,23	0,01	66,91	
0,75	24,40	24,60	0,04	62,88	
1,00	24,70	25,01	0,09	58,21	
1,25	25,13	25,55	0,18	51,91	
1,50	25,65	26,22	0,32	44,62	
1,75	26,20	26,95	0,56	37,58	
2,00	26,90	27,82	0,84	29,48	
2,25	27,63	28,75	1,26	22,09	
2,50	28,76	30,08	1,72	12,73	
2,75	29,55	31,19	2,68	7,73	
3,00	30,50	32,30	3,25	3,35	
3,25	31,53	33,48	3,81	0,64	
3,50	32,45	34,55	4,40	0,02	
3,75	33,26	35,42	4,68	0,86	
4,00	33,90	36,03	4,53	2,47	
4,25	34,63	36,61	3,91	5,29	
4,50	35,05	36,88	3,34	7,40	
4,75	35,50	37,04	2,37	10,05	
5,00	36,30	37,53	1,53	15,76	
5,25	36,52	37,60	1,18	17,52	
5,50	36,75	37,48	0,54	19,54	
5,75	37,00	37,34	0,12	21,81	
6,00	37,30	37,27	0,00	24,70	
6,25	37,50	37,15	0,12	26,73	
6,50	37,75	37,06	0,47	29,38	
6,75	38,00	37,00	0,99	32,15	
7,00	38,20	36,92	1,63	34,46	
7,25	38,40	36,84	2,43	36,85	
7,50	38,50	36,67	3,34	38,07	
7,75	38,58	36,46	4,50	39,12	
8,00	38,60	36,19	5,83	39,31	
Média	32,33	Soma	60,68	945,15	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 123 apresenta o gráfico para o termopar 1 do experimento 2 e a Tabela 50 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R².

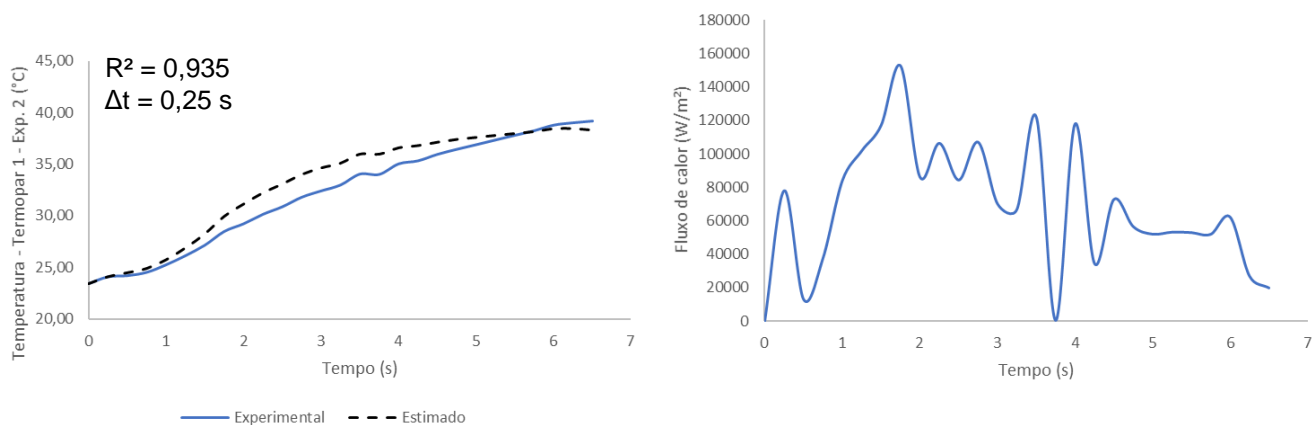


Figura 128 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 do experimento 2
Fonte: Autoria própria.

Tabela 43 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 do experimento 2

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	23,39	23,39	0,00	77,06	0,935
0,25	24,07	24,07	0,00	65,65	
0,50	24,17	24,46	0,08	63,90	
0,75	24,50	24,87	0,14	58,80	
1,00	25,23	25,71	0,23	48,14	
1,25	26,12	26,87	0,56	36,62	
1,50	27,14	28,22	1,18	25,33	
1,75	28,46	29,92	2,11	13,73	
2,00	29,21	31,11	3,62	8,75	
2,25	30,13	32,20	4,27	4,14	
2,50	30,86	33,05	4,79	1,70	
2,75	31,79	33,98	4,77	0,14	
3,00	32,40	34,61	4,89	0,05	
3,25	32,98	35,07	4,37	0,65	
3,50	34,04	35,94	3,63	3,49	
3,75	34,01	35,95	3,77	3,38	
4,00	35,03	36,56	2,34	8,19	
4,25	35,33	36,78	2,11	9,97	
4,50	35,96	37,11	1,33	14,35	
4,75	36,44	37,38	0,87	18,27	
5,00	36,89	37,57	0,47	22,30	
5,25	37,35	37,76	0,17	26,85	
5,50	37,81	37,95	0,02	31,77	
5,75	38,25	38,13	0,01	37,01	
6,00	38,79	38,41	0,15	43,85	
6,25	39,02	38,43	0,35	46,92	
6,50	39,19	38,27	0,84	49,24	
Média	32,17	Soma	47,09	720,25	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 123 apresenta o gráfico para o termopar 2 do experimento 2 e a Tabela 44 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

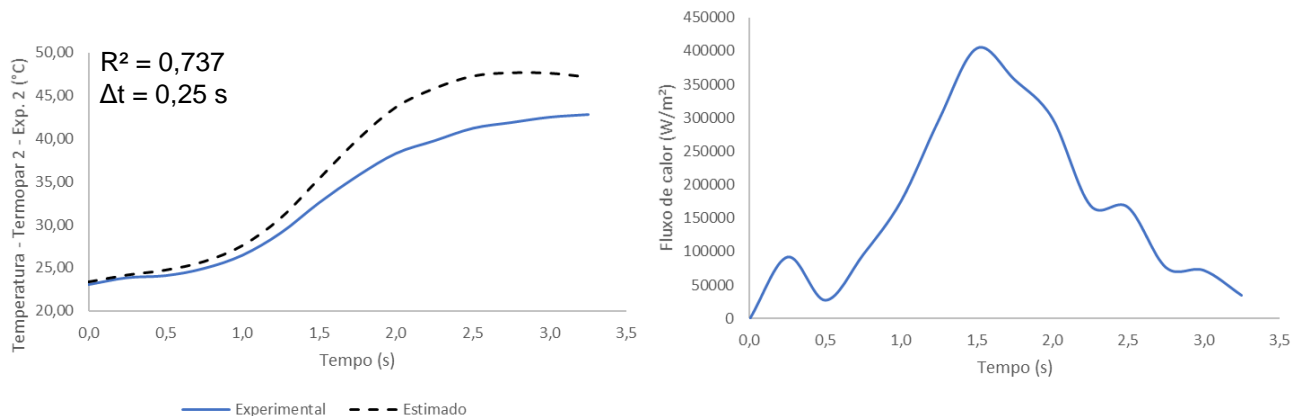


Figura 129 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 do experimento 2
Fonte: Autoria própria.

Tabela 44 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 do experimento 2

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R^2
0,00	23,10	23,39	0,08	104,40	0,737
0,25	23,90	24,19	0,08	88,70	
0,50	24,14	24,76	0,39	84,28	
0,75	24,97	25,75	0,60	69,65	
1,00	26,50	27,60	1,21	46,48	
1,25	29,08	30,80	2,94	17,92	
1,50	32,60	35,36	7,65	0,52	
1,75	35,70	39,88	17,51	5,67	
2,00	38,30	43,64	28,53	24,82	
2,25	39,77	45,81	36,52	41,62	
2,50	41,21	47,24	36,27	62,34	
2,75	41,88	47,62	33,06	73,23	
3,00	42,50	47,57	25,74	84,31	
3,25	42,80	47,10	18,53	89,91	
Média	33,32	Soma	209,11	793,86	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 125 apresenta o gráfico para o termopar 3 do experimento 2 e a Tabela 45 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

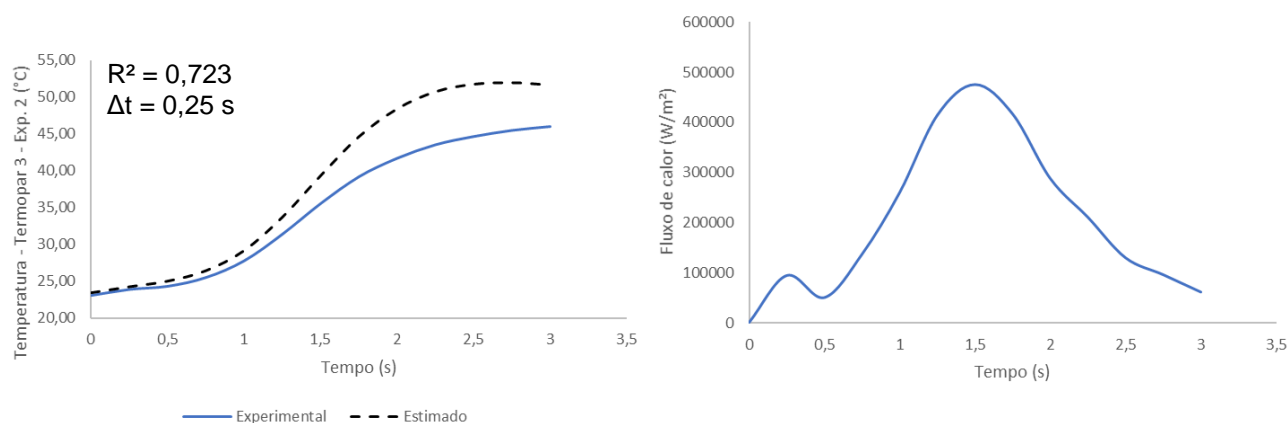


Figura 130 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 do experimento 2

Fonte: Autoria própria.

Tabela 45 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 do experimento 2

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	23,10	23,39	0,08	136,57	0,723
0,25	23,92	24,21	0,08	118,17	
0,50	24,35	24,97	0,40	109,01	
0,75	25,53	26,40	0,74	85,59	
1,00	27,80	29,14	1,80	48,81	
1,25	31,41	33,69	5,18	11,37	
1,50	35,56	39,33	14,22	0,60	
1,75	39,19	44,64	29,64	19,44	
2,00	41,70	48,42	45,17	47,80	
2,25	43,53	50,75	52,15	76,42	
2,50	44,65	51,76	50,60	97,29	
2,75	45,48	51,98	42,32	114,28	
3,00	46,00	51,66	31,99	125,74	
Média	34,79	Soma	274,38	991,09	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 126 apresenta o gráfico para o termopar 4 do experimento 2 e a Tabela 46 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R^2 .

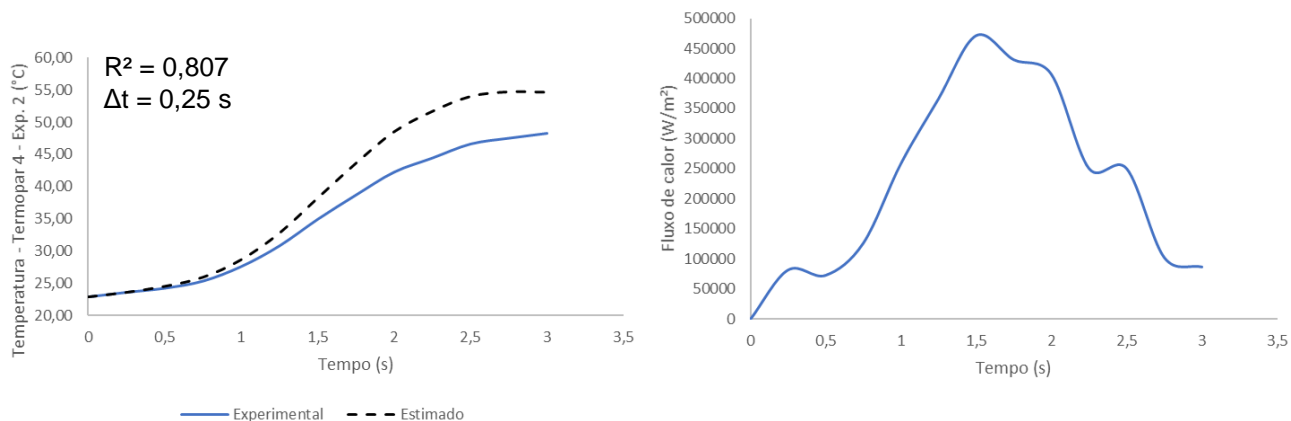


Figura 131 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 4 do experimento 2
Fonte: Autoria própria.

