



**UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**ESTUDO SOBRE A TEMPERATURA NO FRESAMENTO DO AÇO
FERRAMENTA ABNT D2 EMPREGANDO OS MÉTODOS DO
TERMOPAR FERRAMENTA/PEÇA, TERMOPAR INSERIDO E
SIMULAÇÃO NUMÉRICA**

HUGO VILAÇA LIMA

BELO HORIZONTE

HUGO VILAÇA LIMA

**ESTUDO SOBRE A TEMPERATURA NO FRESAMENTO DO AÇO
FERRAMENTA ABNT D2 EMPREGANDO OS MÉTODOS DO
TERMOPAR FERRAMENTA/PEÇA, TERMOPAR INSERIDO E
SIMULAÇÃO NUMÉRICA**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Minas Gerais, como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Orientador: Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão
Área de concentração: Engenharia de Manufatura e Materiais

Universidade Federal de Minas Gerais

Belo Horizonte
Escola de Engenharia

2017

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por ter me concedido saúde, disposição e capacidade para a realização deste sonho.

A Universidade Federal de Minas Gerais.

Agradeço a meu orientador Alexandre Mendes Abrão, pelo constante auxílio, paciência, amizade e pela confiança em meu potencial.

Aos professores, Antônio Maia, Juan Rubio, Marcelo Câmara pelas sugestões ao longo deste trabalho.

Aos professores Leonardo Roberto da Silva e Elaine Corrêa do Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais, pelas sugestões dadas para o prosseguimento deste trabalho e pela disponibilização do forno de calibração.

Ao Edson e ao Augusto Campidelli pela grande contribuição que tiveram no desenvolvimento deste trabalho, principalmente na construção do sistema de aquisição de dados

Ao Orlando Gama pela disponibilização da Impressora 3D.

A Prof^a Geralda Cristina Durães de Godoy pela disponibilização do tribômetro

Aos colegas do laboratório de Usinagem e Automação, agradeço pelo apoio e pela amizade construída ao longo destes anos.

A CAPES e ao PPGMEC pela concessão da bolsa de doutorado

E aos demais professores e amigos que com conselhos e trocas de experiência contribuíram para realização desta pesquisa científica.

RESUMO

A usinagem desempenha um papel fundamental nos mais variados ramos da indústria mecânica. Dentre os diversos processos de usinagem, o fresamento se apresenta como um dos mais importantes por sua produtividade e flexibilidade. Os avanços tecnológicos nas áreas de ferramentas e equipamentos tornam o fresamento cada vez mais abrangente e competitivo, atingindo níveis de tolerâncias dimensionais cada vez mais exigentes. Entretanto, durante esta operação verifica-se que a elevação de temperatura devido à deformação plástica e ao atrito entre cavaco e ferramenta e entre peça e ferramenta provoca distorções e alterações microestruturais que podem comprometer a integridade superficial da peça e acelerar a taxa de desgaste da ferramenta. Desta forma, o estudo da geração de calor e de suas condições de transmissão em função de diferentes parâmetros de corte permite determinar as características mais convenientes das ferramentas, além de um melhor regime de trabalho e maior durabilidade da ferramenta de corte. Sendo assim, a proposta deste trabalho é apresentar a construção e utilização de um sistema de medição, composto por um sensor, um circuito de aquisição de dados, um microcontrolador e um transmissor sem fio. A necessidade de fios entre o sistema e o computador foi substituída pelo uso de um módulo *bluetooth* para a transmissão dos dados medidos à uma taxa de 450 amostras por segundo, estabelecida durante a programação do microcontrolador. Posteriormente este sistema foi empregado para investigar a temperatura de usinagem sob diferentes condições de corte no fresamento do aço ferramenta ABNT D2 recozido (180 HV) com ferramentas de metal duro intercambiáveis, utilizando-se das técnicas do termopar ferramenta/peça e do termopar inserido na ferramenta. Por fim, foi realizado a simulação tridimensional do fresamento do aço ABNT D2 de modo a verificar a evolução da fonte de calor na superfície de saída da ferramenta e correlacionar os resultados com os testes experimentais. Os resultados, obtidos por meio da técnica do termopar ferramenta/peça e do termopar inserido na ferramenta mostraram que a temperatura de fresamento aumenta quando os diferentes parâmetros testados (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho) têm seus valores elevados. Com base na análise de variância, a velocidade de corte foi o principal parâmetro que influenciou a temperatura de fresamento quando o método do termopar ferramenta/peça foi empregado; por outro lado, no método do termopar inserido na ferramenta a profundidade de corte foi o principal parâmetro que influenciou a temperatura de fresamento. Entretanto, a influência do sentido de corte sobre a temperatura só foi detectada quando empregado o método do termopar inserido na ferramenta (temperatura mais elevada no fresamento discordante). O comportamento dos parâmetros de corte evidenciou a capacidade do sistema construído em responder à variação das condições de usinagem durante o fresamento. Além disso, o desgaste da aresta de corte provocou aumento da temperatura de fresamento, ao passo que a alteração do revestimento da ferramenta de corte não teve efeito significativo sobre a temperatura de fresamento. O método desenvolvido para simular a temperatura de fresamento em três dimensões permitiu demonstrar o fluxo de calor na região de corte e correlacionar estes resultados, com os valores obtidos nos métodos experimentais.

Palavras chave: fresamento, métodos de aquisição de temperatura, condições de corte, temperatura, aço ferramenta ABNT D2.

ABSTRACT

Machining performs a fundamental role in various branches of metal working industry. Among the machining processes, milling is one of the most important due to its metal remove rate and flexibility. Technological advances in tools and equipment make milling increasingly comprehensive and competitive, reaching ever tighter levels of dimensional tolerances, however temperature rise due to plastic deformation and friction between the chip and tool, and between workpiece and tool induces thermal damage and distortions which may impair the surface integrity of the part and accelerate tool wear rate. The purpose of this work is to present the construction and utilization of a measurement system consisting of a sensor, a data acquisition circuit, a microcontroller and a wireless transmitter. The need for wires between system and computer was eliminated by the use of a bluetooth module for the transmission of the collected data. This system was used to investigate the machining temperature under different cutting conditions when milling annealed ABNT D2 (180 HV) tool steel with coated tungsten carbide tools, using the tool/workpiece thermocouple method and the thermocouple implanted in the tool. Finally three-dimensional simulation of ABNT D2 steel milling was carried out in order to verify the evolution of the heat source on the tool wedge and to correlate the results with the experimental tests. The findings obtained using the tool/workpiece thermocouple method and the implanted thermocouple method indicate that temperature increased when cutting speed, feed rate, axial depth of cut and radial depth of cut were elevated. Based on the analysis of variance, cutting speed was the main parameter affecting milling temperature when the tool/workpiece thermocouple method was used, whereas the axial depth of cut was the principal parameter influencing milling when the implanted thermocouple method was used. The behavior of the cutting parameters showed the capacity of the system to respond to the variation of machining conditions. In addition, wear of the cutting edge caused an increase in the milling temperature; on the other hand, the change in tool coating had no significant effect on the milling temperature. The method developed to simulate the three dimensional milling temperature allowed to demonstrate the heat flux in the cut region and to correlate these results in a positive way with the values obtained in the experimental methods.

Keywords: Milling, temperature acquisition methods, cutting conditions, temperature, AISI D2 tool steel

LISTA DE FIGURAS

| | |
|-------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 2.1: Desgaste de flanco para cinco revestimentos diferentes..... | 15 |
| Figura 2.2: Propriedades dos revestimentos de metal duro: a) temperatura máxima em serviço b) coeficiente de atrito no aço c) microdureza (HV 0,05)..... | 18 |
| Figura 2.3: Desgaste de flanco progressivo em insertos intercambiáveis para ferramenta arredondada | 19 |
| Figura 2.4: Círculo de Merchant..... | 21 |
| Figura 2.5: Efeito da dureza e do material sobre a força de corte | 22 |
| Figura 2.6: Regiões de geração de calor durante a formação de cavacos | 25 |
| Figura 2.7: Distribuição da temperatura de corte para o cavaco, peça e ferramenta..... | 26 |
| Figura 2.8: Modelo de distribuição de tensões na superfície de saída da ferramenta | 27 |
| Figura 2.9: Coeficiente de atrito obtido entre o aço ABNT D2 e o metal duro revestido com TiAlN..... | 29 |
| Figura 2.10: Representação geométrica da ferramenta/peça a) para simulação do corte ortogonal b) para simulação do fresamento tridimensional..... | 30 |
| Figura 2.11: Medição da temperatura por termopar inserido na ferramenta no processo de torneamento | 32 |
| Figura 2.12: Medição da temperatura por termopar inserido na peça..... | 33 |
| Figura 2.13: Método alternativo para medição da temperatura empregando o método do termopar inserido na peça..... | 34 |
| Figura 2.14: Esquema de medição de temperatura utilizando sensor integrado ao suporte da ferramenta..... | 35 |
| Figura 2.15: Medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta/peça no processo de torneamento | 37 |
| Figura 2.16: Medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta/peça no processo de fresamento..... | 37 |
| Figura 2.17: Método de calibração do termopar ferramenta/peça..... | 38 |
| Figura 2.18: Método alternativo para medição da temperatura de fresamento baseado no termopar ferramenta/peça..... | 39 |
| Figura 2.19: Esquema de medição de temperatura utilizando um pirômetro..... | 40 |
| Figura 2.20: Influência do material da peça na temperatura de corte..... | 43 |

| | |
|--------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 2.21: Comparação da temperatura de fresamento entre quatro metais sobre diferentes condições de corte | 44 |
| Figura 2.22: Comportamento cíclico da temperatura de fresamento..... | 45 |
| Figura 2.23: Trincas de origem térmica observadas em uma ferramenta de metal duro..... | 46 |
| Figura 2.24: Condutividade térmica em função da temperatura | 47 |
| Figura 2.25: Efeito do desgaste da ferramenta na temperatura de corte do aço ABNT D2 ($v_c = 250\text{m/min}$, $f = 0,1\text{mm/rev}$). | 48 |
| Figura 2.26: Efeito da velocidade de corte e do avanço sob a temperatura de fresamento da liga de titânio Ti6Al4V | 50 |
| Figura 2.27: Efeito dos parâmetros de corte sobre o surgimento de trincas térmicas | 51 |
| Figura 2.28: Distribuição da temperatura de fresamento no sentido de corte concordante e discordante..... | 52 |
| Figura 2.29: Efeito do fluido de corte sobre a temperatura de usinagem..... | 53 |
| Figura 3.1: Inseto de metal duro Sandvik da classe R390-17 04 08M-PM 1025 | 57 |
| Figura 3.2: Microcontrolador Arduino Nano | 60 |
| Figura 3.3: Módulo <i>bluetooth</i> HC-06..... | 61 |
| Figura 3.4: Centro de usinagem Romi..... | 61 |
| Figura 3.5: Máquina de eletroerosão Engemaq..... | 62 |
| Figura 3.6: Impressora 3D Cliever CL1 Black..... | 62 |
| Figura 3.7: Forno para calibração do termopar ferramenta/peça..... | 63 |
| Figura 3.8: Tribômetro Microtest MT/60/NL..... | 63 |
| Figura 3.9: Cronograma de atividades..... | 64 |
| Figura 3.10: Circuito de aquisição de dados..... | 65 |
| Figura 3.11: Projeto da placa de circuito impresso para aquisição de dados | 67 |
| Figura 3.12: Pré-visualização tridimensional da placa de circuito impresso | 67 |
| Figura 3.13: Placa após a transferência do layout do circuito impresso: a) frente b) verso | 68 |
| Figura 3.14: Placa do circuito de aquisição de dados: a) frente b) verso | 68 |
| Figura 3.15: Diagrama para construção do sistema de aquisição de temperatura..... | 69 |
| Figura 3.16: Componentes utilizados na na construção do sistema de aquisição de temperatura | 70 |
| Figura 3.17: Sistema de medição termopar ferramenta/peça: a) fixação e isolamento da peça e ferramenta b) detalhe da escova de grafite e da fresa..... | 73 |
| Figura 3.18: Sistema de aquisição de tensão | 73 |
| Figura 3.19: Termopar ferramenta/peça | 74 |

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| Figura 3.20: Calibração do termopar ferramenta/peça | 74 |
| Figura 3.21: Curva de calibração do termopar ferramenta/peça | 75 |
| Figura 3.22: Suporte projetado para fixação do sistema de medição: a) montagem; b) vista explodida | 76 |
| Figura 3.23: Dimensões em milímetros de uma das metades do suporte projetado..... | 76 |
| Figura 3.24: Esquema para medição da temperatura de fresamento utilizando o sensor integrado ao suporte da ferramenta: a) suporte montado sobre a fresa; b) sistema de medição no interior do suporte; c) termopar inserido no inserto | 77 |
| Figura 3.25: Esquema para realizar o furo do inserto por meio do processo de eletroerosão .. | 77 |
| Figura 3.26: Inserto com aresta perfurada: a) vista superior, b) corte transversal | 78 |
| Figura 3.27: Temperatura da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem | 78 |
| Figura 3.28: Materiais empregados nos testes no tribômetro: a) disco de aço ABNT D2, b) pino de metal duro recoberto com TiN..... | 80 |
| Figura 3.29: Ilustração do inserto: a) vista lateral, b) vista superior | 81 |
| Figura 3.30: Inserto e peça empregados na simulação | 82 |
| Figura 3.31: Geração da malha: a) ferramenta; b) peça | 82 |
| Figura 4.1: Efeito da velocidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante) | 85 |
| Figura 4.2: Efeito da velocidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 25$ mm..... | 85 |
| Figura 4.3: Efeito do avanço sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)..... | 87 |
| Figura 4.4: Efeito do avanço sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 25$ mm | 87 |
| Figura 4.5: Efeito da profundidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante) | 88 |
| Figura 4.6: Efeito da profundidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 25$ mm..... | 89 |
| Figura 4.7: Efeito da penetração de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_p = 1$ mm..... | 90 |
| Figura 4.8: Efeito da penetração de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_p = 2$ mm..... | 90 |
| Figura 4.9: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes velocidades de corte, ($f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)..... | 91 |

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 4.10: Efeito do sentido de corte sobre temperatura de fresamento sob diferentes avanços, ($v_c = 90$ m/min, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm) | 92 |
| Figura 4.11: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes profundidades de corte, ($v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_e = 12,5$ mm) | 92 |
| Figura 4.12: Desgaste de flanco de insertos da classe 1025 após o fresamento sob $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/ver, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm: a) inserto A b) inserto B após 20 passes ($63,8$ cm ³) | 94 |
| Figura 4.13: Temperatura de fresamento em função do desgaste de flanco médio para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ m/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm | 94 |
| Figura 4.14: Análise de resíduos para temperatura de fresamento obtida pelo método do termopar ferramenta/peça | 95 |
| Figura 4.15: Gráfico de Pareto dos efeitos padronizados | 96 |
| Figura 4.16: Interação dos parâmetros de usinagem | 97 |
| Figura 4.17: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante) | 98 |
| Figura 4.18: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm | 98 |
| Figura 4.19: Efeito do avanço sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante) | 100 |
| Figura 4.20: Efeito do avanço sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm | 100 |
| Figura 4.21: Efeito da profundidade de usinagem sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante) | 101 |
| Figura 4.22: Efeito da profundidade de usinagem sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm | 102 |
| Figura 4.23: Efeito da penetração de trabalho sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_p = 1$ mm | 103 |
| Figura 4.24: Efeito da penetração de trabalho sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_p = 2$ mm | 103 |
| Figura 4.25: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes velocidades de corte ($f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)..... | 104 |

| | |
|-----------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Figura 4.26: Efeito do sentido de corte sobre temperatura de fresamento sob diferentes avanços ($v_c = 90$ m/min, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm) | 104 |
| Figura 4.27: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sobre diferentes profundidades de usinagem ($v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_e = 12,5$ mm) | 105 |
| Figura 4.28: Efeito do revestimento da ferramenta de corte sobre a temperatura da ferramenta | 106 |
| Figura 4.29: Análise de resíduos para temperatura de fresamento medida pelo método do termopar inserido na ferramenta..... | 108 |
| Figura 4.30: Gráfico de Pareto dos efeitos padronizados..... | 109 |
| Figura 4.31: Interação dos parâmetros de usinagem | 110 |
| Figura 4.32: Coeficiente de atrito empregando velocidade de deslizamento de 60 m/min.... | 110 |
| Figura 4.33: Coeficiente de atrito empregando velocidade de deslizamento de 90 m/min.... | 111 |
| Figura 4.34: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm..... | 112 |
| Figura 4.35: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 1$ mm..... | 113 |
| Figura 4.36: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev e $a_p = 1$ mm..... | 114 |
| Figura 4.37: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm..... | 115 |
| Figura 4.38: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 2$ mm..... | 116 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|-----|
| Tabela 2.1: Classificação dos metais duros segundo a Norma ISO 513 (2004) | 11 |
| Tabela 2.2: Comparação entre ferramentas revestidas por meio dos processos CVD e PVD. 14 | |
| Tabela 3 1. Composição química do aço ABNT D2 | 56 |
| Tabela 3.2: Componentes utilizados para a construção do circuito de aquisição de dados | 58 |
| Tabela 3.3: Número de amostras por segundo obtidas em função do atraso..... | 69 |
| Tabela 3.4: Coeficientes para termopares do tipo K | 71 |
| Tabela 3 5: Parâmetros de corte empregados nos testes experimentais da ferramenta | 72 |
| Tabela 3 6: Parâmetros de corte empregados na simulação de fresamento..... | 83 |
| Tabela A-1: Valores de temperatura de fresamento medidos pelo método do termopar ferramenta/peça | 131 |
| Tabela A-2: Valores de temperature de fresamento medidos pelo método do termopar inserido na ferramenta | 133 |

LISTA DE ABREVEATURAS E SIGLAS

| | |
|----------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| ABNT | Associação Brasileira de Normas Técnicas |
| AISI | Instituto Americano do ferro e do Aço (<i>American Iron and Steel Institute</i>) |
| CAD | Desenho Assistido por Computador (<i>Computer Aided Design</i>) |
| CAM | Manufatura auxiliada por Computador (<i>Computer Aides Manufacturing</i>) |
| CEFET MG | Centro Federal de Educação Tecnológica de Minas Gerais |
| CNC | Comando Numérico Computadorizado |
| CVD | Deposição Química de Vapor (<i>Chemical Vapour Deposition</i>) |
| f.e.m | Força Eletromotriz |
| FEM | Modelagem por Elementos Finitos |
| HSC | Corte sob Alta Velocidade (<i>High Speed Cutting</i>) |
| HSM | Usinagem sob Alta Velocidade (<i>High Speed Machining</i>) |
| HRC | Dureza Rockwell – escala C |
| HV | Dureza Vickers |
| ISO | Organização Internacional para Normalização (<i>International Organization for Standardization</i>) |
| MT – CVD | Deposição Química de Vapor a Média Temperatura (<i>Medium Temperature Quimical Vapour Deposition</i>) |
| PA – CVD | Deposição Química de Vapor Assistida por Plasma (<i>Plasma Assisted Quimical Vapour Deposition</i>) |
| PVD | Deposição Física de Vapor (<i>Physical Vapour Deposition</i>) |
| TRM | Taxa de remoção de material (mm ³ /min) |
| UFMG | Universidade Federal de Minas Gerais |

LISTA DE ELEMENTOS E FÓRMULAS DE COMPOSTOS QUÍMICOS

| | |
|--------------------------------|----------------------------------|
| AgCl | Cloreto de prata |
| AlCr | Cromo alumínio |
| AlCrN | Nitreto de cromo alumínio |
| Al ₂ O ₃ | Óxido de alumínio |
| Bi | Bismuto |
| CBN | Nitreto Cúbico de Boro |
| CdCl | Cloreto de cádmio |
| Co | Cobalto |
| CrN | Nitreto de cromo |
| CrTiAlN | Nitreto cromo titânio alumínio |
| KCl | Cloreto de potássio |
| KNO ₃ | Nitrato de potássio |
| MoS ₂ | Bissulfeto de molibdênio |
| Mn | Manganês |
| MnS | Sulfeto de Manganês |
| N | Nitrogênio |
| NaCl | Cloreto de sódio |
| NbC | Carboneto de nióbio |
| P | Fósforo |
| Pb | Chumbo |
| PbCl ₂ | Cloreto de chumbo |
| Se | Selênio |
| Sn | Estanho |
| SnCl ₂ | Cloreto de estanho |
| TaC | Carboneto de tântalo |
| TaN | Nitreto de tântalo |
| Te | Telúrio |
| TiAlN | Nitreto de alumínio titânio |
| TiCNAI | Carbonitreto de titânio alumínio |
| TiC | Carboneto de titânio |
| TiCN | Carbonitreto de titânio |

| | |
|-----|-------------------------|
| TiN | Nitreto de titânio |
| WC | Carboneto de tungstênio |
| Zn | Zinco |

NOMENCLATURA

| | |
|----------|---------------------------------------------|
| a_e | penetração de trabalho (mm) |
| a_p | profundidade ou largura de usinagem (mm) |
| d | diâmetro da peça ou da ferramenta (mm) |
| f | avanço de corte (mm/rev) |
| F_c | força de corte (N) |
| F_f | força de avanço (N) |
| F_u | força de usinagem (N) |
| F_n | força normal (N) |
| F_{nz} | força normal ao plano de cisalhamento (N) |
| F_t | força ativa (N) |
| L_f | comprimento de usinagem (mm) |
| n | número de rotações da peça por minuto (rpm) |
| R | raio de ponta (mm) |
| R_a | desvio médio aritmético (μm) |
| T | temperatura ($^{\circ}\text{C}$) |
| VB_B | desgaste de flando médio (mm) |
| v_c | velocidade de corte (m/min) |
| v_f | velocidade de avanço (mm/min) |

Letras gregas

| | |
|------------|--------------------------------|
| α_0 | ângulo de folga (graus) |
| γ_0 | ângulo de saída (graus) |
| ϕ | ângulo de cisalhamento (graus) |

SUMÁRIO

| | |
|----------------------------------------------------------------------------------------------|----|
| 1 INTRODUÇÃO..... | 1 |
| 1.1 Objetivos..... | 3 |
| 1.1.1 Objetivos específicos..... | 3 |
| 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA..... | 4 |
| 2.1 Fresamento de moldes e matrizes..... | 4 |
| 2.2 Ferramentas de metal duro..... | 8 |
| 2.2.1 Metal duro revestido..... | 13 |
| 2.3 Forças de Usinagem..... | 20 |
| 2.4 Temperatura de Usinagem..... | 24 |
| 2.4.1 Balanço energético..... | 25 |
| 2.5.2 Métodos numéricos para determinação da temperatura de usinagem..... | 27 |
| 2.4.3 Métodos experimentais para medição da temperatura de usinagem..... | 31 |
| 2.4.4 Influência do material da peça sobre a temperatura de fresamento..... | 42 |
| 2.4.5 Influência do material da ferramenta de corte sobre a temperatura de fresamento..... | 44 |
| 2.4.6 Influência dos parâmetros operacionais sobre a temperatura de fresamento..... | 49 |
| 2.5 Considerações Parciais..... | 54 |
| 3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL..... | 56 |
| 3.1 Materiais..... | 56 |
| 3.1.1 Circuito de aquisição de dados..... | 57 |
| 3.1.2 Microcontrolador..... | 60 |
| 3.1.3 Transmissor sem fio..... | 60 |
| 3.1.4 Sensor..... | 61 |
| 3.2 Equipamentos..... | 61 |
| 3.3 Metodologia..... | 64 |
| 3.3.1 Construção do sistema de aquisição de temperatura..... | 65 |
| 3.3.2 Parâmetros de corte empregados nos testes experimentais..... | 71 |
| 3.3.3 Medição de temperatura de fresamento pelo método termopar ferramenta/peça.. | 72 |
| 3.2.3.1 Calibração do termopar ferramenta/peça..... | 74 |
| 3.3.4 Medição da temperatura de fresamento utilizando o termopar inserido na ferramenta..... | 75 |
| 3.3.5 Análise estatística dos dados experimentais..... | 79 |

| | |
|-----------------------------------------------------------------------------|-----|
| 3.3.6 Simulação da temperatura de fresamento | 80 |
| 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES | 84 |
| 4.1 Medição da temperatura por meio do termopar ferramenta/peça..... | 84 |
| 4.1.1 Análise de Variância..... | 95 |
| 4.2 Medição da temperatura por meio do termopar inserido na ferramenta..... | 97 |
| 4.2.1 Análise de variância..... | 107 |
| 4.3 Simulação da temperatura de fresamento | 110 |
| 5. CONCLUSÃO..... | 117 |
| 6. PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS..... | 120 |
| REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA..... | 121 |
| APENDICE A – Tabelas com resultados da temperatura de fresamento..... | 131 |

1 INTRODUÇÃO

A usinagem é o processo de fabricação no qual a remoção de material da peça permite obter um produto final com tamanho, forma e qualidade superficial exigidos em projeto. Seu desenvolvimento, a partir dos novos materiais para ferramentas, abriu uma nova era para a indústria metal mecânica, o que levou ao surgimento de novas máquinas ferramentas, novas técnicas e métodos alternativos para usinagem de peças de formas complexas e de baixa usinabilidade (El HOFY e YOUSSEF, 2008).

Quase todos os produtos manufaturados têm componentes que requerem alguma operação de usinagem, muitas vezes com elevada exatidão. Portanto, este conjunto de operações é um dos mais importantes dos processos básicos de fabricação por causa do valor agregado ao produto final. Pela mesma razão, as operações de usinagem são muitas vezes as mais caras, além de ser uma das indústrias mais importantes em países economicamente desenvolvidos (TRENT e WRIGHT, 2000).

Em meio às operações de usinagem, o fresamento possui um caráter altamente versátil, pois quando adequadamente escolhida, a ferramenta de corte (fresa) permite a obtenção de superfícies sob as mais variadas formas, além de ter elevada capacidade de remoção de material (DINIZ et al., 2001). O fresamento é uma operação de corte onde as arestas multicortantes da ferramenta atuam periodicamente sobre a peça. Desta forma, entende-se que no fresamento, diferentemente do torneamento ou da furação, o corte é intermitente e as variáveis de saída do processo (forças de usinagem, desgaste da ferramenta, temperatura, etc.) podem sofrer grandes variações durante o movimento cíclico da ferramenta.

De acordo com Trent e Wright (2000), devido à evolução das operações de usinagem, este processo tem cada vez mais buscado a utilização da técnica denominada Usinagem sob Alta Velocidade (HSM). Este método tem a vantagem de proporcionar um aumento de produtividade associada à boa qualidade superficial, entretanto, exige equipamentos com características especiais, tais como alta velocidade rotacional do eixo árvore, alta aceleração, alta velocidade de avanço e alta taxa de amortecimento.

A HSM de aços ferramentas em seu estado endurecido está emergindo como uma abordagem atraente para a indústria de moldes e matrizes devido ao seu significativo potencial de redução de custos e melhoria de produtividade (PU e SINGH, 2013). Moldes e matrizes são amplamente utilizados para a produção em massa de peças de plástico, componentes fundidos, chapas metálicas e produtos forjados. Estes aços possuem alta qualidade, são produzidos sob tolerâncias estreitas de composição química e propriedades físicas e suas principais características são alta dureza aliada a boa tenacidade e alta resistência à abrasão. Entretanto, estas propriedades muitas vezes não ocorrem simultaneamente, devendo a escolha do aço levar em consideração a melhor combinação possível (GERDAU, 2003).

Ressalta-se ainda, que para executar a usinagem de aços ferramentas deve-se levar em consideração, além das corretas condições de corte, a adequada seleção da ferramenta de usinagem, pois a mesma deve possuir dureza e tenacidade suficiente para resistir aos impactos inerentes ao processo. Tendo em vista que, durante o fresamento as variações bruscas nas forças de corte vão influenciar direta ou indiretamente a taxa de desgaste da ferramenta.

O custo de fabricação é fortemente dependente da taxa de remoção de material – TRM e esse custo pode ser reduzido aumentando-se a TRM, porém há um limite para a velocidade de corte acima da qual a vida da ferramenta é reduzida excessivamente (TRENT e WRIGHT 2000; MAJUMBAR et al., 2005). Além disso, o aumento da velocidade de corte resulta em maior energia fornecida ao processo. Sabe-se, no entanto, que toda a energia consumida durante a usinagem, é virtualmente convertida em calor e fica essencialmente concentrada na zona de corte, onde há a interação peça/ferramenta. Isto pode conduzir a altas temperaturas que proporcionam o maior desgaste da ferramenta de corte, resultando na redução de sua vida, e na menor eficiência da operação, ao passo que as peças fabricadas poderão sofrer maior desvio dimensional e grandes alterações microestruturais.

A velocidade de corte, o avanço, a profundidade de usinagem e a penetração de trabalho, além das demais condições de usinagem, são fatores que alteram o comportamento da temperatura, e esta, por sua vez, altera as propriedades mecânicas tanto do material da peça quanto da ferramenta, que se desgasta rapidamente, reduzindo de maneira drástica a sua produtividade. Além disso, a operação de corte acaba sendo limitada pelo aumento da temperatura da ferramenta. A temperatura na interface peça/ferramenta não é uniformemente distribuída, principalmente durante operações com ferramentas multicortantes. Desta forma, a medição da

temperatura durante o fresamento é fundamental para o controle do processo, porém esta medição possui algumas limitações e um exemplo disso é o método do termopar inserido na ferramenta, cuja rotação da fresa inibe seu emprego.

Pelos motivos citados anteriormente, é importante compreender quais fatores influenciam a geração de calor e principalmente buscar novas metodologias que permitam determinar de maneira adequada o fluxo de calor e a distribuição de temperatura na ferramenta e na peça, próximo à aresta cortante.

1.1 Objetivos

O objetivo geral deste trabalho é compreender, utilizando conceitos técnicos e estatísticos, o comportamento da temperatura de corte durante a operação de fresamento do aço ferramenta ABNT D2 com ferramentas intercambiáveis de metal duro.

1.1.1 Objetivos específicos

Mais especificamente, pretende-se:

- Construir um sistema de aquisição de temperatura a ser empregado no método do termopar ferramenta/peça e no método termopar inserido na ferramenta;
- Medir a temperatura na região de corte por meio do método termopar ferramenta/peça;
- Medir a temperatura na ferramenta de corte por meio do método do termopar inserido na ferramenta;
- Avaliar a capacidade do sistema de aquisição de dados em responder às variações das condições de usinagem;
- Analisar a influência das condições de usinagem (velocidade de corte, do avanço, do sentido de corte, da profundidade de usinagem e da penetração de trabalho), do revestimento da ferramenta e do desgaste sob a temperatura de corte;
- Realizar a simulação numérica da temperatura de fresamento em três dimensões e verificar se os resultados obtidos são condizentes com os valores experimentais

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo está organizado da seguinte forma: primeiramente é feita uma descrição sobre o fresamento de moldes e matrizes, destacando alguns dos principais aços disponíveis no mercado; posteriormente a importância da usinagem sob alta velocidade (HSM) para as atuais necessidades de fabricação é destacada; em outro tópico são abordadas as características das ferramentas de metal duro, bem como as técnicas de revestimentos, materiais e suas principais aplicações; em seguida é feita a descrição das forças de usinagem durante o fresamento e, por fim, é realizada uma extensa discussão sobre temperatura de usinagem, descrevendo como o processo de usinagem e principalmente o fresamento é afetado pela temperatura. Além disso, as principais técnicas para medição de temperatura de usinagem também são descritas.

2.1 Fresamento de moldes e matrizes

A usinagem é o processo de fabricação no qual uma ferramenta de corte remove material (cavaco) a partir da superfície de um corpo menos resistente, por meio da aplicação de força e movimento. Este processo é capaz de conferir à peça a forma, as dimensões e o acabamento desejado, ou ainda uma combinação destes três itens (FERRARESI, 1977).

Dentre as operações de usinagem o fresamento é reconhecido por sua versatilidade, eficiência e capacidade de produzir formas geométricas complexas, além de garantir elevadas taxas de remoção de material (ANDERSON et al., 2011). Para realizar esta operação, a fresa é utilizada como ferramenta de corte, a qual possui um grande número de formas e usualmente uma variedade de arestas cortantes que atuam periodicamente sobre a peça. Nesse corte intermitente a geração das forças de corte e temperatura de usinagem variam ao longo do processo (ZHENG et al., 1999 e CHANG, 2000).

Durante o fresamento a ferramenta gira enquanto a peça está presa à mesa responsável pelos movimentos de avanço longitudinal e transversal. Além disso, esta operação pode ser distinguida conforme a disposição dos dentes da fresa: fresamento cilíndrico tangencial (concordante ou discordante) e fresamento frontal (FERRARESI, 1977; STEMMER, 1995b).

A usinagem de moldes e matrizes, comumente fabricados a partir de aços endurecidos, tem progredido muito nas últimas décadas juntamente com as novas tecnologias de usinagem. De acordo com Li et al. (2006), tão importante quanto o *design* e projeto de fabricação é o tratamento térmico dado aos aços utilizados na aplicação de moldes e matrizes, uma vez que este possui um efeito significativo sobre a vida destes componentes.

Segundo Altan et al. (2001), o projeto e fabricação de moldes e matrizes também representam um aspecto essencial em toda cadeia produtiva e encontram grande aplicação no forjamento, estampagem, fundição e na moldagem por injeção. Para Ribeiro (2007), os aços para moldes e matrizes devem possuir boa usinabilidade em função da usinagem profunda que normalmente é necessária nestes componentes, além de permitir a obtenção de superfícies extremamente lisas e de boa soldabilidade.

A busca por uma melhor eficiência na produção de moldes e matrizes é atribuída ao elevado tempo de fabricação requerido durante seu processamento, o que levou a fabricação destes componentes a ser considerada um grande gargalo na linha de produção (GUVENÇ e SRINIVASAN 1997). Entretanto, este tempo de fabricação foi reduzido drasticamente com o advento da tecnologia HSM (usinagem de alta velocidade), que também contribuiu para diminuição de custos e melhora significativa da qualidade (FALLBOHMER et al., 2000; SILVA et al., 2002; HELLENO e SCHUTZER, 2004). Além disso, o elevado custo inicial com a aquisição da máquina pode ser recuperado em médio ou longo prazo.

Dentre os tipos de aço destinados à fabricação de moldes e matrizes, destacam-se os aços ferramenta para trabalho a frio. Esses aços contêm, entre outros elementos, relativamente altos teores de tungstênio, molibdênio, vanádio e cromo, que possibilitam atender às exigências de severidade em serviço, obter maior controle dimensional e isenção de trincas durante o tratamento térmico (GERDAU, 2003).

Nas classificações das normas SAE e AISI, tais aços são divididos em três grupos (CHIAVERINI, 1986):

- O: de baixa liga e temperáveis em óleo;
- A: de média liga e temperáveis ao ar;
- D: de alta liga e temperáveis em óleo ou ar.

Os aços de alta liga, designados pela letra D, possuem alto teor de carbono e de cromo, pequenas quantidades de molibdênio e eventualmente cobalto e tungstênio (GERDAU, 2003). Nesta categoria, o aço ABNT D2, equivalente ao aço AISI D2, possui grande aplicação no segmento metal-mecânico, principalmente na indústria de conformação, corte a frio e fabricação de moldes e matrizes.

O aço ferramenta ABNT D2 pode ser tratado termicamente para durezas elevadas mantendo boa resistência à fratura. Em função da composição química, este aço apresenta um ótimo balanceamento entre a resistência ao desgaste e a tenacidade. A dureza superficial, na condição temperada, pode alcançar 65 HRc.

O interesse em elevar a velocidade de corte como meio de aumentar a produção ganhou impulso nas últimas décadas, tanto na comunidade científica quanto na indústria. No entanto, a técnica conhecida como usinagem de alta velocidade (HSM) somente se tornou possível com o advento de uma nova geração de máquinas ferramentas. Esta técnica é um método econômico de usinagem, com boa aplicação na fabricação de moldes e matrizes. A indústria metal mecânica sugere que ganhos substanciais em produtividade, qualidade dimensional e a qualidade da superfície são fatores chave para a aplicação da HSM (VIVANCOS et al., 2004).

Uma definição exata em torno da HSM não é fácil, apesar disso, Nascimento e Coelho (2012) relatam que HSM é uma tecnologia não convencional, na qual há a interação de varias condições de processo (máquina, ferramenta de corte, material, forma da peça) para que se possam atingir os resultados específicos de cada operação de usinagem. Com o uso desta técnica, as velocidades de corte e de avanço podem ser aumentadas de cinco a dez vezes em relação à usinagem convencional. Entretanto, não há um valor específico de velocidade que caracteriza a HSM, pois isto depende do material a ser usinado. Por exemplo, a usinagem de um aço endurecido sob uma velocidade de corte de 500 m/min é considerada alta. Por outro lado, esta mesma velocidade aplicada ao alumínio representa uma usinagem convencional.

Outro fator importante relacionado à HSM é a determinação do avanço. Hajdarevik et al. (2014) realizaram um estudo sobre a usinagem de alta velocidade do aço H11 endurecido. Os autores mostraram que a consecução tecnológica do processo de alta velocidade de usinagem torna a adaptação do avanço absolutamente necessária, ou seja, para uma determinada velocidade de corte requerida durante a usinagem é necessário que o avanço seja igualmente

compatível e executado com alta exatidão. De outra forma, as ferramentas podem ser sobrecarregadas termicamente.

Esta forma de manufatura se distingue pela flexibilidade e capacidade de desenvolver novas tecnologias em ferramentas, máquinas ferramentas e componentes, de modo a possibilitar às empresas a obtenção de vantagens competitivas por meio da inovação tecnológica e do desenvolvimento de novas formas de usinagem (NOVASKI e CORRÊA, 1998). De acordo com Castanheira e Diniz (2016) a usinagem ou mais especificamente o fresamento de alta velocidade é amplamente utilizado para substituir algumas operações de eletroerosão e polimento, principalmente em acabamentos de aço endurecidos.

Novaski e Corrêa (1998) citam que as características mais relevantes do emprego da usinagem sob alta velocidade envolvem o aspecto econômico (aumento de produtividade), a redução de custo de fabricação e aspecto técnico que proporcionam ganhos de ordem tecnológica, como melhoria da exatidão da peça, aumento da qualidade superficial e redução das forças de corte de forma proporcional ao aumento da velocidade de corte.

Nos métodos convencionais de usinagem, a redução do tempo de fabricação é restrita, enquanto que ao se trabalhar com alta velocidade de corte o aumento da velocidade de avanço conduz à redução do tempo de fabricação, que gera um aumento significativo da produtividade. Entretanto, a vida da ferramenta é bastante reduzida devida a alta taxa de desgaste causada pela elevada temperatura resultante da alta velocidade de corte (LIAO et al., 2007).

A HSM exige uma nova maneira de construção da máquina-ferramenta no que se refere ao projeto e características contrutivas. Os novos arranjos contrutivos levam em consideração fatores que podem afetar a produtividade da máquina e também aumentar os custos requeridos de instalação, controle e manutenção. Acessibilidade e a disposição dos diversos constituintes da máquina-ferramenta devem ser tal que assegure que o *setup* e o controle da máquina sejam possíveis com a maior segurança e o mínimo de fadiga para o operador. Deve-se ainda ressaltar que o emprego destas máquinas impulsionou o desenvolvimento e a integração de sistemas para o projeto e fabricação assistidos por computador (CAD/CAM) e comando numérico computadorizado, já que a técnica HSM depende de uma série de parâmetros de

processo, cuja seleção e modificação têm consequência direta sobre o resultado esperado (FONG e MING DER, 2005; VIVANCOS et al., 2014).

Segundo Ribeiro (2007), o comando numérico possibilita o controle de todo processo e permitindo que a aresta de corte esteja constantemente em contato com a peça a ser usinada, evitando golpes, diminuindo vibrações e, por conseguinte, permitindo a suave transição entre os elementos do desenho da peça, com consequente resultado na vida da ferramenta.

Para Scholck (1998), as máquinas projetadas para usinagem sob alta velocidade não devem apenas ter recursos de processamento rápido de dados, devem assegurar também uma combinação isenta de problemas para o sistema CAD/CAM. Além disso, a capacidade de comunicação e a facilidade para manipulação de dados no sistema de controle ajudam a reduzir o tempo não produtivo e a evitar erros durante a operação.

Como o sucesso da HSM está relacionado com os devidos CAD/CAM, Krajnik e Kopac (2004) sugerem usar o mesmo sistema CAD/CAM para o desenvolvimento (modelagem de um produto), *design* (de ferramenta) e planejamento do processo. Deste modo a transferência de dados não é complicada uma vez que os respectivos formatos não são diferentes. É importante que o módulo CAM inclua simulação do corte, que permite a verificação virtual antes de usinagem real.

Na HSM a temperatura atingirá níveis mais elevados se comparada à usinagem convencional. Entretanto, o estudo da temperatura de usinagem, do fluxo de calor e a busca pela aprimoração dos métodos de medição de temperatura é importante, seja ele aplicado a HSM ou a usinagem convencional.

2.2 Ferramentas de metal duro

O material da ferramenta de corte deve ser especificado de acordo com a operação e condições de usinagem adotadas. Alguns materiais podem ser empregados para uma variedade de processos, enquanto outros se destinam a uma gama muito limitada. A escolha da ferramenta mais adequada depende do material a ser usinado, das tolerâncias de fabricação da peça, do acabamento final e da taxa de material a ser removida. Ele não deve depender somente de adequação técnica, mas também de considerações econômicas e de meio ambiente

(El HOFY e YOUSSEF, 2008). Além disso, para que uma ferramenta de corte possua desempenho previsível, é desejável que ela tenha algumas características consideradas básicas, embora para cada trabalho específico deve-se verificar quais são as exigências primordiais e quais são as secundárias. Para a melhor seleção destas características, Stemmer (1995a) recomenda:

- Dureza a frio bem superior à da peça;
- Elevada dureza a quente;
- Tenacidade suficiente para resistir aos esforços de corte;
- Resistência à abrasão;
- Resistência ao impacto;
- Inércia química.

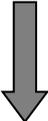
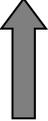
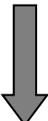
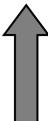
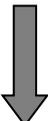
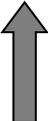
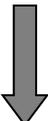
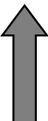
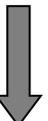
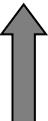
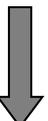
O metal duro surgiu na Alemanha na década de 1920 e foi uma importante invenção que impulsionou a área de materiais para ferramentas, pois por meio deste as velocidades de corte puderam ser aumentadas em praticamente dez vezes em relação às ferramentas de aço rápido. Além disso, este material possui uma excelente combinação de resistência ao desgaste, resistência mecânica e tenacidade (MACHADO et al., 2011).

A técnica da metalurgia do pó, desenvolvida por Schroeter em 1923, abriu caminho para a consolidação do metal duro, como é mais conhecido o carboneto de tungstênio aglomerado por cobalto. Schroeter desenvolveu o carboneto de tungstênio (WC) em pó de baixa granulometria, e o misturou com cobalto (Co) também em pó, obtendo após o processo de metalurgia do pó um material com vasta gama de aplicações. A composição típica deste material contém 81% de tungstênio, 6% de carbono e 13% de cobalto (TRENT e WRITHG, 2000). A princípio, as ferramentas de carboneto de tungstênio se apresentaram com extraordinário sucesso na usinagem de ferro fundido e materiais não ferrosos. No entanto, apresentaram desempenho insatisfatório ao usinar aço devido ao desgaste acelerado da ferramenta de corte. Esta deficiência foi solucionada com a adição de novos materiais, como o carboneto de titânio (TiC) o carboneto de tântalo (TaC) e o carboneto de nióbio (NbC) (STEMMER, 1995a).

O metal duro se presta para uma grande diversidade de aplicações, que são determinadas de acordo com as necessidades de produção e condições de usinagem. Desta forma, a Organização Internacional para Normatização (ISO - *International Organization For Standardization*) padronizou a classificação de metal duro inicialmente em três classes identificadas pelas letras P, M e K e simbolizadas respectivamente pelas cores azul, amarelo e vermelho. Posteriormente uma nova classificação abrangendo as cerâmicas e os materiais ultraduros foi estabelecida e designada pelas letras N, S e H e representadas respectivamente pelas cores verde, marrom e cinza (MACHADO et al., 2011).

Junto à classe, segue um índice numérico (subclasse) que normalmente varia entre 01 e 50 e estabelece o posicionamento do inserto segundo sua dureza e tenacidade. Em suma, a tenacidade tende a aumentar quando esta numeração é crescente, por outro lado, a resistência ao desgaste é reduzida (ALMEIDA et al., 2005). A classificação das categorias de metal duro bem como suas aplicações, segundo a Norma ISO 513 (2004), estão representadas na Tabela 2.1.

Tabela 2.1: Classificação dos metais duros segundo a Norma ISO 513 (2004)

| Classe | Principais classes | | | Classes de aplicação | |
|--------|----------------------|-----------------------------------------------------------------------------------------------------|------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------|
| | Cor de Identificação | Materiais a serem usinados | Subclasses | Aumento da Tenacidade | Redução da Resistência ao desgaste |
| P | Azul | Todos os tipos de aços e aços fundidos, exceto aços inoxidáveis com estrutura austenita. | P01 P30 P05 P35 P10 P40 P15 P45 P20 P50 P25 |  |  |
| M | Amarelo | Aço inoxidável austenítico e aço duplex (austenítico/ferrítico). | M01 M25 M05 M30 M10 M35 M15 M40 M20 |  |  |
| K | Vermelho | Ferro fundido cinzento, ferro fundido com grafita esferoidal, ferro fundido maleável. | K01 K25 K05 K30 K10 K35 K15 K40 K20 |  |  |
| N | Verde | Alumínio e outros metais não ferrosos, materiais não metálicos. | N01 N20 N05 N25 N10 N30 N15 |  |  |
| S | Marrom | Ligas especiais resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e ligas de titânio. | S01 S20 S05 S25 S10 S30 S15 |  |  |
| H | Cinza | Aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados | H01 H20 H05 H25 H10 H30 H15 |  |  |

Fonte: MACHADO et al., 2011 (adaptada)

Sabe-se que as ferramentas de metal duro são usadas com sucesso em operações de usinagem, tais como torneamento, fresamento e mandrilamento. Além disso, podem usinar os mais variados tipos de materiais. No caso particular do fresamento de aços a classe ISO P é a mais indicada. Em operações de fresamento leve, principalmente quando se deseja usinagem sem refrigeração, o ideal é empregar a classe ISO P20. Por outro lado, quando o fresamento exige elevada tenacidade o revestimento multicamada MT-CVD da classe ISO P40 contendo TiN + TiCN + Al₂O₃ também possui bom desempenho.

De acordo com Melo et al. (2001), o desempenho do metal duro é diretamente afetado pela relação entre a concentração de cobalto (material que tem a finalidade de ligar os grãos de carbonetos) e a concentração de carbonetos. Baixo teor de cobalto e alto teor de carbonetos resultam em ferramentas com alta resistência ao desgaste e baixa tenacidade, o que lhes confere características apropriadas para serem aplicadas durante o fresamento leve ou de acabamento. Ferramentas de classes superiores, tais como a P45 ou a P40, possuem maior concentração de cobalto, o que lhes garante boas características de tenacidade e, conseqüentemente, boa resistência à choques mecânicos e térmicos, que ocorrem principalmente durante o corte intermitente.

Ghani et al. (2004) analisaram o fresamento do aço AISI H13 empregando ferramentas da classe P20 (sem recobrimento) e da classe P10 (recobertas por TiN). Os resultados evidenciaram um melhor desempenho das ferramentas recobertas. Ferramentas de metal duro sem revestimento não são indicadas para trabalhos em materiais endurecidos e em condições severas de usinagem. Nestas situações, as ferramentas de metal duro revestidas são as mais indicadas por proporcionarem um melhor desempenho da ferramenta de corte, tendo em vista sua melhor resistência ao desgaste e menor condutividade térmica que ferramentas sem revestimento.

Ávila et al. (2008) confirmaram em seus estudos a importância do revestimento para a resistência ao desgaste de cratera em ferramentas de metal duro. Os autores demonstraram durante a usinagem do aço AISI 4340 temperado e revenido que o desgaste mais severo pode ser observado em ferramentas sem revestimento.

Sahoo e Sahoo (2013) avaliaram o desempenho do metal duro sem revestimento e com revestimento (TiN) durante o corte contínuo do aço ferramenta AISI D2. Os resultados

indicaram maior desgaste de flanco nas ferramentas de metal duro sem revestimento. Além disso, os autores evidenciaram que a superfície gerada pelo metal duro revestido possui rugosidade menor do que a produzida pela ferramenta não revestida. Resultados semelhantes foram encontrados por Lakshmanan e Xavier (2014) durante o corte intermitente do aço AISI 1030.

2.2.1 Metal duro revestido

O desenvolvimento das classes de metal duro, dos materiais para revestimento e das tecnologias de deposição de revestimento tem estendido a aplicação destas ferramentas para usinagem de aços endurecidos e tornando-se alternativa econômica a materiais de ferramentas de elevada dureza e mais caros, como nitreto cúbico de boro e as ferramentas cerâmicas (CHINCHANIKAR e CHOUDHURY, 2013).

Os principais processos para deposição de revestimentos em ferramentas de corte são conhecidos como *CVD Chemical Vapor Deposition* (Deposição Química de Vapor) e *PVD Physical Vapor Deposition* (Deposição Física de Vapor). Estes processos proporcionam revestimentos com desempenho superior às ferramentas sem revestimento, principalmente quanto à resistência ao desgaste. No entanto, ambos os processos apresentam algumas diferenças, apresentadas na Tabela 2.2 (MACHADO et al., 2011).

Tabela 2.2: Comparação entre ferramentas revestidas por meio dos processos CVD e PVD

| Característica | CVD – Deposição química de vapor | PVD – Deposição física de vapor |
|---------------------------|----------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|
| Temperatura | Aproximadamente 1000°C | Aproximadamente 500°C |
| Tenacidade | Reduzida | Não é afetada |
| Aresta de corte | Arredondamento requerido | Pode ser quina |
| Espessura de revestimento | Até 12µm | Até 4µm |
| Camadas | Múltiplas camadas TiC – TiN, TiN - TiCN – TiN – TiC – Al ₂ O ₃ | TiN, TiCN, TiCNAI |
| Principais aplicações | Torneamento e mandrilamento. | Fresamento, roscamento e furação. |
| Vantagens | <p>Maior resistência ao desgaste</p> <p>Maior resistência à craterização</p> <p>Grande vida da ferramenta.</p> | <p>Substitui ferramentas sem revestimento com mesma tenacidade, mesma configuração de aresta, mesma precisão e maior vida da ferramenta</p> |

Fonte: MACHADO et al., 2011 (adaptada)

Os revestimentos obtidos por meio da técnica CVD são constituídos principalmente de TiN, TiCN, Al₂O₃ e suas combinações e proporcionam aumento considerável na vida da ferramenta. Por outro lado, a ferramenta apresenta redução significativa em sua tenacidade (KONYASHIN, 1995). De acordo com Santos e Sales (2007) ferramentas revestidas por meio do processo CVD possui duas variantes, o CVD a médias temperaturas (MTCVD) e a deposição CVD assistida por plasma (PACVD). No processo MTCVD a deposição é feita a partir da acetonitrila (CH₃CN) entre 750 e 900°C, enquanto a deposição CVD assistida por plasma (PACVD) ocorre entre 600 e 900° C, isto inibe a formação de fases frágeis do substrato e reduz o aparecimento trincas térmicas nas ferramentas.

Quanto à técnica PVD, esta é realizada a temperaturas mais baixas, de modo que a tenacidade da ferramenta não é afetada. Apesar disso, a vida das ferramentas obtidas por meio deste processo são inferiores as das ferramentas de metal duro revestidas pela técnica CVD, o que

está associado com a quebra do revestimento por ser um revestimento esbelto. (KONYASHIN, 1995).

