

RENATO NUNES CUNHA

**MEDIÇÃO EXPERIMENTAL DE TEMPERATURA NO
TORNEAMENTO DA LIGA TI-6Al-4V UTILIZANDO O
MÉTODO DO TERMOPAR FERRAMENTA-PEÇA**



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA

2020

RENATO NUNES CUNHA

**MEDIÇÃO EXPERIMENTAL DE TEMPERATURA NO TORNEAMENTO
DA LIGA TI-6Al-4V UTILIZANDO O MÉTODO DO TERMOPAR
FERRAMENTA-PEÇA**

Dissertação apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Uberlândia, como parte dos requisitos para a obtenção do título de **MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA**.

Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva

UBERLÂNDIA – MG

2020

Ficha Catalográfica Online do Sistema de Bibliotecas da UFU
com dados informados pelo(a) próprio(a) autor(a).

C972 2020	<p>Cunha, Renato Nunes, 1990- Medição experimental de temperatura no torneamento da liga Ti-6Al-4V utilizando o método do termopar ferramenta-peça [recurso eletrônico] / Renato Nunes Cunha. - 2020.</p> <p>Orientador: Márcio Bacci da Silva. Dissertação (Mestrado) - Universidade Federal de Uberlândia, Pós-graduação em Engenharia Mecânica. Modo de acesso: Internet. Disponível em: http://doi.org/10.14393/ufu.di.2020.713 Inclui bibliografia. Inclui ilustrações.</p> <p>1. Engenharia mecânica. I. Silva, Márcio Bacci da, 1964-, (Orient.). II. Universidade Federal de Uberlândia. Pós-graduação em Engenharia Mecânica. III. Título.</p> <p style="text-align: right;">CDU: 621</p>
--------------	--

Bibliotecários responsáveis pela estrutura de acordo com o AACR2:

Gizele Cristine Nunes do Couto - CRB6/2091



UNIVERSIDADE FEDERAL DE UBERLÂNDIA

Coordenação do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica
Av. João Naves de Ávila, nº 2121, Bloco 1M, Sala 212 - Bairro Santa Mônica, Uberlândia-MG, CEP 38400-902
Telefone: (34) 3239-4282 - www.posgrad.mecanica.ufu.br - secposmec@mecanica.ufu.br



ATA DE DEFESA - PÓS-GRADUAÇÃO

Programa de Pós-Graduação em:	Engenharia Mecânica				
Defesa de:	Dissertação de Mestrado Acadêmico, nº 575, COPEM				
Data:	24/11/2020	Hora de início:	14:00	Hora de encerramento:	17:00
Matrícula do Discente:	11912EMC018				
Nome do Discente:	Renato Nunes Cunha				
Título do Trabalho:	Medição Experimental de Temperatura no Torneamento da Liga Ti-6Al-4V Utilizando o Método do Termopar Ferramenta-Peça				
Área de concentração:	Materiais e Processos de Fabricação				
Linha de pesquisa:	Processos de Fabricação (Usinagem e Soldagem)				
Projeto de Pesquisa de vinculação:					

Reuniu-se por meio de webconferência a Banca Examinadora, designada pelo Colegiado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, assim composta: Professores Doutores: Arthur Alves Fiocchi - FEMEC/UFU; Anna Carla Monteiro de Araújo - INSA/França; e Marcio Bacci da Silva - FEMEC/UFU, orientador do candidato. Ressalta-se que os Prof. Arthur Alves Fiocchi, Marcio Bacci da Silva e o Discente participaram da defesa por meio de webconferência desde a cidade de Uberlândia/MG, e a Profa. Anna Carla Monteiro de Araújo desde a cidade de Toulouse/França, em atendimento a Portaria nº 36, de 19 de março de 2020, da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES.

Iniciando os trabalhos o presidente da mesa, Dr. Marcio Bacci da Silva, apresentou a Comissão Examinadora e o candidato, agradeceu a presença do público, e concedeu ao Discente a palavra para a exposição do seu trabalho. A duração da apresentação do Discente e o tempo de arguição e resposta foram conforme as normas do Programa.

A seguir o senhor(a) presidente concedeu a palavra, pela ordem sucessivamente, aos(às) examinadores(as), que passaram a arguir o(a) candidato(a). Ultimada a arguição, que se desenvolveu dentro dos termos regimentais, a Banca, em sessão secreta, atribuiu o resultado final, considerando o(a) candidato(a):

Aprovado.

Esta defesa faz parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre.

O competente diploma será expedido após cumprimento dos demais requisitos, conforme as normas do Programa, a legislação pertinente e a regulamentação interna da UFU.

Nada mais havendo a tratar foram encerrados os trabalhos. Foi lavrada a presente ata que após lida e achada conforme foi assinada pela Banca Examinadora.



Documento assinado eletronicamente por **Anna Carla Monteiro de Araujo, Usuário Externo**, em 24/11/2020, às 17:13, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Marcio Bacci da Silva, Professor(a) do Magistério Superior**, em 24/11/2020, às 17:16, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



Documento assinado eletronicamente por **Arthur Alves Fiocchi, Professor(a) do Magistério Superior**, em 24/11/2020, às 17:16, conforme horário oficial de Brasília, com fundamento no art. 6º, § 1º, do [Decreto nº 8.539, de 8 de outubro de 2015](#).



A autenticidade deste documento pode ser conferida no site https://www.sei.ufu.br/sei/controlador_externo.php?acao=documento_conferir&id_orgao_acesso_externo=0, informando o código verificador **2395040** e o código CRC **6F60BCAD**.

AGRADECIMENTOS

A Deus.

Ao meu orientador Prof. Dr. Márcio Bacci da Silva pela orientação, ensinamentos, ajuda e paciência.

À Universidade Federal de Uberlândia (UFU), à Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) e ao Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU), pela infraestrutura necessária a realização desta dissertação.

À CAPES, pelo apoio financeiro.

Ao Prof. Dr. Éder Silva Costa, pelo apoio na realização dos ensaios experimentais.

Aos professores da Pós-graduação, especialmente ao Prof. Dr. Arthur Fiocchi e Prof. Dr. Rosemar Batista da Silva pelo auxílio no decorrer deste curso.

Aos técnicos do laboratório, Alcione, Lázaro, Thiago Pereira e Thiago Menezes pela ajuda sempre que necessário.

Aos colegas do LEPU, Letícia Silva, Walter dos Santos, Milla Gomes, Giannini Barcellos, Augusto César, Pedro Henrique Pires, Matheus Carrara, Samuel Alves, Tamires Botelho pelo apoio e amizade.

Aos meus pais, Fatima Maria Gouvea Nunes Cunha e Arnaldo Oliveira da Cunha, e minha irmã Ana Luiza, que sempre me incentivaram durante todo o período do mestrado.

A minha noiva Cíntia Maria Ferreira, pelo amor e companheirismo, sempre me apoiando nas minhas decisões.

Aos demais amigos e familiares que diretamente ou indiretamente, contribuíram para a concretização deste trabalho.

CUNHA, R. N. **Medição Experimental de Temperatura no Torneamento da Liga Ti-6Al-4V Utilizando o Método do Termopar Ferramenta-Peça**. 2020. 132 p. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

RESUMO

O titânio e suas ligas têm grande destaque devido a suas excelentes propriedades físicas, tais como elevada resistência mecânica para uma menor densidade relativa em relação aos aços, manutenção de sua resistência mecânica em temperaturas elevadas e alta resistência à corrosão. No entanto, o material possui características que o torna de difícil usinabilidade. Assim, o estudo da usinabilidade das ligas de titânio, como a liga Ti-6Al-4V, tem um papel importante na compreensão do desgaste da ferramenta, que é acelerado pelas altas temperaturas atingidas na interface cavaco-ferramenta. Dessa forma, este trabalho tem como objetivo investigar a influência dos parâmetros de corte na temperatura da interface cavaco-ferramenta medida pelo método do termopar ferramenta-peça no torneamento cilíndrico externo da liga Ti-6Al-4V. Também foi desenvolvida uma metodologia para calibração do sistema, um dos grandes problemas para utilização do método. A ferramenta de corte utilizada foi o metal duro da classe K10 sem revestimento em forma de barra, devidamente afiada. A calibração do sistema termopar ferramenta-peça foi realizada utilizando duas metodologias diferentes, ambas considerando todo o sistema experimental de medição da temperatura e as diversas juntas formadas. Os resultados obtidos nos testes de calibração demonstraram um comportamento linear na relação entre temperatura e potencial elétrico ao longo da faixa de temperaturas usadas na calibração e obtidas nos ensaios experimentais. Além disso, a calibração ao utilizar a contra ponta modificada e o pino desenvolvido no presente trabalho, demonstraram resultados semelhantes. Foram realizados testes de torneamento cilíndrico em que os parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) e a condição de lubri-refrigeração (seco ou MQL) foram variadas. Os resultados obtidos mostram que os parâmetros de corte influenciam diretamente nas temperaturas e na força de corte.

Palavras Chave: Torneamento. Ti-6Al-4V. Termopar ferramenta-peça. Temperatura de usinagem.

CUNHA, R. N. **Experimental Temperature Measurement in Turning Operation of Ti-6Al-4V Alloy Using the Tool-Workpiece Thermocouple Technique**. 2020. 132 p. M. Sc. Dissertation, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

ABSTRACT

Titanium and its alloys stand out due to their excellent properties, such as high mechanical strength for low relative weight, conservation of their mechanical strength at high temperatures and extraordinary resistance to corrosion. However, the material has characteristics that make it a difficult-to-cut material. Therefore, the study of the machinability for titanium alloys, such as high mechanical strength for a lower relative density in relation to steels, has an important role in understanding the tool wear which is affected by the high chip tool interface temperatures. Thus, this work aims to investigate the influence of the cutting parameters on the chip-tool interface temperature measured by the tool-piece thermocouple method on the external cylindrical turning of the Ti-6Al-4V alloy. The work also aims to develop a methodology for calibrating the system, one of the major problems for using the method. The cutting tool used was the K10 grade carbide in the form of a properly sharpened bar. The calibration of the tool-piece thermocouple system was performed on the experimental apparatus itself, using two different methodology. The results obtained in the calibration tests demonstrated a linear behavior in the relationship between temperature and voltage over the temperature range used in the calibration. In addition, calibration using the modified revolving tailstock centre and the developed pin have shown similar results. Cylindrical turning tests were performed in which the cutting parameters (cutting speed, feed and depth of cut) and the condition of lubrication (dry or MQL) were varied. The results obtained in this work show that the cutting parameters directly influence the temperatures and the cutting force.

Keywords: Turning. Alloy Ti-6Al-4V. Tool-work thermocouple. Machining temperature.

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Classificação dos processos de Fabricação (MACHADO e DA SILVA, 2004)	6
Figura 2.2 - Tipos de torneamento (FERRARESI, 2003)	8
Figura 2.3 - Perfilamento axial e torneamento curvilíneo (FERRARESI, 2003).....	9
Figura 2.4 - Principais parâmetros de corte (SHAW, 2005)	12
Figura 2.5 - Arestas de corte e superfícies da cunha de corte de uma ferramenta de torno. (adaptado de FERRARESI, 2003).....	14
Figura 2.6 - Planos do Sistema de Referência da Ferramenta (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004)	15
Figura 2.7 - Continuação dos Planos do Sistema de Referência da Ferramenta (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004).....	16
Figura 2.8 - Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000)	17
Figura 2.9 - Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000)	18
Figura 2.10 - Ângulos da cunha cortante medido no plano ortogonal (REIS, 2000)	19
Figura 2.11 - Lista dos materiais para ferramentas de corte (MACHADO e DA SILVA, 2004)	23
Figura 2.12 - Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte com a temperatura (adaptado de MACHADO <i>et al.</i> , 2011).....	24
Figura 2.13 - Aumento das velocidades de corte conseguido no último século (PASTOR, 1987).....	25
Figura 2.14 - Classes de inserto recomendadas para cada tipo de material, com base nos parâmetros de corte (MITSUBISHI MATERIALS, 2020)	26
Figura 2.15 - Efeitos das variações da porcentagem de Co, TiC, TaC e do tamanho de grão de WC e seus efeitos sobre as propriedades mecânicas (adaptado de KLOCKE, 2011).....	34
Figura 2.16 - Microestrutura de Ferramentas de Metal Duro, aumento de 1250 X (adaptado de KENNAMETAL HERTEL, 1995).....	35
Figura 2.17 - Microestrutura de liga Ti-6Al-4V recozida. Grãos cinzas claro equiaxiais consistem de fase α ; fase intergranular escura é a β (adaptado de THORTON; COLANGELO, 1985).....	40

Figura 2.18 - Caracterização de desgaste de ferramenta ISO S15 no corte de titânio a diferentes velocidades de corte: A) 85 m/min; B) 100 m/min; C) 120 m/min (MOREIRA <i>et al.</i> , 2004).....	41
Figura 2.19 - Zonas de geração de calor em usinagem (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004).....	44
Figura 2.20 - Dissipação do calor no torneamento (AKHIL <i>et al.</i> , 2016).....	45
Figura 2.21 - Representações esquemáticas (a) de um circuito termopar genérico e (b) do circuito com a conexão do sistema de medição do potencial elétrico E_{AB} (KAMINISE, 2012)	49
Figura 2.22 - Ilustração mostrando a equivalência entre dois circuitos termopares submetidos internamente a diferentes temperaturas – 1ª lei dos termopares.....	50
Figura 2.23 - Ilustração do efeito da inserção de um material C em um dos ramos do termopar – 2ª lei dos termopares.....	51
Figura 2.24 - Ilustração do efeito da inserção de um material C em uma das junções, entre os ramos A e B de um termopar – 3ª lei dos termopares.	51
Figura 2.25 - Ilustração da propriedade associativa da f.e.m entre materiais de um termopar - 4ª lei dos termopares.....	52
Figura 2.26 - Ilustração da propriedade associativa da f.e.m entre diferentes temperaturas das junções do termopar – 5ª lei dos termopares	52
Figura 2.27 - Esquema geral do método do termopar ferramenta-peça utilizado na medição da temperatura de usinagem (adaptado de MOURA <i>et al.</i> , 2015)	53
Figura 2.28 - Aplicações do mancal de mercúrio na condução do sinal elétrico no método do termopar ferramenta-peça: (a) através do eixo árvore do torno com um disco metálico inserido em uma cuba (ABHANG E HAMEEDULLAH, 2010); (b) através da ponta rotativa da contra ponta (INGRACI NETO <i>et al.</i> , 2011)	54
Figura 2.29 - Contra ponta rotativa convencional que foi modificada para uso no método do termopar ferramenta-peça (ALVELID, 1970).....	55
Figura 2.30 - Calibração realizada com elemento de compensação (KAMINISE, 2012)	56
Figura 2.31 - Esquema da montagem do circuito de calibração (TABAK, 2015)	57
Figura 2.32 - Curva de calibração para o sistema de medição termopar-ferramenta-peça usando Ti-6Al-4V (adaptado de TABAK, 2015).....	58
Figura 2.33 - Diagrama esquemático do sistema de medição termopar ferramenta-peça (MARQUES, 2015).....	59

Figura 2.34 - Curva de calibração para medição da temperatura de usinagem do Inconel 718 (MARQUES, 2015).....	59
Figura 2.35 - Variação da temperatura em função da velocidade de corte para liga Ti-6Al-4V e aço ao carbono com $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/ver (adaptado de Narutak <i>et al.</i> , 1983)	60
Figura 2.36 - Influência da velocidade de corte na força de corte (adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000).....	63
Figura 2.37 - Influência da seção de corte e da resistência do material da peça nos componentes de força de usinagem (FERRARESI, 2003).....	64
Figura 2.38 - Componentes da força de usinagem segundo Norma DIN 6584 no torneamento cilíndrico externo (adaptado de DIN 6584, 1963 <i>apud</i> MACHADO e DA SILVA, 2004, p.86)	66
Figura 2.39 - Comparação entre força de corte na usinagem da liga Ti-6Al-4V e aço médio carbono $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/volta com inserto MD classe K10 e P10 respectivamente (NARUTAK <i>et al.</i> , 1983).	67
Figura 3.1 - Fluxograma dos ensaios de usinagem.....	69
Figura 3.2 - Microestrutura da liga Ti-6Al-4V (MOURA, 2017)	71
Figura 3.3 - Contra ponta modificada utilizado no método termopar ferramenta-peça (KAMINISE, 2012).....	74
Figura 3.4 - Sistema com pino: a) Sistema montado; b) Componentes do Sistema.....	76
Figura 3.5 - Desenho esquemático do sistema de calibração	78
Figura 3.6 - Esquema representando os dois circuitos elétricos paralelos do sistema termopar ferramenta-peça	79
Figura 3.7 - Torno eletrônico universal <i>Diplomat</i> [®] modelo <i>Revolution</i> RV-220 utilizado nos ensaios de medição de temperatura	82
Figura 3.8 - Desenho esquemático do sistema de medição de temperatura	83
Figura 3.9 - Bancada experimental montada para a medição de temperatura pelo método termopar ferramenta-peça.....	84
Figura 3.10 - Sistema de MQL utilizado	86
Figura 3.11 - Torno <i>Romi</i> [®] <i>CNC Multiplic</i> 35D utilizado nos ensaios de força de usinagem	87
Figura 3.12 - Montagem experimental utilizada para medição da força de usinagem.....	88
Figura 3.13 - Desenho esquemático do sistema de aquisição de força.....	89
Figura 4.1 - Oxidação do metal duro	92

Figura 4.2 - Curva de calibração do sistema de medição de temperatura utilizando a contra ponta modificada	93
Figura 4.3 - Curva de calibração do sistema de medição de temperatura utilizando o pino da liga de titânio Ti-6Al-4V	93
Figura 4.4 - Efeito da oxidação na curva de calibração do sistema de medição de temperatura	95
Figura 4.5 - Temperatura de usinagem a seco	96
Figura 4.6 - Temperatura de usinagem com MQL	96
Figura 4.7 - Temperatura de usinagem com MQL e a Seco	97
Figura 4.8 - Temperatura de usinagem ligando MQL	98
Figura 4.9 - Temperatura de usinagem desligando MQL	98
Figura 4.10 - Temperatura de usinagem em função da velocidade de corte	99
Figura 4.11 - Temperatura de usinagem em função do avanço	99
Figura 4.12 - Temperatura de usinagem em função da profundidade de corte	100
Figura 4.13 - Temperatura de usinagem em função do tipo de sistema de medição	103
Figura 4.14 - Efeito do tipo de circuito sobre a temperatura de usinagem	105
Figura 4.15 - Efeito do tipo de lubri-refrigeração sobre a temperatura de usinagem	106
Figura 4.16 - Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de usinagem	106
Figura 4.17 - Efeito do avanço sobre a temperatura de usinagem	107
Figura 4.18 - Efeito da profundidade de corte sobre a temperatura de usinagem	107
Figura 4.19 - Efeito da interação entre avanço e profundidade de corte sobre a temperatura de usinagem	108
Figura 4.20 - Valores observados versus valores preditos	109
Figura 4.21 - Valores observados versus resíduos	109
Figura 4.22 - Força de corte em função da velocidade de corte	110
Figura 4.23 - Força de corte em função do avanço	110
Figura 4.24 - Efeito do tipo de lubri-refrigeração na força de corte	112
Figura 4.25 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando a velocidade de corte	114
Figura 4.26 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando o avanço	115
Figura 4.27 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando a profundidade de corte	115
Figura 4.28 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando a velocidade de corte	116
Figura 4.29 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando o avanço	116
Figura 4.30 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando a profundidade de corte	117

Figura 4.31 - Grau de recalque obtido variando a velocidade de corte	118
Figura 4.32 - Grau de recalque obtido variando o avanço.....	118
Figura 4.33 - Grau de recalque obtido variando a profundidade de corte	119

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Tabela de velocidades de corte para ferramentas de aço rápido e metal duro (MEDEIROS, 2016)	27
Tabela 2.2 - Dados quantitativos das principais propriedades das ferramentas de corte (ABRÃO, 1995)	28
Tabela 2.3 - Preço de pastilhas intercambiáveis.....	28
Tabela 2.4 - Classificação dos metais duros (adaptado de ISO 513, 2004)	33
Tabela 2.5 - Propriedades dos metais duros P40, K10, KF1 e KMF (KENNAMETAL HERTEL, 1995)	36
Tabela 2.6 - Propriedades da liga Ti-6Al-4V (ALLOY WIRE, 2020).....	38
Tabela 2.7 - Comparação das propriedades térmicas da liga Ti-6Al-4V com o aço AISI-1045 (adaptado de Machado e Wallbank, 1990)	41
Tabela 3.1 - Composição química da liga Ti-6Al-4V (MOURA, 2017).....	71
Tabela 3.2 - Geometria da ferramenta de metal duro utilizada	72
Tabela 3.3 - Parâmetros de corte utilizados na medição de temperatura	85
Tabela 3.4 - Matriz de experimento 2^k	87
Tabela 4.1 - Efeitos dos parâmetros de corte na temperatura de corte	101
Tabela 4.2 - ANOVA tipo de circuito	103
Tabela 4.3 - Análise de variância para a Temperatura de Usinagem	104
Tabela 4.4 - Variação entre MQL e seco da força de corte variando a velocidade de corte ..	111
Tabela 4.5 - Variação entre MQL e seco da força de corte variando o avanço.....	112
Tabela 4.6 - ANOVA tipo de lubri-refrigeração	113

LISTA DE ABREVIACÕES E SÍMBOLOS

A_α	Superfície principal de folga
A_α'	Superfície secundária de folga
a_p	Profundidade de corte
Al	Alumínio
APC	Aresta postiça de corte
A_γ	Superfície de Saída
b	Largura de corte
b'	Largura do cavaco
C	Calor específico do material
CBN	Nitreto de boro cúbico
CNC	Controle Numérico Computadorizado
Co	Cobalto
Cr	Cromo
Cu	Cobre
CVD	<i>Chemical Vapor Deposition</i>
d	Diâmetro
ddp	Diferença de potencial elétrico
f	Avanço
Fr	Frâncio
Ga	Gálio
F_{ap}	Força de apoio
F_c	Força de corte
F_f	Força de avanço
F_n	Força de compressão
F_p	Força passiva
F_t	Força ativa
F_u	Força de usinagem
h	Espessura de corte
h'	Espessura do cavaco
HRA	Dureza Rockwell A
HRC	Dureza Rockwell C

HV	Dureza Vickers
K	Condutividade térmica do material
Mn	Manganês
Mo	Molibdênio
$M_{23}C_6$	Carboneto de Cromo
n	Rotação da peça
N	Nitrogênio
Nb	Nióbio
NbC	Carboneto de Nióbio
Ni	Níquel
O	Oxigênio
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
PCD	Diamante policristalino
P_f	Plano admitido de trabalho
P_n	Plano normal a aresta de corte
P_o	Plano ortogonal da Ferramenta
P_n	Plano normal a aresta de corte
P_r	Plano de Referência da Ferramenta
P_s	Plano de corte da ferramenta
PVD	<i>Physical Vapour Deposition</i>
Q_{a1}	Calor transformado na zona de cisalhamento secundário
Q_{a2}	Calor transformado na zona de interface peça-superfície de folga da ferramenta
Q_c	Calor dissipado pelo cavaco
Q_f	Calor dissipado pela ferramenta de corte
Q_p	Calor dissipado pela peça
Q_{ma}	Calor dissipado pelo meio ambiente
Q_z	Calor transformado na zona de cisalhamento primário
r_ϵ	Raio da aresta de corte
S	Aresta principal de corte
S'	Aresta secundária de corte
Sn	Estanho
T	Temperatura
Ta	Tântalo

T_{amb}	Temperatura ambiente
T_r	Temperatura de referência
ΔT	Diferença de Temperatura
TaC	Carbeto de Tântalo
Ti	Titânio
TiC	Carbeto de Titânio
V	Vanádio
V_c	Velocidade de corte
V_f	Velocidade de avanço
W	Tungstênio
WC	Carboneto de Tungstênio
χ_r	Ângulo de Posição da ferramenta
χ_r'	Ângulo de Posição secundário da ferramenta
α_o	Ângulo de folga da ferramenta
α_o'	Ângulo de folga secundário da ferramenta
β_o	Ângulo de cunha da ferramenta
ϵ_r	Ângulo de ponta da ferramenta
λ_s	Ângulo de Inclinação da Ferramenta
ρ	Densidade do material
γ_o	Ângulo de saída da ferramenta
γ_o'	Ângulo de saída secundário da ferramenta
μ	Energia de corte específica
ϕ	Ângulo de cisalhamento primário
φ	Direção de avanço efetiva

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivo	3
1.2 Justificativa.....	3
1.3 Estruturação do Trabalho.....	3
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1. Processo de Usinagem.....	5
2.1.1 Processo de Torneamento	7
2.2 Parâmetros de usinagem	11
2.3 Ferramenta de corte	12
2.3.1 Geometria da ferramenta de corte.....	13
2.3.2 Material da ferramenta de corte	20
2.3.2.1 Metal duro	29
2.4 Ligas de Titânio.....	36
2.4.1 Usinabilidade das Ligas de Titânio.....	40
2.5. Temperatura em Usinagem.....	43
2.6. Métodos de Medição de Temperatura em Usinagem.....	46
2.7. Método do termopar ferramenta-peça	48
2.7.1 Conceito básico sobre termopar.....	48
2.7.2 Lei dos termopares.....	50
2.7.3 Medição de temperatura com o método termopar ferramenta-peça	52
2.8. Força de Usinagem	60
CAPÍTULO III - METODOLOGIA EXPERIMENTAL.....	68
3.1 Materiais e ferramentas utilizadas	70
3.1.1 Material da peça.....	70

3.1.2	Ferramenta de corte utilizada.....	72
3.2	Desenvolvimento da metodologia de calibração e realização da calibração do Sistema Termopar Ferramenta-Peça	73
3.2.1	Manutenção da contra ponta modificada	73
3.2.2	Fabricação do sistema com Pino.....	75
3.2.3	Calibração do sistema termopar ferramenta-peça.....	76
3.2.4	Análise dos circuitos termopar ferramenta-peça.....	78
3.3	Testes de usinagem.....	82
3.3.1	Medição de temperatura de usinagem	82
3.3.2	Medição de força de corte.....	87
3.3.3	Análise dos cavacos	90
3.4	Análise dos resultados	90
	CAPÍTULO IV - RESULTADOS E DISCUSSÃO	91
4.1	Calibração do Sistema Termopar Ferramenta-Peça	91
4.2	Testes de Usinagem.....	95
4.2.1	Medição de temperatura de usinagem	95
4.2.1.1	Análise estatística do efeito das condições de corte na temperatura de usinagem.....	104
4.2.2	Medição de força de corte.....	110
4.2.3	Análise dos tipos de cavacos gerados	113
	CAPÍTULO V - CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS	120
	PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS.....	121
	CAPÍTULO VI - REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	122

CAPÍTULO I

INTRODUÇÃO

A usinagem abrange todos os processos de fabricação mecânica onde a peça final é obtida através da remoção de cavacos. Define-se cavaco como a porção de material da peça bruta em excesso, que é removida durante o processo através de ferramentas de corte, sendo um dos mais importantes processos de fabricação da indústria metal-mecânica (FERRARESI, 2003; TRENT; WRIGHT, 2000; MACHADO *et al.*, 2011).

De acordo com Costa (2015), durante a usinagem de um metal, praticamente toda a energia consumida é convertida em calor. A maior parte dela é dissipada pelo cavaco, uma pequena pela peça e meio ambiente, e o restante é dissipado pela ferramenta.

As principais fontes de calor em um processo de usinagem são oriundos da deformação plástica que ocorre no processo de formação do cavaco e o atrito que ocorre no contato cavaco-ferramenta (AKHIL *et al.*, 2016).

De acordo com Machado *et al.* (2009), o calor transformado durante a execução de um determinado processo pode muitas vezes trazer danos ou benefícios para o processo de usinagem. Com isso surge a necessidade de se entender bem a quantidade de calor transformado durante a usinagem, para se ter um controle do comportamento do sistema ferramenta-peça. Para a produtividade na usinagem ser maior, a velocidade de corte deve ter seu valor aumentado. Porém, o fator temperatura limita o uso de velocidades de corte mais altas, já que a temperatura tende a aumentar com o aumento da velocidade de corte.

De acordo com Da Silva e Wallbank (1999), o aumento da potência para remover material em um menor tempo, aumenta o calor próximo à aresta cortante da ferramenta, e assim, praticamente toda a energia consumida na usinagem é convertida em calor. Sabe-se que a temperatura altera as propriedades mecânicas da ferramenta, como a dureza, o que limita a vida desta e, conseqüentemente, acarreta problemas econômicos. Além disso, a temperatura é diretamente proporcional à velocidade de corte, portanto, é a temperatura da interface cavaco-ferramenta que limita a velocidade de corte em um processo de usinagem. Assim, conhecer a temperatura de corte pode contribuir para que o processo seja realizado em ótimo rendimento.

Baseado nisso, com o intuito de monitorar a temperatura nas regiões próximas à ferramenta, foram desenvolvidos alguns métodos experimentais, como por exemplo o método do termopar ferramenta-peça, objeto de análise desta pesquisa. O termopar pode ser definido como um sistema formado por dois condutores metálicos distintos, sendo puros ou de ligas homogêneas. Esses fios condutores têm uma de suas extremidades soldadas na região denominada por “junta de medição” e as outras são conectadas ao instrumento de medição na região denominada por “junta de referência”, fechando o circuito elétrico (MACHADO *et al.*, 2009). No método do termopar ferramenta-peça um dos condutores é a peça e o outro a ferramenta. A junta de medição é o contato da ferramenta com o cavaco/peça.

Segundo Pramanik (2014) e Shaw (2005), as ligas de titânio vem sendo utilizadas devido as suas características como elevada resistência a fluência, elevada resistência mecânica para um peso relativo menor do que em relação aos aços e excelente resistência à corrosão. Porém como desvantagem ela apresenta baixa condutividade térmica, alta reatividade química, baixo módulo de elasticidade, alta dureza e resistência a temperaturas elevadas e características peculiares de encruamento. Essas características, principalmente a baixa condutividade térmica, faz com que a usinagem da liga Ti-6Al-4V gere elevadas temperaturas na interface cavaco-ferramenta, que é um dos motivos deste material ser de difícil usinagem.

Apesar da eficiência do método do termopar ferramenta-peça, fechar o circuito elétrico e calibrá-lo, tem sido problemas desafiantes. A calibração do sistema permite a obtenção da temperatura em função da ddp, e para obtê-la, é necessário a utilização de um sistema de aquisição de dados para relacionar a temperatura com a ddp, obtendo a curva de calibração estática (COSTA, 2015).

Nota-se nos trabalhos realizados que faltam realizar comparações entre medições de temperatura e realizar mais calibrações no próprio sistema que será utilizado como bancada experimental.

1.1 Objetivo

O objetivo principal deste trabalho é o desenvolvimento de uma metodologia de calibração do sistema termopar ferramenta-peça para altas temperaturas e sua respectiva calibração para validação do sistema. Também será obtido as temperaturas na interface cavaco-ferramenta para o torneamento da liga Ti-6Al-4V em função de parâmetros de corte.

1.2 Justificativa

A liga de titânio Ti-6Al-4V possui características específicas que a torna amplamente utilizada na indústria aeronáutica, aeroespacial, naval, biomédica e em situações onde seja exigida resistência mecânica e a corrosão a elevadas temperaturas. Porém essa liga possui má usinabilidade e um alto custo. Portanto qualquer avanço que leve a melhoria do processo é de grande interesse industrial e científico.

Sendo assim, para melhorar a vida da ferramenta e promover um processo de usinagem economicamente viável, é de suma importância conhecer as temperaturas atingidas no processo.

1.3 Estruturação do Trabalho

Esta dissertação está dividida em VI capítulos, conforme a seguir.

O Capítulo I refere-se a uma breve introdução do trabalho, além dos objetivos e justificativas que motivaram o mesmo.

O Capítulo II contém a revisão bibliográfica onde os seguintes temas são abordados: processo de usinagem, parâmetros de usinagem, ferramenta de corte, ligas de titânio, temperatura em usinagem, métodos de medição de temperatura em usinagem, método do termopar ferramenta-peça e força de usinagem.

No Capítulo III é descrito a metodologia de trabalho utilizada, incluindo os, equipamentos e materiais utilizados, além dos métodos experimentais empregados.

No Capítulo IV são expostos os resultados obtidos e é realizado uma discussão do mesmo, sendo feita a análise dos resultados.

No Capítulo V são apresentadas as conclusões do trabalho e sugestões para trabalhos futuros.

O Capítulo VI lista todas as referências bibliográficas utilizadas para a realização desta dissertação.

CAPÍTULO II

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Este capítulo tem como finalidade realizar uma investigação na literatura a respeito do tema do trabalho realizado, sendo reunido para o mesmo o maior número de informações necessárias para o embasamento teórico do trabalho. Os seguintes tópicos serão apresentados:

- Processo de Usinagem;
- Parâmetros de usinagem;
- Ferramenta de corte;
- Ligas de titânio;
- Temperatura em Usinagem;
- Métodos de Medição de Temperatura em Usinagem;
- Método do termopar ferramenta-peça;
- Força de Usinagem.

2.1. Processo de Usinagem

De acordo com Ferraresi (2003), uma definição simples de usinagem pode ser gerada: “Processo de fabricação com remoção de cavaco”. Uma outra bastante abrangente é a seguinte: “Operação que ao conferir à peça a forma, ou as dimensões ou o acabamento, ou ainda uma combinação qualquer destes três itens, produzem cavaco”. E por cavaco entende-se: “Porção de material da peça, retirada pela ferramenta, caracterizando-se por apresentar forma geométrica irregular”.

Segundo Groover (2010), a usinagem é o mais versátil e mais preciso processo de fabricação mecânica, sendo considerado um dos mais importantes na manufatura industrial. O seu destaque comercial e tecnológico está relacionado a algumas características próprias da

operação, como a capacidade de processar uma grande diversidade de materiais, a possibilidade de confeccionar peças de geometrias variadas em faixas de tolerâncias muito estreitas, além de permitir um bom acabamento da superfície usinada.

Na Figura 2.1 pode-se ver alguns processos de fabricação, e uma classificação que confere mais ênfase a Usinagem.

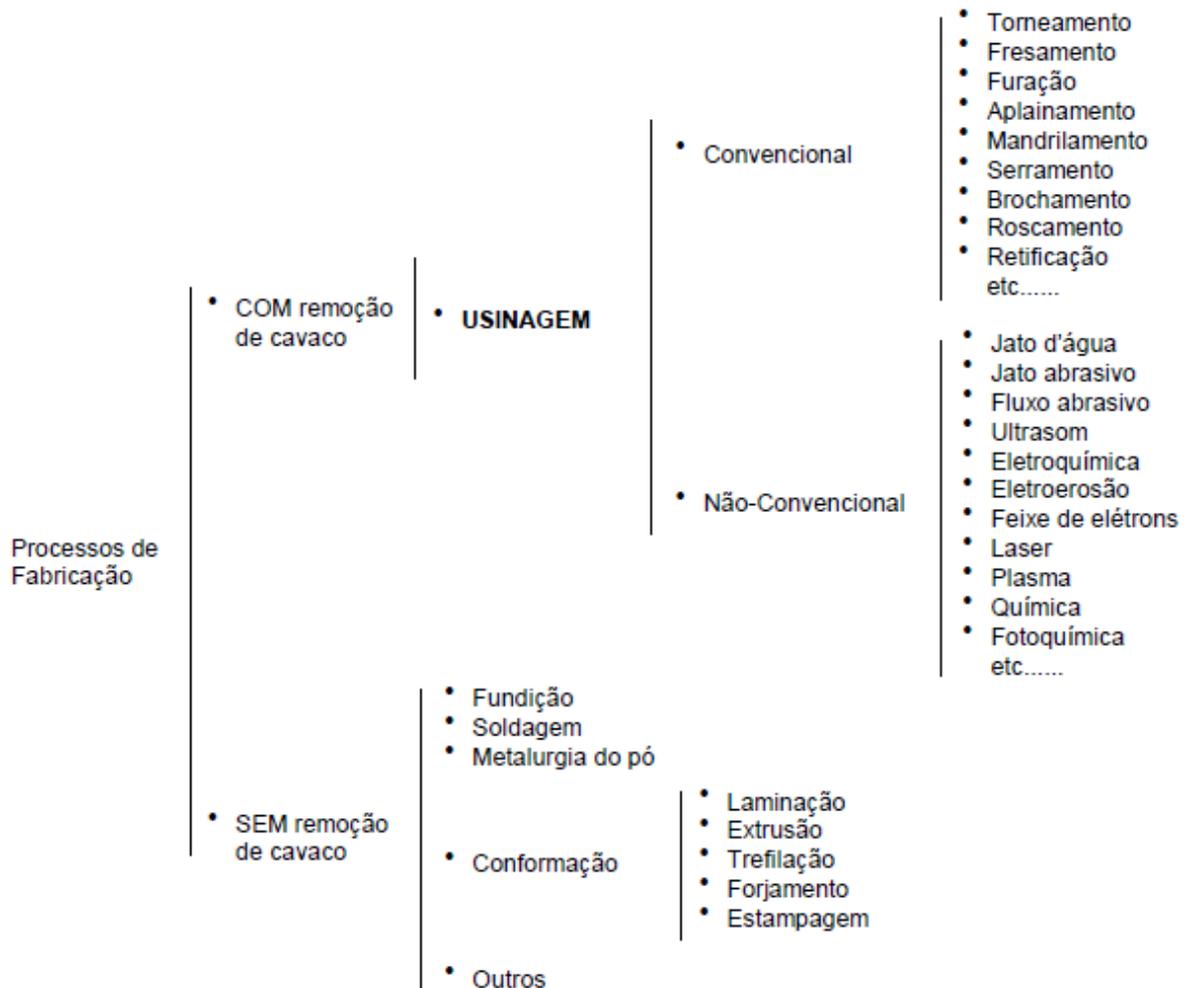


Figura 2.1 - Classificação dos processos de Fabricação (MACHADO e DA SILVA, 2004)

Apesar desta popularidade, trata-se de um processo bastante imprevisível e complexo devido às dificuldades em se determinar as condições ideais de corte. (MACHADO *et al.*, 2009).

As condições ideais de corte consistem de: (1) material e geometria adequada da ferramenta de corte; (2) velocidade de corte e avanço adequados para uma profundidade de corte pré-determinada; (3) fluido de corte adequado; tudo isto para ser usado em uma máquina-

ferramenta pré-escolhida, para usinar um determinado material. Estas condições ideais de corte são aquelas capazes de produzir peças dentro de especificações de forma, tamanho e acabamento ao menor custo possível (MACHADO e DA SILVA, 2004)

Um dos processos de usinagem convencional que mais geram pesquisas é o torneamento, devido ao fato de ser um processo simples e muito utilizado, e também ao fato de ser mais fácil medir e analisar seus parâmetros de processo. Por ser o processo utilizado neste trabalho, o mesmo será detalhado no próximo tópico.

2.1.1 Processo de Torneamento

Segundo Ferraresi (2003), o torneamento é definido como um processo mecânico de usinagem destinado a obtenção de superfícies de revolução com o auxílio de uma ou mais ferramentas monocortantes. Para tanto a peça gira em torno do eixo principal de rotação da máquina e a ferramenta se desloca simultaneamente segundo uma trajetória coplanar com o referido eixo.

Ainda segundo Ferraresi (2003), os tipos de torneamento podem ser classificados em:

I) Torneamento retilíneo - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória retilínea. O torneamento retilíneo pode ser:

I.I) Torneamento cilíndrico - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória paralela ao eixo principal de rotação da máquina. Pode ser externo (Figura 2.2a) ou interno (Figura 2.2b). Quando o torneamento cilíndrico visa obter na peça um entalhe circular, na face perpendicular ao eixo principal de rotação da máquina, o torneamento é denominado sangramento axial (Figura 2.2c).

I.II) Torneamento cônico - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória retilínea, inclinada em relação ao eixo principal de rotação da máquina. Pode ser externo (Figura 2.2d) ou interno (Figura 2.2e).

I.III) Torneamento radial - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória retilínea, perpendicular ao eixo principal de rotação da máquina. Quando o torneamento radial visa a obtenção de uma superfície plana, o torneamento é denominado torneamento de faceamento (Figura 2.2f). Quando o torneamento é radial visa a

obtenção de um entalhe circular, o torneamento é denominado sangramento radial (Figura 2.2g).

I.IV) Perfilamento - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória retilínea radial (Figura 2.2h) ou axial (Figura 2.3a), visando a obtenção de uma forma definida, determinada pelo perfil da ferramenta.

II) Torneamento curvilíneo - Processo de torneamento no qual a ferramenta se desloca segundo uma trajetória curvilínea (Figura 2.3b).

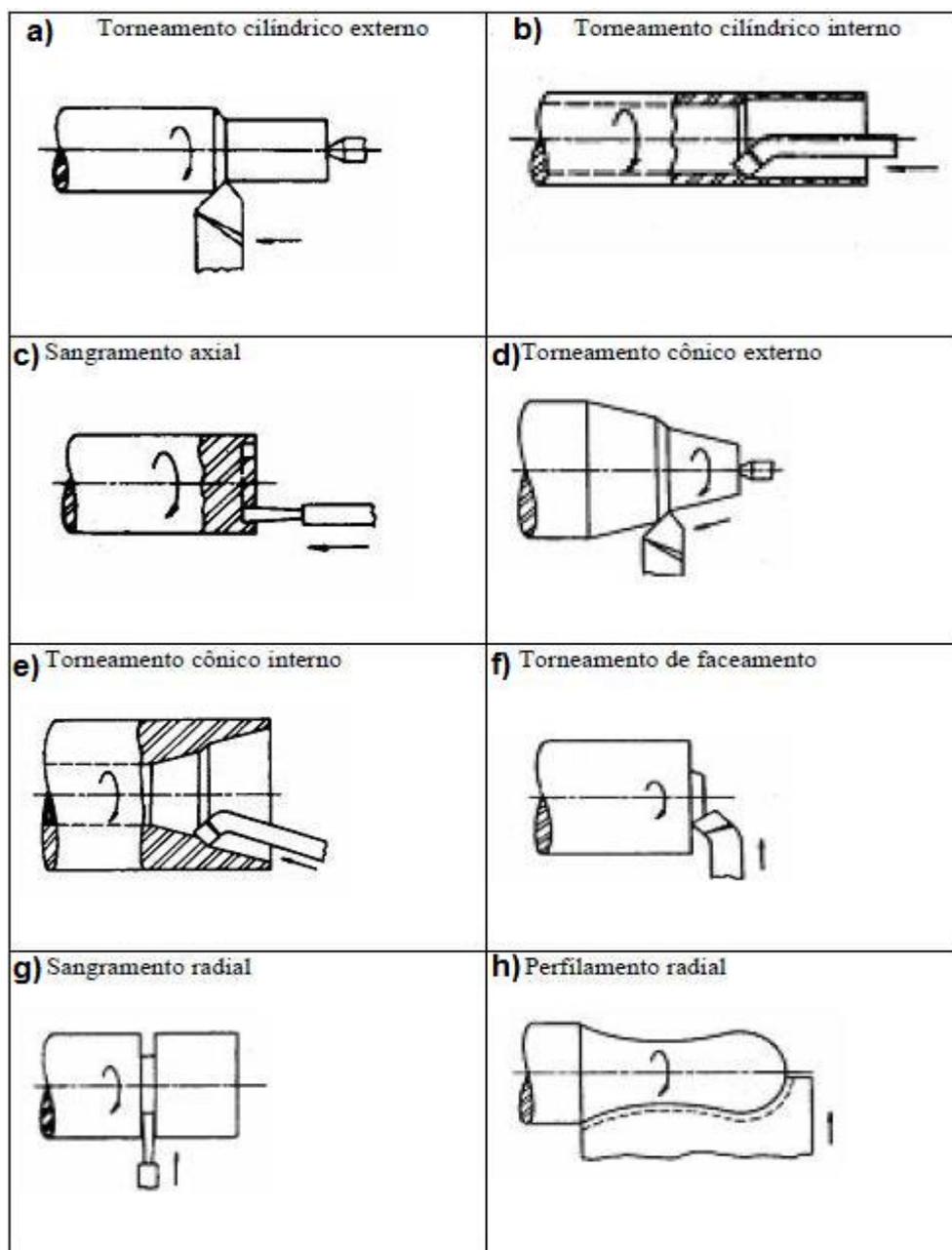


Figura 2.2 - Tipos de torneamento (FERRARESI, 2003)

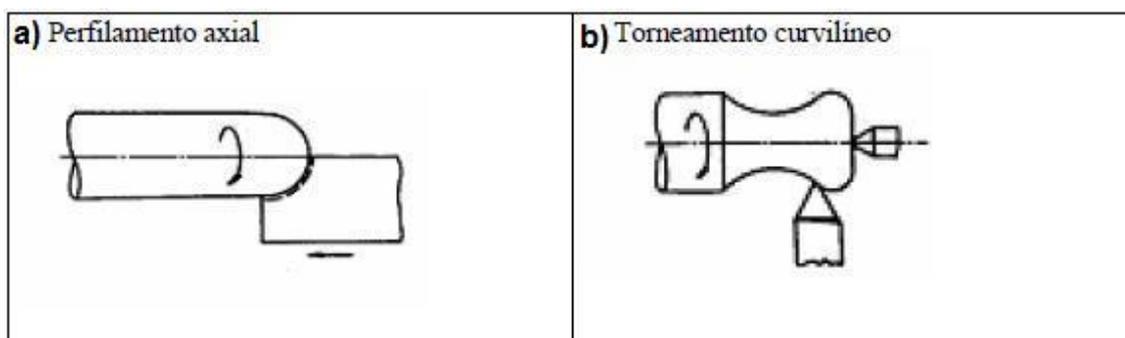


Figura 2.3 - Perfilamento axial e torneamento curvilíneo (FERRARESI, 2003)

De acordo com Da Silva (2008), para iniciar o estudo do processo de usinagem, é necessário considerar algumas simplificações. Assim, a forma mais simplificada de um processo de usinagem considera um processo bidimensional onde uma cunha cortante se movimenta à uma determinada profundidade num material homogêneo e isotrópico. Esta simplificação é conhecida como corte ortogonal.