Tabela 46 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 4 do experimento 2

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R^2
0,00	22,90	22,90	0,00	149,85	0,807
0,25	23,61	23,61	0,00	132,95	
0,50	24,25	24,54	0,09	118,71	
0,75	25,35	25,95	0,36	95,93	
1,00	27,60	28,67	1,14	56,87	
1,25	30,79	32,78	3,95	18,91	
1,50	34,90	38,21	10,92	0,06	
1,75	38,66	43,59	24,32	12,35	
2,00	42,20	48,47	39,37	49,83	
2,25	44,38	51,62	52,49	85,34	
2,50	46,56	53,94	54,43	130,33	
2,75	47,45	54,65	51,91	151,43	
3,00	48,20	54,58	40,69	170,53	
Média	35,14	Soma	279,68	1452,76	

Fonte: Autoria própria.

A Figura 127 apresenta o gráfico para o termopar 5 do experimento 2 e a Tabela 47 mostra as temperaturas experimentais (Texp) e estimadas (Tpto) para o cálculo do R^2 .

3,75	41,58	43,29	2,95	49,02
4,00	42,20	43,53	1,76	58,16
Média	34,57	Soma	113,23	592,64

Fonte: Autoria própria.

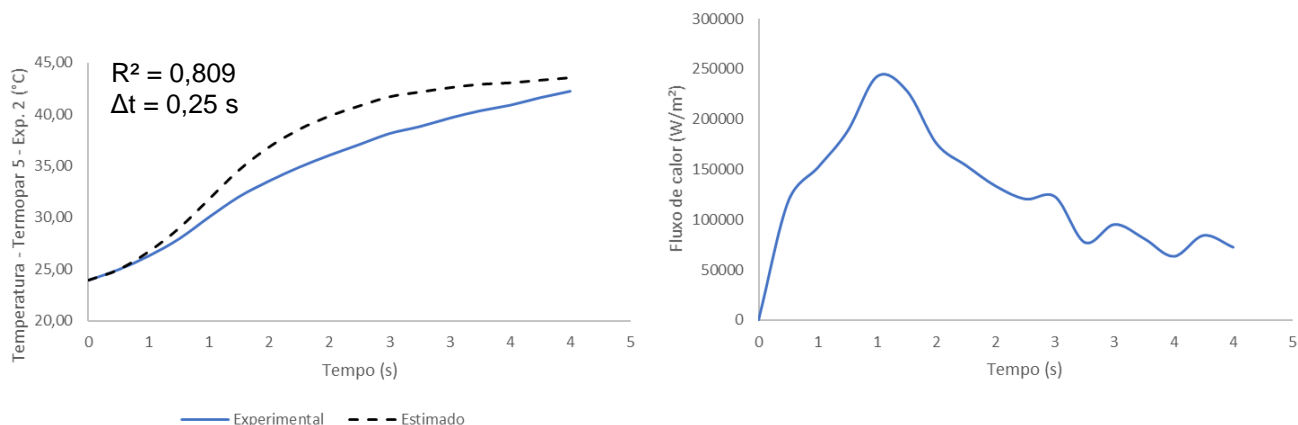


Figura 132 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 5 do experimento 2

Fonte: Autoria própria.

Tabela 47 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 5 do experimento 2

Tempo (s)	texp (°C)	tpto (°C)	(texp-tpto) ²	(texp-tmed) ²	R ²
0,00	23,90	23,90	0,00	113,93	0,809
0,25	24,93	24,93	0,00	93,04	
0,50	26,25	26,67	0,18	69,28	
0,75	27,89	28,92	1,07	44,70	
1,00	30,00	31,75	3,06	20,92	
1,25	31,98	34,58	6,73	6,71	
1,50	33,51	36,82	10,93	1,13	
1,75	34,84	38,53	13,55	0,07	
2,00	36,00	39,81	14,53	2,03	
2,25	37,04	40,80	14,10	6,10	
2,50	38,11	41,68	12,78	12,49	
2,75	38,78	42,14	11,30	17,65	
3,00	39,60	42,56	8,78	25,26	
3,25	40,30	42,89	6,71	32,79	
3,50	40,85	43,03	4,79	39,34	
3,75	41,58	43,29	2,95	49,02	
4,00	42,20	43,53	1,76	58,16	
Média	34,57	Soma	113,23	592,64	

Fonte: Autoria própria.

A.2 Resultados estimativas para Barrios (2013)

A Figura 133 apresenta o gráfico de fluxo de calor e a temperatura experimental para o termopar 1 da condição A e a Tabela 48 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 48 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 da condição A.

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	24,98	24,98	0,00	121,60	0,971
0,25	25,88	25,88	0,00	102,51	
0,5	27,72	27,88	0,03	68,64	
0,75	30,62	31,16	0,29	29,02	
1	34,93	35,96	1,06	1,16	
1,25	37,67	39,39	2,95	2,76	
1,5	39,76	41,48	2,95	14,11	
1,75	41,11	42,34	1,52	26,03	
2	42,02	42,49	0,22	36,17	
2,25	42,54	42,12	0,18	42,63	
2,5	42,51	41,19	1,74	42,31	
2,75	42,34	40,24	4,41	40,10	
Média	36,01	Soma	15	527	

Fonte: Autoria própria.

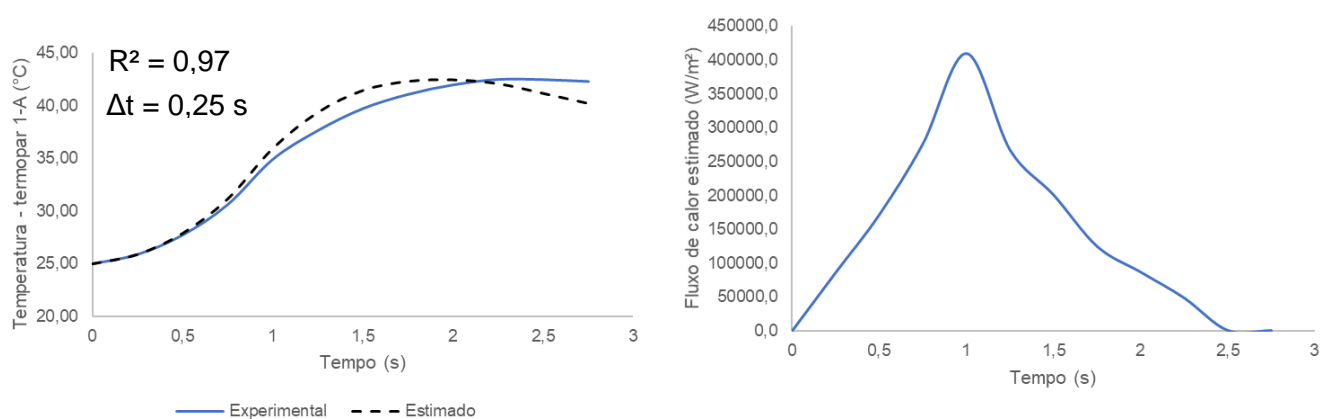


Figura 133 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 para condição A

Fonte: Autoria própria.

A Figura 134 apresenta o gráfico para o termopar 2 da condição A e a Tabela 49 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 49 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 da condição A.

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,64	25,64	0,00	95,52	0,972
0,25	27,28	27,34	0,00	66,16	
0,5	29,17	29,62	0,20	38,94	
0,75	31,43	32,18	0,57	15,87	
1	33,94	34,95	1,03	2,17	
1,25	36,19	37,42	1,52	0,60	
1,5	38,28	39,46	1,39	8,24	
1,75	39,67	40,61	0,88	18,12	
2	40,66	41,07	0,17	27,54	
2,25	41,01	40,69	0,10	31,30	
2,5	40,92	39,86	1,12	30,33	
2,75	40,77	39,02	3,07	28,70	
Média	35,41	Soma	10,0555917	363	

Fonte: Autoria própria.

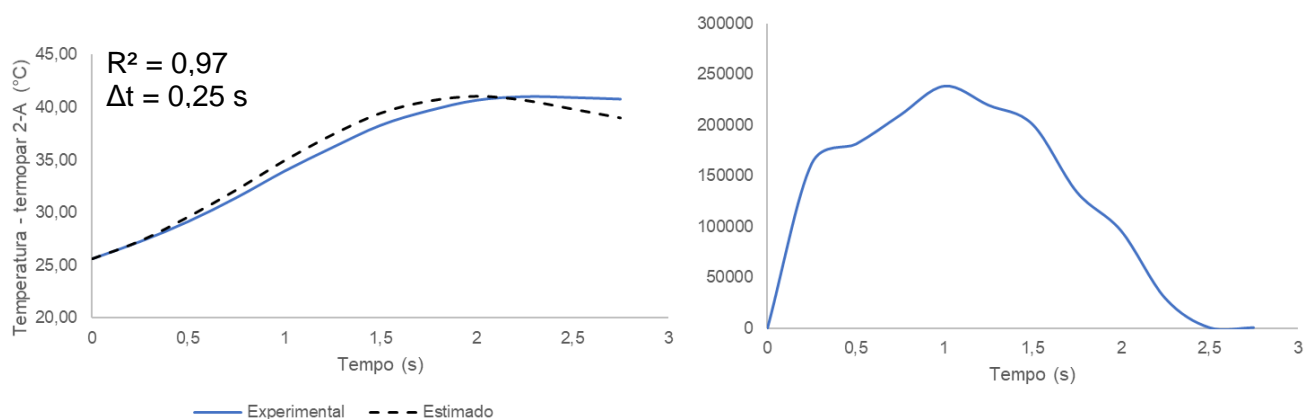


Figura 134 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2 para condição A

Fonte: Autoria própria.

A Figura 135 apresenta o gráfico para o termopar 3 da condição A e a Tabela 50 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 50 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 da condição A

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	26,15	26,15	0,00	79,76	0,963
0,25	27,43	27,35	0,01	58,53	
0,5	29,05	29,22	0,03	36,37	
0,75	31,19	31,73	0,30	15,17	
1	33,61	34,46	0,72	2,16	
1,25	35,40	36,47	1,15	0,10	
1,5	36,85	37,77	0,85	3,12	
1,75	37,94	38,53	0,35	8,18	
2	38,82	38,95	0,02	14,00	
2,25	39,45	39,00	0,19	19,05	
2,5	39,93	38,90	1,08	23,56	
2,75	40,17	38,60	2,46	25,90	
3	40,06	38,00	4,23	24,81	
Média	35,08	Soma	11,39330528	311	

Fonte: Autoria própria.

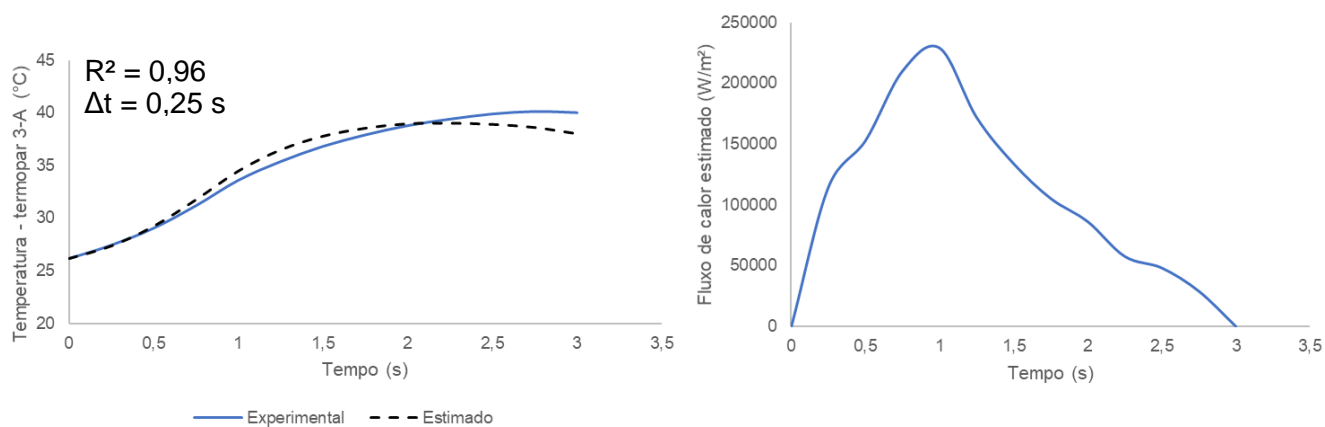


Figura 135 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3 para condição A

Fonte: Autoria própria.

A Figura 136 apresenta o gráfico para o termopar 1 para a réplica da condição A' e a Tabela 51 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 51 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 para a réplica da condição A

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,43	25,43	0,00	75,79	0,941
0,25	26,17	26,23	0,00	63,40	
0,5	27,36	27,67	0,10	45,84	
0,75	29,15	29,74	0,35	24,87	
1	31,49	32,60	1,23	6,99	
1,25	33,54	35,18	2,66	0,35	
1,5	35,44	37,40	3,86	1,69	
1,75	36,76	38,93	4,71	6,88	
2	37,74	39,67	3,75	12,97	
2,25	38,38	39,97	2,51	18,03	
2,5	38,86	39,96	1,20	22,36	
2,75	39,13	39,60	0,23	24,91	
3	39,20	39,09	0,01	25,67	
3,25	39,24	38,50	0,55	26,04	
Média	34,14	Soma	21,2	355,8	

Fonte: Autoria própria.