As ferramentas de corte podem possuir uma única camada de revestimento ou múltiplas camadas, de modo que elas podem ser de um mesmo revestimento (TiAlN) ou de revestimentos diferentes (TiN, TiCN, TiAlN). Neste contexto, Jeong et al. (2009) analisaram o desempenho de ferramentas de corte revestidas por uma única camada de TiAlN e por múltiplas camadas de TiAlN (λ) durante o fresamento do aço ferramenta AISI D2. Os parâmetros empregados foram, velocidade de corte de 350 m/min, avanço por dente de 0,06 mm/aresta, profundidade de usinagem de 0,06 mm e penetração de trabalho de 10 mm. Conforme ilustrado na Figura 2.1, os resultados demonstram que o desgaste em ferramentas com múltiplas camadas é menor em relação a ferramentas de uma única camada. Esta melhora foi de aproximadamente 75% e segundo os autores, este resultado pode ser atribuído a maior dureza da ferramenta de múltiplas camadas e a menor tensão residual gerada por elas.

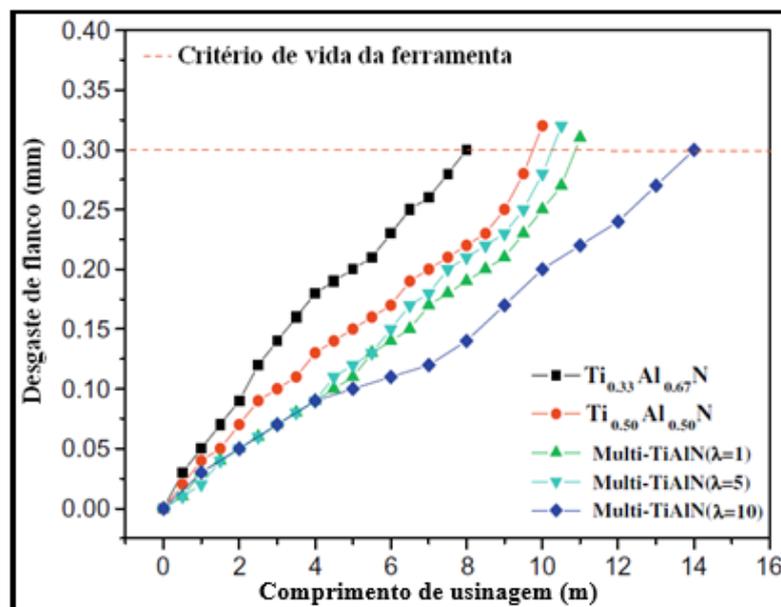


Figura 2.1: Desgaste de flanco para cinco revestimentos diferentes.
Fonte: Jeong et al., 2009 (adaptada)

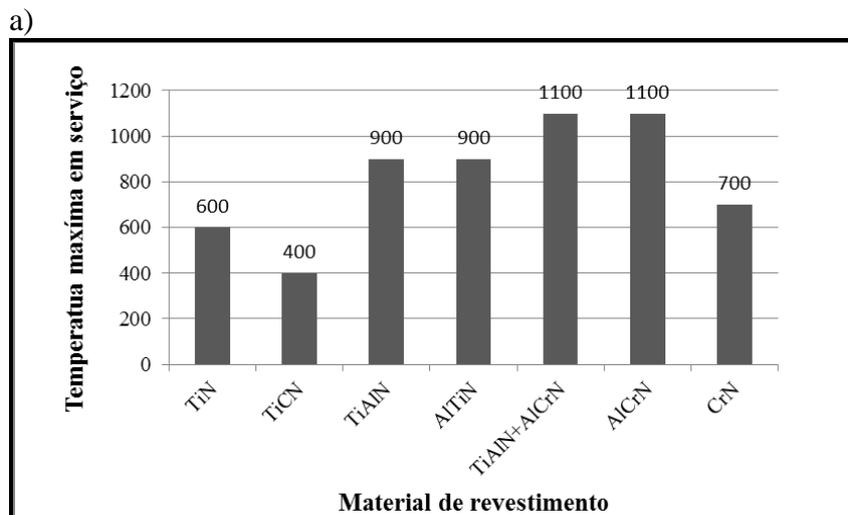
A principal finalidade do revestimento é aumentar a resistência ao desgaste da camada externa que entra em contato com o cavaco e a peça, de forma que o núcleo da pastilha permaneça com a mesma tenacidade característica do metal duro básico. Além disso, é possível reduzir o atrito entre a ferramenta de corte e o cavaco, reduzir a reatividade química entre o substrato e o material usinado e ainda prevenir o aparecimento de aresta postiça de corte. A seguir as

características mais relevantes dos principais materiais utilizados como revestimento são apontadas (DINIZ et al., 2001).

- Carboneto de titânio (TiC): por muito tempo este foi um dos revestimentos mais utilizados como primeira camada, pois permitia uma coesão muito boa com o substrato. Além disso, o TiC é um dos revestimentos mais duros o que garante alta resistência ao desgaste. Entretanto, atualmente o TiC não possui grandes aplicações como revestimento de ferramentas de corte.
- Nitreto de titânio (TiN): reduz o coeficiente de atrito entre a ferramenta e o cavaco por isso normalmente é utilizado como camada externa. É quimicamente mais estável que o TiC, ou seja, tem menor tendência à difusão em aços.
- Carbonitreto de titânio (TiCN): apresenta bom desempenho na usinagem de aços e é normalmente o mais requisitado como primeira camada justamente por garantir maior aderência do revestimento ao substrato, garantindo boas características de resistência ao desgaste por abrasão.
- Óxido de Alumínio (Al_2O_3): muito empregado nas ferramentas de metal duro utilizando a técnica CVD, possui como principais características uma elevada dureza a quente, resistência a ataques químicos e oxidação;
- Nitreto de Titânio Alumínio (TiAlN): possui alta dureza a frio e a quente, boa resistência a corrosão, baixa condutividade térmica e alta estabilidade química. Além disso, tem se mostrado excelente para usinagem de ferros fundidos e também pode ser aplicado à usinagem de superligas;
- Nitreto Alumínio Titânio (AlTiN): é uma variação do revestimento anterior, onde a diferença está na quantidade de alumínio que aqui é superior a quantidade de titânio. O AlTiN possui características e aplicações similares ao TiAlN, portanto é indicado para aplicações que envolvam altas temperaturas, devido a sua resistência a oxidação. Quando este material oxida a temperaturas superiores a $700C^\circ$ forma uma camada de Al_2O_3 que, como foi visto, é inerte quimicamente e por isso garante resistência a difusão e oxidação;

- Nitreto de Alumínio Titânio + Nitreto de Cromo Alumínio (TiAlN + AlCrN): revestimento de alto desempenho concebido especialmente para ferramentas de metal duro utilizadas no desbaste e acabamento de aços endurecidos (60 HRC) e materiais difíceis de usar;
- Nitreto de Cromo (CrN): é um revestimento particularmente denso e liso, possui elevada resistência ao desgaste, boa resistência à corrosão, assim como um ótimo comportamento deslizante em condições deficientes de lubrificação, tornando um substituto apropriado para revestimentos finos à base de cromo e níquel galvanizado;
- Cromo Alumínio (AlCr): tem alta resistência à abrasão, protege o canal da broca, possui um alto nível de resistência à oxidação, além de ter uma estrutura multicamadas que lhe confere boa tenacidade;
- Nitreto de Cromo Alumínio (AlCrN): a excelente resistência ao desgaste, estabilidade de choque térmico e a dureza a quente fazem desse revestimento uma ótima aplicação para fresas de metal duro integral para desbaste e acabamento ou fresas de aço rápido para desbaste e acabamento;

Algumas propriedades de cada revestimento (máxima temperatura em serviço, coeficiente de atrito e microdureza) são representadas na Figura 2.2.



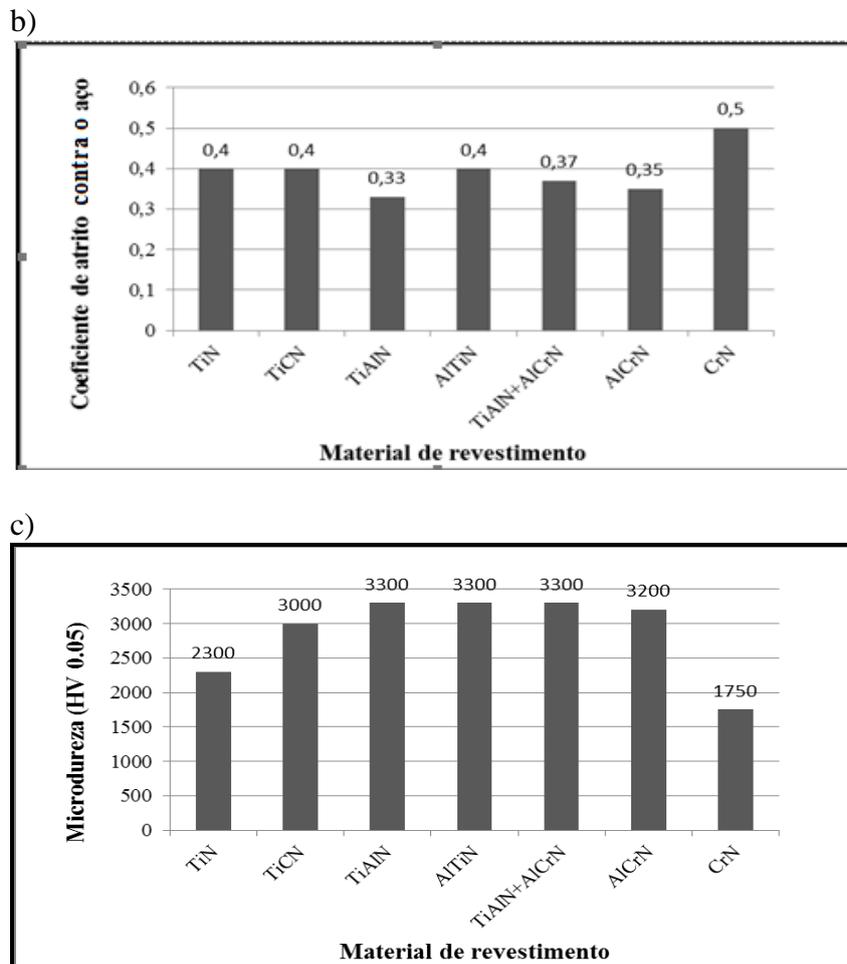


Figura 2.2: Propriedades dos revestimentos de metal duro: a) temperatura máxima em serviço b) coeficiente de atrito no aço c) microdureza (HV 0,05)

Fonte: Balzers, 2014 (adaptada)

Note-se que para altas temperaturas de trabalho os revestimentos de AlCrN e a combinação TiAlN + AlCrN e posteriormente os revestimentos de TiAlN e AlTiN são os mais adequados, podendo ser indicados para usinagem em alta velocidade de corte e trabalho a seco. A dureza do revestimento sugere maior resistência ao desgaste abrasivo, propriedade que é destacada nos revestimentos TiAlN, AlTiN e TiAlN + AlCrN, todos com dureza igual a 3300 HV. Já baixos coeficientes de atrito permitem que o corte aconteça com esforços menores, podendo levar também a um menor desgaste de ferramenta. Esta característica é favorecida nos revestimentos de TiAlN e AlCrN.

Fox-Rabinovch et al. (2006) avaliaram a influência da temperatura sobre propriedades mecânicas das coberturas TiAlN e AlCrN depositadas pelo processo PVD em substratos da mesma classe de metal duro durante o processo de fresamento. Os resultados evidenciaram

que o aumento da temperatura de corte de 25°C para 500°C provocou queda intensa na microdureza do revestimento TiAlN. Além disso, o revestimento AlCrN obteve melhor desempenho durante os testes de impacto, característica importante durante o corte intermitente.

A Figura 2.3 compara a vida de dois inserts com dois diferentes revestimentos (TiCN e TiAlN) durante a operação de fresamento em um aço ferramenta AISI D2. Os resultados demonstram desempenho superior das pastilhas de metal duro revestidas com TiAlN. Os autores ainda confirmaram um aumento substancial na velocidade de corte, passando de 30m/min usando o revestimento TiCN para 47m/min com a utilização do revestimento TiAlN. Altan et al. (2001) afirmam que as coberturas TiCN são recomendadas para o fresamento de aços para moldes com dureza abaixo de 42 HRc.

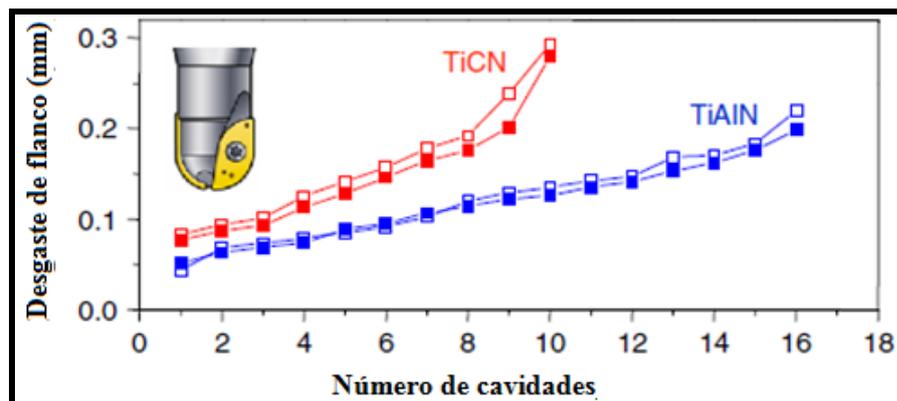


Figura 2.3: Desgaste de flanco progressivo em inserts intercambiáveis para ferramenta arredondada
Fonte: Iyer et al., 2007 (adaptada)

De acordo com Camuçü e Aslan (2005), o inserto revestido com TiAlN possui bom desempenho no fresamento de aços ferramentas. Urbanski et al. (2000) mostraram que a vida de uma ferramenta de metal duro revestida com TiAlN durante o fresamento do aço AISI H13 a uma velocidade de corte de 350 m/min pode ser quatro vezes superior a de ferramentas revestidas com TiCN. Uma característica importante do TiAlN é a reação de oxidação em sua superfície, dando origem à alumina (Al_2O_3). Esta característica confere ao TiAlN elevada dureza e resistência ao calor (IKEDA e SATOH, 1991).

Entretanto, Pu e Singh (2013) mostraram que para velocidades de corte muito elevadas ($v_c = 470$ m/min) a aplicação do TiAlN no fresamento do aço AISI D2 (64HRc) apresenta limitações. Os resultados comprovaram que para velocidades de corte em torno de $v_c = 120$ m/min o revestimento de TiAlN pode ser utilizado, embora com desempenho inferior à

ferramentas de nitreto cúbico de boro (PCBN) em termos de acabamento da peça e vida da ferramenta.

Okada et al. (2011) avaliaram o desempenho de ferramentas de corte com diferentes revestimento (TiN, TiCN, TiAlN e multiplas camadas TiAlN/AlCrN) durante o fresamento. Os melhores resultados foram obtidos quando a ferramenta revestida por multicamadas de TiAlN/AlCrN foi empregada. Isto se justifica pois a resistência ao desgaste depende consideravelmente da dureza e da temperatura de oxidação do revestimento. No caso particular das ferramentas revestida por multiplas camadas de TiAlN/AlCrN estes valores são superiores aos dos demais revestimentos utilizados.

2.3 Forças de Usinagem

As componentes da força de usinagem (F_u) são fontes essenciais de informações acerca do desempenho do processo. Ela é o resultado das condições extremas na interface peça-ferramenta e sua magnitude depende em grande parte das condições de usinagem, dos materiais da peça, da ferramenta, da geometria da ferramenta, dentre outros. Segundo Baohai (2013), um modelo de (F_u) eficiente e preciso é fundamental para a seleção adequada dos parâmetros de usinagem. Entretanto, devido à falta de conhecimento da direção e do sentido da força de usinagem, torna-se difícil medi-la. Desta forma, a melhor maneira de trabalhar com esta grandeza é decompô-la em componentes: força de corte ou força principal de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força passiva ou força de profundidade (F_p), (SOUSA et al., 2010).

Para melhor compreensão das forças de corte atuantes na cunha cortante pode-se utilizar o modelo de corte ortogonal, no qual todas as componentes, à exceção da (F_p), atuam em um único plano, o plano de trabalho. A Figura 2.4 ilustra a decomposição da força de usinagem baseando-se no círculo de Merchant, desenvolvido em 1954, onde F_u é o seu diâmetro. Diante das relações representadas pelo círculo de Merchant pode-se decompor a força de usinagem nas principais direções e calcular o módulo dessas forças. A determinação da força de usinagem é feita a partir da soma vetorial das componentes, que por sua vez podem ser determinadas por um dinamômetro. Uma vez determinada a força de usinagem e conhecendo o ângulo de saída (γ_o) e o ângulo de cisalhamento (ϕ), todas as outras componentes podem ser determinadas (TRENT e WRIGTH, 2000).

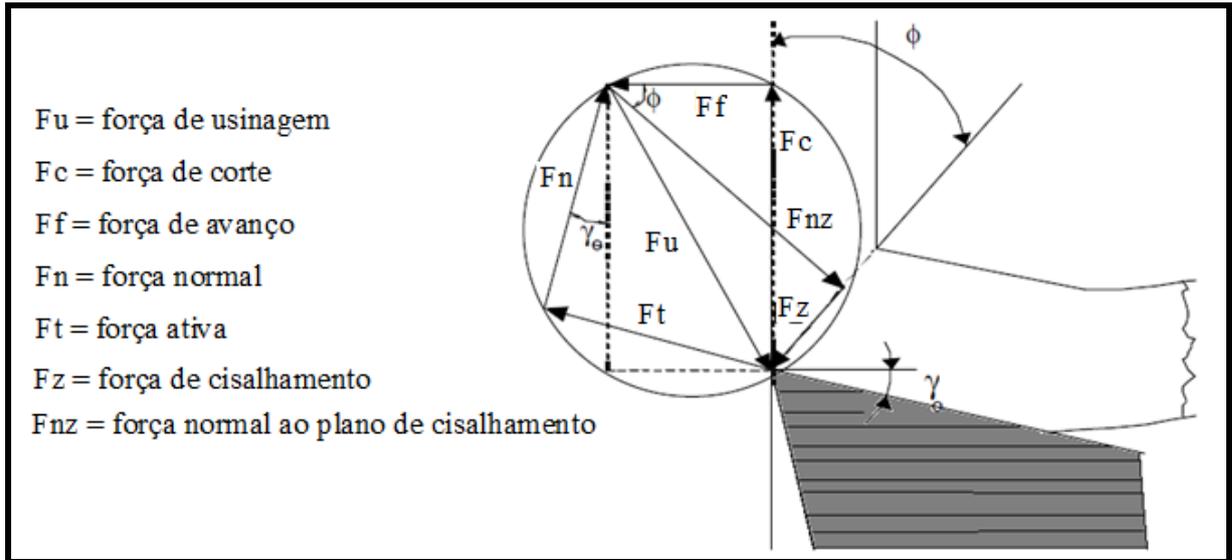


Figura 2.4: Círculo de Merchant

Fonte: próprio autor

Por meio das componentes da força de usinagem decompostas sobre a superfície de saída da ferramenta é possível determinar o coeficiente de atrito. O conceito usual de atrito implica que a força tangencial (F_t) e a força normal (F_n) são distribuídas uniformemente ao longo do comprimento de contato ferramenta/cavaco. No entanto, este conceito não é totalmente válido para o corte de metais uma vez que há regiões de aderência e de deslizamento (TRENT e WRIGHT, 2000). As regiões de aderência e deslizamento serão tratadas em profundidade na seção 2.5.1.

Como as componentes da força de usinagem dependem de uma série de fatores, vários autores têm investigado o comportamento destas forças diante da variação das condições de trabalho. Lima et al. (2005) avaliaram o efeito dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) sobre as três componentes da força de usinagem (F_c , F_f e F_p). Os resultados indicaram que o aumento do avanço e da profundidade de corte gerou um aumento de todas as componentes da força de usinagem. Por outro lado, o aumento da velocidade de corte provocou a redução destas componentes. Esta redução é provavelmente devido ao aumento na temperatura de corte, o que resulta em uma menor resistência ao cisalhamento do material.

Quian e Hossan (2007) analisaram o efeito de diferentes materiais e da dureza da peça sobre a força de corte, conforme representado na Figura 2.5. Independentemente do material da peça, a força de corte se elevou com o aumento da dureza. Além disso, nota-se que os maiores

valores de força de corte foram encontrados durante a usinagem do aço AISI 4340 e os menores valores durante a usinagem do aço AISI D2. Provavelmente este resultado pode ter sido provocado pela maior temperatura gerada durante a usinagem do aço AISI D2, pois com o aumento da temperatura a resistência ao cisalhamento do material é reduzida e, como consequência, menores valores de força de corte são encontrados.

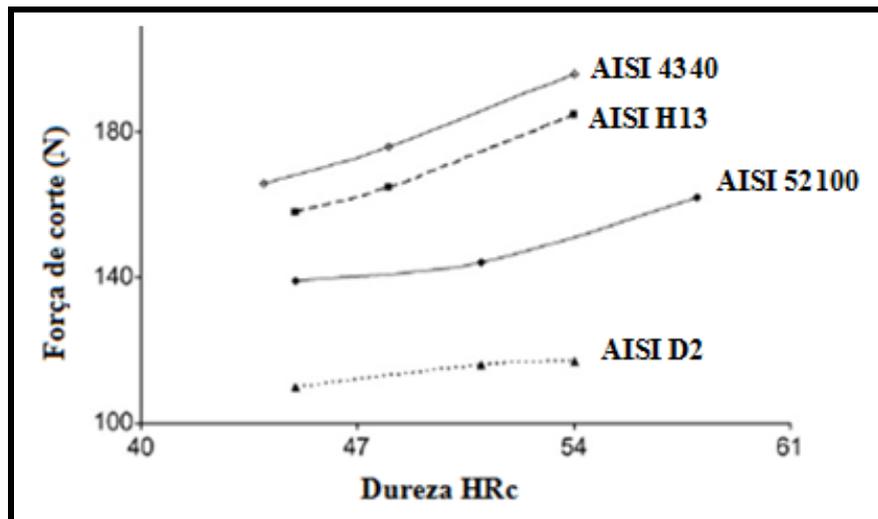


Figura 2.5: Efeito da dureza e do material sobre a força de corte
Fonte: Quian e Hosan, 2007 (adaptada)

Gunay et al. (2005) investigaram a influência da geometria da ferramenta sobre a força de corte. Os autores confirmaram que a força de corte reduz ligeiramente com o aumento do ângulo de saída da ferramenta. O mesmo acontece com o aumento do ângulo de inclinação. Já Saglan et al. (2007) mostraram que a força de corte diminui com o aumento do ângulo de posição.

Li et al. (2014) estudaram o efeito do revestimento da ferramenta sobre a força de usinagem na operação de fresamento. Os resultados demonstraram que as ferramentas revestidas com CrTiAlN induziram forças de usinagem significativamente inferiores às obtidas com ferramentas não revestidas. Isto se justifica pelo fato de ferramentas revestidas proporcionarem um menor coeficiente de atrito durante a usinagem se comparadas a ferramentas sem revestimento.

Liao e Lin (2007) estudaram a influência da lubrificação sobre a força de corte durante o fresamento do aço ferramenta NKA80 (similar ao AISI P21) com dureza de 44HRc. Os resultados indicaram que sob condições de corte a seco a força de corte é maior do que

durante a usinagem utilizando fluidos de corte. Entretanto, o desempenho do fluido de corte depende de quão eficiente é a sua penetração na interface ferramenta/peça e da sua capacidade lubrificante. De acordo com Machado et al. (2011), para valores de velocidade de corte superiores a 70 m/min, quando é necessário que predomine a refrigeração, pode haver um aumento da força de corte devido à rápida convecção do calor da zona de formação de cavaco.

A determinação experimental da força de usinagem é comumente realizada por meio de dinamômetros. Entre os vários princípios possíveis para um dinamômetro de medição de forças de usinagem, os extensômetros (*strain gauges*) e os cristais piezoeletricos são os mais comumente empregados (MACHADO et al., 2011). Entretanto, a simulação de usinagem, baseada na modelagem por elementos finitos (FEM) tem sido outra forma recorrida para análise das forças de corte, já que o procedimento experimental é bastante dispendioso. Ali et al. (2013) utilizaram o método numérico para prever as componentes das forças de usinagem e para validá-lo foi feita a análise experimental por meio do dinamômetro. Os resultados gerados pelo modelo numérico alcançaram o mesmo padrão de variação do método experimental, tanto para força de corte quanto para força de avanço, sob diferentes velocidades de corte.

No fresamento, cada aresta de corte experimenta um período ativo durante o qual a aresta é submetida a grandes esforços para remover o cavaco e um período inativo em que a aresta de corte é submetida a uma carga nula. Como a ferramenta pode executar milhares de rotações por minuto a força de usinagem terá um comportamento cíclico (XI et al., 2014). Outra característica particular do processo de fresamento é o sentido de corte empregado durante a operação. Diniz e Neves (2003) mostraram que a força de corte durante o fresamento discordante pode ser aproximadamente 13% superior ao fresamento concordante.

A deflexão da ferramenta durante o fresamento de cavidades é um fenômeno que pode ocorrer durante todo o ciclo de usinagem, incluindo tanto os segmentos retos como também os curvos. A exatidão da usinagem de cantos é fortemente influenciada pela deflexão da haste da fresa provocada pela variação das forças de corte. Desta forma, deve-se atuar no sentido da minimização dos esforços envolvidos no processo, buscando a melhor relação entre comprimento, diâmetro da fresa, profundidade de corte e penetração de trabalho (LAW et al., 1990 e LIU et al., 2002). Em tais situações, o uso do FEM pode oferecer informações bastante úteis em períodos muito inferiores aos métodos experimentais.

2.4 Temperatura de Usinagem

Desde a segunda metade do século XIX, muitos trabalhos foram publicados levando em consideração a temperatura de corte na usinagem dos metais. Entretanto, o precursor deste tema foi Taylor, com o artigo “*On the Art of Cutting Metals*” publicado em 1907. Desde então compreendeu-se que a temperatura de corte afeta diretamente a qualidade da operação, o desgaste da ferramenta e danos causados à peça (TAYLOR, 1907).

Os danos ocasionados pelo aumento de temperatura durante os processos de fabricação têm aumentado o interesse por novas pesquisas e estudos a respeito de sua influência sobre a vida da ferramenta e sobre o material usinado. No entanto, encontra-se grande dificuldade em avaliar a intensidade e a distribuição de calor durante as operações de usinagem, principalmente devido à natureza e a forma de contato entre a peça e a ferramenta. A formação de cavaco e a possível presença do fluido de corte também dificultam este estudo (ABUKHSHIM et al., 2006 e BASTI et al., 2007).

Durante o processo de corte, praticamente toda energia mecânica convertida pela interação peça/ferramenta resulta na geração de calor, que em parte é conduzido para a ferramenta na região próxima à aresta cortante (SATO et al., 2007; CUI et al., 2012). Este calor contribui diretamente para o aumento da temperatura, que por sua vez sobe a níveis críticos de modo a influenciar o comportamento termomecânico da peça e assim se tornar um dos parâmetros mais importantes na definição das condições ótimas de usinagem (DOGU et al., 2006; SUTTER e RANC, 2007).

No fresamento, a elevação da temperatura induz tensões na interface ferramenta/peça que provocam distorções e alterações microestruturais que comprometem a integridade superficial da peça e causam desgaste excessivo da ferramenta, provocando assim um aumento substancial do custo com ferramental (OZEL e ALTAN, 2000).

2.4.1 Balço energético

Alguns autores, dentre eles Mamalis et al. (2001) e Shi et al. (2002), citam que cerca de 85 a 95% de toda energia necessária à usinagem é convertida em calor. A dissipação deste calor ao longo do processo de formação de cavaco ocorre em três regiões mostrada na Figura 2.6. O aumento da temperatura é iniciado na zona primária de cisalhamento (região I). Este aquecimento ao longo do plano de corte conduz à redução da resistência ao cisalhamento e à deformação plástica do material da peça e tende a diminuir as forças de corte. Já o calor gerado na zona secundária (região II) é produzido pelo atrito e pelo cisalhamento na superfície de saída. O cavaco é posteriormente deformado e pode ocorrer a aderência na superfície da ferramenta. Por fim, a zona terciária (região III) encontra-se na interface de contato da peça com a superfície de folga da ferramenta. A geração de calor nesta região ocorre principalmente com a utilização de ângulos de folga menores que 1° e pode ocorrer mesmo no caso de ferramentas sem desgaste de flanco, uma vez que é necessária uma deformação mínima para a formação de cavacos (SILVA e WALLBANK 1999; SUTTER e RANC, 2007).

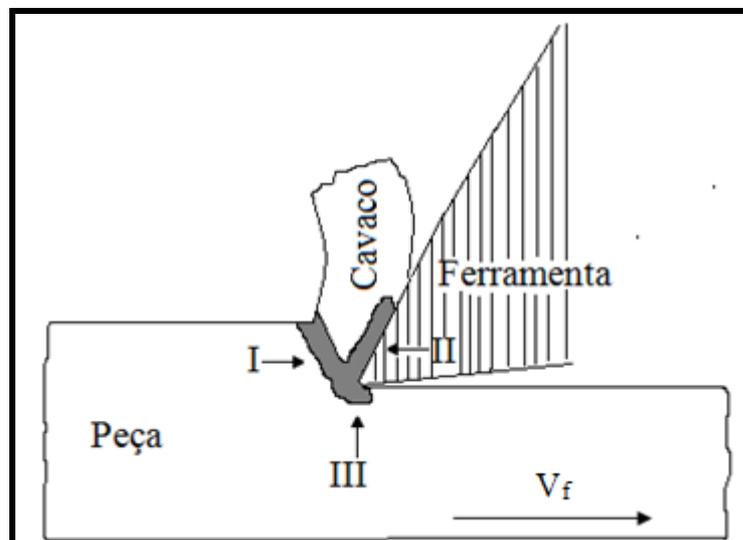


Figura 2.6: Regiões de geração de calor durante a formação de cavacos
Fonte: próprio autor

O aumento da temperatura na região primária tem pouca influência sobre a ferramenta de corte. Já o calor percebido na zona secundária de cisalhamento tem maior influência sobre o desempenho da ferramenta e praticamente limita a taxa de remoção de material. A temperatura na zona terciária pode contribuir tanto para o aumento da temperatura da peça

como da ferramenta (MACHADO et al., 2011). Além disso, em termos quantitativos, a maior parcela de calor é conduzida para o cavaco, uma parte para peça e uma menor parcela para a ferramenta de corte, contudo, o calor conduzido para a ferramenta é concentrado em uma pequena região, próxima a aresta cortante, proporcionando temperaturas de corte elevadas, conforme pode ser observado na Figura 2.7. Entretanto, a quantidade de calor gerada irá depender das condições de usinagem, principalmente da velocidade de corte, que é responsável por proporcionar o maior fluxo de calor no processo e das propriedades do material da peça e da ferramenta.

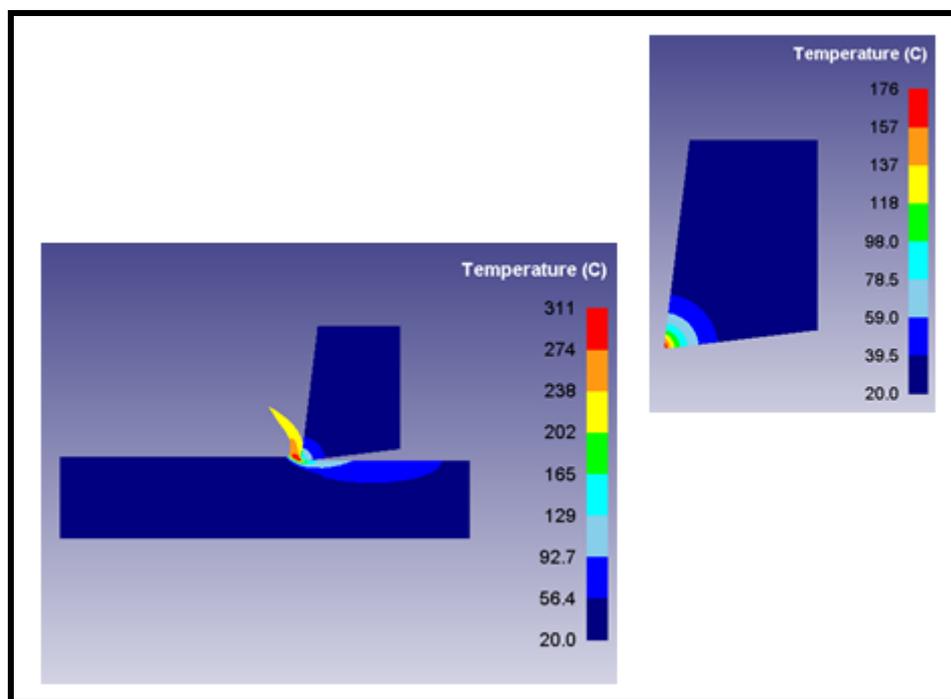


Figura 2.7: Distribuição da temperatura de corte para o cavaco, peça e ferramenta
Fonte: próprio autor

Quando o cavaco se forma, dois outros fenômenos podem ser identificados na interface ferramenta/cavaco, denominados de zona de aderência e zona de escorregamento (TRENT e WRIGHT, 2000). A distinção destas duas regiões é muito importante para o estudo da temperatura e das forças de usinagem, pois ambos os fenômenos ocorrem simultaneamente no corte de metais.

Baseando-se no modelo de tensões proposto por Zorev (Figura 2.8), Sartkulvanich e Altan (2005) explicam que a zona de escorregamento está localizada ao lado da região de adesão até o ponto onde o cavaco sai da ferramenta. Devido à tensão relativamente baixa e a pequena deformação plástica naquela região, a força tangencial (F_t) é proporcional à força normal (F_n)

valendo, portanto, a Lei de Atrito de Coulumb. Por outro lado, na zona de adesão, localizada próxima a aresta de corte, as tensões são elevadas e o movimento do cavaco se dá por cisalhamento interna do material. Sob tais condições, a Lei de Atrito de Coulumb não tem validade. Ainda na zona de aderência há a formação da “zona de fluxo” que é a uma região de cisalhamento intenso que ocorre próxima a interface peça/ferramenta. Esta região é distinguida por um gradiente de velocidade, iniciando com uma camada estacionária de material em contato com a ferramenta, com uma espessura da ordem de 0,01 a 0,10mm, espessura esta que é denominada de “zona de fluxo” (TRENT, 1988b).

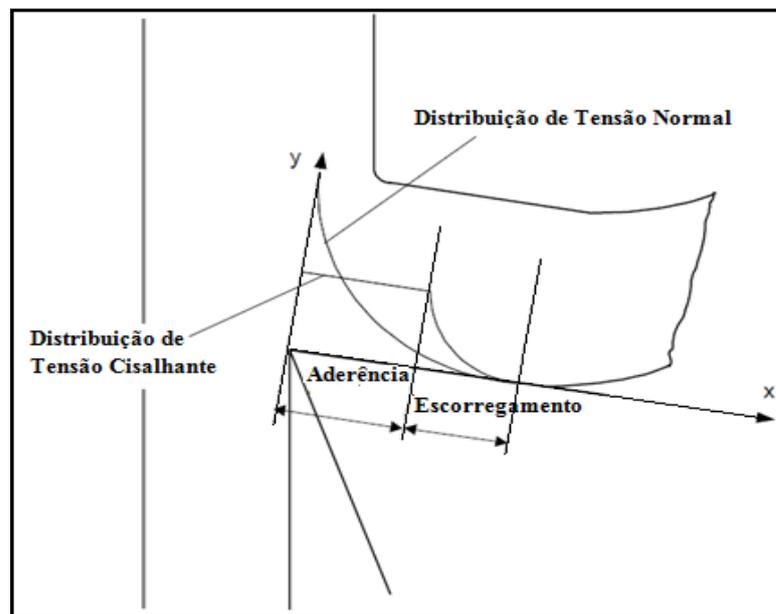


Figura 2.8: Modelo de distribuição de tensões na superfície de saída da ferramenta
Fonte: próprio autor

2.5.2 Métodos numéricos para determinação da temperatura de usinagem

Os grandes passos para o desenvolvimento dos métodos de elementos finitos (FEM), que o conduziram ao formato que atualmente apresenta maior aceitação foram dados na década de 1960 e início da década de 1970. Desde então, a aplicação de elementos finitos tem sido bastante difundida na prática de engenharia, principalmente para análise estrutural, estudo de tensões e fluxo de calor (AZEVEDO, 2003).

Na usinagem dos materiais, os modelos numéricos utilizando FEM foram desenvolvidos para simular a formação de cavaco com o intuito de analisar e quantificar os fenômenos físicos

durante o processo de usinagem (CHILDS, 2001). Muitos destes métodos foram empregados para calcular a temperatura ou o gradiente de temperatura na interface peça ferramenta.

De acordo com Maranhão et al. (2012), a simulação por meio de métodos numéricos é utilizada como apoio aos ensaios experimentais, permitindo prever variáveis do processo que não são diretamente mensuráveis ou que são muito difíceis de medir durante uma operação de corte, tais como as forças de corte, a distribuição de temperaturas, desgaste de ferramenta e as tensões sobre a superfície usinada. Para Diniz e Neves (2003), a modelagem e simulação do processo de usinagem tem potencial para prover melhorias para o desempenho das ferramentas de corte como também para seleção das melhores condições de usinagem. Entretanto, o sucesso da simulação depende em muito da proximidade dos resultados obtidos por simulação com os experimentais.

Abukhshim et al. (2005) estudaram a temperatura na região de corte usando uma combinação de técnicas experimentais (pirometria infravermelha) e numérica para investigar a expansão térmica na interface peça ferramenta e como o calor flui para a ferramenta sob diferentes velocidades de corte gerando maior desgaste da ferramenta. Os resultados mostraram que o FEM bidimensional pode ser aplicado ao processo de usinagem com razoável exatidão, pois ainda existe uma grande dificuldade em se fornecer, de forma clara, as características do material, as condições de contorno ideais e principalmente os valores de atrito reais na interface ferramenta/peça. Por sua vez, a utilização da modelagem tridimensional se mostrou problemática devido à complexidade da ferramenta de corte.

Cui et al. (2012) utilizaram um modelo numérico, mais especificamente o *software* comercial *Deform 2D*, para simular o fresamento e avaliar a distribuição da temperatura de corte do aço ferramenta AISI H13 com ferramenta de metal duro. Os resultados revelaram que a temperatura pode ser determinada por meio da adoção correta das condições de usinagem. Além disso, a variação da força de corte obtida durante os experimentos e a temperatura de usinagem simulada foram comparadas. Com o aumento da temperatura as forças de corte tenderam a reduzir devido à menor resistência ao cisalhamento do material da peça.

A modelagem numérica também foi utilizada por Tang et al. (2011) para avaliar a influência dos parâmetros de corte sobre a temperatura durante o corte ortogonal do aço ferramenta AISI D2, utilizando ferramenta de nitreto cúbico de boro e foi observado que a velocidade de corte

e a profundidade de usinagem exercem grande influência sobre a temperatura de corte. O valor máximo da temperatura encontrado próximo à ponta da ferramenta variou de 711 a 792° C.

Davim et al. (2009) analisaram a variação do gradiente de temperatura e demais variáveis de saída (forças e deformação plástica) usando métodos numérico e analítico no torneamento do aço AISI D2 com ferramenta de metal revestida. Os resultados computados foram comparados com os valores obtidos analiticamente. O valor obtido pelo método analítico foi de 497° C e durante a simulação foram de 419° C e 509° C utilizando um coeficientes de atrito de 0,25 e 0,378, respectivamente. Sartkulvanich e Altan (2005) afirmam que o coeficiente de atrito e as propriedades térmicas e mecânicas do material são parâmetros de entrada que exercem grande influência sobre o resultado da simulação. Para maioria dos materiais o valor do coeficiente de atrito situa-se entre 0,1 e 0,5.

Jiang et al. (2013) determinaram o coeficiente de atrito médio por meio de testes com tribômetro e os resultados, apresentados na Figura 2.9, foram tomados como parâmetros de entrada do modelo de simulação de elementos finitos. Os autores apresentam a análise do corte ortogonal do aço ferramenta AISI D2 com ferramentas de metal duro revestidas de TiAlN. Os resultados de força de corte apresentaram uma variação de aproximadamente 10% com relação aos resultados experimentais, o que validou a exatidão do método de simulação adotado.

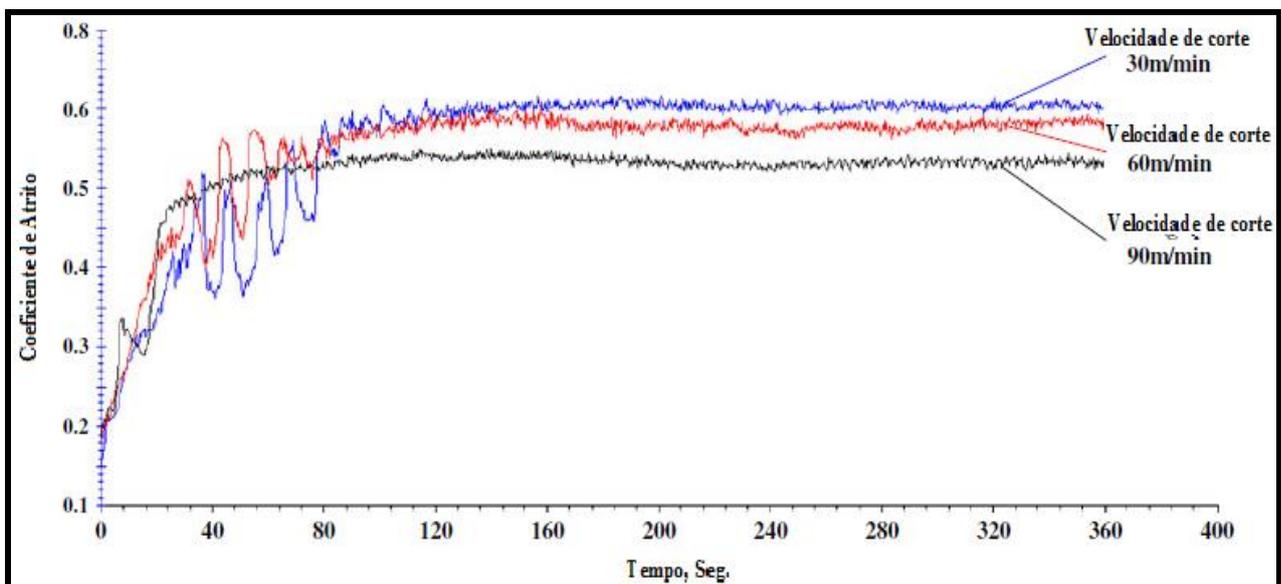


Figura 2.9: Coeficiente de atrito obtido entre o aço ABNT D2 e o metal duro revestido com TiAlN
Fonte: Jiang et al., 2013 (adaptada)

Os resultados obtidos nos testes realizados no tribômetro demonstraram que nos primeiros segundos de ensaios o coeficiente de atrito não apresentou comportamento regular. Entretanto, após um determinado período em que o processo se tornou estável, notou-se que os valores de coeficiente de atrito se estabilizaram e os maiores valores foram identificados quando a velocidade de corte foi menor. Isto se justifica, pois sob velocidades de corte mais altas a temperatura de usinagem aumenta, tornando o material menos resistente o que proporciona coeficientes de atrito menores.

De acordo com Pantel et al. (2012), os modelos numéricos têm descrito apenas o aspecto essencial das operações de usinagem baseadas em corte ortogonal, enquanto operações mais complexas, tais como o fresamento, são pouco exploradas. Apesar de obter resultados próximos dos realizados experimentalmente, quando a operação de fresamento é representada em uma simulação ortogonal, várias simplificações são feitas o que torna a simulação menos exata. Portanto, a maneira mais adequada de simular a temperatura durante o fresamento é empregar a modelagem numérica em três dimensões, o que permite retratar as condições do processo de maneira mais fidedigna. A Figura 2.10 mostra a geometria da ferramenta utilizada no corte ortogonal e na simulação tridimensional. De acordo com Thepsonthi e Ozel (2015), a simulação tridimensional do fresamento, embora seja mais complexa e demande maior tempo de processamento, permite a obtenção de resultados mais confiáveis. Além disso, na configuração tridimensional as condições de contorno devem obedecer os três eixos e o número de malhas é maior o que induz ao maior tempo de processamento.

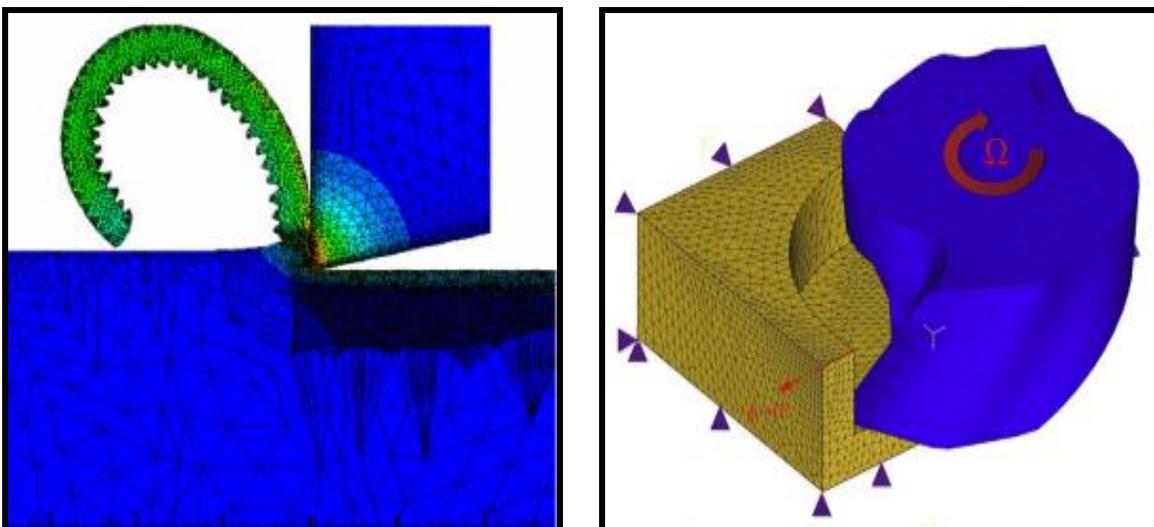


Figura 2.10: Representação geométrica da ferramenta/peça a) para simulação do corte ortogonal b) para simulação do fresamento tridimensional
Fonte: Thepsonthi e Ozel, 2015 (adaptada)

O método de simulação tridimensional foi empregado por Sui e Feng (2016) para avaliar o desgaste da ferramenta e a temperatura no fresamento da liga de titânio Ti6Al4V. Para este fim, os autores empregaram o *software Deform 3D*. O modelo de FEM foi criado com base no método experimental e inclui geometria da peça e ferramenta, condições de contorno e modelo de dano do material. Os resultados se mostraram bastante condizentes com os obtidos experimentalmente. Entretanto, a simulação empregando os atuais pacotes de FEM, tal como *Deform 3D*, demanda um conhecimento prévio da operação (torneamento, fresamento) e do fenômeno que se deseja investigar, no caso específico deste trabalho é a temperatura. Esta necessidade se deve aos constantes ajustes realizados durante a simulação para que a mesma represente da forma mais legítima possível os resultados obtidos na usinagem.

2.4.3 Métodos experimentais para medição da temperatura de usinagem

Os métodos experimentais têm sido utilizados há muito tempo para determinar a temperatura de usinagem com boa exatidão. Embora demandem maior tempo de preparação e possuam também um maior custo diante dos equipamentos e materiais utilizados, eles ainda são considerados os mais confiáveis para a determinação da temperatura de usinagem (BENABID et al., 2014). Além disso, estes métodos têm contribuído para avaliar o desempenho de modelos analíticos e numéricos na determinação da temperatura.

Para avaliar a distribuição da temperatura na zona de corte, várias técnicas foram desenvolvidas e a maioria delas é empregada para medir a temperatura da ferramenta de corte (SILVA e WALLBANK, 1999). Entretanto, sabe-se que a temperatura na interface ferramenta/peça é muito difícil de ser medida diante das limitações de algumas técnicas e em alguns casos o que se consegue é a temperatura média da interface ferramenta/peça. Mesmo diante das dificuldades inerentes aos métodos utilizados, toda informação confiável correlacionada à geração de calor próximo da aresta de corte é imprescindível para o desenvolvimento de novas tecnologias e novos materiais para ferramentas.

Em virtude das particularidades dos processos de usinagem a aplicação de algumas técnicas é limitada, de forma que a sua escolha é determinada pela melhor adequação ao processo. Um exemplo disto é a operação de fresamento, na qual a rotação da fresa restringe a aplicação do termopar inserido na ferramenta. A aplicação da técnica termopar ferramenta/peça durante o

fresamento também é limitada pela dificuldade em se garantir o correto isolamento da haste da fresa a partir do mandril.

Estas e outras técnicas serão discutidas a seguir com o intuito de demonstrar as particularidades de cada uma, principalmente em relação à operação de fresamento onde a dificuldade em se determinar a temperatura de corte é maior.

2.4.3.1 Método do termopar inserido na ferramenta

O princípio de medição de temperatura por termopar baseia-se no efeito Seebeck, no qual quando dois materiais dissimilares e condutores são ligados entre si e estas partes chamadas junções quentes e frias são mantidas a temperaturas diferentes, uma força eletromotriz (f.e.m) é produzida. A f.e.m gerada depende dos materiais utilizados, bem como da diferença de temperatura das junções. Um conjunto de termopares padrão embutido em uma ferramenta de corte ou na peça é conhecido como termopar inserido ou embutido.

A grande vantagem desta técnica está na facilidade de construção dos termopares, no seu baixo custo e no seu mecanismo simples de funcionamento (SUTTER et al., 2003). A Figura 2.11 apresenta um esquema de medição de temperatura utilizando o termopar inserido na ferramenta de corte.

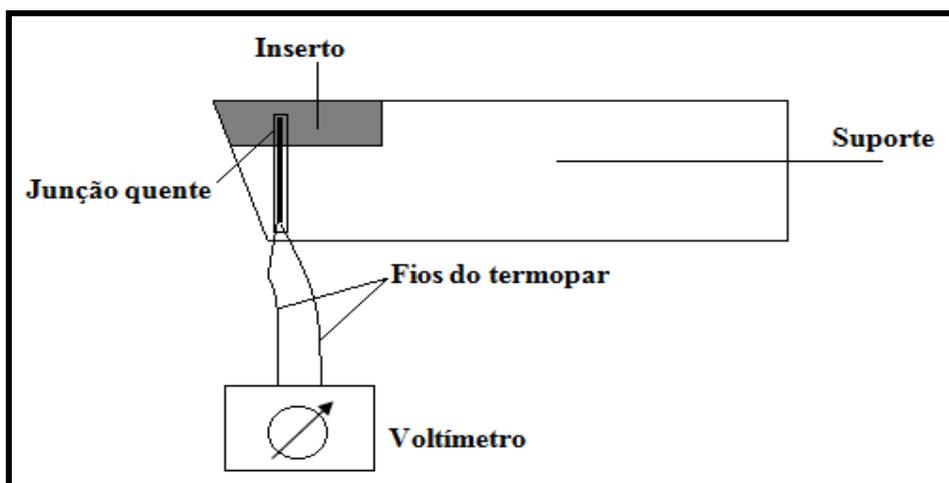


Figura 2.11: Medição da temperatura por termopar inserido na ferramenta no processo de torneamento
Fonte: próprio autor

Esta foi uma das primeiras técnicas utilizadas para a determinação da temperatura em várias aplicações industriais. Para o caso do torneamento, microfuros são feitos na parte fixa, ou

seja, na ferramenta de corte e os termopares são inseridos em diferentes locais no interior da ferramenta. A localização do termopar próximo à região de corte pode fornecer uma estimativa da temperatura na superfície da ferramenta, entretanto, a grande limitação desta técnica está relacionada aos microfuros feitos no inserto, que podem alterar a condução de calor para a ferramenta, bem como enfraquecer a aresta de corte (KOMANDURI e HOU, 2001).