De acordo com Machado e Da Silva (2004), além das simplificações citadas, são feitas as seguintes considerações que permitem um tratamento matemático simplificado do corte ortogonal e que pode ser estendido para outras operações de usinagem.

- O tipo de cavaco formado é contínuo, sem formação de aresta postiça de corte.
- Não existe contato entre a superfície de folga da ferramenta e a peça usinada.
- A espessura de corte h (igual ao avanço) é pequena em relação à largura de corte b .
- A aresta de corte é maior que a largura de corte b .
- A largura de corte b e a largura do cavaco b' são idênticas.

Este modelo é usado para estudar o mecanismo de formação do cavaco, os fenômenos envolvidos e as forças atuantes no processo.

Segundo Astakhov e Davim (2008), a superfície usinada no torneamento (Figura 2.4, detalhe (a)) não é formada apenas pela aresta de corte principal. Na realidade a superfície usinada é formada pelo contato direto do raio de ponta da ferramenta e de uma pequena parte da aresta de corte secundária, conforme apresentado, no detalhe (b) da Figura 2.4. O detalhe

(c) da Figura 2.4 ilustra algumas terminologias da teoria de usinagem mostrada na ilustração do corte ortogonal.

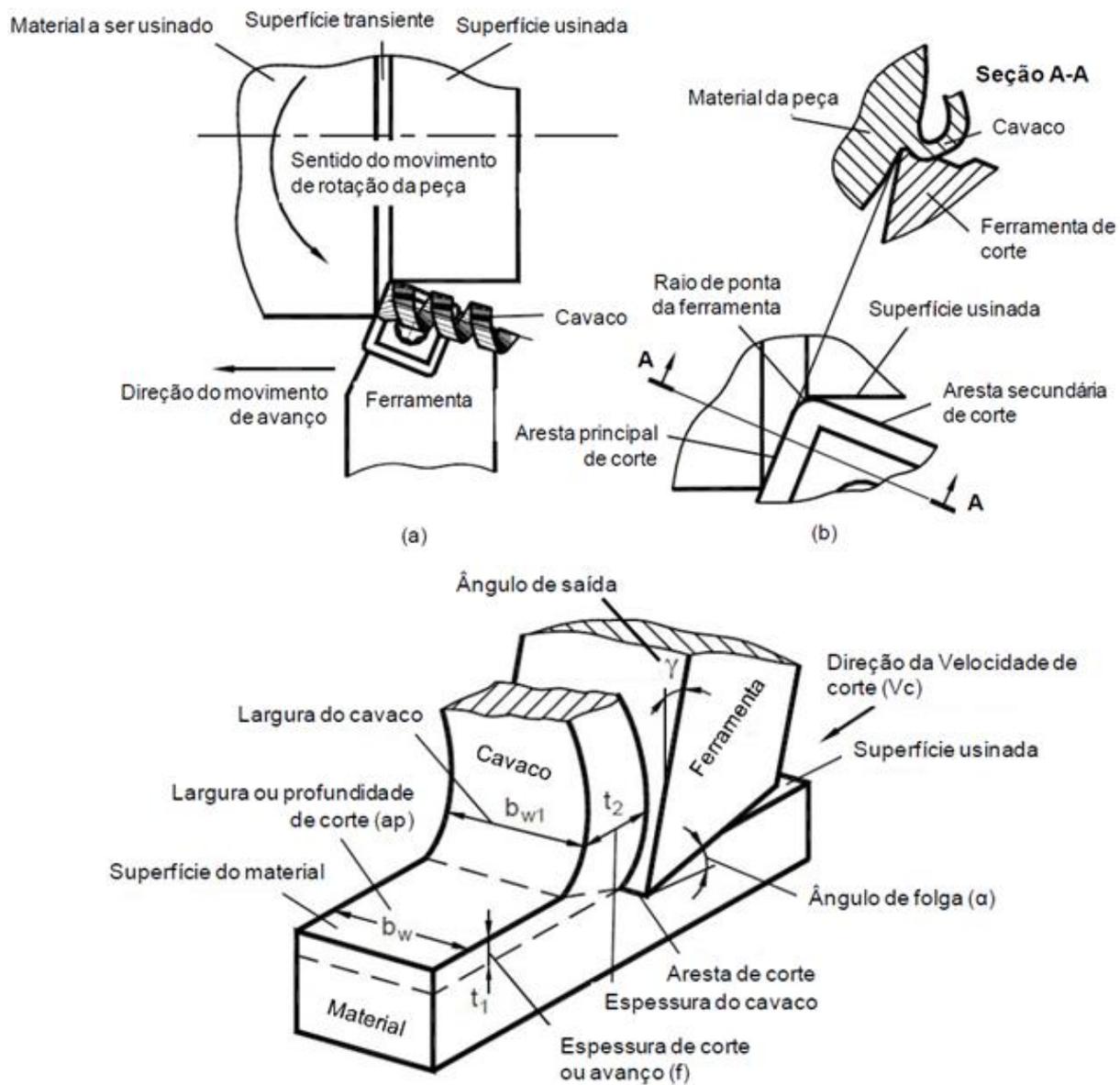


Figura 2.4 - Processo de torneamento (adaptada de ASTAKHOV; DAVIM, 2008)

2.2 Parâmetros de usinagem

Os autores Machado *et al.* (2011) e Diniz *et al.* (2010) definem as principais variáveis do processo de usinagem:

Avanço (f) [mm/rotação]: Avanço é o percurso de avanço em cada volta ou em cada curso da ferramenta.

Velocidade de corte (V_c) [m/min]: é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta de corte da ferramenta, segundo a direção e o sentido do corte. A velocidade de corte é calculada conforme a Eq. (2.1):

$$V_c = \frac{\pi \cdot d \cdot n}{1000} \text{ [m/min]} \quad (2.1)$$

Onde:

d: diâmetro da peça [mm];

n: rotação [rpm].

Velocidade de avanço (V_f) [mm/min]: é a velocidade instantânea do ponto de referência da aresta cortante da ferramenta, segundo a direção e o sentido de avanço. O cálculo da velocidade de avanço é dado pela Eq. (2.2):

$$V_f = f \cdot n \text{ [mm/min]} \quad (2.2)$$

Onde:

f: avanço [mm/rev];

n: rotação [rpm].

Profundidade de corte (a_p) [mm]: é a profundidade de penetração da aresta principal de corte, medida numa direção perpendicular ao plano de trabalho, isto é, ao plano formado pelos vetores velocidade de corte e velocidade de avanço.

Taxa de remoção de material [mm^3/min]: volume de material removido por unidade de tempo, que depende dos parâmetros de corte (avanço, velocidade de corte e profundidade de corte).

Como acontece em todos os processos de usinagem, as operações de torneamento podem ser subdivididas em desbaste e acabamento. Na operação de desbaste, a principal preocupação é garantir uma elevada taxa de remoção do material, deixando as peças com a forma e as dimensões próximas da final. Enquanto que na operação de acabamento, quando o sobre metal deixado pela operação de desbaste é removido, a qualidade final do componente é prioritária (MACHADO *et al.*, 2011).

A Figura 2.4 apresenta as três principais variáveis em torneamento, sendo velocidade de corte (V_c), avanço (f) e profundidade de corte (a_p), em uma vista de topo do processo de torneamento cilíndrico.

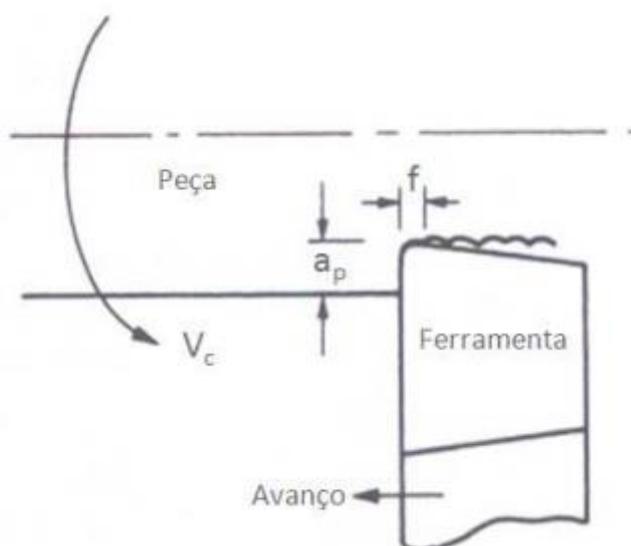


Figura 2.4 - Principais parâmetros de corte (SHAW, 2005)

2.3 Ferramenta de corte

Neste capítulo serão apresentadas as definições da ferramenta de corte, a geometria da cunha cortante, os materiais utilizados para sua fabricação, expondo sua importância e influências no processo de corte.

2.3.1 Geometria da ferramenta de corte

Segundo a norma ABNT NBR 6175 de 1979, a ferramenta de usinagem é constituída de arestas cortantes, destinada a remoção de cavaco. No caso da ferramenta possuir uma única superfície de saída, é chamada ferramenta monocortante. Quando possuir mais de uma superfície de saída, é chamada ferramenta multicortante.

De acordo com Yen *et al.* (2004), a geometria da ferramenta de corte exerce influência na usinagem dos metais, mais especificamente na distribuição de tensão, temperatura e esforços de corte.

De acordo com Machado *et al.* (2011), são adotadas para a determinação da cunha de corte de uma ferramenta de usinagem as seguintes definições, conforme a Figura 2.5:

- Superfície de saída (A_γ) – é a superfície da cunha de corte sobre a qual o cavaco se move.
- Superfície de folga – é a superfície que determina a folga entre a ferramenta e a superfície em usinagem, assim existem a superfície principal de folga (A_α) e a superfície secundária de folga (A_α').
- Cunha de corte – é a cunha formada pelas superfícies de saída e de folga, sobre a qual ocorre o corte do material.
- Arestas de corte – são definidas pela interseção das superfícies de saída e de folga. Sendo assim, temos a aresta principal de corte (S) e a aresta secundária de corte (S').
- Aresta principal de corte (S), cuja cunha cortante, observada no plano de trabalho e com um ângulo da direção de avanço (φ) igual a 90° , indica a direção de avanço.
- Aresta secundária de corte (S'), cuja cunha cortante, observada no plano de trabalho e com um ângulo da direção de avanço (φ) igual a 90° , indica a direção contrária à direção de avanço.
- Ponta de corte – é a interseção das arestas principal e secundária de corte. A ponta de corte pode ser a interseção das arestas ou a concordância das duas arestas, mediante um arredondamento ou chanfro.
- Ponto de corte escolhido – é o ponto tomado como referência para as definições dos ângulos da cunha cortante.

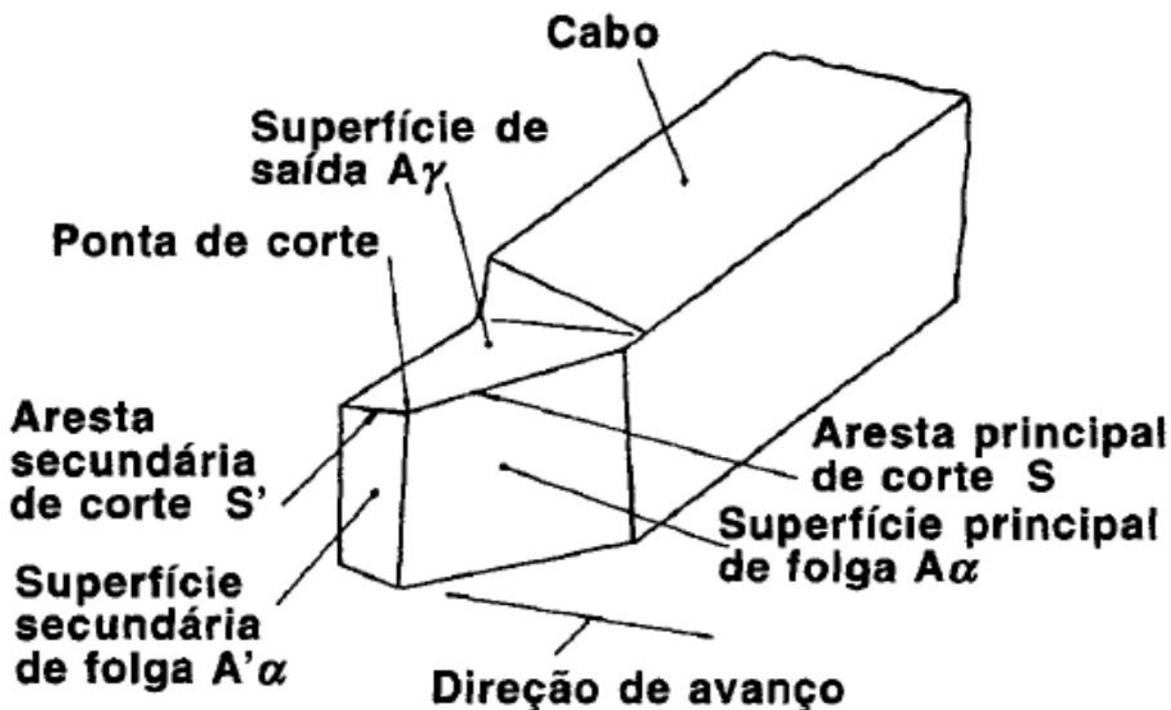


Figura 2.5 - Arestas de corte e superfícies da cunha de corte de uma ferramenta de torno.

(adaptado de FERRARESI, 2003)

Além disso, a norma brasileira ABNT NBR 6163/80 – Conceitos da Técnica de Usinagem – Geometria da Cunha Cortante – Terminologia (1980), define os ângulos da cunha cortante da ferramenta. A geometria da ferramenta é definida de acordo com dois sistemas de referência: sistema de referência da ferramenta e sistema efetivo de referência. O primeiro é necessário para a determinação da geometria da ferramenta durante sua fabricação e o segundo é necessário para a determinação da geometria durante a operação de usinagem onde esta é empregada. A geometria da ferramenta de corte é identificada através de ângulos da cunha cortante medidos em planos definidos. Conforme as Figuras 2.6 e 2.7, dentre os vários planos definidos no sistema de referência da ferramenta destacam-se:

- Plano de Referência da Ferramenta (P_r): plano que, passando pelo ponto de referência (ponto da ferramenta destinado a determinação das superfícies e ângulos da cunha cortante), é perpendicular à direção admitida de corte. Esta é escolhida de maneira que o plano de referência da ferramenta seja o mais paralelo ou perpendicular possível a uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente.

- Plano Admitido de Trabalho (P_f): plano que, passando pelo ponto de referência da ferramenta, é perpendicular ao plano de referência e paralelo à direção admitida de avanço. É escolhido de tal forma que fique o mais paralelo ou perpendicular possível à uma superfície ou eixo da ferramenta, respectivamente.
- Plano de Corte da Ferramenta (P_s): plano que, passando pelo ponto de referência, é tangente à aresta cortante e perpendicular ao plano de referência da ferramenta.
- Plano Ortogonal da Ferramenta (P_o): plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular aos planos de referência e de corte da ferramenta.
- Plano Normal a Aresta de corte (P_n): plano que, passando pelo ponto de referência, é perpendicular à aresta cortante.

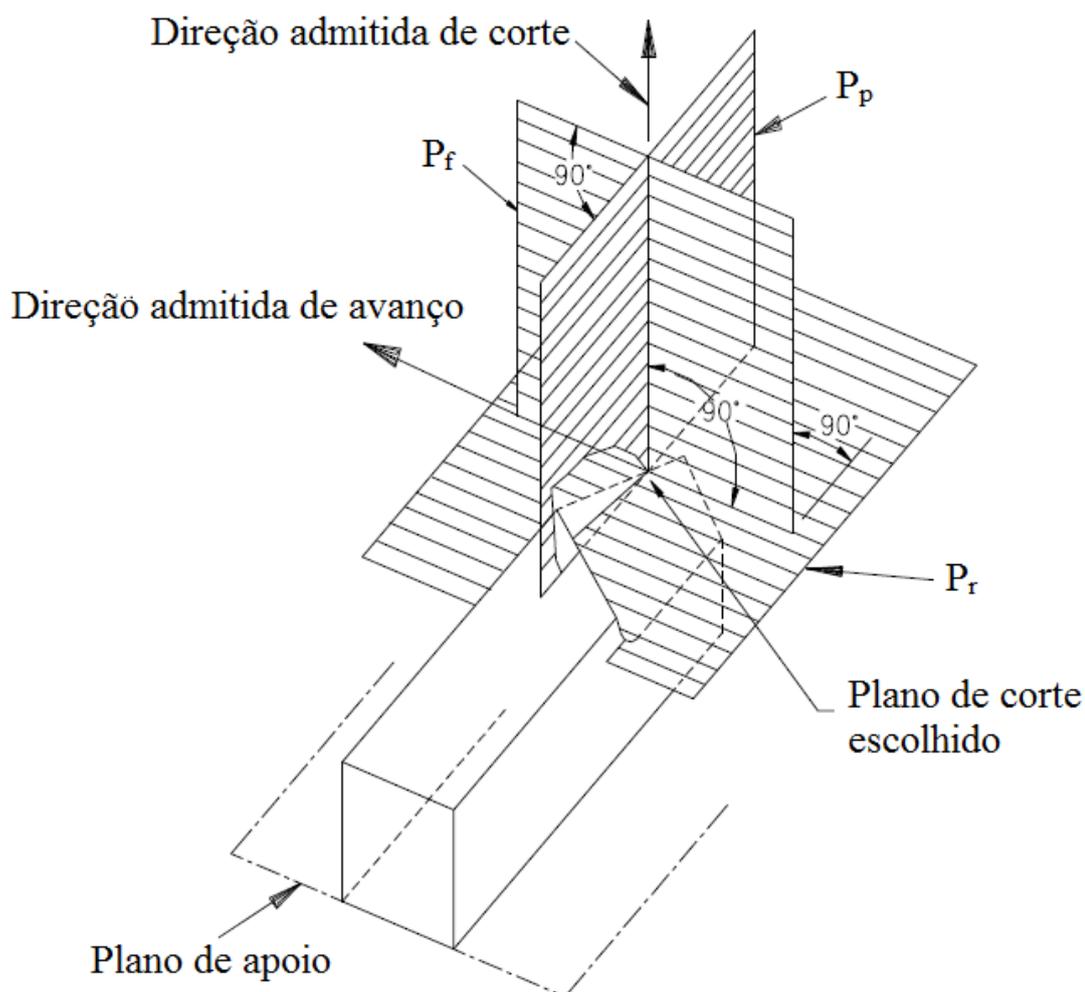


Figura 2.6 - Planos do Sistema de Referência da Ferramenta (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004)

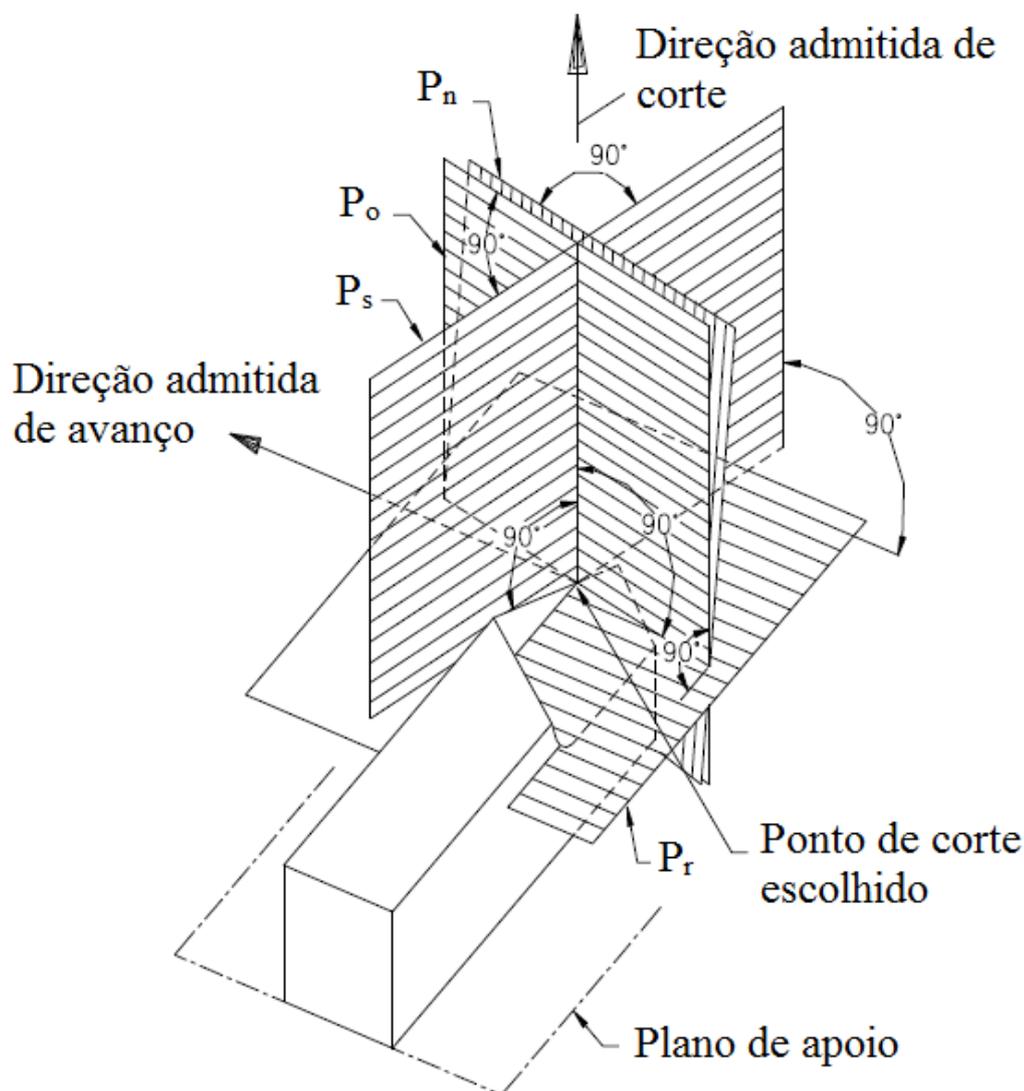


Figura 2.7 - Continuação dos Planos do Sistema de Referência da Ferramenta (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004)

Para Ferraresi (2003), os ângulos que compõem a cunha cortante servem para a determinação da posição e da forma da cunha de corte. Devem-se distinguir os ângulos das arestas principal e lateral de corte, devendo distinguir também os ângulos do sistema efetivo de referência e os ângulos do sistema de referência da ferramenta.

– Ângulos Medidos no Plano de Referência da Ferramenta:

- Ângulo de Posição da ferramenta (χ_r): ângulo entre o plano de corte da ferramenta (P_s) e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se sempre fora da cunha cortante,

de forma que o seu vértice indica a ponta de corte. Este ângulo indica a posição da aresta cortante, como está mostrado na Figura 2.8.

- Ângulo de Posição Secundário da Ferramenta (χ_r'): ângulo entre o plano de corte secundário da ferramenta ($P_{s'}$) e o plano admitido de trabalho (P_f). É sempre positivo e situa-se sempre fora da cunha cortante, de forma que o seu vértice indica a ponta de corte. Este ângulo indica a posição da aresta secundária de corte, como pode ser visto na Figura 2.8.

- Ângulo de ponta da ferramenta (ϵ_r): Ângulo entre os planos principal de corte (P_s) e secundário de corte ($P_{s'}$). Este ângulo também pode ser visto na Figura 2.8.

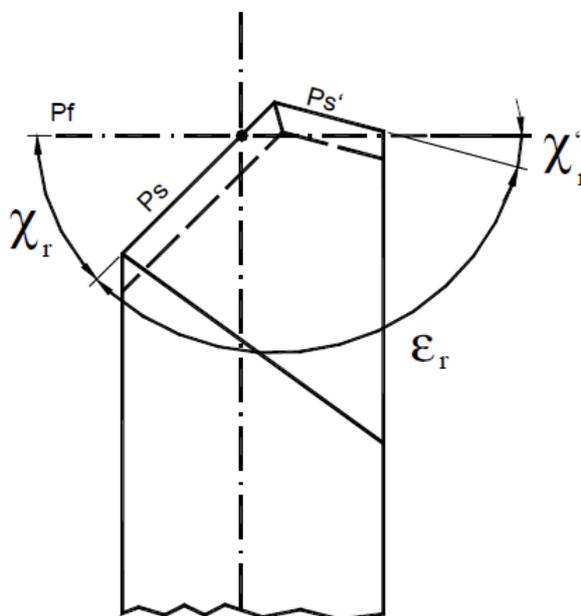


Figura 2.8 - Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000)

– Ângulos Medidos no Plano de Corte da Ferramenta da ferramenta:

- Ângulo de Inclinação da Ferramenta (λ_s): Ângulo entre a aresta de corte e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo, como está mostrado na Figura 2.9.

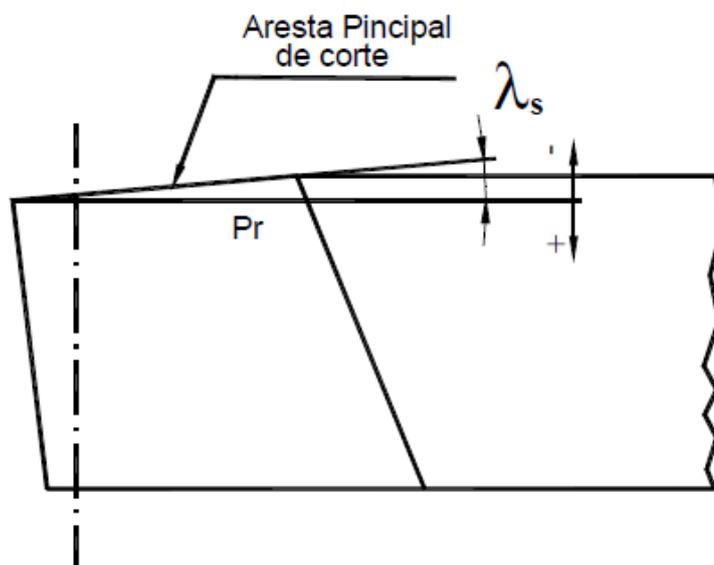


Figura 2.9 - Ângulos da cunha cortante medidos no plano de referência (REIS, 2000)

– Ângulos Medidos no Plano Ortogonal da Ferramenta:

- Ângulo de Saída da Ferramenta (γ_o): ângulo entre a superfície de saída A_γ e o plano de referência da ferramenta (P_r). Pode ser positivo ou negativo, como está mostrado na Figura 2.10.

- Ângulo de cunha da ferramenta (β_o): ângulo entre as superfícies de saída (A_γ) e de folga (A_α). Este ângulo também pode ser visto na Figura 2.10.

- Ângulo de folga da ferramenta (α_o): ângulo entre a superfície de folga (A_α) e o plano de corte da ferramenta (P_s). Este ângulo também está mostrado na Figura 2.10.

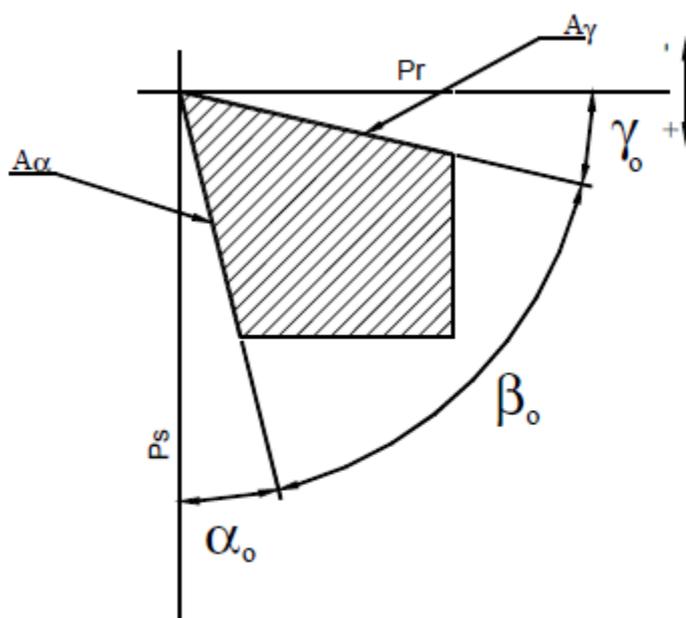


Figura 2.10 - Ângulos da cunha cortante medido no plano ortogonal (REIS, 2000)

De acordo com Rodrigues (2005), com a necessidade de se aumentar a produtividade e diminuir os custos na indústria, se intensificaram as pesquisas de novas geometrias de corte para ferramentas visando otimizar o desempenho na usinagem. Os seguintes elementos da ferramenta são combinados tendo em vista a otimização da usinagem: raio de ponta, ângulo da saída, ângulo de folga, ângulo de inclinação, ângulo de posição, quebra-cavaco, chanfro da aresta de corte, raio da aresta de corte, entre outros.

Wertheim *et al.* (1994) estudaram a influência do ângulo de saída na força e potência necessária ao corte, no acabamento superficial e no calor transformado. Eles afirmam que até 25° em insertos utilizados em fresamento facilita a deformação do cavaco e minimiza as forças de corte. Para o corte interrompido, geralmente utilizam-se ângulos de saída negativos, com inconveniente da necessidade de maior força e potências de usinagem e maior calor transformado. Porém ganha-se em qualidade superficial e estabilidade do processo. Já para o torneamento são utilizados ângulos de saída positivos, minimizando a energia de corte e a geração de calor.

De acordo com Kaldor e Malkin (1986), se o ângulo de folga for muito pequeno, a ferramenta não penetra convenientemente no material. A ferramenta perde o corte, há grande geração de calor e o acabamento superficial é prejudicado. Se for grande, provoca fragilidade da cunha cortante, conduzindo a ferramenta à falha. Portanto, há um valor ótimo que maximiza

a vida da ferramenta. Sua principal função é evitar o atrito entre a superfície da peça usinada e a superfície de folga da ferramenta.

De acordo com Rodrigues (2005), o ângulo de inclinação influencia a direção de saída do cavaco, protege a quina da ferramenta contra impactos e atenua vibrações geradas pelo processo. O ângulo de posição distribui as tensões de corte de forma favorável no início e no fim do corte e gera a força passiva na ferramenta, contribuindo para a redução dos níveis de vibração. Sendo assim o ângulo de posição, influencia diretamente o ângulo de ponta da ferramenta e a estabilidade da mesma.

2.3.2 Material da ferramenta de corte

Um processo de usinagem remove material utilizando como ferramenta um material mais duro e mecanicamente mais resistente que a peça. Partindo-se do princípio da dureza relativa, o surgimento de novos materiais e ligas estruturais com excelentes propriedades de resistência mecânica e elevada dureza contribuíram para o aparecimento de novos materiais para confecção de ferramentas mais resistentes.

De acordo com Machado e Da Silva (2004), as propriedades desejáveis em um material para ferramenta de corte são:

- Dureza – principalmente a quente, para que a dureza seja suficiente para suportar as tensões do corte;
- Resistência ao desgaste – principalmente resistência ao desgaste por abrasão, isto é, resistência ao atrito. Esta propriedade está muito ligada à dureza a quente do material;
- Inércia química – afim de evitar o desgaste por difusão que, ocorre principalmente a altas velocidades de corte;
- Resistência ao impacto – de modo que não ocorra quebra repentina da ferramenta;
- Boas propriedades mecânicas e térmicas em temperaturas elevadas – pois dependendo da operação, a temperatura da ferramenta pode ultrapassar 1000 °C;
- Tenacidade suficiente para evitar falha por fratura – pois teoricamente, quanto maior a dureza menor será a tenacidade da ferramenta, sendo necessário encontrar um equilíbrio para o mesmo;

- Resistência à compressão – pois a ferramenta fica exposta a altas tensões de compressão;
- Resistência ao cisalhamento – pois a ferramenta fica exposta a altas tensões de cisalhamento;
- Resistência ao choque térmico – principalmente no fresamento, onde a fresa passa por um ciclo constante de aquecimento e resfriamento.

De acordo com Machado e Da Silva (2004), para cada operação de usinagem, do material a ser usinado e dos parâmetros de corte utilizados existirá características que serão as mais indicadas para o material da ferramenta. Nas operações mais comuns, utiliza-se como ferramenta de corte um material com alta dureza. Por outro lado, a usinagem de matérias frágeis e/ou operações de cortes interrompidos como o fresamento requerem materiais de ferramentas com boa tenacidade para suportar os impactos gerados no processo de usinagem. Então no geral pode se dizer que as propriedades mais importantes da ferramenta de corte são a dureza e a tenacidade. O grande problema é que geralmente a dureza e tenacidade são duas propriedades opostas (normalmente alta dureza significa baixa tenacidade e vice-versa). Sendo assim fabricar uma ferramenta com alta dureza e uma tenacidade relativamente boa também é o grande desafio para os fabricantes de ferramenta atualmente.

Segundo Machado *et al.* (2011), na seleção do material de ferramenta de corte para uma aplicação específica, o grande número de ferramentas existentes no mercado dificulta a decisão e torna a tarefa relativamente complexa. Todas as propriedades requeridas, listadas anteriormente, devem ser consideradas, mas o engenheiro deve ter conhecimento suficiente para destacar as mais importantes, em função da aplicação a que se destina o material. O material de ferramenta ideal deveria ter a dureza do diamante natural, a tenacidade do aço rápido e a inércia química da alumina. Porém sabemos que isso ainda é impossível.

Segundo Diniz *et al.* (1999), alguns fatores a serem considerados para a correta seleção de ferramentas de corte são:

- Material a ser usinado – a dureza e o tipo de cavaco formado são duas das características do material da peça que devem ser levadas em conta na escolha do material da ferramenta;
- Processo de usinagem – alguns tipos de processo que utilizam ferramentas rotativas de pequeno diâmetro, ainda utilizam bastante materiais de ferramentas mais antigos (como o

aço rápido), devido às altas rotações necessárias para se conseguir as velocidades de corte compatíveis com materiais mais nobres de ferramentas;

- Condição da máquina operatriz (potência, gama de velocidades, estado de conservação, etc...) – máquinas-ferramentas antigas, com folgas, baixa potência e rotação exigem materiais de ferramentas mais tenazes e que não requeiram alta velocidade de corte;
- Forma e dimensões da ferramenta – ferramentas de forma não padronizadas, muitas vezes são feitas de aço rápido ou de um tipo de metal duro que possa ser soldado ao cabo (metal duro que suporte choques térmicos). Ferramentas rotativas de pequeno diâmetro são geralmente feitas de aço rápido devido ao fato de necessitarem de rotações muito altas para conseguirem velocidades de corte compatíveis com um material de ferramenta mais nobre;
- Custo do material da ferramenta – alguns materiais de ferramenta, apesar de conseguirem maior vida da ferramenta e/ou maior produção, muitas vezes não apresentam uma relação custo/benefício razoável;
- Condições de usinagem – condições de usinagem típicas de acabamento (alta velocidade de corte, baixos avanços e profundidade de usinagem, em peças que já sofreram uma operação anterior de usinagem e, portanto, não apresentam excentricidade, casca endurecida, etc.) exigem ferramentas mais resistentes ao desgaste. Em operações de desbaste (baixa velocidade de corte, altos avanços e profundidade de usinagem, com peças que apresentam camada endurecida, excentricidade, etc.) a ferramenta deve apresentar maior tenacidade, em detrimento da resistência ao desbaste;
- Condições de operação – se o corte for do tipo interrompido e/ou o sistema máquina-ferramenta-dispositivo de fixação-peça for pouco rígido, exige-se uma ferramenta mais tenaz.

A seleção do material da ferramenta de corte é um dos mais importantes fatores que deve ser muito bem definido no processo de usinagem. (DINIZ *et al.*, 2006).

Com base nas propriedades de dureza e tenacidade, Machado e Da Silva (2004) apresentam uma lista de materiais de ferramentas de usinagem como na Fig. 2.11. A medida que se desce na lista, ganha-se em dureza (ou resistência ao desgaste) e perde-se em tenacidade, e vice-versa. A ordem na lista, também, obedece a ordem cronológica de aparecimento das ferramentas no mercado mundial, com poucas exceções.

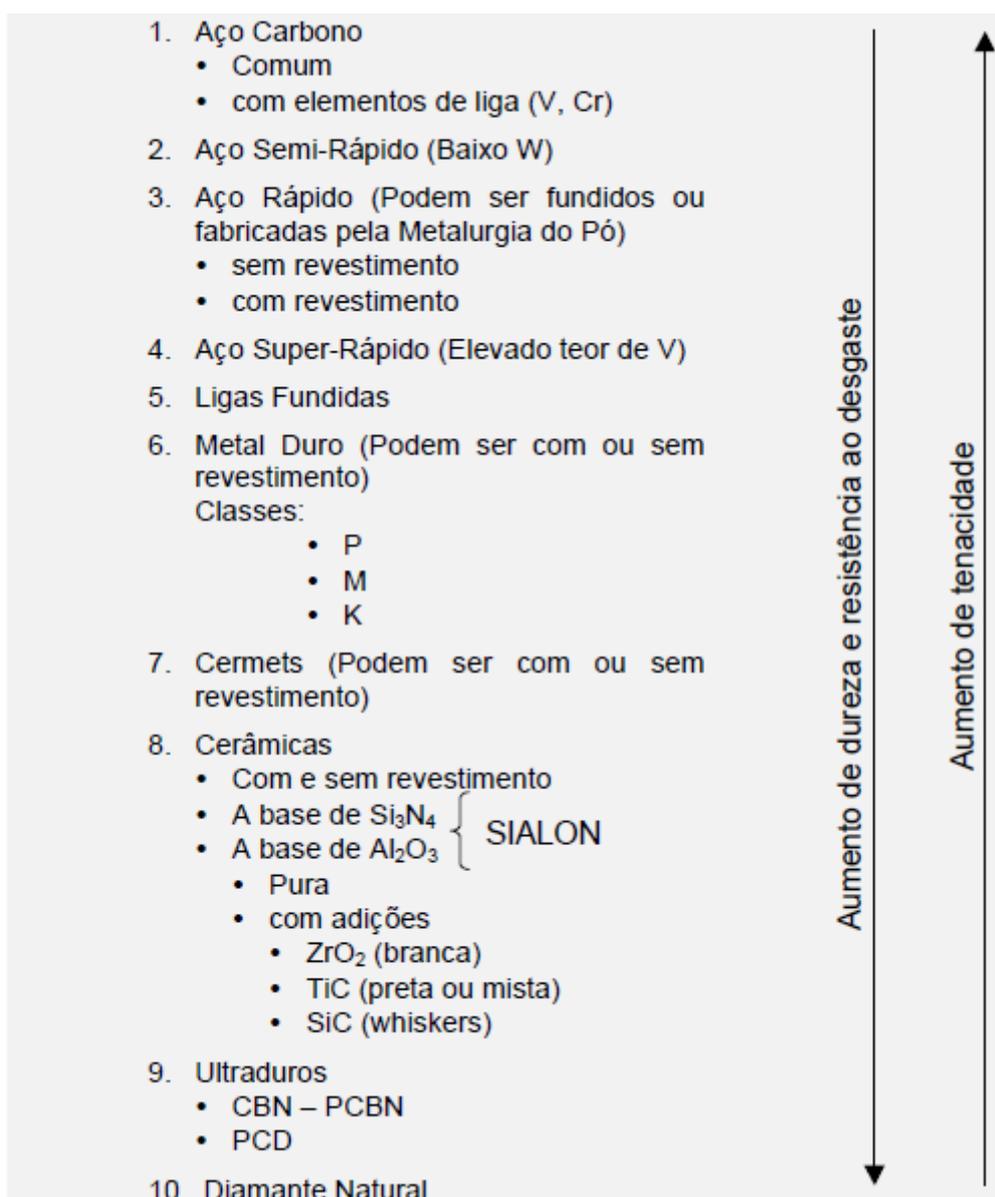


Figura 2.11 - Lista dos materiais para ferramentas de corte (MACHADO e DA SILVA, 2004)

De acordo com Metals Handbook (1989), os dois materiais mais comuns de ferramentas de corte, atualmente em uso para operações de usinagem, são o aço rápido (HSS) e metal duro, normalmente com revestimento.

As ferramentas de aço rápido (HSS) são geralmente usadas em operações onde é exigida uma velocidade de corte menor. Já o metal duro, cermets e ferramentas de cerâmica, operam a uma velocidade de corte maior, dependendo de suas classes, geometrias e revestimento. O nitreto de boro cúbico (CBN), a cerâmica e o diamante também estão sendo amplamente utilizados quando o material a ser usinado é de difícil usinabilidade, sendo considerado muito duro para os outros materiais de ferramenta (REIS, 2015).

Para que ocorra a usinagem, o material da ferramenta de corte deve apresentar a dureza e resistência mecânica superiores ao material que será usinado (SHAW, 2005; TRENT; WRIGHT, 2000).

De acordo com Machado e Da Silva (2004), durante a usinagem altas temperaturas médias são atingidas na formação do cavaco, sendo que uma partição deste calor é transferida para a ferramenta de corte. Sabe-se que todos os materiais de engenharia apresentam uma queda da tensão de cisalhamento máxima com o aumento da temperatura. É mostrado na Figura 2.12 o comportamento da dureza dos principais grupos de ferramentas de corte com a temperatura de trabalho. Nota-se que até mesmo o metal duro e as cerâmicas têm suas propriedades reduzidas, mas numa taxa bem menor que aquelas apresentadas pelos aços-rápidos. Isto garante a aplicação destas ferramentas em condições de corte bem mais desfavoráveis que aquelas a que podem se submeter os aços-rápidos.

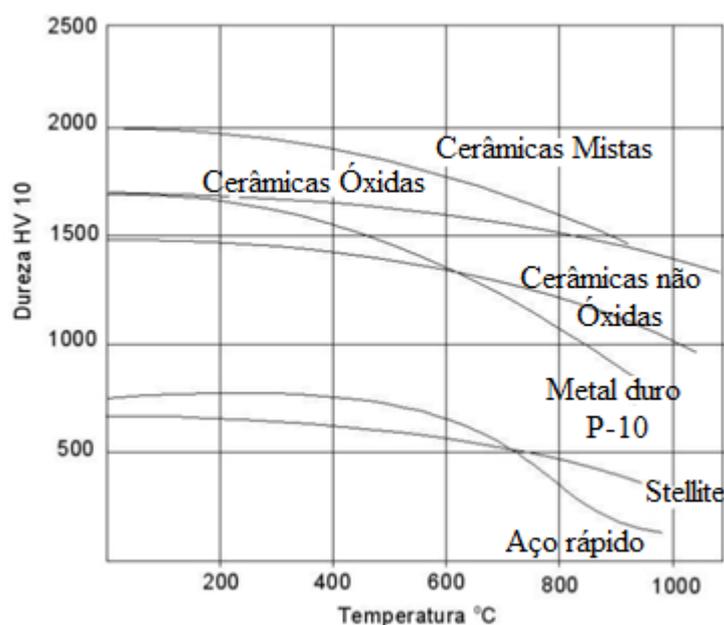


Figura 2.12 - Variação da dureza de alguns materiais de ferramentas de corte com a temperatura (adaptado de MACHADO *et al.*, 2011)

Todas as evoluções dos materiais nas últimas décadas focam principalmente em aumentar a produtividade do processo de usinagem. Sendo assim, para aumentar a produtividade é necessário aumentar a velocidade de corte do processo. De um modo geral, quanto maior a dureza do material, maior é a velocidade de corte que pode ser utilizada, pois maior é a sua resistência ao desgaste a altas temperaturas. Pode-se ver essa relação na figura

2.13, na qual se observa a evolução das velocidades de corte ao longo dos anos em relação ao aparecimento dos diversos grupos de ferramentas de corte.