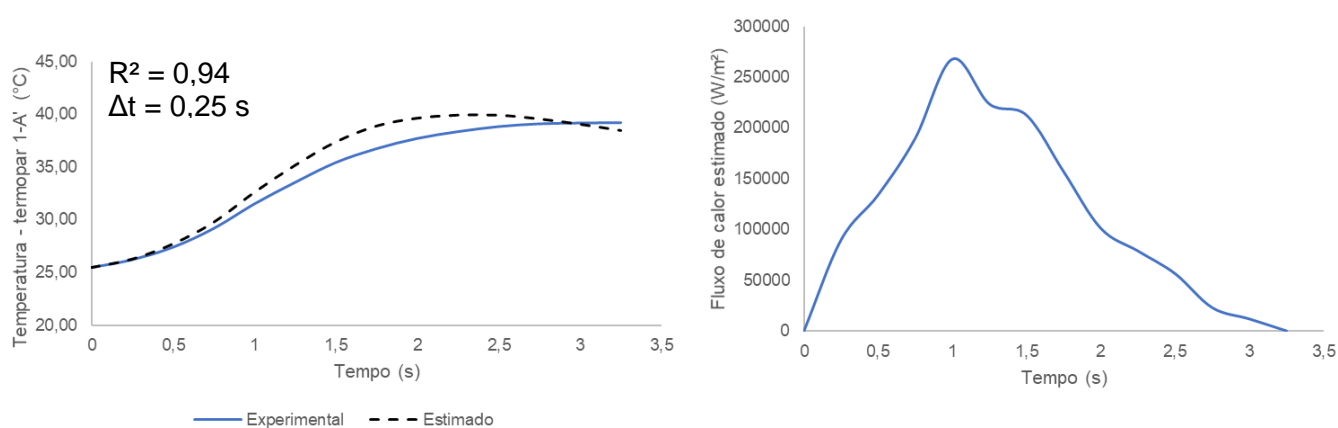


Figura 136 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 para réplica da condição A

Fonte: Autoria própria.

A Figura 137 apresenta o gráfico para o termopar 2 para a réplica da condição A' e a Tabela 52 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 52 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 para a réplica da condição A

tempo	Temp (°C)	Tpto (°C)	(Temp-Tpto) ²	(Temp-Tmed) ²	R ²
0	25,55	25,55	0,00	61,96	0,954
0,25	26,18	26,15	0,00	52,40	
0,5	27,08	27,23	0,02	40,20	
0,75	28,25	28,61	0,13	26,76	
1	29,80	30,50	0,48	13,08	
1,25	31,32	32,37	1,09	4,40	
1,5	32,84	34,12	1,64	0,34	
1,75	34,08	35,57	2,21	0,43	
2	35,04	36,45	2,00	2,62	
2,25	35,85	37,13	1,63	5,92	
2,5	36,63	37,56	0,87	10,27	
2,75	37,18	37,81	0,40	14,12	
3	37,45	37,64	0,04	16,19	
3,25	37,61	37,35	0,07	17,57	
3,5	37,71	37,00	0,50	18,35	
3,75	37,77	36,66	1,23	18,88	
4	37,82	36,27	2,43	19,39	
Média	33,42	Soma	14,73	322,87	

Fonte: Autoria própria.

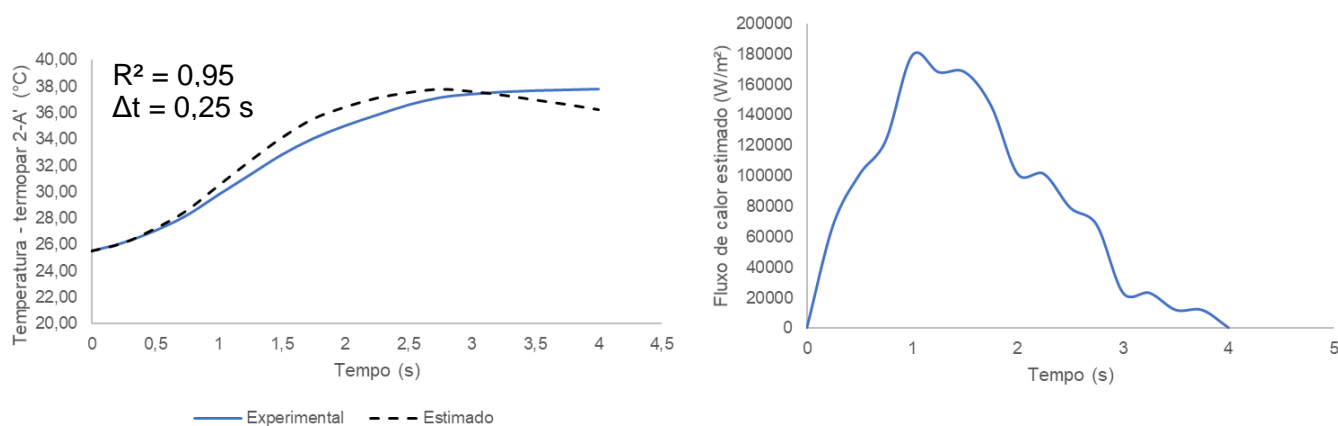


Figura 137 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2

Fonte: Autoria própria.

A Figura 138 apresenta o gráfico para o termopar 3 para a réplica da condição A' e a Tabela 53 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 53 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 para a réplica da condição A

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,37	25,37	0,00	78,18	0,946
0,25	25,60	25,57	0,00	74,24	
0,5	26,11	26,13	0,00	65,57	
0,75	27,00	27,18	0,03	52,04	
1	28,39	28,84	0,21	33,93	
1,25	29,84	30,61	0,60	84,27	
1,5	31,42	32,51	1,19	7,77	
1,75	32,86	34,27	2,00	1,83	
2	34,16	35,70	2,37	0,00	
2,25	35,36	36,87	2,28	1,32	
2,5	36,54	37,82	1,63	5,44	
2,75	37,46	38,59	1,29	10,53	
3	37,92	38,71	0,63	13,73	
3,25	38,23	38,53	0,09	16,18	
3,5	38,51	38,30	0,04	18,45	
3,75	38,73	38,02	0,50	20,41	
4	38,87	37,77	1,21	21,68	
4,25	38,96	37,46	2,26	22,57	
4,5	39,02	37,07	3,78	23,07	
4,75	39,05	36,70	5,53	23,40	
5	39,06	36,46	6,73	23,48	
Média	34,21	Soma	32,39	598,07	

Fonte: Autoria própria.

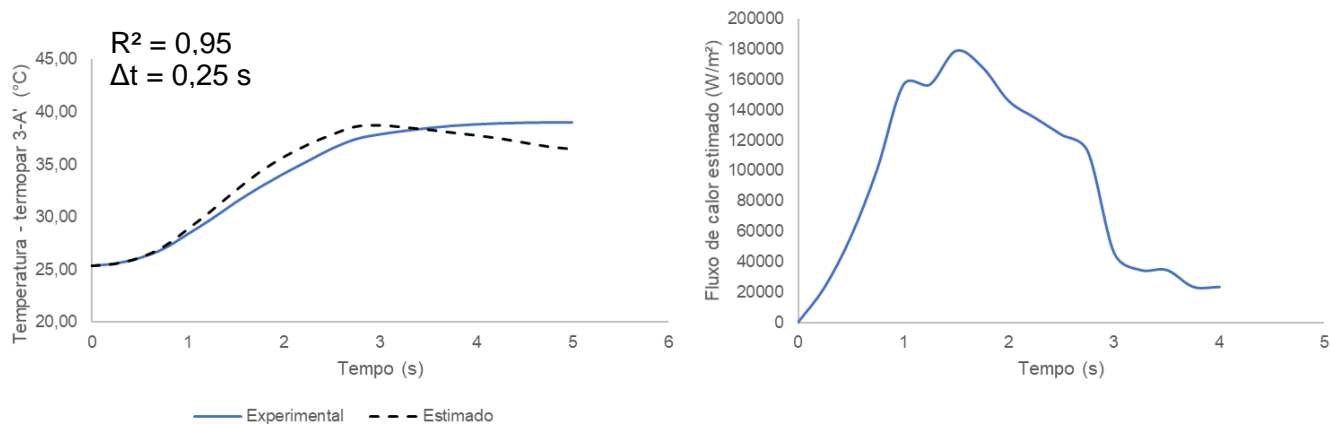


Figura 138 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3

Fonte: Autoria própria.

A Figura 139 apresenta o gráfico para o termopar 1 para a condição B e a Tabela 54 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 54 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	24,74	24,74	0,00	47,11	0,968
0,25	24,88	24,94	0,00	45,23	
0,5	25,24	25,29	0,00	40,47	
0,75	26,56	26,74	0,03	25,42	
1	29,09	29,53	0,20	6,33	
1,25	31,27	32,20	0,86	0,11	
1,5	33,33	34,43	1,22	2,97	
1,75	34,57	35,73	1,35	8,79	
2	35,42	36,21	0,63	14,57	
2,25	35,68	36,00	0,10	16,65	
2,5	35,74	35,36	0,14	17,07	
2,75	35,74	34,70	1,08	17,11	
3	35,36	34,12	1,55	14,14	
3,25	34,83	33,62	1,46	10,41	
Média	31,60	Soma	8,62	266,36	

Fonte: Autoria própria.

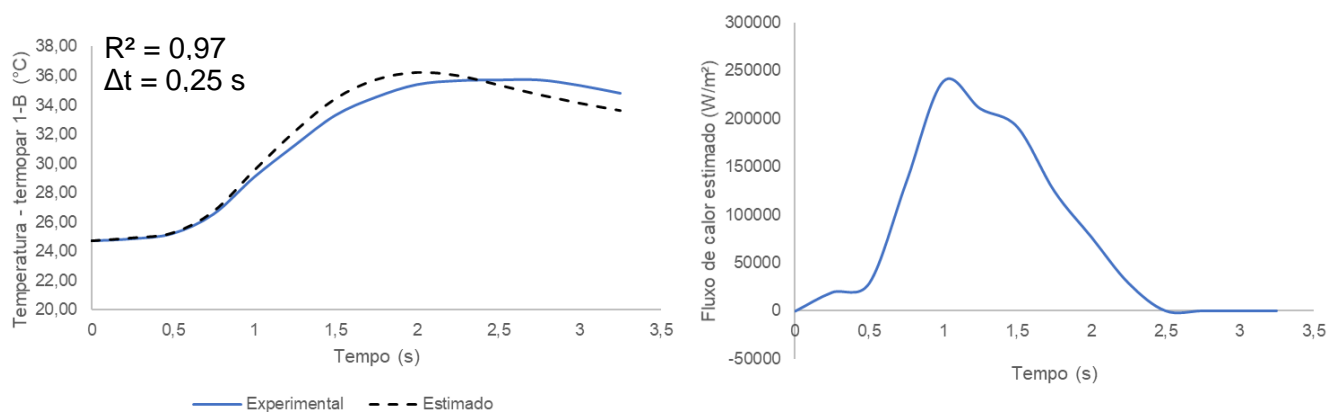


Figura 139 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 1 da condição B

Fonte: Autoria própria.

A Figura 140 apresenta o gráfico para o termopar 2 para a condição B e a Tabela 55 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 55 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	24,71	24,71	0,00	39,14	0,963
0,25	25,47	25,51	0,00	30,16	
0,5	26,54	26,69	0,02	19,56	
0,75	27,98	28,38	0,16	8,91	
1	29,87	30,51	0,41	1,20	
1,25	31,25	32,03	0,61	0,08	
1,5	32,26	33,07	0,66	1,68	
1,75	33,09	33,66	0,33	4,49	
2	33,83	34,01	0,03	8,22	
2,25	34,25	34,12	0,02	10,79	
2,5	34,43	33,80	0,41	12,02	
2,75	34,51	33,40	1,23	12,56	
3	34,36	32,94	2,00	11,51	
Média	30,97	Soma	5,88	160,33	

Fonte: Autoria própria.

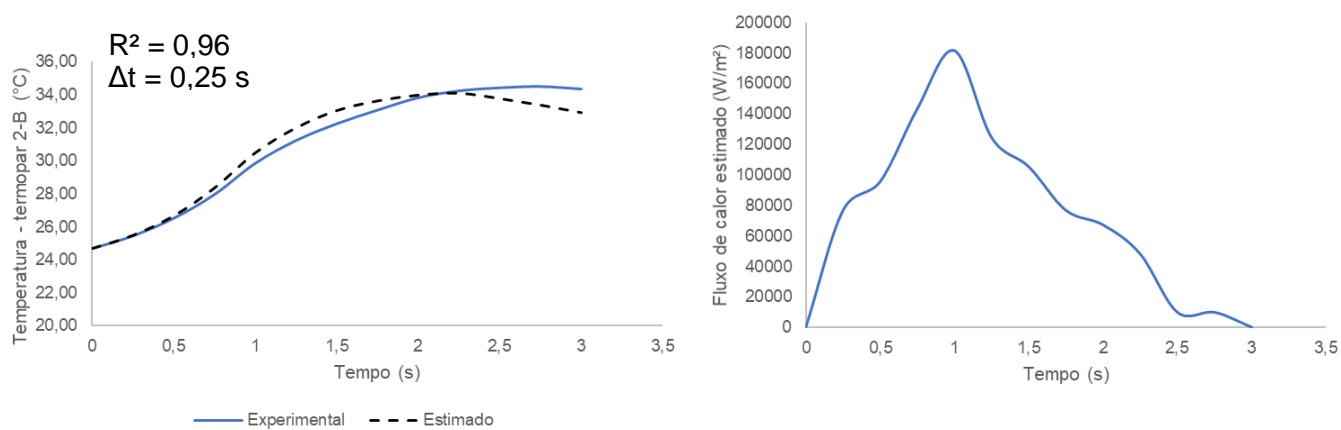


Figura 140 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 2 da condição B

Fonte: Autoria própria.