No fresamento, os termopares são normalmente inseridos na peça (Figura 2.12), pois a rotação da ferramenta impede que a inserção dos termopares seja feita nesta. Deste modo, quando a peça é cortada durante o processo de usinagem, o isolamento elétrico do fio do termopar é rompido e uma força eletromotriz é gerada. Assumindo que a calibração do sistema tenha sido realizada, a temperatura na interface peça-ferramenta pode ser determinada. De acordo com Dewes et al. (1999), o grande problema desta técnica é que a temperatura máxima na região de corte nem sempre pode ser determinada.

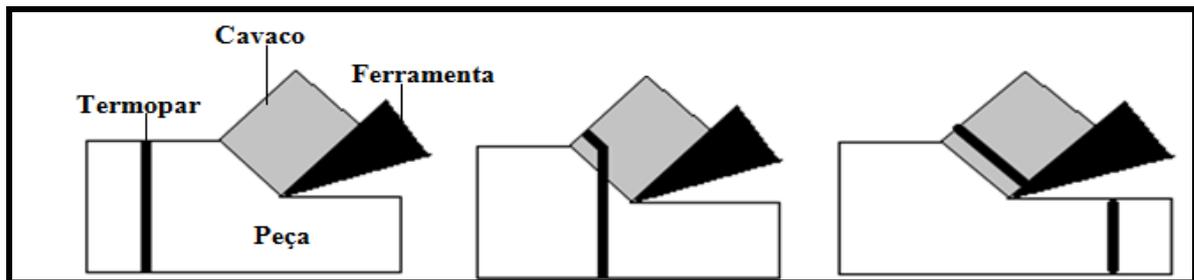


Figura 2.12: Medição da temperatura por termopar inserido na peça
Fonte: próprio autor

Uma variação da medição baseada no termopar inserido na peça é apresentada na Figura 2.13. Diferente do método anterior o isolamento elétrico do fio do termopar não é rompido durante o corte, sendo assim, a medição da temperatura ocorre à medida que a ferramenta se desloca ao longo do comprimento da peça, o termopar localizado uma distância (L) da superfície registra simultaneamente os valores de temperatura, atingindo a temperatura máxima quando a ferramenta se localiza sobre o termopar. Posteriormente a simulação numérica pode ser realizada para complementar os resultados.

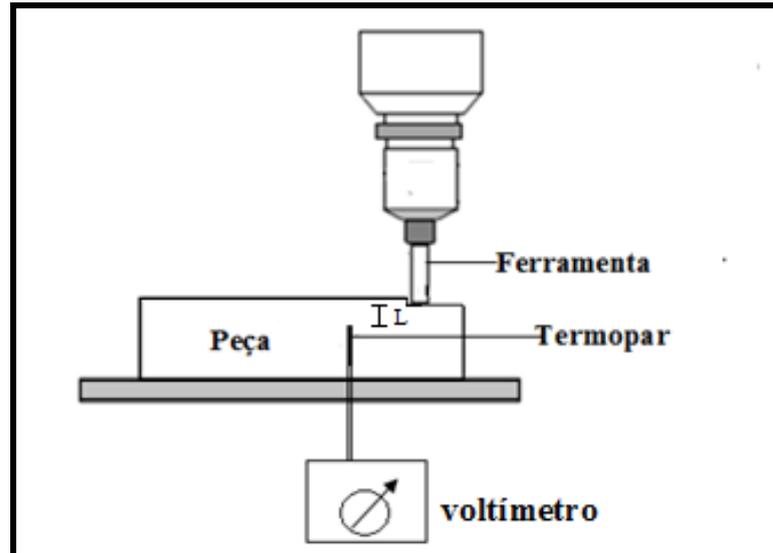


Figura 2.13: Método alternativo para medição da temperatura empregando o método do termopar inserido na peça

Fonte: próprio autor

Alguns autores, dentre eles Basti et al. (2007); Korkut et al. (2007) e Werschmoeller e Li (2011) estudaram a evolução da temperatura de corte baseando-se no princípio do termopar inserido. Diante dos resultados e conclusões dos autores, esta técnica se mostrou bastante eficaz na determinação da temperatura de usinagem.

Kishawy (2002) estudou a evolução da temperatura na usinagem do aço AISI D2 endurecido utilizando termopares do tipo K inseridos precisamente a 0,5 e 1,2 mm a partir da aresta de corte. Os efeitos dos diferentes parâmetros de usinagem foram avaliados e os resultados demonstraram que a temperatura média aumentou de 700°C para aproximadamente 950°C quando a velocidade de corte foi elevada de 250 m/min para 500 m/min.

Dewes et al. (1999) utilizaram o princípio de termopar inserido na peça durante o fresamento do aço ferramenta AISI H13. Os resultados, mostraram que a usinagem com uma ferramenta desgastada gera temperaturas mais elevadas do que a usinagem com ferramentas novas. Além disso, os maiores valores de temperatura foram observados quando se utilizou velocidades de corte mais elevadas.

Empregar a técnica do termopar inserido na ferramenta durante o fresamento sempre foi visto com restrição devido à rotação da fresa. Entretanto, uma alternativa foi recentemente apresentada por alguns autores, dentre eles Kerrigan et al. (2012). Estes autores utilizaram um sensor integrado ao suporte da ferramenta para monitorar a temperatura durante o fresamento.

Esta técnica também foi aplicada por Guha et al. (2012). Embora tenha o mesmo princípio da técnica termopar inserido na ferramenta, este sistema é baseado em um porta-ferramenta especial com um circuito elétrico que garante uma conexão sem fio entre um termopar tipo K inserido na ferramenta e um computador para aquisição dos dados.

O sinal detectado pelo termopar incorporado à ferramenta é transferido para o circuito instalado no suporte da ferramenta, que envia para um transmissor colocado nas proximidades. Finalmente, o transmissor envia o sinal adquirido a um computador e assim é feita a coleta de dados. A Figura 2.14 representa a metodologia do sensor integrado ao porta ferramenta e do sistema de aquisição de dados.

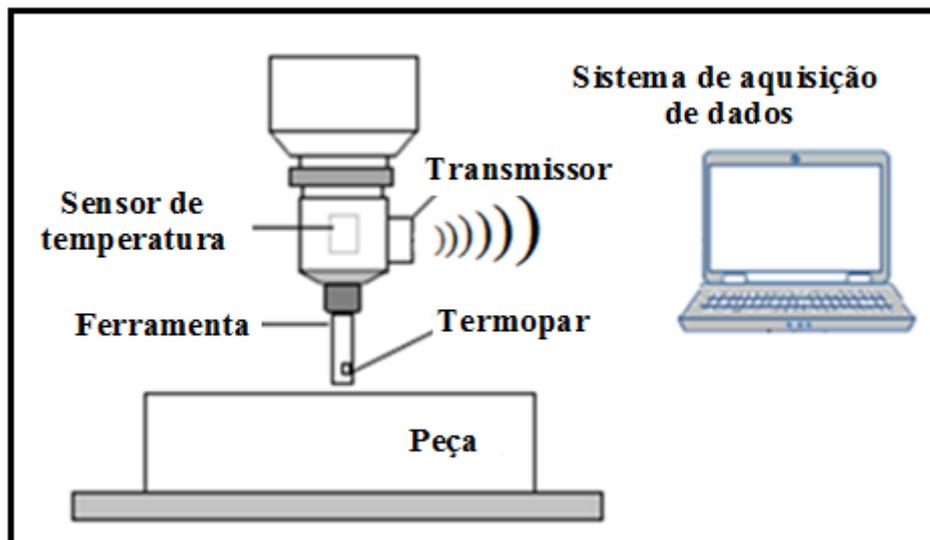


Figura 2.14: Esquema de medição de temperatura utilizando sensor integrado ao suporte da ferramenta
Fonte: próprio autor

As principais vantagens deste método são a possibilidade de a coleta de dados empregando usinagem sob altas velocidades de corte, aplicabilidade tanto no fresamento como na furação, além da possibilidade de uso de fluidos de corte.

Coz et al. (2012) utilizaram este método para estudar a temperatura de usinagem durante as operações de fresamento e furação. Diante dos resultados os autores concluíram que o sistema de medição é muito sensível a qualquer alteração nas condições de corte (velocidade de corte, avanço, geometria da ferramenta, revestimento da ferramenta) e também ao tipo de material usinado (ligas de alumínio, aço e ferro fundido). Além disso, todos os testes foram realizados três vezes e a dispersão dos resultados foi muito baixa, de tal maneira que a repetibilidade da

medição pôde ser confirmada. Finalmente, verificou-se que o sistema pode ser utilizado para otimizar um processo de corte usando ferramentas rotativas e com o uso de fluidos de corte.

Karaguzel et al. (2016) empregaram esta metodologia para determinar a temperatura em insertos de metal duro sem revestimento durante o fresamento do aço ABNT 1050. Os autores inseriram um termopar tipo K em um furo de 0,8 mm de diâmetro localizado a 0,3 mm da aresta de corte. Após os ensaios utilizando avanço constante de 0,15 mm/rev, constatou-se que a temperatura na ferramenta de corte aumentou de 200°C para 225°C ao se elevar a velocidade de corte de 50 m/min para 75 m/min. Isto demonstra a capacidade do sistema em responder a pequenas variações nas condições de usinagem, sendo portanto, um importante método para a medição da temperatura da ferramenta durante o fresamento.

2.4.3.2 Método do termopar ferramenta/peça

O método do termopar inserido na ferramenta possui algumas limitações, uma vez que não permite a medição de temperaturas muito próxima à interface ferramenta/cavaco ou ferramenta/peça, pois os furos não podem ser feitos muito próximos da aresta de corte, correndo o risco de fragilizá-la. Diante disto, outro método para medição de temperatura com termopar foi desenvolvido e é comumente chamado de termopar ferramenta/peça ou termopar dinâmico (KOMANDURI e HOU 2001; MACHADO et al., 2011).

Neste método, a ferramenta é utilizada como um elemento do termopar enquanto a peça de trabalho é o outro. A região de corte constitui a junção quente enquanto uma parte não aquecida da peça e da ferramenta representam as junções frias. A força eletromotriz gerada entre a peça e ferramenta é então medida. No entanto, o suporte da ferramenta e a peça precisam estar eletricamente isolados da máquina ferramenta (SUTTER, 2003). A Figura 2.15 demonstra o esquema para medição de temperatura utilizando o método termopar ferramenta/peça para o processo de torneamento, enquanto a Figura 2.16 representa o mesmo método, porém empregado no processo de fresamento.

A grande diferença entre os métodos está na maneira de realizar o isolamento. No fresamento existe uma grande dificuldade em se garantir o isolamento da fresa a partir do mandril, pois não se pode empregar materiais que venham comprometer o seu balanceamento durante a usinagem. Desta forma, algumas alternativas como vernizes ou tintas podem ser utilizadas,

mas devem possuir resistência capaz de suportar ao aperto do mandril. Após o correto isolamento é necessário conectar um material condutor (grafite) à haste da fresa, assim a transferência do sinal poderá ser realizada por meio da ligação de um fio no material condutor e outro na peça.

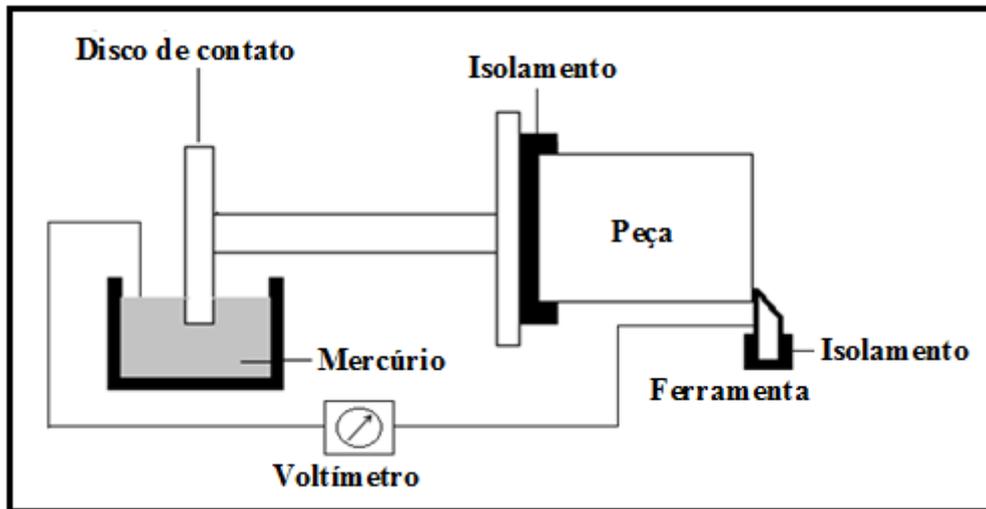


Figura 2.15: Medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta/peça no processo de torneamento
Fonte: próprio autor

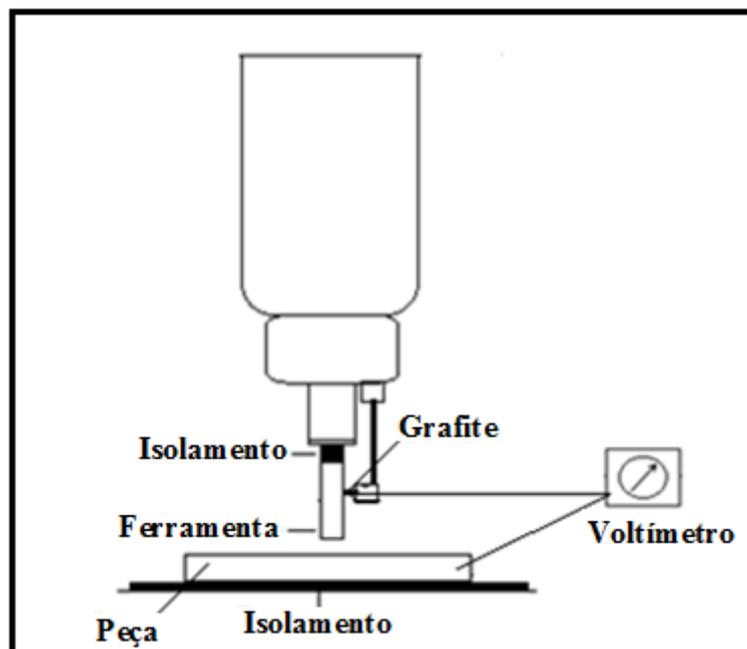


Figura 2.16: Medição da temperatura de corte pelo método do termopar ferramenta/peça no processo de fresamento.
Fonte: próprio autor

Esta técnica é relativamente simples, mas tem alguns inconvenientes. O termopar ferramenta/peça registra apenas um valor médio da temperatura e não o valor máximo. Além

disso, é necessária uma calibração cuidadosa do par ferramenta/peça (SUTTER, 2003). A calibração deve ser feita para cada par de materiais e em faixas de temperaturas a que estes materiais estarão submetidos.

Uma forma bastante adequada de se realizar a calibração deste sistema consiste em manter em contato, sob pressão, a aresta da ferramenta e o material a ser usinado. Para promover o aquecimento a peça deve estar inserida em uma resistência elétrica envolvida por uma manta isolante. Desta forma, é possível levantar uma curva que correlaciona os valores de temperatura e os respectivos valores de tensão (efeito *Seebeck*). De posse da curva de calibração, o próximo passo para se determinar a temperatura de usinagem é correlacionar o sinal gerado durante o processo de usinagem e a curva de calibração (CARVALHO et al. 2004). A montagem deste sistema pode ser vista na Figura 2.17.

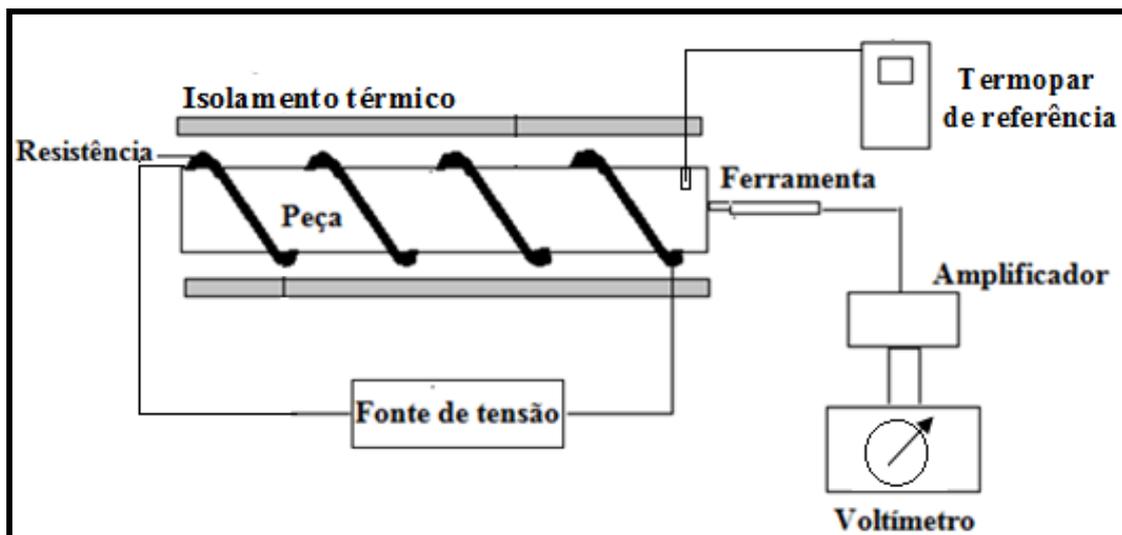


Figura 2.17: Método de calibração do termopar ferramenta/peça
Fonte: próprio autor

Kikuchi (2009) utilizou o método do termopar ferramenta/peça para estudar a temperatura durante a usinagem do titânio e suas ligas. Os resultados, compatíveis com a teoria, indicaram a eficiência do método e mostraram que para materiais de maior dureza e resistência a temperatura de usinagem é maior.

É importante salientar que este método é pouco aplicado à operação de fresamento, não por ser menos exato, mas sim pela dificuldade em se garantir o isolamento completo da ferramenta a partir do mandril. Apesar disso, Yashiro et al. (2013) aplicaram este método para analisar a temperatura de fresamento de plástico reforçado com fibras de carbono. O

isolamento da ferramenta de corte foi feito com a aplicação de uma película de tinta acrílica. Os resultados puderam ser comparados com outra técnica (radiação infravermelha) e diante da similaridade dos resultados, ambas as técnicas foram validadas pelos autores.

Recentemente uma forma alternativa de medição de temperatura no fresamento baseada no termopar ferramenta/peça foi empregado por Sun et al. (2014) e Wang et al. (2016). Neste método a peça é dividida em duas partes e polida e no seu interior é inserido um filme fino de Constantan (liga metálica composta por Cobre, Níquel, Manganês e Ferro) que irá atuar como condutor elétrico. Assim como a ferramenta de corte, o filme de Constantan é isolado entre as partes da peça para não ocorrer a formação de outro termopar e posteriormente as partes são unidas. Quando o corte é iniciado, há a geração de uma força eletromotriz e seu sinal é transmitido para um sistema de aquisição de dados por meio do filme de Constantan. Entretanto, esta metodologia também necessita de um processo de calibração do par peça ferramenta/peça. A Figura 2.18, ilustra o esquema empregado pelos autores.

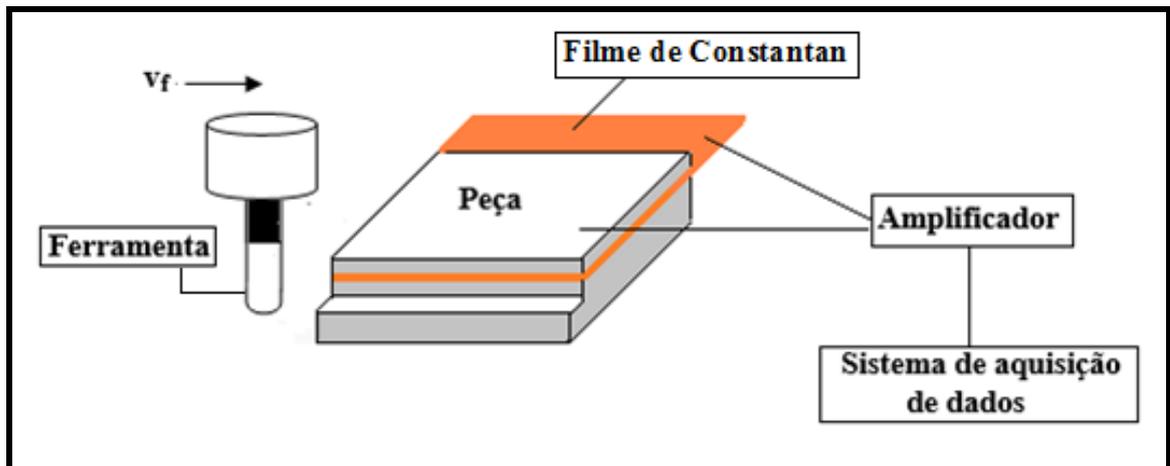


Figura 2.18: Método alternativo para medição da temperatura de fresamento baseado no termopar ferramenta/peça

Fonte: próprio autor

2.4.3.3 Método da captação de radiação infravermelha

A emissão de energia sob a forma de radiação eletromagnética pode ser empregada para a medição de temperatura. Um sistema típico de medição de radiação infravermelha compreende a fonte, o meio pelo qual a energia radiante é transmitida, um sensor óptico (pirômetro ou termômetro infravermelho) para detectar a radiação eletromagnética, um transdutor para converter a radiação para um sinal relacionado com a temperatura, um

amplificador e uma interface de circuitos para controlar, indicar e registrar a medição (CHILDS, 2001). A Figura 2.19 representa um esquema de medição de temperatura utilizando um pirômetro.

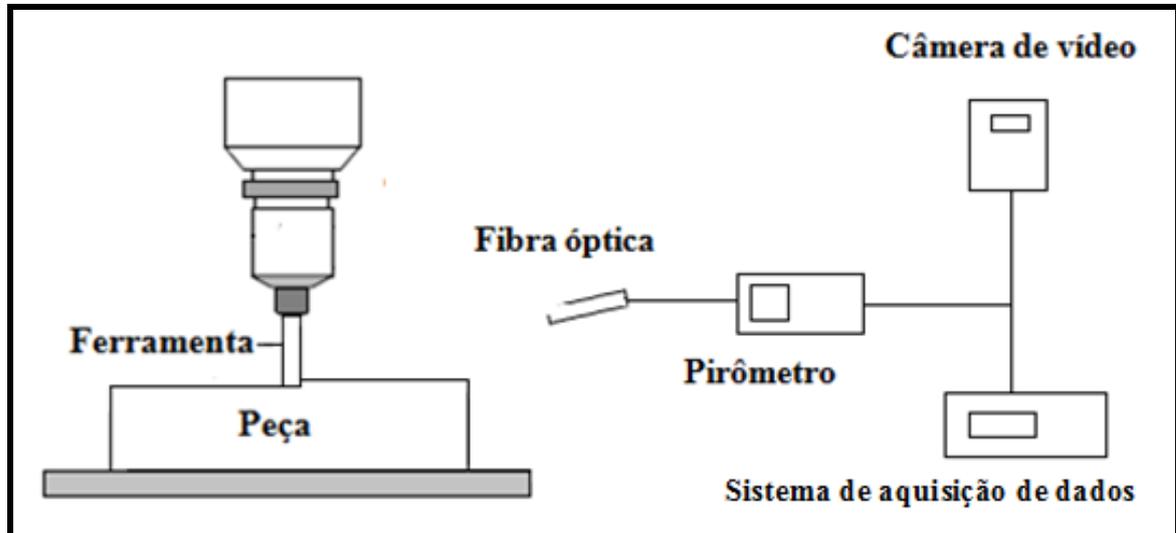


Figura 2.19: Esquema de medição de temperatura utilizando um pirômetro
Fonte: próprio autor

Este método de medição de temperatura foi utilizado por Toh (2005) para avaliar os efeitos das condições de corte e do desgaste da ferramenta sobre a temperatura do cavaco durante a usinagem do aço ferramenta AISI H13. Os resultados indicaram o aumento da temperatura da superfície do cavaco na medida em que há o aumento do desgaste da ferramenta e da profundidade de usinagem. Sato et al. (2007) também se basearam neste método para avaliar a temperatura de usinagem mediante a variação da velocidade de corte. De acordo com os autores, este método é bastante prático para medir a evolução da temperatura durante o fresamento.

As principais vantagens deste método estão no fato de não ser intrusivo, não necessitar contato com a superfície que está sendo medida e apresentar resposta rápida às variações bruscas de temperatura. Entretanto, a presença de fluidos de corte altera a emissão de radiação infravermelha e a temperatura nas superfícies não pode ser avaliada (MACHADO et al., 2011). Outro inconveniente deste método é que quando eleva-se o avanço a temperatura de corte identificada pode ser menor. Este comportamento é justificável, pois durante a medição da temperatura o feixe infravermelho é apontado para a aresta de corte e quando o cavaco é formado a temperatura detectada pelo pirômetro é do cavaco. Deste modo, ao aumentar o

avanço a espessura do cavaco também aumentam, o que pode proporcionar uma maior dissipação do calor e a detecção de temperaturas mais baixas na superfície do cavaco (LIMA et al., 2014).

Câmeras para captação de radiação infravermelha e “*scanners*” também têm sido usados para medir a temperatura. Estes dispositivos são capazes de produzir mapas das curvas isotérmicas da área estudada. Os objetos são mostrados em cores diferentes para ilustrar as diferentes zonas de temperatura. Usa-se pintar de preto o objeto a ser avaliado de forma que o padrão de emissividade conhecido possa permitir os ajustes iniciais necessários (LONGBOTTOM e LANHAM, 2005).

2.4.3.4 Método da aplicação de pós-químicos e tintas termo sensíveis

Silva e Walbank (1999) citam que Kato et al. desenvolveram o método baseado na utilização de alguns pós químicos com pontos de fusão bem definidos, tais como NaCl, KCl, CdCl, PbCl₂, AgCl, KNO₃, Zn, Pb, SnCl₂ e Sn para determinar a temperatura no corpo da ferramenta. Inicialmente a ferramenta é seccionada em duas partes simétricas e ambas são retificadas. Uma dessas partes é umedecida com uma solução de silicato de sódio para melhorar a adesão do pó, que em seguida é espalhado sobre essas partes. Posteriormente as partes são unidas e submetidas ao processo de usinagem. Ao final da operação, a ferramenta é novamente separada e uma linha isotérmica pode ser identificada pelo limite entre o sal que sofreu fusão e o que não fundiu.

O uso de tintas termossensíveis é uma das técnicas mais simples e mais baratas para se estimar a temperatura da ferramenta de corte durante a usinagem. Esta técnica depende da capacidade de um determinado material de mudar a sua cor devido à reação química a uma dada temperatura. Diferentes tintas termossensíveis respondem a diferentes temperaturas. Muitas dependem da taxa de aquecimento, bem como do período a que são submetidas ao calor. Portanto, a aplicação desta técnica é geralmente limitada a condições de aquecimento controlado. Outro fator limitante é a partição da ferramenta que afeta a condução do calor (KOMANDURI e HOU, 2001).

2.4.4 Influência do material da peça sobre a temperatura de fresamento

A distribuição de temperatura varia com o material da peça, uma vez que não depende somente do coeficiente de atrito ferramenta/cavaco, mas também das características de deformação do material. De acordo com Tang et al. (2011), na usinagem de aços com alto teor de carbono ou de elementos de liga, aços endurecidos ou aços ferramentas, por exemplo, uma maior energia por deformação do material é dissipada e a temperatura atingida pode ser bastante elevada, tendo uma influência considerável na vida da ferramenta de corte, na tensão residual, no acabamento da superfície e na distorção da peça. Por outro lado, quando se trabalha com materiais frágeis, como ferro fundido cinzento, as deformações plásticas são menores e as forças de atrito são mais baixas se comparados aos aços de estrutura autêntica. Nestas condições, a geração de calor acaba por ser menor (MACHADO et al., 2011).

De acordo com Diniz et al. (2001), alguns elementos de liga como selênio (Se), telúrio (Te), chumbo (Pb), bismuto (Bi), estanho, (Sn), fósforo (P) e nitrogênio (N) podem melhorar a usinabilidade do aço e, conseqüentemente, diminuir a temperatura de usinagem. Outro aspecto importante a ser destacado é o ponto de fusão do principal elemento químico do material da peça, pois quanto maior este for, maior será a temperatura de corte para qualquer velocidade (MACHADO et al., 2011).

O efeito do material da peça sobre a temperatura de usinagem pode ser percebido pela análise de dois trabalhos, um realizado por Nouari et al. (2003) e outro por Davim et al. (2009). Os primeiros autores verificaram que a temperatura de usinagem da liga de alumínio AA2034 T351 sob determinada condição de usinagem ($v_c = 170$ m/min e $f_z = 0,16$ mm/rev) pode atingir cerca de 250° C. Em contrapartida, Davim et al. (2009) demonstraram que durante a usinagem do aço ferramenta AISI D2 sob condições de corte menos severas ($v_c=70$ m/min e $f_z = 0,08$ mm/rev) a temperatura na interface peça/ferramenta foi maior (cerca de 500°C). O aço ferramenta é caracterizado por elevada dureza e resistência mecânica, o que dificulta sua usinagem quando comparado a de outros materiais, como o alumínio e suas ligas, o ferro fundido e os aços de baixo carbono e de baixa liga.

A Figura 2.20 ilustra a influência da dureza da peça sobre a temperatura de corte. Ueda et al. (1999) verificaram que existe uma estreita relação entre a temperatura e a dureza do material usinado. A temperatura mais elevada foi obtida para o aço AISI 52100 (700 HV), que possui

maior dureza entre os materiais testados. A temperatura do aço AISI 1045 (210 HV) foi menor mesmo sob condições de corte mais severas.

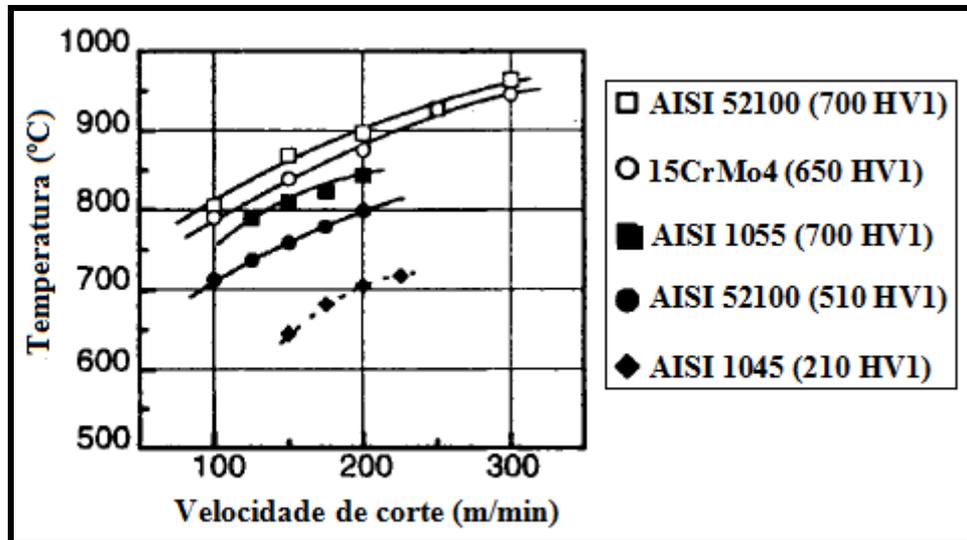


Figura 2.20: Influência do material da peça na temperatura de corte
Fonte: Ueda et al. (1999) (adaptada)

Brandão et al. (2008) notaram que o calor transferido para a peça é maior no fresamento do aço AISI D2 (58 HRC) em comparação ao aço AISI H13 (52 HRC). De acordo com os autores esta diferença de temperatura é devido à diferença de dureza entre os dois materiais.

Saoubi e Chandrasekaran (2011) investigaram a temperatura na usinagem do aço AISI 3115 tratado termicamente e do aço 3115 AISI laminado. Os autores verificaram que após passar pelo tratamento térmico a temperatura de usinagem foi elevada em cerca de 8%. Tal fato se deve à mudança de fase ocasionada pelo tratamento térmico, que para este caso aumentou a dureza do material, tornando-o mais resistente ao cisalhamento. Além disso, os autores mostraram que a temperatura atingida durante a usinagem do aço inoxidável AISI 316 com alto teor de enxofre (0,027%) foi inferior a do mesmo aço com baixo teor de enxofre (0,009%). O enxofre em determinadas quantidades pode facilitar a usinabilidade do material, por formar manganês (Mn), o sulfeto de manganês (MnS).

A Figura 2.21 demonstra os resultados obtidos para a temperatura de fresamento de diferentes materiais (KIKUCHI, 2009). Note-se que a temperatura das ligas de titânio é bem superior à do titânio puro. A presença de alguns elementos de liga, como o vanádio e o nióbio, proporcionam maior resistência mecânica e dificultam a deformação plástica do material e,

consequentemente, a formação do cavaco. Além disso, pode ser observado que a usinagem do latão, independentemente da condição de corte, gera uma temperatura inferior, pois o mesmo oferece menor resistência ao cisalhamento e apresenta alta condutividade térmica.

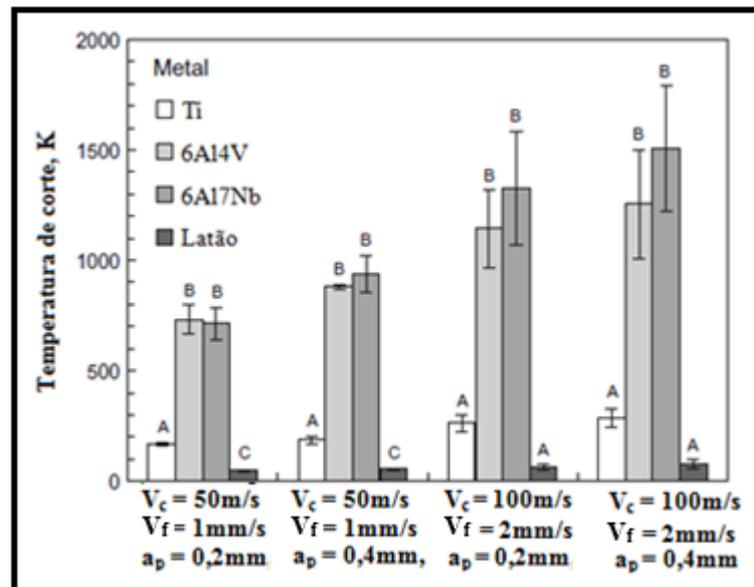


Figura 2.21: Comparação da temperatura de fresamento entre quatro metais sobre diferentes condições de corte
Fonte: Kikuchi, 2009 (adaptada)

2.4.5 Influência do material da ferramenta de corte sobre a temperatura de fresamento

Por se tratar de um processo de corte interrompido, no fresamento a ferramenta multicortante é submetida a aquecimento e arrefecimento cíclicos na medida em que a aresta cortante entra e sai da peça, de modo que a avaliação da intensidade e da forma como o calor é gerado se torna ainda mais complexa em relação a operações de corte contínuo (CUI et al., 2012). Da mesma forma, Chakraverti et al. (1984) citam que quando a ferramenta realiza corte intermitente, a temperatura sobe durante o período ativo e cai bruscamente quando a ferramenta liberta-se da peça usinada. Devido este fenômeno, a temperatura na interface peça/ferramenta oscila periodicamente. A Figura 2.22 mostra o comportamento cíclico da temperatura de fresamento ao longo do tempo de usinagem. O resultado foi obtido empregado a técnica do termopar inserido na peça (CHEN et al., 2013).

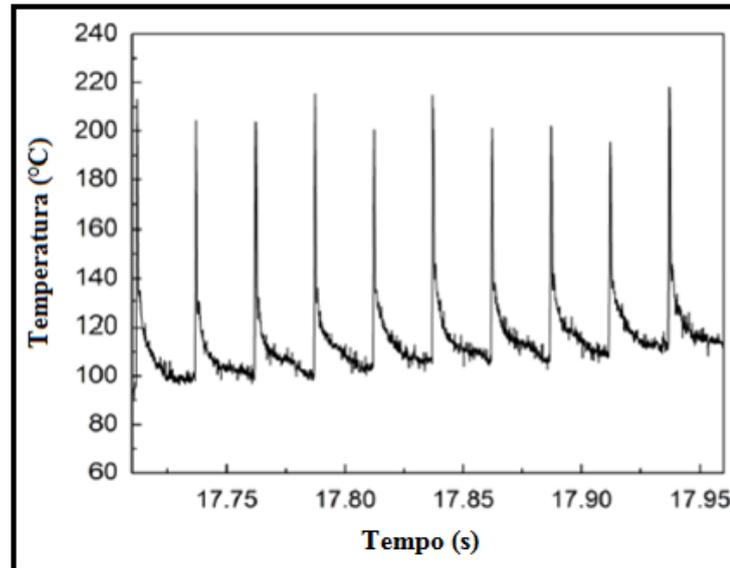


Figura 2.22: Comportamento cíclico da temperatura de fresamento
 Fonte: Chen et al., 2013 (adaptada)

O rápido aquecimento e resfriamento da ferramenta durante o corte pode afetar a distribuição cíclica de tensões na região de corte da ferramenta. Estas tensões ocorrem quando a camada superficial, submetida a uma elevada temperatura, se dilata. Porém, as camadas abaixo que estão sob temperaturas inferiores têm uma menor dilatação. Tais camadas impedem o processamento de uma maior dilatação na camada superficial. Desta forma, originam-se na camada superficial tensões de compressão. Devido a isto, haverá a certa distância das superfícies de contato tensões de tração. Em seguida, com a variação da temperatura de corte, isto é, com o resfriamento da camada de contato, essa estará submetida à tração enquanto as camadas subsequentes passaram a sofrer compressão, e, em função do perfil de temperatura interna, haverá novamente tensão de tração a partir de uma determinada distância da superfície de saída (MACHADO et al., 2011). Este processo pode gerar trincas térmicas na superfície de ferramentas.

Trincas térmicas levam ao aparecimento de sulcos profundos que reduzem drasticamente a capacidade de corte das ferramentas. Essas trincas se apresentam perpendiculares à aresta de corte, fragilizando-a e tornando-a susceptível ao microlascamento devido aos choques mecânicos característicos do processo de fresamento. Trincas de origem térmica ocorrem principalmente em ferramentas de metal duro, como pode ser observado na Figura 2.23. Desta forma, quanto mais tenaz for a ferramenta, menor será o número de trincas (MELO et al., 2001 e ZHANG et al., 2010).

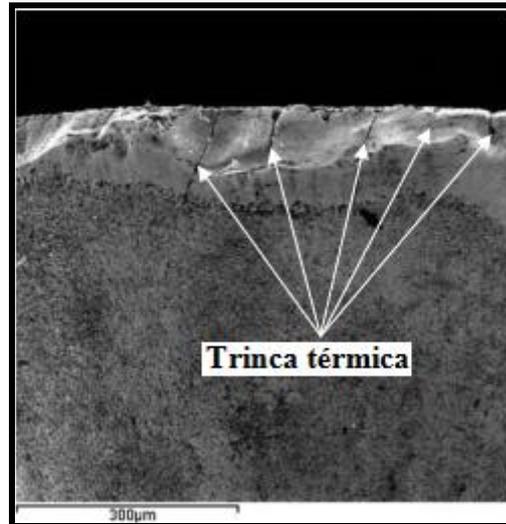


Figura 2.23: Trincas de origem térmica observadas em uma ferramenta de metal duro.
Fonte: Zhang et al., 2010 (adaptada)

De acordo com Zhang e Liu (2008), as características termofísicas dos revestimentos e o material do substrato têm grande influência sobre a distribuição de temperatura nas ferramentas de corte. Em particular, a condutividade térmica da estrutura de revestimento tem considerável impacto sobre a temperatura de corte (BALAJI et al., 1999; GRZESIK et al., 1999). A Figura 2.24 mostra a variação da condutividade térmica de alguns revestimentos em função do aumento da temperatura. Nota-se que a condutividade térmica do TiC e TiCN aumenta à medida que a temperatura é elevada, ao passo que a do Al_2O_3 e SiN_4 diminui drasticamente.

Quanto menor a condutividade térmica do revestimento menor será a quantidade de calor que chagará ao substrato. Já para o substrato, quanto maior a condutividade térmica, melhor, pois o calor que chega será mais rapidamente dissipado (MACHADO et al., 2011).

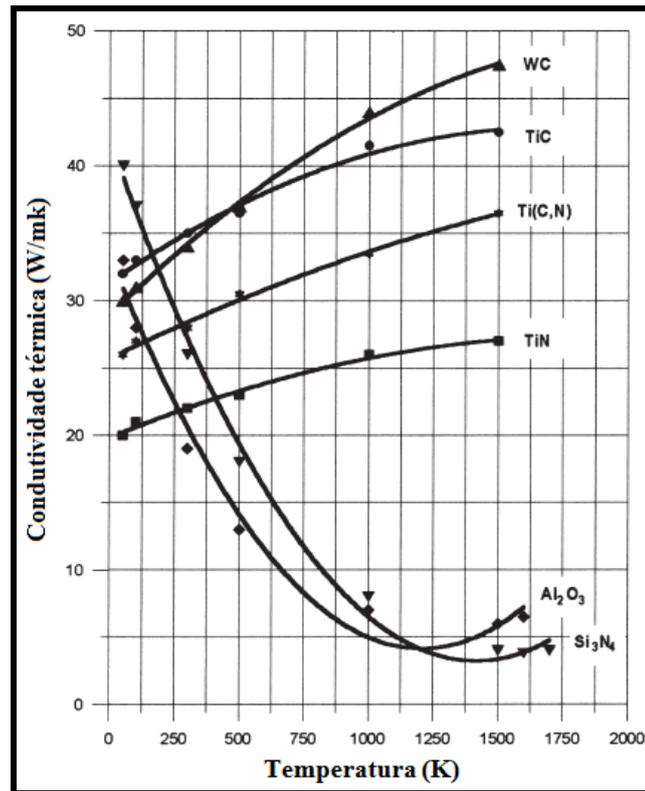


Figura 2.24: Condutividade térmica em função da temperatura
 Fonte: Grzesik, 2001 (adaptada)

Ng et al. (1999) utilizaram ferramentas de nitreto cúbico de boro de baixa concentração (50% CBN, 40%TiC, 6%WC, 4%AlN/B₂) e de alta concentração PCBN (90%CBN 10%B₂/AlN) para avaliar a temperatura durante o corte contínuo do aço AISI H13. Os resultados demonstraram que a temperatura na interface peça e ferramenta foi maior quando a ferramenta baixa concentração foi utilizada. Este resultado foi obtido para diferentes condições de usinagem e evidencia que o material da ferramenta exerce efeito sobre a temperatura de usinagem. Os autores atribuíram esta diferença à condutividade térmica inferior da ferramenta de baixa concentração.

Attia e Kops (2004) e Arrazola et al. (2009) perceberam que a temperatura de ferramentas revestidas é menor do que aquela em ferramentas não revestidas. Entretanto, a temperatura do cavaco e da peça foram maiores, indicando a capacidade dos revestimentos em formar uma barreira térmica. Rech et al. (2004) mostraram que o fluxo de calor em ferramentas de corte sem revestimento é cerca de 22% maior do que em ferramentas revestidas. Attia e Kops (2004) verificaram que a redução do fluxo de calor em ferramentas revestidas pode atingir 50% em comparação a ferramentas não revestidas.

Kusiak et al. (2004) estudaram a distribuição de temperatura em ferramentas com diferentes revestimentos (Al_2O_3 , TiN, TiAlN e TiAlN / MoS₂). Segundo os autores, o fluxo de calor é menor em ferramentas revestidas com Al_2O_3 . De acordo com Grzesik et al. (2005), ferramentas revestida com Al_2O_3 possuem menor condutividade térmica sob temperaturas elevadas, portanto, o fluxo de calor nestas ferramentas é reduzido.

De acordo com Shih (1995), ferramentas com ângulo de saída menor apresentam maior gradiente de temperatura perto da aresta de corte. Por outro lado, um ângulo de saída positivo exige um menor esforço para formação do cavaco e como consequência gera menos calor na interface ferramenta/peça. Hu e Huang (2014) comprovaram que a ferramenta com ângulo de saída de $\gamma_0 = 10^\circ$ induz temperaturas inferiores às obtidas com ferramentas de $\gamma_0 = 5^\circ$ e $\gamma_0 = -5^\circ$. Ângulos de saída negativos são empregados em ferramentas de metal duro no corte de materiais de baixa usinabilidade e em cortes interrompidos por garantir maior resistência da cunha cortante. Por outro lado, ângulos de folga pequenos provocam altas temperaturas na zona terciária (região de interface ferramenta/peça).

Outro fator de grande relevância é o desgaste da ferramenta de corte. A Figura 2.25 mostra o comportamento da temperatura em função do desgaste durante a usinagem do aço AISI D2. Nota-se que o desgaste exerce influência significativa sobre a temperatura de corte. Resultado similar foi constatado por Lin et al. (2013), que verificaram (tanto por meio do método numérico como por meio de experimentos) o efeito do desgaste da ferramenta sobre a temperatura de corte.

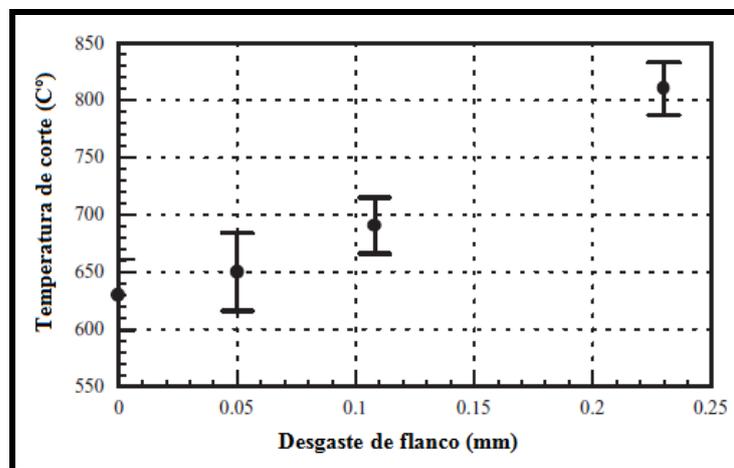


Figura 2.25: Efeito do desgaste da ferramenta na temperatura de corte do aço ABNT D2 ($v_c = 250\text{m/min}$, $f = 0,1\text{mm/rev}$).

Fonte: Kishawy, 2002 (adaptada)

Ribeiro (2007) avaliou a temperatura no início e no fim de vida de ferramentas durante o fresamento do aço ABNT H13 para $v_c = 120$ m/min e $f = 0,2$ mm/ver, para isto foi empregado o método da captação infravermelha. Nos testes com ferramentas com um desgaste de flanco maior que 0,50 mm a temperatura do cavaco atingiu cerca de 200° C. Por outro lado, a temperatura utilizando ferramentas novas foi de aproximadamente 140° C.

2.4.6 Influência dos parâmetros operacionais sobre a temperatura de fresamento

A quantidade de calor gerada durante a usinagem é diretamente afetada pelas condições de trabalho. A temperatura aumenta porque mais calor está sendo gerado na zona de corte ou porque se concentra em uma menor área. Sendo assim, o efeito das condições de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte, penetração de trabalho e sentido de corte) poderão afetar a temperatura. Além disso, dependendo das condições de refrigeração mais ou menos calor estará sendo dissipado durante o processo (SILVA e WALLBANK, 1999).

A velocidade de corte tem um efeito predominante sobre o mecanismo de transferência de calor e sobre o aumento da temperatura de corte. Segundo Abukhshim et al. (2006), a velocidade de corte pode atingir níveis tão elevados que o processo de corte se torna adiabático e o calor gerado não pode ser conduzido para fora durante o curto tempo de contato entre a ferramenta e o material usinado.

A Figura 2.26 mostra o efeito da velocidade de corte e do avanço sobre a temperatura no fresamento da liga de titânio Ti6Al4V. O método para aquisição da temperatura foi baseado no termopar ferramenta/peça. Os resultados evidenciam que a temperatura aumenta quando os parâmetros velocidade de corte e avanço aumentam. Entretanto, a velocidade de corte se mostra como principal causa do aumento da temperatura. Além disso, a maior parte da temperatura distribuída na região de corte é conduzida para a ferramenta.

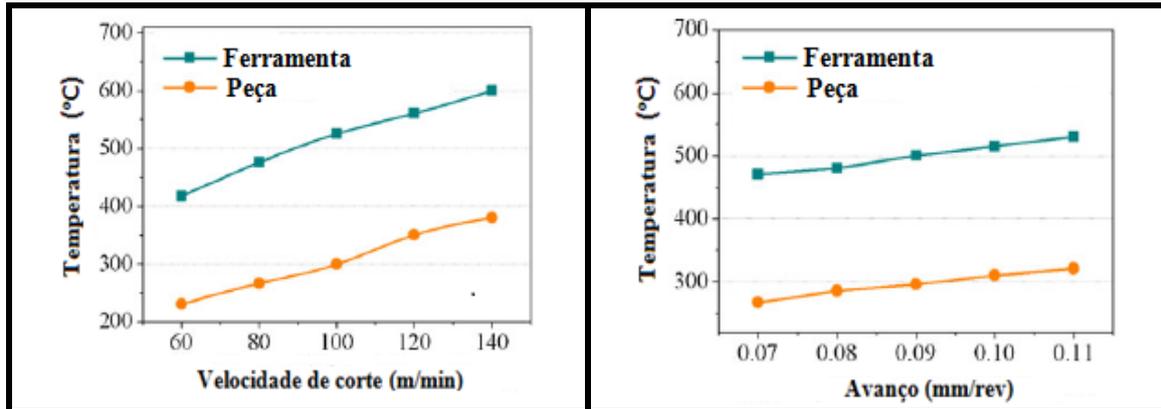


Figura 2.26: Efeito da velocidade de corte e do avanço sob a temperatura de fresamento da liga de titânio Ti6Al4V

Fonte: Sun et al., 2014 (adaptada)

Dosbaeva et al. (2015) estudaram o comportamento da temperatura de usinagem em função do aumento da velocidade de corte durante o torneamento do aço AISI D2. Para este fim, foi aplicado o método do termopar ferramenta/peça. Os autores observaram que o mesmo comportamento ocorre durante o fresamento, ou seja, ao se elevar a velocidade de corte, a temperatura de usinagem também aumenta independentemente da ferramenta utilizada.

Quando a velocidade de corte é elevada mais calor é produzido e por conta disso os materiais se tornam mais dúcteis e os cavacos podem se tornar mais longos. Além disso, a região de maior calor tende a se deslocar para ponta da ferramenta. Umbrello et al. (2007) citam que o fluxo de calor é altamente dependente da velocidade de corte, isto é, quanto maior a velocidade de corte, maior o fluxo de calor na interface ferramenta/peça. Já quando ocorre o aumento do avanço cada aresta de corte remove uma maior quantidade de material induzindo em valores mais altos de temperatura.

Maciel et al. (2013) estudaram o efeito da penetração de trabalho durante o fresamento do aço ABNT D2. Os resultados demonstraram que ao elevar a penetração de trabalho de 4 mm para 12 mm houve um aumento de aproximadamente 19% da temperatura. Isto pode ser atribuído a uma maior quantidade de material deformado por unidade de tempo. Além disso, a profundidade de usinagem é outro parâmetro importante durante o fresamento e Kikuchi (2007) comprovou que seu aumento provoca a elevação da temperatura de usinagem independente do material usinado.