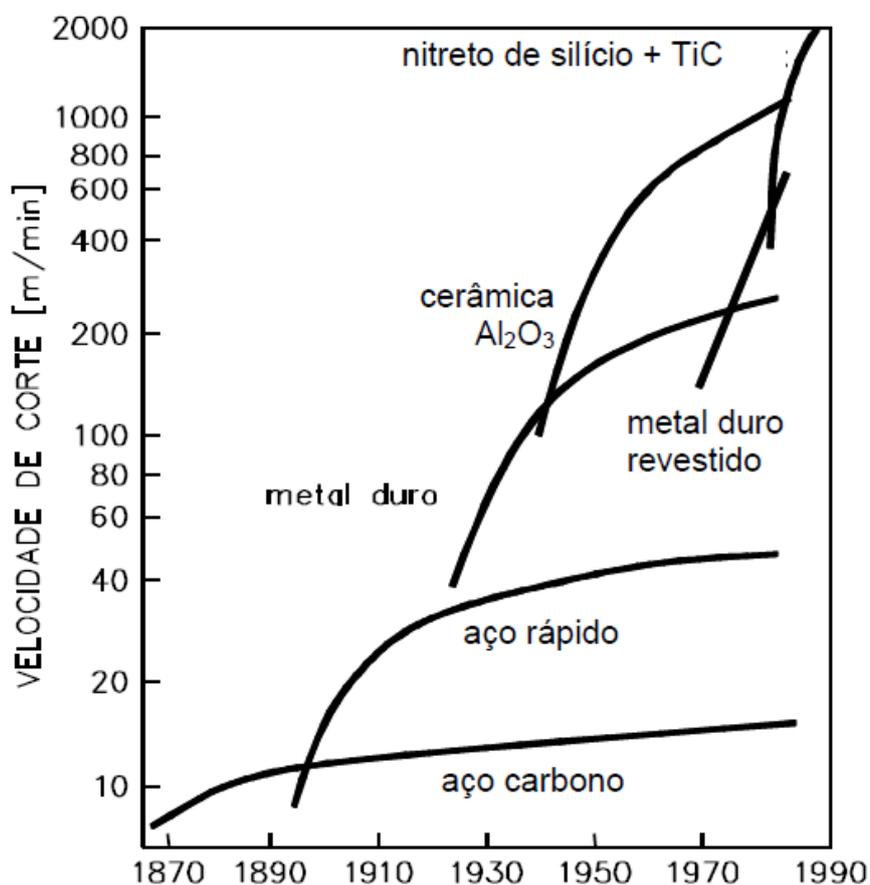


Figura 2.13 - Aumento das velocidades de corte conseguido no último século (PASTOR, 1987)

Esses valores nos dias atuais são até maiores devido aos avanços na área de materiais nos últimos anos. Na figura 2.14 é mostrado algumas classes de inserto da Mitsubishi Materials recomendadas para cada tipo de material, com base no avanço e na velocidade de corte.

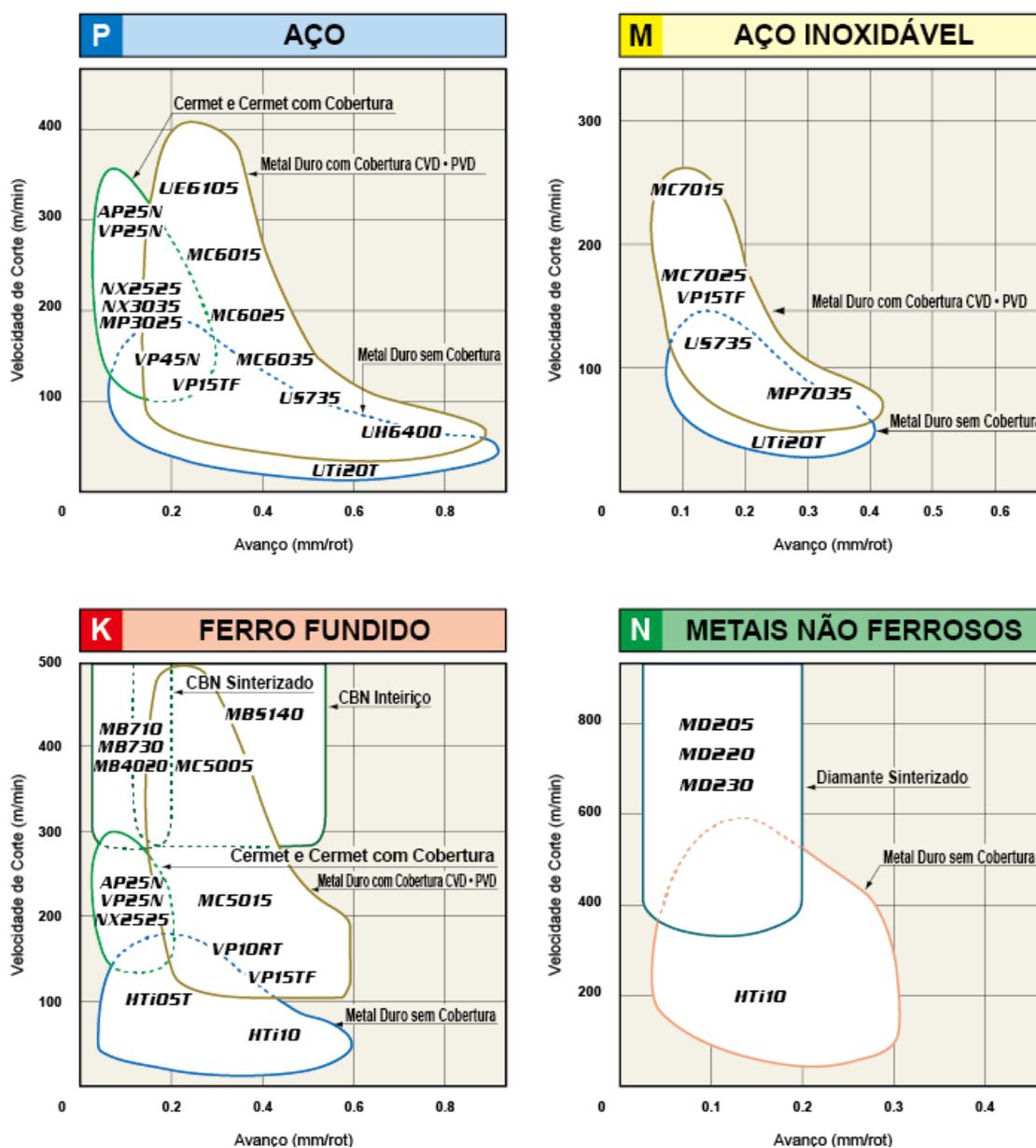


Figura 2.14 - Classes de inserto recomendadas para cada tipo de material, com base nos parâmetros de corte (MITSUBISHI MATERIALS, 2020)

Os fabricantes sempre fornecem tabelas como a Tabela 2.1, que permite escolher valores da velocidade de corte para cada caso, sabendo-se qual o material da peça e da ferramenta a ser utilizado.

Tabela 2.1 - Tabela de velocidades de corte para ferramentas de aço rápido e metal duro (MEDEIROS, 2016)

Tabela de Velocidade de Corte (Vc) para o torno (em metros por minuto)					
Materiais	Ferramenta de Aço Rápido			Ferramentas de Carboneto Metálico	
	Desbaste	Acabamento	Roscar e Recartilhar	Desbaste	Acabamento
1020 - 1030 Aço Carbono Macio	25	30	10	200	300
1045 - 1050 Aço Carbono Duro	15	20	8	120	160
1060 - 1070 Aço Carbono Extraduro	12	16	6	40	60
Ferro Fundido Maleável	20	25	8	70	85
Ferro Fundido Cinzento	15	20	8	65	95
Ferro Fundido Duro	10	15	6	30	50
Bronze	30	40	10 a 25	300	380
Latão e Bronze	40	50	10 a 25	350	400
Alumínio	60	90	15 a 35	500	700
Fibra e Ebonite	25	40	10 a 20	120	150

Na Tabela 2.2 são apresentadas as principais propriedades de ferramentas de corte. Deve-se saber de ante mão as condições de usinagem para após selecionar uma ferramenta de corte que tenha as propriedades adequadas para a usinagem.

Tabela 2.2 - Dados quantitativos das principais propriedades das ferramentas de corte (ABRÃO, 1995)

Propriedades do material da ferramenta	Aço rápido (M2)	Carboneto de tungstênio (M20)	Alumina branca	Alumina mista	Alumina reforçada com whisker	Cerâmica à base de nitreto de silício	PCBN	Diamante natural	PCD
Composição básica*	0,85%pC 4%pCr 5%pMo 6,5%pW 2%pV	80,5%pWC 10%pCo 9,5%pOutros	90-95% Al ₂ O ₃ 5-10% ZrO ₂	Al ₂ O ₃ 30% TiC 5-10% ZrO ₂	75% Al ₂ O ₃ 25% SiC	77% Si ₃ N ₄ 13% Al ₂ O ₃ 10% Y ₂ O ₃	98%CBN 2%AIB ₂ AlN		PCD 2-8% Co
Densidade (g/cm ³)	7,85	14,5	3,8-4,0	4,3	3,7	3,2	3,1	3,5	3,4
Dureza à TA (HV)	850	1600	1700	1900	2000	1600	4000	10000	8000-10000
Dureza à 1000°C (HV)	n.a.	≈400	650	800	900	900	≈1800	n.a.	n.a.
Resistência à fratura (MPa.m ^{1/2})	17	13	1,9	2	8	6	10	3,4	7,9
Condutividade térmica (W/m °C)	37	85	8-10	12-18	32	23	100	900	560
Módulo de Young (kN/mm ²)	250	580	380	420	390	300	680	964	841
Coefficiente de expansão térmica (x10 ⁻⁶ /K)	12	5,5	8,5	8	6,4	3,2	4,9	1,5-4,8	3,8
Custo aproximado por barra** (US\$)	72,54 (barra 25x25x200 mm)	0,61	0,83	1,08	4,5	2,25	72-108	225-252	54-90

*por volume a menos que indicado.

**custo referente à ISO SNGN 120416

Para fins de comparação, na Tabela 2.3 é mostrado um orçamento da empresa Sandvik Coromant para pastilhas intercambiáveis de metal duro, cerâmica, cermet, CBN e PCD.

Tabela 2.3 - Preço de pastilhas intercambiáveis

Item	Código do Produto	Descrição	Preço (R\$/un)
1	TNMG160404PF4325	Pastilha de Metal duro com cobertura CVD	R\$ 56,00
2	TNMG160404QMH13A	Pastilha de Metal duro sem cobertura	R\$ 40,00
3	TNMG160404MF1125	Pastilha de Metal duro com cobertura PVD	R\$ 55,00
4	TNGA160404S01525H7115	Pastilha de CBN	R\$ 1 149,00
5	TNMG160404PF1525	Cermet com cobertura PVD	R\$ 49,00
6	TNMG160404PF5015	Cermet sem cobertura PVD	R\$ 49,00
7	TNGA160404S015256050	Cerâmica	R\$ 115,00
8	TCMW16T304FPCD10	Pastilha de PCD	R\$ 839,00

A seguir, será descrito mais detalhadamente as características do material da ferramenta de corte utilizado neste trabalho, o metal duro.

2.3.2.1 Metal duro

Para se falar sobre o metal duro, tem se que ressaltar os materiais que vieram antes dele e o motivo de tanto esforço para achar um material como o metal duro, que alia dureza com boa tenacidade.

De acordo com Trent e Wright (2000), antes de meados do século XVIII, a madeira foi o principal material utilizado em estruturas de engenharia. A usinagem da madeira não demandava grandes esforços e nem grandes tolerâncias dimensionais, sendo assim os artesãos utilizavam máquinas-ferramentas rudimentares, sem grande rigidez. A furação de canhões, produção de parafusos metálicos e de pequenas partes de instrumentos eram as exceções, pois para estes processos era necessário o uso de um ferramental mais rígido, devido aos maiores esforços envolvidos no corte e tolerâncias dimensionais mais estreitas, se comparadas com as tolerâncias das estruturas de madeira. Este cenário se manteve até o aparecimento do motor a vapor, com seus grandes cilindros metálicos e exatidão dimensional sem precedentes, levando aos primeiros grandes desenvolvimentos no corte de metal na década de 1760.

Os materiais que compunham os primeiros motores a vapor não eram difíceis de usinar. Ferro fundido cinzento, ferro forjado, latão e bronze eram usinados com certa facilidade, usando ferramentas de aço carbono endurecido, com os métodos de tratamento térmico de aço aprimorados pelos metalúrgicos durante séculos. Os materiais de ferramentas ainda estavam correspondendo ao exigido, mesmo que para isso as velocidades de corte utilizadas tivessem que ser muito baixas. (TRENT; WRIGHT, 2000).

Segundo Trent e Wright (2000), em 1860 o problema básico de como produzir as formas complexas nos materiais existentes tinha sido resolvido através da criação máquinas-ferramentas mais estáveis. Maudslay, Whitworth e Eli Whitney estão entre os grandes engenheiros, que desenvolveram as tecnologias necessárias para se conseguir as diversas formas e tolerâncias exigidas pelo desenvolvimento industrial e nunca antes alcançadas. No começo ainda não havia muita mudança nos materiais a serem usinados. Porém a partir de meados da década de 1880, os aços começaram a substituir o ferro forjado. Aços ligas se mostraram muito mais difíceis para se usinar do que o ferro forjado, aumentando assim os custos

com mão de obra e usinagem. Assim, mesmo as melhores ferramentas de aço carbono, devido aos seus limites funcionais, eram cada vez mais insuficientes para as necessidades industriais, já que limitavam a velocidade de produção, dificultando a eficiência dos processos de corte.

Deste modo, um grande impulso nos materiais de ferramentas aconteceu na virada do século XIX, quando Taylor e White desenvolveram o primeiro aço-rápido, contendo 0,67% C, 18,91% W, 5,47% Cr, 0,11% Mn, 0,29% V e apropriado tratamento térmico. Seu surgimento revolucionou a prática de usinagem naquela época, dando um grande aumento na produtividade. As velocidades de corte puderam ser aumentadas em uma ordem de grandeza, isto é, de 3 a 5 m/min com as ferramentas de aço carbono para 30 a 35 m/min, com os aços rápidos. Exatamente por isso, estes aços levaram este nome (MACHADO *et al.*, 2011).

O segundo grande impulso na área dos materiais de ferramenta de corte aconteceu com o aparecimento do metal duro. Com os metais duros, novamente, as velocidades de corte puderam ser aumentadas em praticamente uma ordem de grandeza (de 35 m/min com os aços-rápidos para 250 – 300 m/min com os metais duros). O advento desta classe aconteceu no final da década de 20, na Alemanha, quando Schröter conseguiu produzir em laboratório o WC (carboneto de tungstênio) em pó pela primeira vez. A mistura deste pó principalmente com o cobalto, também em pó (admitindo-se ainda o níquel ou o ferro, mas com resultados inferiores), trouxe ao mercado, na década de 30, um dos mais fantásticos grupos de materiais de ferramentas de corte: o metal duro (MACHADO e DA SILVA, 2004).

As vantagens do metal duro incluem boa homogeneidade estrutural, devido ao seu processo de fabricação; elevada dureza, que, de acordo com a Mitsubishi (2013), para o metal duro sem revestimento, está compreendida entre 90,5 HRA e 92,5 HRA; e resistência ao desgaste a alta temperatura. Sob temperatura de 1000°C, o metal duro tem a mesma dureza do aço rápido à temperatura ambiente. Por fim, ressalta-se que é possível obter propriedades distintas nos metais duros pela mudança específica dos carbonetos, do tamanho de grão e das proporções do ligante (KLOCKE, 2011; CIMM, 2020).

O metal duro também é conhecido como WIDIA, pois foi registrado e patenteado com este nome (do alemão *wie diamant* = igual diamante), uma referência à semelhança das propriedades desse material com as do diamante (ASTAKHOV; DAVIM, 2008).

A microestrutura das ligas de carboneto de tungstênio e cobalto devem apresentar somente duas fases - o carboneto WC e o metal Co. O teor de carbono deve ser controlado e mantido dentro de valores muito pequenos. A presença na estrutura da ferramenta de carbono livre (alto teor de carbono) ou da fase 'eta' ($\text{Co}_3\text{W}_3\text{C}$ - ocorre em baixos teores de C) resulta na

redução da resistência e performance da ferramenta durante operações de corte. O carbono promove a dissociação dos carbonetos de tungstênio e forma um carboneto complexo de ferro e tungstênio do tipo $M_{23}C_6$ de baixa resistência a abrasão, o que provoca a fragilização da ferramenta de corte (TRENT, 1984).

Sendo assim as primeiras ferramentas compostas unicamente de carbonetos de tungstênio (WC) e cobalto eram adequadas para a usinagem de ferro fundido. Porém, durante a usinagem do aço, havia formação de cratera na superfície de saída da ferramenta devido a fenômenos de difusão e dissolução ocorridos entre o cavaco e a ferramenta (CIMM, 2020).

Os elementos como TiC (carboneto de titânio), TaC (carboneto de tântalo) ou NbC (carbeto de nióbio) adicionados no conjunto WC + Co (carboneto de tungstênio + cobalto) possibilitaram a redução do desgaste por cratera e segundo Machado e Da Silva (2004) as razões para isso são:

- Os carbonetos adicionados têm maiores durezas que o WC, apresentando assim maior resistência ao desgaste.
- A solubilidade dos carbonetos adicionados no ferro é muito menor que o WC. Isto inibe a difusão, que é um dos mecanismos de desgaste mais importante a altas temperaturas.
- A estabilidade dos carbonetos adicionados é maior que os WC. Isto implica em maiores dificuldades de dissolução e difusão desses elementos.

Além disso, CIMM (2020) complementa informando que o carboneto de titânio (TiC) é o principal elemento utilizado para aumentar a resistência ao desgaste, por ser capaz de apresentar pouca tendência à difusão, com o revés de reduzir a resistência interna e das quinas. Já o carboneto de tântalo (TaC) e o carboneto de nióbio (NbC) são utilizados em pequenas quantidades, visando a diminuição do tamanho dos grãos, melhorando a tenacidade e a resistência das quinas.

Sendo assim a composição do metal duro hoje varia dependendo de suas aplicações, mas, basicamente, ela é obtida a partir de um ligante metálico dúctil (comumente cobalto e níquel) e de carbonetos como, tungstênio (W), titânio (Ti), tântalo (Ta), nióbio (Nb) e entre outras. Juntando todos estes elementos a ferramenta é produzida através da metalurgia do pó (STEMMER, 2001). Atualmente, o tamanho das partículas varia geralmente entre 1 e 10 μm e ocupam de 60 a 95% do volume do material (DINIZ *et al.*, 2006)

Visando uma padronização, a “International Organization for Standardization” (ISO 513, 2004) determina a divisão das ferramentas de metal duro em classes. Originalmente eram três classes: a classe K, que foi a primeira a ser desenvolvida com a composição WC+Co; a classe P, na qual ocorreram adições de TiC, TaC e/ou NbC; e a classe M, intermediária à K e à P, com quantidades de adições menores que a classe P. Porém em 2004, essa norma sofreu uma revisão com a adição das classes N, S e H, incluindo além dos metais duros, as cerâmicas e materiais ultraduros. Sendo assim a norma não separa os materiais mais de acordo com a composição química, mas sim de acordo com a aplicação do material. Dentro dessas seis classes ainda existe a subdivisão, que varia entre 01 e 50, que classifica a ferramenta em relação a tenacidade e a resistência ao desgaste, conforme pode-se visualizar na Tabela 2.4. De um modo geral, quanto maior o número, maior a tenacidade e menor é a dureza.

Segundo Ribeiro (2007), estas classes citadas anteriormente têm por definição:

- Classe P – Cor de identificação: Azul. Compreendem os metais duros com elevado teor de TiC e TaC. São ferramentas utilizadas na usinagem de materiais com cavaco longo, ou seja, materiais mais moles, pois, possuem melhores propriedades sob altas temperaturas que as ferramentas de WC-Co puro. Possuem uma maior resistência a quente, resistência a oxidação e resistência à difusão com materiais ferrosos. As ferramentas desta classe são empregadas na usinagem de aços não ligados; aços de alta liga; aços fundidos e ferros maleáveis de cavacos longos. Por formarem uma grande área de atrito entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta desenvolvem temperaturas elevadas e grande desgaste de cratera. Não são indicadas para aços inoxidáveis com estrutura austenítica.

- Classe M – Cor de identificação: Amarelo. Neste grupo encontram-se os metais duros com propriedades intermediárias, destinados a ferramentas que tenham múltiplas aplicações. São aplicados na usinagem de metais e ligas ferrosas que apresentam tanto cavacos contínuos como cavacos curtos. São empregados na usinagem de aços inoxidáveis austeníticos, ferríticos e martensíticos; aços fundidos; aços-manganês; ferros fundidos e ferros fundidos maleáveis.

- Classe K – Cor de identificação: Vermelho. Este grupo foi o primeiro a ser desenvolvido, e é composto principalmente por carboneto de tungstênio aglomerado por cobalto. Como este metal duro não é resistente ao desgaste de cratera, são aplicados na usinagem de metais frágeis e ligas ferrosas que apresentam cavacos curtos e ainda em materiais não-metálicos.

- Classe N – Cor de identificação: Verde. Os metais duros e PCD, deste grupo, são aplicados em vários tipos de alumínio e outros metais não-ferrosos; plásticos e madeira.
- Classe S – Cor de identificação: Marrom. Neste grupo se encontram os metais duros e cerâmicas ($Al_2O_3 + SiC$), indicados para a usinagem de ligas resistentes ao calor; ligas especiais à base de níquel ou cobalto; titânio e suas ligas; aços de alta liga e demais materiais de difícil remoção de cavacos.
- Classe H – Cor de identificação: Cinza. Metais duros e cerâmicas ($Al_2O_3 + TiC$ e PCBN), para aplicações que incluem os materiais endurecidos como aço temperado; ferro fundido temperado; ferro fundido coquilhado e aço manganês.

Tabela 2.4 - Classificação dos metais duros (adaptado de ISO 513, 2004)

Principais classes (grupos)			Classes de aplicação			
Letra de Identificação	Cor de Identificação	Materiais a serem usinados	Materiais de corte			
P	Azul	Aços: todos os tipos de aços e aços fundidos, exceto aços inoxidáveis com estrutura austenítica	P10 P20 P30 P40 P50	P05 P15 P25 P35 P45	↑ A	↓ B
M	Amarelo	Aço Inoxidável: aço inoxidável austenítico, aço duplex e aço fundido	M01 M10 M20 M30 M40	M05 M15 M25 M35	↑ A	↓ B
K	Vermelho	Ferro Fundido: ferro fundido cinzento, com grafita esferoidal e maleável	K01 K10 K20 K30 K40	K05 K15 K25 K35	↑ A	↓ B
N	Verde	Materiais não ferrosos: alumínio e outros metais não ferrosos, materiais metálicos	N01 N10 N20 N30	N05 N15 N25	↑ A	↓ B
S	Marrom	Superligas e Titânio: ligas resistentes ao calor à base de ferro, níquel e cobalto, titânio e suas ligas	S01 S10 S20 S30	S05 S15 S25	↑ A	↓ B
H	Cinza	Materiais Duros: aços endurecidos, ferros fundidos endurecidos, ferros fundidos resfriados	H01 H10 H20 H30	H05 H15 H25	↑ A	↓ B
A: aumento da velocidade de corte, aumento da resistência ao desgaste do material da ferramenta. B: aumento do avanço, aumento da tenacidade do material da ferramenta.						

As variações da porcentagem de cobalto e carbonetos (TiC e TaC) e do tamanho de grão de WC e seus efeitos nas propriedades mecânicas do metal duro são ilustrados na Figura 2.15.

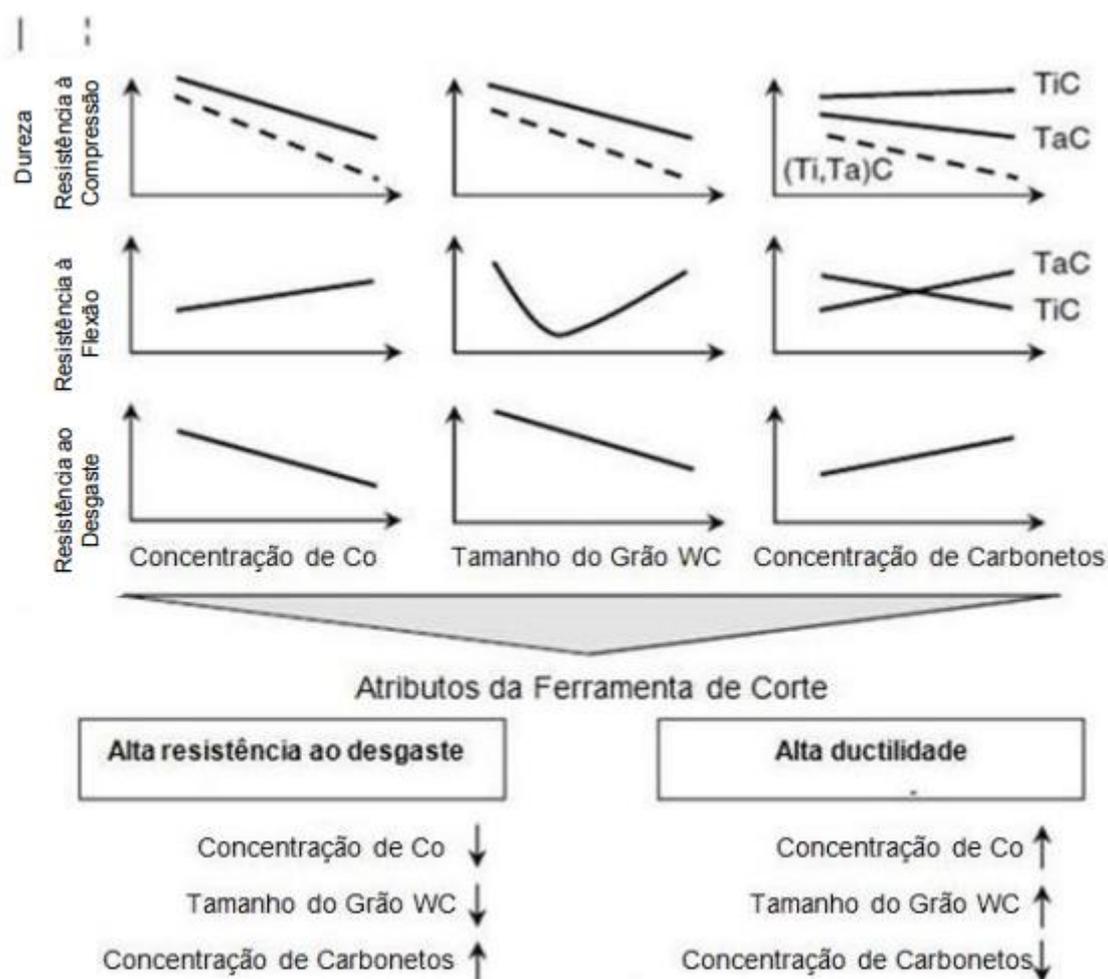


Figura 2.15 - Efeitos das variações da porcentagem de Co, TiC, TaC e do tamanho de grão de WC e seus efeitos sobre as propriedades mecânicas (adaptado de KLOCKE, 2011)

Nota-se que o aumento do teor de Co e do tamanho de grão implica em menor dureza e resistência à compressão. Já o aumento de Co contribui para maior resistência à flexão - e, possivelmente, tenacidade - ou seja, maior resistência ao impacto. O aumento da concentração dos carbonetos tem um efeito favorável sobre a resistência ao desgaste. A resistência à ruptura transversal (TRS) ou a resistência à flexão proporciona uma melhor resistência ao lascamento da aresta de corte, dado o aumento do avanço ou da profundidade de usinagem (ASTAKHOV, 2014).

Na Figura 2.16 é mostrado a microestrutura de quatro ferramentas, a P40, a K10, a KF1 e a KMF. De acordo com Kennametal Hertel (1995), a ferramenta P40 é uma ferramenta utilizada na usinagem de aços macios. Na figura observam-se os carbonetos de tungstênio, tântalo e titânio na coloração cinza e o ligante cobalto (partes brancas da figura). A ferramenta K10, que é a utilizada neste trabalho, é uma ferramenta da classe K, utilizada na usinagem de materiais endurecidos. O elevado teor de carboneto de tântalo proporciona boa resistência ao desgaste de cratera e possibilita a utilização desta ferramenta em elevadas velocidades de corte. A ferramenta KF1 é uma ferramenta da classe K e possui elevada resistência ao desgaste, devido a granulometria ultra fina dos carbonetos de tungstênio. É utilizada para usinagem de materiais não ferrosos em altas e médias velocidades de corte. E por último, a ferramenta KMF, que é uma ferramenta da classe K e possui apenas carboneto de tungstênio e cobalto em sua composição química, porém com uma granulometria muito fina também.

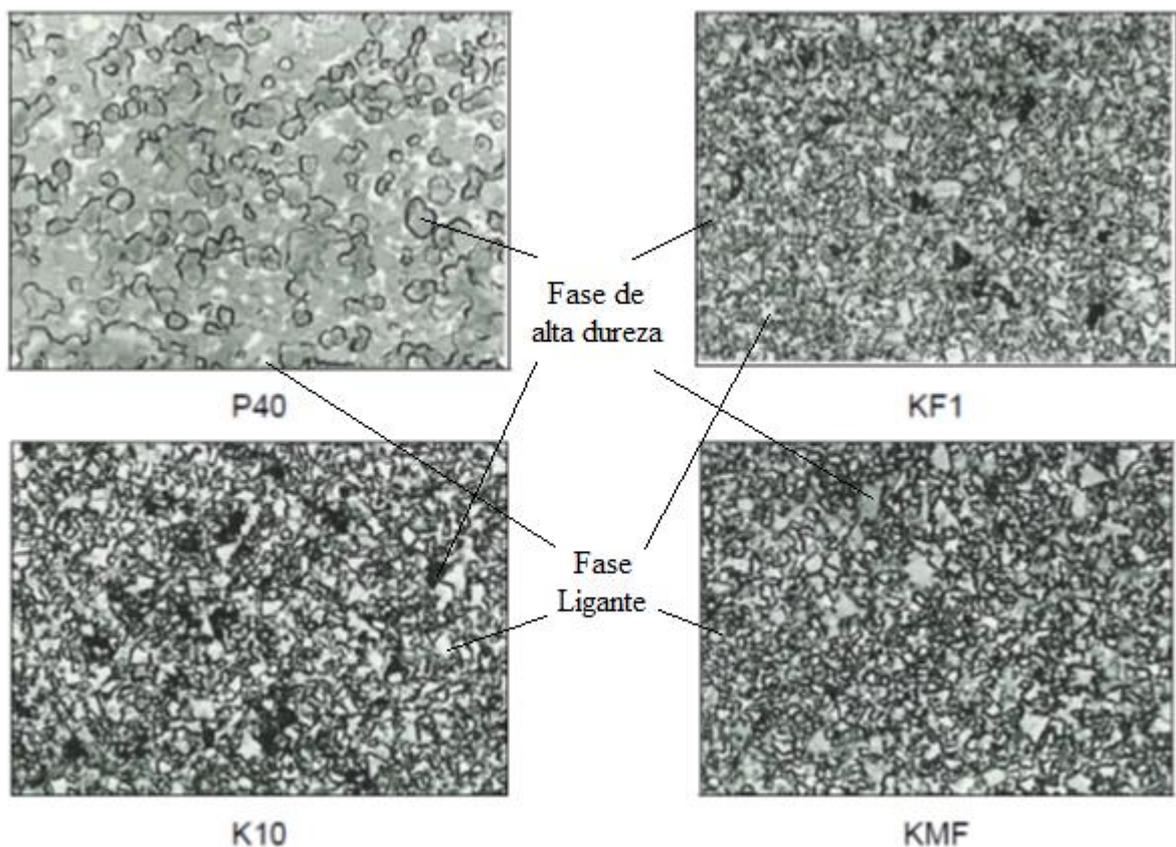


Figura 2.16 - Microestrutura de Ferramentas de Metal Duro, aumento de 1250 X (adaptado de KENNAMETAL HERTEL, 1995)

É apresentado na Tabela 2.5 a composição química de cada uma das ferramentas mostradas acima com suas respectivas propriedades.

Tabela 2.5 - Propriedades dos metais duros P40, K10, KF1 e KMF (KENNAMETAL HERTEL, 1995)

	P40	K10	KF1	KMF
Composição Química				
WC (%)	77,0	91,5	93,0	90,5
Co (%)	12,0	6,0	6,0	9,5
Ta(Nb)C (%)	4,0	2,5	1,0	-
TiC (%)	7,0	-	-	-
Propriedades Físicas				
Densidade (g/cm ³)	12,50	14,85	14,89	14,65
Dureza (HV30)	1 440	1 670	1 720	1 570
Módulo de Elasticidade (kN/mm ²)	550	620	620	570
Resistência à Pressão (kN/mm ²)	4,60	5,70	5,70	3,90
Resistência Específica (Ohm.cm/10 ⁶)	27	24	24	18
Coefic. Expansão Térmica (10 ⁻⁶ /K)	5,50	5,00	5,00	5,50
Condutividade Térmica (W/m.k.)	59	80	80	68

2.4 Ligas de Titânio

O titânio foi descoberto em 1791, mas foi extraído em sua forma pura somente em 1910. Durante a segunda guerra mundial passou a ser produzido em quantidades significativas. Após esse período, as ligas à base de titânio se tornaram materiais essenciais na indústria aeronáutica. Ressalta-se que ele é o nono elemento mais abundante na crosta terrestre. Entretanto, é pouco encontrado em altas concentrações e não se apresenta em estado puro, tornando seu processamento difícil e, portanto, caro (PETERS *et al.*, 2003).

O titânio e suas ligas vêm se destacando comercial e industrialmente devido a suas excelentes propriedades, tais como elevada razão resistência mecânica/massa, manutenção de sua resistência mecânica em temperaturas elevadas e excepcional resistência à corrosão. As

principais aplicações destas ligas são nas indústrias aeroespacial e biomédica, em ambientes corrosivos e para a produção de equipamentos industriais avançados utilizados para a geração de energia e transporte (MOODY *et al.*, 1987).

Deste modo, o titânio pode ser utilizado tanto para redução de peso em uma estrutura ao substituir ligas de aço mais pesadas ou como opção a superligas em componentes que operam em baixa temperatura de uma turbina a gás, por exemplo. Ele pode ainda ser empregado como substituto ao alumínio quando a temperatura de operação excede as capacidades do mesmo (~149 °C), ou em áreas onde resistência à fadiga e corrosão se mostrem como problemas recorrentes (CAMPBELL, 2006).

De acordo com Donachie (1998), apenas a temperaturas abaixo de 300 °C, plásticos reforçados com fibras de carbono têm uma maior resistência/peso do que as ligas de titânio. A temperaturas mais altas, destaca-se a resistência mecânica das ligas de titânio. No entanto, a temperatura máxima de aplicação é limitada pelo seu comportamento de oxidação. Os Aluminetos de titânio, em parte, superam esta desvantagem, tornaram-se objeto de intensos esforços no desenvolvimento de ligas leves. Enquanto as ligas convencionais de titânio são utilizadas apenas para temperaturas ligeiramente acima de 500 °C, as ligas a base de TiAl podem competir diretamente com os aços especiais (resistentes a elevadas temperaturas) e as superligas a base de níquel.

De acordo com Peters *et al.* (2003), existem mais de 100 ligas de titânio, sendo que apenas de 20 a 30 são comerciais. Dentro desse grupo, a liga Ti-6Al-4V corresponde a mais de 50 % do uso. Isso se deve, primeiramente, ao seu bom balanço de propriedades, mostrado na Tab. 2.6. O segundo fator que contribui para a ampla utilização dessa liga é o fato dela ter sido intensamente desenvolvida e testada, constituindo uma grande vantagem, especialmente na indústria aeroespacial.

Tabela 2.6 - Propriedades da liga Ti-6Al-4V (ALLOY WIRE, 2020)

Composição química			Especificações	Principais características	Aplicações típicas
Elemento	Min %	Max %	AMS 4928 ASTM B348 ASTM F136 Designações W.Nr. 3.7165 W.Nr. 3.7164 UNS R56400 AWS 151	Boas propriedades tênsis a temperaturas ambientes em comparação com outros titânios Boa resistência à fluência de até aproximadamente 300 °C (570 °F) Resistência excepcional à corrosão na maioria dos ambientes naturais e em muitos ambientes de processamento industrial Aproximadamente metade da densidade das ligas de níquel	Aeroespacial Joalheria Química Molas Parafusos e vários outros fixadores
N	-	0.05			
C	-	0.10			
H	-	0.01			
Fe	-	0.40			
O	-	0.20			
Al	5.50	6.75			
V	3.50	4.50			
Ti	BAL				
Densidade					
Ponto de fusão			1650 °C	3000 °F	
Coefficiente de expansão			9.0 µm/m °C (20 – 100 °C)	5.0 x 10 ⁻⁶ in/in °F (70 – 212 °F)	
Módulo de rigidez			40 – 44 kN/mm ²	5800 – 6380 ksi	
Módulo de elasticidade			105 – 120 kN/mm ²	15230 – 17405 ksi	
Tratamento térmico de peças acabadas					
Estado conforme fornecido pela Alloy Wire	Tipo	Temperatura		Tempo (Hr)	Arrefecimento
		°C	°F		
Recozido	Redução da tensão	480	900	2	Ar
Têmpera de mola	Redução da tensão	250	480	0.5	Ar
Propriedades					
Estado	Força tênsil aprox.		Temperatura de funcionamento aprox.		
	N/mm ²	ksi	°C	°F	
Recozido	950 – 1100	138 – 159	-200 to +400	-330 to +750	
Têmpera de mola	1000 – 1400	145 – 203	-200 to +400	-330 to +750	

Em aplicações como biomaterial e na indústria aeroespacial, a liga Ti-6Al-4V vem gradualmente substituindo o titânio comercialmente puro devido à resistência mecânica superior. A temperatura ambiente, o titânio tem estrutura hexagonal compacta (HC) representada como fase alfa (α). Essa estrutura transforma-se em cúbica de corpo centrado (CCC), chamada de fase beta (β), a aproximadamente 883 °C. Esta temperatura de transformação pode ser alterada através da adição de elementos de liga. Os elementos estabilizadores da fase α , dentre os quais se destacam Al, Sn, Ga, C, O e o N, aumentam esta temperatura, ao passo que elementos estabilizadores da fase β , como V, Mo, Ni, Cu, Fe, Cr e o Ta, diminuem esta temperatura. A manipulação das fases presentes através de adições de elementos de liga e de tratamentos termomecânicos constitui a base para o desenvolvimento de diversas ligas com diferentes propriedades (COUTO *et al.*, 2006).

Segundo Thorton e Colangelo (1985), a maioria dos elementos de liga para o titânio tendem a diminuir a temperatura de transformação do Ti de alfa para beta. O alumínio, porém, aumenta essa temperatura de transição, sendo um dos principais elementos estabilizadores da fase alfa em altas temperaturas, o que faz dele um dos elementos mais utilizados e mais importantes em muitas ligas de titânio. Uma informação importante também é que as adições de nióbio e tântalo, apesar de diminuírem a temperatura de transformação α - β , melhoram a resistência da liga e ajudam a prevenir a fragilização produzida pela presença de compostos de alumínio e titânio.

As propriedades mecânicas da liga Ti-6Al-4V dependem da sua microestrutura. Como um exemplo deste fato é a variação das propriedades mecânicas desta liga em função da direção que se está analisando, uma vez que tanto a fase α como a fase β possui tendência em recristalizar com microestrutura texturada. Um controle microestrutural por meio de tratamentos térmicos, processamentos termomecânicos ou termoquímicos têm sido realizados na tentativa de aumentar a resistência e a tenacidade de ligas de titânio (ANKEM *et al.*, 1999).

Quanto aos tipos de estrutura para as ligas de titânio, é comum a separação em três classificações: α , $\alpha + \beta$ e β . As ligas α são constituídas de uma única fase e não passam por uma transformação polimórfica, e por isso essas ligas não são sensíveis a tratamentos térmicos, não desenvolvendo resistência como em outras ligas de titânio. As ligas $\alpha + \beta$ são tratáveis termicamente através de endurecimento por precipitação e possuem boa ductilidade. Uma imagem da microestrutura da liga Ti-6Al-4V, uma liga de titânio $\alpha + \beta$ de alta resistência, pode ser vista na Fig. 2.17. As ligas β , por outro lado, tem ductilidade relativamente baixa e tende a ter resistência mais elevada que as α e $\alpha + \beta$ (THORTON; COLANGELO, 1985).

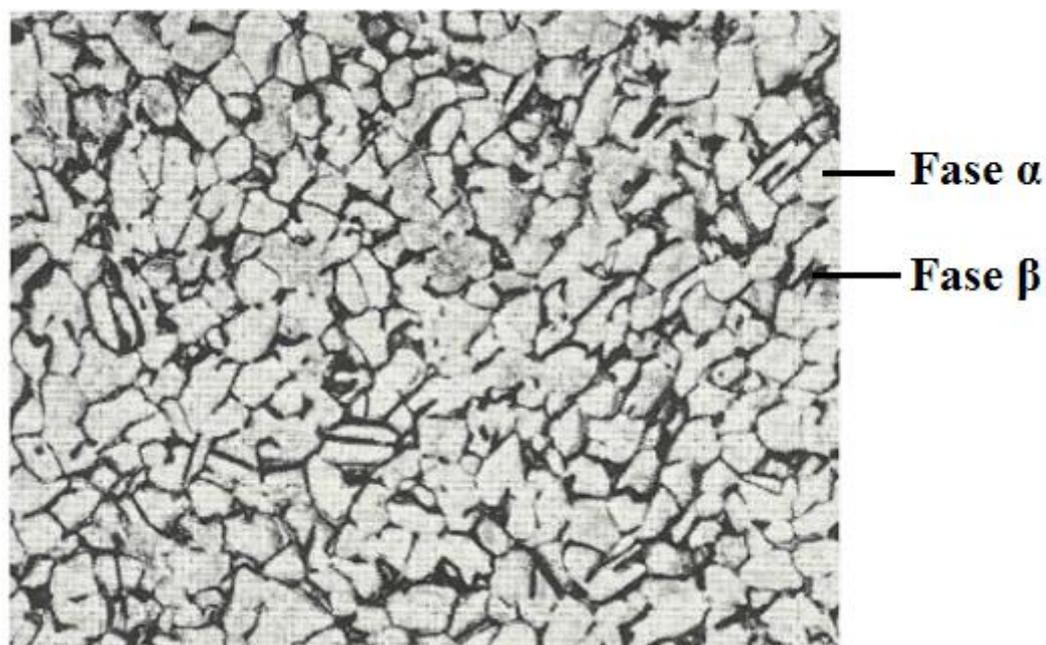


Figura 2.17 - Microestrutura de liga Ti-6Al-4V recozida. Grãos cinzas claro equiaxiais consistem de fase α ; fase intergranular escura é a β (adaptado de THORTON; COLANGELO, 1985)

2.4.1 Usinabilidade das Ligas de Titânio

Segundo Childs *et al.* (2000), a usinabilidade de um metal é sua facilidade de atingir um requisito de produção relacionado ao custo de produção, o que inclui: consumo de energia (ou potência), formação de cavaco, integridade e acabamento superficial e vida da ferramenta.

A baixa usinabilidade do titânio e suas ligas é associada às suas propriedades, como baixa condutividade térmica, alta reatividade química, baixo módulo de elasticidade, alta dureza e resistência a temperaturas elevadas e características peculiares de encruamento, resultando em má usinabilidade (PRAMANIK, 2014; SHAW, 2005).

Segundo Venugopal *et al.* (2007), o principal parâmetro responsável pela má usinabilidade é a baixa condutividade térmica, de modo que, quando usinados, são geradas maiores temperaturas na região de corte.

A Tabela 2.7 mostra algumas propriedades térmicas da liga Ti-6Al-4V comparadas com as do aço AISI 1045.