A Figura 141 apresenta o gráfico para o termopar 3 para a condição B e a Tabela 56 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 56 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,34	25,34	0,00	29,54	0,921
0,25	25,53	25,54	0,00	27,52	
0,5	25,99	26,09	0,01	22,93	
0,75	27,04	27,19	0,02	13,95	
1	28,74	29,08	0,12	4,16	
1,25	29,98	30,66	0,47	0,64	
1,5	31,00	31,74	0,55	0,05	
1,75	31,80	32,44	0,40	1,06	
2	32,46	32,91	0,20	2,84	
2,25	32,96	33,12	0,03	4,78	
2,5	33,41	33,18	0,05	6,92	
2,75	33,64	33,02	0,38	8,20	
3	33,64	32,64	0,99	8,21	
3,25	33,64	32,25	1,94	8,21	
3,5	33,63	31,90	3,02	8,17	
3,75	33,61	31,59	4,07	8,04	
Média	30,78	Soma	12,24	155,22	

Fonte: Autoria própria.

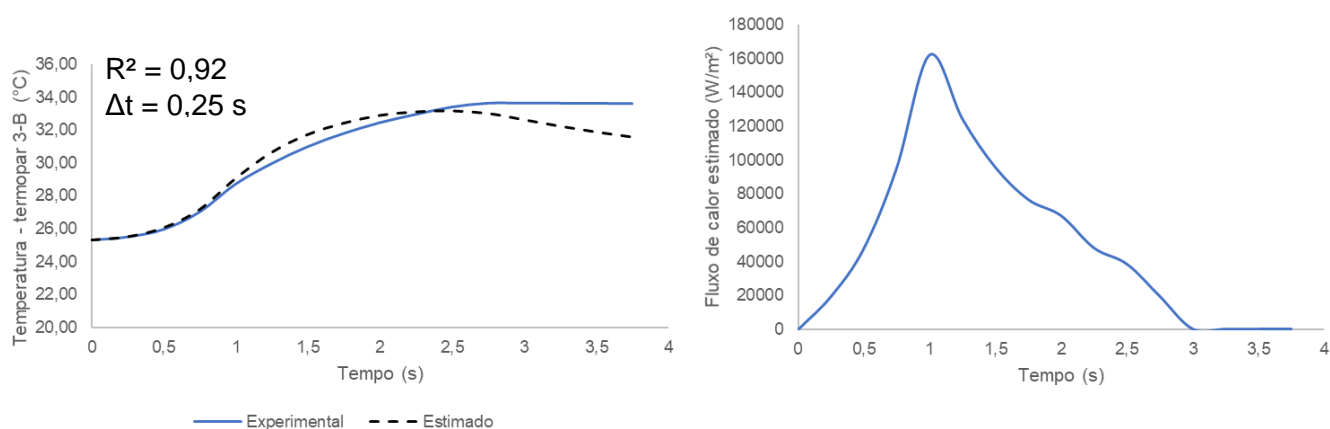


Figura 141 - Fluxo de calor estimado em função do tempo e da temperatura experimental para termopar 3 da condição B

Fonte: Autoria própria.

A Figura 168 apresenta o gráfico para o termopar 1 para a réplica da condição B e a Tabela 57 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 57 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 1 para a réplica da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	24,85	24,85	0,00	33,13	0,956
0,25	25,02	24,95	0,01	31,19	
0,5	25,45	25,38	0,00	26,63	
0,75	26,24	26,30	0,00	19,05	
1	27,78	28,14	0,13	7,98	
1,25	29,18	29,99	0,65	2,03	
1,5	30,48	31,62	1,29	0,02	
1,75	31,56	32,89	1,77	0,91	
2	32,46	33,80	1,80	3,44	
2,25	33,14	34,28	1,28	6,44	
2,5	33,70	34,60	0,83	9,55	
2,75	34,01	34,62	0,36	11,62	
3	34,08	34,35	0,07	12,06	
3,25	34,11	33,93	0,03	12,27	
3,5	33,98	33,52	0,22	11,39	
3,75	33,65	33,15	0,25	9,26	
Média	30,61	Soma	8,71	196,97	

Fonte: Autoria própria.

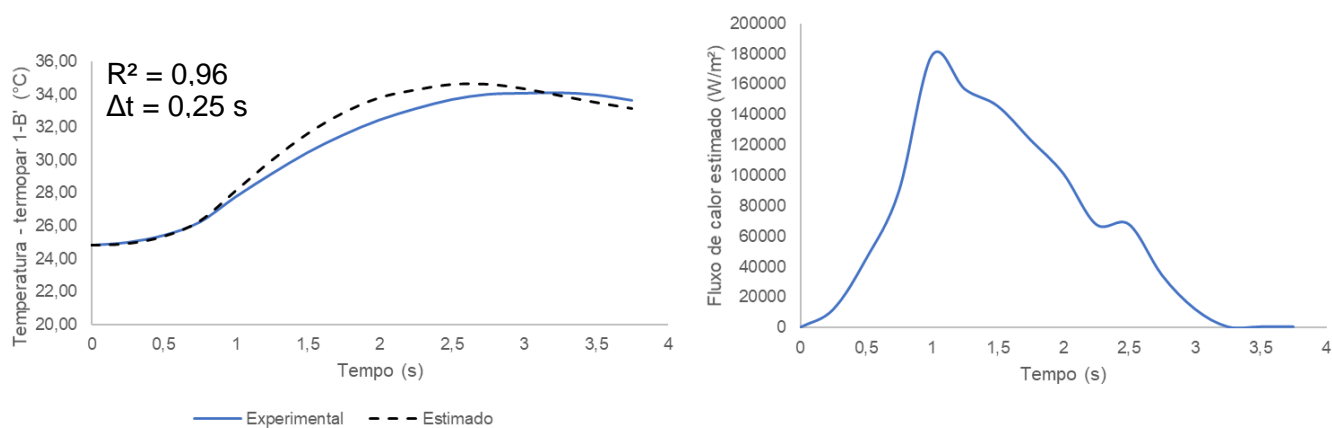


Figura 142 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 1 da réplica da condição B

Fonte: Autoria própria.

A Figura 168 apresenta o gráfico para o termopar 2 para a réplica da condição B e a Tabela 58 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 58 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 2 para a réplica da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,03	25,03	0,00	23,57	0,945
0,25	25,45	25,43	0,00	19,69	
0,5	26,02	26,15	0,02	14,94	
0,75	26,79	27,13	0,12	9,61	
1	27,73	28,25	0,27	4,65	
1,25	28,61	29,34	0,54	1,64	
1,5	29,46	30,37	0,84	0,18	
1,75	30,30	31,24	0,89	0,17	
2	31,17	32,12	0,91	1,65	
2,25	31,60	32,50	0,80	2,95	
2,5	31,75	32,49	0,54	3,50	
2,75	31,91	32,29	0,15	4,09	
3	32,14	32,16	0,00	5,09	
3,25	32,36	32,18	0,03	6,14	
3,5	32,51	32,08	0,18	6,87	
3,75	32,61	31,95	0,44	7,42	
4	32,62	31,73	0,80	7,48	
Média	29,89	Soma	6,52	119,63	

Fonte: Autoria própria.

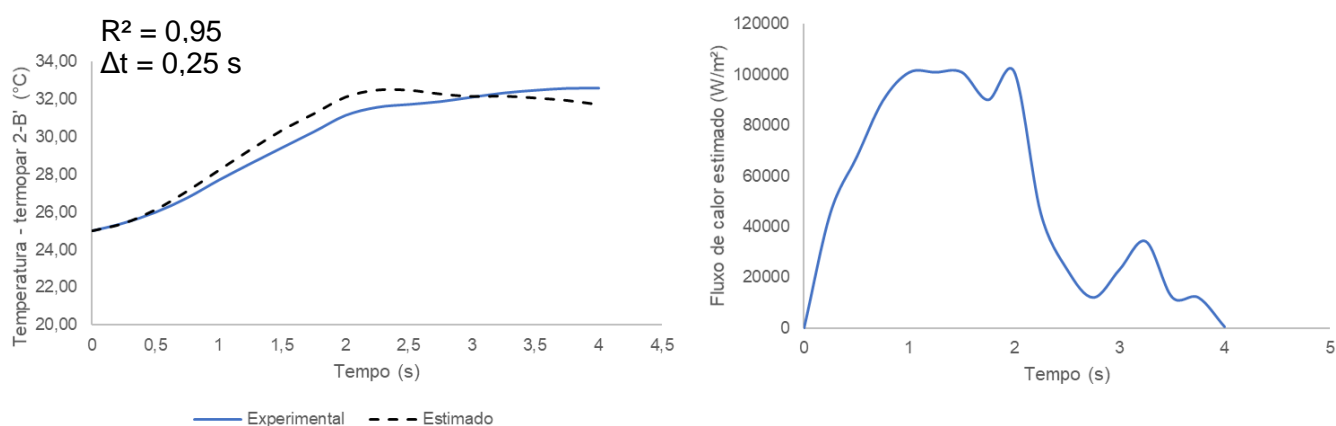


Figura 143 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 2 da réplica da condição B

Fonte: Autoria própria.

A Figura 168 apresenta o gráfico para o termopar 3 para a réplica da condição B e a Tabela 59 mostra as temperaturas experimentais (T_{exp}) e estimadas (T_{pto}) para o cálculo do R^2 .

Tabela 59 - Tabela das temperaturas experimentais e estimadas para cálculo do R^2 para termopar 3 para a réplica da condição B

tempo	T_{exp} (°C)	T_{pto} (°C)	$(T_{exp}-T_{pto})^2$	$(T_{exp}-T_{med})^2$	R^2
0	25,50	25,50	0,00	23,46	0,946
0,25	26,16	26,20	0,00	17,51	
0,5	26,95	27,21	0,07	11,48	
0,75	27,95	28,35	0,16	5,74	
1	29,06	29,78	0,51	1,64	
1,25	29,97	30,93	0,91	0,14	
1,5	30,76	31,81	1,11	0,17	
1,75	31,43	32,39	0,94	1,17	
2	32,01	32,86	0,72	2,77	
2,25	32,47	33,19	0,51	4,53	
2,5	32,86	33,38	0,27	6,33	
2,75	33,12	33,34	0,05	7,73	
3	33,24	33,16	0,01	8,39	
3,25	33,33	32,95	0,14	8,90	
Média	30,34	Soma	5,40	99,97	

Fonte: Autoria própria.

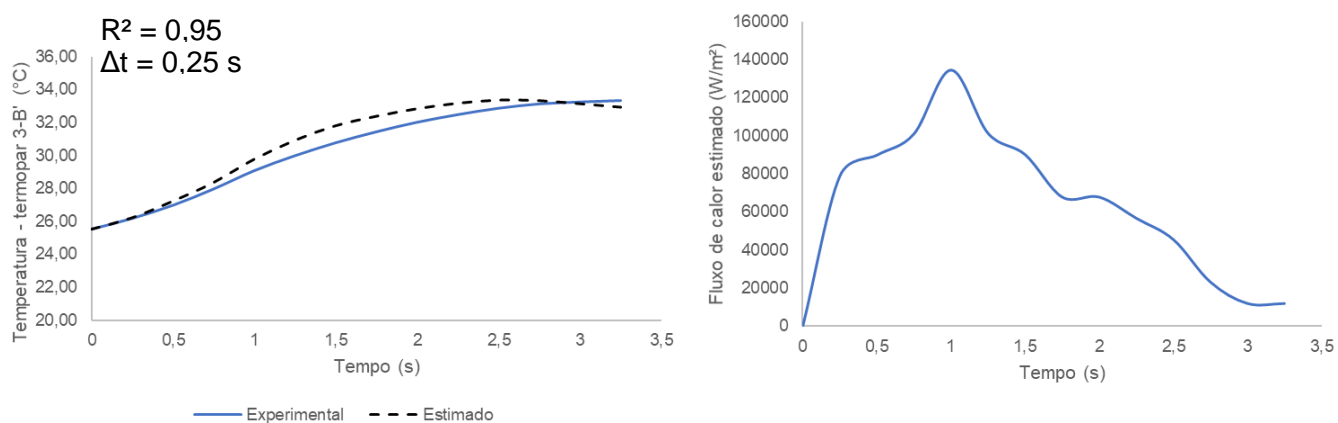


Figura 144 - Fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para termopar 3 da réplica da condição B

Fonte: Autoria própria.