Os parâmetros operacionais do fresamento também influenciam a formação de trincas térmicas. Melo et al. (2001) realizaram testes de fresamento com diferentes materiais para ferramenta (metal duro da classe ISO P25 e P40, ambas sem revestimento) e analisaram o surgimento de trincas térmicas em função da velocidade de corte, do avanço por aresta, da profundidade de usinagem e do percurso de avanço (L_f). Os resultados estão representados na Figura 2.27.

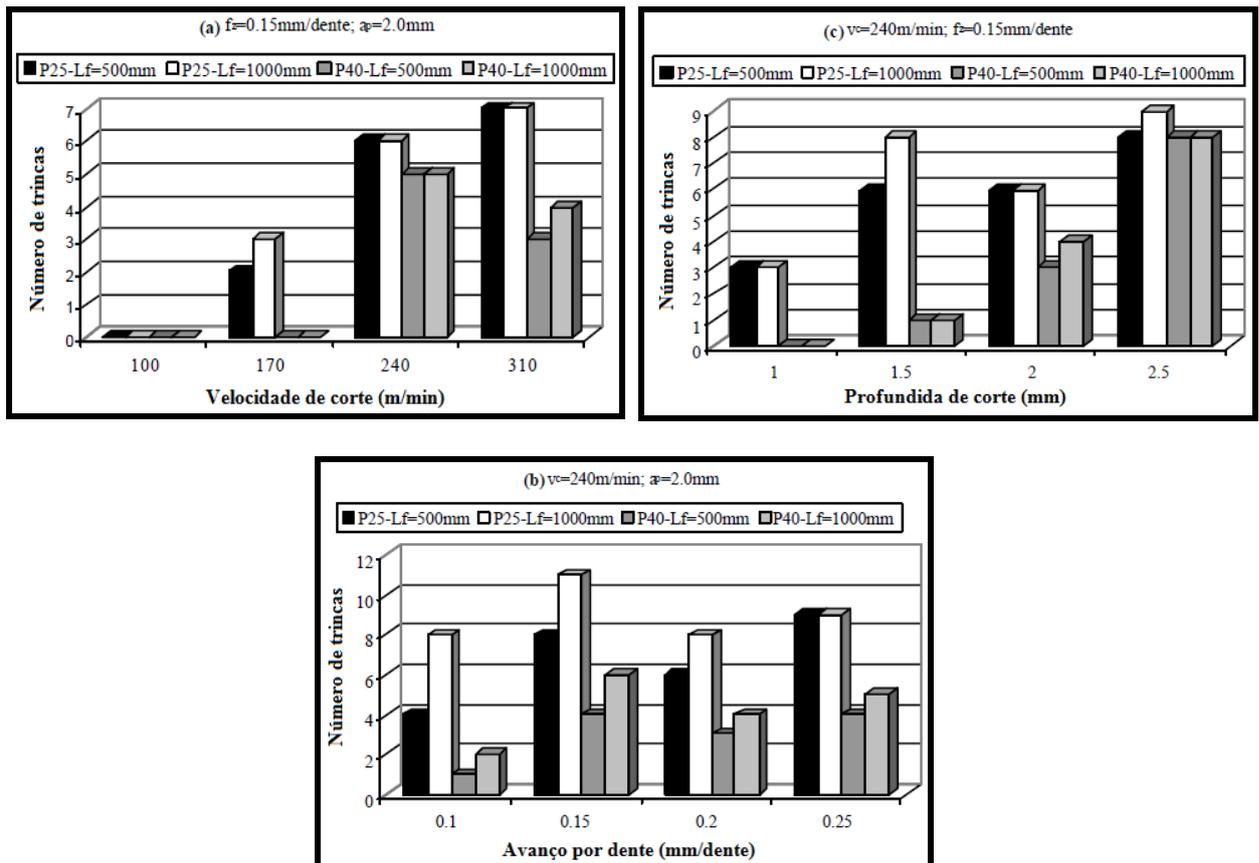


Figura 2.27: Efeito dos parâmetros de corte sobre o surgimento de trincas térmicas
Fonte: Melo et al., 2001 (adaptada)

Observa-se o número de trincas térmicas aumentou com a velocidade de corte para as ferramentas de metal duro da classe P25 após um percurso de avanço $L_f = 500\text{ mm}$. Nota-se ainda que não foram verificadas formações de trincas na ferramenta de metal duro P40 para as velocidades de 100 e 170 m/min, mesmo após $L_f = 1000\text{ mm}$. Isto demonstra que a ferramenta P40 (mais tenaz) apresentou melhor desempenho do que a ferramenta P25 quanto à resistência à formação de trincas de origem térmica. Quanto à influência da profundidade de usinagem, observa-se uma tendência de aumento do número de trincas térmicas com o aumento desta variável. A variação deste parâmetro de corte provoca efeito semelhante à variação da

velocidade de corte. Por outro lado, a variação do avanço não provocou alteração considerável na formação de trincas térmicas.

Com relação ao sentido de corte, durante o corte concordante, a quantidade de material removida inicialmente é maior (espessura de cavaco maior), o que provoca uma tensão máxima logo no início do corte e conseqüentemente um valor alto de temperatura. Em contraste, durante o corte discordante uma menor quantidade de material é removida no primeiro instante de usinagem (espessura do cavaco menor) provocando uma temperatura momentaneamente inferior à obtida durante o corte concordante. Entretanto, à medida que o corte prossegue a espessura do cavaco vai aumentando e a temperatura também irá aumentar. Desta forma, ao final de um mesmo percurso de usinagem espera-se que os valores médios de temperatura, entre o corte discordante e concordante, sejam próximos. Porém, uma variação no desgaste da ferramenta pode alterar este resultado.

Sato et al. (2007) estudaram o comportamento da temperatura de fresamento mediante a variação do sentido de corte. Os resultados mostraram que o fresamento no sentido discordante induz a temperaturas inferiores à usinagem no sentido concordante. Tal fato ocorreu sob todas as condições de usinagem (Figura 2.28).

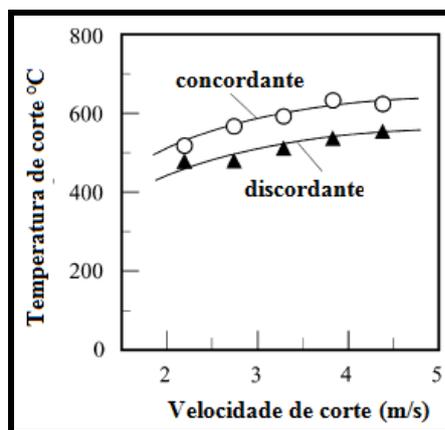


Figura 2.28: Distribuição da temperatura de fresamento no sentido de corte concordante e discordante
Fonte: Sato et al., 2007 (adaptada)

Toh (2005) também estudou a influência do sentido de corte na temperatura de usinagem, porém durante o fresamento do aço AISI H13. O autor constatou que o sentido de corte possui pouca influência sobre a temperatura de usinagem, embora os resultados indicassem uma ligeira redução na temperatura do cavaco quando o fresamento discordante foi utilizado. Por

outro lado, a variação das condições de usinagem se mostrou como principal fator para a variação da temperatura do cavaco.

Outro aspecto a se destacar é a influência do fluido de corte sobre a temperatura de usinagem. Vieira et al. (2001) estudaram a capacidade de refrigeração de diferentes fluidos de corte durante a usinagem do aço AISI 8640. A temperatura de corte foi medida pelo método termopar ferramenta/peça. Os resultados mostraram que durante a usinagem a seco a temperatura de corte foi maior. Além disso, para velocidades de corte mais baixas ($v_c \leq 110$ m/min), o fluido de corte semissintético apresentou maior capacidade de refrigeração seguido por fluidos sintéticos e finalmente pela emulsão. Por outro lado, a emulsão se mostrou melhor quando a velocidade de corte foi superior a 110 m/min. Os autores salientam que dois fatores devem ser considerados para capacidade de refrigeração de um fluido de corte: a capacidade de dissipar o calor e a capacidade de reduzir o coeficiente de atrito entre a peça e a ferramenta (Figura 2.29).

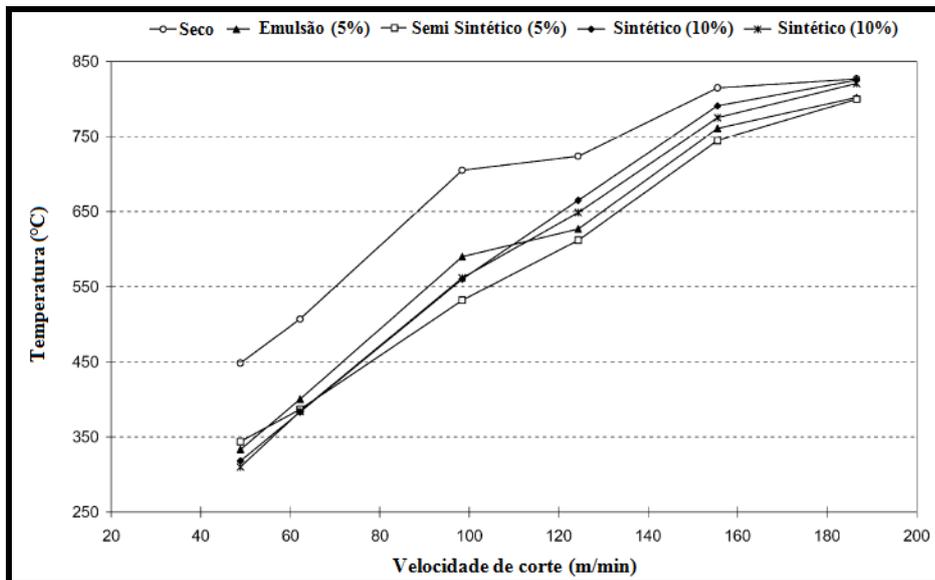


Figura 2.29: Efeito do fluido de corte sobre a temperatura de usinagem
Fonte: Vieira et al., 2001 (adaptada)

Entretanto, Kang et al. (2008) mostraram que ferramentas revestidas apresentam melhor desempenho no fresamento a seco do que com fluido de corte. Segundo os autores, devido à refrigeração característica do fluido de corte a ferramenta sofre fadiga térmica intensa e o desgaste da ferramenta pode aumentar consideravelmente.

2.5 Considerações Parciais

Desde a primeira publicação realizada por Taylor em 1907, a temperatura de usinagem tem sido tema de muitos trabalhos científicos e vários autores buscaram compreender a forma como o calor é gerado na interface ferramenta/peça. Para este fim, técnicas para a medição de temperatura foram propostas e dentre elas, as que demonstraram melhor resultado nos processos de usinagem foram termopar inserido na ferramenta, termopar ferramenta/peça e radiação infravermelha. Atualmente, estas são as técnicas mais empregadas para esta finalidade

Cada técnica tem sido empregada de acordo com a sua adequação ao processo. No torneamento, por exemplo, todos estes métodos podem ser empregados sem muitas restrições. Entretanto, alguns dos métodos possuem limitações quando empregados no fresamento e um exemplo disso é o termopar inserido na ferramenta, cuja rotação da fresa inibe seu emprego.

Nas últimas décadas, muitos autores têm buscado compreender a distribuição de calor na interface ferramenta/peça por meio da simulação numérica. Porém, esta metodologia inicialmente empregada no estudo da conformação dos materiais ainda necessita ser aprimorada para as operações de usinagem, principalmente com relação aos critérios de danos, de separação de nós, remalhagem e de coeficiente de atrito. Em muitas situações a simulação do corte ortogonal é empregada. Quando o corte ortogonal é utilizado para simular o fresamento muitas simplificações são feitas, o que torna a simulação menos exata.

Neste contexto, alguns pontos relacionados ao estudo da temperatura de usinagem merecem ser destacados:

- O correto mecanismo de geração de calor ainda não foi determinado e um dos motivos é a dificuldade de se estabelecer o que realmente ocorre na zona de aderência onde o fluxo de calor é intenso. Os atuais métodos empregados para explorar a geração de calor ainda se limitam a algumas suposições;
- Os métodos experimentais ainda são limitados à identificação da correta temperatura na interface ferramenta/peça. Entretanto, eles permitem a obtenção de um valor médio

de temperatura, que é fundamental para o controle do processo e na pesquisa de novos materiais;

- A medição da temperatura durante o corte contínuo possui menos restrições em comparação ao fresamento e por isso é mais detalhada. Entretanto, não se pode afirmar que seja um estudo consolidado, pois diante do surgimento de novos materiais e novas tecnologias para revestimento de ferramentas novas pesquisas sempre serão necessárias;
- A medição da temperatura no fresamento é mais complexa, fato que leva a um menor número de publicações nesta área, demonstrando que ainda há espaço para novos avanços, principalmente quanto a melhor adequação das técnicas de medição de temperatura durante o fresamento.
- A inovação dos métodos experimentais de aquisição de temperatura é indispensável para se acompanhar o processo evolutivo da usinagem e dar suporte para novos avanços. Sem dúvida com o auxílio da tecnologia (tanto como o uso de microcontroladores), a confiabilidade das medições pode ser aumentada.
- A modelagem numérica tem permitido analisar o comportamento da temperatura na interface ferramenta/peça principalmente durante o corte ortogonal. Muitos estudos estão se direcionando para a abordagem dos métodos numéricos, movidos principalmente pelo desenvolvimento dos pacotes de elementos finitos. Esta metodologia ainda necessita ser desenvolvida para ser melhor empregada durante o fresamento. Além disso, o método numérico para ser validado necessita ter seus resultados comparados com os testes realizados experimentalmente.

3 PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL

Este capítulo tem a finalidade de descrever todos os materiais e equipamentos, assim como os procedimentos e planejamentos empregados ao longo do trabalho. O trabalho foi executado no Laboratórios de Usinagem e Automação e no laboratório de Automação e Controle do Departamento de Engenharia Mecânica. Ambos os laboratórios estão situados na Escola de Engenharia da Universidade Federal de Minas Gerais – UFMG.

3.1 Materiais

O material empregado como corpo de prova foi o aço ABNT D2, com dimensões de 270x210x70 mm. Classificado como aço ferramenta, este material é indicado para fabricação de moldes e matrizes por possuir uma excelente combinação entre resistência mecânica e resistência ao desgaste. A dureza média do aço é 180 HV, obtida após seis medições realizadas com um durômetro de rebote Time modelo TH130. A Tabela 3.1 apresenta a faixa de composição química básica para este aço.

Tabela 3 1. Composição química do aço ABNT D2

| Elemento | % em peso |
|-----------------|------------------|
| C | 1,4 - 1,6 |
| Mn | 0,10 – 0,60 |
| P | 0,030 |
| S | 0,030 |
| Si | 0,10 – 0,60 |
| Cr | 11,0 – 13,0 |
| V | 0,7 -1,2 |
| W | 0,50 -1,10 |

Fonte: Gerdau, 2003

A ferramenta de corte utilizada foi uma fresa topo reto com dois dentes e diâmetro de 25 mm Sandvik Coromant, classe R390-025A25-17L. Neste suporte foram montados os insertos de metal duro Sandvik Coromant da classe R390-17 04 08M-PM 1025 equivalente a classe ISO M15. Estes insertos possuem cobertura TiCN+TiN depositada pelo processo PVD, são

destinados a fresamento leve e médio de aços. A Figura 3.1 mostra o detalhe da seção transversal dos insertos.

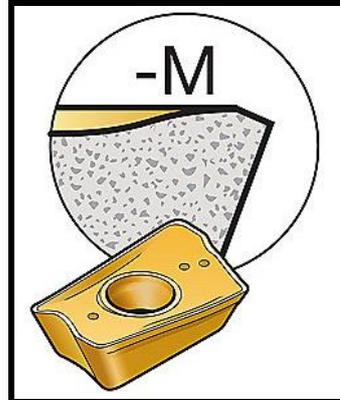


Figura 3.1: Inserto de metal duro Sandvik da classe R390-17 04 08M-PM 1025
Fonte: Sandvik Coromant, 2011

Para avaliar a influência do revestimento sobre a temperatura de fresamento, foram testados insertos de metal duro Sandvik Coromant da classe R390-17 04 08M-PM 4230 classe M15. Estes insertos possuem cobertura de $Ti(C,N)+Al_2O_3+TiN$ depositado pelo processo MT-CVD.

Para a construção do sistema de aquisição de temperatura empregado nos métodos do termopar ferramenta/peça e termopar inserido na ferramenta foi necessário a utilização de quatro componentes básicos, quais sejam, um circuito de aquisição de dados, microcontrolador, um transmissor sem fio (*bluetooth*) e um sensor.

3.1.1 Circuito de aquisição de dados

A finalidade do circuito de aquisição é condicionar e digitalizar o sinal de saída do termopar, de modo a possibilitar que a medição deste sinal seja a mais exata e eficaz possível. Para a construção deste circuito foram adquiridos uma série de componentes. A Tabela 3.2 apresenta a lista destes componentes bem como suas respectivas quantidades.

Tabela 3.2: Componentes utilizados para a construção do circuito de aquisição de dados

| Descrição do componente | Código | Quantidade |
|--------------------------------------------|---------|------------|
| Compensador de junta fria (CI) | LT1025 | 1 |
| Amplificador operacional (CI) | LTC1025 | 1 |
| Regulador de tensão (CI) | LT1019A | 1 |
| Conversor analógico digital (CI) | LTC1091 | 1 |
| Resistor de precisão 0,1% de 1k Ω | | 1 |
| Resistor de precisão 0,1% de 178k Ω | | 1 |
| Resistor de precisão 1% de 3,4k Ω | | 1 |
| Resistor de 47 Ω | | 1 |
| Resistor de 20k Ω | | 1 |
| Resistor de 10k Ω | | 1 |
| Diodo | 1N4148 | 1 |
| Capacitor de tântalo de 10 μ F | | 1 |
| Capacitor cerâmico de 1 μ F | | 2 |
| Capacitor cerâmico de 0,1 μ F | | 3 |
| Capacitor cerâmico de 0,33 μ F | | 1 |

Dentre os componentes listados, os principais são os circuitos integrados (CIs), cuja função é condicionar e digitalizar o sinal de medição. Os CIs empregados neste trabalho têm a função de fornecer a compensação de junta fria, realizar a amplificação do sinal do termopar, garantir um valor preciso de tensão e realizar a conversão do sinal analógico para o digital. A seguir, estes CIs são apresentados de forma mais detalhada.

a) Compensador de junta fria

Os termopares medem a temperatura por meio da diferença de tensão entre dois metais com características distintas. Neste trabalho o termopar é conectado ao terminal do circuito de aquisição de dados e nesta conexão haverá a geração de outro valor de tensão. Entretanto, o compensador de junta fria melhora a exatidão da medição fornecendo a temperatura nessa junção e aplicando a correção apropriada. Como compensador de junta fria, foi utilizado o componente LT1025 produzido pela *Linear Technology*. O LT1025 foi desenvolvido para o uso com termopares do tipo E, J, K, R, S e T, operando com uma tensão de alimentação de 4 a 36V e apresentando precisão inicial de 0,5° C.

b) Amplificador operacional

A função básica do amplificador operacional é aumentar o nível da tensão de saída do termopar, ampliando-a para a faixa em que o conversor analógico-digital atua, aumentando assim a resolução e sensibilidade da medição. A utilização de amplificadores operacionais localizados perto da fonte do sinal, ou sensor, melhora a relação sinal-ruído, pois amplia o nível de tensão antes que o sinal seja afetado pelo ruído ambiental.

O amplificador operacional utilizado foi o LTC1052 da *Linear Technology*. Este componente opera com uma tensão de alimentação entre os valores de 4,75 a 16V e foi desenvolvido de forma a apresentar o menor impacto possível devido a ruídos oriundos de características construtivas do amplificador, resultando em baixa indução de erros durante a medição. O LTC1052 também apresenta oito pinos e encapsulamento DIP.

c) Regulador de tensão de precisão

A função deste CI é estabilizar a tensão de saída do circuito, mesmo havendo variações na tensão de entrada ou na corrente de saída do circuito elétrico. Desta forma, para garantir com precisão a tensão de 5V que alimenta o conversor analógico-digital, foi utilizado o CI LT1019A (*Linear Technology*). Este componente possui funcionamento simples, sendo responsável por manter estável a tensão de alimentação fornecida ao conversor analógico-digital, medida de grande importância para a garantia da precisão dos dados mensurados.

d) Conversor analógico-digital

Um conversor analógico-digital, comumente chamado de conversor A/D, é responsável por converter uma grandeza analógica, como a tensão obtida na saída de um sensor, em uma informação digital, quantificada dentro de um número finito de valores, determinado pela resolução característica do conversor em bits.

Neste trabalho, a digitalização do sinal analógico originário do termopar, foi realizada por meio de um conversor analógico-digital LTC1091 (*Linear Technology*). A resolução deste conversor é de 10 bits, tensão de alimentação de 5V e tempo de conversão de aproximadamente 20 μ s. O LTC1091 é capaz de estabelecer comunicação serial com a maioria

dos microprocessadores existentes a partir de uma interface direta de três ou quatro fios, permitindo a transmissão de até dois canais de dados. Estas características, associadas ao baixo consumo de energia deste componente, possibilitam sua utilização em aplicações remotas

3.1.2 Microcontrolador

O microcontrolador é responsável por estabelecer a comunicação serial com o conversor analógico-digital presente no circuito de aquisição de dados. Além disso, realiza a interface de recebimento e envio dos dados digitalizados para o computador por meio do módulo de transmissão *bluetooth*.

Por apresentar grande praticidade no desenvolvimento de projetos e simplicidade de programação, a plataforma Arduino Nano 3.0 apresentada na Figura 3.2 foi escolhida para realizar esta interface de comunicação. Esta plataforma utiliza o microcontrolador modelo ATmega 328.

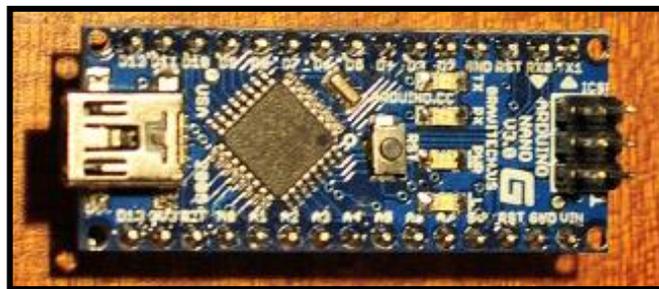


Figura 3.2: Microcontrolador Arduino Nano

O desenvolvimento do código de programação do microcontrolador, responsável por executar a comunicação serial entre o conversor analógico-digital e o Arduino, foi realizada por Campidelli (2016).

3.1.3 Transmissor sem fio

Para realizar a interface entre a placa de aquisição de dados e o computador sem a necessidade da utilização de fios, foi empregado o módulo *Bluetooth* HC-06 apresentado na Figura 3.3.

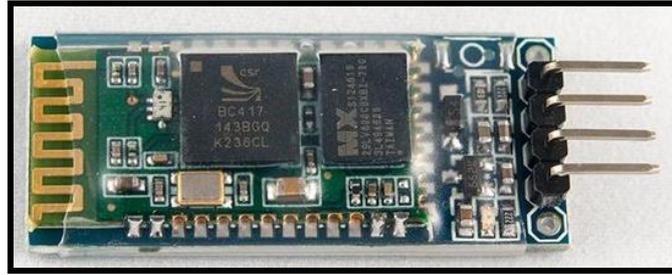


Figura 3.3: Módulo *bluetooth* HC-06

3.1.4 Sensor

Sensores podem ser definidos como dispositivos capazes de responder a estímulos físicos e/ou químicos de forma específica e mensurável analiticamente. Termopares são sensores de temperatura que utilizam como princípio de operação o efeito Seebeck. O termopar empregado durante o trabalho foi do tipo K (cromel/alumel) com diâmetro de aproximadamente 1 mm. Este termopar possui a ponta dos fios já unidas pelo processo de soldagem por resistência elétrica, formando a junta quente do sistema.

3.2 Equipamentos

Os ensaios foram executados no centro de usinagem Romi Discovery 560 (potência de 9,0 kW e rotação máxima de 7.500 rpm), equipado com comando numérico Siemens 810D (Figura 3.4).



Figura 3.4: Centro de usinagem Romi

Para implantar os termopares os furos na aresta de corte dos inserts foram realizados na máquina de eletroerosão Engemaq modelo EDM200 NC conforme ilustrada na Figura 3.5.



Figura 3.5: Máquina de eletroerosão Engemaq

Para garantir a fixação do sistema de medição na ferramenta de corte, foi confeccionado um suporte em uma impressora 3D Cliever modelo CL1 Black do laboratório de Engenharia de Polímeros e Compósitos, utilizando-se filamento plástico PLA (poliácido láctico) como matéria prima. A Figura 3.6 apresenta o modelo de impressora 3D utilizado.

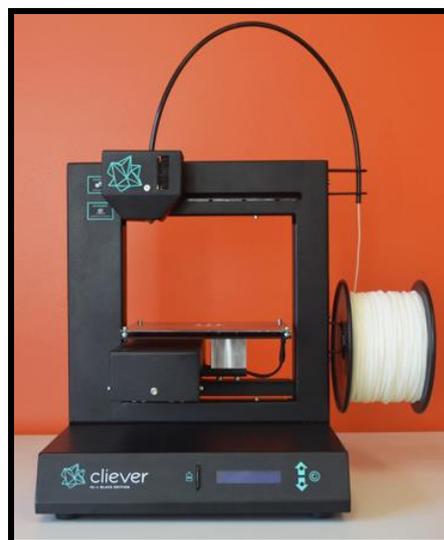


Figura 3.6: Impressora 3D Cliever CL1 Black

A calibração do termopar ferramenta/peça foi realizada em um forno para tratamento térmico Quimis do laboratório de Tratamentos Térmicos (Figura 3.7). Este forno possui revestimento interno feito de material refratário e é equipado com resistências capazes de elevar a temperatura interior a valores acima de 1000°C.



Figura 3.7: Forno para calibração do termopar ferramenta/peça

Para a determinação o valor do coeficiente de atrito empregado durante a simulação da temperatura de fresamento, foi utilizado o tribômetro Microtest, modelo MT/60/NI (Figura 3.8) do laboratório de Tribologia da UFMG. Este equipamento possui rotação máxima de 500 rpm.

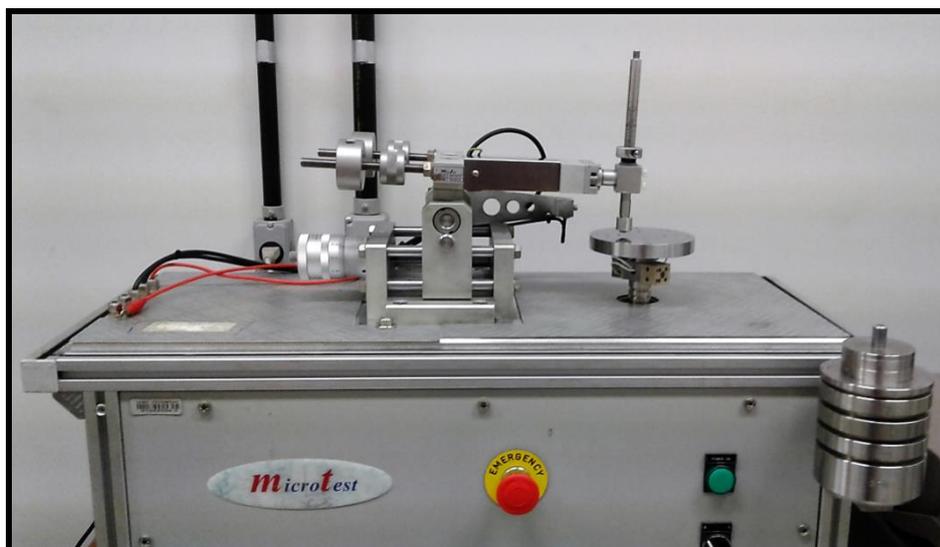


Figura 3.8: Tribômetro Microtest MT/60/NI

3.3 Metodologia

O fluxograma da Figura 3.9 mostra a sequência das atividades utilizadas para determinação da temperatura de fresamento.

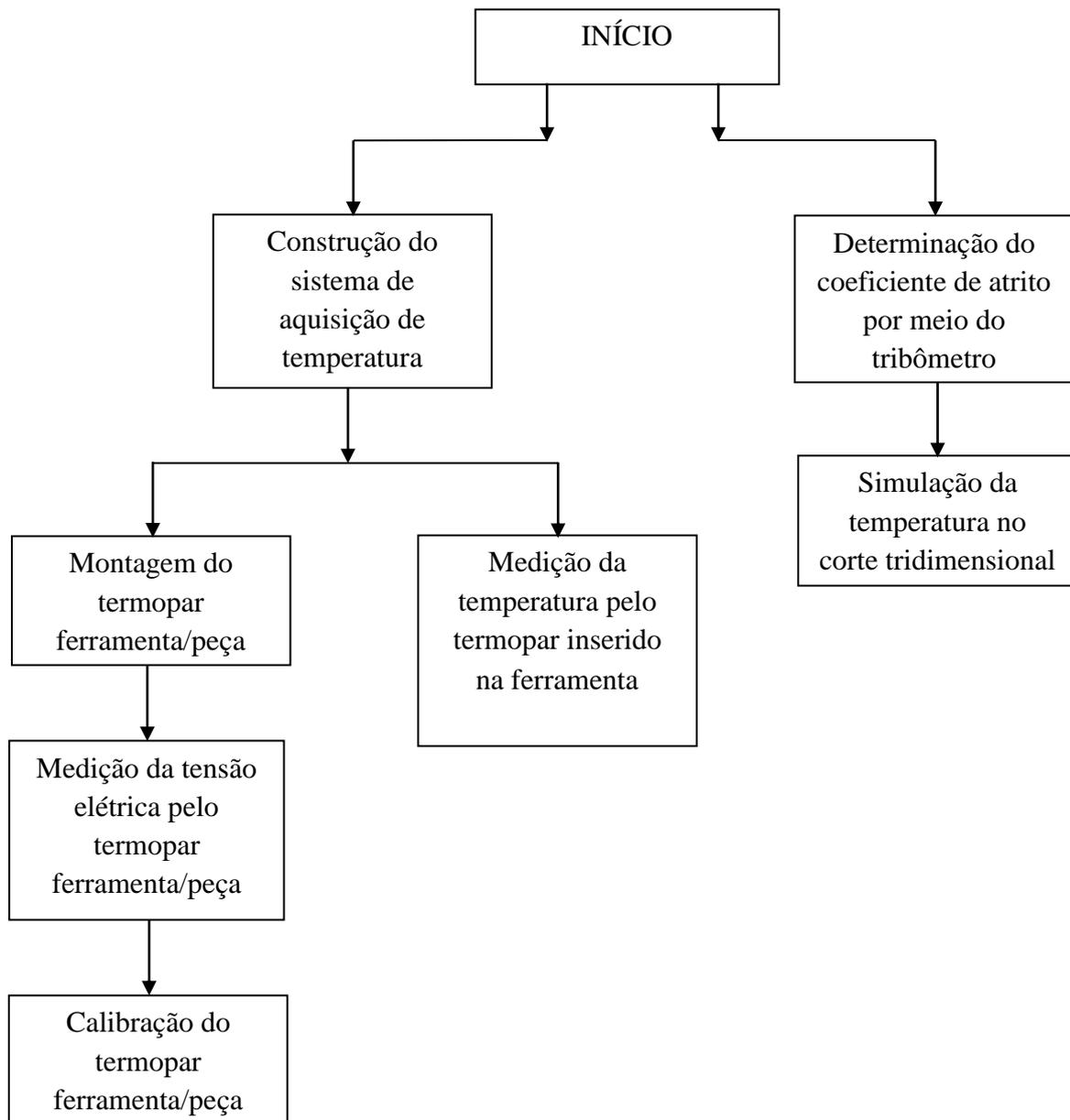


Figura 3.9: Cronograma de atividades

3.3.1 Construção do sistema de aquisição de temperatura

O sistema de aquisição de temperatura empregado neste trabalho foi utilizado tanto no método do termopar ferramenta/peça, quanto no método do termopar inserido na ferramenta. Entretanto, foi neste último que a utilização do sistema de aquisição de temperatura foi imprescindível devido à necessidade da comunicação sem fio entre o termopar e o computador.

O projeto de construção da placa do circuito impresso, teve como base o diagrama elétrico disponibilizado por Hoskins (1994). A primeira etapa deste projeto foi destinada ao desenvolvimento do layout das trilhas do circuito. Para isto, foram utilizados os *softwares* Multisim e Ultiboard, ambos da *National Instruments*. Inicialmente, o circuito demonstrado na Figura 3.10 foi desenhado no Multisim, associando as respectivas características físicas (*footprints*) a cada um dos seus componentes, o que por sua vez, torna mais fácil o posterior projeto da placa de circuito impresso (PCB-*printed circuit board*).

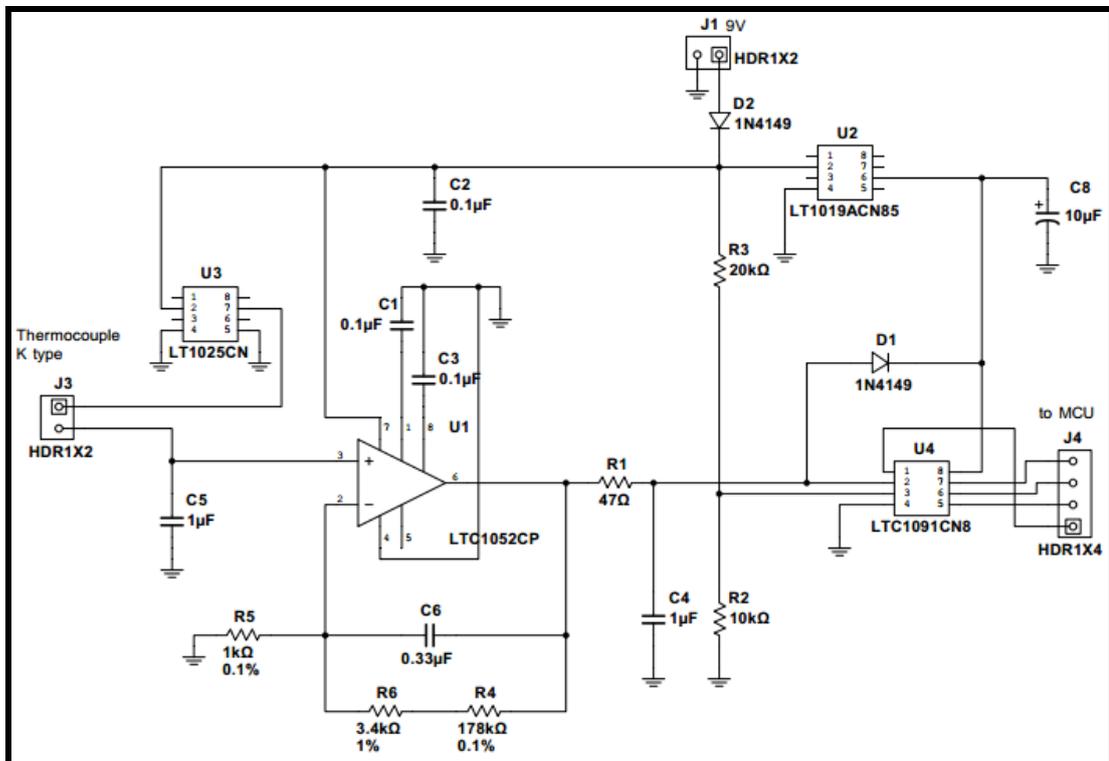


Figura 3.10: Circuito de aquisição de dados

Fonte: Hoskins, 1994

Este desenho foi transferido para o *software* Ultiboard, onde foi realizado o posicionamento dos componentes do circuito sobre a placa e posterior roteamento das trilhas de cobre que estabelecem a conexão elétrica entre seus terminais. Os componentes foram posicionados de forma a reduzir o tamanho da placa o máximo possível, tendo em vista a proposta de aplicação do sistema de medição ao processo de fresamento.

Foram utilizadas duas camadas de trilhas, reduzindo a necessidade de *jumpers*, sendo atribuída à camada inferior o plano de terra (*ground*). O valor da largura das trilhas foi arbitrado levando-se em consideração o fato de que a placa seria fabricada de forma caseira, onde a transferência de trilhas muito finas para o cobre é difícil, porém trilhas muito grossas aumentariam o seu tamanho, o que também não é interessante.

Desta forma, visando uma menor resistência elétrica nas trilhas referentes a alimentação do circuito, foi adotada uma largura de 0,7 mm para esta e 1,5 mm para as demais. Além da otimização do tamanho da placa, a minimização do ruído também foi considerada como parâmetro construtivo durante as etapas de realização deste projeto. A Figura 3.11 apresenta o projeto da placa ainda na interface do *software* Ultiboard e sua pré-visualização tridimensional pode ser vista na Figura 3.12.

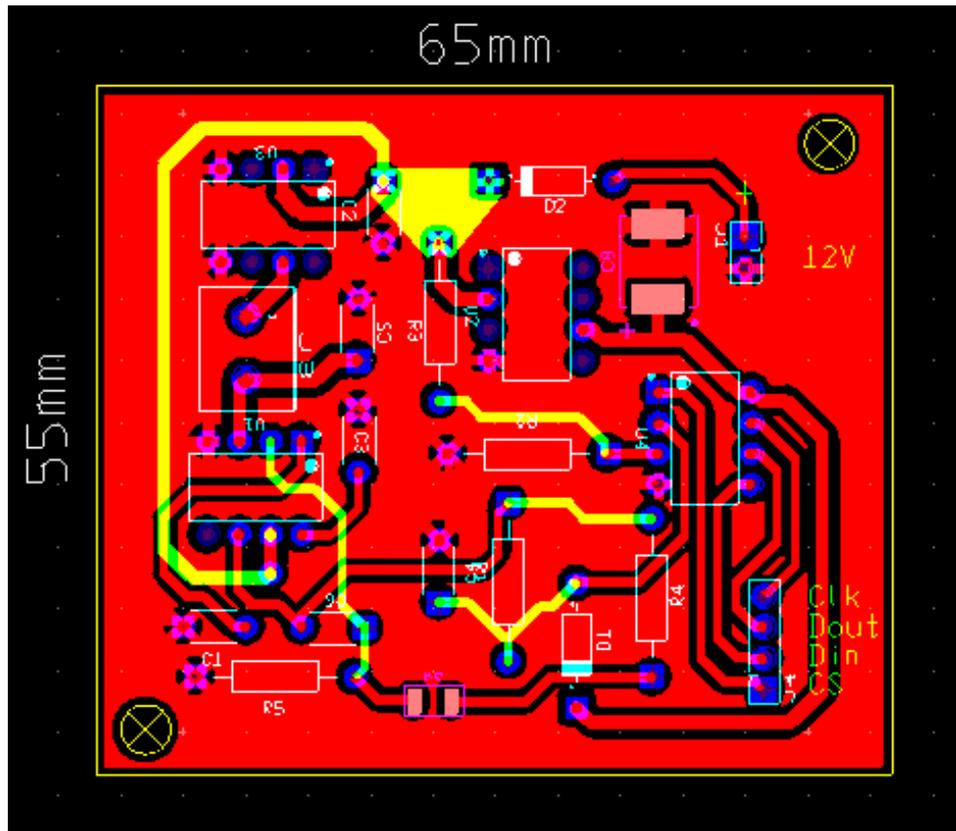


Figura 3.11: Projeto da placa de circuito impresso para aquisição de dados

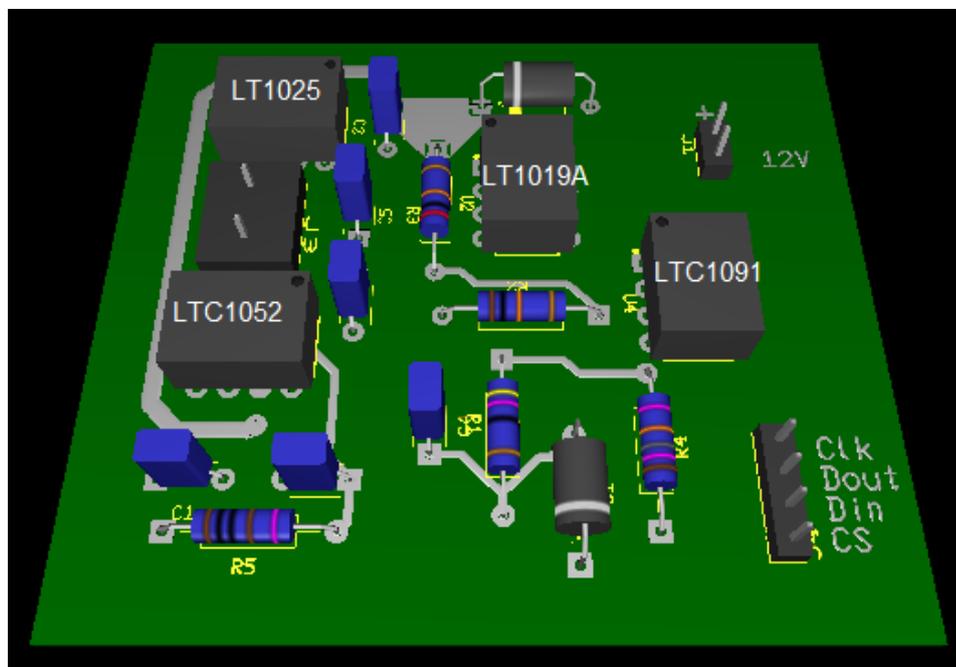


Figura 3.12: Pré-visualização tridimensional da placa de circuito impresso

O *layout* projetado foi então impresso em papel fotográfico e transferido termicamente para uma placa com revestimento de cobre e de dimensões iguais às apresentadas na Figura 3.11. Após a transferência do *layout* para a placa, esta foi banhada em uma solução de água e

percloroeto de ferro, onde ocorreu a corrosão do cobre exposto, dando forma às trilhas do circuito projetado. Posteriormente esta placa foi limpa e envernizada e o resultado obtido pode ser visto na Figura 3.13.

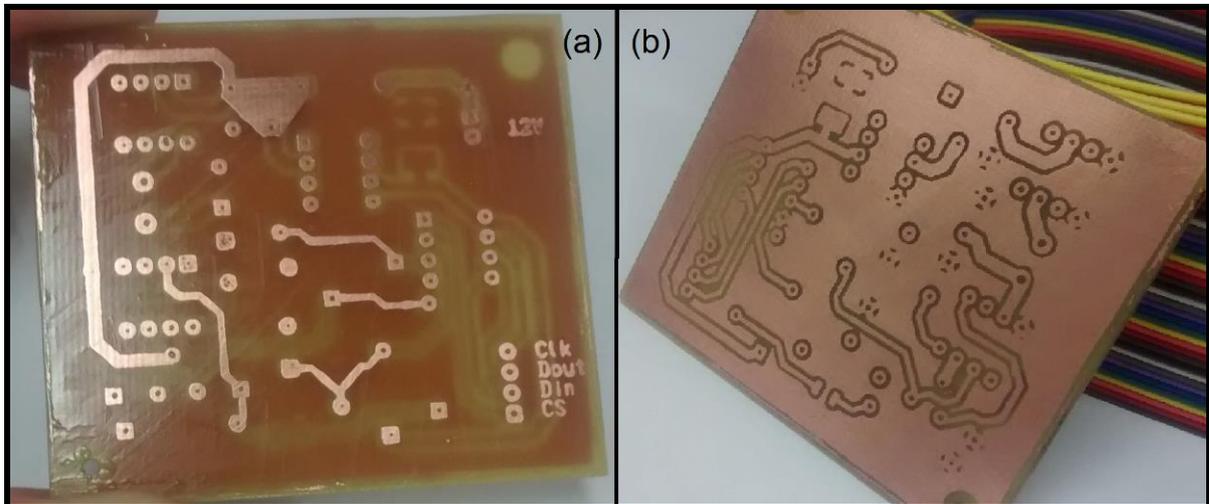


Figura 3.13: Placa após a transferência do layout do circuito impresso: a) frente b) verso

A placa de circuito impresso foi então furada com o auxílio de uma micro retificadora, nos pontos referentes aos terminais de conexão dos componentes, permitindo o posterior posicionamento e soldagem destes e dando fim, desta maneira, ao processo de construção do circuito de aquisição de dados. A Figura 3.14 apresenta a placa, responsável pela aquisição de dados do sistema de medição.

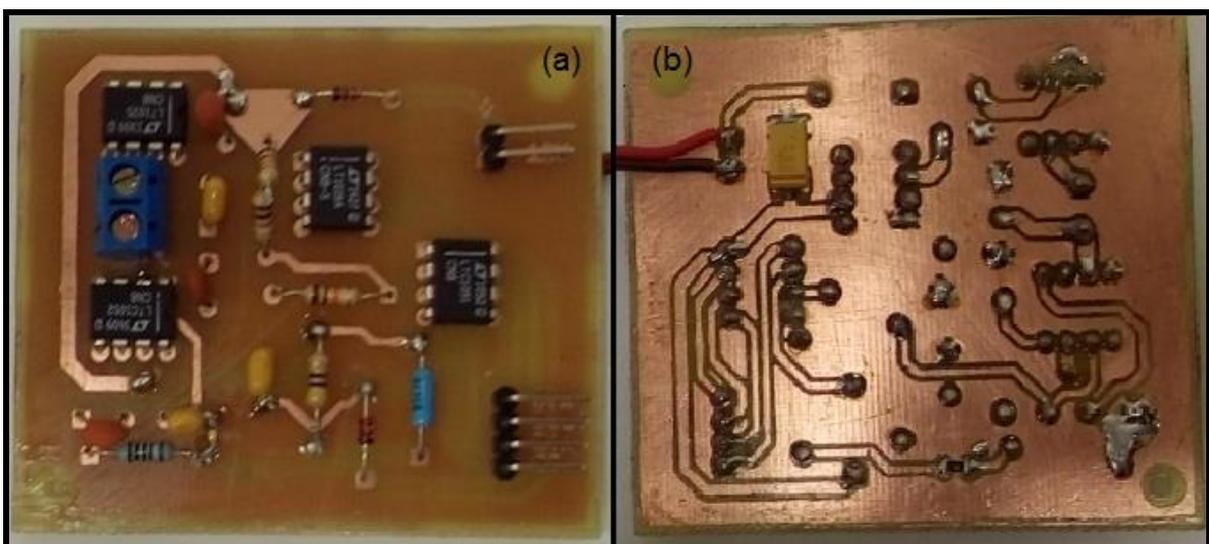


Figura 3.14: Placa do circuito de aquisição de dados: a) frente b) verso

De posse dos módulos constituintes do sistema de medição, estes foram conectados entre si, como apresentado na Figura 3.15. Respeitando o padrão do microcontrolador Arduino Nano em relação à comunicação SPI, seus pinos digitais 10, 11, 12 e 13 foram ligados aos terminais CS, D_{in}, D_{out} e CLK, do circuito de aquisição de dados, respectivamente. Uma bateria foi utilizada para alimentar paralelamente o circuito de aquisição de dados e o microcontrolador Arduino Nano, que por sua vez, forneceu a tensão de alimentação para o módulo *bluetooth* a partir do pino 5V.

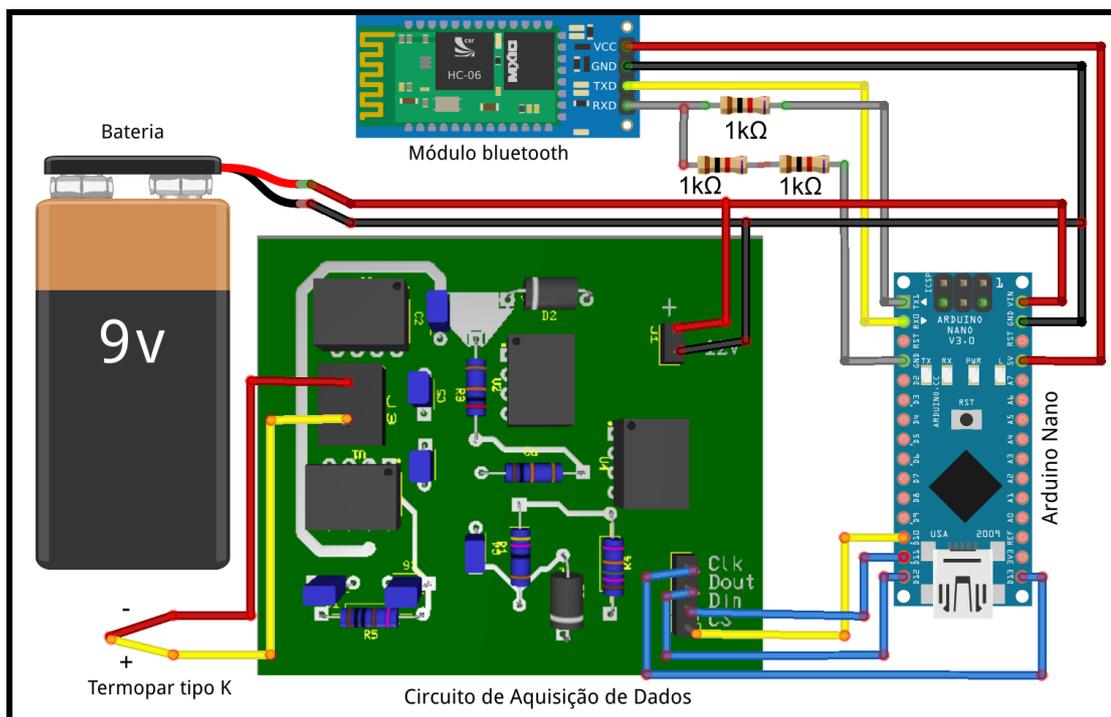


Figura 3.15: Diagrama para construção do sistema de aquisição de temperatura

É importante salientar que há um atraso de 2 ms ao final da estrutura de repetição, forçando o microcontrolador a aguardar este tempo antes de uma nova solicitação de dados. A Tabela 3 apresenta o número de amostras por segundo em função do número e atraso.

Tabela 3.3: Número de amostras por segundo obtidas em função do atraso

| Atraso | Número de amostras por segundo |
|--------|--------------------------------|
| 0 | 980 |
| 1 | 730 |
| 2 | 450 |

Levando em consideração a literatura consultada, procurou-se uma taxa de amostragem próxima ao valor de 500 medições por segundo, dado que um valor demasiadamente elevado não é interessante devido ao risco da digitalização de pontos repetidos do sinal de medição e consequente repetição de valores mensurados. Desta maneira, utilizou-se o valor de 2ms no algoritmo implementado.

Finalmente, a Figura 3.16 mostra a maneira como foi realizada as conexões entre os o circuito de aquisição de dados, o microcontrolador Arduino Nano e o módulo *bluetooth*, que foram conectados entre si por meio de fios de cobre.

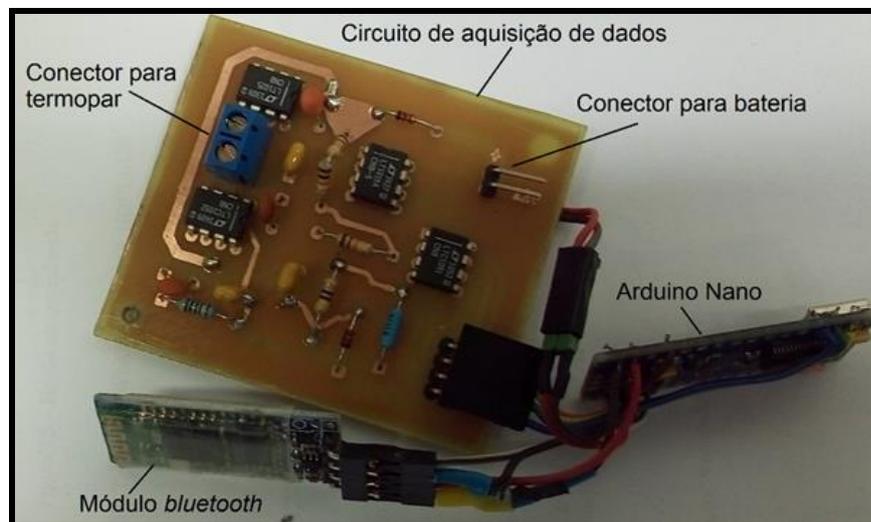


Figura 3.16: Componentes utilizados na na construção do sistema de aquisição de temperatura

A conversão dos valores de tensão gerados no termopar foi realizada no *software Microsoft Excel*, após o recebimento dos dados pelo computador, a partir do polinômio de linearização do termopar tipo K. Segundo Burns et al. (1993), a relação entre a tensão oriunda do termopar (E), em mV, e a temperatura medida (T), em °C, é dada por um polinômio de ordem n , da forma:

$$T = c_0 + c_1 E + c_2 E^2 + \dots + c_n E^n \quad 1)$$

Os coeficientes da equação (1) para termopares do tipo K estão apresentados na Tabela 3.4, considerando uma faixa de temperatura de 0 a 500° C.