Tabela 2.7 - Comparação das propriedades térmicas da liga Ti-6Al-4V com o aço AISI-1045 (adaptado de Machado e Wallbank, 1990)

Material	Calor específico de 20-100 °C (J/kg.K)	Condutividade térmica (W/m.K)
Ti-6Al-4V (barra recozida)	580	7,3
Ti-6Al-4V (barra envelhecida)	---	7,5
AISI-1045 (trefilada a frio)	486	50,7

A temperatura na zona de corte é um parâmetro crítico que influencia diretamente as forças de corte, a vida da ferramenta, a taxa de desgaste da ferramenta e a integridade superficial da peça (DAVIM, 2008).

De acordo com Moreira *et al.* (2004), a usinabilidade da liga (Ti-6Al-4V) é dificultada também por sua alta reatividade química com o material da ferramenta, pois o titânio é presente na composição química desses materiais, o que gera o desgaste por difusão que pode ser observado na Figura 2.18:

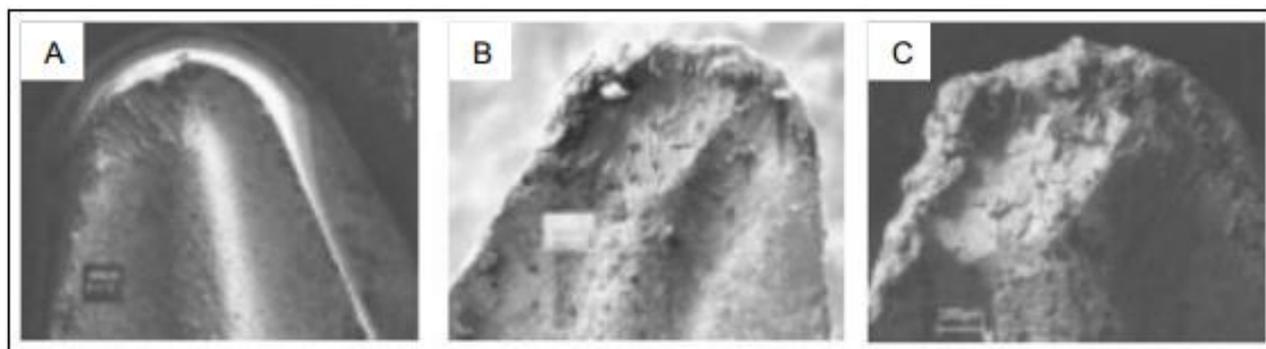


Figura 2.18 - Caracterização de desgaste de ferramenta ISO S15 no corte de titânio a diferentes velocidades de corte: A) 85 m/min; B) 100 m/min; C) 120 m/min (MOREIRA *et al.*, 2004)

Outro fator que contribui na baixa usinabilidade do titânio e suas ligas é a presença de altas tensões nas imediações da aresta de corte, devido à pequena área de contato cavaco-ferramenta na superfície de saída e à alta resistência à deformação a temperaturas elevadas. Além disso, a ocorrência de chatter, por causa, principalmente, do baixo módulo de elasticidade

das ligas de titânio, dificulta a usinagem desse material. Portanto, o sucesso na usinagem das ligas de titânio depende, principalmente, da superação dos principais problemas associados às propriedades inerentes a esses materiais (EZUGWU e WANG (1997)).

De acordo com Machado e Wallbank (1990), os outros fatores que contribuem para a baixa usinabilidade apresentada pelas ligas de titânio são: a alta resistência mecânica, que se mantém mesmo nas temperaturas elevadas geradas pela usinagem, dificultando a deformação plástica necessária para a formação do cavaco; a pequena espessura do cavaco depois de deformado, conseqüentemente com uma área de contato pequena com a ferramenta, causando altas tensões na superfície da ferramenta; o alto coeficiente de atrito entre o cavaco e a superfície da ferramenta; a pequena área de contato com a presença de uma zona de fluxo bastante estreita entre o cavaco e a ferramenta (aproximadamente 8 μm comparados com 50 μm no corte de aço sob as mesmas condições) causando temperaturas de até 1100 °C na ponta da ferramenta; a possibilidade de ocorrência de aresta postiça de corte (APC) em baixas velocidades de corte, levando a uma diminuição da qualidade do acabamento superficial; o baixo módulo de elasticidade; a tendência que o titânio apresenta de entrar em ignição, devido a sua alta reatividade e às elevadas temperaturas envolvidas no processo; alta taxa de encruamento.

Assim sendo, essas ligas requerem o uso de fluido refrigerante em abundância, e sofrem uma limitação de velocidade de corte para reduzir as altas temperaturas geradas durante a usinagem. O baixo módulo de elasticidade de ligas à base de titânio (em torno da metade dos aços) dá lugar a vibrações e ressonâncias se a peça for fixada insuficientemente, se a ferramenta de corte não estiver rigidamente fixada, e se as máquinas não forem potentes o bastante. Durante tratamentos térmicos onde ocorre contato com o ar, uma capa superficial muito dura de óxidos ou nitretos pode se formar em algumas ligas, e a remoção dessa capa muito dura através de usinagem, é uma operação delicada. Essa camada pode, preferencialmente, ser removida por abrasão ou quimicamente, antes da usinagem (MACHINING DATA HANDBOOK, 1985).

Devido a essas características, esses materiais são geralmente difíceis de serem usinados em velocidades de corte acima de 30 m/min com ferramentas de aço rápido e acima de 60 m/min com ferramentas de metal duro, o que resulta em baixa produtividade. Além disso, outros parâmetros de usinagem e a modificação de elementos do sistema máquina ferramenta devem ser escolhidos de modo a garantir um processo estável (WANG, RAHMAN e WONG, 2005).

2.5. Temperatura em Usinagem

De acordo com Coelho e Da Silva (2018), o custo da usinagem é medido através da sua produtividade, que é medido através da quantidade de remoção de material em um determinado tempo. Esta produtividade pode ser melhorada aumentando-se a velocidade de corte e/ou a velocidade de avanço, porém há limites para essas velocidades, acima dos quais a vida da ferramenta é drasticamente diminuída. Para materiais como alumínio e aço carbono esses parâmetros não são empecilhos, pois os mesmos são materiais de boa usinabilidade. Porém, para materiais como aços inoxidáveis, ligas e superligas ferrosas e não-ferrosas (por exemplo, o titânio) resistentes ao calor, a usinagem já se torna mais complicada. O corte desses metais gera altas temperaturas na superfície de saída da ferramenta, provocando seu desgaste em curto tempo de usinagem.

Na usinagem, boa parte da energia consumida no cisalhamento do material é amplamente convertido em calor. As principais fontes transformadoras de calor no processo de usinagem são: a deformação e o cisalhamento do cavaco nos planos de cisalhamento, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2012).

Segundo Machado e Da Silva (2004), somente uma pequena porcentagem (1 a 3%) não é convertida em energia térmica. Parte desta pequena porção fica retida no sistema como energia elástica, e outra parte está associada à geração de novas superfícies (peça e cavaco).

A Figura 2.19 mostra as três zonas distintas, onde o calor pode ser transformado durante a usinagem.

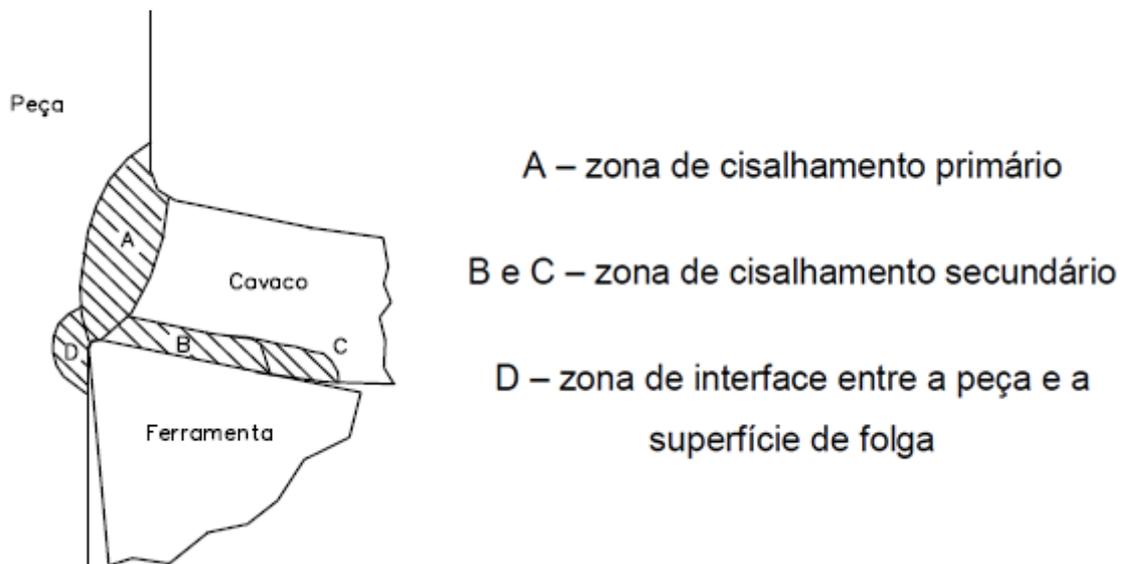


Figura 2.19 - Zonas de geração de calor em usinagem (adaptado de MACHADO e DA SILVA, 2004)

Onde, zona A é a zona de cisalhamento primário, zona B e C são as zonas de cisalhamento secundário e a zona D é a de interface entre a peça e a superfície de folga da ferramenta.

O calor transformado na usinagem é dissipado pelos sistemas que fazem parte da usinagem do material: a ferramenta de corte, a peça de trabalho, o cavaco formado e o fluido de corte (ou o ar ambiente). Normalmente, a temperatura alcançada pela ferramenta de corte é o fator que limita a velocidade de corte na usinagem, sendo este um dos principais motivos para o desenvolvimento de novos materiais para ferramentas de corte. Além disso, em algumas operações com corte interrompido, como o fresamento, a ferramenta precisa resistir a ciclos térmicos além de choques mecânicos.

Uma equação de balanço energético genérica pode ser escrita conforme Equação (2.1).

$$Q_z + Q_{a1} + Q_{a2} = Q_c + Q_p + Q_{ma} + Q_f \quad (2.1)$$

onde,

Q_z = calor transformado na zona de cisalhamento primário.

Q_{a1} = calor transformado na zona de cisalhamento secundário.

Q_{a2} = calor transformado na zona de interface peça-superfície de folga da ferramenta.

Q_c = calor dissipado pelo cavaco.

Q_p = calor dissipado pela peça.

Q_{ma} = calor dissipado pelo meio ambiente.

Q_f = calor dissipado pela ferramenta de corte

Segundo Ferraresi (2003), da Equação (2.1), pode-se observar que o calor total produzido durante a usinagem é formado pela soma dos calores transformados nas zonas de cisalhamento primária, secundária e terciária. Pela conservação da energia, esse calor deve ser igual à soma das parcelas do calor dissipado pela ferramenta, cavaco, peça e pelo meio ambiente. Cada uma dessas parcelas é formada pelo somatório do calor transformado em cada uma das regiões e que é conduzido ao elemento.

Embora ainda seja difícil quantificar o calor que é transferido para a ferramenta, peça e cavaco, estima-se que cerca de 60 a 80% do calor total é dissipado pelo cavaco, de 10 a 20% pela peça e apenas 10% pela ferramenta de corte (AKHIL *et al.*, 2016). A Figura 2.20 mostra essa distribuição.

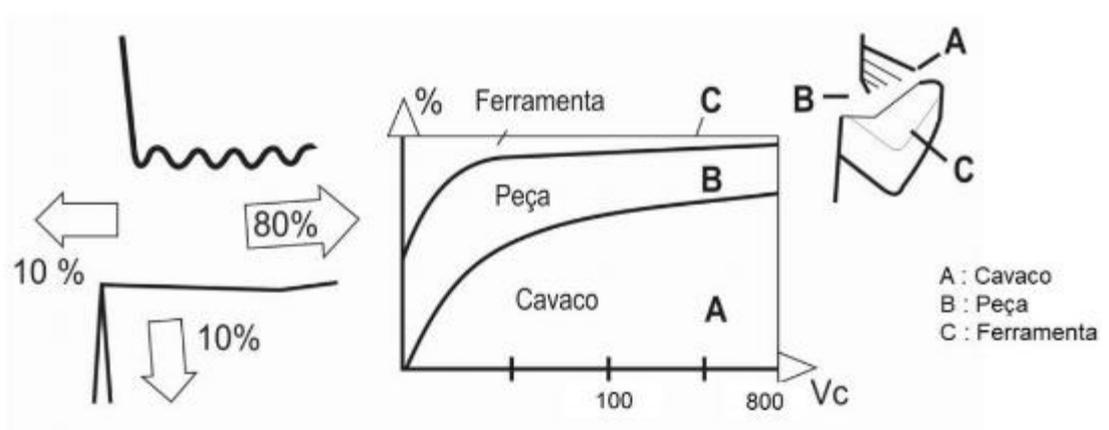


Figura 2.20 - Dissipação do calor no torneamento (AKHIL *et al.*, 2016)

De acordo com Sutter *et al.* (2003), a temperatura média teórica da ferramenta na superfície de saída é proporcional a:

$$\bar{T} \propto \mu \cdot \sqrt{\frac{V_c \cdot f}{K \cdot \rho \cdot C}} \quad (2.2)$$

Onde \bar{T} é a temperatura média teórica da ferramenta na superfície de saída, μ é a energia de corte específica; V_c é a velocidade de corte; f é o avanço; K , ρ e C são a condutividade

térmica, a densidade e o calor específico da peça respectivamente. A relação sugere que um pequeno valor do produto $K \times \rho \times C$ faz com que a temperatura suba, mesmo a baixas velocidades de corte e avanço.

A ação dos fluidos pode não alterar significativamente a temperatura máxima, que é atingida na interface cavaco ferramenta. Especialmente em presença de uma zona fluxo, que representa a principal fonte de aquecimento da ferramenta. Os fluidos de corte não podem atingir a interface ferramenta/cavaco porque essa se torna uma região de intensa deformação plástica cisalhante e elevadas temperaturas, onde ocorre aderência entre os materiais do cavaco e da ferramenta, num contato contínuo com duração de milésimos de segundo. O cavaco se move sobre a superfície de saída da ferramenta num movimento relativo resultante da ruptura do material do cavaco, por cisalhamento termoplástico. Nessas condições, a zona de fluxo se comporta como um fluido viscoso em escoamento sob altíssimas tensões cisalhantes e de compressão que impedem a penetração de outros elementos nessa região. Por isso, a aplicação de fluidos de corte é ineficiente para a redução significativa da temperatura na interface ferramenta/cavaco e, conseqüentemente, na eliminação dos mecanismos de desgaste da ferramenta especialmente aqueles que ocorrem em presença de zona de fluxo (cisalhamento plástico a altas temperaturas, abrasão, adesão ou *attrition*, difusão e oxidação).

2.6. Métodos de Medição de Temperatura em Usinagem

De acordo com Trent e Wright (200), determinar a temperatura na interface do cavaco com a ferramenta por experimentos não é um trabalho fácil. Espessura estreita de cisalhamento e o obstáculo que é gerado pelo cavaco, além do fato que estão em contato contínuo e se movendo em relação a outros são os principais fatores que dificultam a medição de temperatura na usinagem. Muitos pesquisadores desenvolveram várias técnicas para medir as temperaturas de corte. Por exemplo termopar inserido, termopar ferramenta-peça, alterações de dureza na ferramenta em função da temperatura, radiação infravermelha, entre outras. Medições confiáveis das temperaturas de corte são um ponto fundamental na pesquisa de usinabilidade.

Os métodos que utilizam radiação infravermelha (Stephenson, 1991; Lin, Lee e Weng, 1992 e Lin e Liu, 2001), tem como grande vantagem o fato de conseguir medir a temperatura do objeto sem estar em contato com o mesmo, facilitando assim na medição de temperatura de objetos que estão se movendo. Em trabalhos mais recentes as câmeras térmicas estão sendo

utilizadas para examinar campos de temperatura e as razões das partições térmicas entre ferramenta, peça e cavaco, com foco nos fluxos térmicos e não apenas nas temperaturas na zona de corte, oferecendo condições para um melhor entendimento no desgaste da ferramenta e integridade da superfície. A grande dificuldade é devido ao fato dos cavacos gerados atrapalharem na recepção do sinal. Além disso, essa medição depende bastante da qualidade do equipamento, que garantem ou não a confiabilidade do resultado. Equipamentos mais confiáveis e com uma maior sensibilidade costumam ser muito onerosos. Além disso, essa medição depende da emissividade do material, que é relacionada diretamente com o tipo de material e rugosidade, sendo portanto, mais um fator de erro (STEPHENSON e AGAPIOU, 2006).

Os métodos que empregam termopares remotos ou inseridos na peça descritos por Yen e Wright (1986), Chen; Tsao; Liang (1997) e Kitagawa; Kubo; Maekawa (1997), utilizam termopares de pequenos diâmetros que são inseridos em diversas micro furos espalhados pela ferramenta de corte. Este método permite obter uma estimativa da distribuição de temperatura na superfície da ferramenta de corte. Porém este método apresenta dificuldades devido aos grandes fluxos de calor na ferramenta. O tempo de resposta do termopar também pode influenciar nos resultados. Além disso, não é possível instalar o termopar na ponta da ferramenta, local de máxima temperatura.

De acordo com Kato et.al (1976), a medição pelo método do filme PVD consiste na deposição de finas camadas de diversos materiais com pontos de fusão específicos em uma superfície perpendicular à superfície de saída das ferramentas de corte. Após a deposição dos filmes, usina-se o material e através da diferença das cores na superfície da ferramenta de corte é possível estimar as temperaturas alcançadas.

De acordo com Costa (2014), a medição de temperatura em usinagem é um desafio experimental. Muitos métodos experimentais foram desenvolvidos ao longo do tempo e, talvez o mais utilizado seja o método do termopar ferramenta-peça. Por ser o método utilizado na etapa experimental desta dissertação, o método do termopar ferramenta-peça será apresentado com mais detalhes a seguir.

2.7. Método do termopar ferramenta-peça

A técnica do termopar ferramenta-peça é um método utilizado para medir a temperatura no processo de usinagem, geralmente na operação de torneamento. Vários trabalhos em torneamento já publicados utilizaram este método, como é o caso de Kaminise, Guimarães e da Silva (2014), Rodríguez, Muñoz-Escalona e Cassier (2011) e Chinchankar e Choudhury (2014).

Porém com menor frequência, algumas pesquisas empregam a técnica na medição de temperatura nas operações de fresamento e de furação (AGAPIOU e STEPHENSON, 1994).

A seguir será melhor explicado o funcionamento do método.

2.7.1 Conceito básico sobre termopar

O método do termopar ferramenta-peça mede a temperatura da interface cavaco-ferramenta por meio do fenômeno físico denominado “efeito *Seebeck*”. A experiência mostra que um circuito constituído por dois materiais diferentes é percorrido por uma corrente elétrica “*i*” desde que os contatos ou junções destes materiais estejam a temperaturas diferentes (Figura 2.21). Um circuito deste tipo, denominado par termoelétrico ou termopar, é uma fonte de força eletromotriz. O valor desta força eletromotriz gerada depende somente da natureza dos condutores e da diferença de temperatura entre os dois contatos. Utilizando o princípio do “efeito *Seebeck*”, a temperatura de usinagem pode ser medida. O material da peça e o material da ferramenta constituem um termopar, desde que sejam condutores elétricos. Isto ocorre porque, durante a usinagem, a zona de aderência entre a ferramenta e o cavaco garante a formação de uma junção (junta quente ou junta de medição). Uma conexão elétrica para uma parte de menor temperatura da ferramenta forma a junção fria (junta fria ou junta de referência) (BORCHARDT; GOMES, 1979).

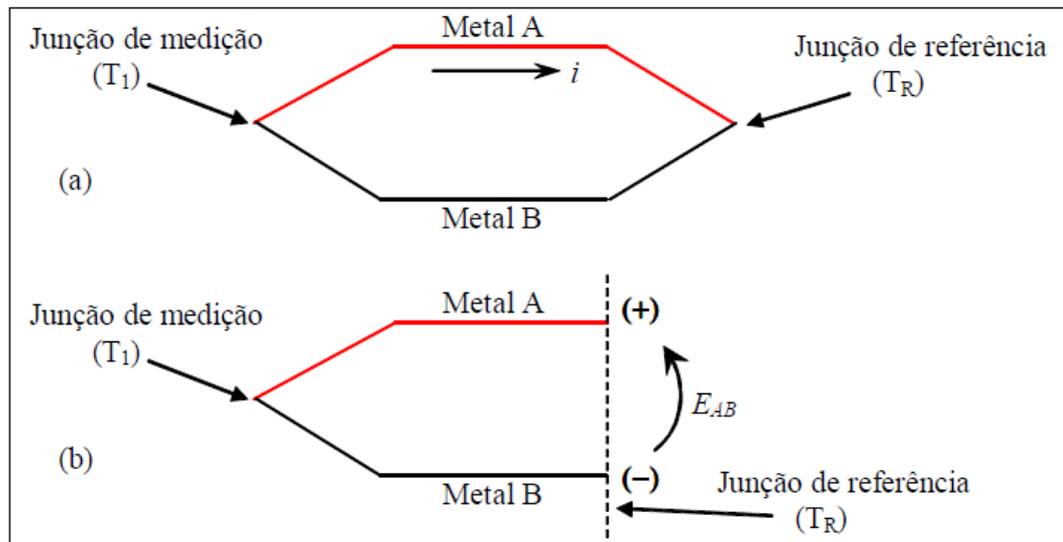


Figura 2.21 - Representações esquemáticas (a) de um circuito termopar genérico e (b) do circuito com a conexão do sistema de medição do potencial elétrico E_{AB} (KAMINISE, 2012)

De acordo com Kaminise (2014), o ΔE total do circuito é equivalente à soma das ddp geradas em cada uma das junções termoeletricas. Como se trata de um circuito elétrico, pode-se aplicar a lei de *Kirchhoff*, conforme apresentado na Equação 2.3.

$$\Delta E = E_1 + E_R \quad (2.3)$$

De acordo com Kaminise (2014), as tensões E_1 e E_R geradas em cada junta do par térmico dependem da temperatura e do coeficiente de *Seebeck* (σ). Esse coeficiente é uma constante de proporcionalidade a qual pode ser obtida através da calibração do sistema. Este valor expressa a relação de variação da ddp com a temperatura e varia de acordo com os materiais que formam o termopar, conforme a Equação 2.4. Quando essa constante é um valor fixo, ela resulta em uma função linear.

$$\Delta E = \int_{T_1}^{T_R} \sigma_A dt + \int_{T_R}^{T_1} \sigma_B dt = \int_{T_R}^{T_1} (\sigma_B - \sigma_A) dt \quad (2.4)$$

Onde σ_A e σ_B representam os coeficientes de Seebeck de cada material. T_1 é a temperatura na junta de medição e T_R é a temperatura na junção de referência.

Podemos chamar a diferença do coeficiente de *Seebeck* do material B para o material A de σ_{BA} . Logo, resolvendo a integral da Equação 2.4, tem-se as Equações 2.5 e 2.6.

$$\Delta E = \sigma_{BA} T_1 - \sigma_{BA} T_R \quad (2.5)$$

$$\Delta E = \sigma_{BA} (T_1 - T_R) \quad (2.6)$$

Dessa relação é possível obter a temperatura da junta de medição (T_I) a partir do conhecimento da temperatura da outra junção (T_R) e do coeficiente de *Seebeck* (σ_{BA}). Realizando um rearranjo da Equação 2.6, isolando T_1 , tem-se a Equação 2.7.

$$T_1 = T_R + \Delta E / \sigma_{BA} \quad (2.7)$$

Sendo assim pode-se relacionar o valor de ΔE obtido com o valor da temperatura correspondente.

2.7.2 Lei dos termopares

No total são 5 leis fundamentais dos termopares.

1ª Lei – A força eletromotriz (f.e.m) de um termopar, que também pode ser chamado de diferencial de potencial (ddp), com as junções submetidas às temperaturas T_1 e T_2 , respectivamente, é totalmente independente de outras temperaturas ao longo do circuito, desde que os dois materiais A e B sejam homogêneos, como ilustrado na Figura 2.22.

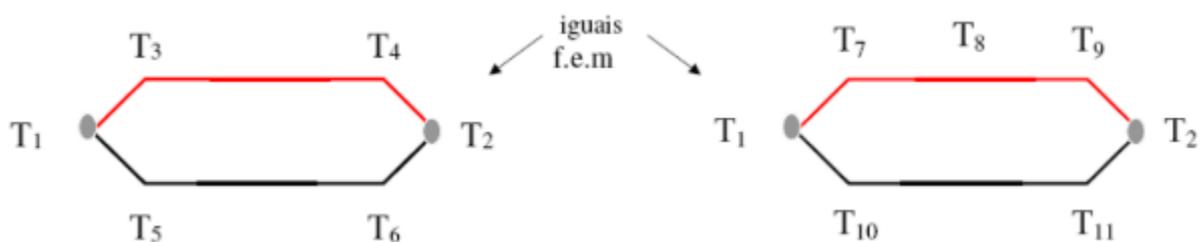


Figura 2.22 - Ilustração mostrando a equivalência entre dois circuitos termopares submetidos internamente a diferentes temperaturas – 1ª lei dos termopares.

2ª Lei – Se um terceiro metal C é inserido em um dos ramos e estando suas junções sujeitas à mesma temperatura T_3 , a força eletromotriz (f.e.m) do circuito permanece inalterada independente do comprimento e da variação da temperatura ao longo de C. (Figura 2.23).

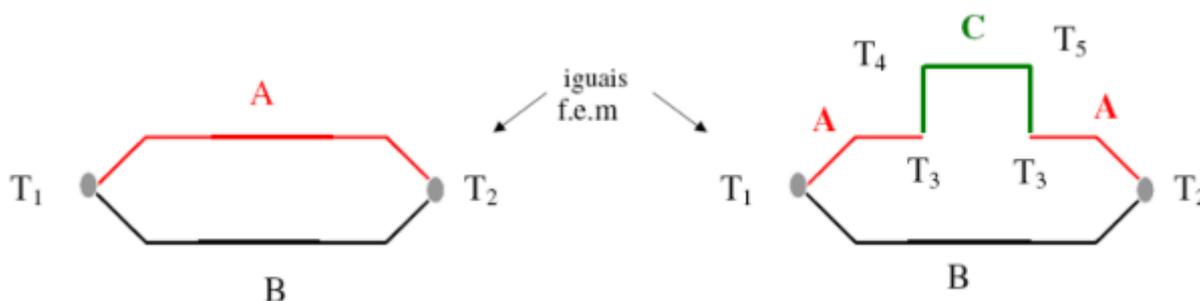


Figura 2.23 - Ilustração do efeito da inserção de um material C em um dos ramos do termopar – 2ª lei dos termopares.

3ª Lei – Se um metal C é inserido entre A e B em uma das junções, a temperatura de C, a qualquer distância das junções AC e BC, não influi, desde que, a temperatura nas junções AC e BC sejam iguais a T_1 . A força eletromotriz (f.e.m) é aquela como se C não existisse. (Figura 2.24).

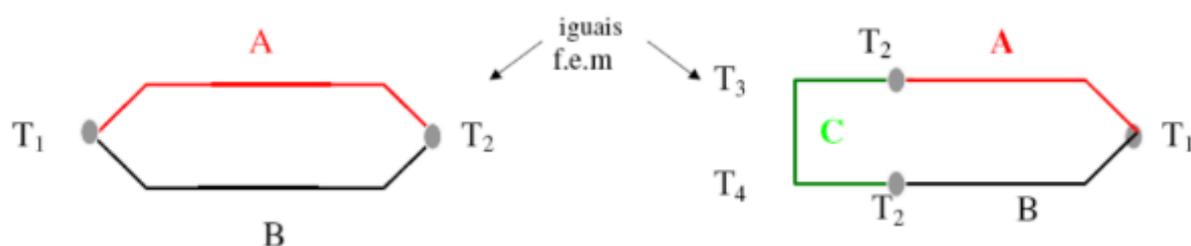


Figura 2.24 - Ilustração do efeito da inserção de um material C em uma das junções, entre os ramos A e B de um termopar – 3ª lei dos termopares.

4ª Lei – Se a força eletromotriz (f.e.m) térmica dos metais A e C é E_{AC} e dos metais B e C é E_{BC} , então, a f.e.m térmica dos metais A e B é igual a $E_{AC} + E_{BC}$ (Figura 2.25).

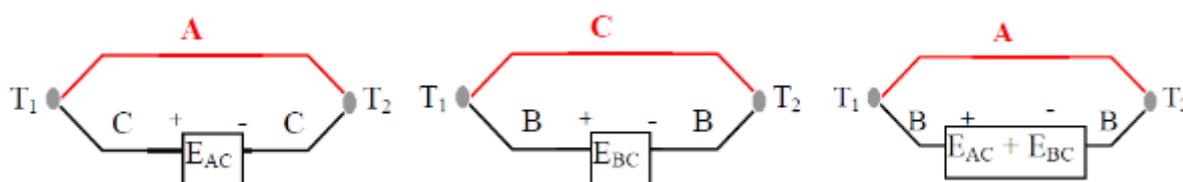


Figura 2.25 - Ilustração da propriedade associativa da f.e.m entre materiais de um termopar - 4ª lei dos termopares.

5ª Lei – Se o termopar produz uma f.e.m E_1 quando suas junções estão às temperaturas T_1 e T_2 e se produz E_2 quando elas estiverem às temperaturas T_2 e T_3 , então ele produzirá E_1 e E_2 quando as junções estiverem a T_1 e T_3 , respectivamente (Figura 2.26). A presença de vários metais diferentes e conseqüentemente de várias termojunções na cadeia de medição da montagem termopar ferramenta-peça impedem a aplicação direta do conceito de termopar. As leis dos termopares que preveem a presença de um terceiro material no circuito são, nesse sentido, imprescindíveis.

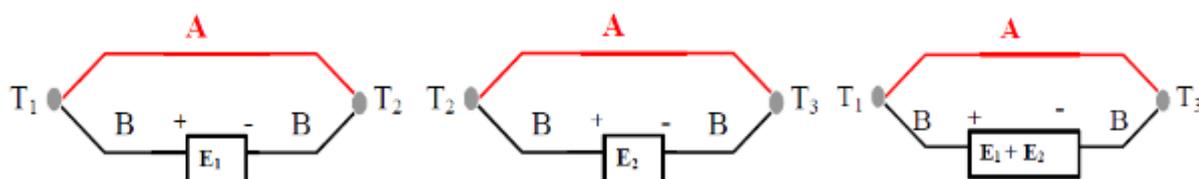


Figura 2.26 - Ilustração da propriedade associativa da f.e.m entre diferentes temperaturas das junções do termopar – 5ª lei dos termopares

2.7.3 Medição de temperatura com o método termopar ferramenta-peça

Fundamentado nesse princípio, o método termopar ferramenta-peça utiliza a ferramenta e a peça como par termoelétrico. A interface entre a ferramenta e a peça é considerada a junção quente do termopar, enquanto a junção fria é formada pelos pontos mais afastados da ferramenta e da peça, que devem ser conectadas eletricamente e mantidas a uma temperatura constante de referência (STEPHENSON e AGAPIOU, 2006). Sendo assim a ddp gerada será relacionada diretamente a temperatura na interface ferramenta-peça, já que teoricamente a temperatura de referência não varia.

A técnica, apesar de aparentemente simples, possui uma série de particularidades que devem ser levadas em conta durante sua utilização e montagem. Dentre elas podem-se citar: o par ferramenta-peça deve ser sempre formado por materiais condutores de eletricidade, impedindo assim a utilização de ferramentas cerâmicas e peças de materiais não metálicos; a temperatura medida representa uma média das temperaturas que ocorrem na região de corte, sendo assim não é possível obter o real valor da temperatura máxima da ferramenta na ponta da ferramenta; o contato da ferramenta com o cavaco não é estável, existem picos e vales nesta região; a junção quente pode ser considerada como um termopar finito, com um número infinitamente grande de fontes interligadas em um circuito em paralelo; e a calibração do termopar é difícil pois depende de todos os materiais presentes no sistema e varia para cada material que será usinado (MELO, 1998).

Na Figura 2.27 é representado o esquema do método do termopar ferramenta-peça numa operação de torneamento cilíndrico externo.

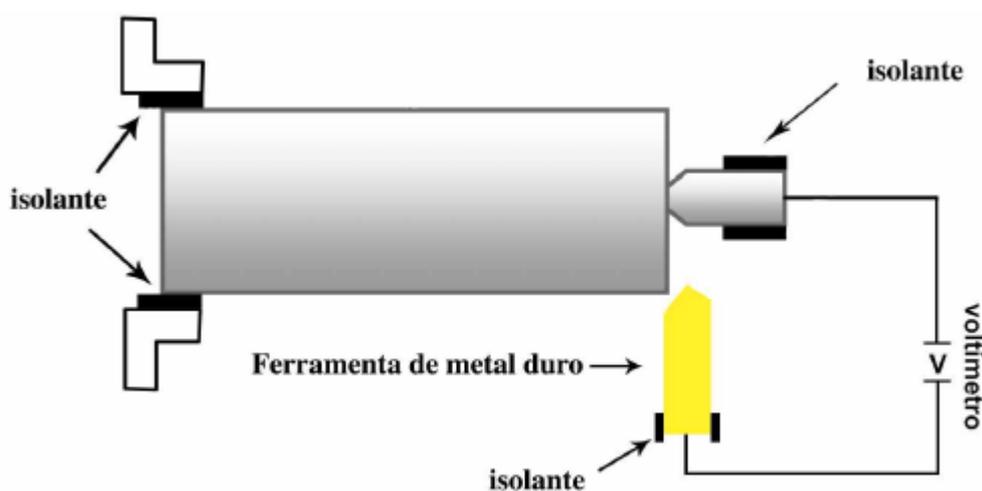


Figura 2.27 - Esquema geral do método do termopar ferramenta-peça utilizado na medição da temperatura de usinagem (adaptado de MOURA *et al.*, 2015)

Observa-se no esquema que para a aplicação do método o sistema deve estar fechado e isolado. Como a ferramenta está fixa no castelo do torno, a conexão pode ser feita na própria ferramenta através de um fio elétrico, que é conectado ao instrumento de medição da ddp. Já no outro contato tem-se uma maior dificuldade devido a peça estar sempre em rotação (AVELID, 1970).

Algumas técnicas foram desenvolvidas para permitir a condução do sinal da peça para o instrumento de medição. De acordo com Kaminise (2012), as soluções mais eficientes para a condução do sinal elétrico da peça em rotação até o condutor estacionário usam um mancal de mercúrio. Nesses sistemas, um elemento rotativo (Figura 2.28), acoplado à peça, é conectado a um condutor elétrico através de “um banho” em mercúrio. O movimento relativo entre o elemento rotativo e o mercúrio não provoca a elevação significativa da temperatura nesse contato elétrico que, assim, pode ser uma das junções de referência do sistema, à temperatura T_R .

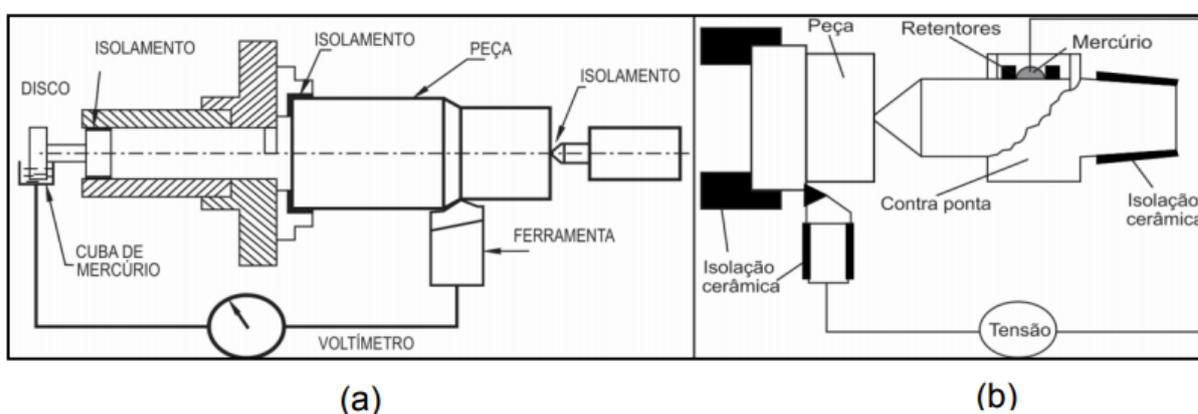


Figura 2.28 - Aplicações do mancal de mercúrio na condução do sinal elétrico no método do termopar ferramenta-peça: (a) através do eixo árvore do torno com um disco metálico inserido em uma cuba (ABHANG E HAMEEDULLAH, 2010); (b) através da ponta rotativa da contra ponta (INGRACI NETO *et al.*, 2011)

Na primeira configuração um eixo é colocado através do furo do eixo-árvore do torno e conectado a peça de trabalho. Na outra extremidade é acoplado um disco metálico que fica inserido em uma cuba de mercúrio, o que garante o contato elétrico entre o disco, que estará em rotação, e o condutor estacionário, como ilustra a Figura 2.28 (a).

Na segunda alternativa, o mancal de mercúrio é incorporado a um contra ponta projetado para dar rigidez e servir como condutor elétrico, como mostra a Figura 2.28 (b). Assim, garante-se a continuidade elétrica do circuito através de um conector que é instalado na contra ponta em contato com o mercúrio em uma cápsula instalada dentro da contra ponta. Nessa configuração é necessário a utilização de retentores para evitar a fuga do mercúrio líquido.

Outra forma de se utilizar a própria contra ponta para se estabelecer o contato elétrico é apresentada em Alvelid (1970), e é utilizado no trabalho de Kaminise (2012), conforme mostra

a Figura 2.29. De acordo com Kaminise (2012), nesse caso, uma contra ponta rotativa comercial foi modificada para que a transferência do sinal elétrico entre a contra ponta rotativa e o condutor elétrico fosse feita em uma câmara de mercúrio instalada no seu cone *Morse*. Fez-se o contato elétrico com um pino de aço instalado concentricamente na ponta rotativa e o invólucro da câmara de mercúrio foi confeccionado em material isolante com o objetivo de se manter a temperatura constante T_R da junta de referência, no contato elétrico do mercúrio.

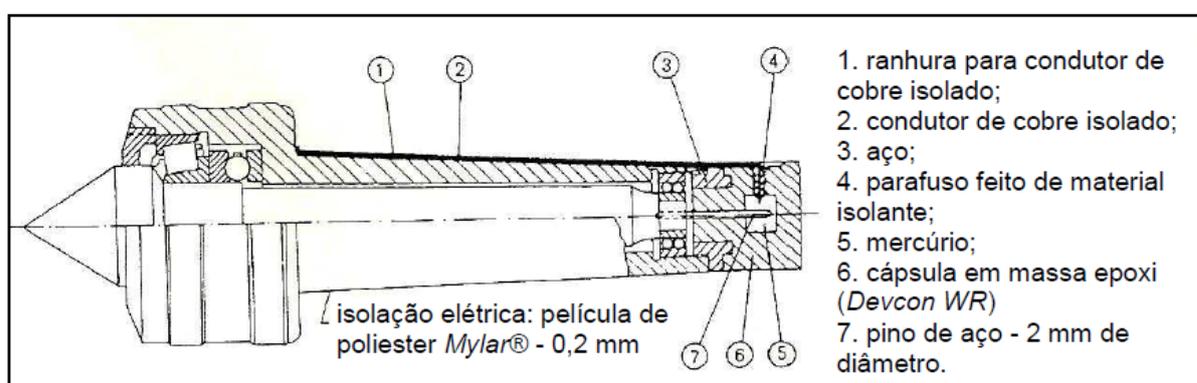


Figura 2.29 - Contra ponta rotativa convencional que foi modificada para uso no método do termopar ferramenta-peça (ALVELID, 1970)

As principais fontes de erro do método termopar ferramenta-peça são relacionadas, principalmente, à falta de homogeneidade dos materiais da ferramenta e da peça e à diferença de temperatura entre as junções dos materiais introduzidos no circuito (ocorrência de várias junções de referência submetidas a diferentes temperaturas), (STEPHENSON, 1993). No entanto, a grande dificuldade do método é a dificuldade de execução de uma calibração precisa (ABHANG e HAMEEDULLAH, 2010a).

Kaminise (2012) desenvolveu um sistema de calibração do método termopar ferramenta-peça (Figura 2.30) para possibilitar a utilização com um inserto de metal duro na usinagem de ferro fundido cinzento. A calibração do sistema termopar ferramenta-peça foi feita através de um aquecimento produzido por chama de maçarico a gás oxiacetileno. O princípio é semelhante à calibração utilizando banho de sal aquecido por resistência elétrica (Ferraresi, 2003), entretanto, a calibração com maçarico a gás oxiacetileno pode ser realizada na própria máquina-ferramenta, com os mesmos elementos usados em um ensaio de usinagem: ferramenta de corte, porta-ferramenta, corpo de prova, contra pontas e todos as demais junções que se formam em um teste experimental.

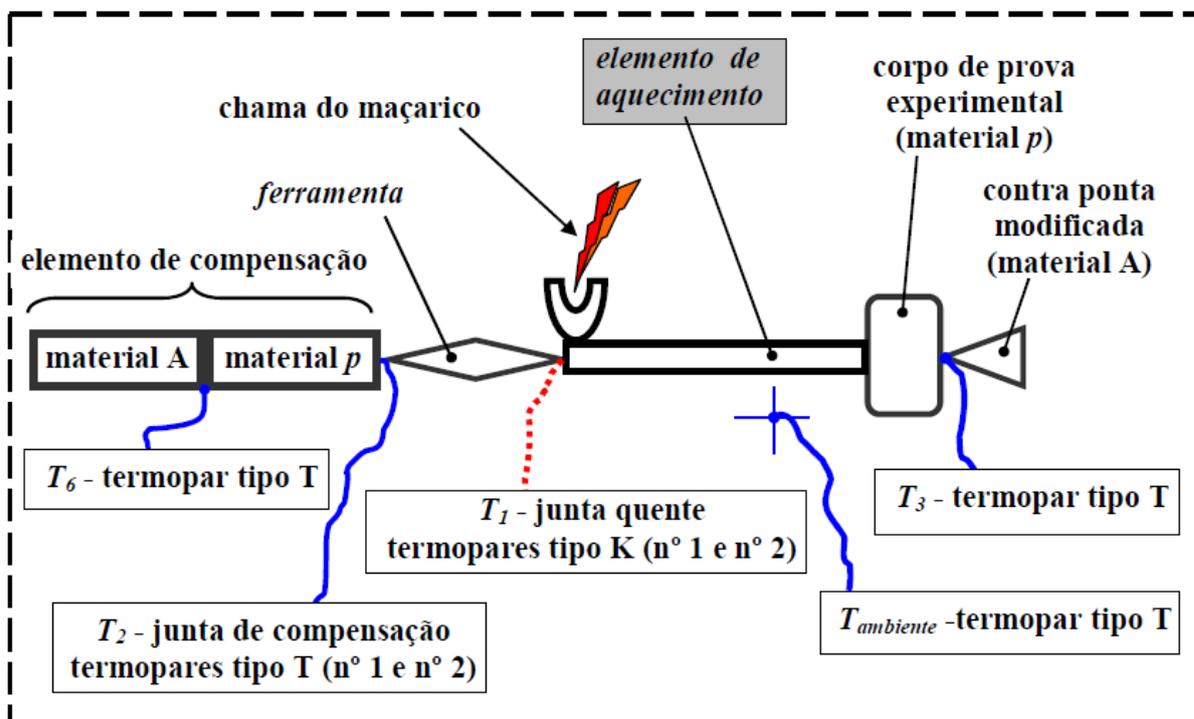


Figura 2.30 - Calibração realizada com elemento de compensação (KAMINISE, 2012)

No trabalho de Moura (2017), mediu-se a temperatura através do método termopar ferramenta-peça tendo como material da ferramenta um metal duro da classe K10 e da peça o titânio Ti-6Al-4V. A calibração foi realizada por Tabak (2015), utilizando um maçarico de oxiacetileno para aquecimento da junta de medição, conforme a Figura 2.31.