APÊNDICE B: Resultados estimativas das temperaturas – Estudo de caso 3

A Figura 145 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 1. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 1, foram $v_c = 87$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,1$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 362919 W/m².

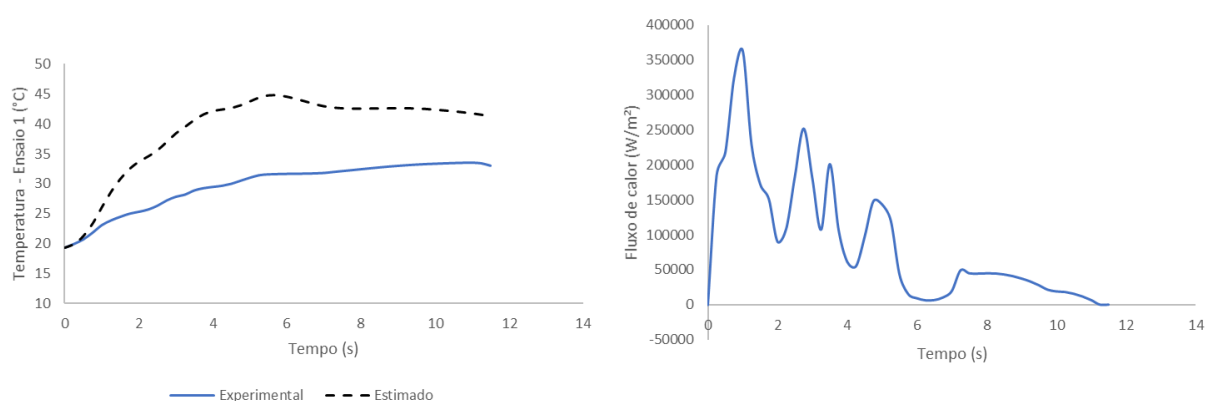


Figura 145 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 2: $v_c = 87$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,1$ mm/z
 Fonte: Autoria própria.

A Figura 146 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 2. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 2, foram $v_c = 87$ m/min, $a_p = 1,3$ mm e $f_z = 0,15$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 473060 W/m².

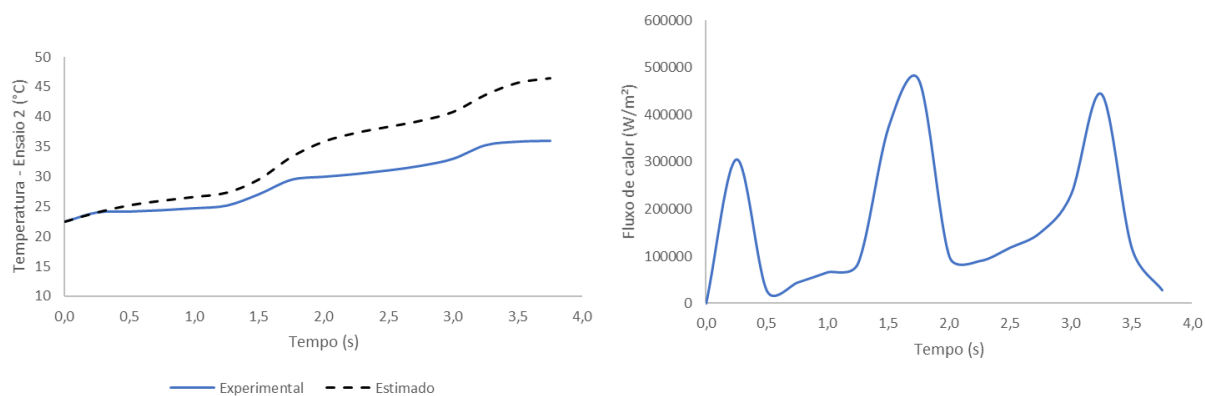


Figura 146 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 2: $v_c = 87$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,15$ mm/z
 Fonte: Autoria própria.

A Figura 147 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 3. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 3, foram $v_c = 87$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,23$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 109866 W/m².

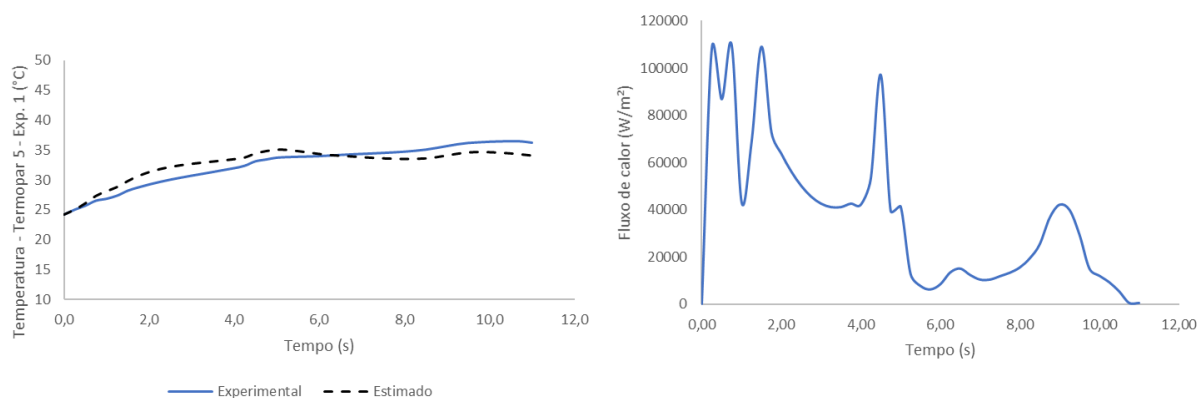


Figura 147 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 3: $v_c = 87$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,23$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura 148 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 4. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 4, foram $v_c = 130$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,15$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 194897 W/m².

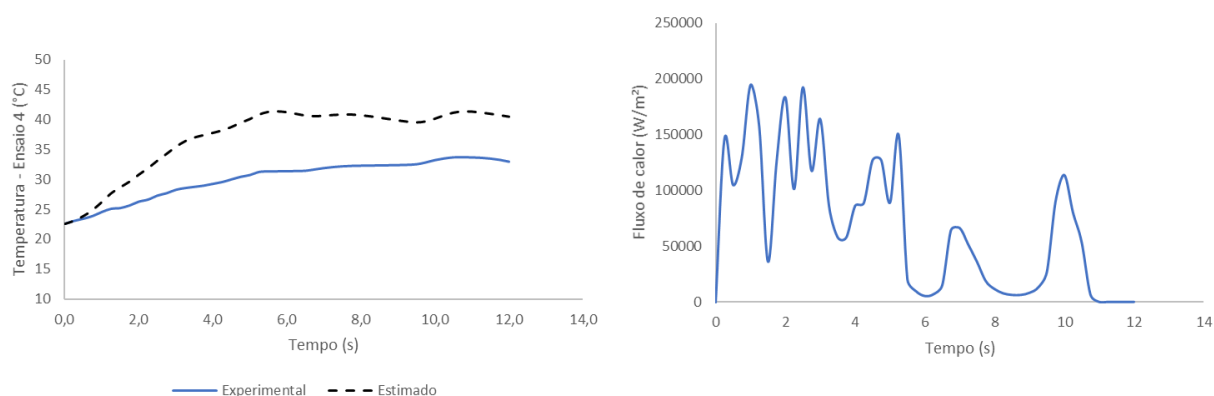


Figura 148 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 4: $v_c = 130$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,15$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura 149 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 5. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio

5, foram $v_c = 130$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,15$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 171318 W/m².

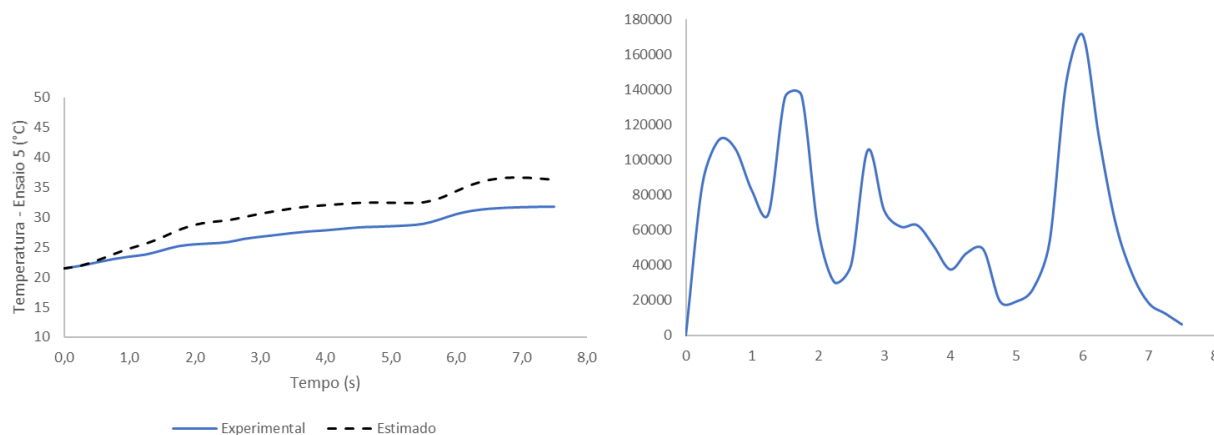


Figura 149 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 5: $v_c = 130$ m/min, $a_p = 1,3$ mm e $f_z = 0,23$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura 150 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 6. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 6, foram $v_c = 130$ m/min, $a_p = 2$ mm e $f_z = 0,1$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 206637W/m².

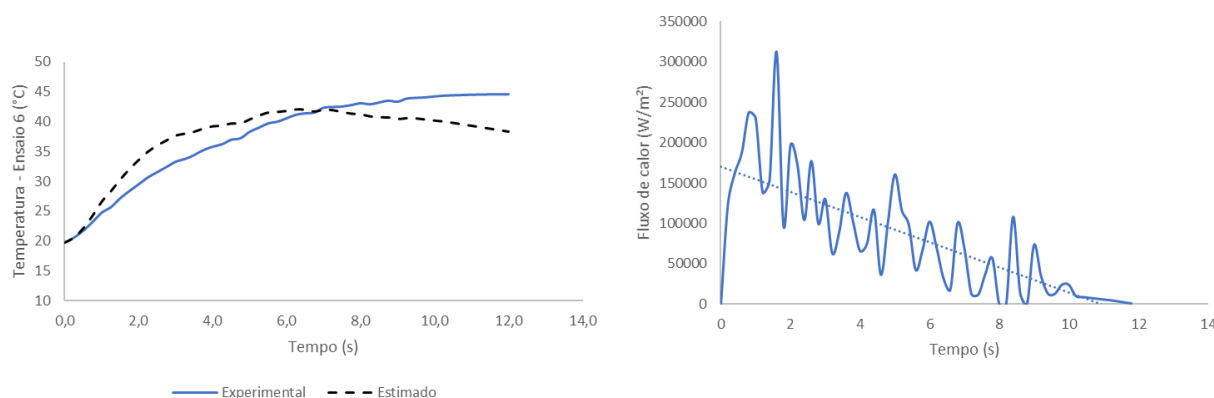


Figura 150 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 6: $v_c = 130$ m/min, $a_p = 2,0$ mm e $f_z = 0,10$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura 151 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 7. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio

7, foram $v_c = 195$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,23$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 314253 W/m².

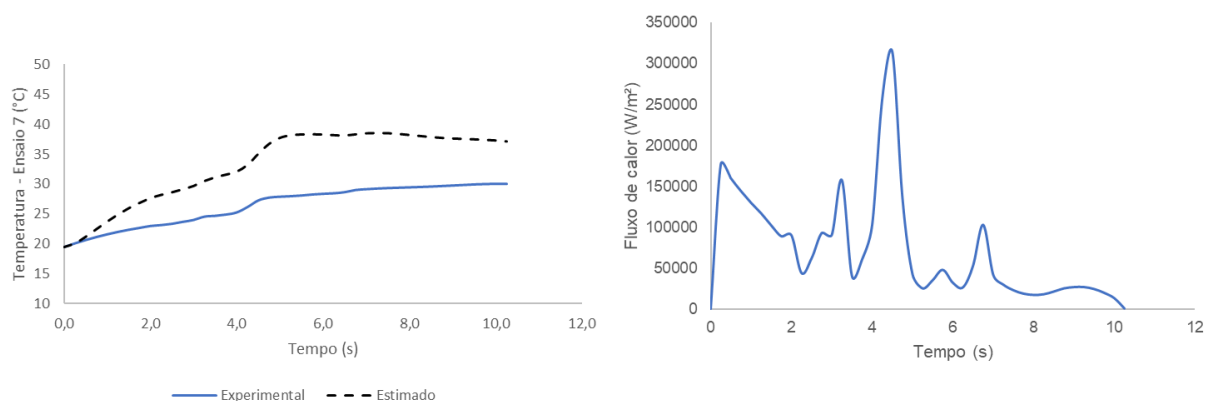


Figura 151 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 7: $v_c = 195$ m/min, $a_p = 0,9$ mm e $f_z = 0,23$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura 151 apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental e estimada em função do tempo para o Ensaio 8. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 8, foram $v_c = 195$ m/min, $a_p = 1,3$ mm e $f_z = 0,10$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 288986 W/m².