Tabela 3.4: Coeficientes para termopares do tipo K

| Coeficientes | Valores |
|----------------|----------------------------|
| C ₀ | 0,000000×10 ⁰ |
| C ₁ | 2,508355×10 ¹ |
| C ₂ | 7,860106×10 ⁻² |
| C ₃ | -2,503131×10 ⁻¹ |
| C ₄ | 8,315270×10 ⁻² |
| C ₅ | -1,228034×10 ⁻² |
| C ₆ | 9,804036×10 ⁻⁴ |
| C ₇ | -4,413030×10 ⁻⁵ |
| C ₈ | 1,057734×10 ⁻⁶ |
| C ₉ | -1,052755×10 ⁻⁸ |

Fonte: Burns et al., 1993

Desta forma, a temperatura de fresamento medida durante os ensaios foi calculada a partir da equação (1), em conjunto com os coeficientes listados na Tabela 3.4.

3.3.2 Parâmetros de corte empregados nos testes experimentais

Os parâmetros de corte apresentados na Tabela 3.5, são referentes aos testes experimentais de fresamento. As velocidades de corte escolhidas foram as mesmas empregadas durante a simulação numérica. Entretanto, o tribômetro empregado para determinar o coeficiente de atrito utilizado como parâmetro de entrada das simulações permitiu uma velocidade máxima de 105 m/min, devido a seu limite de 500 rpm. Por este motivo as velocidade de corte de 60 m/min e de 90 m/min foram escolhidas. Por sua vez, a velocidade de corte de 180 m/min foi escolhida segundo instruções do catálogo do fabricante (SANDVIK COROMANT, 2011) levando-se em conta as características da fresa e das pastilhas utilizadas. Além disso, foi realizada uma réplica para cada condição de usinagem, o que gerou um total de 72 testes. Outros 12 testes (incluído réplicas) foram realizados com o intuito de analisar o efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento. A ordem de realização dos testes foi definida aleatoriamente por meio do *software* Minitab.

Tabela 3 5: Parâmetros de corte empregados nos testes experimentais da ferramenta

| Parâmetros de corte | |
|---------------------------------------|--------------------------|
| Velocidade de corte - v_c (m/min) | 60; 90; 180 |
| Avanço - f (mm/rev) | 0,1; 0,2; 0,3 |
| Profundidade de usinagem - a_p (mm) | 1; 2 |
| Penetração de trabalho - a_e (mm) | 12,5; 25 |
| Sentido de corte | Concordante; discordante |

Para avaliar o efeito do revestimento sobre a temperatura de fresamento, foram realizados mais 6 ensaios (incluindo réplicas), com o inserto recoberto por $Ti(CN)+Al_2O_3+TiN$. Esta análise foi realizada apenas pelo método do termopar inserido na ferramenta pois a presença do Al_2O_3 como primeira camada do inserto classe impediu a sua calibração. Por outro lado, a influência do desgaste da ferramenta sobre a temperatura de fresamento foi analisada apenas pelo método do termopar ferramenta/peça e empregando o inserto da classe Sandvik Coromant 1025. Além disso, a troca dos insertos foi realizada obedecendo como critério um volume de $6,6\text{ cm}^3$ de material removido.

3.3.3 Medição de temperatura de fresamento pelo método termopar ferramenta/peça

Para a medição da temperatura baseando-se em um termopar formado pela peça e ferramenta foi necessário isolar eletricamente estes dois componentes de toda a estrutura da máquina ferramenta. Desta forma, a peça foi colocada sobre uma placa de *nylon*, enquanto a haste da fresa foi recoberta por uma película de tinta para isolá-la a partir do mandril. A tinta utilizada é um produto da empresa Weg SA a base de poliuretano e é aplicada em locais onde se requer elevada resistência térmica. Além disso, na haste da fresa foi colocada uma escova de grafite, conforme é mostrado na Figura 3.17.

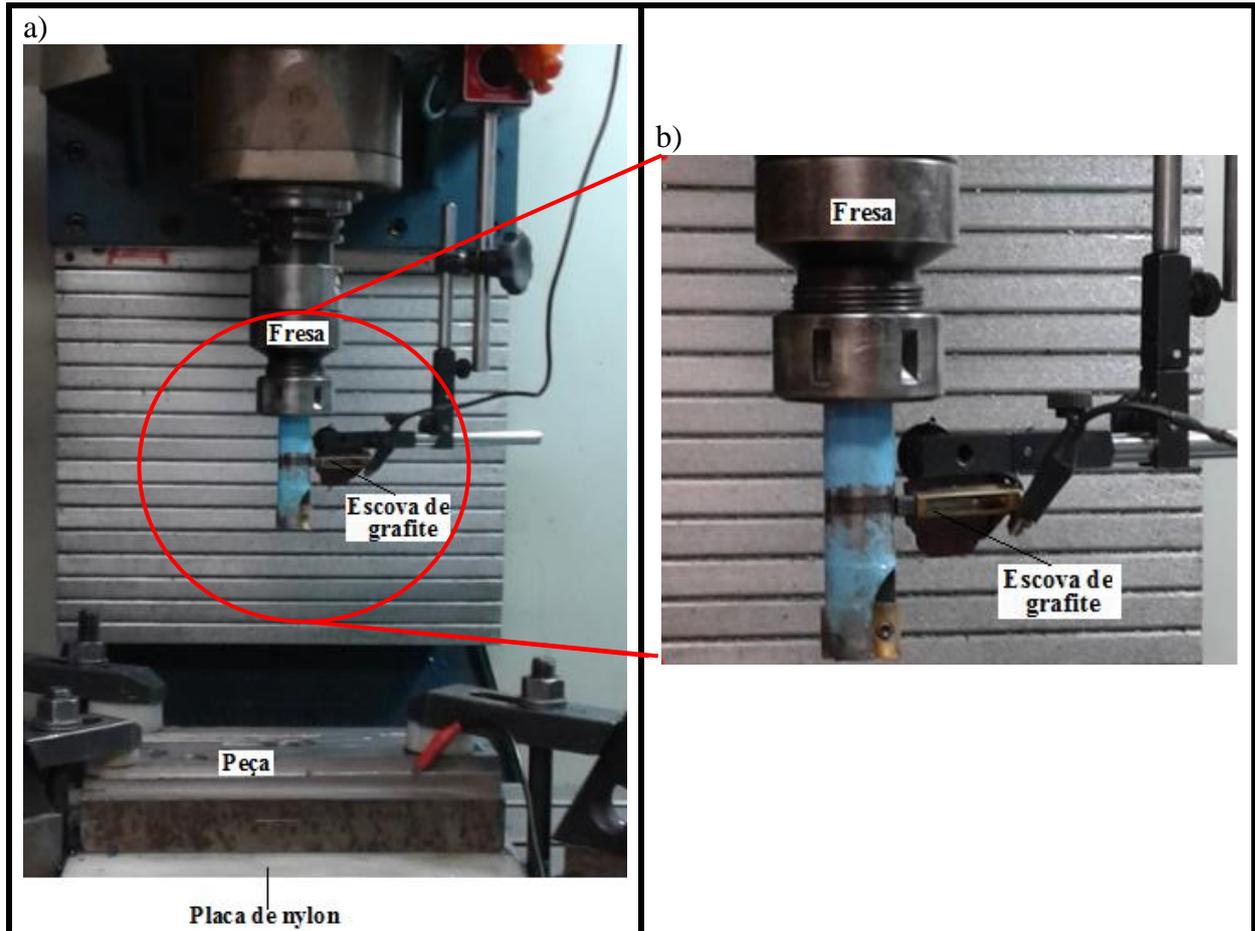


Figura 3.17: Sistema de medição termopar ferramenta/peça: a) fixação e isolamento da peça e ferramenta b) detalhe da escova de grafite e da fresa

A aquisição do sinal de tensão foi possível conectando um fio à peça e outro à escova de grafite que estava em contato com a fresa. Ambos os fios foram ligados ao sistema de aquisição de dados (Figura 3.18).

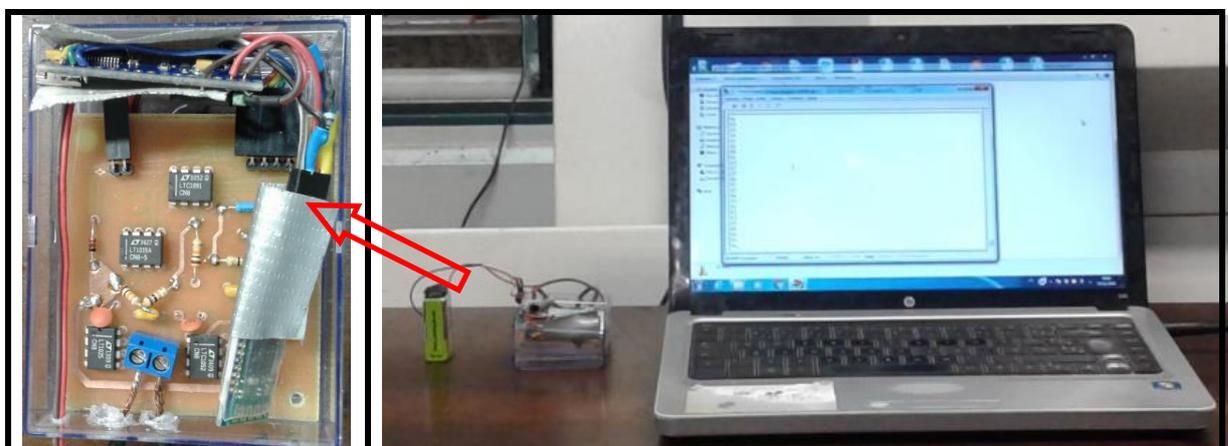


Figura 3.18: Sistema de aquisição de tensão

Durante os ensaios o corpo de prova foi rigidamente fixado à mesa da máquina ferramenta por meio de fixadores apropriados.

3.2.3.1 Calibração do termopar ferramenta/peça

Para realizar a calibração foi criado um termopar ferramenta/peça consituído pelos mesmo materiais empregados durante os testes de fresamento (Figura 3.19). Dois fios de cobre com 2 mm de diâmetro foram inseridos, um na peça e outro no inserto. Os furos foram produzidos por meio do processo de eletroerosão.

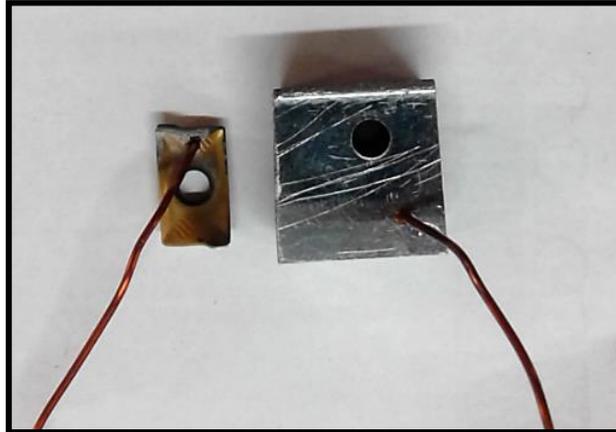


Figura 3.19: Termopar ferramenta/peça

O par ferramenta/peça foi unido empregando um parafuso, após a montagem o termopar foi colocado dentro do forno, conforme mostra a Figura 3.20, e os fios de cobre foram ligados ao multímetro. Desta forma, com aumento da temperatura foi possível adquirir o sinal de tensão no multímetro. A temperatura máxima atingida durante a calibração foi de 550° C e sem comprometer a fixação dos fios do termopar.

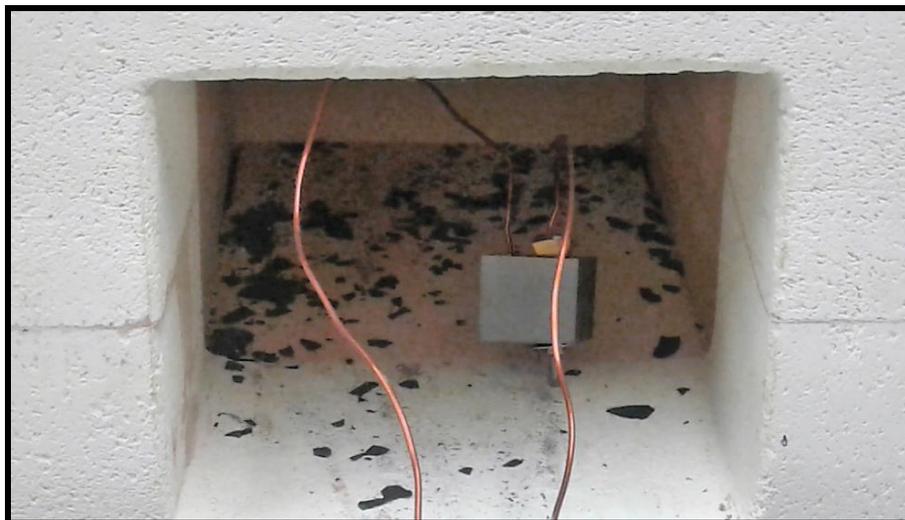


Figura 3.20: Calibração do termopar ferramenta/peça

O sistema composto por placa de aquisição de dados, Arduino nano e *bluetooth* também foi empregado durante a calibração. A manutenção do mesmo sistema permite uma maior confiabilidade na análise dos dados após o procedimento de calibração. A Figura 3.21 mostra a curva de calibração que possui um coeficiente de correlação de 0,9965. Isto indica que existe alta correlação entre os dados de tensão e as temperaturas medidas.

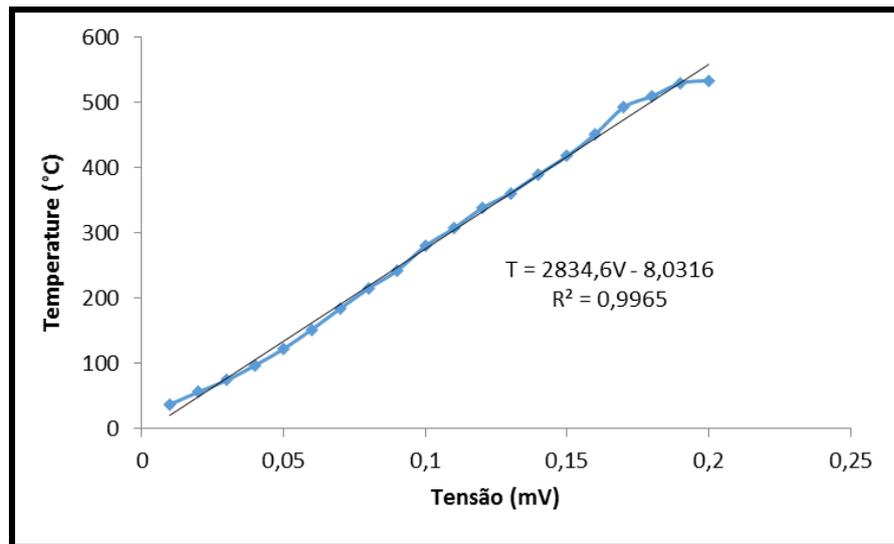


Figura 3.21: Curva de calibração do termopar ferramenta/peça

3.3.4 Medição da temperatura de fresamento utilizando o termopar inserido na ferramenta

A medição da temperatura no interior da ferramenta empregando um termopar foi possível por meio de uma conexão sem fio entre o termopar e o computador de aquisição de dados. Para isto, o sistema de medição desenvolvido foi integrado ao porta ferramenta por meio de um suporte confeccionado pelo processo de manufatura aditiva. Este suporte foi projetado de forma bipartida, sendo composto por duas metades que são unidas com o auxílio de parafusos. Sua geometria interna foi definida de forma a possibilitar um encaixe com a fresa, facilitando sua fixação. Para o posicionamento do sistema de medição foram feitos dois compartimentos laterais, localizados em lados opostos, sendo um deles destinado à bateria que se conectará ao sistema de medição, localizado no outro compartimento, por meio de fios. A Figura 3.22 apresenta o desenho do suporte projetado, cujas dimensões são mostradas na Figura 3.23.

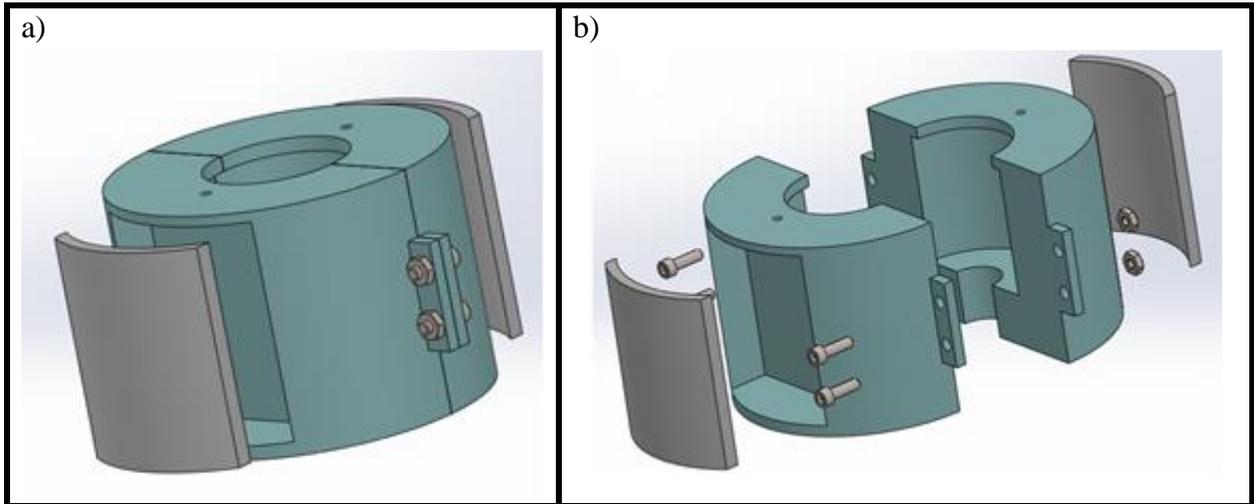


Figura 3.22: Suporte projetado para fixação do sistema de medição: a) montagem; b) vista explodida

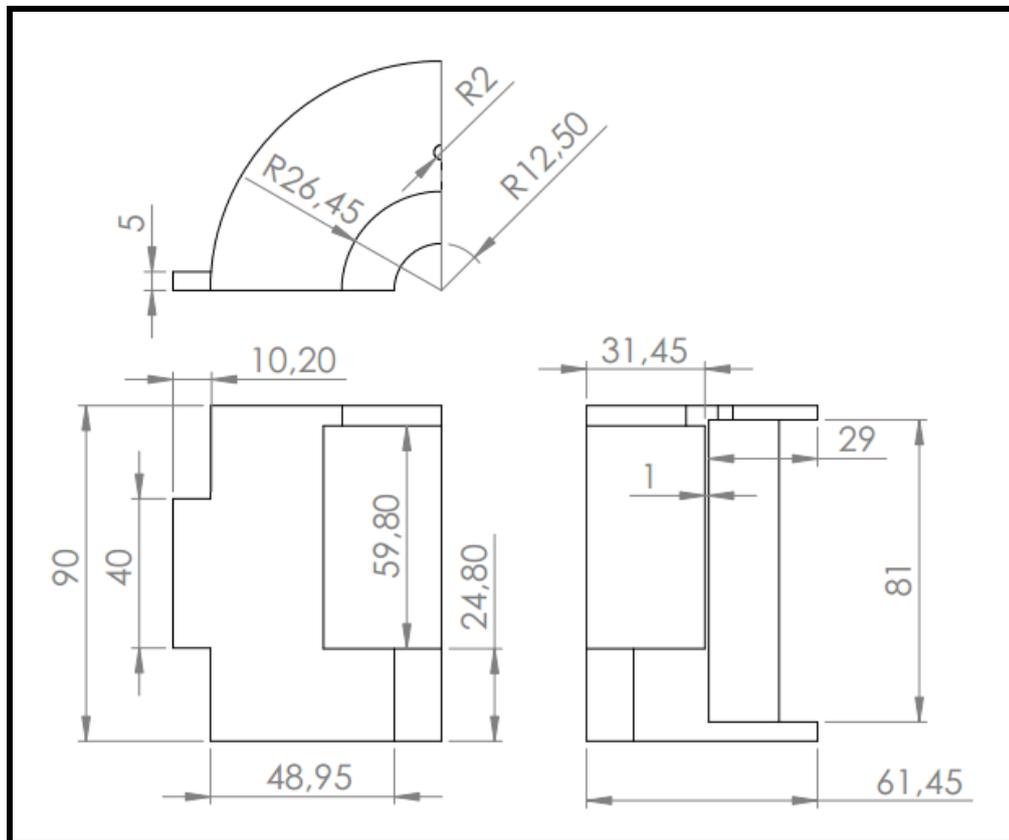


Figura 3.23: Dimensões em milímetros de uma das metades do suporte projetado

Com o suporte confeccionado o sistema de aquisição de temperatura foi inserido a ele e na placa de aquisição de dados foi conectado o fio do termopar, que por sua vez estava inserido no interior do inserto (Figura 3.24), posição mantida ao longo de todos os testes para garantir o mesmo ponto de medição.

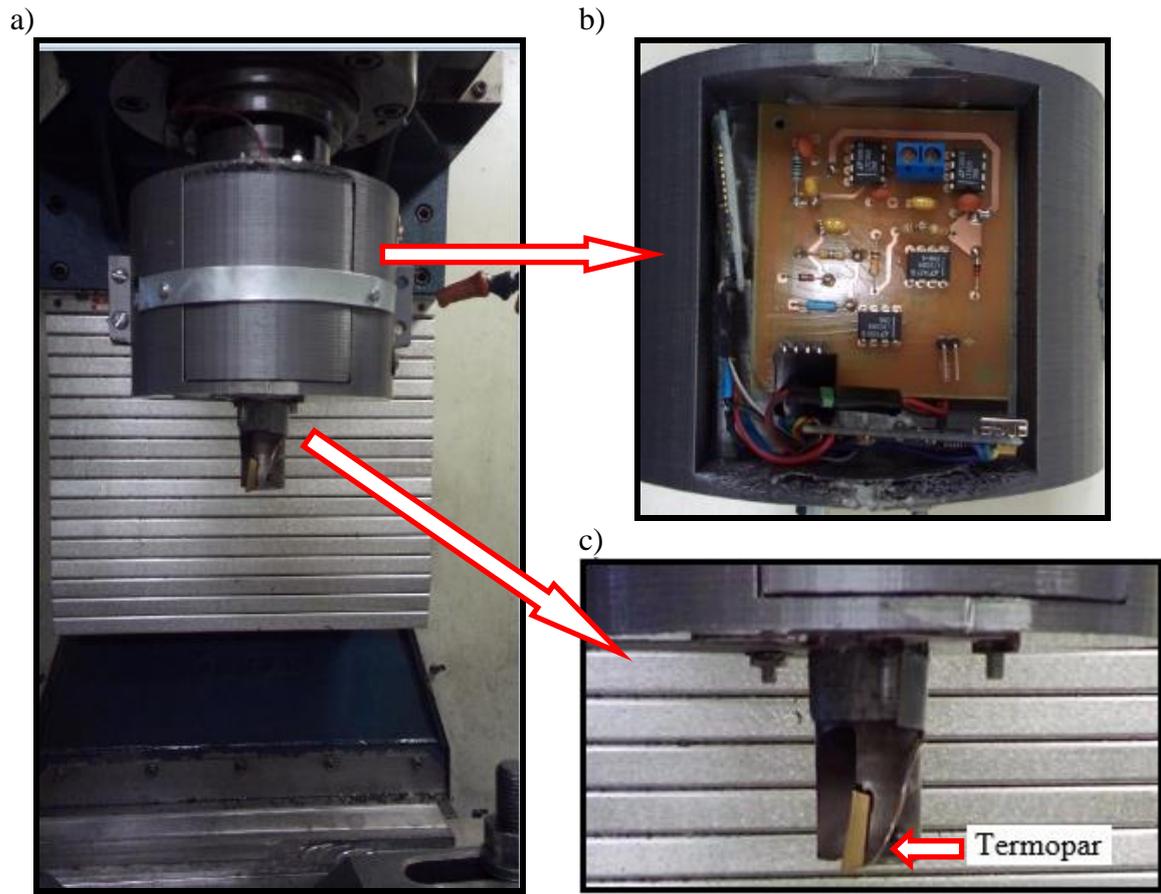


Figura 3.24: Esquema para medição da temperatura de fresamento utilizando o sensor integrado ao suporte da ferramenta: a) suporte montado sobre a fresa; b) sistema de medição no interior do suporte; c) termopar inserido no inserto

O furo próximo a aresta de corte do inserto foi realizado pelo processo de eletroerosão. Para isto, um fio de cobre de 1 mm foi utilizado como eletrodo (Figura 3.25).

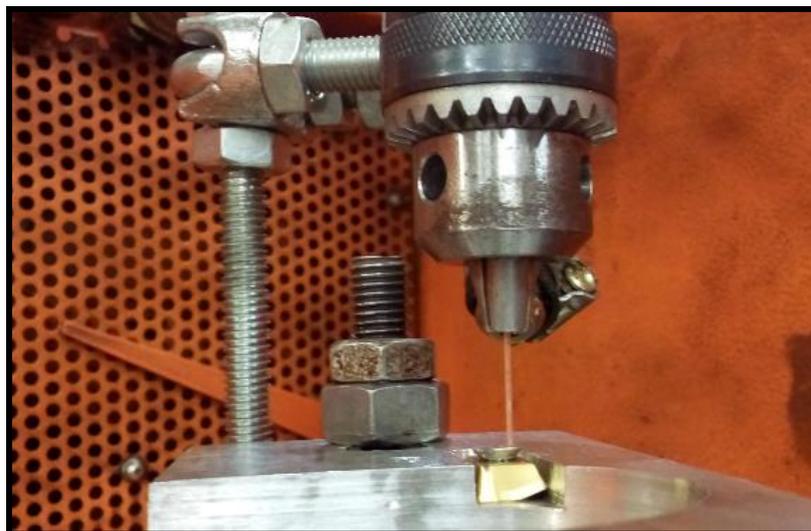


Figura 3.25: Esquema para realizar o furo do inserto por meio do processo de eletroerosão

Os furos foram realizados em 11 insertos da classe 1025 e para a análise da influência do revestimento sobre a temperatura de fresamento outro furo foi realizado no inserto da classe 4230. A Figura 3.26 ilustra o inserto com furo.

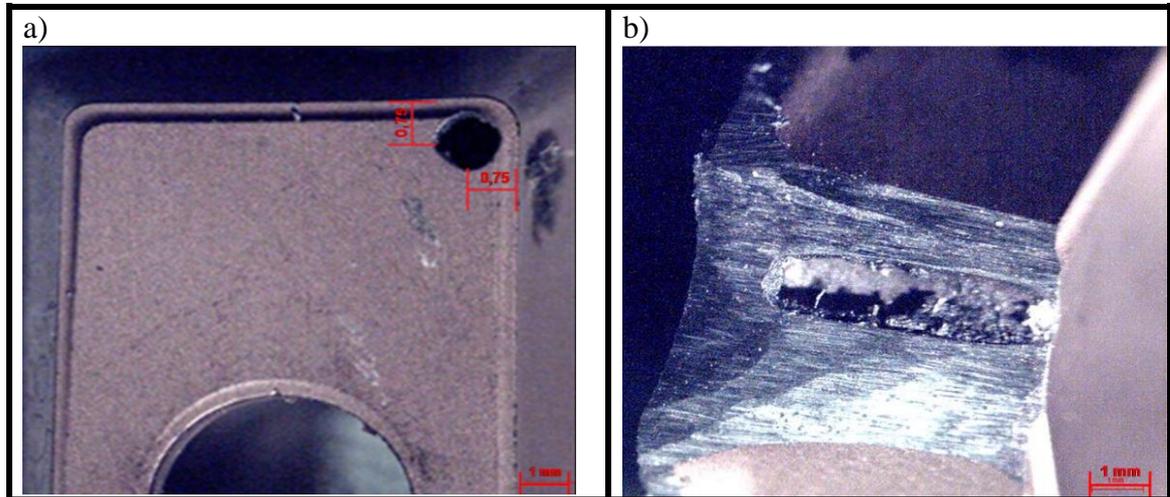


Figura 3.26: Inserto com aresta perfurada: a) vista superior, b) corte transversal

Os furos possuem profundidade de aproximadamente 3,5 mm, deixando o termopar a cerca de 1mm da superfície de saída. Por isto, como o termopar se encontra a 1 mm de distância da fonte de calor a temperatura de usinagem irá requerer um período mais longo para se estabilizar no ponto onde o termopar está localizado. Sendo assim, foi necessário estabelecer um tempo padrão de usinagem. A Figura 3.27 demonstra a variação da temperatura na ferramenta de corte em função do tempo de usinagem

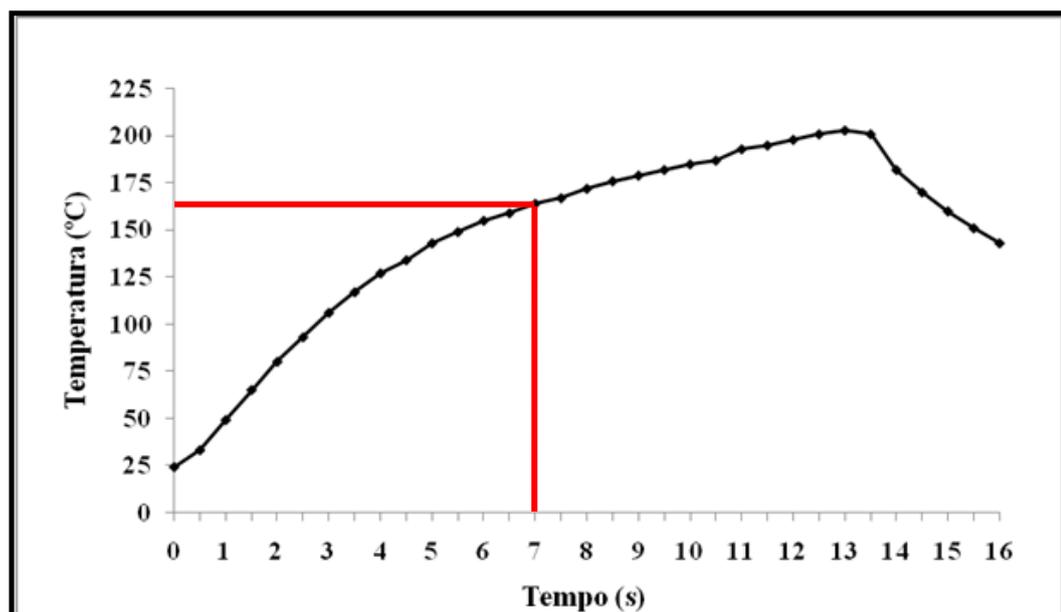


Figura 3.27: Temperatura da ferramenta de corte em função do tempo de usinagem

Nota-se que no início do teste a temperatura é equivalente a 25° C e atinge 155° C após segundos de usinagem, o que corresponde a uma variação média de 21,6° C. A 6 segundos de usinagem a temperatura sofre uma menor variação, atingindo 198° C, o que equivale a uma variação média de 7,1° C. Desta forma, considerando o intervalo no qual a variação da temperatura de usinagem é menor, foi estabelecido como tempo padrão o período de 7 segundos, ou seja, todos os valores de temperatura compilados neste trabalho possuem como referência o período de 7 segundos de usinagem. A escolha deste período também considerou que um tempo maior de usinagem elevaria o volume de material removido por aresta de corte e com isto, os últimos testes antes da troca do inserto poderiam sofrer grande efeito do desgaste e, conseqüentemente, influenciariam nos resultados alcançados.

É importante ressaltar que este tempo de usinagem também foi utilizado como referência durante os testes com o termopar ferramenta/peça.

3.3.5 Análise estatística dos dados experimentais

Os efeitos dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho) sobre a temperatura obtida tanto pelo método do termopar ferramenta/peça quanto pelo método do termopar inserido na ferramenta, também foram avaliados estatisticamente. Para este fim, foi considerado a análise de variância (ANOVA), empregando os recursos do *software* Minitab. Uma análise de variância visa fundamentalmente verificar se existe uma diferença significativa entre as médias analisadas e se os fatores (parâmetros de usinagem) exercem influência estatisticamente significativa em alguma variável dependente (temperatura). Desta forma, serão apresentadas as análise de resíduos utilizando os gráficos de probabilidade normal, resíduos *versus* ajuste e resíduos *versus* ordem. O principal objetivo da análise de resíduos é determinar se a coleta de dados foi realizada de forma adequada. Posteriormente são apresentados os gráficos de interação, cujo intuito é verificar o comportamento da temperatura de fresamento sobre a variação das condições de usinagem. Por fim, o gráfico de Pareto irá demonstrar o grau de importância ou o efeito que os parâmetros de usinagem possuem sobre a temperatura de fresamento.

3.3.6 Simulação da temperatura de fresamento

A Simulação numérica da temperatura utilizando o *software Deform 3D Machining* tem o objetivo de condicionar a distribuição de temperatura na região de corte. Além disso, os resultados podem ser confrontados com os experimentais. Neste *software*, o processo de simulação se divide em três etapas: pré-processamento, simulação e pós-processamento. As duas últimas etapas envolvem, respectivamente, a simulação do processo de usinagem e a análise dos resultados, ficando a cargo da etapa de pré-processamento a manipulação de todas as informações necessárias para que a simulação ocorra. Algumas das principais informações são: coeficiente de atrito, geometria e material da peça e ferramenta, número de elementos contidos na peça e ferramenta e os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem).

3.3.6.1 Determinação do coeficiente de atrito

O coeficiente de atrito foi determinado por meio de um tribômetro. Este equipamento possui rotação máxima de 500 rpm e considerando o diâmetro do disco de aço utilizado, a velocidade máxima de deslizamento foi restrita a 105 m/min. Além disso, os testes foram realizados empregado uma carga de 5N durante um período de 6 min, procedimento similar ao realizado por Jiang et al. (2013). O material utilizado foi um disco de aço ABNT D2 (Figura 3.28 a), com rugosidade máxima de $R_a = 0,4 \mu\text{m}$ e pinos de metal duro revestidos com TiN (Figura 3.28 b), mesmo material da camada externa de revestimento das ferramentas de corte empregadas durante os experimentos. As características térmicas tanto do material da peça quanto da ferramenta são estabelecidas pelo próprio programa.

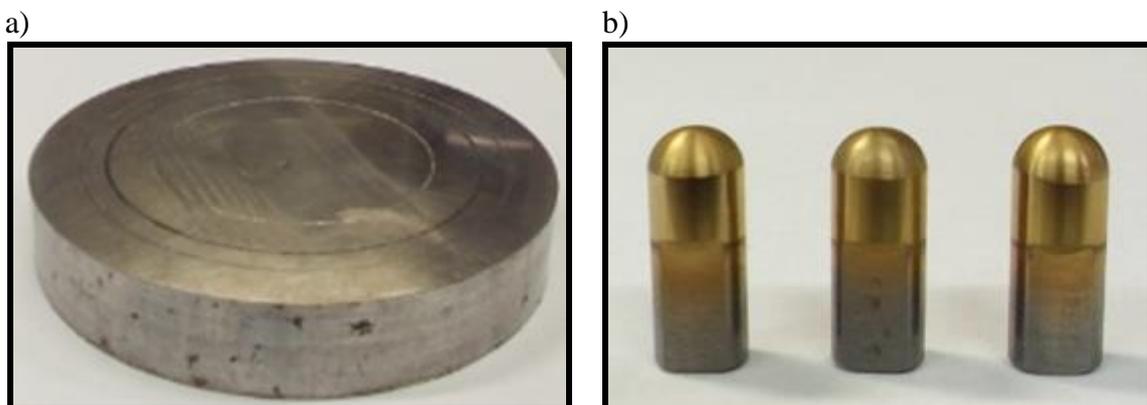


Figura 3.28: Materiais empregados nos testes no tribômetro: a) disco de aço ABNT D2, b) pino de metal duro recoberto com TiN

3.3.6.2 Desenho do inserto e da peça

Para realizar a simulação de fresamento foi necessário confeccionar o desenho do inserto (Figura 3.29) com os mesmos ângulos e dimensões do inserto empregado durante os testes experimentais. Entretanto, como estas informações não são fornecidas pelo fabricante foi necessário utilizar um perfilômetro óptico NANOVEA modelo PS50 para obter toda geometria necessária para o desenho do inserto.

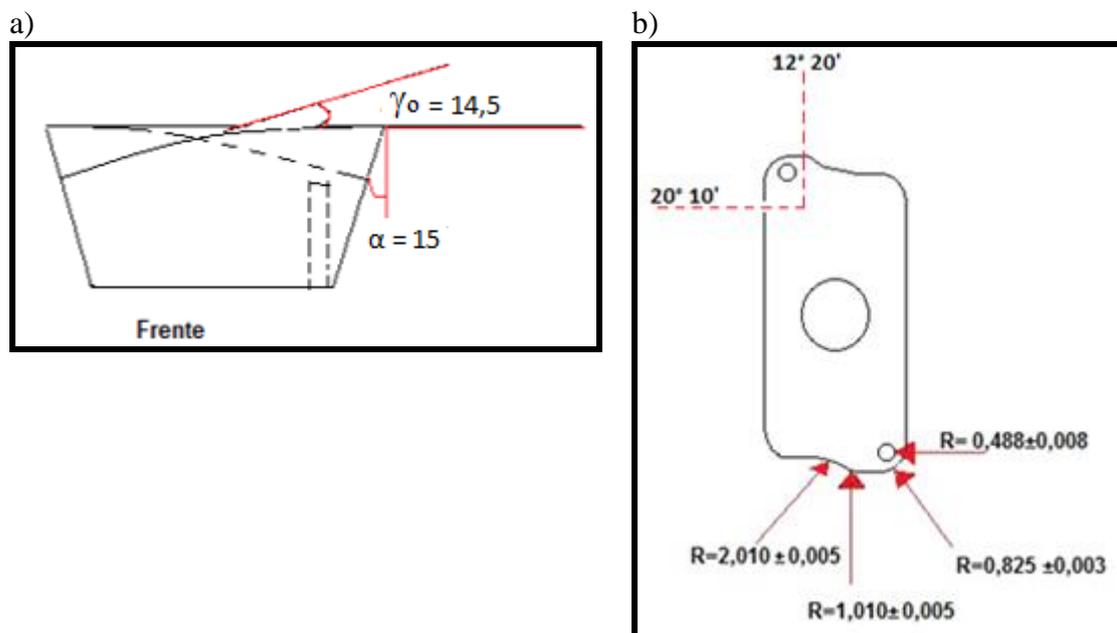


Figura 3.29: Ilustração do inserto: a) vista lateral, b) vista superior

O inserto foi desenhado utilizando o *software Solidworks* e posteriormente ele foi exportado para o *software Deform 3D Machining* no formato stl. A Figura 3.30 ilustra o inserto e a peça empregados durante a simulação. A geometria da peça foi gerada pelo próprio *software Deform*, pois em testes preliminares nos quais a peça foi gerada com geometria similar à da peça empregada durante os testes experimentais, o movimento do inserto em relação à peça não proporcionou uma formação de cavaco adequada. Por outro lado, quando a peça foi gerada pelo *software*, o formato da peça segue a trajetória do inserto, proporcionando uma formação de cavaco e uma distribuição de temperatura adequada.

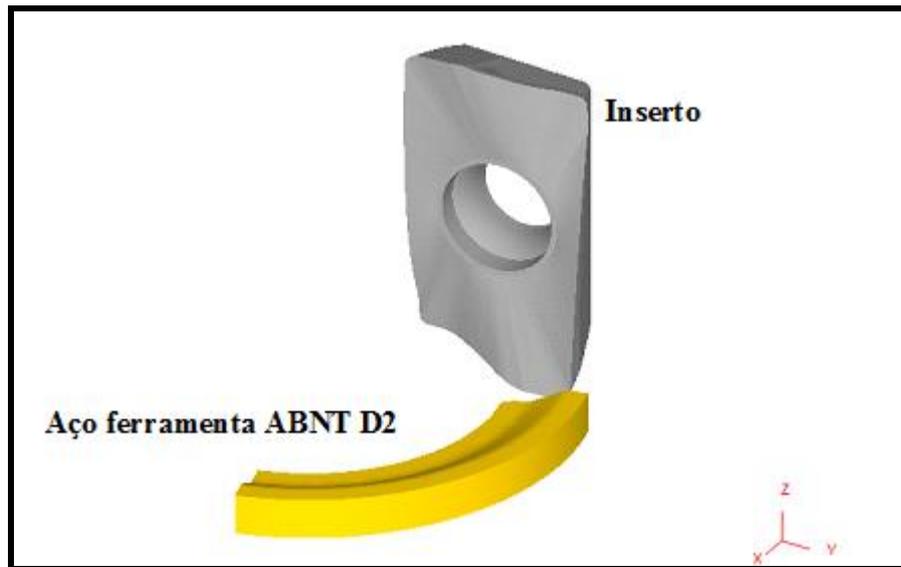


Figura 3.30: Inserto e peça empregados na simulação

Ressalta-se que o número de elementos foi estabelecido automaticamente pelo *software Deform 3 D* levando em consideração a geometria da peça e ferramenta. Desta forma, a ferramenta contém 5500 elementos enquanto a peça 27000 elementos. A Figura 3.31 ilustra a malha utilizada em cada geometria.

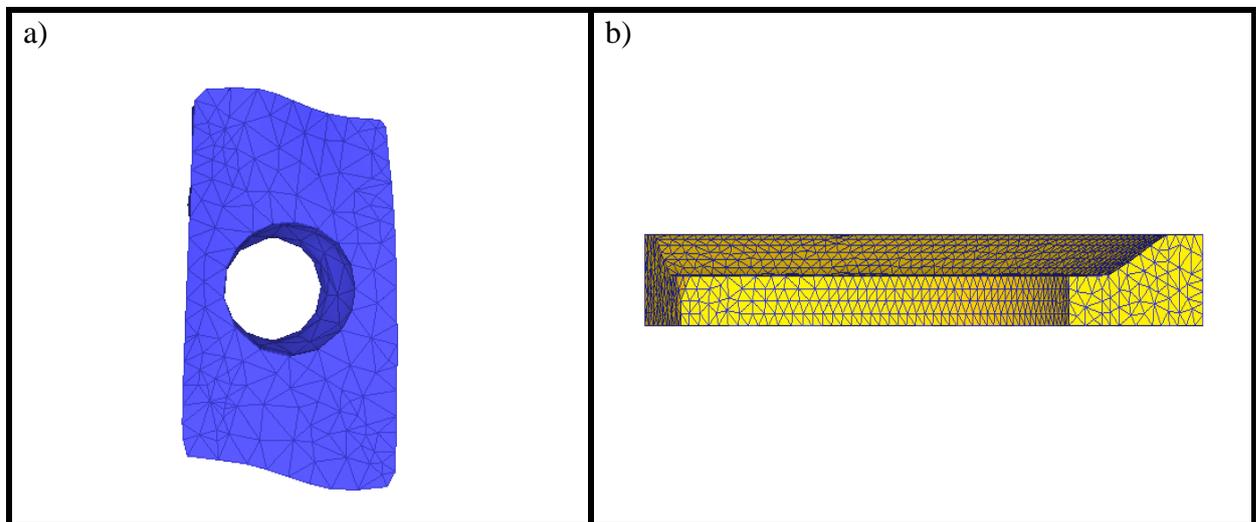


Figura 3.31: Geração da malha: a) ferramenta; b) peça

3.2.6.3 Parâmetros de corte utilizados na simulação da temperatura de fresamento

Os parâmetros de corte também foram especificados na etapa de pré-processamento e estão apresentados na Tabela 3.6. Desta forma, o efeito da velocidade de corte, do avanço, e da profundidade de usinagem sobre a temperatura de fresamento foi avaliado. Entretanto, como

apenas o inserto é considerado (não o suporte completo), a penetração de trabalho não foi considerada durante a simulação.

Tabela 3 6: Parâmetros de corte empregados na simulação de fresamento

| Parâmetros de corte | |
|-----------------------------------|---------------|
| Velocidade de corte v_c (m/min) | 60; 90 |
| Avanço f (mm/rev) | 0,1; 0,2; 0,3 |
| Profundidade de corte (mm) | 1; 2 |

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo serão apresentados os resultados referentes à medição da temperatura de usinagem durante o fresamento do aço ABNT D2 com insertos de Metal Duro utilizando as técnicas do termopar ferramenta/peça e do termopar inserido na ferramenta. Estes resultados demonstram o comportamento da temperatura em função da variação das condições de usinagem (v_c , f , a_p , a_e e sentido de corte), do revestimento da ferramenta e do desgaste da ferramenta. Por fim, os resultados de temperatura obtidos por meio da simulação numérica do fresamento utilizando o *software Deform 3D Machining* serão apresentados e seus valores correlacionados aos resultados obtidos por meio dos métodos experimentais.

4.1 Medição da temperatura por meio do termopar ferramenta/peça

Os resultados dos testes realizados com o termopar ferramenta/peça estão representados a seguir. Estes testes demonstram o comportamento da temperatura em função das diferentes condições de usinagem (v_c , f , a_p , a_e e sentido de corte), do revestimento da ferramenta e do desgaste da ferramenta. A influência da velocidade de corte sobre a temperatura de usinagem está representada nas Figuras 4.1 e 4.2. Os resultados da Figura 4.1 foram adquiridos empregando uma penetração de trabalho de $a_e = 12,5$ mm enquanto os resultados da Figura 4.2 foram obtidos utilizando $a_e = 25$ mm. Este critério também foi adotado para apresentar os demais resultados.

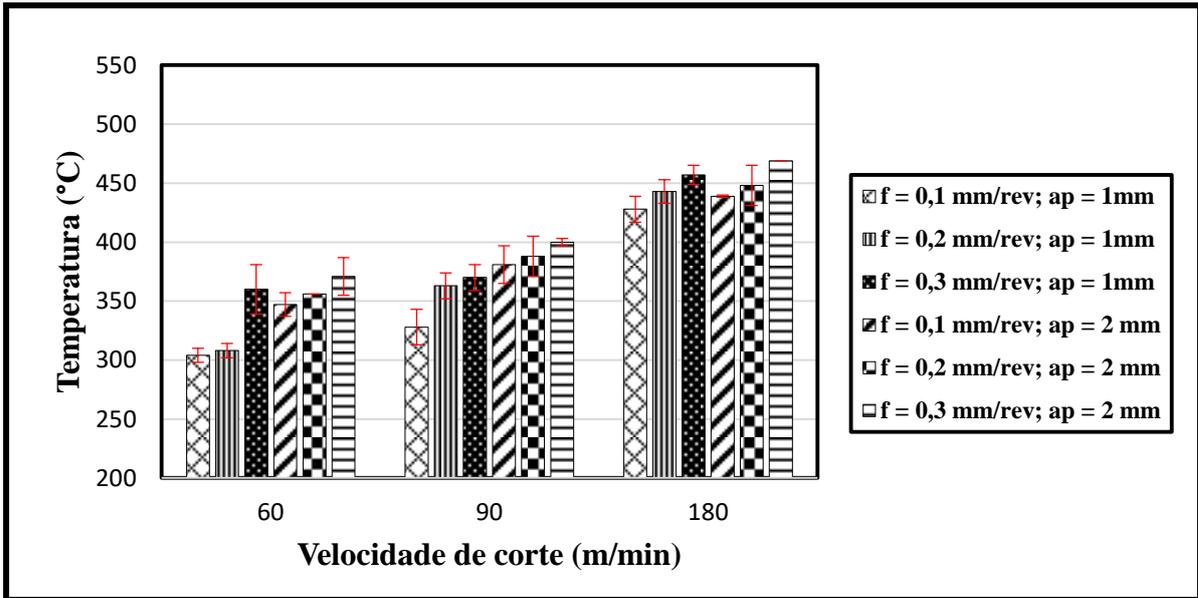


Figura 4.1 Efeito da velocidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_c = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)

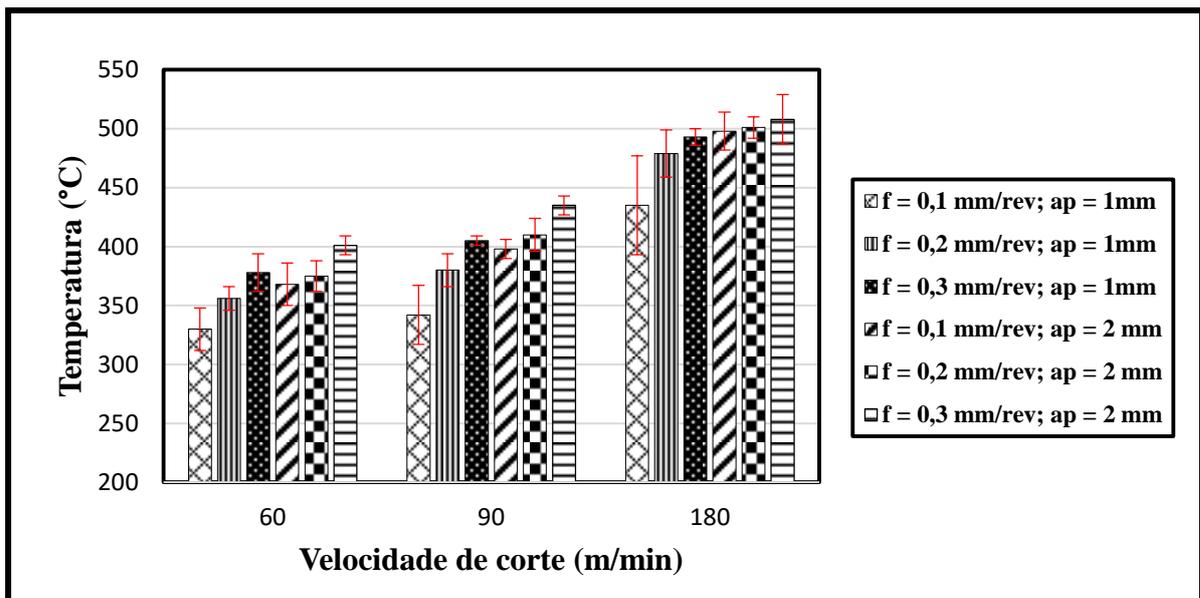


Figura 4.2. Efeito da velocidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_c = 25$ mm

A Figura 4.1 mostra que a temperatura de fresamento aumenta quando a velocidade de corte é elevada. Este comportamento é evidente principalmente quando a velocidade de corte aumenta para 180 m/min. Quando as velocidades de corte de 60 m/min e 90 m/min foram empregadas houve alteração da temperatura de fresamento em um nível inferior à temperatura obtida para 180 m/min. O menor valor de temperatura foi de aproximadamente 304°C obtido para $v_c = 60$ m/min $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_c = 12,5$ mm e o maior valor de temperatura

foi de aproximadamente 469°C empregando-se uma $v_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,3\text{ mm/rev}$, $a_p = 2\text{ mm}$ e $a_e = 12,5\text{ mm}$.