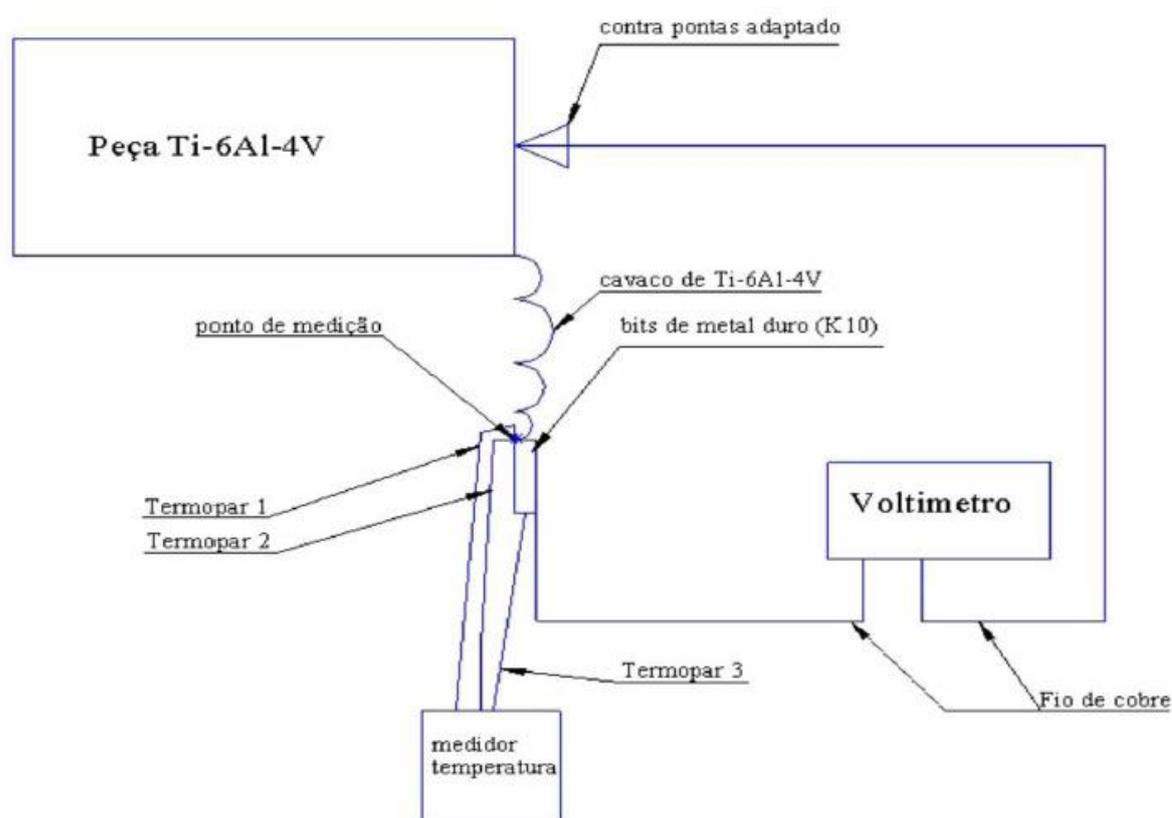


Figura 2.31 - Esquema da montagem do circuito de calibração (TABAK, 2015)

Segundo Tabak (2015) para que a calibração seja efetuada corretamente é necessário manter todas as juntas que não são pontos de interesse a temperaturas constantes. Porém, isso apresenta um enorme desafio, pois ao aquecer o ponto de interesse todo o corpo da ferramenta de corte também será aquecido, ou seja, o calor irá fluir pela ferramenta de corte sendo transmitido, por condução, até o contato da ferramenta de corte com o fio de cobre formando, assim, uma segunda junção com variação de temperatura. Desta forma, para conseguir medir a temperatura da interface de interesse, duas temperaturas foram monitoradas na calibração. A primeira é a do ponto de interesse, determinada pela média da temperatura medida por dois termopares soldados o mais próximo possível do contato ferramenta-cavaco; a segunda é na parte posterior da ferramenta para que, posteriormente, a variação da temperatura nesta junção e o seu efeito na ddp resultante pudesse ser subtraído.

Separadamente, foi avaliado o efeito da variação de temperatura em uma junção ferramenta de corte e fio de cobre, e, assim, pode-se determinar a magnitude do efeito da junta secundária na calibração inicial. Com isso, utilizando da relação entre a variação de temperatura

e a ddp gerada neste ponto, a calibração inicial pôde ser corrigida obtendo uma curva otimizada de calibração, ilustrada na Fig. 2.32.

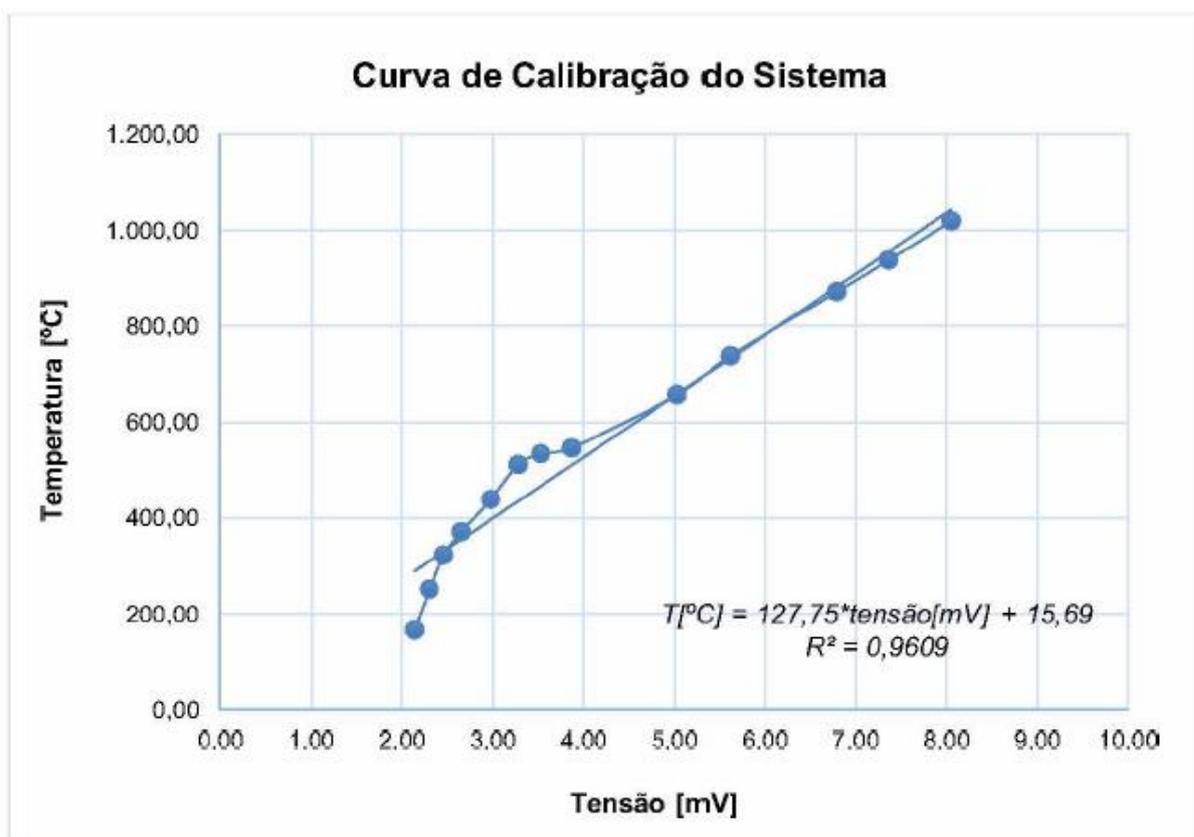


Figura 2.32 - Curva de calibração para o sistema de medição termopar-ferramenta-peça usando Ti-6Al-4V (adaptado de TABAK, 2015)

No trabalho de Marques (2015), mediu-se a temperatura através do método termopar ferramenta/peça tendo como material da ferramenta um metal duro da classe K10 e da peça o Inconel 718. Para a calibração utilizou-se um forno Mufla como fonte de calor, conforme a Figura 2.33.

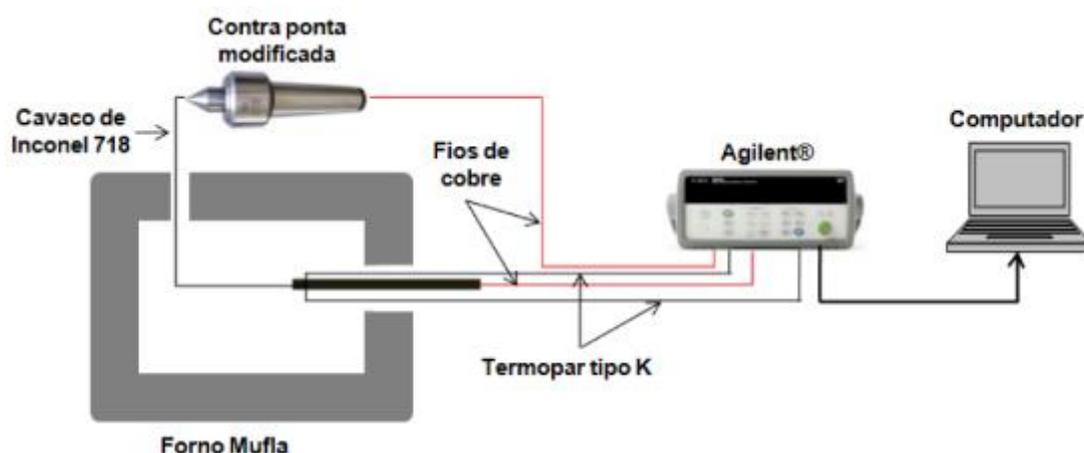


Figura 2.33 - Diagrama esquemático do sistema de medição termopar ferramenta-peça (MARQUES, 2015)

Um aspecto importante, e que deve ser considerado nesses ensaios, é a histerese do sistema, e nesse caso observou-se nesse trabalho uma relação muito próxima da curva de calibração no aquecimento e no resfriamento, conforme mostrado na Figura 2.26.

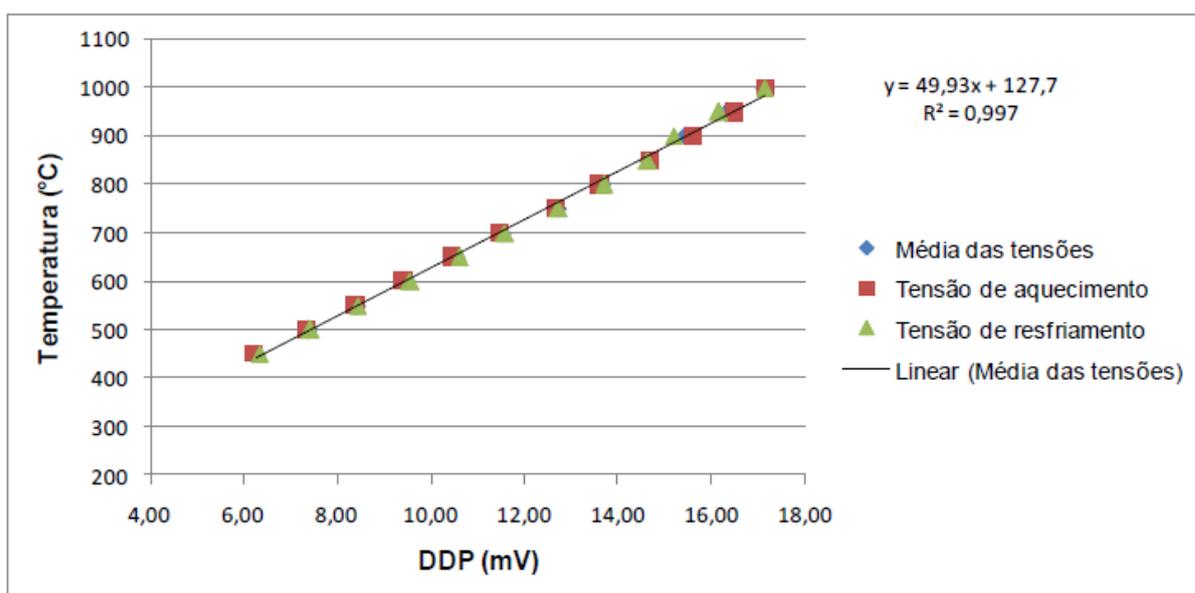


Figura 2.34 - Curva de calibração para medição da temperatura de usinagem do Inconel 718 (MARQUES, 2015)

Nas pesquisas desenvolvidas por Narutak *et al.* (1983), a liga Ti-6Al-4V foi usinada com uma ferramenta de metal duro classe ISO K10 e a temperatura de corte foi plotada com referência a velocidade de corte conforme mostrado na Figura 2.35, na qual também as

temperaturas obtidas para o aço carbono (0,45% C) foram plotadas para comparação. Como pode ser visto nessa figura, a temperatura de corte da liga de titânio (Ti-6Al-4V) é superior a 727 °C mesmo para baixas velocidades de corte como 0,8 m/s (48 m/min) e alcança os 1 077 °C a 3,4 m/s (204 m/min), velocidade na qual atinge temperaturas em torno de 827 °C quando da usinagem do aço ao carbono.

Considerando a relação entre as menores forças de corte na usinagem de titânio, em função das altas temperaturas de corte, estas podem ser atribuídas a baixa condutividade térmica da liga Ti-6Al-4V, 7,54 W/m.K quando comparada ao carbono, chegando a 53,5 W/m.K e a baixa densidade das ligas de titânio (NARUTAK *et al.*, 1983).

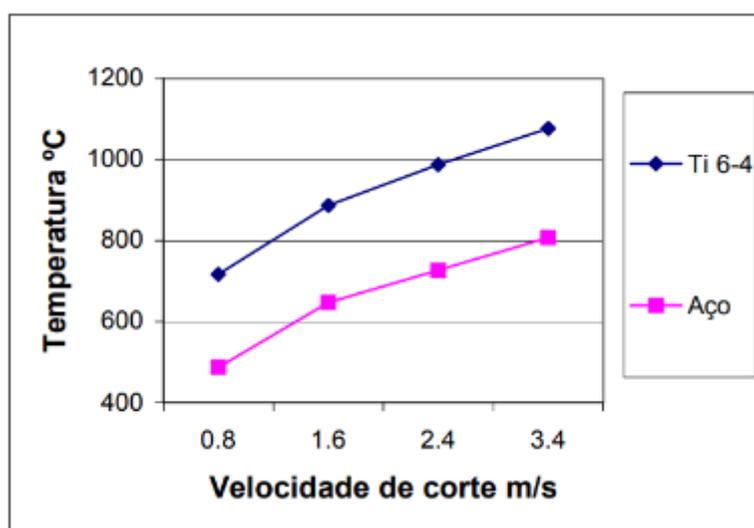


Figura 2.35 - Variação da temperatura em função da velocidade de corte para liga Ti-6Al-4V e aço ao carbono com $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/ver (adaptado de Narutak *et al.*, 1983)

2.8 Força de Usinagem

Durante a formação do cavaco, o movimento da ferramenta em relação à peça faz com que a cunha cortante exerça um esforço de penetração na peça, que responde a este esforço, fazendo aparecer um sistema de forças atuando na cunha de corte, que geram tensões (NAVES, 2013).

O estudo das forças de usinagem permite otimizar parâmetros de corte e assim assegurar menor gasto de energia, melhor acabamento e maior vida da ferramenta. Além disso, as forças de usinagem são determinantes para a qualidade geométrica e dimensional da superfície usinada, uma vez que seus componentes podem induzir deflexões em ferramentas mais esbeltas (RIBEIRO, 2016).

Diversos fatores afetam, em maior ou menor grau, os componentes das forças de usinagem. Entre eles:

- Propriedades mecânicas do material a ser usinado;
- Velocidade de corte, avanço e profundidade de corte;
- Ferramenta de corte: material, revestimento e geometria;
- Fluido de corte;
- Desgaste da ferramenta;

Machado e Da Silva (2004) explicam a influência desses fatores na força de corte:

- Velocidade de corte: Como apontado por Trent e Wright (2000) na Fig. 2.36, inicialmente com o aumento da velocidade de corte, ocorre a diminuição da força de corte devido ao aumento da temperatura, que ocasiona a diminuição da resistência ao cisalhamento do material da peça. Porém, para materiais com mais de uma fase como os aços, ocorre o surgimento da aresta postiça de corte (APC) que inicialmente diminui a força de corte devido ao aumento do ângulo de saída efetivo e redução do plano de cisalhamento secundário. O crescimento da APC provoca redução da força de corte, que só volta a aumentar quando a velocidade de corte atinge valores nos quais a APC se torna instável. A força continua a crescer até o ponto onde a velocidade atinge o valor da velocidade crítica. Para velocidades acima da velocidade crítica, verifica-se experimentalmente que, a força de corte tende a sofrer uma pequena redução com o aumento da velocidade. O aumento de velocidade provoca uma maior geração de calor, que se por um lado tende a diminuir a força de corte devido a redução da resistência do material da peça, por outro torna o material mais dúctil, provocando o aumento do coeficiente de atrito no plano de escorregamento secundário, devido ao crescimento das junções das asperidades, o que favorece aumento da força de corte. Sendo assim a altas velocidades de corte a força de usinagem tende a ficar estável, tendendo a um valor constante.

- Avanço e profundidade de corte: o aumento do avanço e da profundidade de corte aumentam praticamente que na mesma proporção as forças de usinagem, devido ao aumento das áreas dos planos de cisalhamento primário e secundário de corte. Entretanto, é verificado experimentalmente que o efeito do avanço é maior que da profundidade de corte. Shaw (2005) complementa ao afirmar que o aumento do avanço e da profundidade de corte geram maiores esforços, à medida que ocorre a queda da pressão específica de corte, especialmente devido ao aumento do fluxo lateral de cavaco, que é formado por parte do material deformado durante a usinagem e não se transforma em cavaco. Na figura 2.23 é mostrado a variação da força de corte, força de avanço e força passiva com a seção de corte na usinagem de três materiais com diferentes valores de resistência a tração.

- Material da peça: de uma maneira geral, quanto maior a resistência do material a usinar, maior a resistência ao cisalhamento nos planos de cisalhamento e, portanto, maior a força de usinagem e maior potência. Entretanto, baixa resistência pode vir acompanhada de elevada ductilidade e isto pode aumentar a área da seção de corte, influenciando também a força de usinagem. Além disso de acordo com Abrão (1995), forças de corte na usinagem de materiais endurecidos não são muito superiores quando comparadas com as forças geradas na usinagem de materiais recozidos devido a pequena quantidade relativa de deformação plástica do cavaco que ocorre na usinagem de materiais endurecidos e também da pequena área de contato cavaco ferramenta, a qual reduz a força de atrito. Mesmo assim, as forças de corte na usinagem de materiais endurecidos atingem valores de 30 a 80% superiores às forças na usinagem de materiais macios.

- Material da ferramenta: Se houver afinidade química do material da peça com o material da ferramenta, uma zona de aderência estável e forte será formada na área da seção de corte, aumentando o coeficiente de atrito na interface da ferramenta com a peça, e consequentemente, aumentando a força de corte e a potência de usinagem. Entretanto, se não houver afinidade metalúrgica não existirão fortes ligações de aderência, o coeficiente de atrito será baixo, a área da seção de corte poderá ser reduzida, diminuindo a força de usinagem e a potência de usinagem.

- Geometria da ferramenta: o ângulo mais influente é o de saída. Uma redução no ângulo de saída aumenta a área de contato cavaco-ferramenta, e impõe uma restrição maior ao deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída, o que aumenta a força de usinagem. Outro ângulo que afeta a força de usinagem é o ângulo de posição, χ_r . Com o aumento deste ângulo, desde que o ângulo de posição lateral χ_r' não se altere, a força de usinagem diminui

ligeiramente. O ângulo de folga ou incidência, α_0 , só terá influência se utilizados valores bem pequenos (<30). Neste caso o atrito naquela região irá aumentar e, portanto afetar a força de usinagem proporcionalmente.

- Desgaste da ferramenta: o desgaste da ferramenta de corte, pode alterar a geometria da ferramenta, porém o efeito maior é devido ao aumento da área de contato com o cavaco e/ou com a peça, com o crescimento do desgaste de cratera e de flanco, respectivamente. Isto faz aumentar a força de Usinagem.

- Fluido de corte: o uso de fluido de corte, com a ação lubrificante, reduz a área de contato cavaco-ferramenta e diminui a força de usinagem. Entretanto, quando prevalece uma ação refrigerante, o fluido de corte pode aumentar a força de usinagem, por promover um aumento da resistência ao cisalhamento do material nas zonas de cisalhamento, pela redução da temperatura.

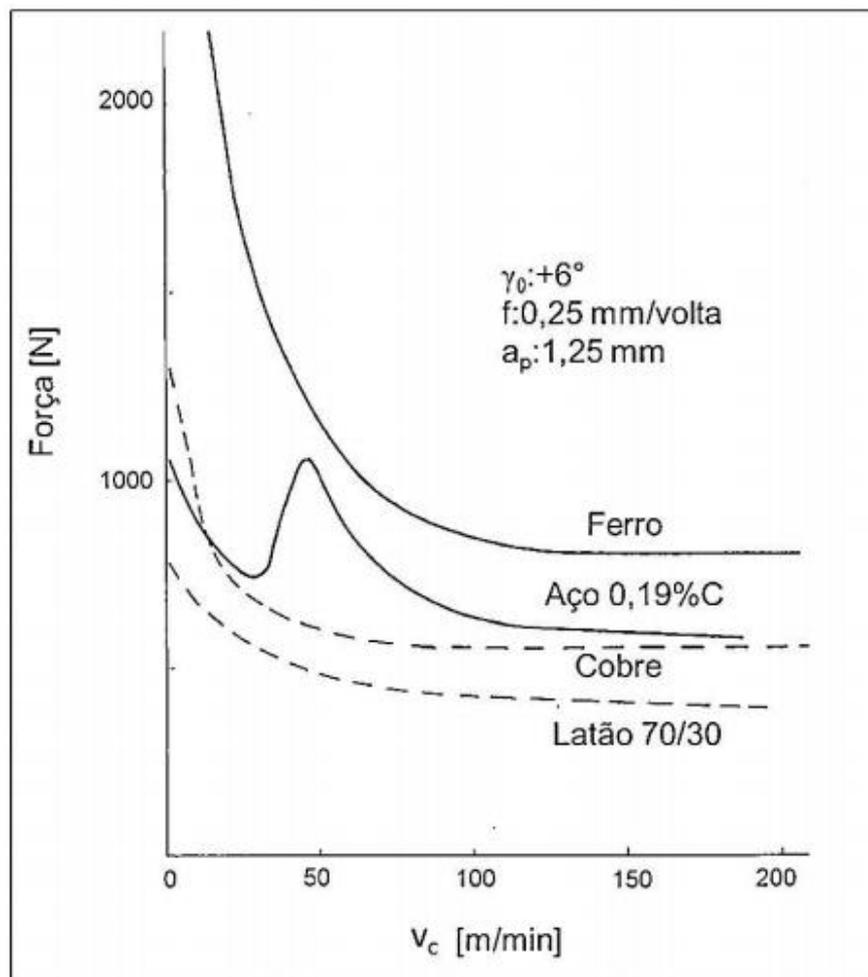


Figura 2.36 - Influência da velocidade de corte na força de corte (adaptado de TRENT e WRIGHT, 2000)

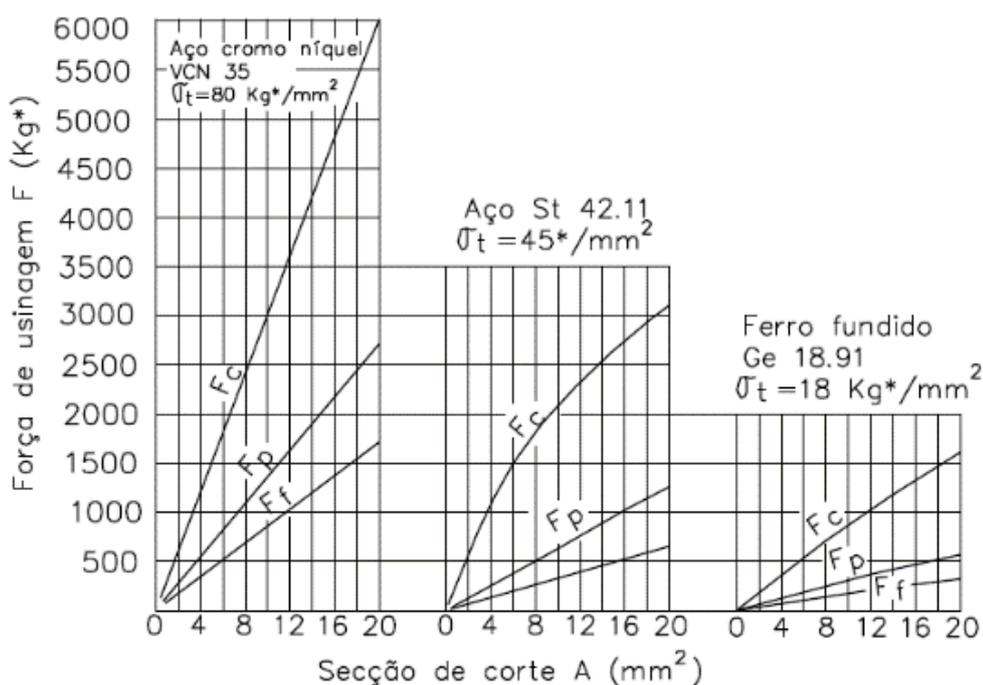


Figura 2.37 - Influência da seção de corte e da resistência do material da peça nos componentes de força de usinagem (FERRARESI, 2003)

Ao analisar a Figura 2.37 nota-se que apesar de um aço com 0,19% de carbono possuir um valor de resistência ao cisalhamento maior do que o ferro puro, este último apresenta uma força de usinagem maior que a da liga para qualquer velocidade de corte. Neste caso em específico, o fato do ferro puro ser mais dúctil do que o aço faz com que as áreas dos planos de cisalhamento sejam maiores, reprimindo o fato de ser menos resistente. O mesmo pode-se dizer a respeito do cobre puro e o latão 70-30. Nota-se também que o único material que apresenta mais de uma fase é o aço 0,19% C, apresentando uma anomalia na curva da força vs velocidade de corte na região de formação de APC.

Como regra, na usinagem dos aços com até 0,3% de carbono predomina o fator ductilidade, implicando em menores forças para aqueles com maiores teores de carbono. Acima de 0,3% de carbono predomina o fator resistência, implicando em maiores forças quanto maior for o teor de carbono (TRENT e WRIGHT, 2000).

A obtenção das forças presentes nos processos de usinagem possui também grande importância, pelo fato de determinarem a potência necessária para o corte, sendo utilizadas no projeto de máquinas-ferramentas e também servirem como um indicativo da usinabilidade dos materiais, pois quanto maior a força empregada, mais difícil tende a ser a usinagem do material (MACHADO *et al.*, 2011).

Sendo assim, conhecer a força de usinagem (F_u) é um fator primordial na determinação da usinabilidade de um material.

Para a medição das forças no processo de torneamento, geralmente a ferramenta é fixada à um dinamômetro, equipamento que é comumente utilizado para a medição das forças de usinagem. O dinamômetro é um transdutor do sinal de força, onde na parte inferior deste equipamento há uma base piezométrica, que ao receber a aplicação de uma força, faz com que haja uma deformação elástica dos sensores de *quartzo*, que por sua vez geram um sinal elétrico proporcional à força aplicada (DAN e MATHEW, 1990).

A força de usinagem é a força total que atua sobre a cunha cortante durante a usinagem. A componente da força de usinagem num plano ou numa direção qualquer é obtida mediante a projeção da força de usinagem sobre esse plano ou direção, ou seja, mediante uma decomposição ortogonal (FERRARESI, 2003).

A decomposição ortogonal da força de usinagem (F_u) gera três forças conforme abaixo:

- Força de corte (F_c): projeção da força de usinagem F_u sobre a direção de corte (dada pela velocidade de corte). Esta força age verticalmente para baixo sobre a superfície de saída da ferramenta.

- Força de avanço (F_f): projeção da força de usinagem F_u sobre a direção de avanço. Essa força opõe-se ao movimento de avanço da ferramenta, ao se deslocar ao longo do eixo axial da peça. A magnitude desta força é governada pela taxa de avanço.

- Força passiva (F_p): projeção da força de usinagem F_u sobre uma direção perpendicular ao plano de trabalho, sendo a força de reação ao movimento da ferramenta no sentido radial da peça.

Além desses componentes básicos pode-se também identificar outros três componentes importantes:

- Força ativa (F_t): é a projeção da força de usinagem sobre o plano de trabalho;
- Força de compressão (F_n): é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à superfície principal de corte.

- Força de apoio (F_{ap}): é a projeção da força de usinagem sobre uma direção perpendicular à direção de avanço, situada no plano de trabalho.

Como a força de usinagem é normalmente decomposta nos seus três principais componentes, vale sempre a relação:

$$F_u^2 = F_c^2 + F_f^2 + F_p^2 \quad (2.8)$$

Na figura 2.38 é mostrado os componentes da força de usinagem para o processo de torneamento cilíndrico externo.

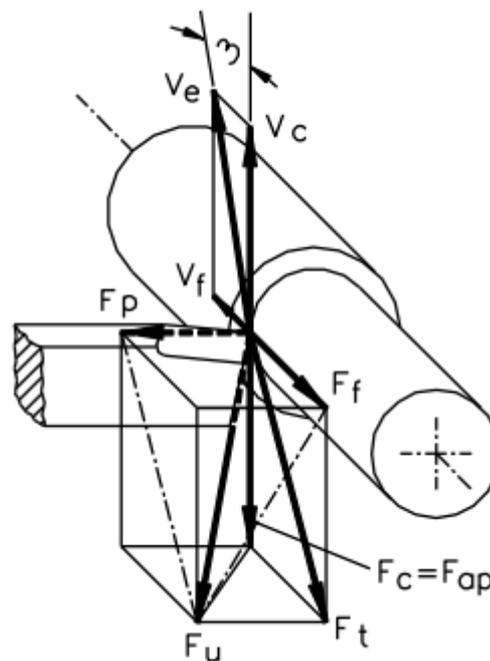


Figura 2.38 - Componentes da força de usinagem segundo Norma DIN 6584 no torneamento cilíndrico externo (adaptado de DIN 6584, 1963 *apud* MACHADO e DA SILVA, 2004, p.86)

Muitas vezes no cálculo da força de usinagem, a força passiva é desconsiderada por apresentar um valor muito pequeno em comparação das forças de corte. Além disso, ela não é considerada nos cálculos da potência de usinagem pelo fato de ela não realizar trabalho. Porém, a força passiva tem papel importante no porta-ferramenta, pois ela garante que a peça e a ferramenta estejam sempre em contato, mantendo assim a estabilidade do processo. Sendo assim, o porta-ferramenta, os dispositivos de fixação da peça e a máquina-ferramenta devem possuir rigidez suficiente para suportar essas forças geradas. Pode ocorrer de se força passiva

for muito alta ou se a máquina não possuir rigidez satisfatória, a ferramenta pode ser deslocada de sua posição original, alterando assim a profundidade de corte e conseqüentemente a precisão dimensional da peça usinada (KALPACJHIAN e SCHMID, 2011).

Nas pesquisas desenvolvidas por Narutak *et al.* (1983), fez-se uma comparação entre forças de corte para ligas Ti-6Al-4V medidas para uma ferramenta de metal duro classe ISO K10 com velocidades de corte variando de 0,35 m/s (21 m/min) a 3,4 m/s (204 m/min.). Em seguida o aço ao carbono (0,45 C) também foi testado para comparação e o resultado do teste é mostrado na Figura 2.39.

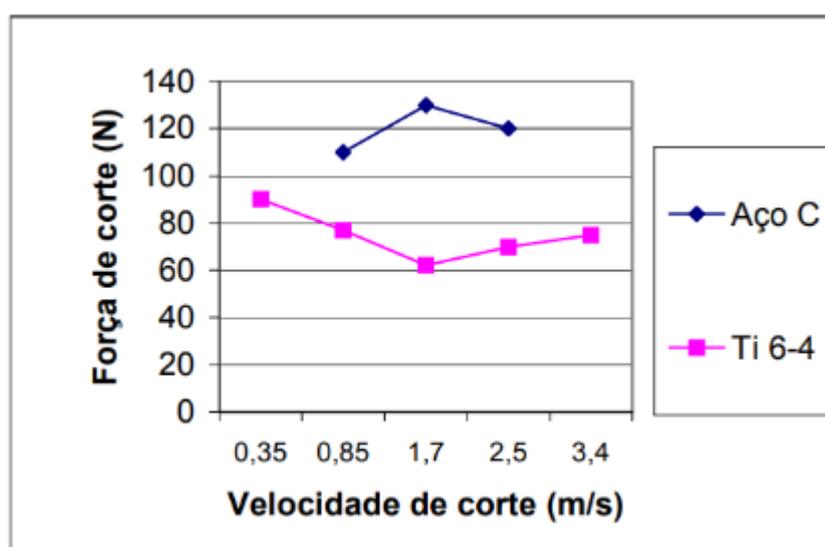


Figura 2.39 - Comparação entre força de corte na usinagem da liga Ti-6Al-4V e aço médio carbono $a_p = 0,5$ mm e $f = 0,1$ mm/volta com inserto MD classe K10 e P10 respectivamente (NARUTAK *et al.*, 1983).

Os testes demonstraram que as forças de corte para ligas de titânio foram quase constantes com a variação da velocidade de corte, e que estas forças foram em torno de 50% inferiores as forças verificadas no teste de usinagem do aço ao carbono (0,45% C) e que as forças de corte obtidas para a liga Ti-5Al-2,5Sn foram quase similares aos resultados obtidos para a liga Ti-6Al-4V (NARUTAK *et al.*, 1983).

CAPÍTULO III

METODOLOGIA EXPERIMENTAL

Este capítulo tem como objetivo descrever a metodologia experimental realizada no torneamento da liga Ti-6Al-4V, além dos materiais e equipamentos utilizados.

Os ensaios de torneamento foram planejados com o objetivo de desenvolver uma metodologia de calibração do sistema termopar ferramenta-peça para altas temperaturas e sua respectiva calibração para validação do sistema. Também será obtido as temperaturas na interface cavaco-ferramenta para o torneamento da liga Ti-6Al-4V em função de parâmetros de corte. Além disso foram analisadas as forças de corte e amostras de cavacos obtidas durante a usinagem.

Os ensaios experimentais foram realizados no Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem (LEPU) da Faculdade de Engenharia Mecânica (FEMEC) da Universidade Federal de Uberlândia (UFU), na cidade de Uberlândia/MG. Os testes de usinagem foram de torneamento cilíndrico externo de uma peça de liga de titânio (Ti-6Al-4V), a seco e com MQL, usando uma ferramenta de metal duro sem revestimento da classe K10.

Para melhor compreensão, o fluxograma da Figura 3.1 apresenta um resumo das atividades desenvolvidas.

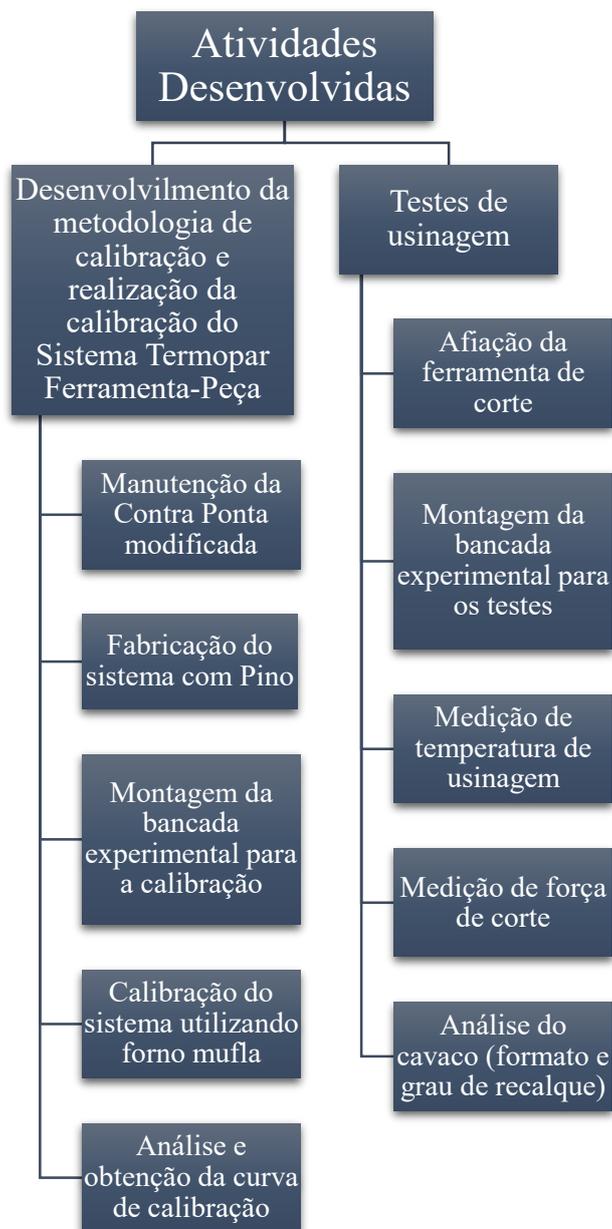


Figura 3.1 - Fluxograma dos ensaios de usinagem

3.1 Materiais e ferramentas utilizadas

Este tópico tem como objetivo apresentar o material da peça usinado e as ferramentas utilizadas.

3.1.1 Material da peça

O material da peça utilizada foi a liga de titânio Ti-6Al-4V (de mesma designação ASTM F136 Grau 5).

Foi fornecido um tarugo cilíndrico com as dimensões de 300 mm e diâmetro de cerca de 120 mm. Este é o mesmo material utilizado pelo aluno Ricardo Ribeiro Moura que resultou na tese já defendida (MOURA, 2017). O mesmo realizou a caracterização do material, que será mostrado abaixo.

Segundo Moura (2017), a dureza e a microdureza do corpo de prova foi medida em duas regiões, central e periférica, avaliando as seções transversais e longitudinais destas amostras após embutimento das amostras em resina baquelite preta. A dureza média foi de 32 HRC e a microdureza foi de 349 HV (36 HRC), dentro dos padrões estabelecidos pelo fabricante, entre 30~36 HRC.

Moura (2017) também realizou a análise da microestrutura do material da peça. Para o mesmo foi realizado lixamento e polimento com auxílio de uma máquina automática da marca Teclago® modelo PVV200. O lixamento foi realizado com as lixas 80, 120, 180, 240, 320, 400, 600, 1000, e 1500, começando pela lixa 80 e terminando com a lixa 1500. Após o lixamento foi realizado o polimento com alumina em suspensão de 1 μm e pano específico para tal. O ataque químico realizado revelou a presença de grãos α equiaxiais e fase β intergranular. Foi utilizado no ataque químico a solução Kroll, na proporção de 100 ml de H_2O destilada, 2 ml de HF 40% e 5 ml de HNO_3 65%, durante 3 minutos. A análise microscópica da liga Ti-6Al-4V em diferentes ampliações mostra uma típica microestrutura Widmanstätten, onde as linhas finas escuras representam a fase β (CCC), e placas brancas aciculares representam a fase α (HC), que se formaram na matriz β . A análise foi realizada utilizando um microscópio óptico OLYMPUS® modelo BX51M. Na Figura 3.2 está ilustrado as imagens obtidas.

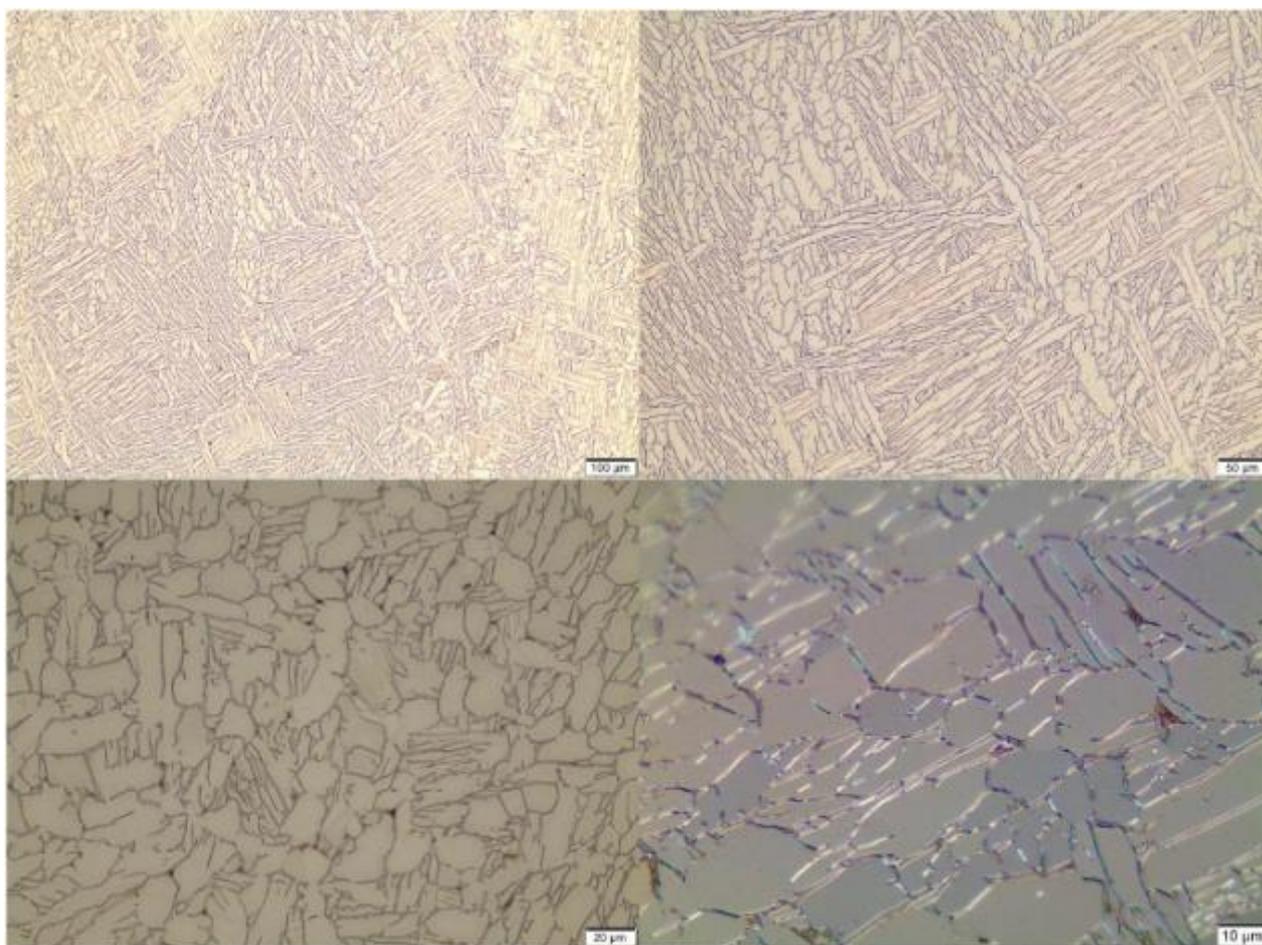


Figura 3.2 - Microestrutura da liga Ti-6Al-4V (MOURA, 2017)

A composição química da liga Ti-6Al-4V foi fornecida pelo fabricante conforme pode-se ver na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 - Composição química da liga Ti-6Al-4V (MOURA, 2017)

Limites de impureza (%peso)						
N	Fe	O	C	H	Al	V
0,03	0,40	0,20	0,08	0,01	5,50~6,75	3,50~4,50

3.1.2 Ferramenta de corte utilizada

A ferramenta utilizada no torneamento da liga de titânio foi o metal duro da classe K10 sem revestimento, fabricada em forma de barra. Ela foi afiada em uma afiadora universal AtlasMaq com 0,75 HP de potência com rebolo de diamante, o qual forneceu a geometria necessária para o bom desempenho da ferramenta.

Após a afiação a ferramenta adquiriu a seguinte geometria: ângulo de posição primário (χ_r) de 75°, ângulo de posição secundário (χ_r') de 15° e ângulo de folga primário e secundário (α_o e α_o') de 5°, conforme a Tabela 3.2.

Tabela 3.2 - Geometria da ferramenta de metal duro utilizada

Classe ISO	K	
Ângulo de saída (γ_o)	0°	
Ângulo de posição primário (χ_r)	75°	
Ângulo de posição secundário (χ_r')	15°	
Ângulo de inclinação (λ_s)	0°	
Ângulo de ponta (ϵ_r)	90°	
Ângulo de folga (α_o)	5°	
Ângulo de folga secundário (α_o')	5°	
Dimensões (mm)	100 x 10 x 10	

A intenção de utilizar apenas uma ferramenta é que esta é do mesmo lote da utilizada para a calibração do sistema para medição de temperatura. Isso diminui a influência gerada por outras ferramentas nos resultados de medição de temperatura principalmente.