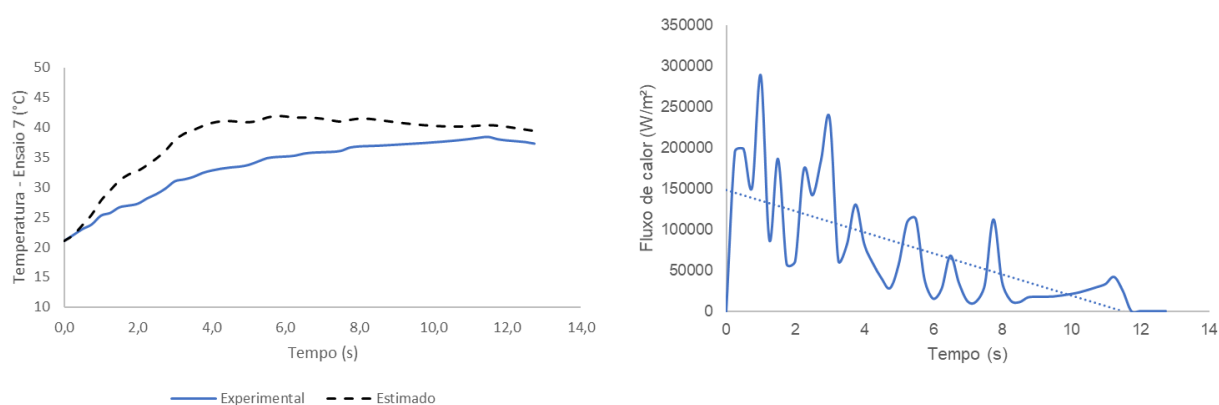
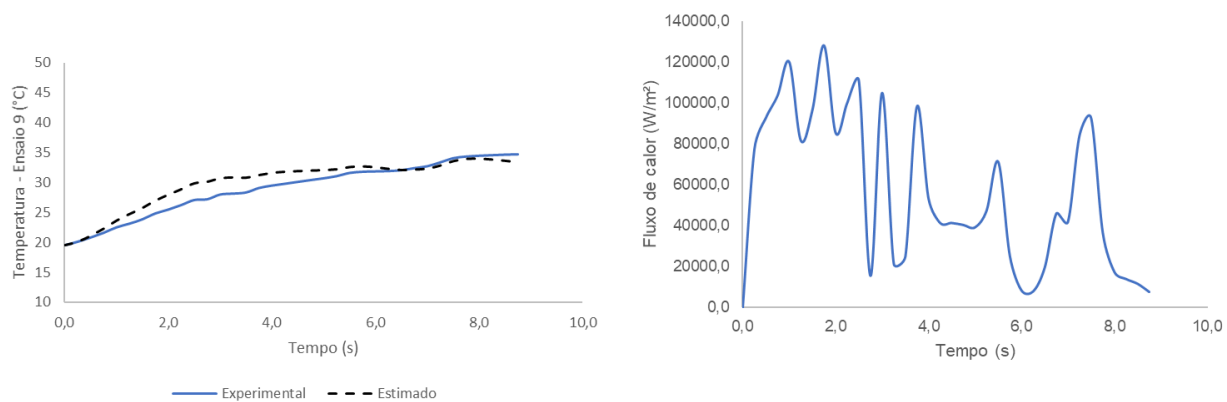


Figura 152 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 8: $v_c = 195$ m/min, $a_p = 1,3$ mm e $f_z = 0,10$ mm/z
Fonte: Autoria própria.

A Figura apresenta o fluxo de calor estimado e temperatura experimental em função do tempo para o Ensaio 9. Os parâmetros de corte utilizados no Ensaio 9, foram $v_c = 195$ m/min, $a_p = 1,3$ mm e $f_z = 0,10$ mm/Z. O fluxo de calor máximo foi de 128258 W/m².



**Figura 153 - Gráfico de fluxo de calor e temperatura experimental em função do tempo para Ensaio 9: $vc = 195$ m/min, $ap = 2,0$ mm e $fz = 0,15$ mm/z
Fonte: Autoria própria.**

APÊNDICE C: Manual técnico STUF

O STUF (Simulador Térmico do processo de Usinagem por Fresamento) foi desenvolvido no ambiente computacional Matlab® utilizando a ferramenta *guide*. Através desta ferramenta foi possível desenvolver as interfaces utilizadas no simulador. O STUF foi composto por duas interfaces, sendo a primeira designada para as estimativas de fluxo de calor e a segunda interface foi desenvolvida para as estimativas de temperatura na peça através do auxílio do banco de dados.

A interface 1, é mostrada na Figura 154. Esta interface 1, apresenta um painel de *Status* que informa se os dados de entrada foram preenchidos corretamente. Após o preenchimento correto dos dados de entrada pode-se iniciar as estimativas através do botão *Iniciar estimativas*. Logo a seguir, tem-se dois outros painéis: um para *Progresso das estimativas* e outro para *Fluxo de calor máximo*. O *Progresso das estimativas*, indica em porcentagem o quanto já foi concluído das estimativas. O Fluxo de calor máximo mostra qual o *fluxo de calor máximo* dentre os valores estimados. Dois quadros em branco são mostrados na tela inicial da interface 1. Esses dois quadros brancos mostrarão o gráfico do histórico de temperatura experimental pelo tempo, obtida pelo ensaio de usinagem, e o gráfico do fluxo de calor estimado pelo tempo, respectivamente. Os dois gráficos serão atualizados em tempo real conforme o andamento da estimativa. A atualização em tempo real do gráfico de temperatura experimental pelo tempo, será acrescido do gráfico da temperatura teórica pelo tempo gerado pelas estimativas.



Figura 154 - Interface 1 utilizada para as estimativas de fluxos de calor através das temperaturas experimentais obtidas nos ensaios de usinagem
Fonte: Autoria própria.

Na barra superior da interface 1, encontram-se duas opções: *Banco de dados* e *Dados*. A opção de Banco de dados é mostrada na Figura 155.

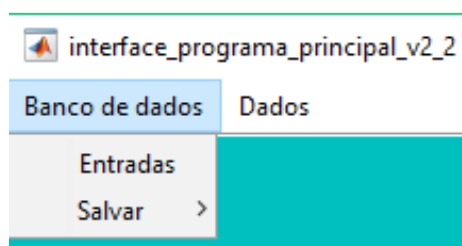


Figura 155 - Detalhe da opção Banco de dados da barra superior da interface 1
Fonte: Autoria própria.

Na opção de *Banco de dados* tem-se a função *Entradas* e a função *Salvar*. A função *Salvar* permite gravar os gráficos gerados de temperatura e fluxo de calor após a conclusão das estimativas. A função *Entradas* permite o preenchimento dos dados de entrada para a realização das estimativas.

As informações necessárias para as *Entradas* são mostradas na Figura 156.

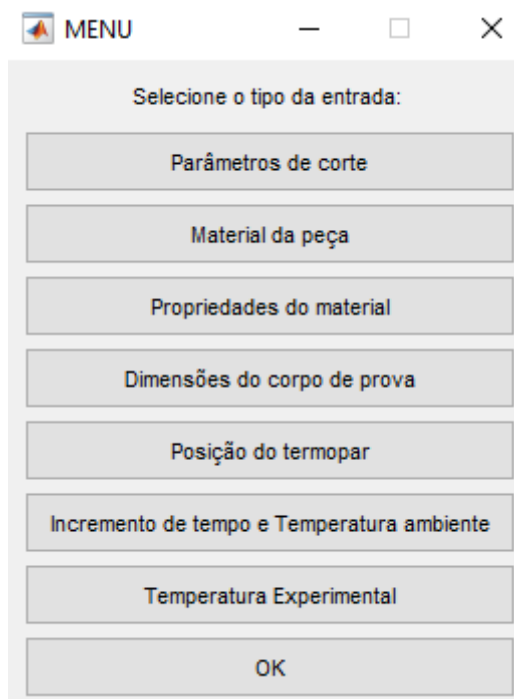


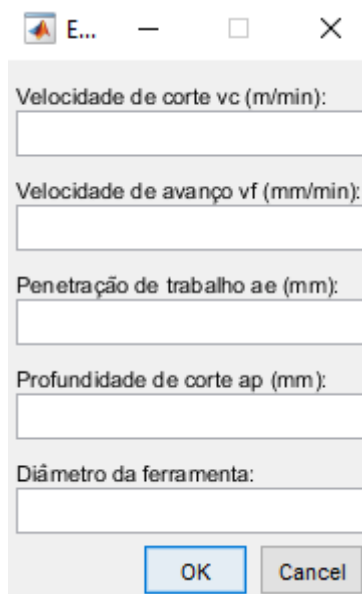
Figura 156 - Variáveis de entrada para realização das estimativas na interface 1
Fonte: Autoria própria.

Os dados necessários para as estimativas, conforme Figura 156, são:

- Parâmetros de corte
- Material da peça
- Propriedades do material
- Dimensões do corpo de prova (x, y e z).
- Posição dos termopares no corpo de prova
- Incremento de tempo e Temperatura ambiente
- Temperatura experimental

Cada opção dos dados de entrada quando é acionada, abre-se uma nova janela específica para a inserção das informações requeridas.

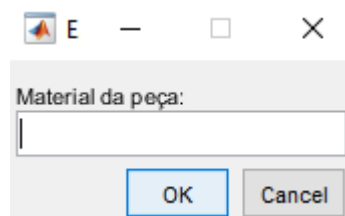
Os dados de entrada de parâmetros de corte (Figura 157) são: a velocidade de corte - v_c , velocidade de avanço - v_f , largura de penetração - a_e , profundidade de corte - a_p e diâmetro da ferramenta.



A dialog box titled 'E...' with standard window controls (minimize, maximize, close). It contains five text input fields for cutting parameters: 'Velocidade de corte v_c (m/min):', 'Velocidade de avanço v_f (mm/min):', 'Penetração de trabalho a_e (mm):', 'Profundidade de corte a_p (mm):', and 'Diâmetro da ferramenta:'. At the bottom are 'OK' and 'Cancel' buttons.

Figura 157 - Informações requisitadas de parâmetros de corte
Fonte: Autoria própria.

Para o dado de entrada de material da peça, o programa permite a inserção de qualquer material conforme a digitação (Figura 158).



A dialog box titled 'E' with standard window controls (minimize, maximize, close). It contains one text input field labeled 'Material da peça:'. At the bottom are 'OK' and 'Cancel' buttons.

Figura 158 - Janela para inserção da informação de material utilizado na peça
Fonte: Autoria própria.

As propriedades do material necessárias para os dados de entrada são a densidade - ρ , calor específico - c_p e condutividade térmica - k , todas no Sistema Internacional (SI) de unidades (Figura 159).

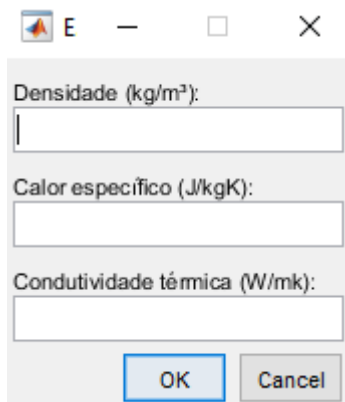
A screenshot of a software dialog box titled 'E' with standard window controls (minimize, maximize, close). The dialog contains three input fields for material properties: 'Densidade (kg/m³):', 'Calor específico (J/kgK):', and 'Condutividade térmica (W/mk):'. At the bottom, there are 'OK' and 'Cancel' buttons.

Figura 159 - Informações requisitadas de Propriedades do material
Fonte: Autoria própria.

Os dados de entrada de dimensões da peça e localização dos termopares (Figura 160), referem-se as dimensões e a localização dos termopares no eixo x, y e z.

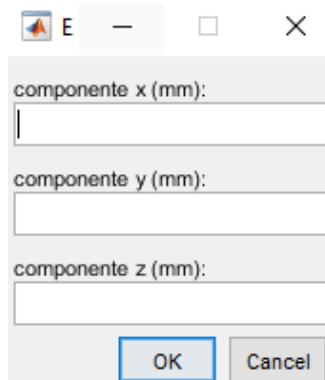
A screenshot of a software dialog box titled 'E' with standard window controls. The dialog contains three input fields for dimensions and position: 'componente x (mm):', 'componente y (mm):', and 'componente z (mm):'. At the bottom, there are 'OK' and 'Cancel' buttons.