Observando a Figura 4.2 constata-se que de um modo geral a temperatura de fresamento aumentou quando a velocidade de corte foi elevada. Foi registrada uma temperatura de cerca de 330°C para $v_c = 60\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/rev}$, $a_p = 1\text{ mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ e de cerca de 508°C para $v_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,3\text{ mm/rev}$, $a_p = 2\text{ mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$. O aumento da temperatura de fresamento em função do aumento da velocidade de corte é semelhante aos resultados obtidos por Su et al. (2014) que utilizaram a mesma técnica termopar ferramenta/peça e Dosbaeva et al. (2015), que também empregaram o aço ferramenta ABNT D2 como corpo de prova. Quando a velocidade de corte é elevada mais energia é fornecida ao sistema e uma maior parcela dessa energia é convertida em calor. Além disso, a região de maior calor tende a se deslocar para a ponta da ferramenta devido à redução da espessura do cavaco, onde poderá ser mais facilmente detectada pelo método termopar ferramenta/peça.

Além disso, é possível determinar que a temperatura para o fresamento do aço ABNT D2 oscila de aproximadamente 304°C , obtidos para $v_c = 150\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/rev}$, $a_p = 1\text{ mm}$ e $a_e = 12,5\text{ mm}$ (condição menos severa empregada durante os testes), até uma temperatura máxima de aproximadamente 508°C obtida quando se empregou $v_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,3\text{ mm}$, $a_p = 2\text{ mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$ (condição de usinagem mais severa e que portanto induziu maiores valores de temperatura).

As Figuras 4.3 e 4.4 mostram o efeito do avanço sobre a temperatura de fresamento do aço ABNT D2.

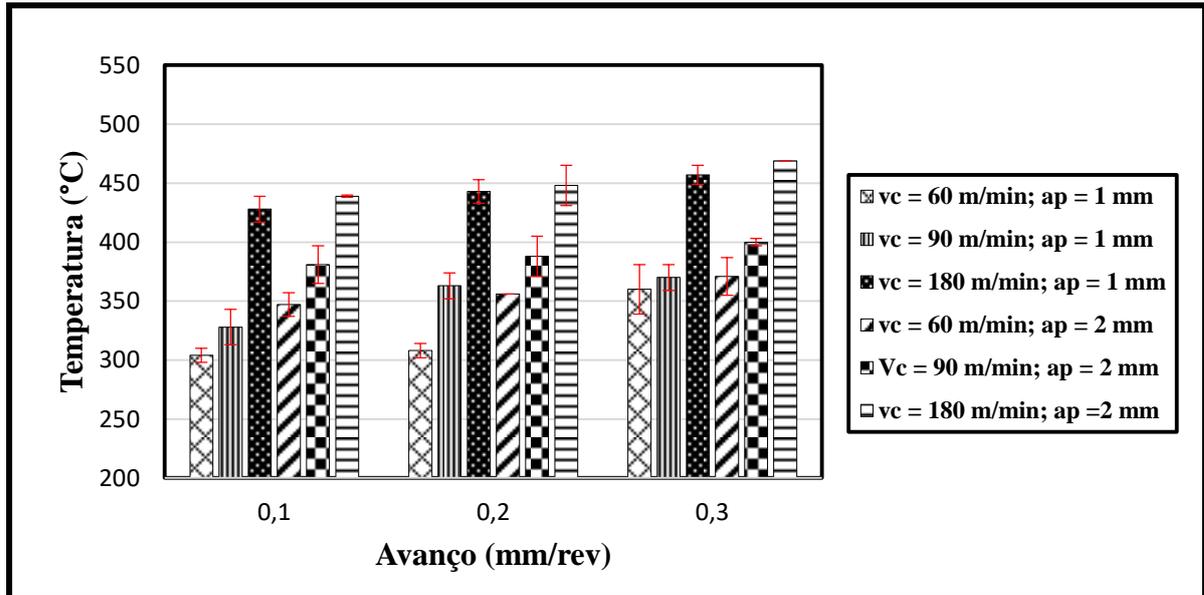


Figura 4.3: Efeito do avanço sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)

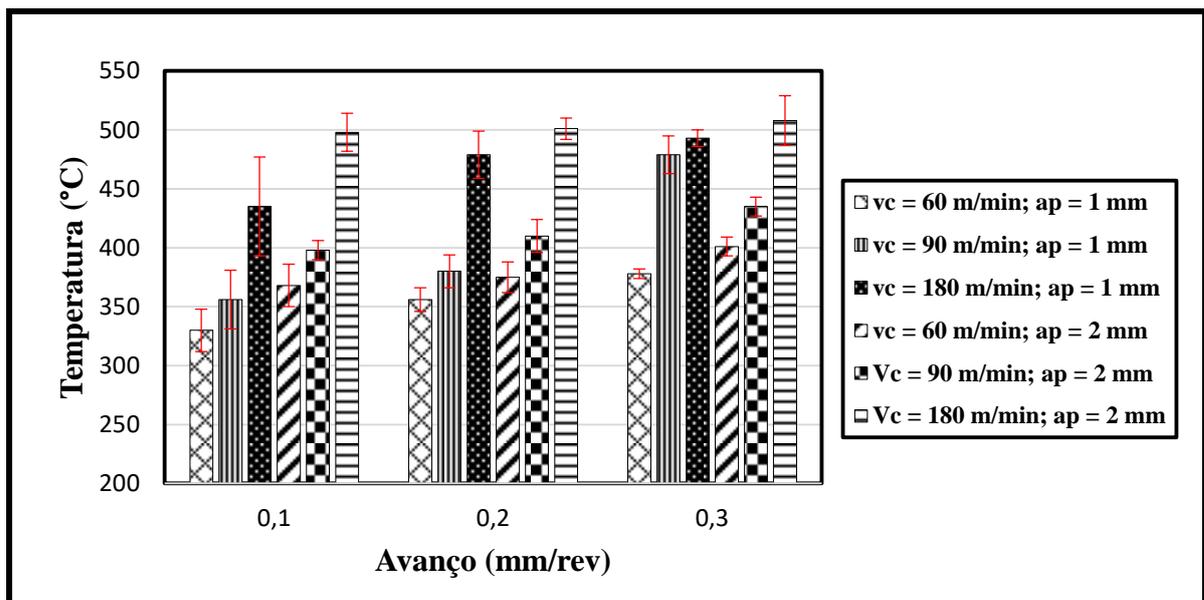


Figura 4.4: Efeito do avanço sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 25$ mm

Observando a Figura 4.3 nota-se que de um modo geral a temperatura de fresamento aumenta com a elevação do avanço. Nestas condições, a temperatura oscilou de aproximadamente 304° C para aproximadamente 469° C quando se empregou $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm e $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm, $a_e = 12,5$ mm, respectivamente. Korkut et al. (2007) realizaram estudo semelhante e evidenciaram o aumento da temperatura com a elevação do avanço.

A Figura 4.4 mostra mais uma vez a elevação da temperatura de fresamento com o aumento do avanço. O menor valor de temperatura de fresamento foi de aproximadamente 330° C obtido sob $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm, que representa a condição de usinagem menos severa. Já o maior valor de temperatura foi de aproximadamente 508 ° C quando se empregou $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm, sendo esta a condição de usinagem mais severa e portanto a que induziu na temperatura mais elevada. Com o aumento do avanço cada aresta de corte remove uma maior seção de material por revolução, induzindo a valores mais altos de temperatura. Entretanto, quando a velocidade de corte de 180 m/min foi empregada a alteração do avanço proporcionou menor variação da temperatura.

As Figuras 4.5 e 4.6 mostram o comportamento da temperatura de fresamento do aço ABNT D2 em função da variação da profundidade de usinagem.

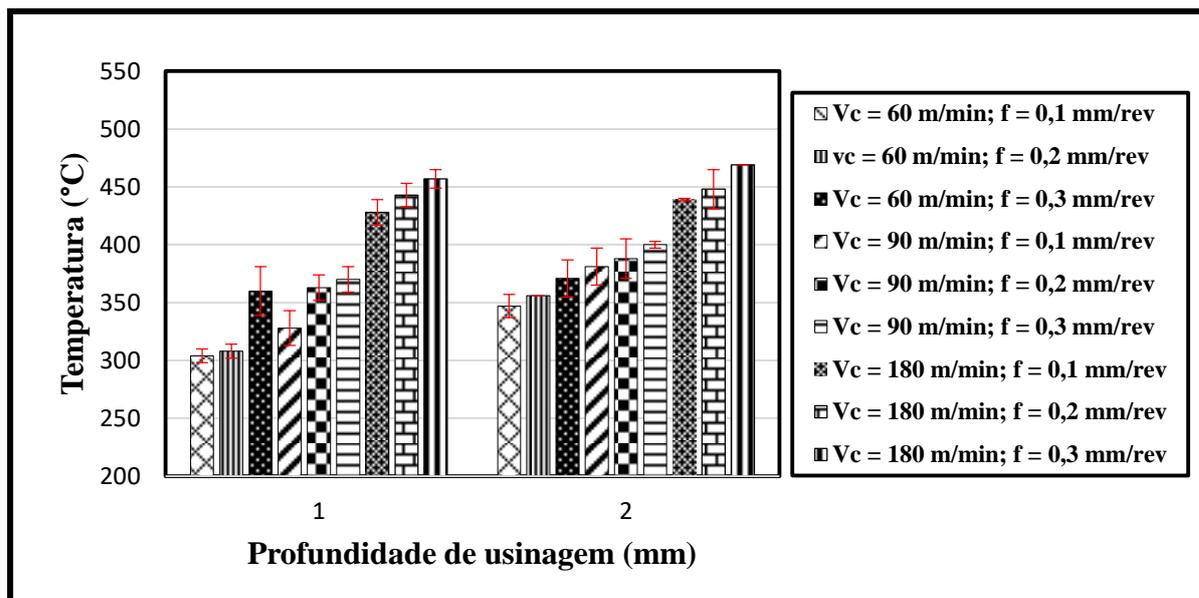


Figura 4.5: Efeito da profundidade de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)

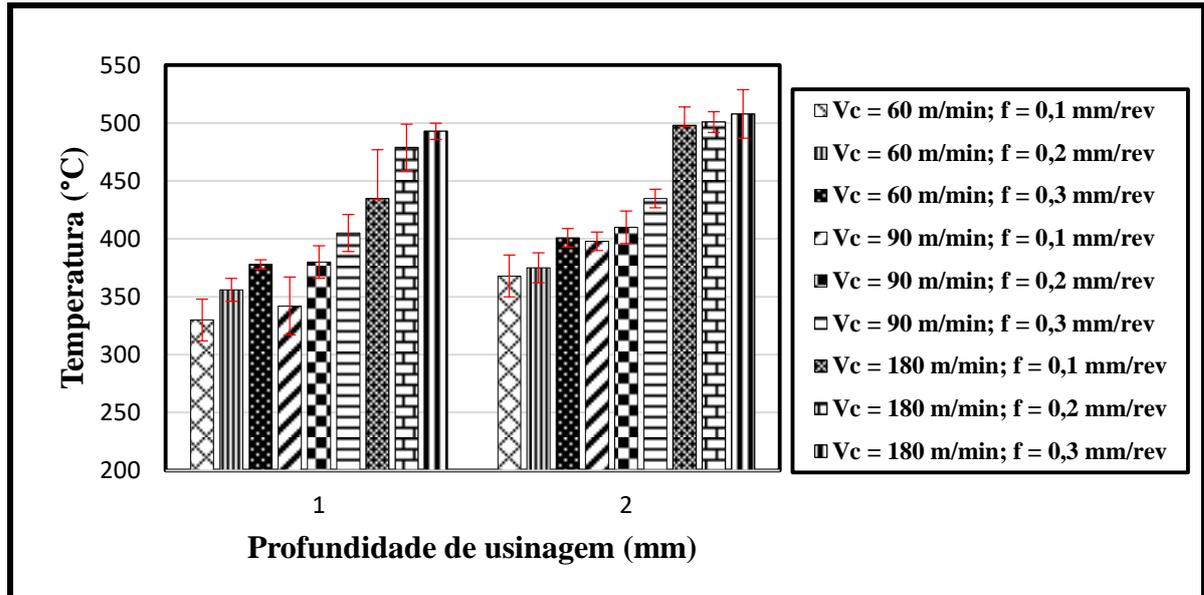


Figura 4.6: Efeito da profundidade de corte sobre a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_e = 25$ mm

A Figura 4.5 mostra que a temperatura de fresamento é diretamente influenciada pelo aumento da profundidade de usinagem. A menor temperatura de fresamento foi de aproximadamente 304°C obtida empregando $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm, enquanto o maior valor de temperatura foi de aproximadamente 469°C empregando $v_c = 180$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm, porém, esta condição de usinagem não se trata da mais severa dentre as avaliadas. Lima et al (2014) encontraram resultados similares ao elevar profundidade de usinagem ($a_p = 1$ mm para $a_p = 2$ mm) durante o fresamento do aço ABNT D2.

O mesmo comportamento da temperatura de fresamento em função do aumento da profundidade de usinagem também pode ser observado na Figura 4.6. Nota-se que a menor temperatura foi de aproximadamente 330°C obtida sob $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm e o maior valor foi de aproximadamente 508°C quando se empregou $v_c = 250$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm. A elevação da profundidade de usinagem proporciona o aumento do volume de material, causando um aumento da temperatura de fresamento.

As Figuras 4.7 e 4.8 representam o comportamento da temperatura de fresamento do aço ABNT D2 em função da penetração de trabalho. Os resultados empregando $a_e = 12,5$ mm foram obtidos utilizando o sentido de corte concordante Na Figura 4.7 os resultados são

apresentados em função de uma profundidade de usinagem $a_p = 1$ mm, enquanto a Figura 4.8 a profundidade de usinagem estabelecida foi $a_p = 2$ mm.

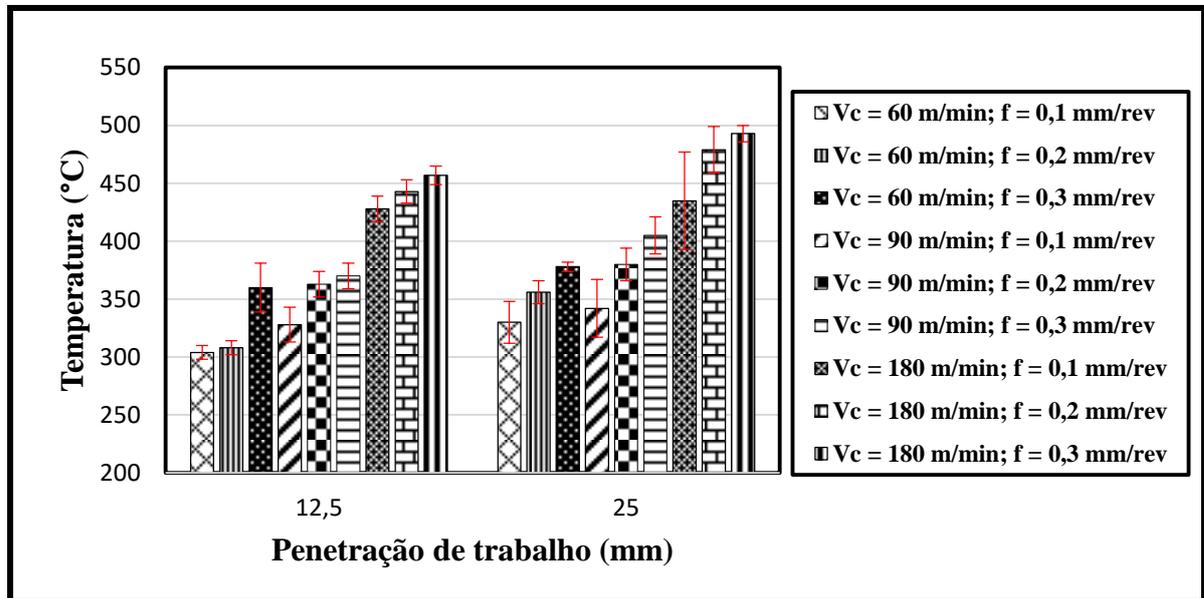


Figura 4.7: Efeito da penetração de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_p = 1$ mm

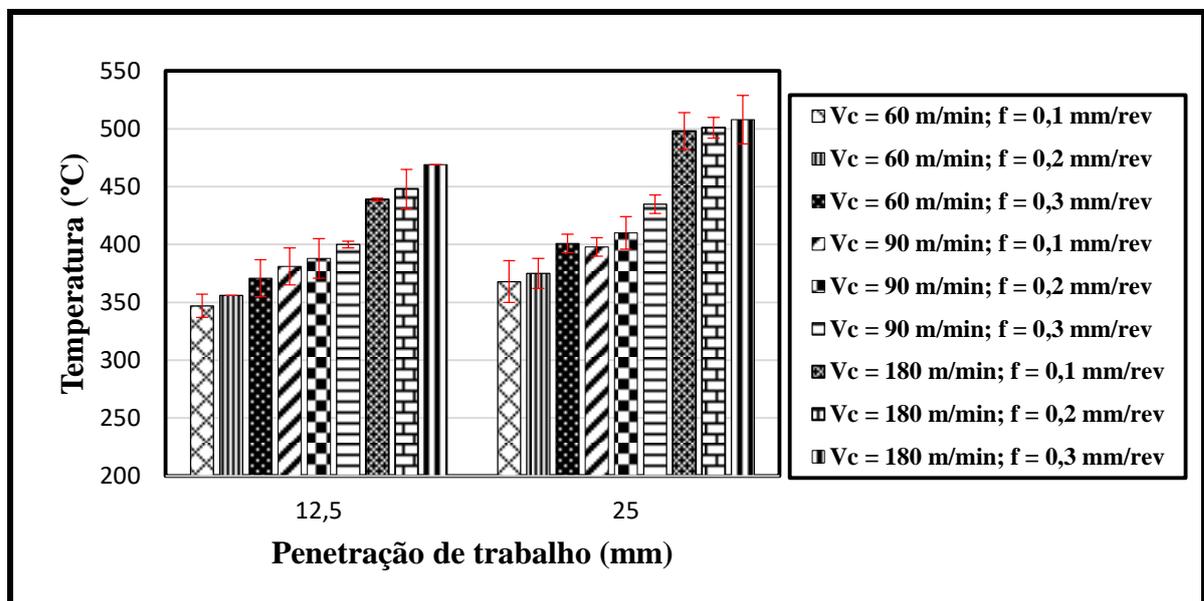


Figura 4.8: Efeito da penetração de corte sob a temperatura de fresamento por meio do termopar ferramenta/peça empregando $a_p = 2$ mm

Observando a Figura 4.7 nota-se que a temperatura de fresamento aumenta com a penetração de trabalho. O maior valor foi de aproximadamente 497°C obtidos para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm, já a menor temperatura foi de 304°C obtida empregando

$v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm, (condição mais suave empregada durante os testes). O aumento da penetração de trabalho eleva o volume de material a ser removido, provocando o aumento da temperatura de fresamento.

A Figura 4.8 mostra um comportamento semelhante ao anterior, ou seja, em todas as condições avaliadas a temperatura de fresamento aumentou quando a penetração de trabalho foi aumentada. O maior valor de temperatura foi de aproximadamente 508°C adquirido para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm (condição mais severa) e o menor valor foi de aproximadamente 347°C obtido para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm (condição menos severa). Wang et al (2016) empregaram um sistema de medição baseado no termopar ferramenta/peça e encontraram o mesmo comportamento da temperatura de fresamento quando a penetração de trabalho foi elevada.

Finalmente, as Figuras 4.9, 4.10 e 4.11 ilustram o comportamento da temperatura de fresamento em função do sentido de corte empregado durante os testes.

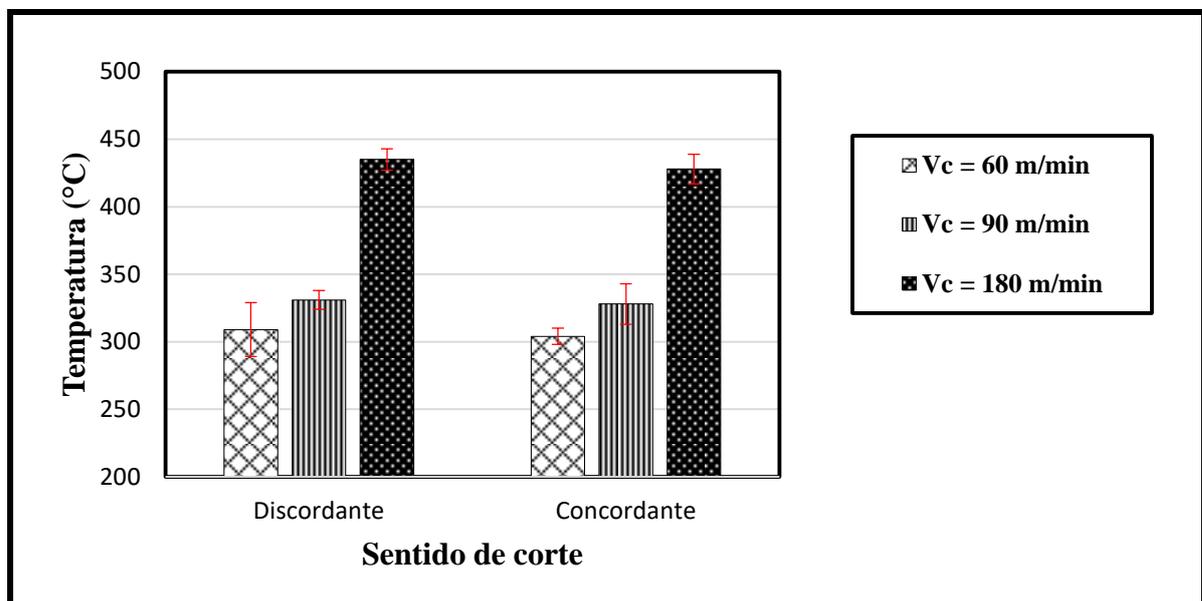


Figura 4.9: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes velocidades de corte, ($f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)

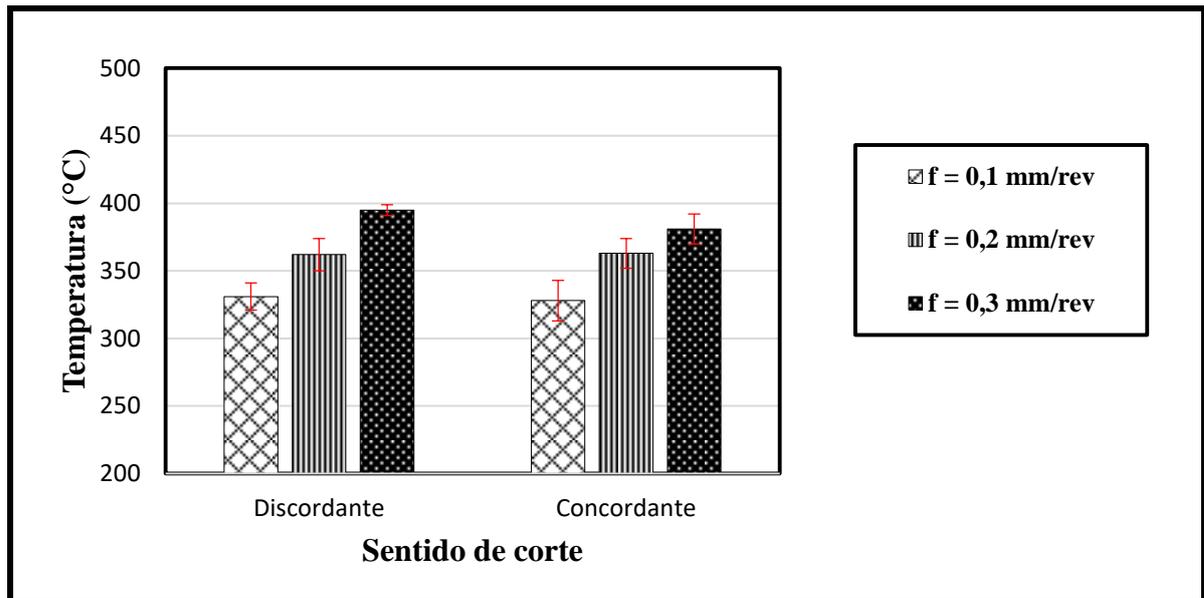


Figura 4.10: Efeito do sentido de corte sobre temperatura de fresamento sob diferentes avanços, ($v_c = 90$ m/min, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)

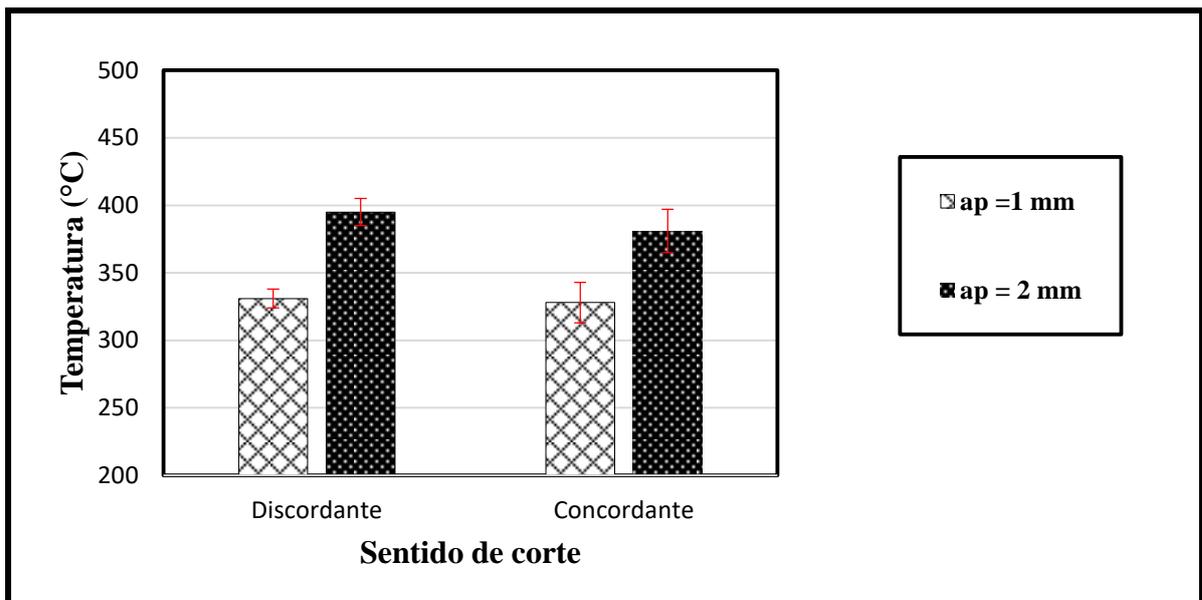


Figura 4.11: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes profundidades de corte, ($v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_e = 12,5$ mm)

A Figura 4.9 mostra o efeito do sentido de corte em função de diferentes velocidades de corte (60 m/min, 90 m/min e 180 m/min). Nota-se que praticamente não houve alteração na temperatura do fresamento quando o sentido de corte de discordante foi alterado para concordante. Neste caso a maior diferença de temperatura (redução de 8°C) foi obtida quando $v_c = 180$ m/min foi empregada. A Figura 4.10 segue o mesmo padrão, pois também não ocorreu uma variação significativa da temperatura de fresamento quando o sentido de corte foi alterado. A maior diferença foi detectada para $f = 0,3$ mm/ver; nesta condição a

temperatura de fresamento reduziu 20° C quando o sentido de corte foi alterado de discordante para concordante. A Figura 4.11 mostra um panorama semelhante aos anteriores, no qual a alteração do sentido de corte não proporcionou efeito apreciável sobre a temperatura de fresamento. Entretanto, a maior diferença de temperatura obtida quando o sentido de corte sofreu alteração de discordante para concordante foi constatada para uma profundidade de corte de 2 mm. Nesta condição a temperatura reduziu 14°C.

Desta forma, identifica-se que a alteração do sentido de corte possui pouca influência sobre a temperatura de fresamento. Toh (2005) realizou trabalho semelhante e também constatou que a temperatura de usinagem sofreu pouca influência do sentido de corte utilizado, sendo mais influenciada pelos parâmetros velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho. Espera-se que ao final de um mesmo percurso de usinagem a temperatura média obtida durante o corte concordante e durante o corte discordante seja aproximadamente a mesma.

Para avaliar se há diferença estatística entre os dois sentidos de corte foi realizado o teste t-Student emparelhado para um nível de confiança de 95%. Os resultados mostraram que as médias são diferentes (discordante = 370,3° C e concordante = 360,3° C), ou seja, a temperatura foi mais alta quando o sentido de corte discordante foi empregado. Entretanto, o intervalo de confiança para a diferença média entre as duas populações foi zero, isto mostra que não há diferença estatística entre as duas médias. Outro aspecto importante é o p-valor = 0,051 (caso fosse menor que 0,05 seria possível afirmar que o sentido de corte afeta a temperatura), a proximidade dos valores confirma a dificuldade em definir se o sentido de corte exerce ou não influência sobre a temperatura de fresamento.

Por fim, foi analisado a influência do desgaste sobre a temperatura de fresamento. O desgaste de flanco (VB_B) do inserto foi avaliado após 20 passes ($63,8 \text{ cm}^3$). A Figura 4.12 ilustra a imagem do desgaste dos dois insertos da classe 1025 utilizados durante esta avaliação. O inserto da Figura 4.12 a) teve um desgaste de flanco pouco superior em relação ao da Figura 4.12 b). Os resultados de temperatura em função do desgaste da ferramenta, demonstrados na Figura 4.13, representam uma média dos valores de VB_B destes dois insertos. Este resultado foi obtido para $v_c = 90 \text{ m/min}$, $f = 0,1 \text{ m/rev}$, $a_p = 1 \text{ mm}$ e $a_e = 25 \text{ mm}$.

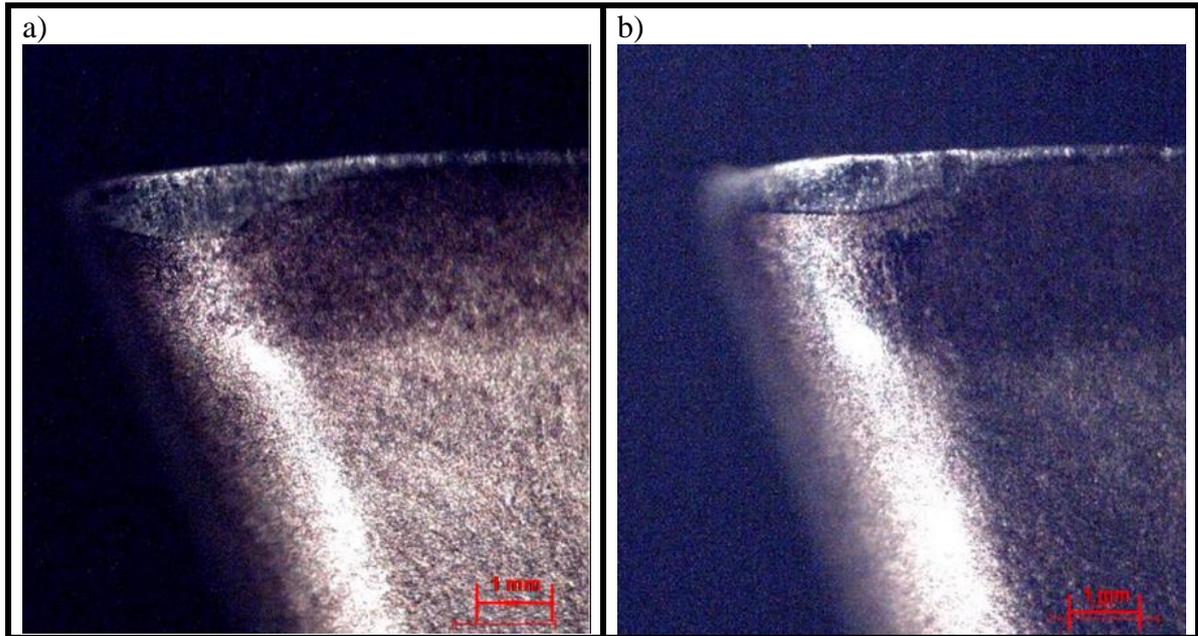


Figura 4.12: Desgaste de flanco de insertos da classe 1025 após o fresamento sob $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm: a) inserto A b) inserto B após 20 passes ($63,8$ cm³)

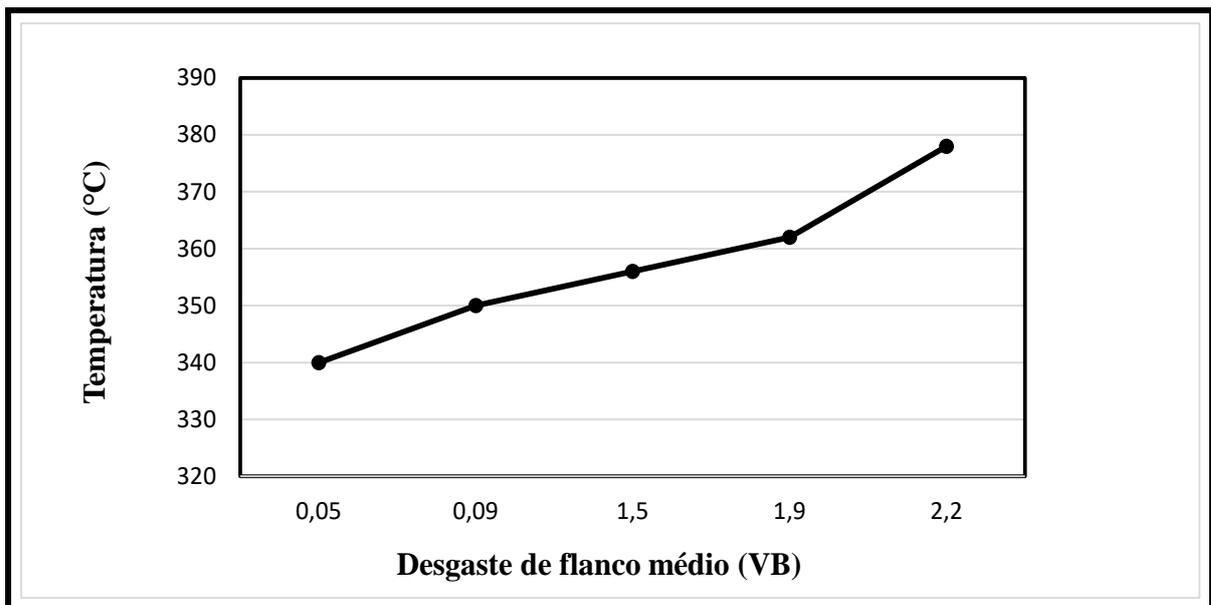


Figura 4.13: Temperatura de fresamento em função do desgaste de flanco médio para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ m/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm

Por meio da Figura 4.13 nota-se que foram avaliados cinco pontos de desgaste de flanco, $VB_B = 0,05$ mm, obtido após o primeiro passe de fresamento, $VB_B = 0,09$ mm obtido após o quinto passe, $VB_B = 1,5$ mm obtido após o décimo passe, $VB_B = 1,9$ mm obtido após décimo quinto passe e $VB_B = 2,2$ mm obtido após o vigésimo passe (cada passe equivale a 1,10 minutos de corte). Desta forma, foi possível verificar que há influência do desgaste sobre a temperatura de fresamento e isto se evidencia quando analisa-se a temperatura de 340° C obtida após o

primeiro passe de usinagem ($VB_B = 0,05$ mm) com o valor de 378° C obtido no final do último passe ($VB_B = 2,2$ mm). Comportamento semelhante foi constatado por Toh (2005) ao evidenciar que ferramentas com $VB_B = 0,2$ mm pode elevar a temperatura de fresamento em até 70° C quando comparadas com ferramentas novas.

Diante do exposto, verifica-se que o sistema de aquisição de dados, que em um primeiro momento foi construído para ser utilizado no método do termopar inserido na ferramenta, foi adequado para a aquisição de dados no método do termopar ferramenta/peça. Este sistema, respondeu à variações das principais condições de usinagem e permitiu identificar a influência do desgaste da ferramenta sobre a temperatura de fresamento.

4.1.1 Análise de Variância

A seguir serão apresentados os resultados da análise de variância feita para os valores de temperatura de fresamento obtidos sob diferentes parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho) empregando uma variável de significância de 5%. A análise residual dos parâmetros de usinagem para a temperatura de fresamento está apresentada na Figura 4.14.

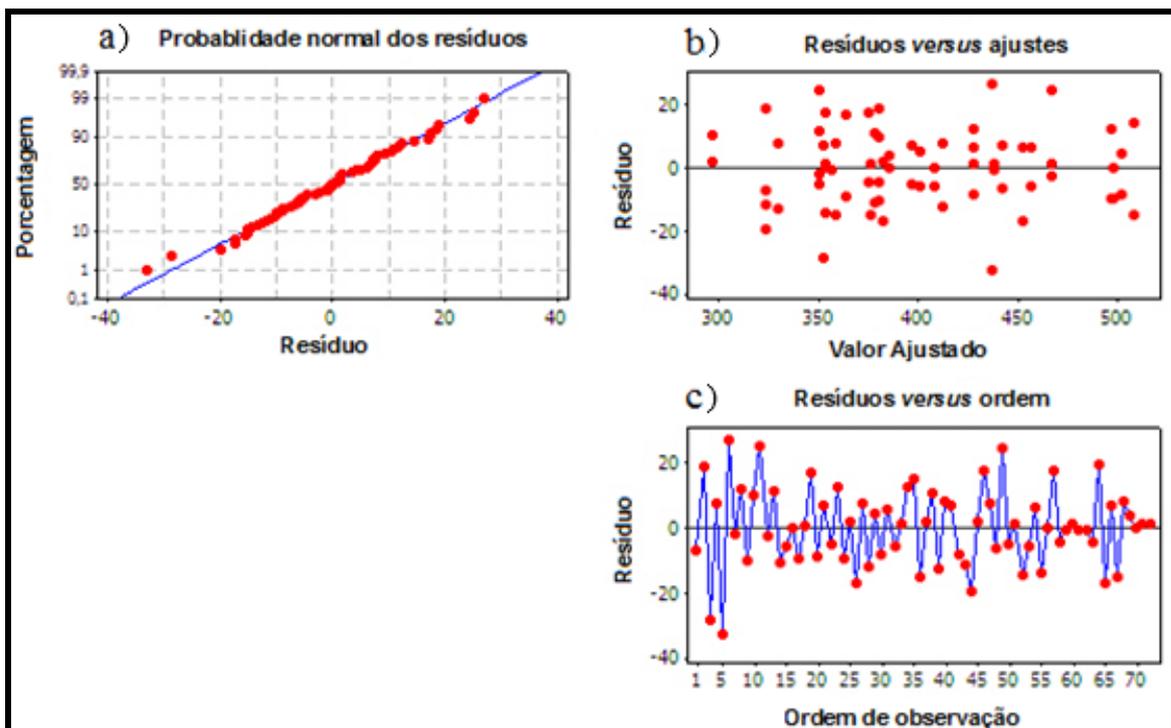


Figura 4.14: Análise de resíduos para temperatura de fresamento obtida pelo método do termopar ferramenta/peça

A Figura 4.14 a) apresenta o gráfico de probabilidade normal dos resíduos, no qual é possível observar que os valores dos resíduos estão distribuídos em torno da linha reta de distribuição normal, o qual evidencia que há normalidade nos dados coletados. A Figura 4.14 b) mostra o gráfico de resíduos *versus* valores ajustados. Observa-se que a variação dos resíduos ao redor da linha de referência não segue nenhuma tendência específica, o que comprova que a variância é constante. Já a Figura 4.14 c) representa o gráfico de resíduos *versus* ordem de observações, é possível notar que os resíduos estão distribuídos aleatoriamente, o que demonstra que as observações são independentes. Com base na discussão acima, pode-se afirmar que os erros decorrentes do modelo são aleatórios.

A Figura 4.15 representa o gráfico de Pareto dos efeitos padronizados. Neste gráfico busca-se determinar a magnitude e a importância de cada parâmetro de usinagem sobre a temperatura de fresamento.

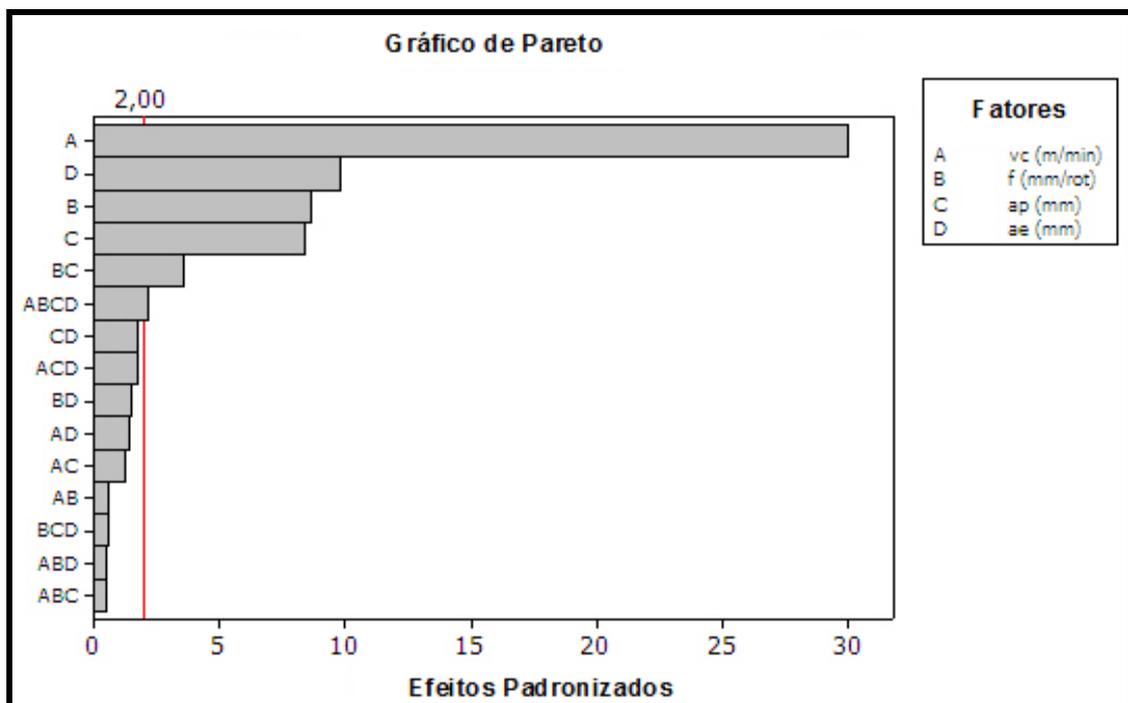


Figura 4.15: Gráfico de Pareto dos efeitos padronizados

Qualquer parâmetro de usinagem que estiver após a linha de referência é potencialmente importante. Desta forma, nota-se que todos os parâmetros de usinagem, analisados isoladamente, possuem considerável influência sobre a temperatura de fresamento. Em ordem,

a velocidade de corte é que possui maior influência, seguida da penetração de trabalho, do avanço e da profundidade de usinagem. Por outro lado, a interação dos mesmos obteve pouco efeito sobre a temperatura de fresamento, a exceção da interação entre avanço e profundidade de usinagem e da interação entre velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho.

Por fim a Figura 4.16 mostra os resultados das interações dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho) sobre a temperatura de fresamento. De forma similar ao discutido na seção 4.1, observa-se que todos os parâmetros exercem influência sobre a temperatura de fresamento, ou seja, o aumento de um parâmetro de usinagem proporciona o aumento da temperatura de fresamento. Entretanto, como visto na Figura 4.15 o principal parâmetro que afeta a temperatura de fresamento foi a velocidade de corte.

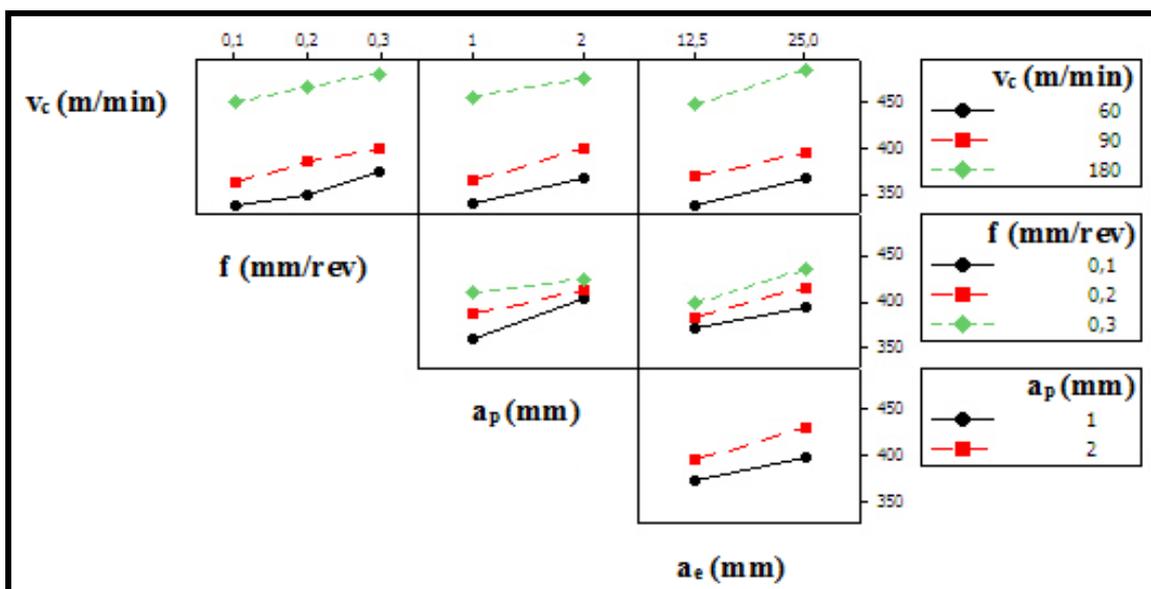


Figura 4.16: Interação dos parâmetros de usinagem

4.2 Medição da temperatura por meio do termopar inserido na ferramenta

O método do termopar inserido na ferramenta de corte utilizando um sensor integrado possui a grande vantagem de realizar o monitoramento da temperatura em tempo real, o que gera economia de tempo pois não há necessidade de calibração quando termopares padronizados são utilizados.

Os resultados da Figura 4.17 foram adquiridos empregando uma penetração de trabalho de (a_e) 12,5 mm, enquanto os resultados da Figura 4.18 foram obtidos utilizando uma penetração de trabalho (a_e) de 25 mm.

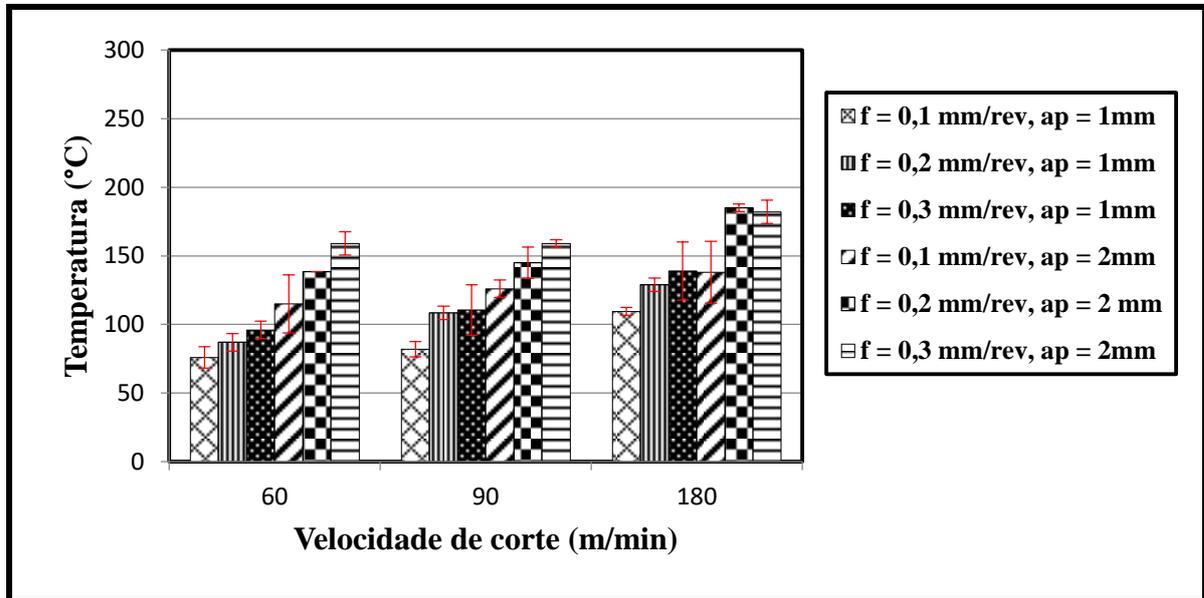


Figura 4.17: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)

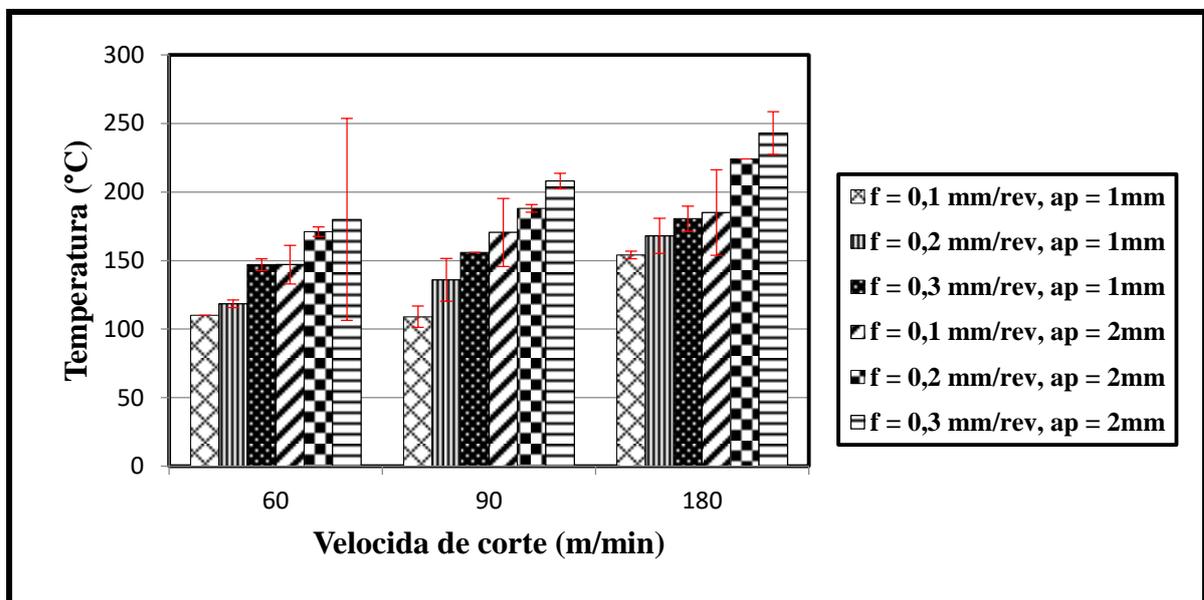


Figura 4.18: Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm

Observando a Figura 4.17 constata-se que o aumento da velocidade de corte eleva a temperatura na ferramenta de corte. Entretanto, o menor valor de temperatura foi de 76°C obtido para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ m/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm, enquanto os maiores

valores de temperatura foram de 185° C e 182° C obtidos, respectivamente, para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,2$ m/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ e para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ m/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ (condições de usinagem mais severas). Karaguzel et al. (2016) empregaram o mesmo sistema de medição semelhante e também evidenciaram o aumento da temperatura de fresamento com a elevação da velocidade de corte.