Sendo assim, a ferramenta foi afiada antes dos ensaios de usinagem e reafiada ao final de cada bateria de testes (a seco e com MQL). Isso permitiu que fosse possível comparar os resultados obtidos a seco com os obtidos com MQL.

3.2 Desenvolvimento da metodologia de calibração e realização da calibração do Sistema Termopar Ferramenta-Peça

Neste tópico serão apresentadas as etapas realizadas para desenvolver uma metodologia de calibração do sistema termopar ferramenta-peça e sua respectiva calibração. Após a validação dessa calibração, foi realizada os testes de usinagem que serão apresentados no tópico 3.3.

3.2.1 Manutenção da contra ponta modificada

A contra ponta modificada utilizada neste trabalho foi desenvolvido no trabalho de Kaminise (2012), baseando-se no método apresentado em Alvelid (1970). A contra ponta modificada utilizada no experimento consiste em uma montagem na qual o mercúrio é adicionado dentro de uma cápsula de *Teflon*[®] que é encaixada no interior do cone Morse da contra ponta modificada com a finalidade de permitir uma continuidade do sinal elétrico no decorrer dos testes tanto para a calibração quanto para o torneamento.

De acordo com Kaminise (2012), nessa configuração, o circuito elétrico é mantido entre a ponta rotativa e uma haste instalada na carcaça da contra ponta modificada com isolamento elétrica da mesma. Ambas, a ponta rotativa e a haste foram feitas de um mesmo material (SAE 1050) e, assim, formou-se a junção pelos mesmos materiais e o mercúrio sem gerar ddp prejudicial (2^a lei dos termopares). Soldou-se um fio de cobre a essa haste, externamente à contra ponta modificada, para fechar o circuito com o sistema de medição. Obteve-se a isolamento elétrica no cone Morse da contra ponta modificada através da aplicação de pintura eletrostática à base de resina epóxi. Na Figura 3.3 são exibidos os componentes do contra ponta.

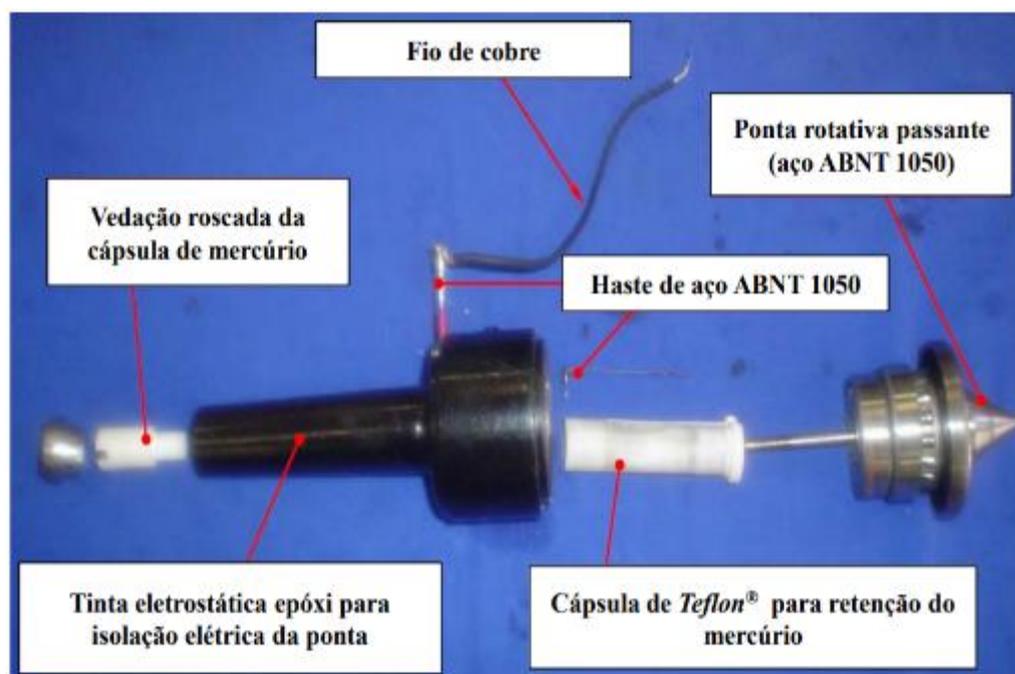


Figura 3.3 - Contra ponta modificada utilizado no método termopar ferramenta-peça (KAMINISE, 2012)

Porém nos últimos ensaios realizados, as medições de ddp durante a usinagem estavam apresentando variações consideráveis, oriundas de alguma interferência na contra ponta modificada.

Ao abrir a contra ponta modificada, percebeu-se que houve vazamento do mercúrio, sendo que a cápsula de *Teflon*® estava com quantidade insuficiente de mercúrio para garantir o contato elétrico constante. Sendo assim, foi repostado o mercúrio na cápsula e foi colocado novos anéis oring para garantir a perfeita vedação na cápsula.

Outra atividade realizada foi a renovação da isolamento elétrica das hastes de aço SAE 1050, sendo que verificou-se através de um multímetro que os mesmos não estavam mais isolados em relação ao cone morse da contra ponta modificada. Para o isolamento do mesmo, foi utilizado uma resina isolante com a função de fixação das hastes e isolamento elétrico dos mesmos. Foi necessário também refazer a solda que conecta a haste de aço com o fio de cobre.

Por fim foi realizado uma limpeza geral na contra ponta modificada e foi realizado um retoque da tinta eletrostática para isolamento elétrico do cone morse, além da utilização de fita isolante para garantir o isolamento elétrico no momento de fixação da contra ponta modificada no mangote do cabeçote móvel do torno.

Com todas essas modificações na contra ponta modificada verificou-se que os sinais obtidos de ddp com o contra ponta modificada voltaram a ficar estáveis, com a isolamento elétrica da contra ponta modificada com a máquina ferramenta, permitindo a continuidade do circuito elétrico do sistema, além de manter a sustentação rígida do corpo de prova durante a usinagem. Sendo o corpo de prova isolado em relação a máquina ferramenta através de lixas de ferro e fita isolante.

3.2.2 Fabricação do sistema com Pino

Pensando em uma alternativa que não necessite de mercúrio e que não adicione nenhum tipo de ddp prejudicial no sistema, sabe-se que pela 2ª lei dos termopares, quando a junção é formada pelo mesmo material, mesmo que haja variação de temperatura não existirá variação de ddp. Sendo assim foi fabricado um sistema com um pino (Figura 3.4) do mesmo material do corpo de prova para fechar o sistema elétrico, para assim verificar se o mesmo irá gerar ddp prejudicial que faça o seu resultado ser divergente do oriundo do sistema com o contra ponta modificada. Sendo assim o pino foi colocado em contato constante com o corpo de prova e foi conectado um fio de cobre ao pino, sendo na outra extremidade do fio ligado ao multímetro.

Foi fabricado um suporte de aço trefilado de $\text{Ø}12,7$ mm x 300 mm (1), sendo que um trecho de 230 mm teve a seção reduzida para $\text{Ø}8,7$ mm para ser possível fixá-lo a uma base magnética. O suporte possui um furo de $\text{Ø}10,7$ mm x 60 mm para permitir que o pino da liga de titânio Ti-6Al-4V de $\text{Ø}5$ mm x 100 mm seja fixado (4).

Para não adicionar uma junta secundária com o material do suporte, foi instalado uma cápsula de *Teflon*® de $\text{Ø}10,7$ mm x 60 mm (2) no furo do suporte. Essa cápsula de Teflon tem um furo de $\text{Ø}5,5$ mm x 40 mm onde foi instalado uma mola helicoidal $\text{Ø}4,2$ mm x 22 mm (3) utilizada para pressionar o pino contra o corpo de prova rotativo.

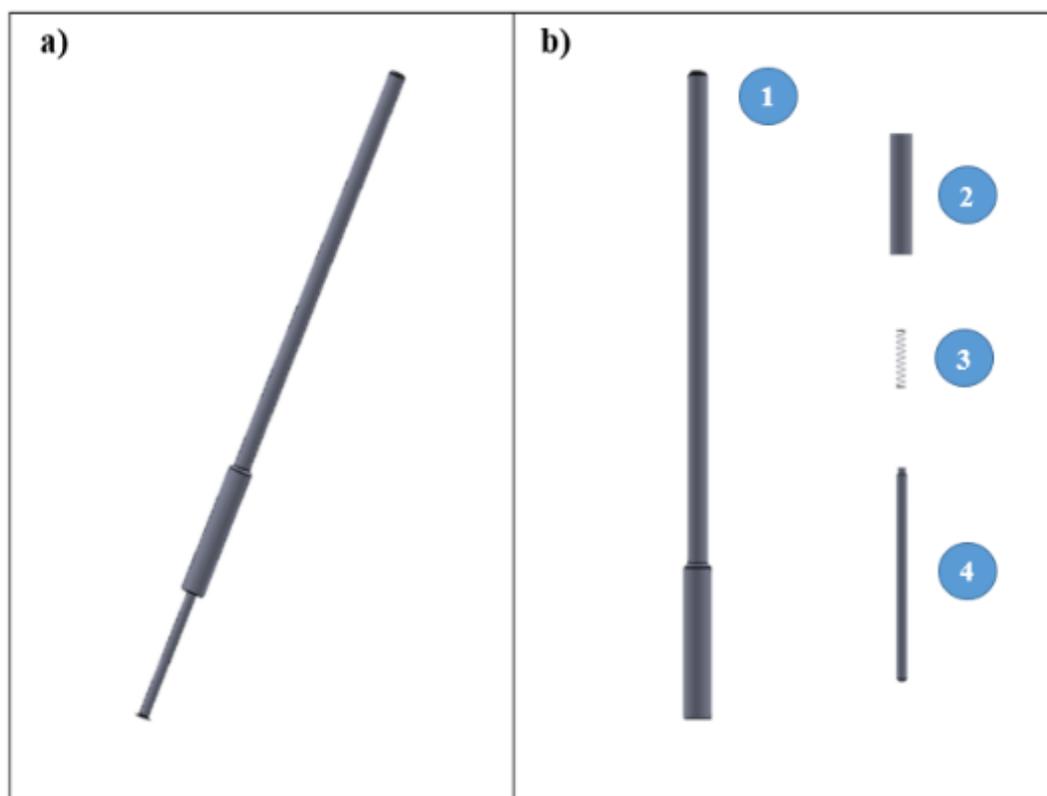


Figura 3.4 - Sistema com pino: a) Sistema montado; b) Componentes do Sistema

3.2.3 Calibração do sistema termopar ferramenta-peça

A calibração do sistema termopar-ferramenta-peça é o ponto chave para se realizar as medições de temperatura por este método. É através da calibração do sistema que é possível relacionar a diferença de temperaturas na interface ferramenta-peça e a temperatura ambiente com o seu respectivo valor de variação da ddp, devido ao efeito *Seebeck*.

Geralmente em trabalhos já vistos como o de Marques (2015), retira-se a contra ponta modificada da máquina e leva-se o mesmo próximo ao forno mufla para realizar assim a calibração do sistema. Neste trabalho optou-se por fazer a calibração do sistema no próprio torno, utilizando assim os mesmos elementos usados em um ensaio de usinagem. Uma outra alternativa utilizada por Kaminise (2012) e Costa (2014) é de se utilizar um maçarico a gás de oxiacetileno para fornecer o calor na junta de medição, porém o mesmo apesar de ser muito eficiente pelo fato de realizar a calibração no próprio sistema de medição, garante uma calibração confiável somente até cerca de 800 °C, sendo que nesse trabalho o sistema será calibrado até 1000 °C.

Para realizar a calibração, o sistema foi montado no torno eletrônico universal *Diplomat*[®] modelo *Revolution* RV-220, fabricado pela *Deb'Maq*[®], com rotação máxima de 2500 rpm e potência de 7,46 kW, com o corpo de prova de Ti-6Al-4V já montado.

Para representar o torneamento, soldou-se um cavaco longo da liga Ti-6Al-4V (e posteriormente um fio comercial de 1,7 mm de diâmetro da mesma liga) na extremidade que está dentro do forno de uma barra de metal duro com as mesmas composições da ferramenta e na outra extremidade foi soldado um fio de cobre que se conecta ao multímetro. Já a outra extremidade da liga de titânio foi soldada a peça que está montada no torno, que é ligada ao contra ponta modificada, que do mesmo sai um fio de cobre para o multímetro. Apesar do forno tipo Mufla possuir um visor digital que mostra a temperatura no seu interior, para saber a exata temperatura foi soldado um termopar do tipo K próximo a junta entre o cavaco e a barra de metal duro através de descarga capacitiva.

Para a aquisição do sinal de temperatura do termopar tanto na calibração do método quanto na execução dos experimentos de usinagem foi utilizado o sistema de aquisição de sinais *Agilent*[®] 34901A, do fabricante *KEYSIGHT*[®], com resolução de 1 μ V e incerteza de medição de 0,3 °C, operado através do programa *Agilent*[®] *BenchLink Data Logger*.

Após toda a montagem experimental, o forno foi aquecido até a temperatura de 1000°C, aquecendo assim a junção entre a ferramenta e o cavaco (junta de medição). Os dados foram adquiridos pelo *Agilent*[®] e transmitidos ao computador, possibilitando a obtenção da curva de calibração do sistema utilizando como matéria prima da peça o Ti-6Al-4V. Pode-se ver o sistema na Figura 3.5.

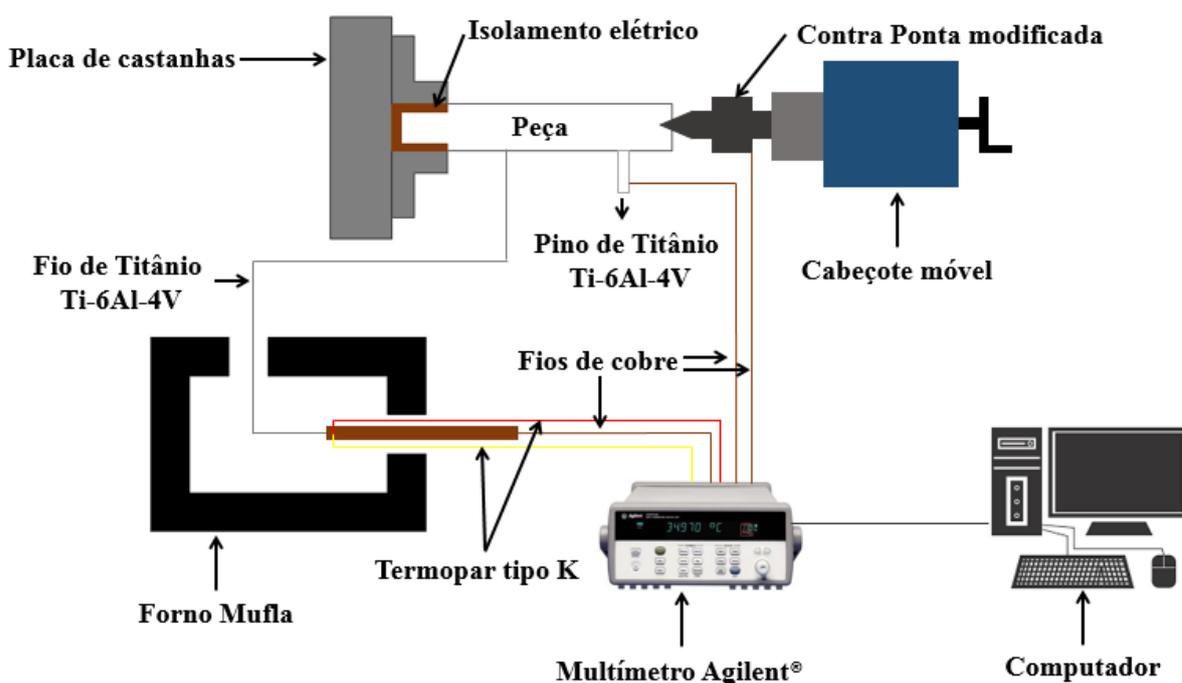


Figura 3.5 - Desenho esquemático do sistema de calibração

Também muitos autores para fazer a força eletromotriz do circuito termopar ser dependente apenas da temperatura da junta de medição, fazem as outras juntas ficarem a $0\text{ }^{\circ}\text{C}$, mas para o sistema montado neste trabalho, não era possível manter essas junções nessa temperatura. Elas estavam em temperatura ambiente (T_R) (cerca de $22\text{ }^{\circ}\text{C}$), que é cerca de 30 vezes menor do que a temperatura obtida durante a usinagem (T_1). Portanto, o gradiente de temperatura ($T_1 - T_R$) é aproximado a T_1 . Assim, o processo de calibração do sistema termopar ferramenta-peça permitiu estabelecer um modelo de segunda ordem que relaciona a temperatura T_1 em função do diferencia de potencial elétrico (ddp).

3.2.4 Análise dos circuitos termopar ferramenta-peça

Uma análise dos circuitos elétricos foi realizada com o objetivo de obter a equação que representa a relação entre as ddp geradas no circuito e as temperaturas que efetivamente influenciam nesse sinal.

A Figura 3.6 apresenta um esquema com os elementos que formam os dois circuitos paralelos, um contendo o pino da liga de titânio Ti-6Al-4V e outro contendo a contra ponta modificada. Nota-se na imagem as diferentes termojunções, cada uma delas constituída por um par de materiais distintos, submetido às suas respectivas temperaturas. Nota-se que as junções dentro da linha tracejada ficaram em uma região isotérmica, onde considera-se que todas estavam a temperatura ambiente. Fora dessa região tem-se: a junta J1 (junta de medição), na qual mediu-se a temperatura na interface ferramenta-peça; e a junta J4, que é a junta entre a peça e o pino de titânio, na qual pode ter sua temperatura aumentada devido ao atrito gerado.

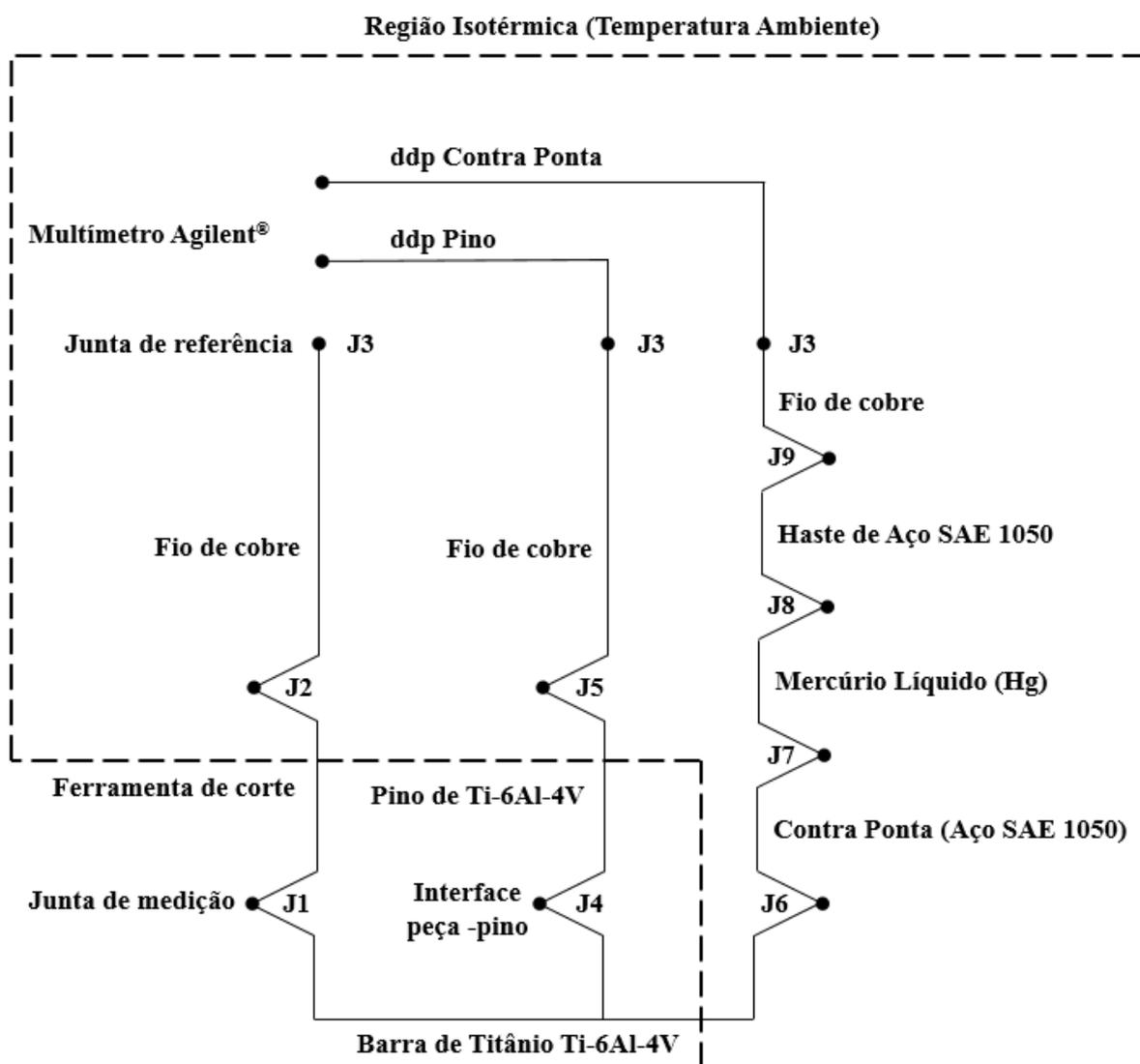


Figura 3.6 - Esquema representando os dois circuitos elétricos paralelos do sistema termopar ferramenta-peça

O circuito que utilizou o pino da liga de titânio como forma de contato é constituído pelas junções J1, J2, J3, J4 e J5. Já o circuito que utilizou a contra ponta modificada como forma de contato com o corpo de prova é constituído pelas junções J1, J2, J3, J6, J7, J8 e J9. Nota-se que as junções J1, J2 e J3 são iguais aos dois circuitos. A junção J1 foi formada pelo contato entre a ferramenta de metal duro e o corpo de prova da liga de titânio Ti-6Al-4V, à temperatura T_1 . Tem-se também a junção J2 que é a junção da ferramenta de corte com o fio de cobre, à temperatura T_2 . J3 é a junção do fio de cobre com o conector do multímetro, à temperatura T_3 .

Percorrendo o circuito no sentido circuito que contém o pino, têm-se a junção J4, que é a junção entre a barra de titânio com o pino feito do mesmo material, à temperatura T_4 . Continuando tem-se a junção J5, que é a junção entre o pino com o fio de cobre, à temperatura T_5 .

Passando para o circuito que contém a contra ponta modificada, a junção J6 é formada pelo contato entre o corpo de prova e a ponta de Aço Sae 1050 da contra ponta modificada, à temperatura T_6 . O mercúrio líquido (Hg) contido no interior da cápsula da contra ponta modificada faz contato elétrico com a ponta de aço da contra ponta modificada, sendo essa a junção J7 à temperatura T_7 . Fechando o circuito, o mercúrio líquido faz contato elétrico com a haste fabricada em aço Sae 1050 (J8), que este faz contato com o fio de cobre (J9), às temperaturas T_8 e T_9 , respectivamente.

Analisando-se as tensões produzidas em cada termojunção dos circuitos da Figura 3.7 (b), é possível chegar ao valor da força eletromotriz total dos dois circuitos, sendo a equação 3.1 a que representa o circuito que utiliza o pino e a equação 3.2 a que utiliza a contra ponta modificado.

$$\Delta E_{\text{pino}} = E_{\text{pf}}(T_1) + E_{\text{fc}}(T_2) + E_{\text{ct}}(T_5) + E_{\text{tp}}(T_4) \quad (3.1)$$

$$\Delta E_{\text{cp}} = E_{\text{pf}}(T_1) + E_{\text{fc}}(T_2) + E_{\text{ca}}(T_9) + E_{\text{am}}(T_8) + E_{\text{ma}}(T_7) + E_{\text{ap}}(T_6) \quad (3.2)$$

Onde:

ΔE_{pino} : Variação de ddp no circuito termopar ferramenta-peça utilizando o pino.

ΔE_{cp} : Variação de ddp no circuito termopar ferramenta-peça utilizando a contra ponta modificada.

$E_{pf}(T_1)$: Ddp gerada na junção J1 (ferramenta/peça), à temperatura T_1 .

$E_{fc}(T_2)$: Ddp gerada na junção J2 (peça/fio de cobre), à temperatura T_2 .

$E_{tp}(T_4)$: Ddp gerada na junção J4 (pino de titânio/peça), à temperatura T_4 .

$E_{ct}(T_5)$: Ddp gerada na junção J5 (fio de cobre/ pino de titânio), à temperatura T_5 .

$E_{ap}(T_6)$: Ddp gerada na junção J6 (contra ponta (aço 1050) /peça), à temperatura T_6 .

$E_{ma}(T_7)$: Ddp gerada na junção J7 (mercúrio/ contra ponta (aço 1050)), à temperatura T_7 .

$E_{am}(T_8)$: Ddp gerada na junção J8 (haste de aço 1050) /mercúrio), à temperatura T_8 .

$E_{ca}(T_9)$: Ddp gerada na junção J9 (fio de cobre/haste de aço 1050), à temperatura T_9 .

Considerando as leis do termopar, sabe-se que quando não há gradiente de temperatura entre as junções dentro do sistema isotérmico região (temperatura ambiente), eles não contribuem para a ddp total do circuito elétrico. Neste trabalho, considerou-se que as temperaturas nas junções mais afastadas da região de corte não variaram durante o processo de calibração. Exceto junções J1 e J4 todas as outras são consideradas em temperatura ambiente (T_R) (ver linha tracejada na Figura 3.7). Sendo assim $T_2 = T_3 = T_5 = T_6 = T_7 = T_8 = T_9 = T_{\text{ambiente}} = T_R$.

$$\Delta E_{\text{pino}} = \int_{T_R}^{T_1} \sigma_f dt + \int_{T_4}^{T_R} \sigma_t dt + \int_{T_1}^{T_4} \sigma_p dt \quad (3.3)$$

$$\Delta E_{cp} = \int_{T_R}^{T_1} \sigma_f dt + \int_{T_1}^{T_R} \sigma_p dt = \int_{T_R}^{T_1} (\sigma_f - \sigma_p) dt \quad (3.4)$$

Embora teoricamente não fosse necessário colocar a ddp gerada no pino de titânio, pois é feita do mesmo material da peça, esse experimento visa testar essa teoria.

3.3 Testes de usinagem

Neste tópico serão apresentados a metodologia nos ensaios de medição de temperatura de usinagem, medição de força de corte e análise do cavaco obtido.

3.3.1 Medição de temperatura de usinagem

Os ensaios de medição de temperatura de usinagem foram realizados em um torno eletrônico universal da Nardini *Diplomat*® modelo *Revolution* RV-220 com rotação máxima de 2500 rpm e potência de 7,46 kW (Figura 3.7).



Figura 3.7 - Torno eletrônico universal *Diplomat*® modelo *Revolution* RV-220 utilizado nos ensaios de medição de temperatura

Na figura 3.8 é apresentado um desenho esquemático do sistema de medição de temperatura desenvolvido originalmente por Fernandes e Machado (1992) e adaptado neste trabalho. Porém neste trabalho será realizado a medição também através de outro circuito elétrico, formado com o pino da liga de titânio.

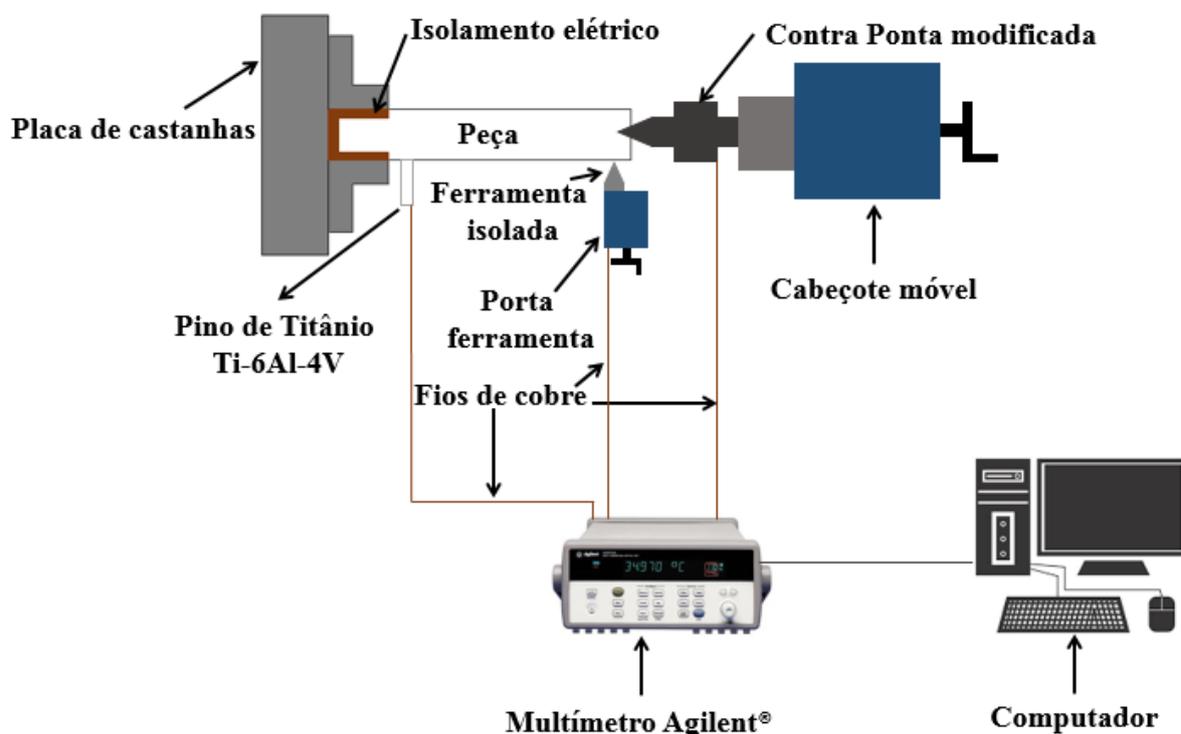


Figura 3.8 - Desenho esquemático do sistema de medição de temperatura

Para que não ocorresse a fuga de ddp, a barra de titânio e o suporte da ferramenta de metal duro foram montadas no torno e devidamente isoladas para os testes (Figura 3.9). Para o isolamento da barra de titânio foi utilizado folhas de lixa envolvidas por fita isolante no local de fixação da barra no torno. Para o suporte da ferramenta de corte foi utilizado fita isolante para a isolação do suporte ao castelo da máquina. Na outra extremidade, com o objetivo de fechar o circuito elétrico, têm-se a contra ponta modificada com mercúrio líquido. Apesar dela já possuir um revestimento no seu cone Morse de tinta epóxi isolante, foi utilizado uma fita isolante para reforçar o mesmo.

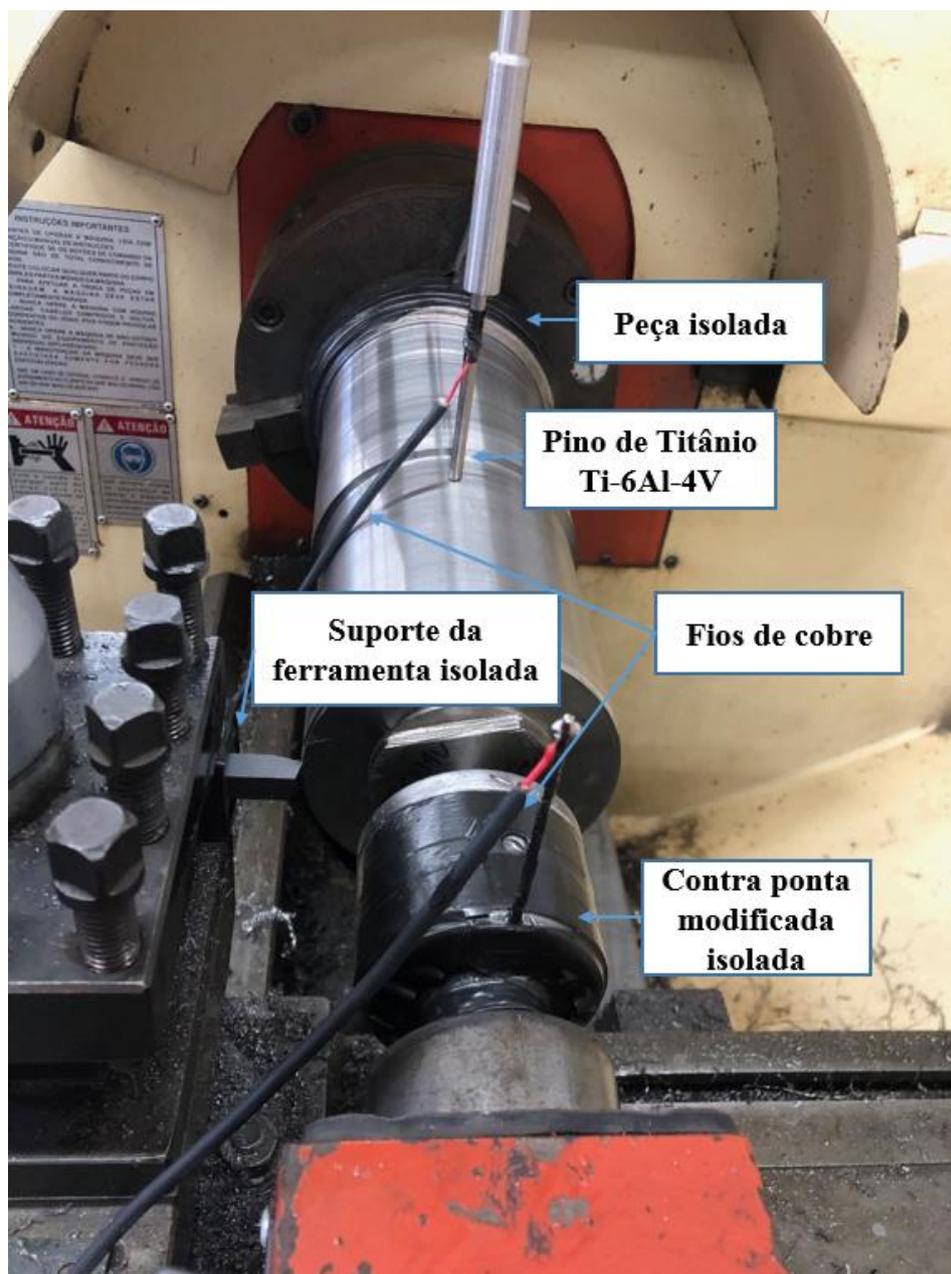


Figura 3.9 - Bancada experimental montada para a medição de temperatura pelo método termopar ferramenta-peça

A ddp gerada durante o torneamento, que é proporcional a diferença entre a temperatura na interface ferramenta-peça e a temperatura ambiente, foi coletado, amplificado e enviado para uma placa de aquisição de sinais *Agilent*[®] 34901A, do fabricante *KEYSIGHT*[®], com resolução de 1 μ V e incerteza de medição de 0,3 °C, através de um microcomputador através de um software compatível com a placa de aquisição (*Software Agilent*[®] *BenchLink Data Logger*). A aquisição de sinal é feita através do fio de cobre com uma taxa de aquisição de 1 segundo.

Quando a ddp fica estável, mede-se a ddp por 10 segundos, e após isso a usinagem é interrompida e utilizando a média dos valores obtidos o programa de computador estabelece a relação da ddp com a real temperatura da interface.

A temperatura de usinagem foi medida três vezes para cada condição de corte e a aquisição nos dois circuitos (pino e contra ponta modificada) foram feitos de forma simultânea. Foi realizado um teste, executando a aquisição dos dois circuitos de forma separada também para constatar que não havia diferença significativa entre realizar a medição de forma separada ou simultânea.

Os parâmetros de corte dos testes foram escolhidos de forma a diminuir o comprimento usinado elevando rapidamente os gradientes de temperatura, visto que só foi disponibilizado uma barra da liga de titânio Ti-6Al-4V para esta pesquisa. Essa metodologia permitiu o uso de velocidades de corte mais elevadas do que normalmente é empregado para este tipo de liga.

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios para medição de temperatura estão representados na Tabela 3.3. Foram realizados pré-testes e a severidade da operação e a fragilidade da barra de metal duro influenciaram na definição das condições de corte utilizadas.

Tabela 3.3 - Parâmetros de corte utilizados na medição de temperatura

Parâmetros de corte	
Variação da Velocidade de corte (m/min) ($f = 0,1$ mm/ volta e $a_p = 0,5$ mm)	20; 30; 40; 50; 60; 70
Variação do Avanço (mm/volta) ($V_c = 40$ m/min e $a_p = 0,5$ mm)	0,05; 0,1; 0,15; 0,2; 0,25; 0,3
Variação da Profundidade de corte (mm) ($V_c = 40$ m/min e $f = 0,1$ mm/volta)	0,075; 0,125; 0,25; 0,5; 0,75; 1
Condição de lubri-refrigeração	Seco e MQL

O sistema de MQL utilizado foi o Nebulizador V *Tapmatic* da *Quimatic*[®] (Figura 3.10), com pressão de 3 bar e uma vazão de 60 ml/h aproximadamente. O sistema possui dois tubos *FIXOFLEX*[®] para levar o fluido em forma de névoa até a região de corte, porém neste trabalho só foi utilizado um desses tubos. O fluido utilizado foi o Quimatic Jet, um fluido integral

sintético a base de água, indicado para o corte de todos os metais através da técnica MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante). Este sistema de MQL foi utilizado nos testes de medição de temperatura e de medição de força.

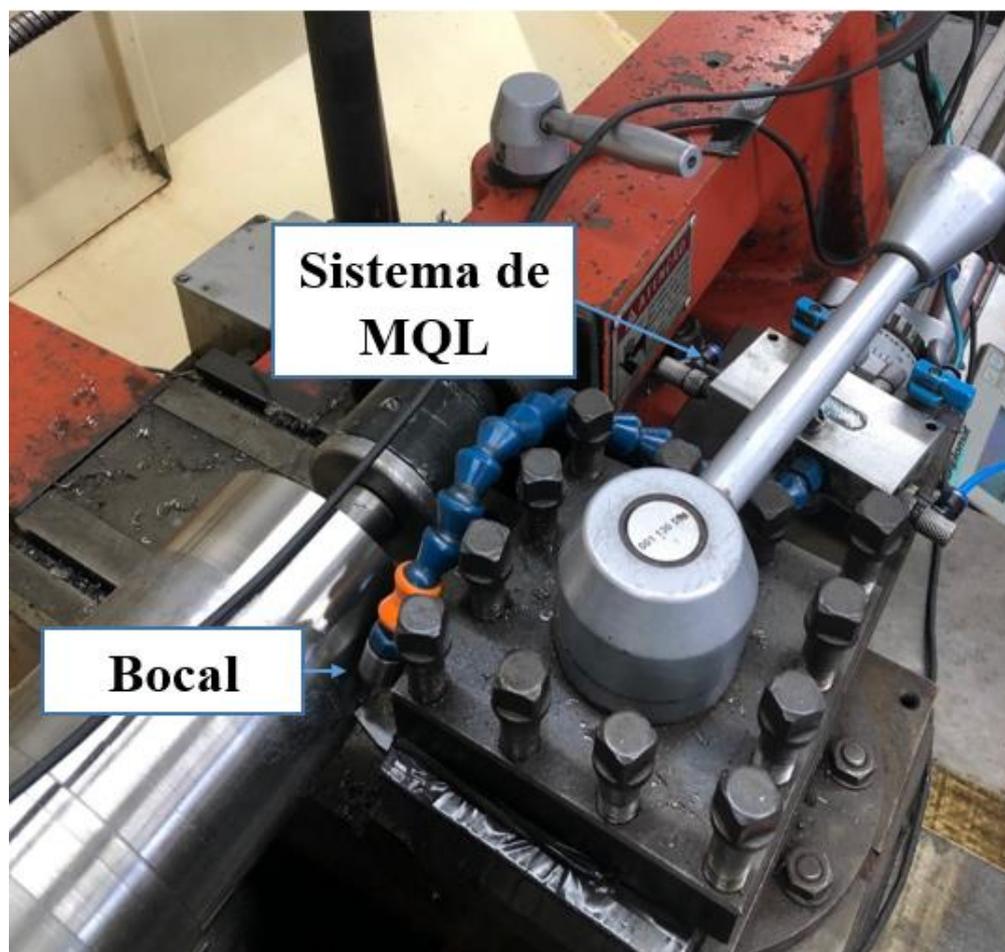


Figura 3.10 - Sistema de MQL utilizado

Com o objetivo de avaliar a influência de cada fator utilizado nos experimentos foi feito um planejamento fatorial 2^k tendo 5 variáveis independentes. Para o mesmo, só foram realizados os testes adicionais necessários, pois boa parte dos testes já tinham sido realizados através do planejamento da Tabela 3.3. Assim por meio de análise estatística pode-se avaliar o efeito da velocidade de corte, do avanço, da profundidade de corte, condição de lubri-refrigeração e do circuito elétrico, conforme representado na Tabela 3.4.

Tabela 3.4 - Matriz de experimento 2^k

Variáveis	-1	+1
Velocidade de corte (m/min)	40	60
Avanço (mm/volta)	0,1	0,2
Profundidade de corte (mm)	0,25	0,5
Condição de lubri-refrigeração	Seco	MQL
Influência do sistema de Medição	Pino	Contra ponta Modificada

3.3.2 Medição de força de corte

Os ensaios de força de corte tiveram que ser realizados em outra máquina ferramenta devido a impossibilidade de instalação do dinamômetro no torno utilizado nos testes de medição de temperatura de usinagem. O torno utilizado foi o *CNC Multiplic 35D*, ROMI[®], potência de 11 kW e com rotação máxima de 3000 rpm (Figura 3.11).



Figura 3.11 - Torno Romi[®] CNC Multiplic 35D utilizado nos ensaios de força de usinagem

A Figura 3.12 mostra a montagem experimental utilizada para medição da força de usinagem com dinamômetro piezelétrico.

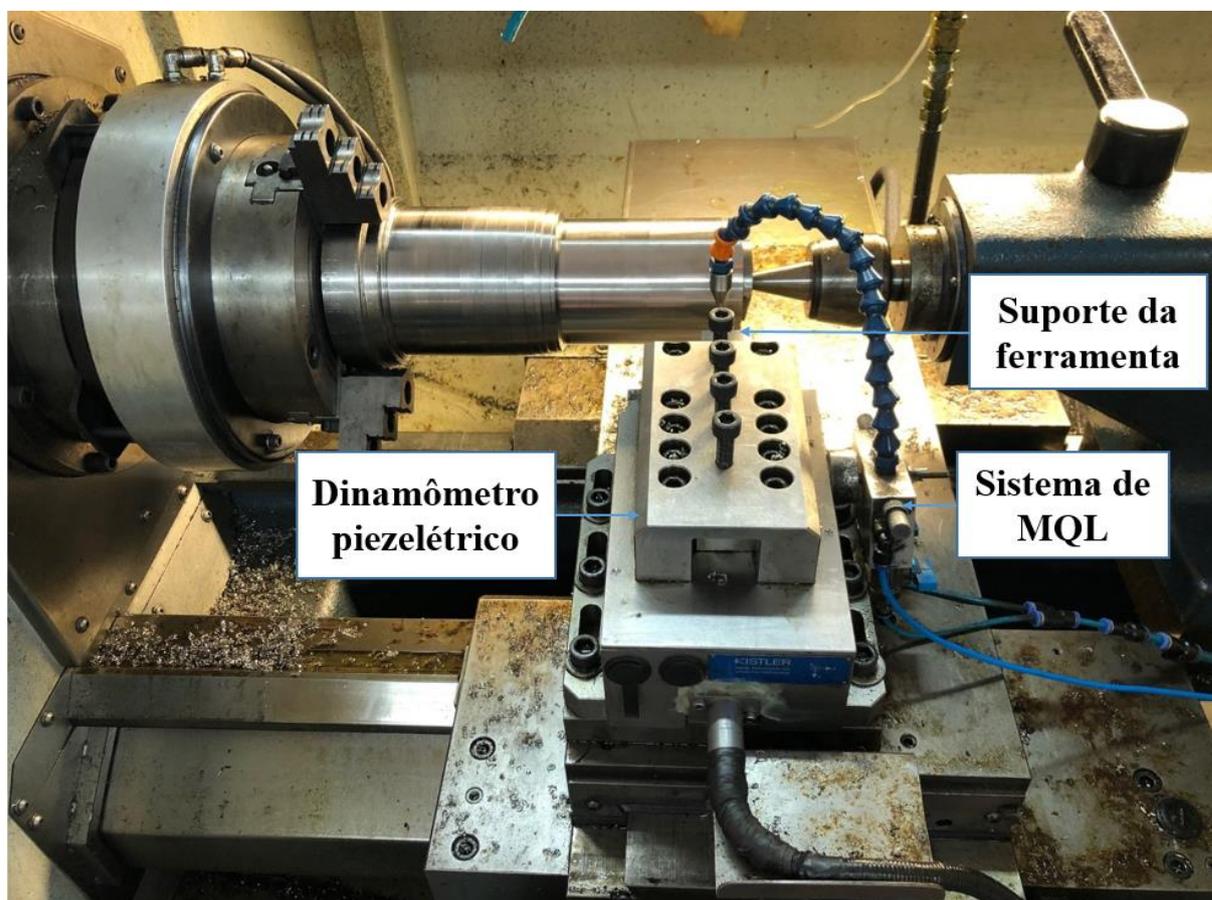


Figura 3.12 - Montagem experimental utilizada para medição da força de usinagem

A componente da força de usinagem (força de corte (F_c)) foi obtida através de dinamômetro piezelétrico *Kistler*[®] modelo 9265-B. Este dinamômetro é composto por quatro sensores de cristais piezoelétricos que durante a usinagem adquirem os sinais das cargas elétricas e em seguida envia para um amplificador de sinais *Kistler*[®] modelo 5070A que reenvia o sinal, já amplificado, para placa de aquisição *National Instrument*[®] modelo *USB DAQPad-6251*, no qual se pode acompanhar os resultados em tempo real através do *software LabVIEW*[®] instalado em um computador, conforme representado esquematicamente na Figura 3.13.