Figura 160 - Informações de dimensões do corpo de prova e posição do termopar em x, y e z
Fonte: Autoria própria.

A entrada de incremento do tempo, é a informação de quantos segundos será o passo do tempo (Δt) dentro das estimativas, e a entrada de temperatura ambiente (T_{∞}) é a temperatura apresentada na realização do ensaio de usinagem (Figura 161).

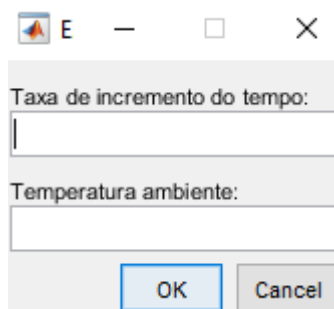


Figura 161 - Inserção das informações de taxa de incremento do tempo e temperatura ambiente
 Fonte: Autoria própria.

O último dado de entrada *Temperatura experimental*, é a inserção do arquivo do histórico das temperaturas experimentais em graus Celsius (Figura 162) que foi gravado através dos ensaios de usinagem. O arquivo pode ser lido no programa no formato *txt*.

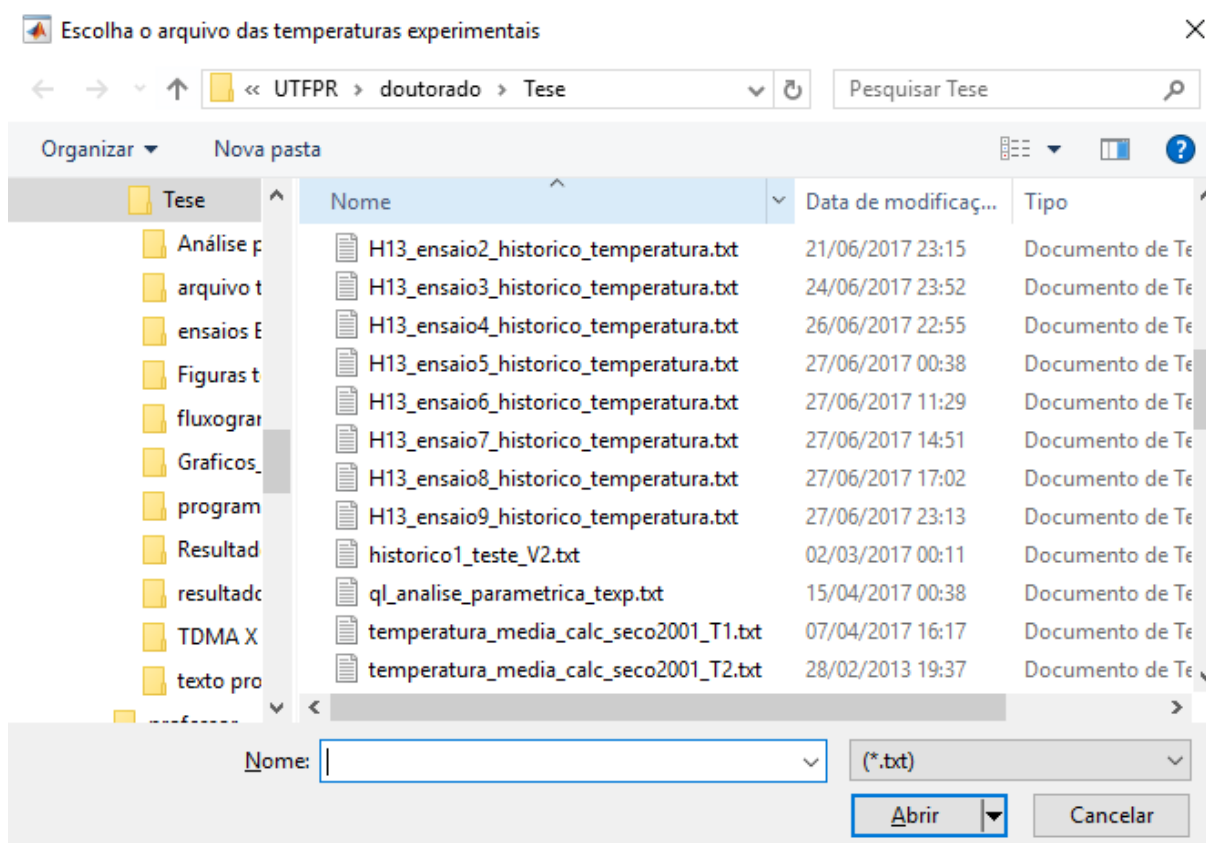


Figura 162 – Exemplo da inserção do arquivo do histórico das temperaturas experimentais
 Fonte: Autoria própria.

Após a inserção das entradas, a interface 1 pode ser utilizada para as estimativas dos fluxos de calor na usinagem através do botão Iniciar estimativas, como já mostrada na Figura 154.

A opção *Dados* (Figura 163) permite que as respostas obtidas pelas estimativas na interface 1 juntamente com as informações de entrada sejam salvas.

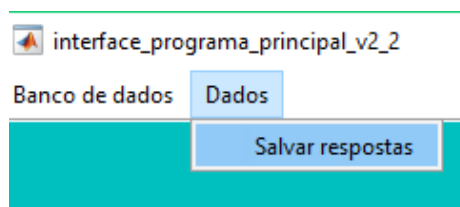


Figura 163 – Função Dados permite que as respostas sejam salvas no formato para leitura no Excel®

Fonte: Autoria própria.

A Figura 164 mostra um exemplo de resultados utilizando a interface 1 do simulador com as estimativas de fluxo de calor para os dados de temperatura experimental em função do tempo. A interface acusa estimativa concluída, 100 % do progresso das estimativas, os gráficos gerados e o valor máximo de fluxo de calor em função do tempo.

Os gráficos mostrados na Figura 164 são da temperatura experimental em função do tempo e do fluxo de calor estimado em função do tempo. O gráfico de fluxo de calor em função do tempo neste exemplo tem seu valor máximo de 1133438 W/m². De acordo com esses resultados, o fluxo de calor máximo ocorreu na inclinação máxima da curva, onde a taxa de calor pelo tempo é maior.

Este valor máximo mostrado na Figura 164 do fluxo de calor em função do tempo pode ser explicado pelo o que acontece durante o processo de usinagem. A ferramenta quando se aproxima do termopar aumenta a taxa da temperatura em função do tempo onde há um pico de fluxo de calor.

Pode-se comparar este efeito com o efeito Doppler. A ferramenta mesmo há uma certa distância pode gerar uma perturbação percebida pelo sensor através do aumento sensível da temperatura. Tem sua perturbação máxima quando a ferramenta está muito próxima do sensor, e é diminuída a perturbação quando a ferramenta se afasta do sensor.

O efeito Doppler é o fenômeno em que a frequência aparente de uma onda sonora está relacionada com as velocidades da fonte e do observador em relação ao meio de propagação (SOUZA, 2011). Esse efeito é conhecido pelo fenômeno da alteração do som do som da buzina de um carro em movimento em relação a um referencial estático, onde há a percepção da alteração da frequência em relação a posição e a velocidade do automóvel.

No caso dos ensaios de usinagem, o sensor de temperatura está numa posição permanente enquanto a ferramenta, gerando um fluxo de calor através do corte e do atrito, se

aproxima com uma velocidade constante. A aproximação da ferramenta produz um aumento do fluxo de calor e o distanciamento diminui.

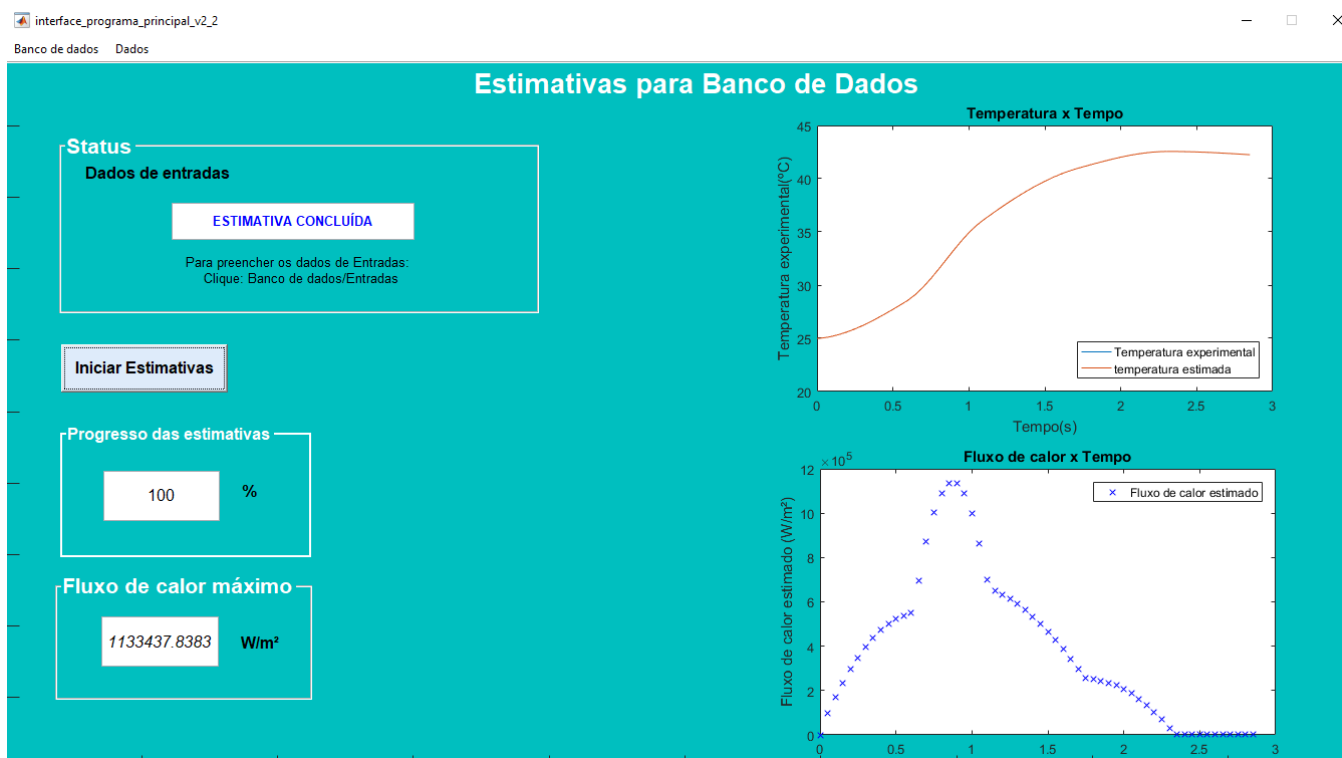


Figura 164 - Interface 2 para estimativa de fluxo de calor.
Fonte: Autoria própria.

A interface 2, refere-se as simulações da temperatura na peça, baseia-se nos dados já gravados no banco de dados para fazer as estimativas de temperatura em uma determinada peça. Esta função permite estimar a temperatura máxima na peça através do fluxo de calor que foi gravado anteriormente no banco de dados.

A interface 2 é um simulador das temperaturas que são geradas na peça através de um histórico do fluxo de calor estimado. A interface 2 é mostrada na Figura 165.



Figura 165 - Interface 2 referente as simulações de temperaturas na peça
Fonte: Autoria própria.

O gráfico no painel *Fluxo de calor* (Figura 165) na interface 2, refere-se ao gráfico do fluxo de calor pela velocidade de corte com base nos dados gravados no banco de dados. Através da informação de velocidade de corte, mostra-se o ponto escolhido através deste gráfico. Os dois quadros em branco na interface 2 (Figura 165), na extremidade direita, referem-se aos gráficos de gradiente de temperatura na peça e do gráfico de temperatura máxima pelo tempo.

Esta interface apresenta um painel de *Informações*. Essas informações são carregadas do arquivo do banco de dados. As informações trazem os valores dos parâmetros de corte, propriedades do material, dimensões do corpo de prova e a faixa de velocidade de corte para simulação. A faixa de velocidade de corte para simulação utiliza-se das informações do banco de dados referente a velocidade de corte mínima e velocidade de corte máxima que pode ser simulada. O painel de *Entradas*, indica a informação do status dos dados, valores de número de volumes de controle, número de elementos e velocidade de corte. Para preencher os valores das *Entradas* deve-se acionar o botão *Simulador* na barra superior da interface (Figura 166). A função *Abrir dados*, tem o objetivo carregar as informações do banco de dados e mostrar as respostas no painel das *Informações*, como já comentado.

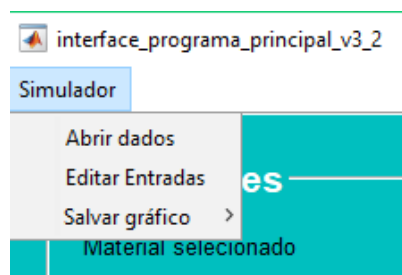


Figura 166 - Menu da opção Simulador
Fonte: Autoria própria.