A Figura 4.18 mostra o aumento da temperatura na ferramenta de corte em função da variação da velocidade de corte, comportamento evidenciado em todas as condições de usinagem. Este comportamento é nítido principalmente quando a velocidade de corte de 60 m/min é alterada para 180 m/min. Nota-se ainda que as menores temperaturas são de 109° C e 110° C obtidas, respectivamente, para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm $v_c = 60$ m/min $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm. Estas são as condições de usinagem mais leves testadas. Esta similaridade entre os valores de temperatura pode ser justificada por se tratar de condições de usinagem próximas ou mesmo por uma pequena variação na posição do furo do inserto. Por outro lado, a maior temperatura de fresamento é de 243° C obtida para uma $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm.

Além disso, é possível determinar que a temperatura a 1 mm da aresta de corte obtida durante o fresamento do aço ABNT D2 oscila de 76° C para uma $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ m/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm, condição menos severa empregada durante os testes, até uma temperatura máxima de 243° C obtida para uma $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm, sendo esta a condição de usinagem mais severa e portanto a que induz em maiores valores de temperatura.

As Figuras 4.19 e 4.20 demonstram o comportamento da temperatura da ferramenta de corte em função da variação do avanço.

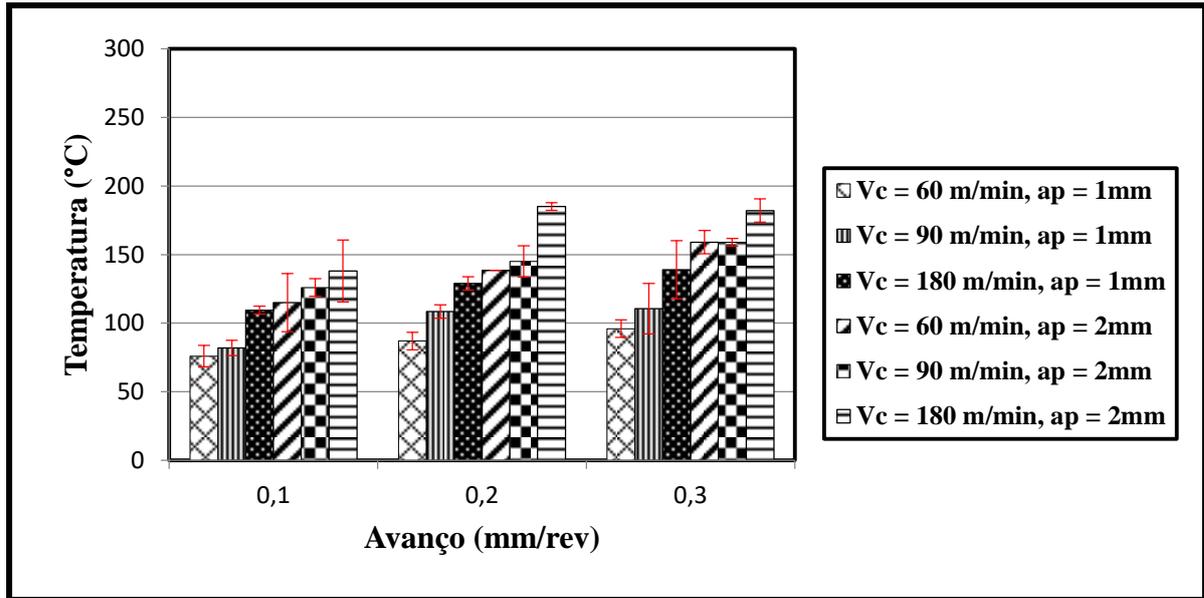


Figura 4.19: Efeito do avanço sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5$ mm (sentido de corte concordante)

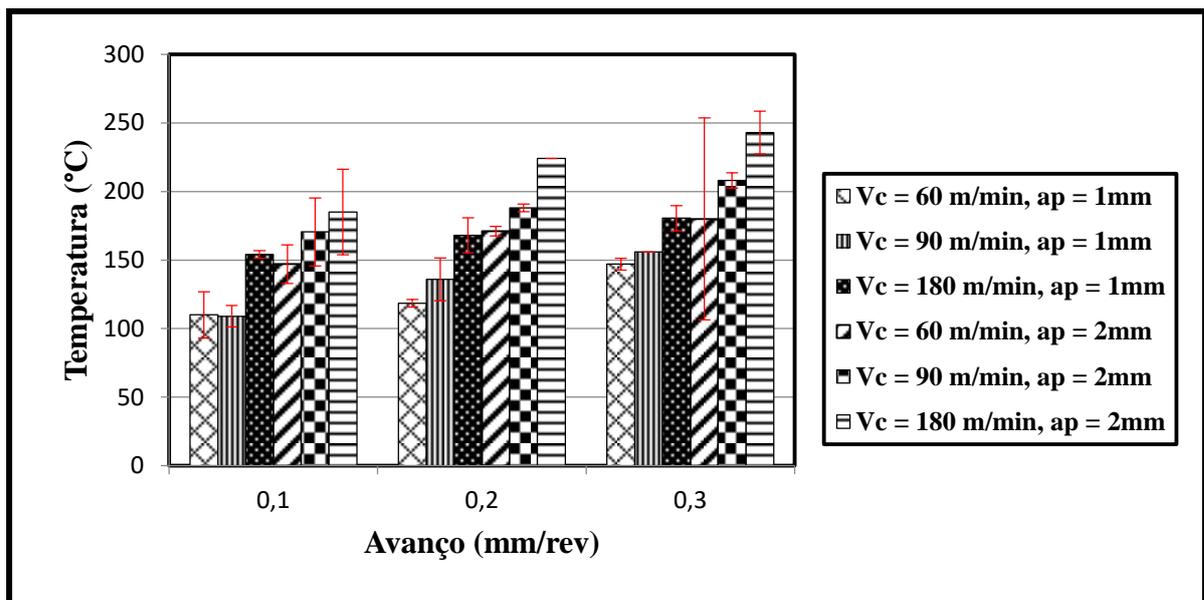


Figura 4.20: Efeito do avanço sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm

Nota-se na Figura 4.19 que o avanço possui efeito considerável sobre temperatura na ferramenta de corte, pois sob todas as condições apresentadas a temperatura aumenta com a elevação do avanço. Entretanto, quando o avanço é alterado de 0,2 mm/rev para 0,3 mm/rev utilizando $v_c = 180$ m/min e $a_p = 2$ mm ocorre uma pequena redução na temperatura da ferramenta de corte (de 185° C para 182° C). Como já mencionado esta redução, embora baixa, pode ser explicada por uma variação na posição do furo do inserto ou mesmo por um

desgaste da ferramenta de corte. Outro fator é o próprio deslocamento do termopar dentro do inserto. Tal ocorrência não foi detectada ao longo dos testes, entretanto, qualquer deslocamento poderia influenciar nos valores adquiridos. Ainda sobre a Figura 4.19 nota-se que a menor temperatura obtida foi de 76°C para $v_c = 60\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/rev}$, $a_p = 1\text{ mm}$ e $a_e = 12,5\text{ mm}$, enquanto que a maior temperatura foi de 185°C para uma $v_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,2\text{ mm/rev}$, $a_p = 2\text{ mm}$ e $a_e = 12,5\text{ mm}$

A Figura 4.20 demonstra o mesmo comportamento anterior, onde a temperatura na ferramenta de corte aumenta em função do aumento do avanço. O menor valor foi de 109°C obtida para $v_c = 90\text{ m/min}$, $f = 0,1\text{ mm/rev}$, $a_p = 1\text{ mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$. Já o maior valor de temperatura na ferramenta de corte foi de 243°C registrada para uma $v_c = 180\text{ m/min}$, $f = 0,3\text{ mm/rev}$, $a_p = 2\text{ mm}$ e $a_e = 25\text{ mm}$

As Figura 4.21 e 4.22 mostram o comportamento da temperatura na ferramenta de corte durante o fresamento do aço ABNT D2 em função da variação da profundidade de usinagem.

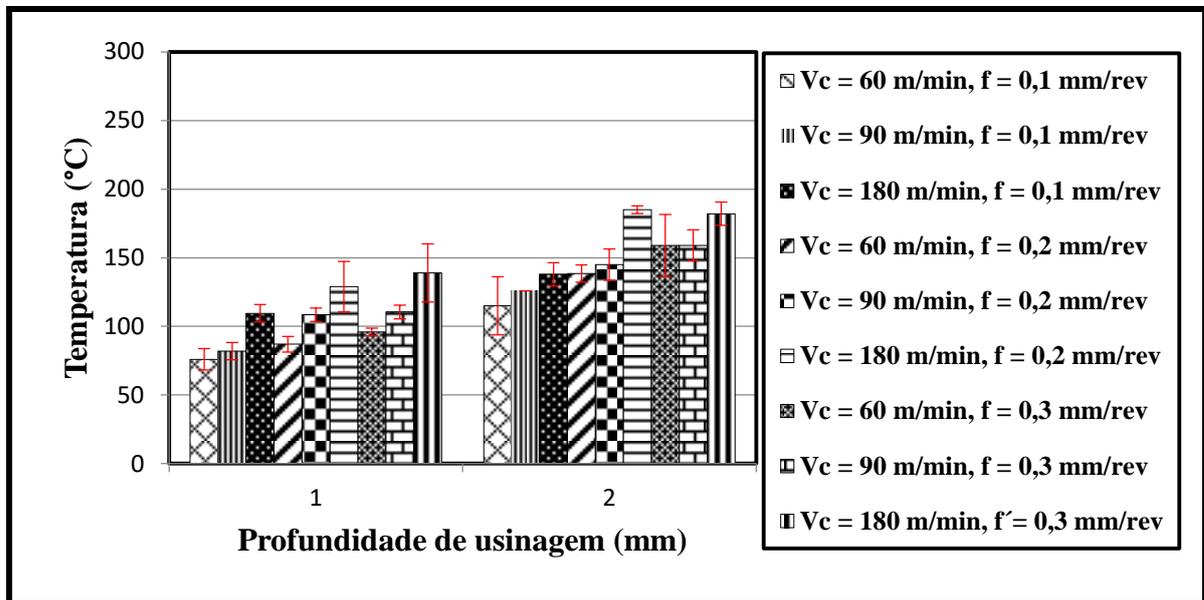


Figura 4.21: Efeito da profundidade de usinagem sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio de termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 12,5\text{ mm}$ (sentido de corte concordante)

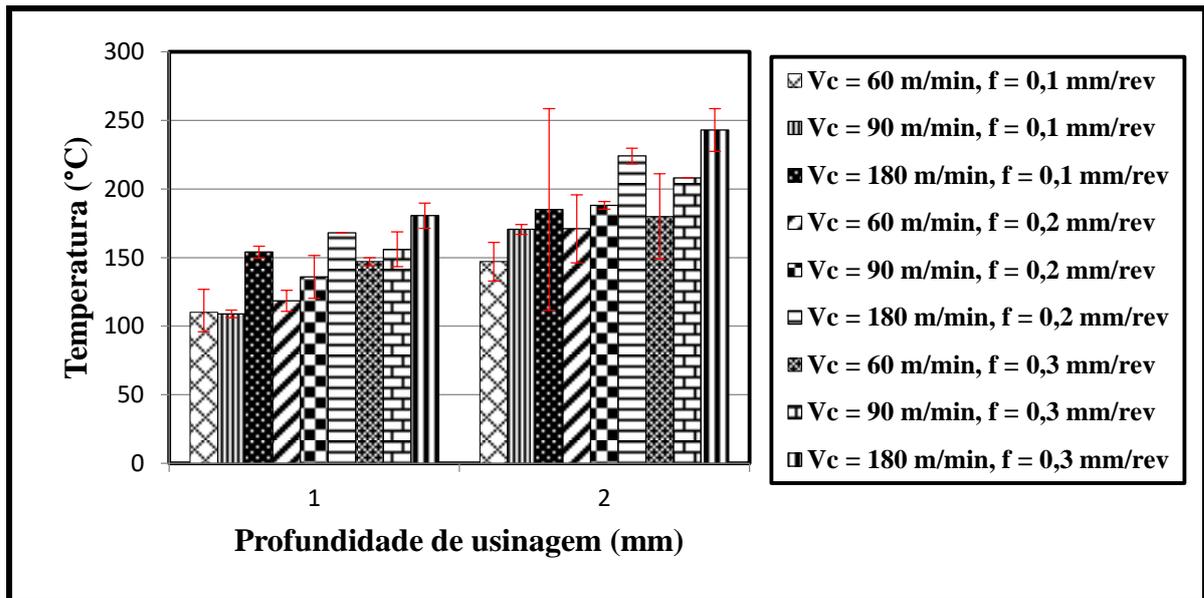


Figura 4.22: Efeito da profundidade de usinagem sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_e = 25$ mm

A Figura 4.21 mostra que a temperatura na ferramenta de corte é diretamente influenciada pelo aumento da profundidade de usinagem, pois em todas as condições de usinagem o aumento da profundidade de usinagem, de 1 mm para 2 mm, provocou o aumento da temperatura. Nota-se ainda, a menor temperatura registrada foi 76°C para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, já maior temperatura foi 185°C para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm.

Resultado análogo é observado na Figura 4.22 com menor temperatura de 109°C para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm, enquanto a temperatura mais elevada foi 243°C para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm.

O comportamento da temperatura na ferramenta de corte durante o fresamento do aço ferramenta ABNT D2 com diferentes valores de a_e é apresentado nas Figuras 4.23 e 4.24. Os resultados empregando $a_e = 12,5$ mm foram obtidos utilizando o sentido de corte concordante. Na Figura 4.23 os resultados são apresentados em função de uma profundidade de usinagem (a_p) de 1 mm, enquanto na Figura 4.24 a profundidade de usinagem (a_p) estabelecida foi de 2 mm. .

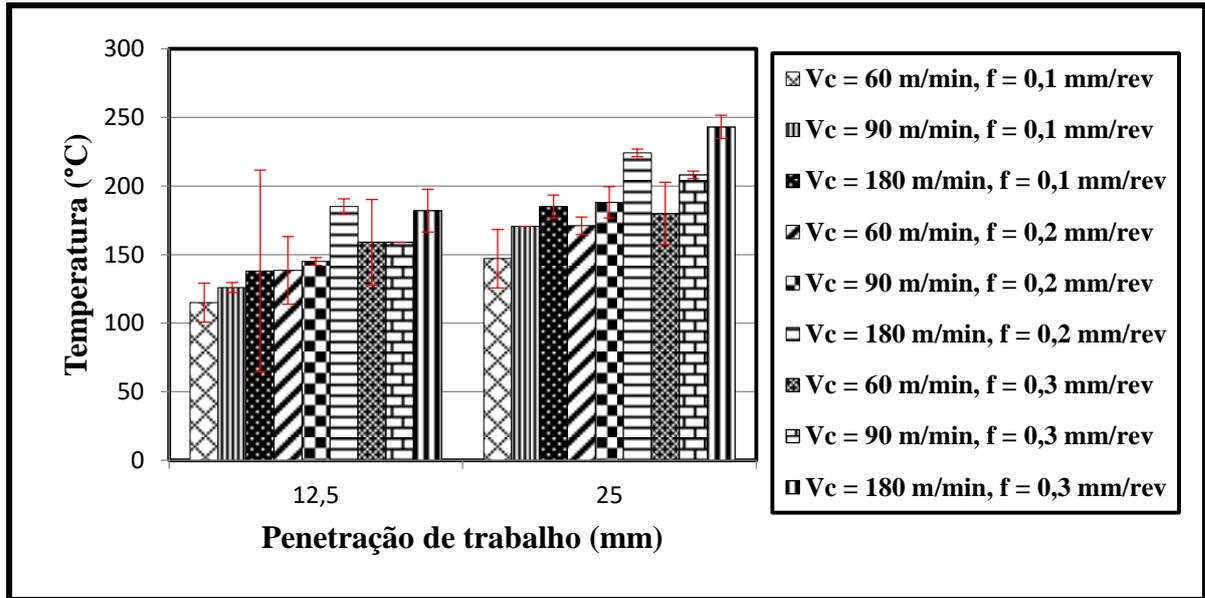


Figura 4.23: Efeito da penetração de trabalho sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_p = 1$ mm

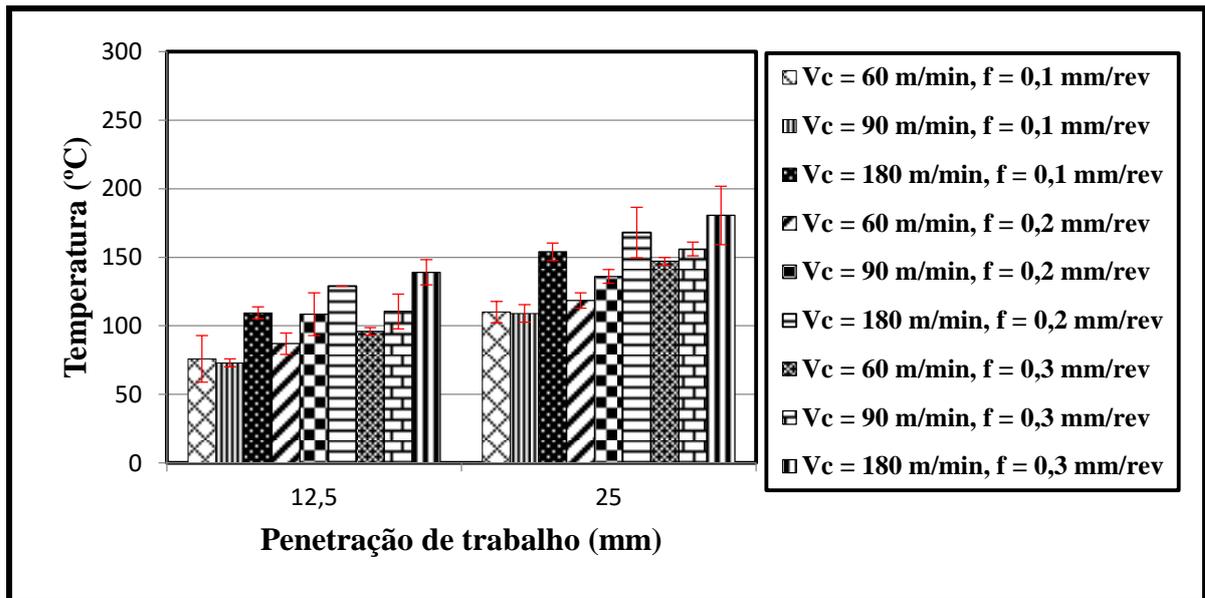


Figura 4.24: Efeito da penetração de trabalho sobre a temperatura na ferramenta de corte medida por meio do termopar inserido na ferramenta empregando $a_p = 2$ mm

Observando a Figura 4.23 nota-se que a temperatura na ferramenta de corte aumenta quando a penetração de trabalho é elevada de 12,5 mm para 25 mm. Além disso, os menores valores foram de 109° C e 110° C obtidas, respectivamente, para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm e para $v_c = 60$ m/min $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm. Por outro lado a maior temperatura foi de 180,5° C, obtida para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 25$ mm.

A Figura 4.24 mostra comportamento análogo. Para todas condições de usinagem a temperatura na ferramenta de corte se eleva quando a penetração é aumentada e o menor valor de temperatura foi de 115° C para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm, enquanto o maior valor de temperatura na ferramenta foi de 243°C para $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm

As Figuras 4.25, 4.26 e 4.27 ilustram o comportamento da temperatura na ferramenta de corte em função da variação do sentido de corte de discordante para concordante.

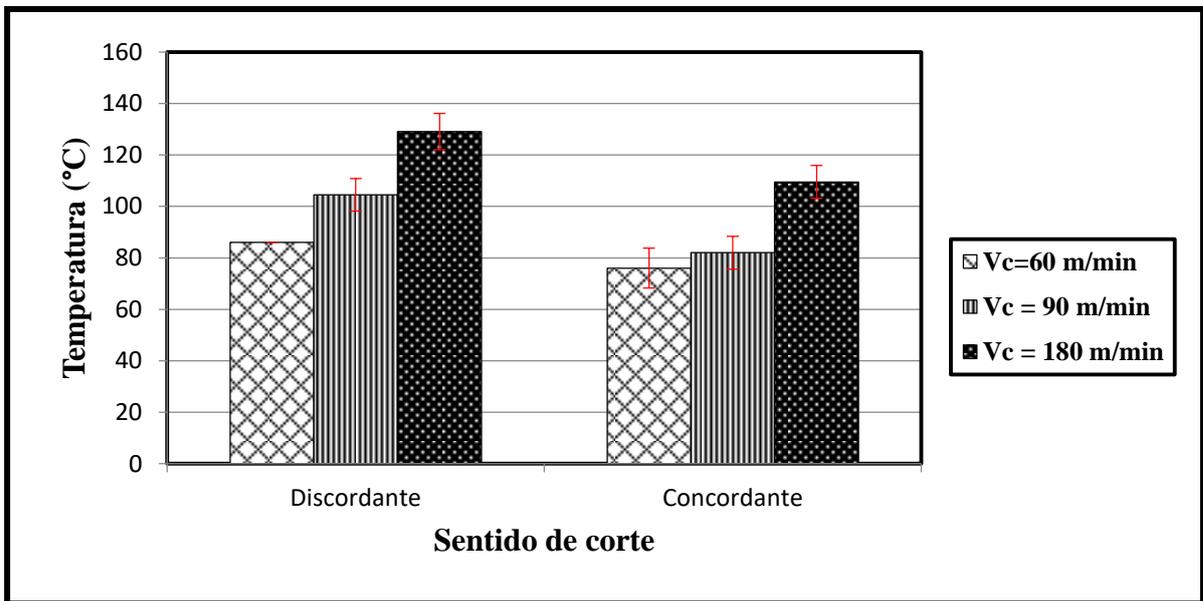


Figura 4.25: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sob diferentes velocidades de corte ($f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)

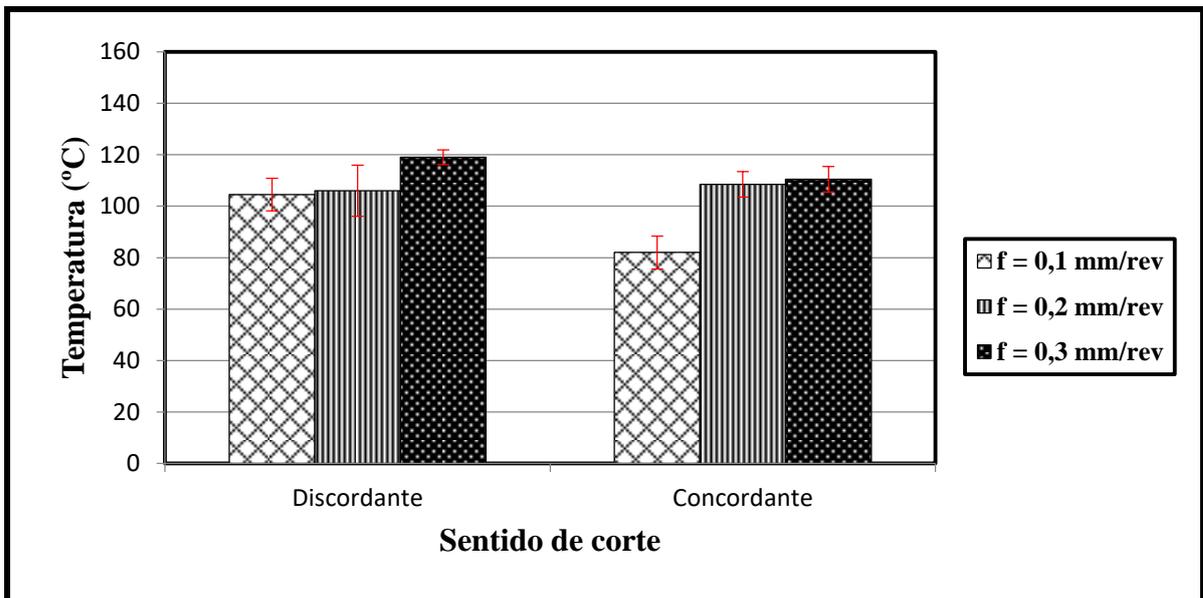


Figura 4.26: Efeito do sentido de corte sobre temperatura de fresamento sob diferentes avanços ($v_c = 90$ m/min, $a_p = 1$ mm, $a_e = 12,5$ mm)

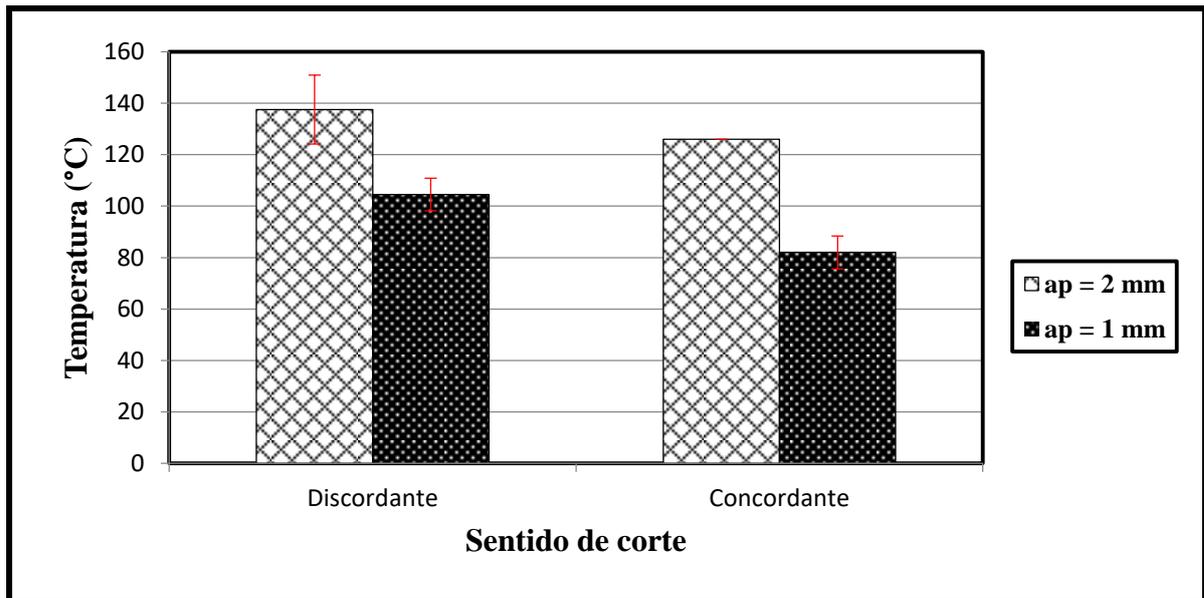


Figura 4.27: Efeito do sentido de corte sobre a temperatura de fresamento sobre diferentes profundidades de usinagem ($v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_e = 12,5$ mm)

A Figura 4.25 representa o efeito do sentido de corte em função da variação para diferentes velocidade de corte (60 m/min, 90 m/min e 180 m/min). Nota-se que para as condições avaliadas a temperatura na ferramenta de corte reduz quando o sentido de corte discordante é alterado para concordante. Entretanto, a máxima redução foi de $22,5^\circ\text{C}$ obtida quando a $v_c = 90$ m/min é empregada.

Já a Figura 4.26 mostra a influência do sentido de corte em função de diferentes valores de avanço: para valores de avanço de 0,1 mm/rev e 0,3 mm/rev há redução da temperatura quando o sentido de corte é alterado de discordante para concordante. Entretanto, quando o avanço de 0,2 mm/rev é empregado esta redução não é verificada, e ocorre um aumento de $2,5^\circ\text{C}$ na temperatura ao alterar o sentido de corte de discordante para concordante.

A Figura 4.27 ilustra a influência do sentido de corte para duas profundidades de usinagem distintas. Observa-se que para as duas condições empregadas a temperatura na ferramenta de corte reduz quando o sentido de corte é alterado de discordante para concordante. A maior redução da temperatura foi de $21,5^\circ\text{C}$ para um $a_p = 1$ mm.

De forma análoga ao realizado no método do termopar ferramenta/peça foi utilizado o teste t-Student emparelhado para um nível de confiança de 95% para avaliar se há diferença estatística entre os dois sentidos de corte. Os resultados indicam que a temperatura média no fresamento discordante é mais alta que no fresamento concordante (discordante = $113,6^\circ\text{C}$ e

concordante = 102° C) e o intervalo de confiança mostra que há diferença estatística entre as médias. Além disso o p-valor = 0,024 indica que o sentido de corte afeta a temperatura de fresamento. Este resultado é diferente do encontrado pelo método do termopar ferramenta/peça que mostrou não haver diferença estatística entre as médias e que o sentido de corte não afeta a temperatura de fresamento para o mesmo nível de confiança (95%). Durante o corte discordante há maior atrito na superfície de saída da ferramenta o que pode provocar maior temperatura de fresamento.

Finalmente a Figura 4.28 representa o efeito do revestimento da ferramenta sobre a temperatura na ferramenta de corte durante o fresamento do aço ABNT D2. Foram empregados dois revestimentos: TiCN+TiN (inserto da classe 1025) e Ti(C,N)+Al₂O₃+TiN (inserto da classe 4230). Os resultados foram obtidos para três condições distintas: $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm; $v_c = 90$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm e $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm.

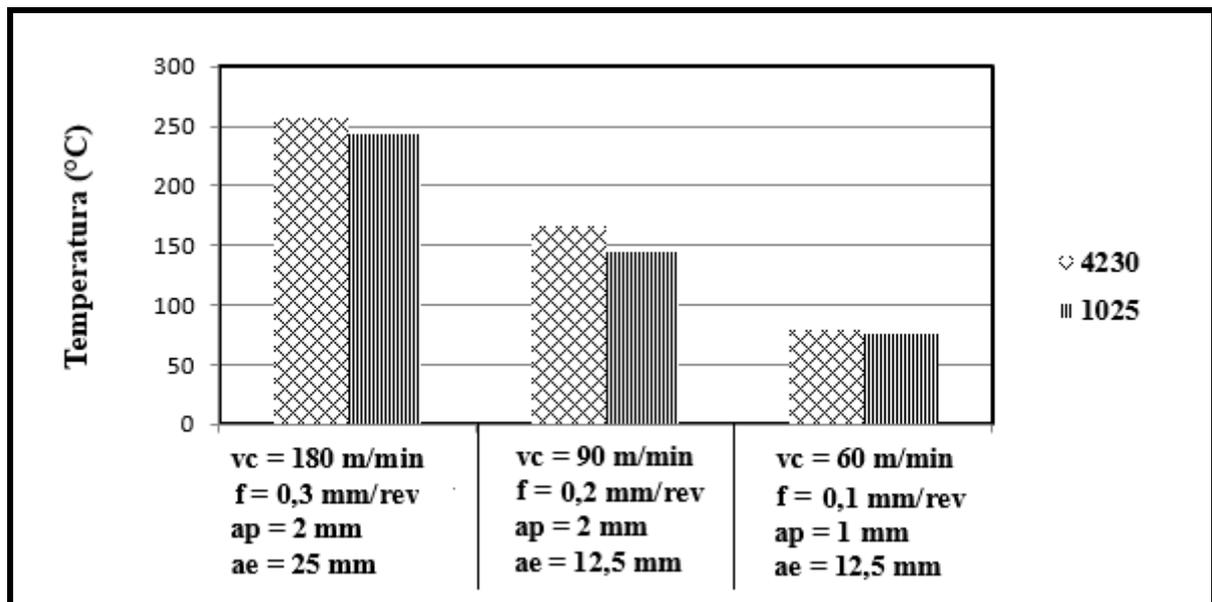


Figura 4 28: Efeito do revestimento da ferramenta de corte sobre a temperatura da ferramenta

Observa-se na Figura 4.28 que a temperatura do inserto da classe 4230 foi maior sob todas as condições de usinagem. Na primeira condição ($v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm) a diferença de temperatura foi de 13° C, na segunda ($v_c = 90$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm) esta diferença foi de 20,5° C, enquanto na terceira condição ($v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm) a diferença de temperatura foi de apenas 4° C. O inserto classe 4230 possui como primeira camada o Al₂O₃

que tem menor condutividade térmica do que o TiN (primeira camada do inserto classe 1025), por este motivo a temperatura no interior da ferramenta de corte classe 4230 poderia ser inferior. Entretanto, tal fato não foi verificado, este aumento pode ser atribuído a uma variação do furo do inserto.

Os resultados obtidos por meio da técnica do termopar inserido na ferramenta evidenciam que o sistema de aquisição de dados construído é sensível às variações das condições de usinagem, sendo adequado para medição da temperatura de fresamento principalmente no interior da ferramenta.

Analisando de forma conjunta, verifica-se a capacidade do sistema desenvolvido em converter para temperatura os valores de tensão obtidos pelo termopar. Os maiores valores de temperatura foram evidenciados pelo método do termopar ferramenta/peça, pois este possui a finalidade de medir a temperatura média da interface peça e ferramenta. Por outro lado, o método do termopar inserido possui a finalidade de determinar a temperatura em um ponto da ferramenta que se encontra a determinada distância a região de geração de calor.

4.2.1 Análise de variância

A Figura 4.29 apresenta a análise de resíduos medida pela técnica do termopar inserido na ferramenta com nível de significância de 5%.

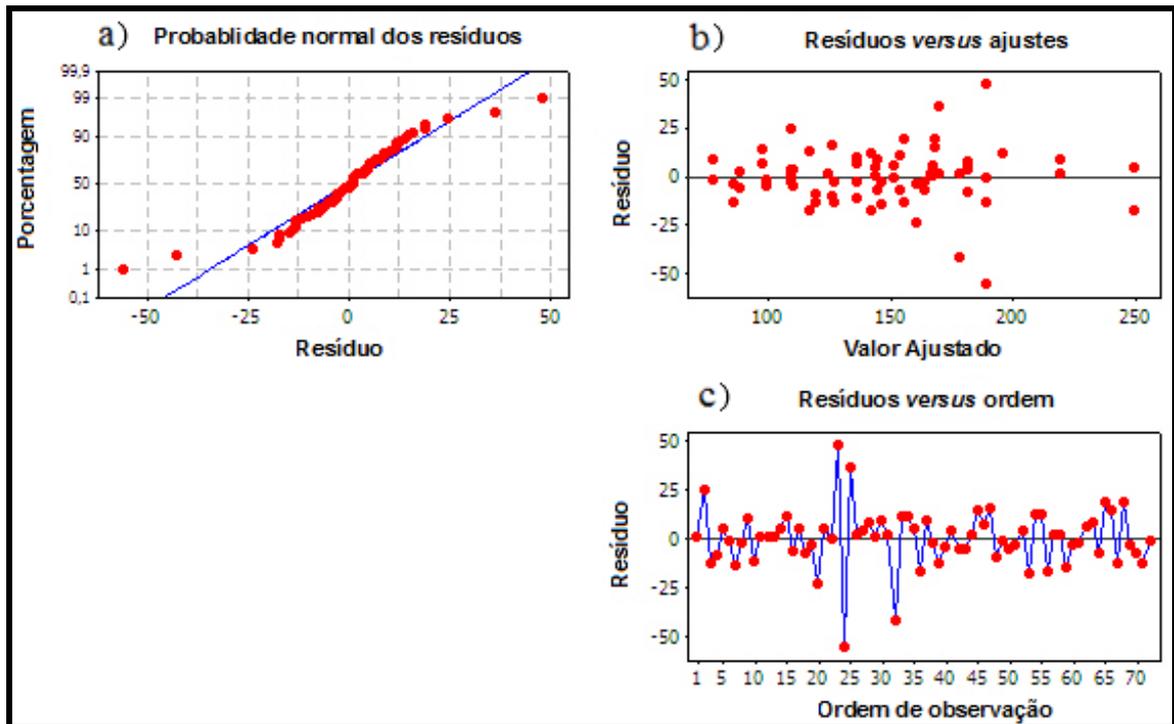


Figura 4.29: Análise de resíduos para temperatura de fresamento medida pelo método do termopar inserido na ferramenta

A probabilidade normal dos resíduos é apresentada na Figura 4.29 a) onde nota-se que os valores dos resíduos estão distribuídos em torno da linha reta de distribuição normal, conforme também foi obtido no experimento do termopar ferramenta/peça. Esta distribuição evidencia que há normalidade nos dados coletados. O gráfico contido na Figura 4.29 b) representa o resultado de resíduos *versus* ajustes. Observa-se que a variação dos resíduos ao redor da linha de referência segue nenhuma tendência de abertura, o que é indesejável. Já a Figura 29 c) representa o gráfico de resíduos *versus* ordem de observações, onde é possível notar que os resíduos estão distribuídos aleatoriamente em relação a sequência dos testes, isto demonstra que as observações são independentes. Com base na discussão acima, pode-se afirmar que os erros decorrentes do modelo são aleatórios.

Figura 4.30 apresenta o gráfico de Pareto dos efeitos padronizados. Qualquer parâmetro de usinagem que estiver além da linha de referência é relevante. Desta forma, nota-se que todos os parâmetros de usinagem, analisados isoladamente, possuem considerável influência sobre a temperatura de fresamento. Dentre eles, a profundidade de usinagem é a que possui maior influência, diferentemente do que ocorreu no método do termopar ferramenta/peça onde a velocidade de corte foi a mais influente. Tal aspecto se justifica, pois uma maior seção de corte é removida quando a profundidade de usinagem aumenta, ficando a região de geração de calor

mais próxima da posição onde o termopar se encontra. Por outro lado, quando a velocidade é aumentada, a região de maior temperatura está mais próxima da ponta da ferramenta, e consequentemente, mais distante do termopar. Além disso, a interação entre os parâmetros de usinagem não afetou a temperatura de fresamento. Já no método do termopar ferramenta/peça algumas interações proporcionaram efeito sobre a temperatura de fresamento.

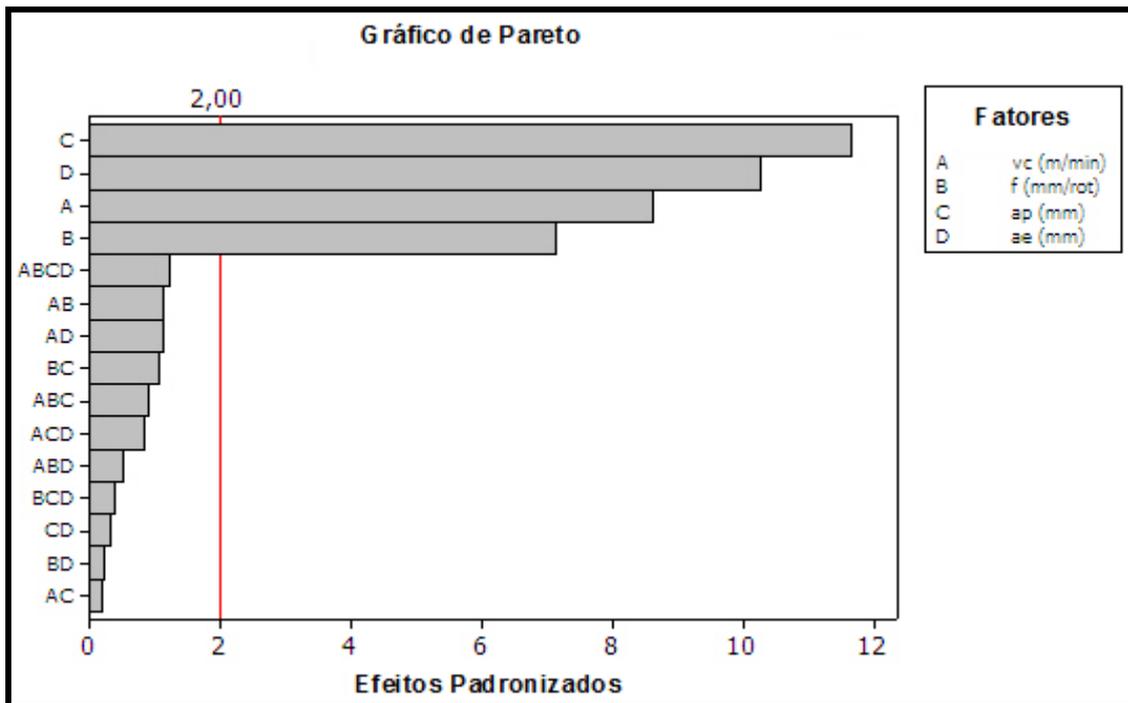


Figura 4.30: Gráfico de Pareto dos efeitos padronizados

Finalmente a Figura 4.31 apresenta os resultados da interação dos parâmetros de usinagem (velocidade de corte, avanço, profundidade de corte e penetração de trabalho) sobre a temperatura de fresamento.

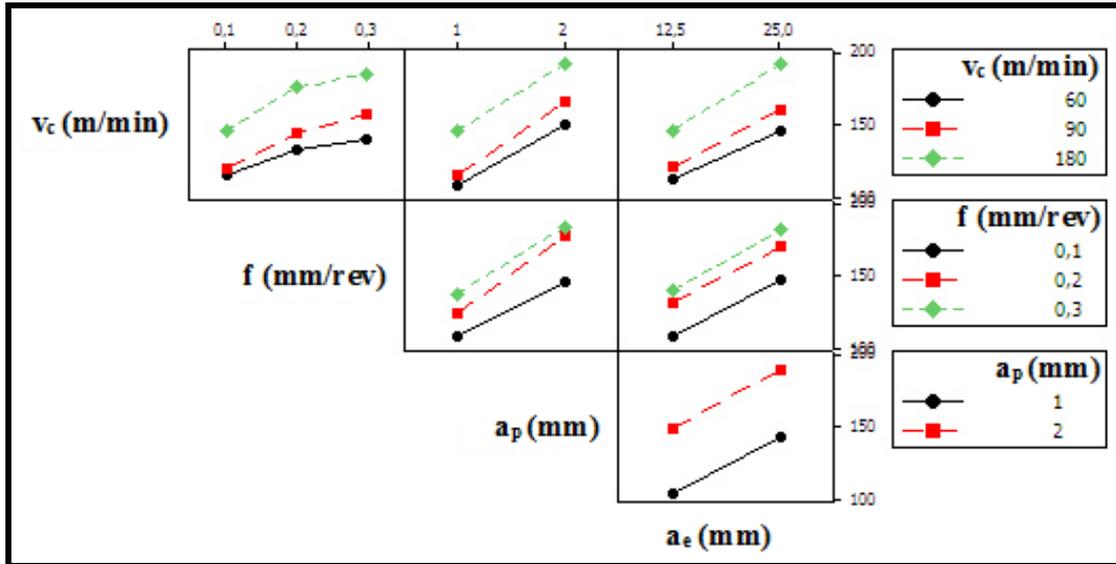


Figura 4.31: Interação dos parâmetros de usinagem

De forma similar ao discutido nos tópicos 4.1 e 4.2 que apresentam os resultados empregando os métodos do termopar ferramenta/peça e termopar inserido na ferramenta, observa-se que todos os parâmetros exercem influência sobre a temperatura de fresamento, ou seja, o aumento de qualquer parâmetro de usinagem provoca o aumento da temperatura de fresamento. Entretanto, como visto na Figura 4.30 o principal parâmetro que afeta a temperatura de fresamento foi a profundidade de usinagem.

4.3 Simulação da temperatura de fresamento

A Figura 4.32 e 4.33 demonstram os valores do coeficiente de atrito obtidos durante os testes com o tribômetro em função do número de rotações para velocidades de deslizamento de 60 e 90 m/min, respectivamente.

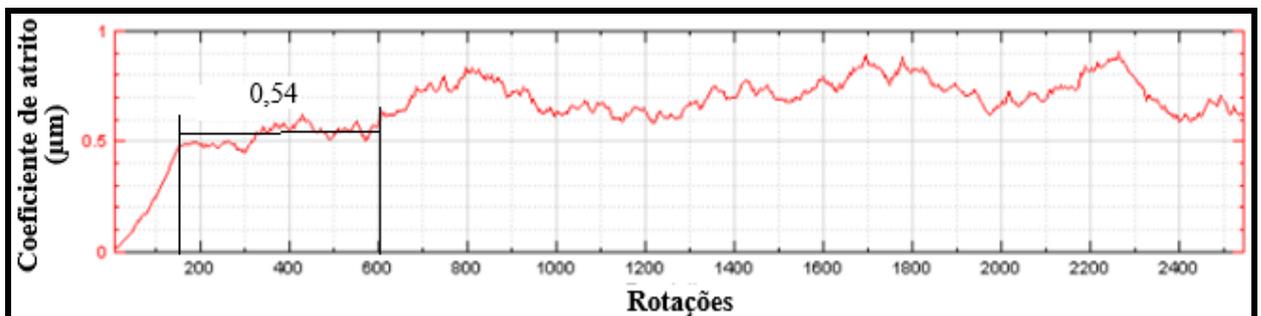


Figura 4.32: Coeficiente de atrito empregando velocidade de deslizamento de 60 m/min

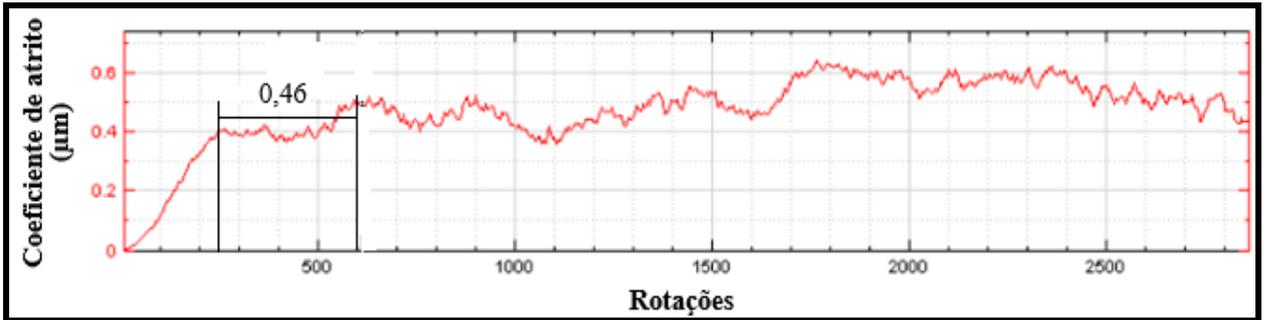


Figura 4.33: Coeficiente de atrito empregando velocidade de deslizamento de 90 m/min

Após seis minutos de testes (equivalentes a 3000 rotações do disco de aço ABNT D2), constatou-se que o coeficiente de atrito, para cada uma das velocidades, sofreu bastante oscilação ao longo do tempo. Desta forma, optou-se por analisar a média do coeficiente de atrito nas primeiras 600 rotações. Neste período houve uma maior estabilidade do coeficiente de atrito, principalmente no ensaio empregando a velocidade de deslizamento de 90 m/min. Assim, foi empregado um coeficiente médio de 0,54 para uma velocidade de deslizamento de 60/min e 0,46 para 90 m/min

Os valores de coeficiente de atrito encontrados foram empregados na simulação da temperatura de fresamento conforme representado nas Figuras 4.34 a 4.38. Os resultados apresentam os valores de temperatura na região de corte em função da variação da velocidade de corte, do avanço e da profundidade de corte, o que permite correlacionar os valores simulados com os obtidos durante os testes experimentais.

A Figura 4.34 apresenta a simulação tridimensional da temperatura de fresamento para uma $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm considerando apenas uma aresta cortante e utilizando coeficiente de atrito de 0,54.

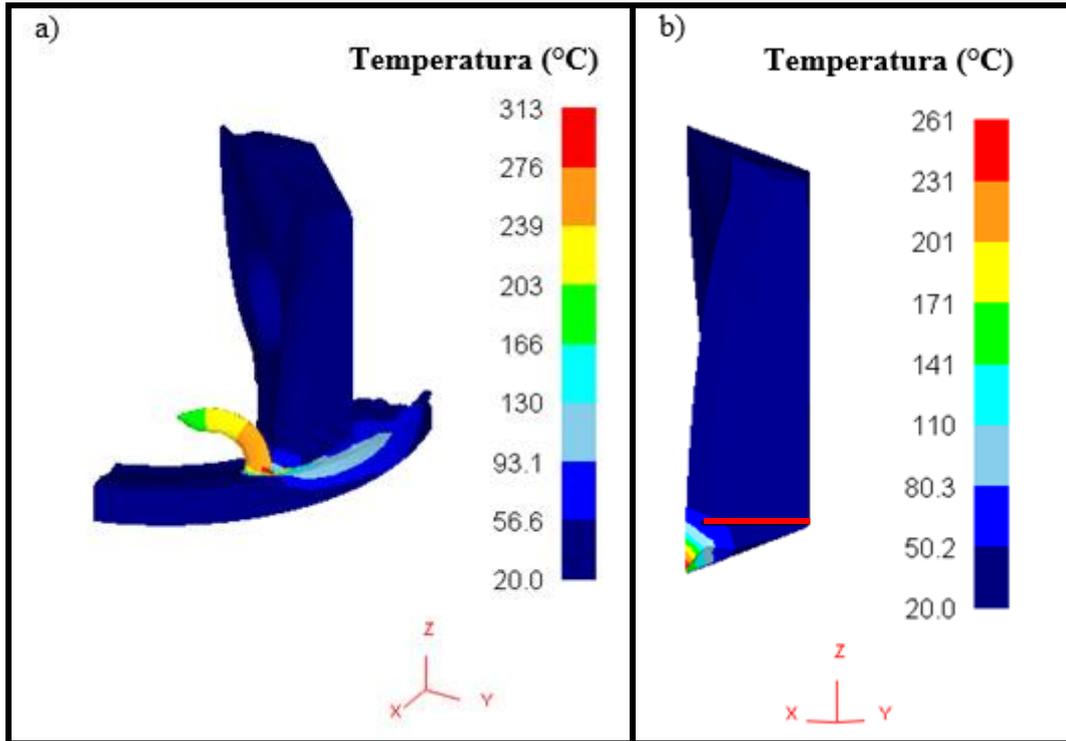


Figura 4.34: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm

Nota-se na Figura 4.34 a) que a máxima temperatura na região de corte foi igual a 313°C , valor pouco superior aos 308°C obtido durante os testes realizados empregando o método do termopar ferramenta/peça para a mesma condição de usinagem. A Figura 4.34 b) demonstra o fluxo de calor para o interior da ferramenta. O termopar se encontra a aproximadamente 1 mm da aresta de corte e nesta posição a faixa de temperatura foi de $50,2^\circ\text{C}$ a $80,3^\circ\text{C}$. A temperatura encontrada por meio do método do termopar inserido na ferramenta para esta condição de usinagem foi de 76°C , o que representa um valor dentro da faixa obtida durante a simulação.

A Figura 4.35 mostra a simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 1$ mm considerando apenas uma aresta de corte e empregando coeficiente de atrito igual a 0,46.