O tempo de aquisição do sinal de força de corte foi de 10 segundos e a taxa de aquisição foi de 30 Hz. A força de corte foi medida três vezes para cada condição de corte. Os testes

foram programados para que o comprimento de corte fosse o suficiente para realizar esta medição na fase estável da usinagem. Os resultados considerados foram as médias dos pontos adquiridos em cada ensaio.

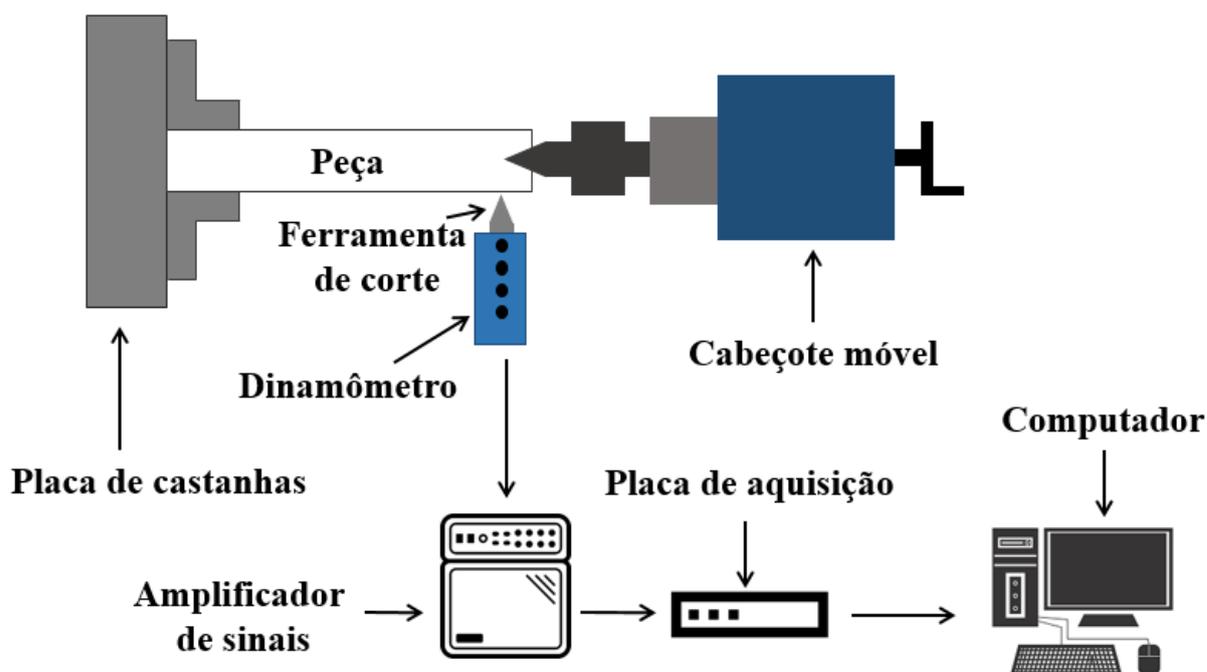


Figura 3.13 - Desenho esquemático do sistema de aquisição de força

Os parâmetros de corte utilizados nos ensaios para medição de força estão representados na tabela 3.5. Esses foram escolhidos de forma a possibilitar a realização de todos os testes de usinagem sem causar um acentuado desgaste na ferramenta, evitando a influência desse na força de corte.

Tabela 3.5 - Parâmetros de corte utilizados no teste de força

Parâmetros de corte	
Variação da Velocidade de corte (m/min) ($f = 0,1$ mm/ volta e $a_p = 0,5$ mm)	20; 30; 40; 50; 60; 70
Variação do Avanço (mm/volta) ($V_c = 40$ m/min e $a_p = 0,5$ mm)	0,05; 0,1; 0,15; 0,2; 0,25; 0,3
Condição de lubri-refrigeração	Seco e MQL

3.3.3 Análise dos cavacos

Os cavacos oriundos dos testes de medição de temperatura de usinagem foram utilizados nesta etapa. Sendo assim, as condições de corte utilizadas são as descritas na Tabela 3.3.

A caracterização dos cavacos consistiu da análise do formato e do tipo dos cavacos gerados através de fotografia e do cálculo do grau de recalque através de medição da espessura do cavaco.

Para o cálculo do grau de recalque, foi utilizado um paquímetro digital com faixa nominal de 0-300 mm e resolução de 0,01 mm. Foram realizadas três medições diferentes para cada condição de corte analisada. O cálculo do grau de recalque foi realizado através da Equação 3.5.

$$R_c = h' / f \cdot \text{sen} \chi_r \quad (3.5)$$

Onde h' constitui a espessura do cavaco medida, f é o avanço (mm/rot) e $\text{sen} \chi_r$ representa o ângulo de posição principal.

3.4 Análise dos resultados

Os resultados obtidos em cada teste de torneamento foram registrados em planilhas eletrônicas. Os gráficos de temperatura e de força de usinagem em função dos parâmetros de corte foram tratados para que fosse feita a sobreposição dos gráficos nas diferentes condições de lubri-refrigeração.

Todas as análises estatísticas foram realizadas utilizando o software *Statistica*[®] 10.0, adotando um nível de significância de 5%, para uma confiabilidade de 95%.

CAPÍTULO IV

RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1 Calibração do Sistema Termopar Ferramenta-Peça

O método de medição de temperatura termopar ferramenta-peça na usinagem já é um método muito difundido e utilizado por diversos pesquisadores. Porém a calibração desse sistema ainda é tema de discussão. A maioria dos trabalhos publicados anteriormente na área utilizam uma bancada separada daquela na qual são feitos os testes de usinagem. Sendo assim é montado uma bancada onde o par ferramenta-peça é soldado em uma de suas extremidades e aquecido em um forno com controle de temperatura (MARQUES, 2015; SANTOS *et al.*, 2017). Neste trabalho, o método de calibração do sistema termopar ferramenta-peça foi realizado na própria máquina-ferramenta, sendo o forno levado para próximo ao torno. Portanto, a mesma configuração utilizada no experimento de usinagem foi utilizada na calibração.

Uma investigação interessante que foi estudada, e não muito mencionada em outros trabalhos, é a interferência da junta secundária formada pelo contra ponta modificada. Sendo assim, foi realizado uma avaliação comparativa com outro circuito formado por um pino do próprio material da peça.

Neste trabalho 3 repetições foram realizadas para a calibração do sistema, obtendo assim seis calibrações, três para cada circuito. Isso evitou a existência de variações muito discrepantes entre um ensaio e outro.

As curvas C1, C2 e C3 representam o circuito utilizando a contra ponta modificada e as curvas C4, C5 e C6 representam o circuito utilizando o pino de Ti-6Al-4V.

As curvas C1 e C4 foram montadas utilizando um cavaco de titânio Ti-6Al-4V unido a barra de metal duro K10 através de uma resina específica. As grandes dificuldades iniciais nesse caso foram a obtenção do cavaco contínuo com dimensões adequadas para a montagem e a união deste cavaco com o metal duro, pois a descarga capacitiva não se mostrou eficaz. Além

disso, foi possível obter nessa calibração temperaturas até 600 °C, pois acima dessa temperatura a união entre o cavaco e a barra de metal duro eram desfeitas.

As curvas C2 e C5 foram montadas utilizando um fio comercial da liga de titânio Ti-6Al-4V de 1,7 mm de diâmetro. O cavaco longo da liga de titânio se mostrou muito frágil e de difícil obtenção. Sendo assim, o fio de titânio e a barra de metal duro foram ligados mecanicamente. Com esse aparato foi possível obter temperatura de calibração de até 800 °C, após esta temperatura os resultados foram sendo alterados, possivelmente devido a oxidação gerada no metal duro.

As curvas C3 e C6 foram montadas utilizando um fio comercial da liga de titânio Ti-6Al-4V de 1,7 mm, porém nesse o fio de titânio e a barra de metal duro foram ligados através de brasagem, utilizando como elemento de união uma liga de cobre. A liga de cobre se mostrou mais eficaz em relação a liga de latão, pois possui ponto de fusão mais elevado. Com esse aparato foi possível obter temperaturas de calibração da ordem de 1000 °C. Após esta temperatura o sinal foi interrompido, pois a ferramenta se deteriorou devido a oxidação, desfazendo a união com o fio de titânio, conforme mostrado na Figura 4.1.



Figura 4.1 - Oxidação do metal duro

Após a realização dos procedimentos as curvas de calibração dos sistemas foram traçadas. Estas curvas de calibração foram utilizadas para quantificar a temperatura atingida na interface cavaco-ferramenta durante os experimentos. As equações foram obtidas através de

regressão linear e são mostradas na parte superior de cada gráfico. Está representado na figura 4.2 as curvas de calibração utilizando a contra ponta modificada e na Figura 4.3 está representado as curvas utilizando o pino da liga de titânio.

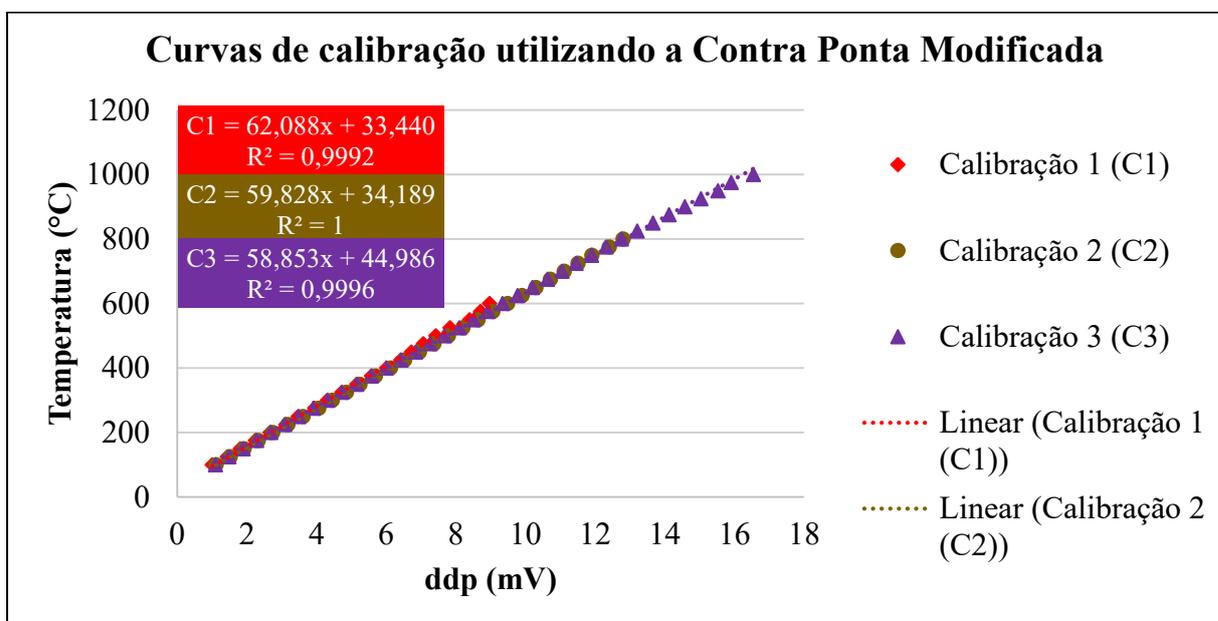


Figura 4.2 - Curva de calibração do sistema de medição de temperatura utilizando a contra ponta modificada

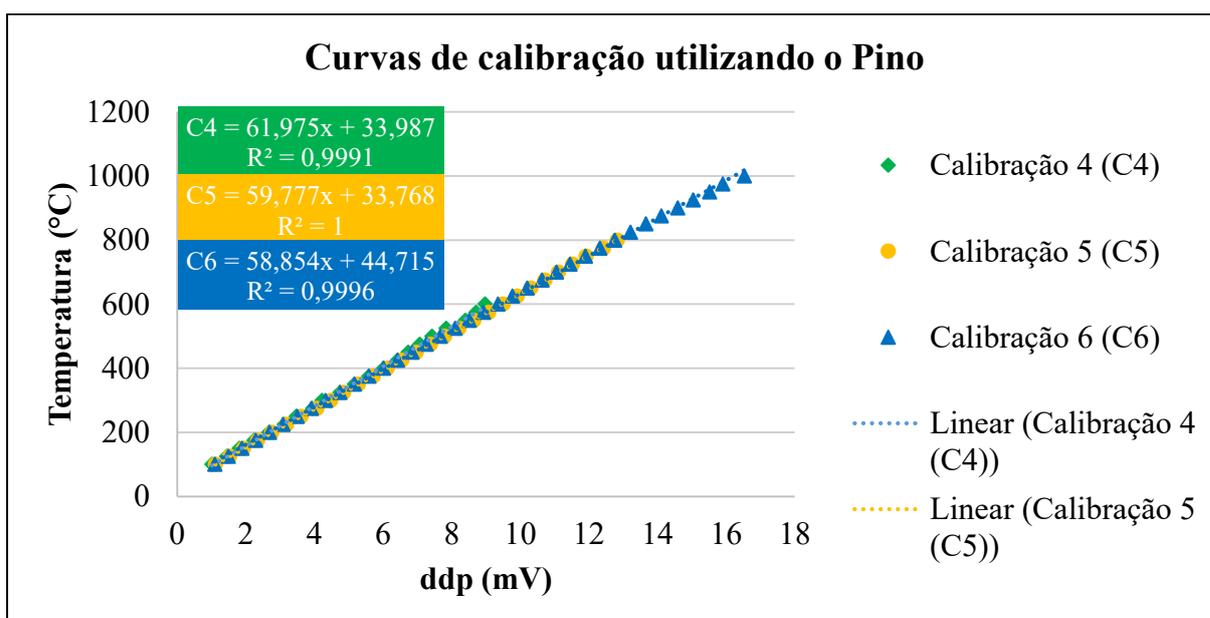


Figura 4.3 - Curva de calibração do sistema de medição de temperatura utilizando o pino da liga de titânio Ti-6Al-4V

Observa-se que não houve diferença significativa entre as duas metodologias de calibração. As curvas C1 e C4 resultaram em temperaturas um pouco maiores. Assim, por exemplo, quando a ddp for 10 mV, as temperaturas resultantes de acordo com as diferentes configurações serão: C1 654 °C, C2 632 °C, C3 634 °C, C4 654 °C, C5 632 °C e C6 633 °C. Nota-se também que todas as curvas apresentam valores dos coeficientes de correlação (R^2) elevados ($> 0,99$), mostrando boa repetibilidade para todas as configurações e garantindo a confiabilidade dos resultados.

Como pode ser observado, o valor máximo de temperatura que se conseguiu atingir foi de 1000°C (Calibrações C3 e C6), sendo essas as equações utilizadas nos ensaios para medição de temperatura. As equações 4.1 e 4.2 representam as funções que relacionam a temperatura na região de corte com a ddp monitorada nos termopares no circuito formada pela contra ponta modificada e pelo pino, respectivamente.

$$T_{cp} = 58,853V + 44,986 \text{ (}^\circ\text{C)} \quad (4.1)$$

$$T_p = 58,854V + 44,715 \text{ (}^\circ\text{C)} \quad (4.2)$$

Onde T_{cp} é a temperatura de usinagem obtida utilizando o circuito com a contra ponta modificada, T_p é a temperatura de usinagem obtida utilizando o circuito com o pino e V é a ddp (mV).

É indicado na figura 4.4 um dado importante, onde foi feita outra calibração chamada de C7, onde o sistema foi montado utilizando o cavaco de titânio somente em contato com a barra de metal duro. Comparando essa calibração com a calibração C3, nota-se um ligeiro aumento da ddp para temperaturas em torno de 600 °C, porém para temperaturas de aproximadamente 800 °C, a ddp se distancia consideravelmente em relação a calibração C3. Para exemplificação, à temperatura de 1000 °C a curva C3 apresenta uma ddp de 16,54 mV, enquanto a curva C7 apresenta uma ddp de 19,30 mV, uma diferença de aproximadamente 16,7 %.

De acordo com König e Klocke (2008), após o corte do material, muitas vezes são observadas cores de revenimento na região de contato entre o cavaco e a ferramenta, que são provocadas pela oxidação da ferramenta. Esta só ocorre se a temperatura for suficientemente elevada e se houver a presença de oxigênio na região aquecida. Na usinagem do aço com

ferramenta de metal-duro, para temperaturas de corte acima de 800 °C, o mecanismo de oxidação ocorre de forma mais intensa.

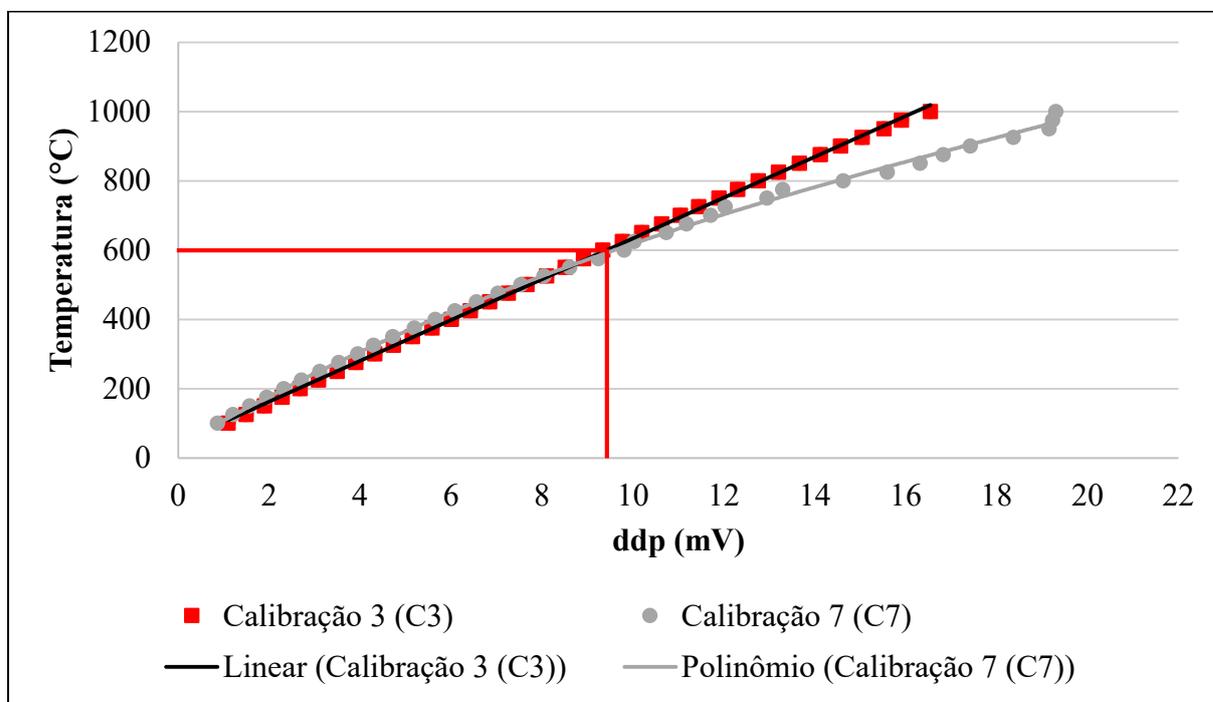


Figura 4.4 - Efeito da oxidação na curva de calibração do sistema de medição de temperatura

4.2 Testes de Usinagem

Neste tópico serão apresentados os resultados dos ensaios de medição de temperatura de usinagem, medição de força de corte e análise do cavaco obtido.

4.2.1 Medição de temperatura de usinagem

Após a calibração do sistema e validado a metodologia de medição de temperatura o próximo passo foi realizar os testes de medição de temperatura de usinagem. Os resultados dos ensaios de temperatura de usinagem onde foram adotados os mesmos parâmetros de corte ($V_c = 20$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm), nas condições a seco (Figura 4.5) e com MQL (Figura 4.6), foram plotados em função do tempo em um mesmo gráfico para fins de comparação dos sistemas de medição (pino e contra ponta modificada).

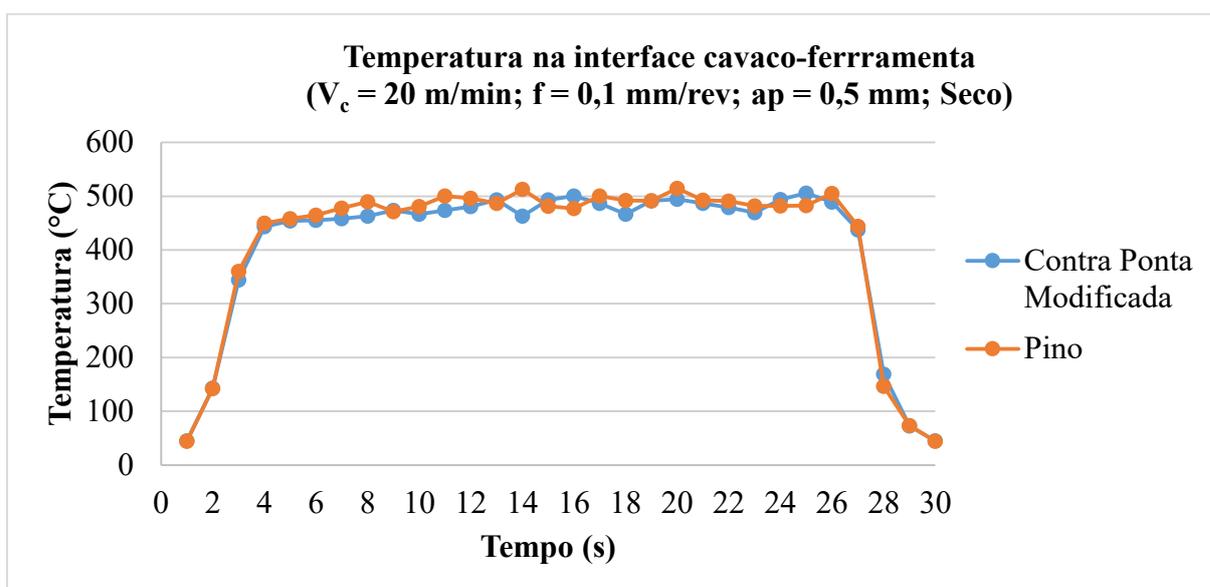


Figura 4.5 - Temperatura de usinagem a seco

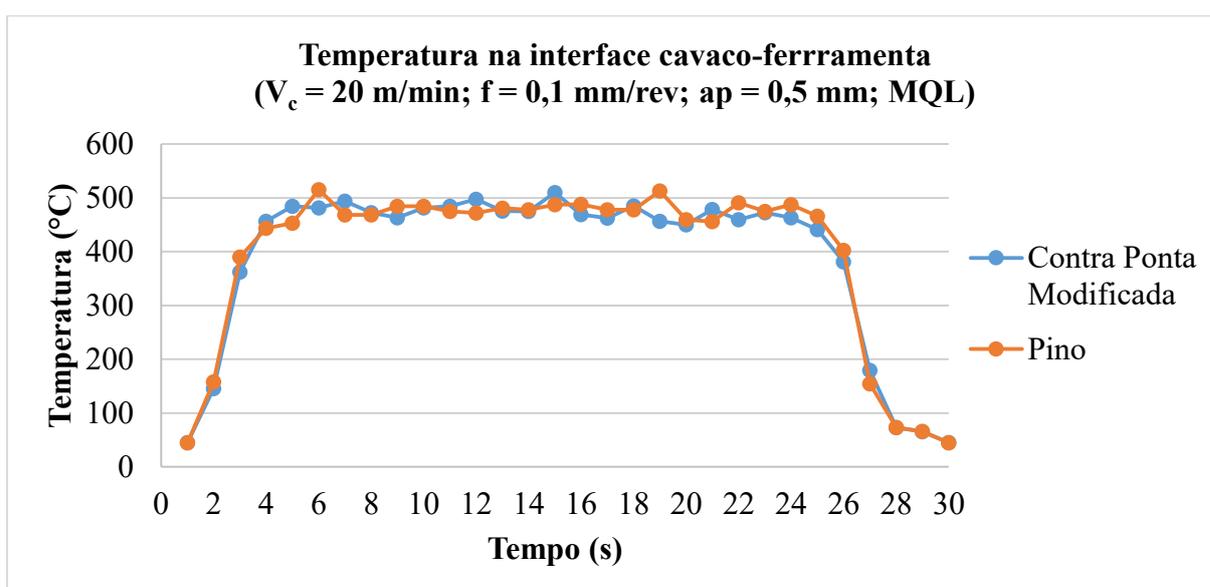


Figura 4.6 - Temperatura de usinagem com MQL

Nota-se que o tempo de estabilização da temperatura é muito rápido após iniciado o processo de usinagem, cerca de 5 segundos. Dessa forma, os resultados das temperaturas foram as médias obtidas dos pontos na fase estável da medição por 10 segundos, entre os tempos de 10 a 20 segundos, como mostrado na figura 4.7 (dados obtidos somente com o circuito composto pelo pino).

Observa-se também que a primeira vista os valores obtidos com o sistema com a contra ponta modificada e com o pino são similares. Na figura 4.5 a média obtida pela contra ponta

modificada é de 485 °C e o do pino é de 494 °C, uma diferença de aproximadamente de 1,85 %. Já na figura 4.6 a média obtida pela contra ponta modificada é de 474 °C e o do pino é de 480 °C, uma diferença de aproximadamente de 1,26 %.

Outra informação importante que se pode notar nesses gráficos é que ao traçar uma reta na fase estável da medição de temperatura, o teste a seco apresenta um coeficiente angular da reta positivo, enquanto a medição com MQL apresenta um coeficiente angular negativo. Isso demonstra que com o passar do tempo a temperatura na usinagem a seco tende a aumentar e na usinagem com o auxílio do MQL tende a diminuir.

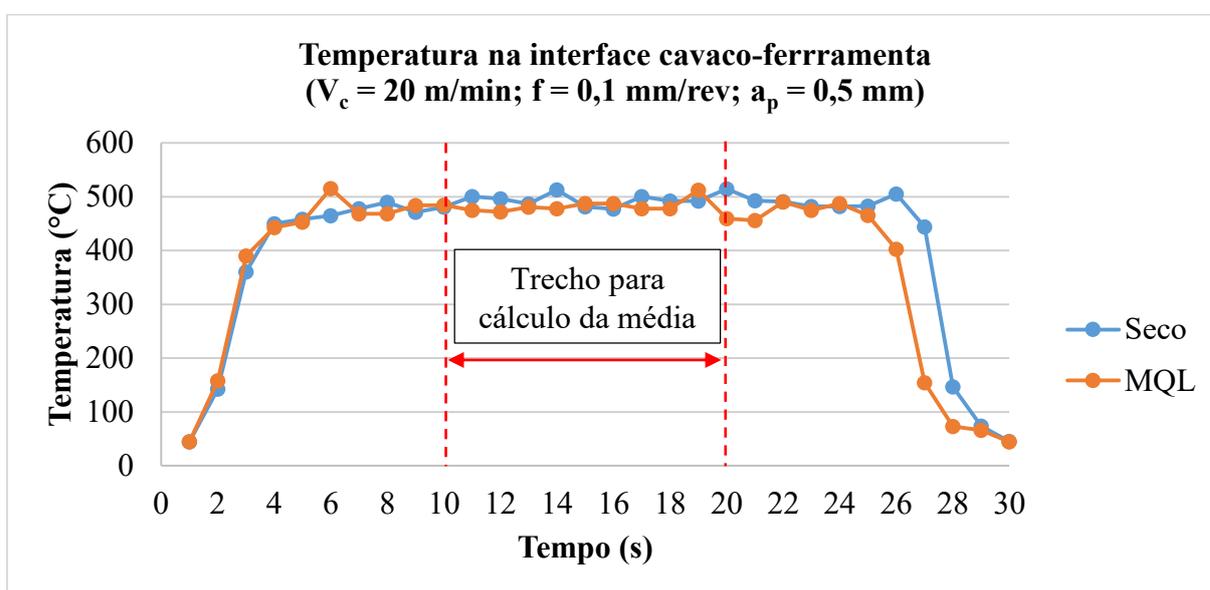


Figura 4.7 - Temperatura de usinagem com MQL e a Seco

Na Figura 4.7, observa-se uma leve diminuição da temperatura ao utilizar o MQL comparado com a usinagem a seco. Com o propósito de averiguar a resposta em relação ao tempo do uso de MQL foram feitos dois testes: usinando a seco por 30 segundos e após isto ligando o MQL (Figura 4.8) e usinando com MQL por 30 segundos e após isto usinando a seco pelo mesmo tempo (Figura 4.9). Para estes testes foram utilizados parâmetros de corte mais intensos ($V_c = 70$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm).

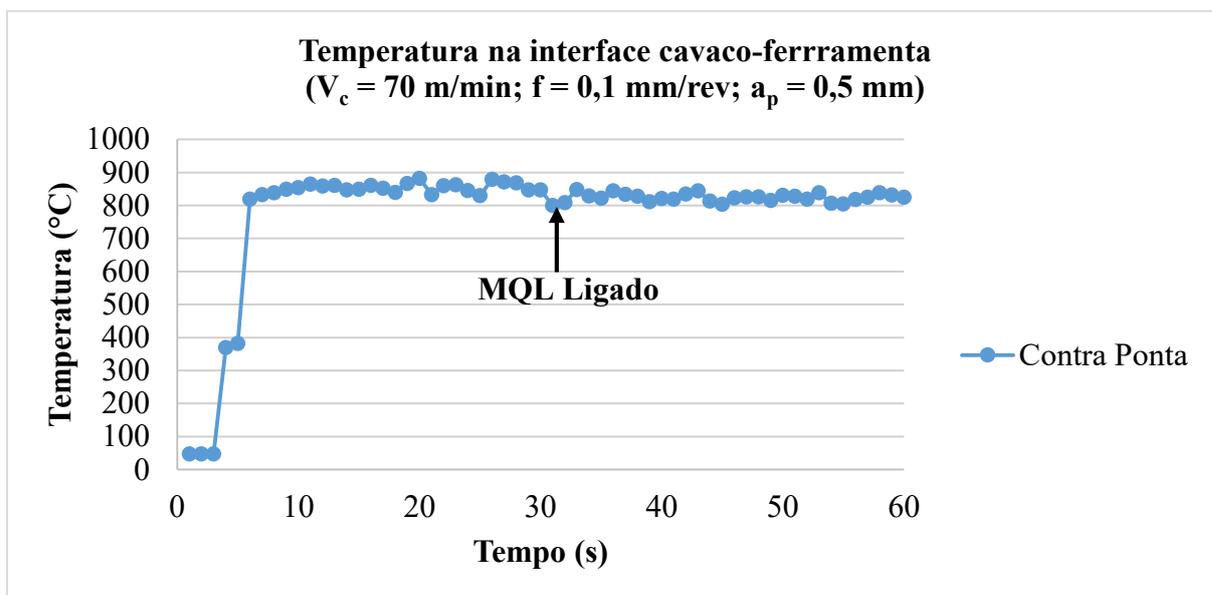


Figura 4.8 - Temperatura de usinagem ligando MQL

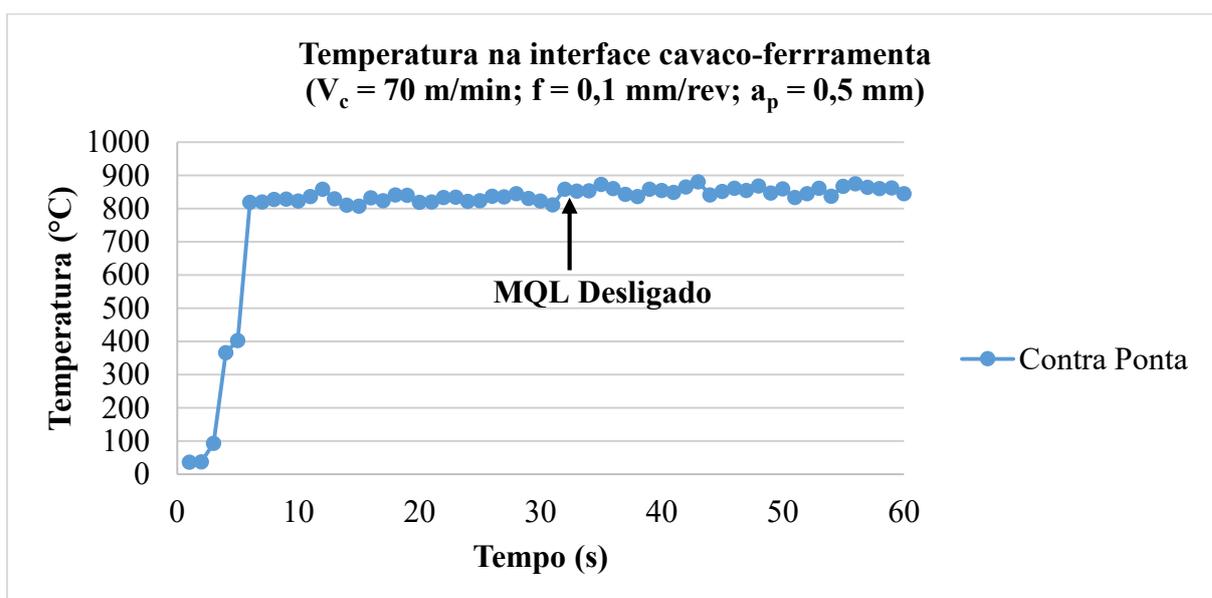


Figura 4.9 - Temperatura de usinagem desligando MQL

Notou-se que a resposta da temperatura em relação a utilização do MQL é notável entre uma medição e outra (com diferença de 1 segundo entre as medições).

Os testes de temperatura de usinagem foram realizados com variação da velocidade de corte entre 20 e 70 m/min (Figura 4.10), avanço de 0,05 até 0,30 mm/rot (Figuras 4.11) e profundidade de corte de 0,075 até 1 mm (Figura 4.12).

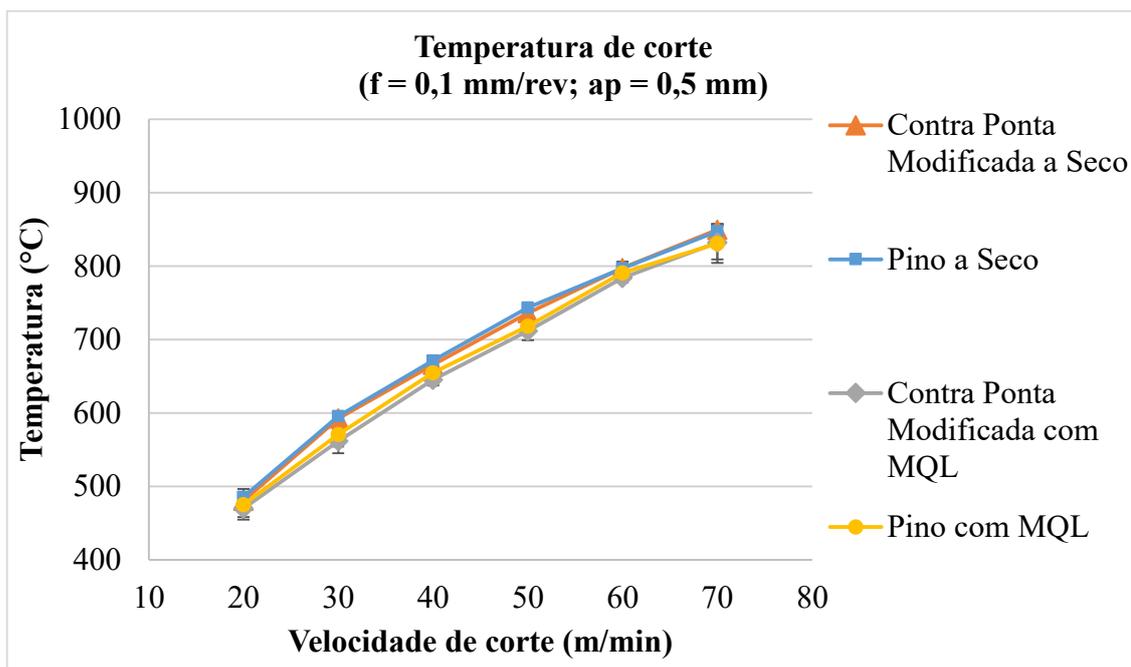


Figura 4.10 - Temperatura de usinagem em função da velocidade de corte

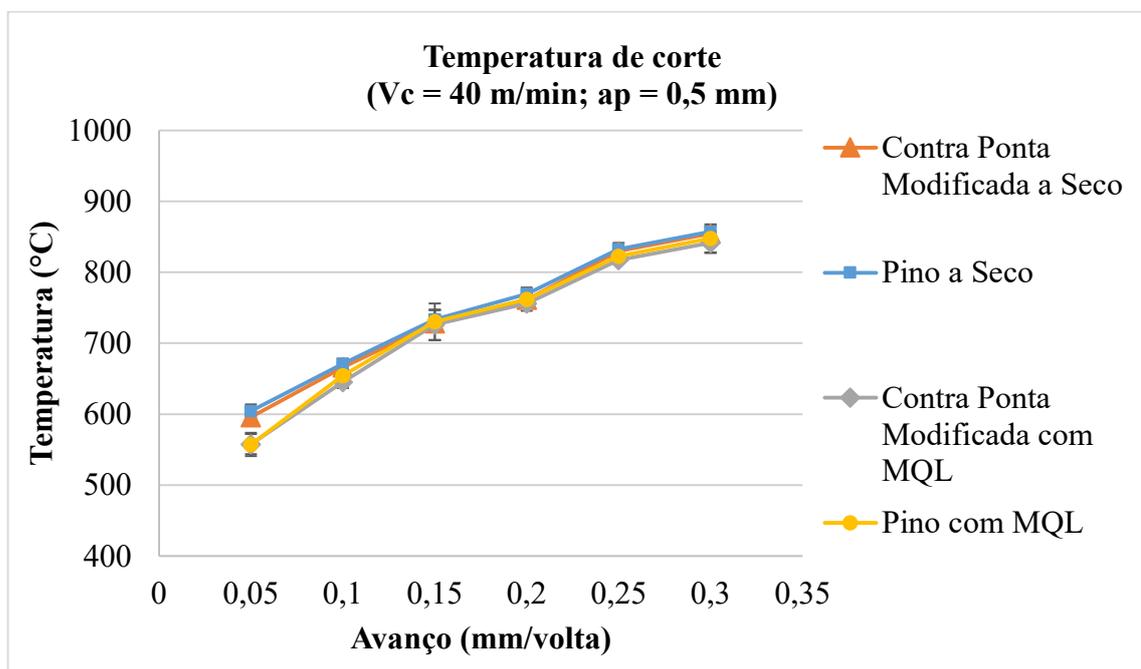


Figura 4.11 - Temperatura de usinagem em função do avanço

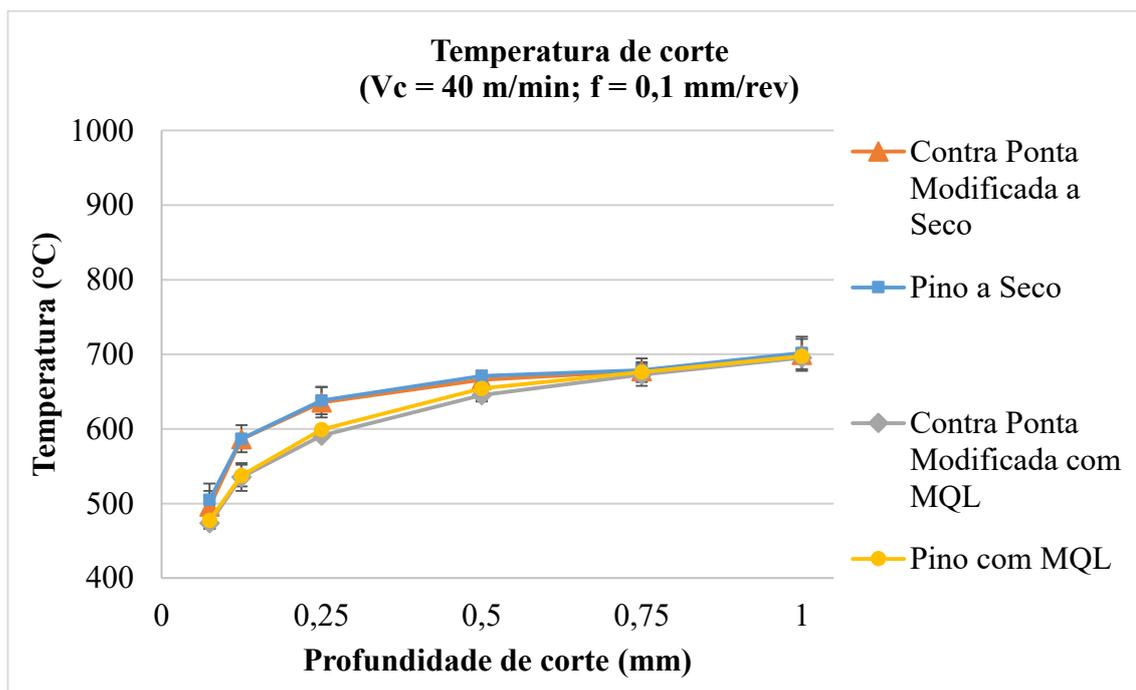


Figura 4.12 - Temperatura de usinagem em função da profundidade de corte

A diferença média entre os resultados entre contra ponta modificada e pino foi de $4,65 \text{ }^\circ\text{C}$, sendo que a maior diferença foi de $9,35 \text{ }^\circ\text{C}$, sendo que para quase todos os testes a temperatura obtida com o pino que foi ligeiramente maior, muito possivelmente devido ao efeito do atrito gerado. Isto mostra que os dois métodos são válidos e que o atrito gerado no pino tem pouco efeito no resultado final da temperatura.