Em *Editar Entradas* preenche-se os dados de entrada para a simulação. As opções de entradas para a simulação estão apresentadas na Figura 167. A entrada de Malha, refere-se a quantos elementos de volumes de controle será utilizada na simulação, dessa forma quantos elementos em x, y e z. A velocidade de corte, é uma entrada que está atrelada ao fluxo de calor no banco de dados. Através da informação de velocidade de corte o programa realiza uma busca no banco de dados do valor de fluxo de calor referente a esta velocidade de corte e alimenta o simulador.

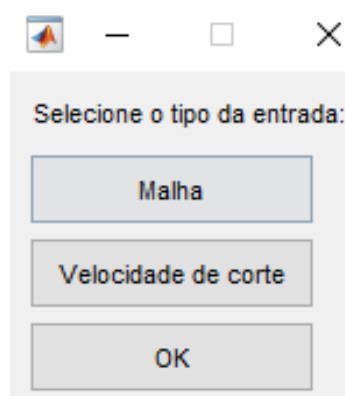


Figura 167 - Entradas para o simulador na interface 2
Fonte: Autoria própria.

APÊNDICE D: Detalhes modelo térmico (BARRIOS, 2013)

As condições de contorno consideradas para o problema são listadas nas Equações 1 a 6, a seguir:

- Para direção x:

$$\left(k \frac{\partial T(0,y,z,t)}{\partial x}\right) = h(T(0,y,z,t) - T_{\infty}) \quad (1)$$

$$\left(k \frac{\partial T(a,y,z,t)}{\partial x}\right) = -h(T(a,y,z,t) - T_{\infty}) \quad (2)$$

- Para direção y:

$$\left(k \frac{\partial T(x,0,z,t)}{\partial y}\right) = 0 \quad (3)$$

$$\left(k \frac{\partial T(x,b,z,t)}{\partial y}\right) = q_L'' \quad (4)$$

- Para direção z:

$$\left(k \frac{\partial T(x,y,0,t)}{\partial z}\right) = 0 \quad (5)$$

$$\left(k \frac{\partial T(x,y,L,t)}{\partial z}\right) = 0 \quad (6)$$

A Figura 168, mostra um volume de controle elementar com os pontos nodais vizinhos e superfícies.

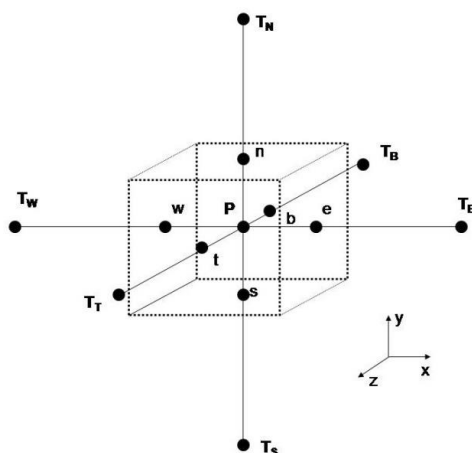


Figura 168 - Volume de controle elementar com os pontos das superfícies w, e, s, n, b, t e os pontos nodais vizinhos
Fonte: Barrios (2013).

Aproximações para os termos de fluxo de calor para volumes de controle com vizinhos são mostrados nas Equações 7 a 12.

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial x}\right)_w = k \frac{T_P - T_W}{\delta_x} \quad (7)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial x}\right)_e = k \frac{T_E - T_P}{\delta_x} \quad (8)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial y}\right)_s = k \frac{T_P - T_S}{\delta_y} \quad (9)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial y}\right)_n = k \frac{T_N - T_P}{\delta_y} \quad (10)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial z}\right)_b = k \frac{T_P - T_B}{\delta_z} \quad (11)$$

$$\left(k \frac{\partial T}{\partial z}\right)_t = k \frac{T_T - T_P}{\delta_z} \quad (12)$$

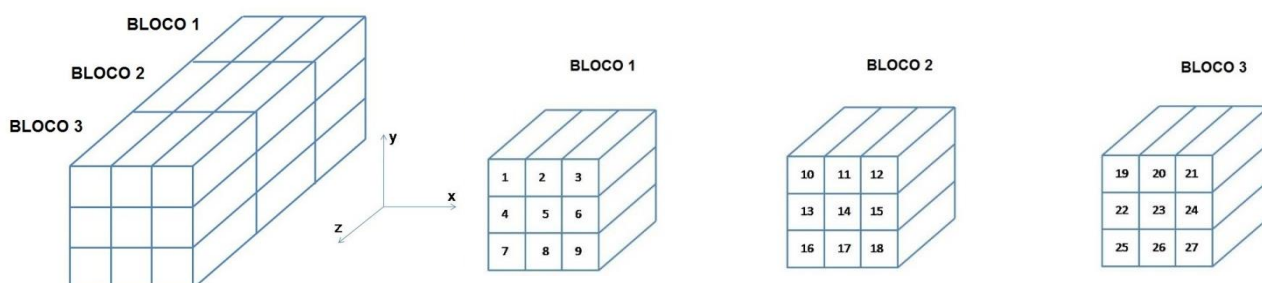


Figura 169 - Numeração dos volumes de controle dividido em três blocos.
Fonte: Barrios (2013).

Para escrever a equação da difusão de calor discretizada deve-se analisar cada volume de controle mostrado na Figura 169. Um exemplo pode ser citado: o volume de controle 1 possui na coordenada x, na face oeste, um fluxo de calor convectivo e na face leste, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 2; possui, na coordenada y, na face norte, um fluxo de calor q_L'' e na face sul, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 4; possui na coordenada z, na face do topo, um fluxo de calor por difusão do volume de controle vizinho 10 e na face da base, um fluxo zero, que é a superfície adiabática. Escrevendo a Equação discretizada e aproximações, para o volume de controle 1, tem-se:

$$\left[k \frac{T_E - T_P}{\delta_x} - h(T_P - T_\infty) \right] \delta_y \delta_z + \left[q'' - k \frac{T_P - T_S}{\delta_y} \right] \delta_x \delta_z + \left[k \frac{T_T - T_P}{\delta_z} - 0 \right] \delta_x \delta_y = \rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z \frac{(T^1 - T^0)}{\Delta t_i} \quad (13)$$

Então rearranjando a Equação 13 chega-se a Equação 14.

$$\begin{aligned} (a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_P &= a_E T_E + a_S T_S + a_T T_T + \\ &ap^0 T_P^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \end{aligned} \quad (14)$$

Onde:

- $a_E = \frac{k\delta_y\delta_z}{\delta_x}$
- $a_S = \frac{k\delta_x\delta_z}{\delta_y}$
- $a_T = \frac{k\delta_x\delta_y}{\delta_z}$
- $ap^0 = \frac{\rho c_p \delta_x \delta_y \delta_z}{\Delta t_i}$

Substituindo os pontos nodais da Equação 14 pela numeração adotada na Figura 169, tem-se a Equação 15 para o volume de controle 1.

$$\begin{aligned} (a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_1 &= a_E T_2 + a_S T_4 + a_T T_{10} + ap^0 T_1^0 + \\ &hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \end{aligned} \quad (15)$$

Equações dos 27 volumes de controle, com a numeração adotada na Figura 169, são mostrados a seguir:

- **Bloco 1:**

- Volume de controle 1:

$$(a_E + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y\delta_z)T_1 = a_E T_2 + a_S T_4 + a_T T_{10} + ap^0 T_1^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (16)$$

- Volume de controle 2:

$$(a_W + a_E + a_S + a_T + ap^0)T_2 = a_W T_1 + a_E T_3 + a_S T_5 + a_T T_{11} + ap^0 T_2^0 + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (17)$$

- Volume de controle 3:

$$(a_W + a_S + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_3 = a_W T_2 + a_S T_6 + a_T T_{12} + ap^0 T_3^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (18)$$

- Volume de controle 4:

$$(a_E + a_S + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_4 = a_E T_5 + a_S T_7 + a_N T_1 + a_T T_{13} + ap^0 T_4^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (19)$$

- Volume de controle 5:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_T + ap^0)T_5 = a_W T_4 + a_E T_6 + a_S T_8 + a_N T_2 + a_T T_{14} + ap^0 T_5^0 \quad (20)$$

- Volume de controle 6:

$$(a_W + a_S + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_6 = a_W T_5 + a_S T_9 + a_N T_3 + a_T T_{15} + ap^0 T_6^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (21)$$

- Volume de controle 7:

$$(a_E + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_7 = a_E T_8 + a_N T_4 + a_T T_{16} + ap^0 T_7^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (22)$$

- Volume de controle 8:

$$(a_W + a_E + a_N + a_T + ap^0)T_8 = a_W T_7 + a_E T_9 + a_N T_5 + a_T T_{17} + ap^0 T_8^0 \quad (23)$$

- Volume de controle 9:

$$(a_W + a_N + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_9 = a_W T_8 + a_N T_6 + a_T T_{18} + ap^0 T_9^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (24)$$

- **Bloco 2:**

- Volume de controle 10:

$$(a_E + a_S + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{10} = a_E T_{11} + a_S T_{13} + a_B T_1 + a_T T_{19} + ap^0 T_{10}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (25)$$

- Volume de controle 11:

$$(a_W + a_E + a_S + a_B + a_T + ap^0)T_{11} = a_W T_{10} + a_E T_{12} + a_S T_{14} + a_B T_2 + a_T T_{20} + ap^0 T_{11}^0 + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (26)$$

- Volume de controle 12:

$$(a_W + a_S + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{12} = a_W T_{11} + a_S T_{15} + a_B T_3 + a_T T_{21} + ap^0 T_{12}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L'' \delta_x \delta_z \quad (27)$$

- Volume de controle 13:

$$(a_E + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{13} = a_E T_{14} + a_S T_{16} + a_N T_{10} + a_B T_4 + a_T T_{22} + ap^0 T_{13}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (28)$$

- Volume de controle 14:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0)T_{14} = a_W T_{13} + a_E T_{15} + a_S T_{17} + a_N T_{11} + a_B T_5 + a_T T_{23} + ap^0 T_{14}^0 \quad (29)$$

- Volume de controle 15:

$$(a_W + a_S + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{15} = a_W T_{14} + a_S T_{18} + a_N T_{12} + a_B T_6 + a_T T_{24} + ap^0 T_{15}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (30)$$

- Volume de controle 16:

$$(a_E + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{16} = a_E T_{17} + a_N T_{13} + a_B T_7 + a_T T_{25} + ap^0 T_{16}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (31)$$

- Volume de controle 17:

$$(a_W + a_E + a_N + a_B + a_T + ap^0)T_{17} = a_W T_{16} + a_E T_{18} + a_N T_{14} + a_B T_8 + a_T T_{26} + ap^0 T_{17}^0 \quad (32)$$

- Volume de controle 18:

$$(a_W + a_N + a_B + a_T + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{18} = a_W T_{17} + a_N T_{15} + a_B T_9 + a_T T_{27} + ap^0 T_{18}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (33)$$

- **Bloco 3:**

- Volume de controle 19:

$$(a_E + a_S + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{19} = a_E T_{20} + a_S T_{22} + a_B T_{10} + ap^0 T_{19}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L \delta_x \delta_z \quad (34)$$

- Volume de controle 20:

$$(a_W + a_E + a_S + a_B + ap^0)T_{20} = a_W T_{19} + a_E T_{21} + a_S T_{23} + a_B T_{11} + ap^0 T_{20}^0 + q_L \delta_x \delta_z \quad (35)$$

- Volume de controle 21:

$$(a_W + a_S + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{21} = a_W T_{20} + a_S T_{24} + a_B T_{12} + ap^0 T_{21}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z + q_L \delta_x \delta_z \quad (36)$$

- Volume de controle 22:

$$(a_E + a_S + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{22} = a_E T_{23} + a_S T_{25} + a_N T_{19} + a_B T_{13} + ap^0 T_{22}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (37)$$

- Volume de controle 23:

$$(a_W + a_E + a_S + a_N + a_B + ap^0)T_{23} = a_W T_{22} + a_E T_{24} + a_S T_{26} + a_N T_{20} + a_B T_{14} + ap^0 T_{23}^0 \quad (38)$$

- Volume de controle 24:

$$(a_W + a_S + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{24} = a_W T_{23} + a_S T_{27} + a_N T_{21} + a_B T_{15} + ap^0 T_{24}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (39)$$

- Volume de controle 25:

$$(a_E + a_N + a_B + ap^0 + h\delta_y \delta_z)T_{25} = a_E T_{26} + a_N T_{22} + a_B T_{16} + ap^0 T_{25}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (40)$$

- Volume de controle 26:

$$(a_W + a_E + a_N + a_B + ap^0)T_{26} = a_W T_{25} + a_E T_{27} + a_N T_{23} + a_B T_{17} + ap^0 T_{26}^0 \quad (41)$$

○ Volume de controle 27:

$$(a_W + a_N + a_B + ap^0 + h\delta y \delta z)T_{27} = a_W T_{26} + a_N T_{24} + a_B T_{18} + ap^0 T_{27}^0 + hT_\infty \delta_y \delta_z \quad (42)$$