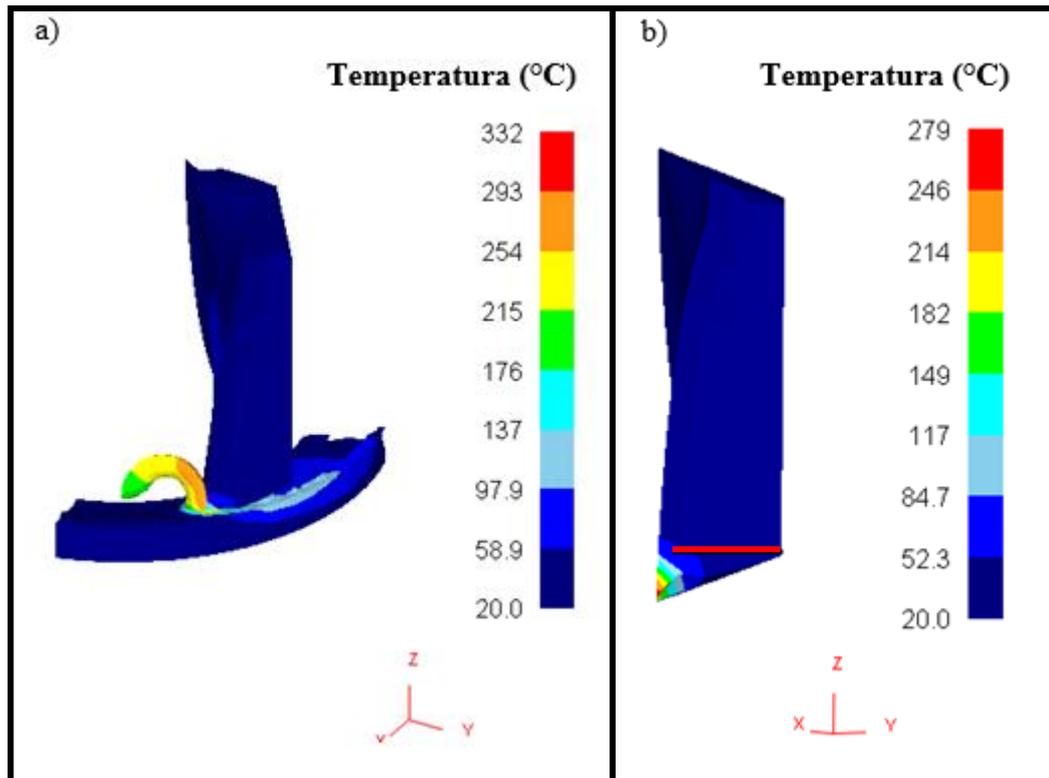


Figura 4.35: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 1$ mm

Observa-se por meio da Figura 4.35 a) que o maior valor de temperatura foi de 332°C , valor próximo aos 328°C obtido durante os testes com o termopar ferramenta/peça. Já a Figura 4.35 b) ilustra a temperatura no interior da ferramenta de corte, com uma faixa de temperatura entre $52,3^\circ\text{C}$ e $84,7^\circ\text{C}$ na região onde o termopar foi inserido, valores estes maiores do que os encontrados na Figura 4.34 b) devido à elevação da velocidade de corte. A temperatura obtida por meio do método do termopar inserido na ferramenta para a mesma condição de usinagem foi de 82°C , valor próximo ao obtido durante a simulação numérica.

A Figura 4.36 demonstra a simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev e $a_p = 1$ mm, empregando coeficiente de atrito igual a 0,46.

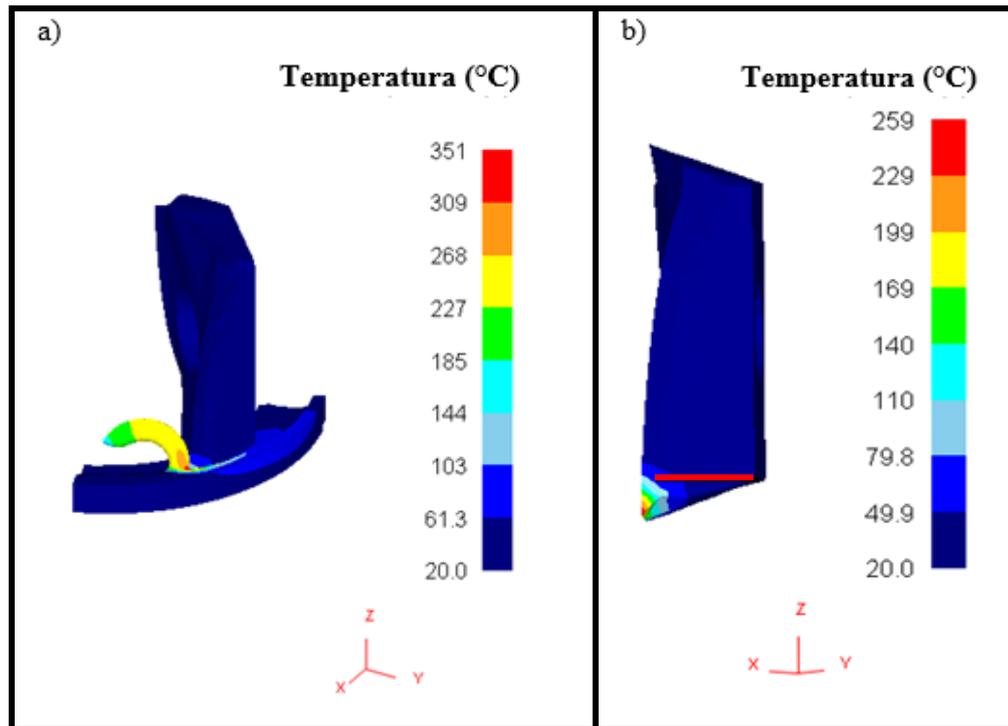


Figura 4.36: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,2$ mm/rev e $a_p = 1$ mm

A Figura 4.36 a) mostra que a máxima temperatura na interface peça e ferramenta foi de 351°C , valor este superior ao encontrado na Figura 4.35 a) devido a elevação do avanço e apenas 12°C menor do que o obtido empregando o método do termopar ferramenta/peça. Já a Figura 4.36 b) ilustra o perfil de temperatura no interior da ferramenta e o termopar localizado a 1 mm da aresta de corte. Nota-se que o termopar está próximo a faixa de temperatura entre $79,8^\circ\text{C}$ e 110°C , ao passo que por meio da técnica do termopar inserido na ferramenta a temperatura foi $108,5^\circ\text{C}$, demonstrando que o método empregado para simulação foi satisfatório.

A simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev e $a_p = 1$ mm considerando apenas uma aresta de corte e empregando coeficiente de atrito igual a 0,46 é apresentada na Figura 4.37.

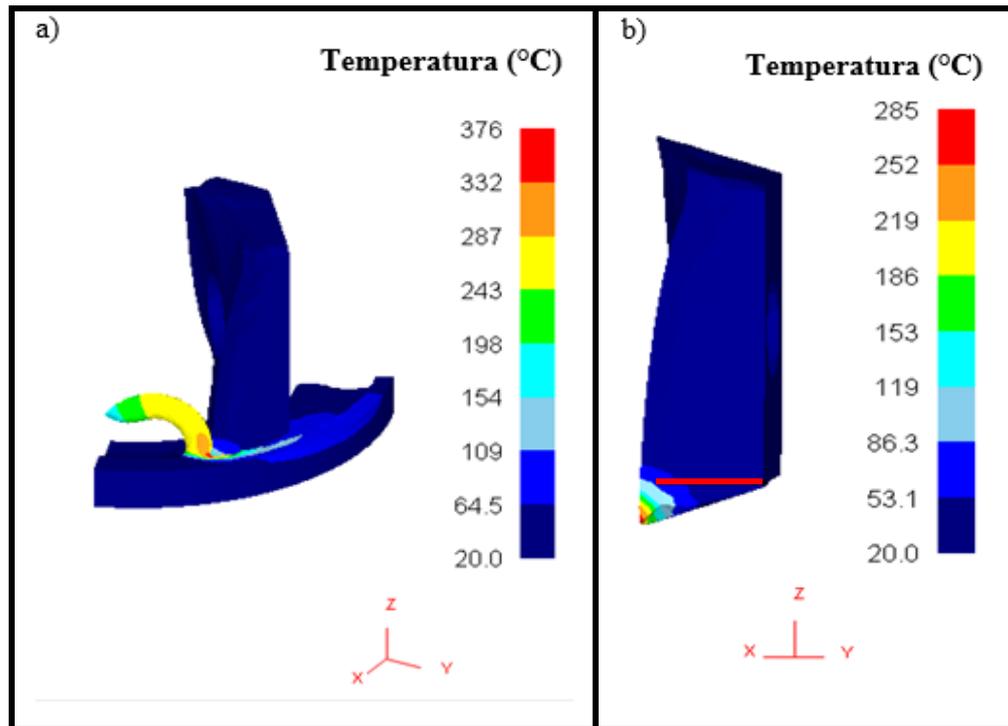


Figura 4.37: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 1$ mm

Observa-se na Figura 4.37 a) que a máxima temperatura obtida na região de corte foi a 376° C, valor similar aos 370° C obtido pelo método do termopar ferramenta/peça. Além disso, constatou-se pela simulação numérica que o aumento do avanço proporcionou maior temperatura de fresamento, fato que aumentou o fluxo de calor para o interior da ferramenta de corte conforme pode ser constatado pela Figura 4.37 b), na qual ilustra o termopar localizado próximo a faixa de temperatura entre $86,3^\circ$ C e 119° C. A temperatura obtida pelo método do termopar inserido na ferramenta foi de 110° C evidenciando a similaridade dos resultados.

O efeito da profundidade de usinagem sobre a temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 2$ mm, empregando coeficiente de atrito igual a 0,46 é ilustrada na Figura 4.38.

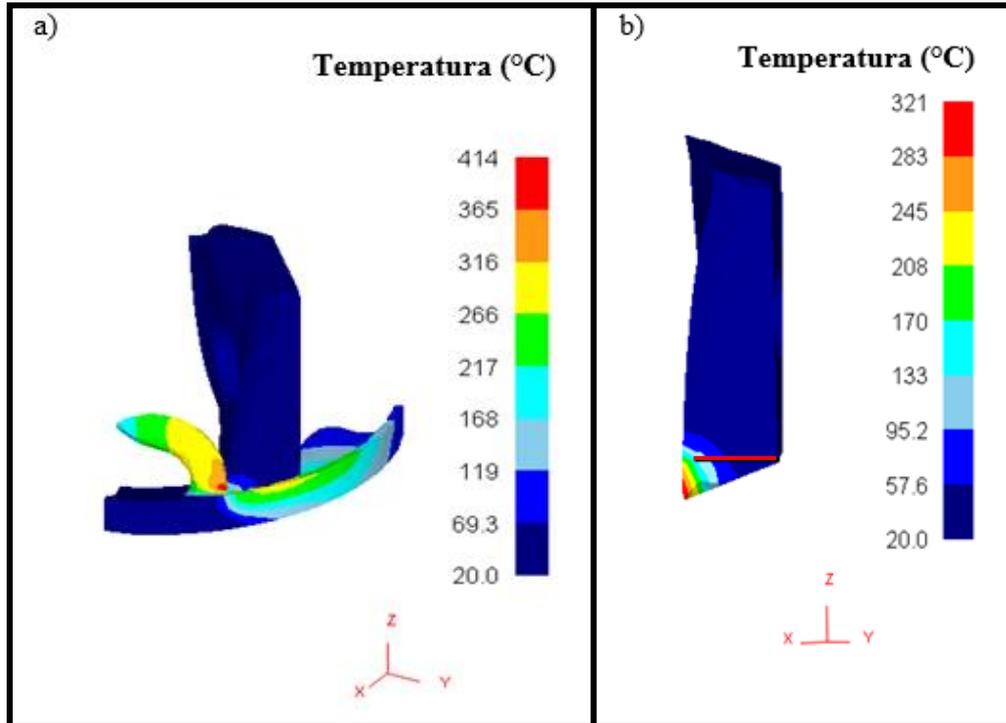


Figura 4.38: Simulação da temperatura de fresamento para $v_c = 90$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev e $a_p = 2$ mm

Nota-se que o aumento da profundidade de usinagem elevou a temperatura de fresamento na interface peça e ferramenta de 376°C para 414°C (Figura 4.38 a), valor superior aos 382°C obtido durante o método do termopar ferramenta/peça, está foi a maior diferença entre simulação numérica e método experimental. Entretanto, pode ser observado na Figura 4.38 b) que a posição onde o termopar se encontra é de 95°C a 133°C , valores similares aos 126°C obtido pela técnica do termopar inserido. É importante mencionar que da mesma forma que no método experimental o calor para o interior da ferramenta de corte dependerá das condições de usinagem e também do material da peça e ferramenta. Com os resultados obtidos é possível constatar que o modelo desenvolvido para a etapa de simulação da temperatura de fresamento é condizente com os resultados adquiridos por meio dos testes experimentais.

5. CONCLUSÃO

Por meio dos estudos e análises realizadas neste trabalho é possível chegar às seguintes conclusões em relação ao sistema de aquisição de temperatura desenvolvido, ao comportamento da temperatura de usinagem em função dos parâmetros de corte e das técnicas empregadas para sua medição durante o fresamento do aço ABNT D2 no estado recozido com insertos de metal duro:

- Os resultados obtidos empregando o método do termopar ferramenta/peça mostraram que a temperatura de fresamento do aço ferramenta ABNT D2 chegou a um valor máximo de 508° C utilizando a condição de usinagem mais severa ($v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 25$ mm). Por outro lado, a menor temperatura observada foi de 304°C utilizando $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm. Todos os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho) quando elevados proporcionaram o aumento da temperatura de fresamento. Entretanto, foi constatado que o sentido de corte possui pouca influência sobre a temperatura de fresamento. Já o desgaste da aresta de corte provocou o aumento da temperatura de fresamento. Por meio da Análise de Variância constatou-se que o método utilizado para aquisição de dados foi adequado (análise de resíduos) e o principal parâmetro que influenciou a temperatura de fresamento foi a velocidade de corte, seguido da profundidade de usinagem, do avanço e da penetração de trabalho.
- A principal restrição do método do termopar ferramenta/peça foi garantir o adequado isolamento da peça e da fresa a partir do mandril, sendo este último o procedimento mais crítico pois o material empregado não pode comprometer o balanceamento da fresa e deve ser resistente ao aperto do mandril. Para realizar este isolamento uma tinta a base de poliuretano foi empregada de forma eficaz ao longo dos dentes.
- A medição da temperatura por meio do método do termopar inserido na ferramenta somente foi viável com o desenvolvimento do sistema de aquisição de temperatura. Neste sistema há o módulo de transmissão sem fio *bluetooth* que conectado ao microcontrolador via interface serial, permite o envio dos dados ao computador. Para a

realização dos ensaios foi necessário a construção de um suporte responsável por acondicionar tanto o sistema de aquisição de temperatura como a bateria. Além disso, este suporte necessitou de fixação adequada ao mandril da fresa para que o sistema de aquisição de temperatura não de soltasse durante a operação.

- A principal dificuldade encontrada para a aplicação do método do termopar inserido na ferramenta foi a realização do furo no inserto. Este procedimento foi realizado por meio do processo de eletroerosão e buscou garantir a menor variação possível da posição do furo. Além disso, o diâmetro do termopar foi ligeiramente inferior ao do furo, de modo a minimizar o risco de deslocamento do termopar.
- Os valores de temperatura coletados empregando o termopar inserido na ferramenta, a 1 mm da aresta de corte indicaram 76°C como a temperatura de fresamento mais baixa. Este resultado foi encontrado para a seguinte condição de usinagem: $v_c = 60$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 1$ mm e $a_e = 12,5$ mm. Já a maior temperatura foi de aproximadamente 254°C quando a condição de usinagem $v_c = 180$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 2$ mm e $a_e = 12,5$ mm foi utilizada. Da mesma forma que ocorreu no método do termopar ferramenta/peça, todos os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço, profundidade de usinagem e penetração de trabalho) quando elevados proporcionaram o aumento da temperatura de fresamento. A influência do sentido de corte sobre a temperatura foi detectada (temperatura mais elevada no fresamento discordante), fato este que não ocorreu no método do termopar ferramenta/peça. Por meio da Análise de Variância foi possível demonstrar que o método para coleta de dados foi adequado e o principal parâmetro que influenciou a temperatura de fresamento foi a profundidade de usinagem, seguida da penetração de trabalho, da velocidade de corte e do avanço. Diferentemente do que ocorreu no método do termopar ferramenta/peça no qual a velocidade de corte foi o principal parâmetro de usinagem, no método do termopar inserido a profundidade de usinagem foi predominante, pois quando ela aumenta uma maior seção de corte é removida, ficando a região de geração de calor mais próxima da aresta de corte. Por outro lado, quando a velocidade de corte é aumentada, a região de maior temperatura está mais próxima da ponta da ferramenta e, conseqüentemente, mais distante da posição do termopar. Finalmente a alteração do inserto classe 1025 para o inserto classe 4230 provocou pouca alteração na temperatura de fresamento.

- Os resultados de temperatura obtidos pelas técnicas do termopar ferramenta/peça e do termopar inserido na peça demonstraram a capacidade do sistema de aquisição de dados em converter para temperatura os valores de tensão obtidos pelo termopar e posteriormente enviá-los a um computador para tratamento dos dados. Tal aspecto leva a concluir que esta metodologia é viável para o monitoramento da temperatura de corte durante o fresamento, principalmente empregando o termopar inserido, algo que era inviável devido a rotação da ferramenta.
- Os valores do coeficiente de atrito obtido por meio do teste pino sobre disco mostraram considerável variação, sendo difícil determinar o valor verdadeiro. Entretanto, após 6 minutos de ensaios notou-se que para uma velocidade de deslizamento de 60 m/min o coeficiente de atrito médio foi de 0,54, enquanto que para uma velocidade de deslizamento de 90 m/min o coeficiente de atrito médio foi de 0,46. Quando a velocidade de deslizamento foi aumentada houve o aumento da temperatura, o que conseqüentemente proporcionou menor resistência ao material da peça, fato que provocou a redução do coeficiente de atrito.
- O método empregado para simulação tridimensional da temperatura de fresamento se mostrou satisfatório, tendo em vista que os valores simulados foram compatíveis com os experimentais. Entretanto, a determinação do coeficiente de atrito de forma precisa ainda é uma grande restrição para a simulação da temperatura de usinagem.

6. PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

Neste capítulo serão descritas as propostas para trabalhos futuros. Estas atividades terão a finalidade de contribuir para avanços nas técnicas de medição da temperatura de fresamento e para melhorar a compreensão da distribuição de calor na interface ferramenta/peça durante a operação de fresamento:

- Avaliar estatisticamente e com um número de testes mais representativo a influência do desgaste e do revestimento sobre a temperatura de fresamento, empregando os métodos do termopar ferramenta/peça e o termopar inserido na ferramenta, para identificar como a variação do desgaste e do resvestimento pode contribuir para a elevação da temperatura
- Medir a força de usinagem e empregar o método da captação de radiação infravermelha para medir a temperatura de fresamento e correlacionar os resultados com os dados obtidos neste trabalho, tornando-o mais completo;
- Verificar a eficácia do método termopar ferramenta/peça dividindo a peça em duas partes e no seu interior inserir um filme fino de Constantan que irá atuar como condutor elétrico. Quando o corte for iniciado haverá a geração de uma força eletromotriz e seu sinal será transmitido para um sistema de aquisição de dados por meio do Constantan. O sistema de aquisição de dados poderá ser o mesmo utilizado neste trabalho.

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

ABUKHSHIM, N. A. et al. Investigation of Heat Partition in High Speed Turning of High Strength Alloy Steel, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v.45, p.1687–1695, 2005.

ABUKHSHIM, N. A. et al. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: a review and implications for high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.46, p.782-800, 2006.

ALI, M. H. et al. FEM to predict the effect of feed rate on surface roughness with cutting force during face milling of titanium alloy. **Journal Housing and Building National Research Center**. v. 9, p.63–269, (2013).

ALMEIDA, S. L. R et al. Seleção de ferramentas e condições de usinagem em tempo de programação CNC em tornos com objetivo educacional. In CONGRESSO BRASILEIRO DE ENSINO DE ENGENHARIA, 23. Campina Grande. **Anais...** Campina Grande: COBENGE, 2005. P. 1-12.

ALTAN, T. et al. Manufacturing dies and molds. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, Annals of the CIRP, v.50, n.2, p.404-422, 2001

ANDERSON, C. et al. Experimental studies of cutting force variation in face milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.51, p.67–76, 2011.

ARRAZOLA, P. J. Analysis of the influence of tool type, coatings, and machinability on the thermal fields in orthogonal machining of AISI 4140 steels, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. .58, p.85-88, 2009.

ATTIA, M. H; KOPS, L. A new approach to cutting temperature prediction considering the thermal constriction phenomenon in multi-layer coated tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v.49, n.8, p.619-624, 2004.

AVILA, R. et al. Topographic analysis of the wear crateron TiN, Ti(C,N) and (Ti,Al)N coated carbide tools. **Wear**. v.265, p.49-56, 2008.

AZEVEDO, F.M. D. **Métodos dos Elementos Finitos**. 1 ed. Porto: 2003. 248p.

BALAJI, A. K. et al. The effects of cutting tool thermal conductivity on tool-chip contact length and cyclic chip formation in machining with grooved tools. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v.48. p.33-38, 1999.

BALZERS. *Catálogos on Line*. Liechtenstein. Disponível em: <<http://www.oerlikon.com/balzers>>. Acesso em 11/10/2014

BASTI, A. et al. Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.47, p.793–798, 2007.

BENABID, F. et al. A thermal modeling to predict and control the cutting temperature. The simulation of face-milling process. **Procedia Engineering**. v.74, p37-42. 2014.

BRANDÃO, L. C. et al. Experimental and theoretical study of workpiece temperature when end milling hardened steels using (TiAl)N-coated and PcBN-tipped tools. **Journal of Materials Processing technology**. v.99, p.234–244, 2008.

BURNS, G. W. et al. Temperature-electromotive force reference functions and tables for the letterdesignated thermocouple types based on the ITS-90. **National Institute of Standards and Technology Monograph**. 175. 1993. 630p.

CAMUSÇU, N; ASLAN, A comparative study on cutting tool performance in end milling of AISI D3 tool steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v.170 p.121–126, 2005.

CASTANHEIRA, I; DINIZ, A. High speed milling of hardened steel convex surface. **Procedia Manufacturing**. v.5, p.220-231, 2016.

CAMPIDELLI. A, F, V. **DESENVOLVIMENTO DE UM SISTEMA MICROCONTROLADO PARA MEDIÇÃO DE TEMPERATURA DURANTE A OPERAÇÃO DE FRESAMENTO**. 2016. 68f. Monografia (Graduação) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte

CARVALHO, D. S. et al. Monitoramento da Temperatura. In: CONGRESSO NACIONAL DE ESTUDANTES DE ENGENHARIA MECÂNICA, 11, Nova Friburgo, 2004. **Anais**. Nova Friburgo: ABCM, 2004. p.1-2

CHAVERINI, V. Tecnologia **Mecânica: Materiais de Fabricação**. 2. ed. São Paulo. Mec Graw Hill. 1986 205p.

CHANG, C. S. A study of high efficiency face milling tools. **Journal of Materials Processing technology**, v.100, p.12-29. 2000.

CHILDS, P. R. N. Infrared Thermometry Practical. **Temperature Measurement**, p.238-288, 2001.

CHINCHANIKAR, S; CHOUDHURY, S. K. Investigations on machinability aspects of hardened AISI 4340 steel at different levels of hardness using coated carbide tools. **Int. Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, v.38, p.124–133, Jan. 2013.

CHAKRAVERTI, G. et al. Analisis of tool temperature fluctuation in interrupted cutting. **Precision Engeniring**. v.6, n.2, p.99-105. 1984

CHEN, G. et al. Measurement and finite element simulation of micro-cutting temperatures of tool tip and workpiece. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.75, p.16–26, 2013.

COZ, G. L. et al. Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys. **Applied Thermal Engineering**. v.36 p.434-441, 2012.

CUI, X. et al. Analysis of transient average tool temperatures in face milling. **International Communications in Heat and Mass Transfer**. v.39, p.786-791, Maio. 2012.

DAVIM, J. P. et al. Precision Radial Turning of AISI D2 Steel. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v.42, p.842–849, 2009.

DEWES, R. C. et al. Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v.92, p.293-301, 1999.

DINIZ, A. E. et al, **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 3. ed. São Paulo, Artliber. 2001. 244p.

DINIZ, A. E; NEVES, D. O fresamento de material endurecido com fresa de ponta esférica – análise da influência dos parâmetros de usinagem de desbaste na força de corte. In: Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, 2. Uberlândia. **Anais**. Uberlândia COBEF, 2003.

DOGU, Y. et al. A Numerical Model to Determine Temperature Distribution in Orthogonal Metal Cutting. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 171, p.1–9, 2006.

DOSBAEVA, G. K. et al. Cutting temperature effect on PCBN and CVD coated carbide tools in hard turning of D2 tool steel. **Journal of Refractory Metals and Hard Materials**. v.50, p.1–8, 2015.

EL HOFY, H; YOUSSEF. A. H. **Machining technology: Machine tools and operations**, Taylor e Francis group, 2008. 633p.

FALLBOHMER, P. et al. High-speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. **Journal of Materials Processing Technology**, v.98, p.104-115, Jan, 2000.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 11 ed. São Paulo, Edgard Blucher. 1977. 751p.

FONG, T. Y; MING-DER, J. Dimensional quality optimisation of high-speed CNC milling process with dynamic quality characteristic. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, v. 21, p.506–517, 2005

FOX-RABINOVICH et al. Effect of mechanical properties measured at room and elevated temperatures on the wear resistance of cutting tools with TiAlN and AlCrN coatings. **Surface and Coatings Technology**. v.200, p.5738–5742, 2006.

GERDAU AÇOS FINOS PIRATINI. **Manual de Aços**. São Paulo: catálogo. Disponível em: <<http://www.gerdau.com.br/acosfinospiratini>>2003. Acesso em 23 nov. 2014. 106 p.

GHANI, J. A. et al. Wear mechanism of TiN coated carbide and uncoated cermets tools at high cutting speed applications. **Journal of Materials Processing Technology**. v.153, p.1067–1073, 2004.

GRZEIK, W. et al. Experimental investigation of the cutting temperature when turning with coated indexable inserts. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.39, p.355–369, 1999.

GRZEIK, W. et al. An investigation of the thermal effects in orthogonal cutting associated with multi layer coatings. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v.50, n.1, p.53-56, 2001.

GRZEIK, W. et al. Finite element modelling of temperature distribution in the cutting zone in turning processes with differently coated tools. **Journal of Materials Processing Technology**. p.1204-1211, 2005.

GUHA, A. et al. Wireless acquisition of temperature data from embedded thin film sensors in cutting insert. **Journal of Manufacturing Processes**. v.14, p.360-365, 2012.

GUNAY, M. et al. Experimental investigation of the effect of cutting tool rake angle on main cutting force. **Journal of Materials Processing Technology** v.166, p.44–49, 2005

GUVENÇ, L; SRINIVASAN, K. An overview of robot-assisted die and mold polishing with emphasis on process modeling. **Journal of Manufacturing Systems**, v.16, n.1, p48-58, 1997.

HAJDAREVIC, D. et al. Experimental study on the high speed machining of hardened steel. **Procedia Engineering**. v.69, p.291 – 295, 2004.

HELLENO, A. L; SCHUTZER, K. Fatores que influenciam a usinagem de moldes e matrizes com altas velocidade. **Revista Ciência e Tecnologia**, v.12, n.23, p.7-14, jan/jun. 2004.

HOSKINS, K. R. Data acquisition circuit collection. Linear Technology. **Application Note**. 62, p.11, 1994.

IKEDA, T; SATOH, H. Phase formation and characterization of hard coatings in the TiAlN system prepared by the cathode arc iron planting method. **Thin Solid Films**, v. 195, p.99-110, 1991

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. **International Standard – ISO 513 – Classification and Application of Hard Cutting Materials for Metal Removal with Defined Cutting Edges – Designation of the Main Groups and Groups of Application**. Genève, Switzerland. 2004. 3 p.

IYER, R. et al. Helical milling: An enabling technology for hard machining precision holes in AISI D2 tool steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture** , v.47 , p. 205–210, 2007.

JEONG, Y. G. et al. Mechanical behavior and cutting performance of ano-multi-layer Ti_xAl_{1-x}N coated tools for high-speed machining of AISI D2 die steel. **Current Applied Physics**. V.9, p.272-275, 2009.

JIANG, F. et al. Orthogonal cutting of hardened AISI D2 steel with TiAlN-coated inserts—simulations and experiments. **Int J Adv Manufacture Technology**. v.64 p.1555–1563, 2013.

- KANG, M. C et al. Effect of the minimum quantity lubrication in high-speed end-milling of AISI D2 cold-worked die steel (62 HRC) by coated carbide tools. **Surface and Coatings Technology**, p.5621–5624, 2008.
- KARAGUZEL, U. et al. Modeling and measurement of cutting temperatures in milling. **Procedia CIRP**. v. 46, p.173 – 176, 2016.
- KERRIGAN, K. et al. An integrated telemetric thermocouple sensor for process monitoring of CFRP milling operations. **Procedia CIRP**, v.1, p.449-454, 2012.
- KIKUCHI, M. The use of cutting temperature to evaluate the machinability of titanium alloys. **Acta Biomaterialia**. v.5, p.770-775, 2009.
- KISHAWY, H. A. An experimental evaluation of cutting temperatures during high speed machining of hardened D2 toolsteel. **Machining Science and Technology**, 6(1), p.67–79, 2002.
- KOMANDURI, R; HOU, Z. B. A review of the experimental techniques for the measurement of heat and temperatures generated in some manufacturing processes and tribology, **Tribology International**, v.34, p.653-682, 2001.
- KONYASHIN, I. Y. PVD/CVD technology for coating cemented carbides. **Surface and Coatings Technology**, v.71, p.277-283, 1995.
- KORKUT, I. et al. Investigation of chip-back temperature during machining depending on cutting parameters. **Materials and Design** v.28, p.2329-2335, 2007.
- KRAJNIK, P; KOPAC, P. Modern machining of die and mold tools. **Journal of Materials Processing Technology**, v.157-158, p.543-552, 2004.
- KUSIAK, A. et al. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. **Surface e Coatings Technology**. v.186, p.364-371, 2004.
- LAKSHMANAN, S; XAVIOR, M. A. Performance of Coated and Uncoated Inserts during Intermittent Cut Milling of AISI 1030 Steel. **Procedia Engineering**. v.97, p.372-380. 2014.
- LAW, K.M.Y. et al. Process-design Approach to Error Compensation in the End Milling of Pockets. **Journal of Materials Processing Technology**. v.89-90, p. 238-244, 1999.
- LE COZ, G. et al. Measuring temperature of rotating cutting tools: Application to MQL drilling and dry milling of aerospace alloys. **Applied Thermal Engineering**. V.36, p.434-441, 2012
- LI, X. Heat treatment of die and mould oriented concurrent design. **Journal of Iron and Steel Research, International**, v.13, n.1, p.40-43, 2006.
- LI et al. Microstructure and cutting performance of CrTiAlN coating for high-speed dry milling. **Transaction of Nonferrous Metals Society of China**. v.24, p.1800-1806. 2014.

LIAO, Y. S. et al. Feasibility study of the minimum quantity lubrication in high-speed end milling of NAK80 hardened steel by coated carbide tool. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.47, p.1667-1676, Fev. 2007.

LIAO, Y. S; LIN, H. M. Mechanism of minimum quantity Lubrication in high-speed milling of hardened steel. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**. v.47, p.660–1666, 2007.

LIMA, H. V. et al. Estudo sobre a temperatura no fresamento do aço ferramenta ABNT D 2. In: Congresso Nacional de Engenharia Mecânica. 18. Uberlândia. **Anais**. Uberlândia CONEM, 2014.

LIN, S. et al. An investigation of workpiece temperature variation in end milling considering flank rubbing effect. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.73, p.71–86, 2013.

LIU, X.-W, et al. Prediction of Cutting Force Distribution and its Influence on Dimensional Accuracy in Peripheral Milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v. 42. p.791-800, 2002.

LONGBOTTOM, J. M; LANHAM, J.D. Cutting temperature measurement while machining - a review. **Aircraft Engineering and Aerospace Technology**, v.77, n.2, p.122-130, 2005.

MACHADO, A. et al, **Teoria da Usinagem dos Materiais**. 2. ed. São Paulo: Edgard Blucher. 2011. 371p.

MACIEL, C. et al. Estudo da temperatura de usinagem no processo de fresamento do aço ABNT D2. In: CONGRESSO IBEROAMERICANO DE ENGENHARIA MECÂNICA, 11. La Plata. **Anais ...** La Plata: CIBEM, 2013. p.1-10.

MAJUMDAR, P. R. et al. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes. **Applied Thermal Engineering**, v.25, p.2152–2168, 2005.

MAMALIS, A. G. et al. Finite element simulation of chip formation in orthogonal metal cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, v.110, p.19-27, 2001

MARANHÃO, C. et al. Comportamento termomecânico na microusinagem do Aço AISI 4140: simulação numérica com validação experimental. **Ciência e Engenharia**. v. 21, nº.2, p.19-18, 2012.

MELO, A. C. A. et al. Estudo da formação de trincas de origem térmica no corte interrompido. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO, 1. Curitiba. **Anais ...** Curitiba: COBEF, 2001. p.1-9.

NASCIMENTO, C. H; COELHO, R. T. Análise da distribuição de temperatura em uma peça de aço AISI 4340. **Revista Máquinas e Metais**, nº.560, p. 34-51, Setembro. 2012.

NG, E. G. et al. Modelling of temperature and forces when orthogonally machining hardened steel. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.39, p.885–903, 1999.

NOUARI, M. et al. Experimental analysis and optimisation of tool wear in dry machining of aluminium alloys. **Wear.**, Talence, v.255, p.1359-1368, 2003.

NOVASKI, O; CORRÊA, M. A HSC como vantagem competitiva. **Revista Máquinas e Metais.** p. 74-89, Novembro. 1998.

OKADA, M. et al. Cutting performance of PVD-coated carbide and CBN tools in hard milling. **International Journal of Machine Tools e Manufacture** v.51, p.127–132, 2011.

OZEL, T; ALTAN, T. Process simulation using finite element method - prediction of cutting forces, tool stresses and temperatures in high speed flat end milling. **International Journal of machine Tools and Manufacture**, v.40, p.713-738, 2000.

PANTEL, A. M. et al. 3D FEM simulations of shoulder milling operations on a 304L stainless steel. **Simulation Modelling Practice and Theory.** v. 2, p.13–27, 2012.

PU, Z; SINGH, A. High speed ball nose end milling of hardened AISI A2 tool steel with PCBN and coated carbide tools. **Journal of Manufacturing Processes**, v.15, p.467-473, 2013.

QUIAN, L; HOSSAN, M. R . Effect on cutting force in turning hardened tool steels with cubic boron nitride inserts. **Journal of Materials Processing Technology** v.191, p.274–278, 2007.

RECH, J. et al. Tribological and thermal functions of cutting tool coatings. **Surface e Coatings Technology.** v.186, p.364-371, 2004.

RIBEIRO, J. L. S. **Fresamento do aço VHSUPER nos estados recozido e temperado com metal duro e cermet.** 2007. 244f. Tese (Doutorado) – Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte.

SAHOO, A. K; SAHOO, B. A comparative study on performance of multilayer coated and uncoated carbide inserts when turning AISI D2 steel under dry environment. **Measurement.** v.46, p.2695-2704, 2013.

SANTOS, S. C; SALES, W. C. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais.** São Paulo: Artiber. 2007. 246p.

SANDVIK COROMANT. **Ferramentas Rotativas.** Suécia: Catálogo. 2011.

SAOUBI, R. M; CHANDRASEKARAN, H. Experimental study and modelling of tool temperature distribution in orthogonal cutting of AISI 316L and AISI 3115 steels. **Int J Adv Manufacture Technology.** v.56, p.865–877. 2011.

SARTKULVANICH, P; ALTAN, T. Effects of flow stress and friction models in finite element simulation of orthogonal cutting – A sensitivity analysis. **Machine Science and Technology.** v.9, p.1-26, 2005.

- SATO, M. et al. An experimental technique for the measurement of temperature on CBN tool face in end milling. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.47, p.2071-2076, Jun. 2007.
- SCHOCK, J. Usos potenciais da HSC na usinagem de matrizes. **Revista Máquinas e Metais**. p. 28-33, Novembro. 1998.
- SCHULZ, H; MORIWAKI, T. High speed machining. **Annals of the CIRP**, v.41, p.1-7, 1992.
- SHIH, A. J. Finite element analysis of the rake angle effects in orthogonal metal cutting. **International Journal Mech Science**. v.38, n.1, p.1-7, 1995.
- SHUNMUGAM, M. S. et al. Selection of optimal conditions in multi-pass face-milling using a genetic algorithm. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.40, p.401-414, 2000.
- SHI, G. et al. A finite element study of the effect of friction in orthogonal metal cutting. **Finite Elements in Analysis and Design**. v.38, p.863-883, 2002.
- SILVA, B. M; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods a review. **Journal of Materials Processing technology**, v.88, p195-202, Nov. 1999.
- SILVA, F. J. Q. et al. Metodologia para usinagem de moldes com altas velocidades envolvendo ferramentas computacionais de auxilia à manufatura. In: ENCONTRO NACIONAL DE ENGENHARIA DE PRODUÇÃO, 22. Curitiba. **Anais...** Curitiba: ENEGEP, 2002. p.1-7.
- SMITH et al. The effect of tool length on stable metal removal rate in high speed milling. **Annals of the CIRP**, v.47, p.307-310, 1998.
- SOUSA et al. Investigação experimental da força de usinagem no torneamento cilíndrico de alguns materiais metálicos. In: CONGRESSO NACIONAL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 16. Campina Grande. **Anais...** CONEM, 2010. p.1-9.
- STEMMER, C. E.; **Ferramentas de corte I**. 4. ed. Florianópolis, Ed. da UFSC. 1995. 249p.
- STEMMER, C. E.; **Ferramentas de corte II**. 2. ed. Florianópolis, Ed. da UFSC. 1995. 326p.
- SUI, S. C; FENG, P. F. The influences of tool wear on Ti6Al4V cutting temperature and burn defect. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.85, p.2831-2838, 2016.
- SUN, Y. et al. An experimental investigation of the influence of cutting parameters on cutting temperature in milling Ti6Al4V by applying semi-artificial thermocouple. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.70, p.765-773. 2014
- SUTTER, G. et al. An experimental technique for the measurement of temperature fields for the orthogonal cutting in high speed machining. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v.43, p.671-678, 2003.

- SUTTER, G; RANC, N. Temperature fields in a chip during high-speed orthogonal cutting - an experimental investigation. **International Journal of machine Tools and Manufacture**, v.47, p.1507-1517, Fev. 2007.
- TAYLOR, F. T. On the art of cutting metals. **The American Society of Mechanical Engineers**. p.1856-1915, 1907.
- TANG, L. et al. Finite element modeling and simulation in dry hard orthogonal cutting AISI D2 tool steel with CBN cutting tool. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.53, p.1167–1181, 2011).
- TOH, C. K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 167, p.110–118, 2005.
- TRENT, E. M. Metal cutting and the tribology of seizure: II movement of work material over the tool in metal cutting. **Wear**. v.128, p.41-64, 1988b.
- TRENT, E. M; WRIGHT, P. K. **Metal cutting**. 4. ed. USA: Butterworth-Heinemann. 2000. 446 p.
- THANONGSAK. T; OZEL, T. 3-D finite element process simulation of micro-end milling Ti-6Al-4Vtitanium alloy: Experimental validations on chip flow and tool wear. **Journal of Materials Processing Technology**. v.221, p.128–145, 2015.
- UEDA, T. et al. Temperature measurement of CBN tool in turning of high hardness steel. **Annals of the CIRP**. v.48, n.1 p.63-66, 1999
- UMBRELLO, D. et al. On the evaluation of the global heat transfer coefficient in cutting. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. v.47, p.1738–1743, 2007
- URBANSKI, J. et al. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. **Materials and Design**. v.21, p.395-402, 2000.
- VIEIRA, J. M. et al. Performance of cutting fluids during face milling steels. **Journal of Materials Processing Technology**. v.116, p.244-251, 2001.
- VIVANCOS, J. et al. Optimal machining parameters selection in high speed milling of hardened steels for injection moulds. **Journal of Materials Processing Technology**. v.156, p.1505–1512, 2004.
- WANG, H. et al. Evaluation of cutting force and cutting temperature in milling carbon fiber-reinforced polymer composites. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.82, p.1517-1525, 2016.
- WERSCHMOELLER, D; Li, X. Measurement of tool internal temperatures in the tool–chip contact region by embedded micro thin film thermocouples. **Journal of Manufacturing Processes**. v.13, p.147-152, 2011.

Xi, Y. et al. SPH/FE modeling of cutting force and chip formation during thermally assisted machining of Ti6Al4V alloy. **Computational Materials Science**. v.84, p.188-197, 2014.

YASHIRO, T. et al. Temperature measurement of cutting tool and machined surface layer in milling of CFRP. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.70, p.63-69, 2013.

ZHANG, S; LIU, Z. An analytical model for transient temperature distributions in coated carbide cutting tools. **International Communications in Heat and Mass Transfer**. v.35 p.1311-1315, 2008.

ZHANG, S. et al Tool wear and cutting forces variation in high-speed end-milling Ti-6Al-4V alloy. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**. v.46, p.69–78, 2010.

ZHENG, H. Q. et al. Theoretical modelling and simulation of cutting forces in face milling with cutter runout, **International Journal of machine Tools and Manufacture**, v.39, p.2003-2018, 1999.

APENDICE A – Tabelas com resultados da temperatura de fresamento

Tabela A-1: Valores de temperatura de fresamento medidos pelo método do termopar ferramenta/peça

| Termopar ferramenta/peça | | | | | Temperatura média | Desvio Padrão |
|--------------------------|-----|-------|-------|--------------------|----------------------|----------------------|
| v_c | f | a_p | a_e | $^{\circ}\text{C}$ | $(^{\circ}\text{C})$ | $(^{\circ}\text{C})$ |
| 60 | 0,1 | 1 | 25 | 317 | 330 | 18 |
| 60 | 0,1 | 1 | 25 | 343 | | |
| 90 | 0,1 | 1 | 25 | 324 | 342 | 25 |
| 90 | 0,1 | 1 | 25 | 360 | | |
| 180 | 0,1 | 1 | 25 | 405 | 435 | 42 |
| 180 | 0,1 | 1 | 25 | 465 | | |
| 60 | 0,2 | 1 | 25 | 349 | 356 | 10 |
| 60 | 0,2 | 1 | 25 | 363 | | |
| 90 | 0,2 | 1 | 25 | 370 | 380 | 14 |
| 90 | 0,2 | 1 | 25 | 390 | | |
| 180 | 0,2 | 1 | 25 | 493 | 479 | 20 |
| 180 | 0,2 | 1 | 25 | 465 | | |
| 60 | 0,3 | 1 | 25 | 389 | 378 | 16 |
| 60 | 0,3 | 1 | 25 | 367 | | |
| 90 | 0,3 | 1 | 25 | 402 | 405 | 4 |
| 90 | 0,3 | 1 | 25 | 408 | | |
| 180 | 0,3 | 1 | 25 | 488 | 493 | 7 |
| 180 | 0,3 | 1 | 25 | 498 | | |
| 60 | 0,1 | 2 | 25 | 381 | 368 | 18 |
| 60 | 0,1 | 2 | 25 | 355 | | |
| 90 | 0,1 | 2 | 25 | 404 | 398 | 8 |
| 90 | 0,1 | 2 | 25 | 392 | | |
| 180 | 0,1 | 2 | 25 | 509 | 498 | 16 |
| 180 | 0,1 | 2 | 25 | 487 | | |
| 60 | 0,2 | 2 | 25 | 384 | 375 | 13 |
| 60 | 0,2 | 2 | 25 | 365 | | |
| 90 | 0,2 | 2 | 25 | 420 | 410 | 14 |
| 90 | 0,2 | 2 | 25 | 400 | | |
| 180 | 0,2 | 2 | 25 | 507 | 501 | 9 |
| 180 | 0,2 | 2 | 25 | 494 | | |
| 60 | 0,3 | 2 | 25 | 406 | 401 | 8 |
| 60 | 0,3 | 2 | 25 | 395 | | |
| 90 | 0,3 | 2 | 25 | 429 | 435 | 8 |
| 90 | 0,3 | 2 | 25 | 440 | | |
| 180 | 0,3 | 2 | 25 | 523 | 508 | 21 |
| 180 | 0,3 | 2 | 25 | 493 | | |
| 60 | 0,1 | 1 | 12,5 | 299 | 304 | 6 |
| 60 | 0,1 | 1 | 12,5 | 308 | | |
| 90 | 0,1 | 1 | 12,5 | 317 | 328 | 15 |

| | | | | | | |
|-----|-----|---|------|-----|-----|----|
| 90 | 0,1 | 1 | 12,5 | 338 | | |
| 180 | 0,1 | 1 | 12,5 | 435 | 428 | 11 |
| 180 | 0,1 | 1 | 12,5 | 420 | | |
| 60 | 0,2 | 1 | 12,5 | 312 | 308 | 6 |
| 60 | 0,2 | 1 | 12,5 | 304 | | |
| 90 | 0,2 | 1 | 12,5 | 355 | 363 | 11 |
| 90 | 0,2 | 1 | 12,5 | 371 | | |
| 180 | 0,2 | 1 | 12,5 | 450 | 443 | 10 |
| 180 | 0,2 | 1 | 12,5 | 436 | | |
| 60 | 0,3 | 1 | 12,5 | 375 | 360 | 21 |
| 60 | 0,3 | 1 | 12,5 | 345 | | |
| 90 | 0,3 | 1 | 12,5 | 378 | 370 | 11 |
| 90 | 0,3 | 1 | 12,5 | 362 | | |
| 180 | 0,3 | 1 | 12,5 | 451 | 457 | 8 |
| 180 | 0,3 | 1 | 12,5 | 463 | | |
| 60 | 0,1 | 2 | 12,5 | 340 | 347 | 10 |
| 60 | 0,1 | 2 | 12,5 | 354 | | |
| 90 | 0,1 | 2 | 12,5 | 393 | 382 | 16 |
| 90 | 0,1 | 2 | 12,5 | 371 | | |
| 180 | 0,1 | 2 | 12,5 | 438 | 439 | 1 |
| 180 | 0,1 | 2 | 12,5 | 440 | | |
| 60 | 0,2 | 2 | 12,5 | 356 | 356 | 0 |
| 60 | 0,2 | 2 | 12,5 | 356 | | |
| 90 | 0,2 | 2 | 12,5 | 376 | 388 | 17 |
| 90 | 0,2 | 2 | 12,5 | 400 | | |
| 180 | 0,2 | 2 | 12,5 | 436 | 448 | 17 |
| 180 | 0,2 | 2 | 12,5 | 460 | | |
| 60 | 0,3 | 2 | 12,5 | 344 | 356 | 16 |
| 60 | 0,3 | 2 | 12,5 | 367 | | |
| 90 | 0,3 | 2 | 12,5 | 390 | 388 | 3 |
| 90 | 0,3 | 2 | 12,5 | 386 | | |
| 180 | 0,3 | 2 | 12,5 | 469 | 469 | 0 |
| 180 | 0,3 | 2 | 12,5 | 469 | | |

Tabela A-2: Valores de temperature de fresamento medidos pelo método do termopar inserido na ferramenta

| Termopar inserido na ferramenta | | | | | | |
|---------------------------------|-----|-------|-------|-----|----------|--------------|
| v_c | f | a_p | a_e | °C | Média °C | Devio Padrão |
| 60 | 0,1 | 1 | 25 | 110 | 110 | 17 |
| 60 | 0,1 | 1 | 25 | 134 | | |
| 90 | 0,1 | 1 | 25 | 107 | 109 | 3 |
| 90 | 0,1 | 1 | 25 | 111 | | |
| 180 | 0,1 | 1 | 25 | 157 | 154 | 4 |
| 180 | 0,1 | 1 | 25 | 151 | | |
| 60 | 0,2 | 1 | 25 | 113 | 118,5 | 8 |
| 60 | 0,2 | 1 | 25 | 124 | | |
| 90 | 0,2 | 1 | 25 | 147 | 136 | 16 |
| 90 | 0,2 | 1 | 25 | 125 | | |
| 180 | 0,2 | 1 | 25 | 168 | 168 | 0 |
| 180 | 0,2 | 1 | 25 | 168 | | |
| 60 | 0,3 | 1 | 25 | 145 | 147 | 3 |
| 60 | 0,3 | 1 | 25 | 149 | | |
| 90 | 0,3 | 1 | 25 | 165 | 156 | 13 |
| 90 | 0,3 | 1 | 25 | 147 | | |
| 180 | 0,3 | 1 | 25 | 187 | 180,5 | 9 |
| 180 | 0,3 | 1 | 25 | 174 | | |
| 60 | 0,1 | 2 | 25 | 157 | 147 | 14 |
| 60 | 0,1 | 2 | 25 | 137 | | |
| 90 | 0,1 | 2 | 25 | 173 | 170,5 | 4 |
| 90 | 0,1 | 2 | 25 | 168 | | |
| 180 | 0,1 | 2 | 25 | 237 | 185 | 74 |
| 180 | 0,1 | 2 | 25 | 133 | | |
| 60 | 0,2 | 2 | 25 | 206 | 171 | 25 |
| 60 | 0,2 | 2 | 25 | 171 | | |
| 90 | 0,2 | 2 | 25 | 186 | 188 | 3 |
| 90 | 0,2 | 2 | 25 | 190 | | |
| 180 | 0,2 | 2 | 25 | 220 | 224 | 6 |
| 180 | 0,2 | 2 | 25 | 228 | | |
| 60 | 0,3 | 2 | 25 | 180 | 180 | 31 |
| 60 | 0,3 | 2 | 25 | 136 | | |
| 90 | 0,3 | 2 | 25 | 208 | 208 | 0 |
| 90 | 0,3 | 2 | 25 | 208 | | |
| 180 | 0,3 | 2 | 25 | 254 | 243 | 16 |
| 180 | 0,3 | 2 | 25 | 232 | | |
| 60 | 0,1 | 1 | 12,5 | 87 | 76 | 8 |
| 60 | 0,1 | 1 | 12,5 | 76 | | |
| 90 | 0,1 | 1 | 12,5 | 73 | 82 | 6 |
| 90 | 0,1 | 1 | 12,5 | 82 | | |
| 180 | 0,1 | 1 | 12,5 | 114 | 109,5 | 6 |
| 180 | 0,1 | 1 | 12,5 | 105 | | |
| 60 | 0,2 | 1 | 12,5 | 83 | 87 | 6 |
| 60 | 0,2 | 1 | 12,5 | 91 | | |

| | | | | | | |
|-----|-----|---|------|-----|--------|----|
| 90 | 0,2 | 1 | 12,5 | 112 | 108,5 | 5 |
| 90 | 0,2 | 1 | 12,5 | 105 | | |
| 180 | 0,2 | 1 | 12,5 | 142 | 129 | 18 |
| 180 | 0,2 | 1 | 12,5 | 116 | | |
| 60 | 0,3 | 1 | 12,5 | 98 | 96 | 3 |
| 60 | 0,3 | 1 | 12,5 | 94 | | |
| 90 | 0,3 | 1 | 12,5 | 107 | 110,5 | 5 |
| 90 | 0,3 | 1 | 12,5 | 114 | | |
| 180 | 0,3 | 1 | 12,5 | 124 | 139 | 21 |
| 180 | 0,3 | 1 | 12,5 | 154 | | |
| 60 | 0,1 | 2 | 12,5 | 130 | 115 | 21 |
| 60 | 0,1 | 2 | 12,5 | 100 | | |
| 90 | 0,1 | 2 | 12,5 | 126 | 126 | 0 |
| 90 | 0,1 | 2 | 12,5 | 126 | | |
| 180 | 0,1 | 2 | 12,5 | 132 | 138 | 8 |
| 180 | 0,1 | 2 | 12,5 | 144 | | |
| 60 | 0,2 | 2 | 12,5 | 134 | 138,5 | 6 |
| 60 | 0,2 | 2 | 12,5 | 143 | | |
| 90 | 0,2 | 2 | 12,5 | 153 | 145,0 | 11 |
| 90 | 0,2 | 2 | 12,5 | 137 | | |
| 180 | 0,2 | 2 | 12,5 | 187 | 185,0 | 3 |
| 180 | 0,2 | 2 | 12,5 | 183 | | |
| 60 | 0,3 | 2 | 12,5 | 143 | 159,0 | 23 |
| 60 | 0,3 | 2 | 12,5 | 175 | | |
| 90 | 0,3 | 2 | 12,5 | 161 | 159,00 | 3 |
| 90 | 0,3 | 2 | 12,5 | 157 | | |
| 180 | 0,3 | 2 | 12,5 | 176 | 182,00 | 8 |
| 180 | 0,3 | 2 | 12,5 | 188 | | |