Já em relação as três repetições, o desvio padrão médio foi de $5,1 \text{ }^\circ\text{C}$ o que demonstrou alta repetibilidade do processo de medição de temperatura pelo método termopar ferramenta-peça. Todos esses dados podem ser conferidos na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Efeitos dos parâmetros de corte na temperatura de corte

Experimento (Pino ou Contra Ponta Modificada (CP))	V _c (m/min)	f (mm/rot)	a _p (mm)	Média Seco (°C)	Desvio padrão Seco (°C)	Média MQL (°C)	Desvio padrão MQL (°C)	Diferença (%)
1 (CP)	20	0,1	0,5	480,45	3,08	469,90	6,14	2,19%
2 (CP)	30	0,1	0,5	592,64	2,52	561,72	6,68	5,22%
3 (CP)	40	0,1	0,5	665,80	3,14	645,29	2,70	3,08%
4 (CP)	50	0,1	0,5	735,91	2,49	711,59	5,01	3,30%
5 (CP)	60	0,1	0,5	797,26	3,49	783,79	2,38	1,69%
6 (CP)	70	0,1	0,5	849,79	2,91	832,05	9,24	2,09%
7 (CP)	40	0,05	0,5	595,74	3,07	557,79	5,72	6,37%
8 (CP)	40	0,1	0,5	665,80	3,14	645,29	2,70	3,08%
9 (CP)	40	0,15	0,5	728,07	4,70	726,11	8,58	0,27%
10 (CP)	40	0,2	0,5	761,59	1,73	755,93	4,12	0,74%
11 (CP)	40	0,25	0,5	829,74	1,82	817,33	0,34	1,50%
12 (CP)	40	0,3	0,5	854,74	1,39	841,66	5,92	1,53%
13 (CP)	40	0,1	0,075	496,13	8,30	473,63	2,96	4,53%
14 (CP)	40	0,1	0,125	586,41	1,83	535,43	7,50	8,69%
15 (CP)	40	0,1	0,25	635,69	8,23	591,14	1,77	7,01%
16 (CP)	40	0,1	0,5	665,80	3,14	645,29	2,70	3,08%
17 (CP)	40	0,1	0,75	677,41	4,84	672,75	6,04	0,69%
18 (CP)	40	0,1	1	699,29	8,68	695,51	2,96	0,54%
1 (Pino)	20	0,1	0,5	485,34	4,49	474,94	6,68	2,14%
2 (Pino)	30	0,1	0,5	595,39	2,33	570,67	6,69	4,15%
3 (Pino)	40	0,1	0,5	671,16	2,79	654,64	6,87	2,46%
4 (Pino)	50	0,1	0,5	743,51	1,55	718,20	3,60	3,40%
5 (Pino)	60	0,1	0,5	796,83	3,56	790,98	2,70	0,73%
6 (Pino)	70	0,1	0,5	847,27	4,13	830,81	10,60	1,94%
7 (Pino)	40	0,05	0,5	604,55	3,77	557,33	6,63	7,81%
8 (Pino)	40	0,1	0,5	671,16	2,79	654,25	7,02	2,52%
9 (Pino)	40	0,15	0,5	733,29	5,26	730,17	10,37	0,43%
10 (Pino)	40	0,2	0,5	769,29	3,64	761,75	5,01	0,98%
11 (Pino)	40	0,25	0,5	832,42	3,60	822,76	3,28	1,16%
12 (Pino)	40	0,3	0,5	857,23	3,17	847,88	7,99	1,09%
13 (Pino)	40	0,1	0,075	504,95	8,71	477,68	4,57	5,40%
14 (Pino)	40	0,1	0,125	586,90	7,30	537,52	5,90	8,41%
15 (Pino)	40	0,1	0,25	638,22	7,42	599,12	0,59	6,13%
16 (Pino)	40	0,1	0,5	671,16	2,79	654,25	7,02	2,52%
17 (Pino)	40	0,1	0,75	678,67	6,41	676,02	3,55	0,39%
18 (Pino)	40	0,1	1	701,82	8,76	697,60	3,83	0,60%

Os resultados mostraram que a temperatura de usinagem aumenta com o aumento da velocidade de corte e avanço de forma praticamente linear. Em relação a profundidade de corte ocorreu também um aumento porém não de forma linear.

A usinagem a seco apresentou maiores temperaturas médias na interface cavaco-ferramenta em relação a usinagem com MQL para todos os experimentos realizados. A temperatura mínima obtida foi 469,9 °C para $V_c = 20$ m/min, $f = 0,1$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm, lubri-refrigeração com MQL, e a temperatura máxima obtida foi 857,23 °C para $V_c = 40$ m/min, $f = 0,3$ mm/rev, $a_p = 0,5$ mm, usinagem a seco.

O fluido de corte possui ação importante para controlar a energia gerada na usinagem. A função lubrificante do fluido de corte vai reduzir o atrito gerado entre o cavaco e a ferramenta, o que acarreta em diminuição do calor transformado, e conseqüente, menor temperatura média de corte. A redução da temperatura da ferramenta também aumenta a resistência mecânica da mesma.

Já a ação refrigerante do fluido vai ajudar a eliminar o calor transformado na formação do cavaco. Entretanto, esta ação refrigerante vai também refrigerar a peça, podendo aumentar a tensão de cisalhamento do material, o que implica em maior quantidade de energia necessária para formar o cavaco.

O MQL obteve valores de temperatura sempre menores que os realizados a seco, mas com o aumento dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) essa diferença diminuiu. Estes resultados podem ser explicados pela dificuldade de penetração do fluido lubrificante na interface ferramenta-peça, tendo a ação refrigerante mais predominância do que a lubrificante nas condições mais severas de usinagem.

Além disso, com o aumento dos parâmetros de corte, ocorre o aumento da área da zona secundária de cisalhamento. Por ser necessário deformar plasticamente uma maior quantidade de material, isto ocasiona em um aumento no calor transformado na usinagem. Porém nesse caso a razão entre a área lubrificada e a zona de escorregamento se torna muito menor. Isto faz com que o efeito lubrificante seja diminuído comparado com o aumento da geração de calor que ocorreu.

Considerando somente o efeito da diferença entre pino e contra ponta modificada, foi realizada uma análise estatística para a temperatura na interface de corte utilizando o programa *Statistica*® 10.0 que gerou o quadro de ANOVA (análise de variância), Tabela 4.2, na qual se observa que o tipo do sistema de medição, seja pino ou contra ponta modificada, não é significativo, com 95% de confiabilidade e para um nível de significância de 5%.

Tabela 4.2 - ANOVA tipo de circuito

Fator	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	32999441	1	32999441	2640,203	0,000000
Influência do sistema de Medição (Pino ou Contra Ponta Modificada)	388	1	388	0,031	0,860571
Erro	874918	70	12499		

Na figura 4.13 é mostrado o efeito do tipo de sistema de medição sobre a temperatura de corte. Nesta análise percebe-se que a diferença entre as médias é menor do que 5 °C. Mesmo essa diferença sendo estatisticamente não relevante, o atrito gerado no pino pode ter afetado de forma muito pequena no resultado final da temperatura.

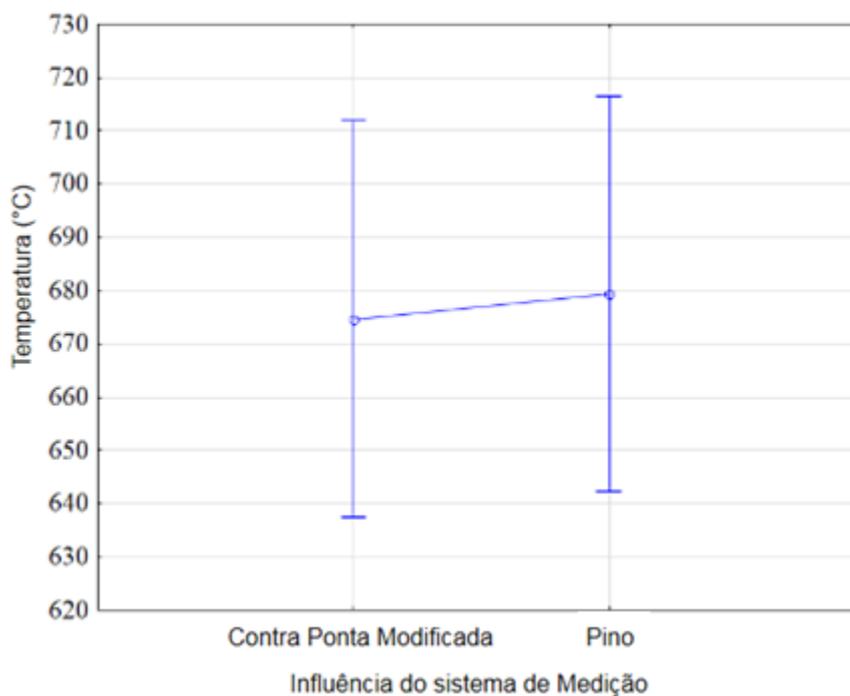


Figura 4.13 - Temperatura de usinagem em função do tipo de sistema de medição

4.2.1.1 Análise estatística do efeito das condições de corte na temperatura de usinagem

É apresentado na tabela 4.3 apresenta os resultados obtidos pela análise de variância do teste oriundos da tabela 3.4, onde a partir de um planejamento 2^k foi realizado a análise estatística visando avaliar os efeitos das condições de corte sob a temperatura de usinagem. Foram analisados cinco fatores com 2 níveis cada: Influência do sistema de Medição (pino ou contra ponta modificada), tipo de lubri-refrigeração (seco e MQL), velocidade de corte (40 e 60 m/min), avanço (0,1 e 0,2 mm/rot) e profundidade de corte (0,25 e 0,50 mm)

A análise de variância utilizada considerou até as interações de segunda ordem. O nível de confiança adotado foi de 95% com um nível de significância de 5%. Para valores de $p < 0,05$ os fatores têm influência e se $p > 0,05$ não tem influência.

Tabela 4.3 - Análise de variância para a Temperatura de Usinagem

Fator	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
(1) Influência do sistema de Medição (Pino ou Contra Ponta Modificada)	65,967	1	65,967	0,413	0,529564
(2) Tipo de lubri-refrigeração (Seco ou MQL)	4768,287	1	4768,287	29,851	0,000052
(3) Vc (m/min)	192023,269	1	192023,269	1202,141	1,750E-16
(4) f (mm/volta)	87283,830	1	87283,830	546,431	8,532E-14
(5) ap (mm)	16366,687	1	16366,687	102,462	2,319E-08
1 e 2	7,914	1	7,914	0,050	0,826674
1 e 3	20,032	1	20,032	0,125	0,727863
1 e 4	9,414	1	9,414	0,059	0,811273
1 e 5	19,036	1	19,036	0,119	0,734430
2 e 3	9,814	1	9,814	0,061	0,807388
2 e 4	4,221	1	4,221	0,026	0,872896
2 e 5	578,652	1	578,652	3,623	0,075149
3 e 4	177,540	1	177,540	1,111	0,307423
3 e 5	10,140	1	10,140	0,063	0,804287
4 e 5	2972,354	1	2972,354	18,608	0,000535
Erro	2555,751	16	159,734		
Total	306872,907	31			

De acordo com os dados mostrados, pode-se observar novamente que o tipo de circuito (pino e contra ponta modificada) não tem diferença estatística. Esse fato confirma a validade dos dois métodos de medição utilizados. Todos os outros parâmetros de corte demonstraram ter influência na temperatura de corte. Além disso a combinação entre avanço e profundidade de corte (4 e 5) demonstraram também ter influência estatística.

A partir dos resultados foram montados gráficos analisando o efeito de cada variável na temperatura de corte. É mostrado na figura 4.14 o efeito do tipo de circuito sobre a temperatura de corte. Nota-se uma leve queda na temperatura média quando se passa do circuito com pino para contra ponta modificada, em torno de 3 °C.

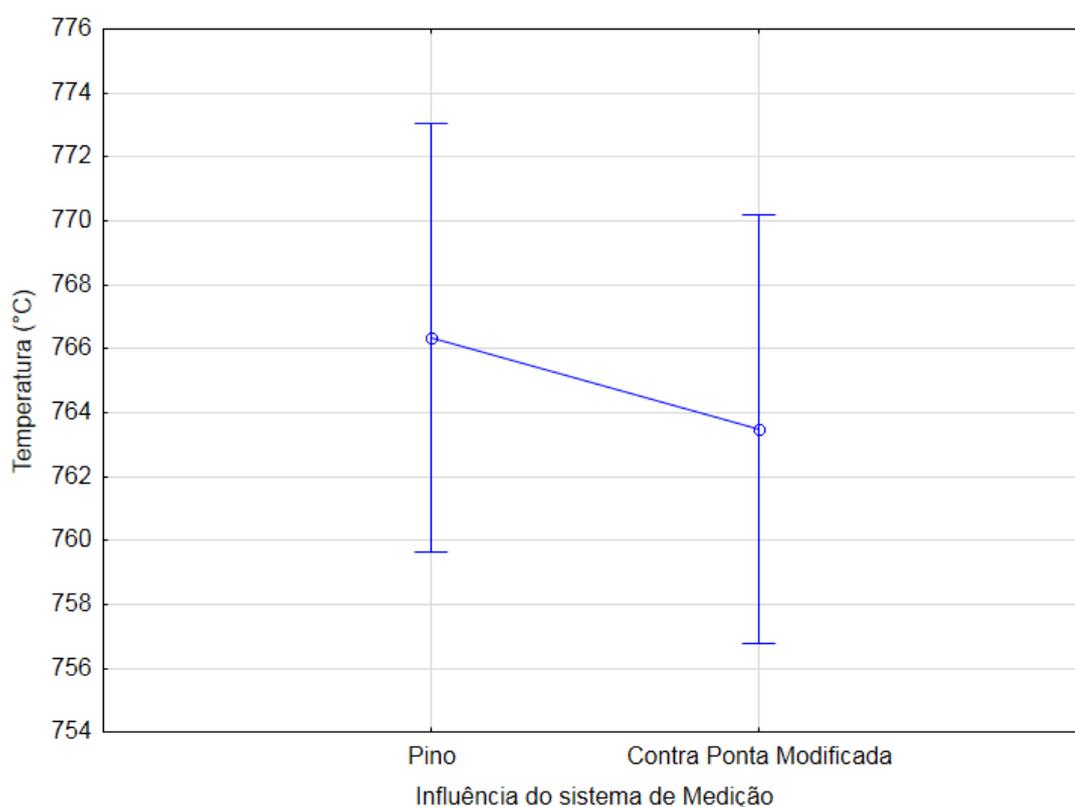


Figura 4.14 - Efeito do tipo de circuito sobre a temperatura de usinagem

Na figura 4.15 é mostrado o efeito do tipo de lubri-refrigeração. Nota-se que o MQL diminui a temperatura média em torno de 24 °C em relação a seco. Já na figura 4.16 é mostrado o efeito da velocidade de corte, sendo que quando a velocidade de corte foi aumentada de 40 para 60 m/min houve um aumento de 155 °C na média.

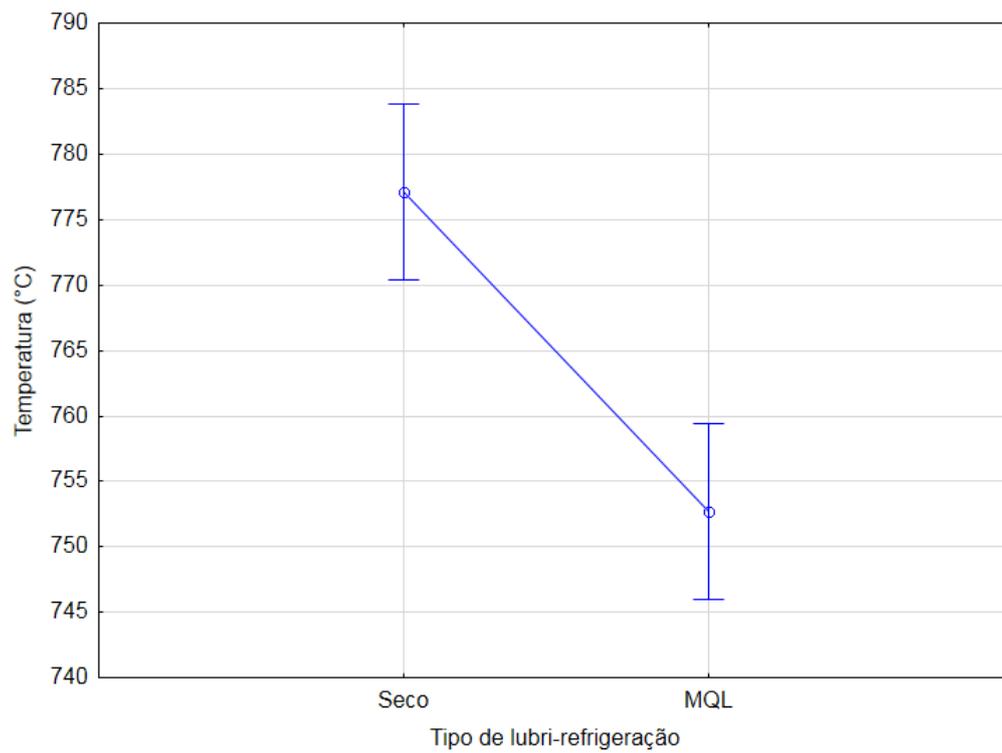


Figura 4.15 - Efeito do tipo de lubri-refrigeração sobre a temperatura de usinagem

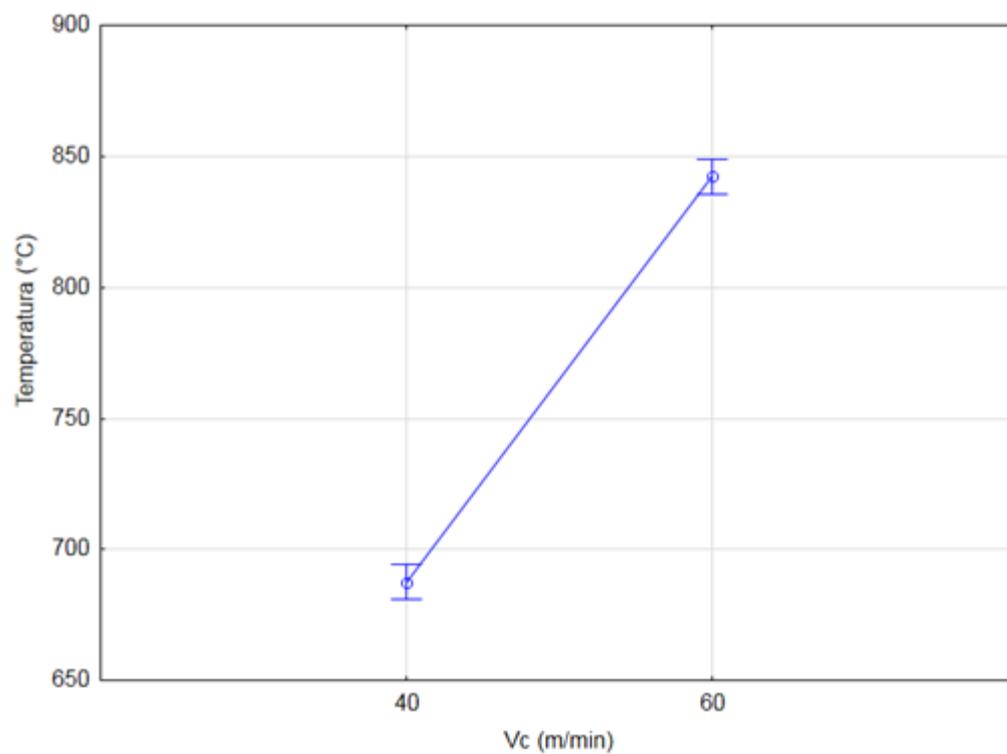


Figura 4.16 - Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura de usinagem

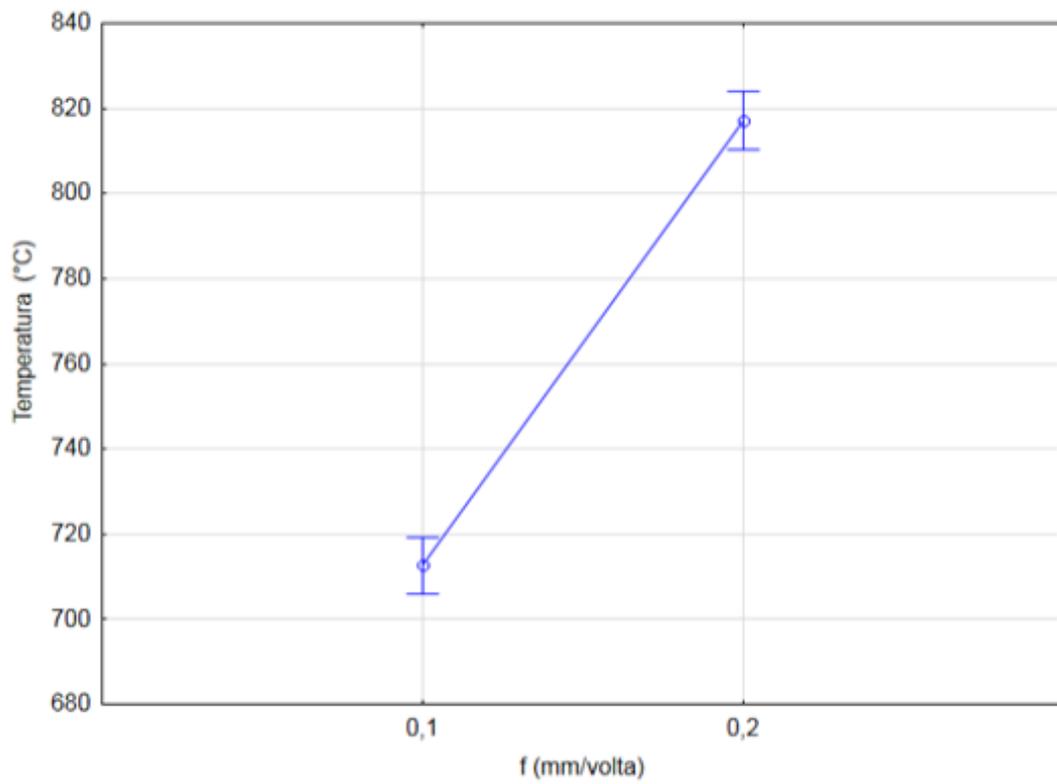


Figura 4.17 - Efeito do avanço sobre a temperatura de usinagem

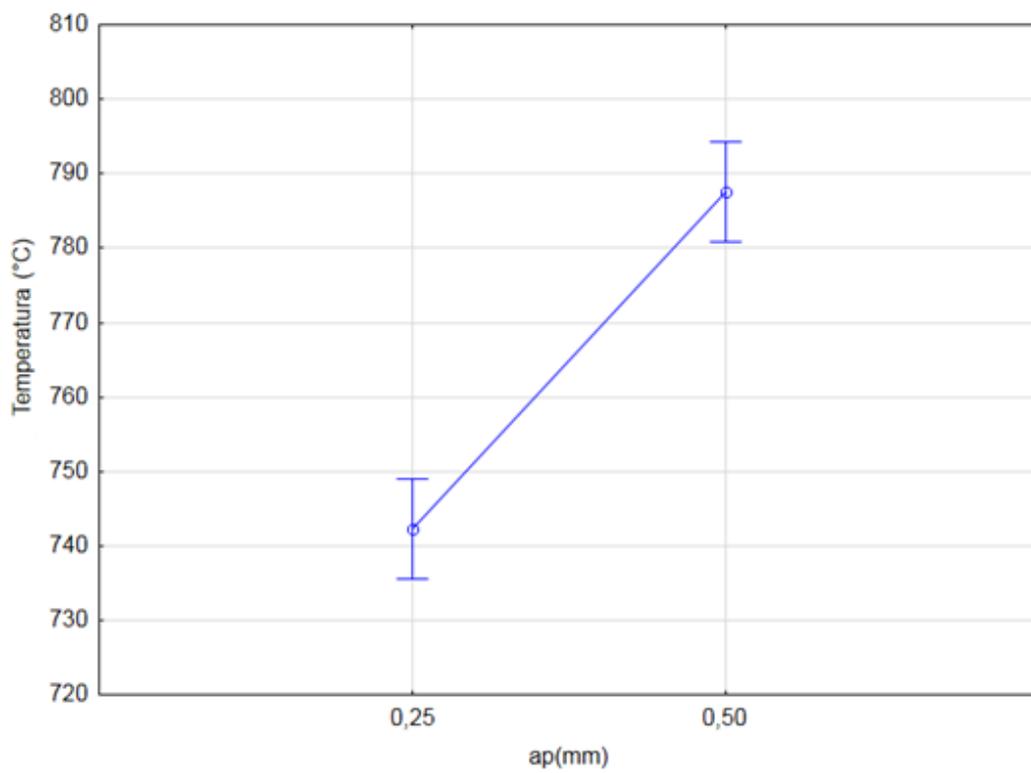


Figura 4.18 - Efeito da profundidade de corte sobre a temperatura de usinagem

Na figura 4.17 é mostrado o efeito do avanço sobre a temperatura de usinagem, tem-se um aumento da temperatura média em torno de 105 °C quando o avanço é aumentado de 0,1 para 0,2 mm/rot. Já a Figura 4.18 mostra o efeito da profundidade de corte, sendo que quando a profundidade de corte foi aumentada de 0,25 para 0,50 mm houve um aumento de 45 °C, sendo assim um fator bem menos relevante em comparação com o avanço e a velocidade de corte.

O efeito da interação entre avanço e profundidade de corte foi de aproximadamente 19 °C como pode ser visto na Figura 4.19.

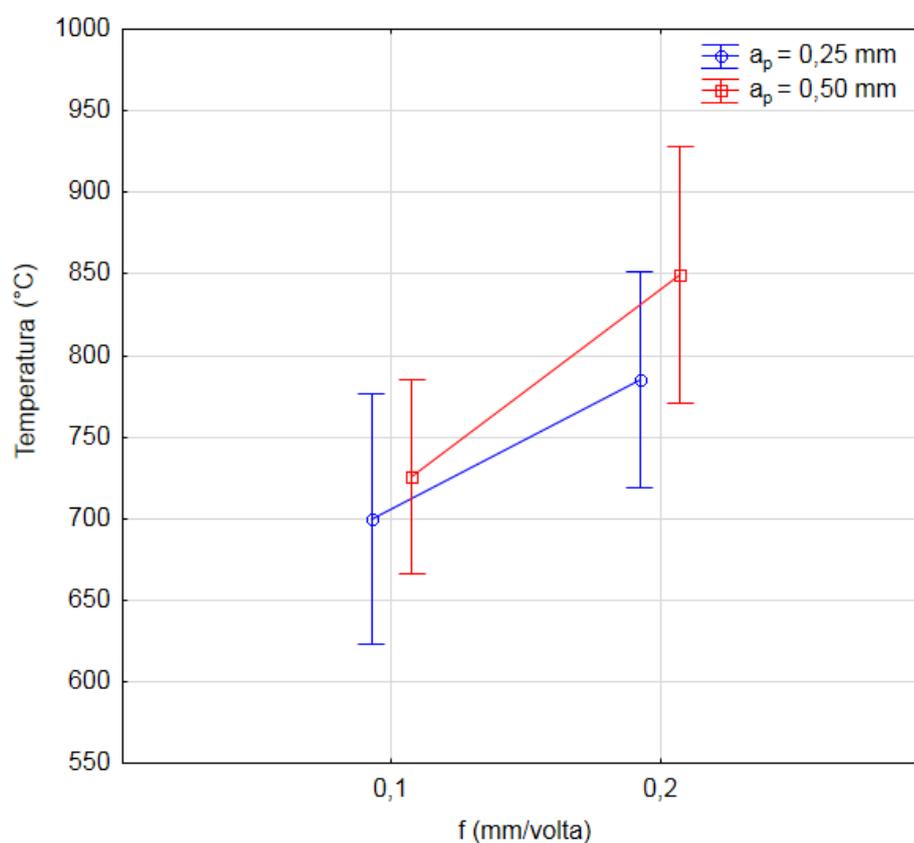


Figura 4.19 - Efeito da interação entre avanço e profundidade de corte sobre a temperatura de usinagem

Observa-se que as maiores temperaturas de corte ocorreram quando ambos os fatores estavam no nível maior ($a_p = 0,50$ mm e $f = 0,20$ mm/rot) e as menores temperaturas ocorreram quando o menor nível dos fatores ($a_p = 0,25$ mm e $f = 0,10$ mm/rot). Esse comportamento está de acordo com a literatura, pois há um significativo aumento da área da zona secundária de cisalhamento, que é dependente diretamente da profundidade de corte e do avanço. Tal fator

proporciona um aumento na taxa de geração de calor pois uma porção maior do material irá sofrer deformação plástica acarretando um aumento no calor transformado pelo processo.

Por último, é apresentado nas figuras 4.20 e 4.21 os gráficos de valores observados versus valores preditos e valores observados versus resíduos, respectivamente. Nota-se, por essas duas figuras, que o modelo estatístico aplicado mostrou boa representatividade dos resultados obtidos. Os pontos de dados observados estão próximos em relação à linha de regressão ajustada e os resíduos existentes estão na ordem de 10 °C, valor muito pequeno em comparação dos resultados de temperatura obtidos.

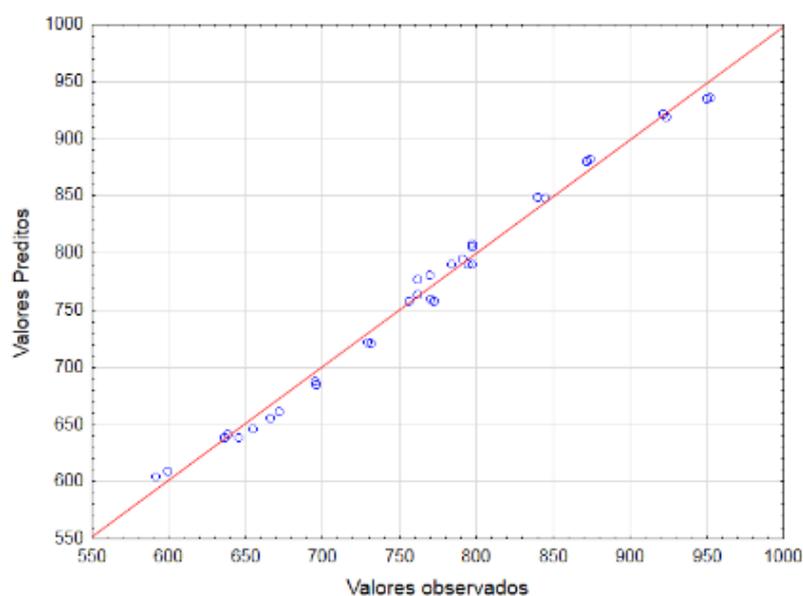


Figura 4.20 - Valores observados versus valores preditos

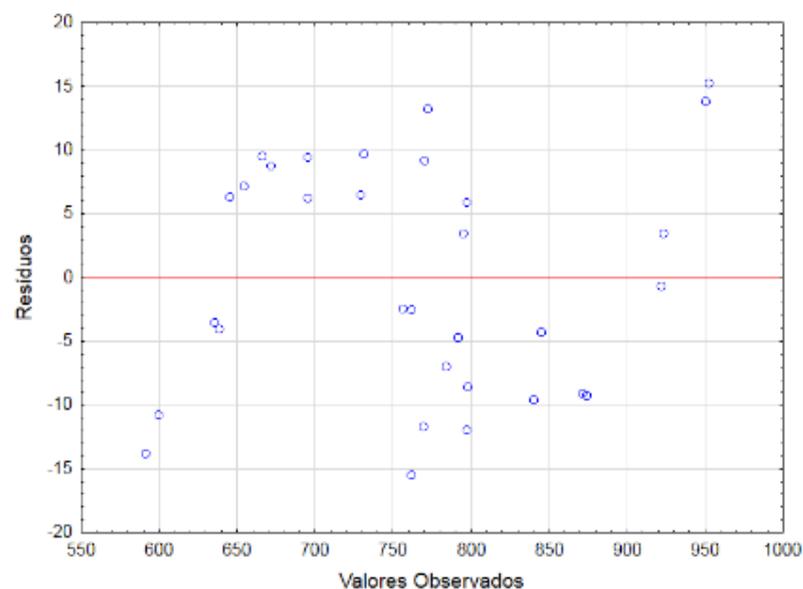


Figura 4.21 - Valores observados versus resíduos

4.2.2 Medição de força de corte

Os testes de força foram realizados com variação da velocidade de corte entre 20 e 70 m/min (Figura 4.22), avanço de 0,05 até 0,30 mm/rot (Figura 4.23) e profundidade de corte constante de 0,50 m.

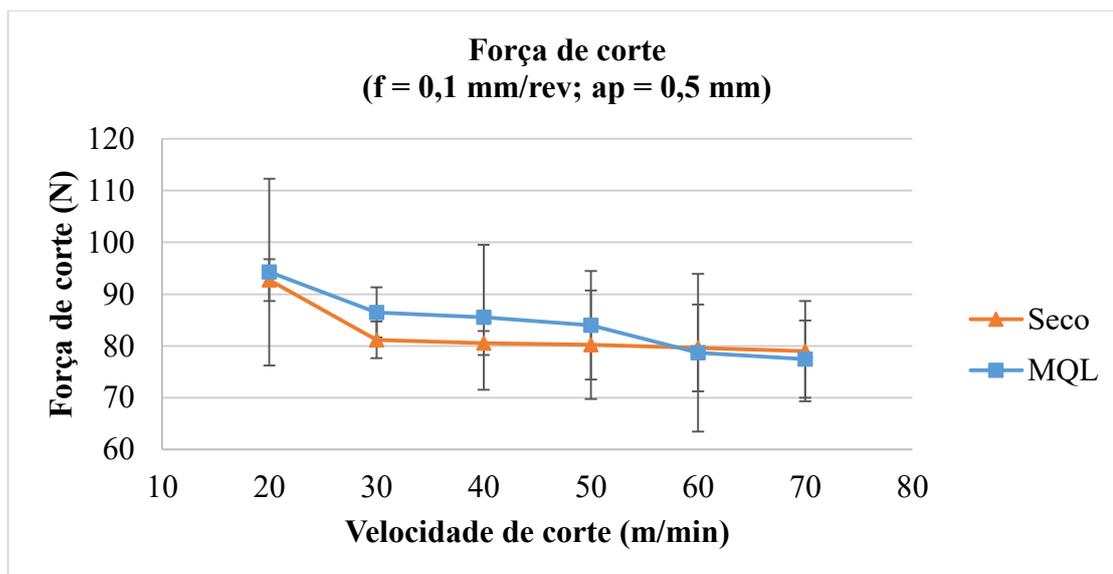


Figura 4.22 - Força de corte em função da velocidade de corte

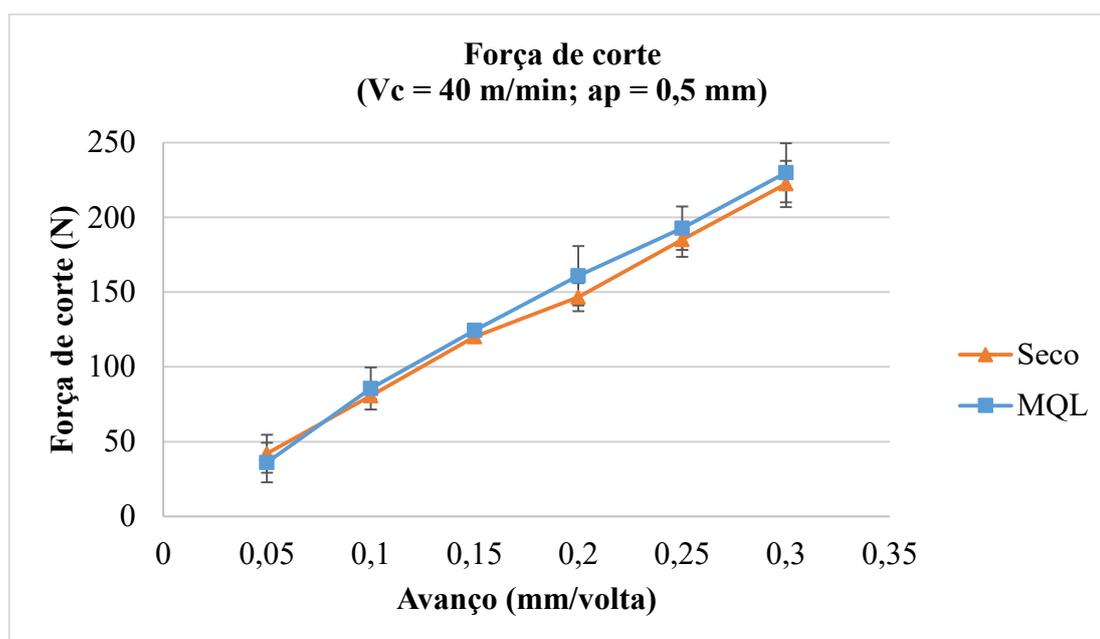


Figura 4.23 - Força de corte em função do avanço

Observa-se pela Figura 4.22 que o aumento da velocidade de corte proporciona uma ligeira redução dos valores das forças. Este comportamento está de acordo com a literatura (Trent e Wright (2000)) e é causado principalmente pelo fato do aumento da temperatura de usinagem que promove uma redução da tensão de cisalhamento do material usinado e pela ligeira redução na área de contato cavaco-ferramenta. Todavia, se comparado com outros materiais esta redução não é tão relevante, pois uma das principais características da liga de titânio Ti-6Al-4V é a alta resistência mecânica a altas temperaturas.

Já pela Figura 4.23 as maiores forças de corte ocorreram para os maiores valores de avanço. Esse comportamento está de acordo com a literatura, pois a força de corte é proporcional à seção transversal de corte A , definida diretamente pelo avanço e pela profundidade de corte (TRENT e WRIGHT, 2000; MACHADO *et al.*, 2011).

Nas tabelas 4.4 e 4.5 é mostrado os valores médios obtidos, os desvios padrões (DP) e a diferença entre as forças usando MQL e a seco variando a velocidade de corte e avanço, respectivamente.

Tabela 4.4 - Variação entre MQL e seco da força de corte variando a velocidade de corte

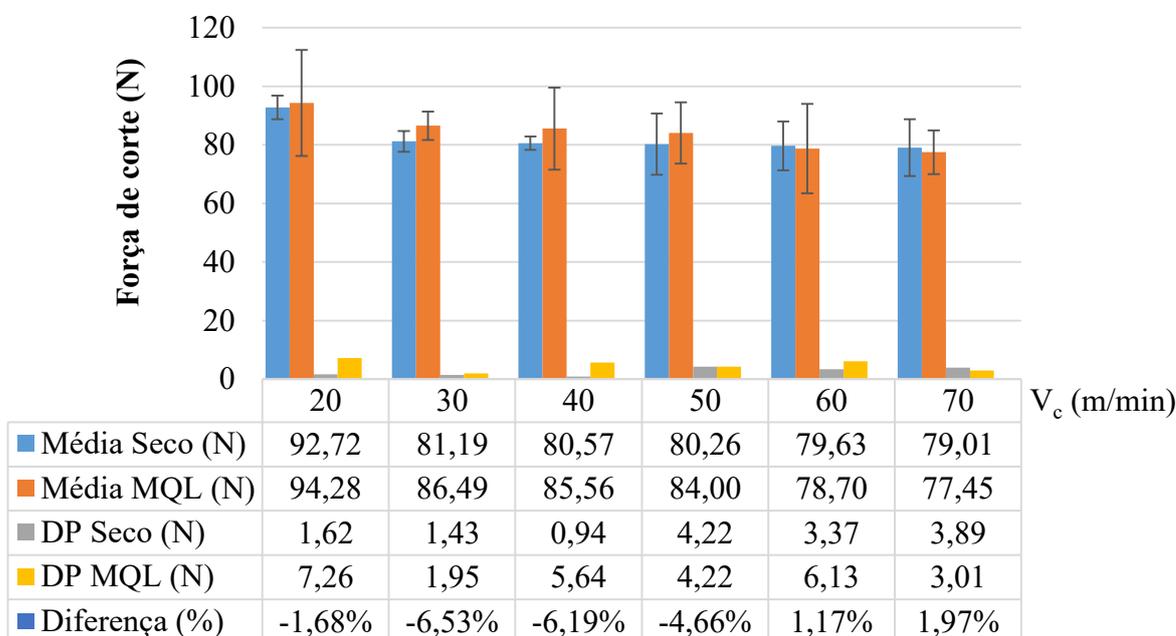
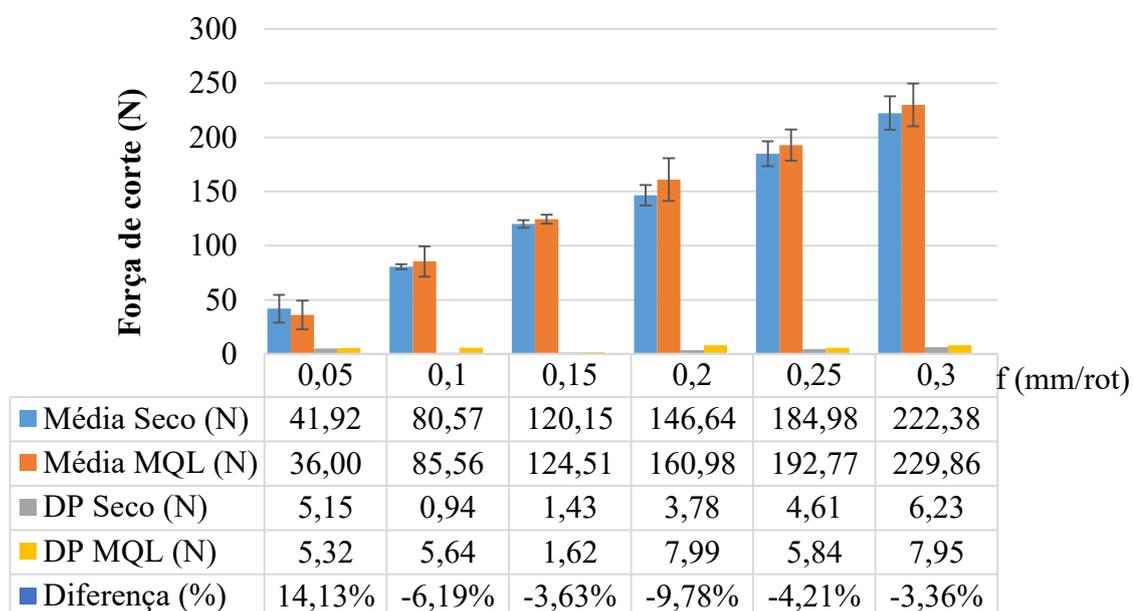


Tabela 4.5 - Variação entre MQL e seco da força de corte variando o avanço



Ao comparar a condição de usinagem a seco e MQL, pode-se notar que as forças de corte são ligeiramente maiores para a condição de com MQL. No entanto, é necessário uma avaliação estatística para confirmar o efeito do fluido nas forças. Assim, para entender melhor a influência do tipo de lubri-refrigeração foi plotado a média dos valores (Figura 4.24) e realizado uma análise de variância (Tabela 4.6), considerando somente o fator do tipo de lubri-refrigeração na força de corte.

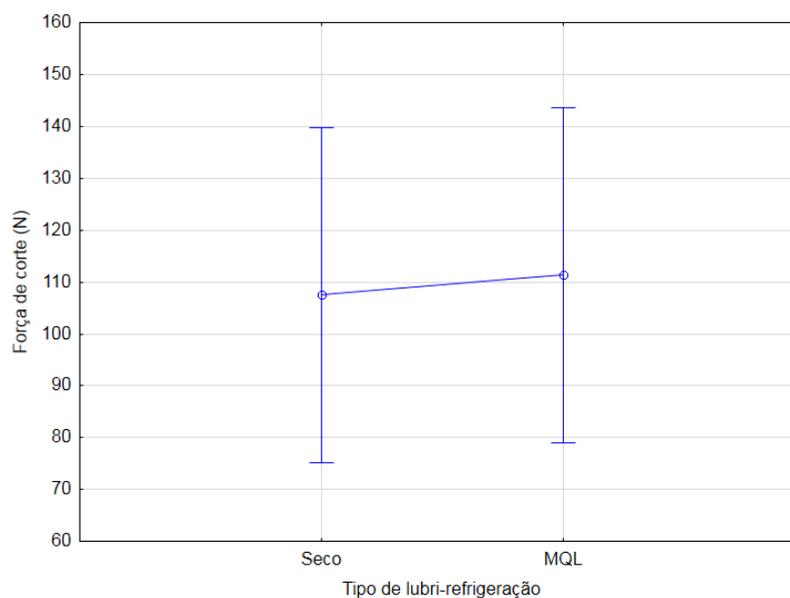


Figura 4.24 - Efeito do tipo de lubri-refrigeração na força de corte

Tabela 4.6 - ANOVA tipo de lubri-refrigeração

Fator	SQ	Grau de liberdade	Q.M	F	p
Média	287365	1	287365	98,668	0,000000
Tipo de lubri-refrigeração	89	1	89	0,030	0,863093
Erro	64074	22	2912		

Adotando-se um nível de significância de 5%, tem-se que o valor de “p” é bem maior que esse nível (0,863093), portanto conclui-se que não existe diferença significativa entre as duas condições de lubri-refrigeração avaliadas.

Se a ação do fluido de corte for de refrigeração, as forças podem aumentar. Quando o fluido lubrifica, as forças devem diminuir. Como obteve-se temperaturas maiores quando se utilizou MQL, seria esperado maiores forças de corte também. Os resultados sugerem que, apesar de não influenciar estatisticamente nas forças, o fluido influenciou as temperaturas. Isso pode sugerir que a temperatura média na interface, pode ser muito sensível a variações na interface. Mas isso precisa ser melhor investigado.

4.2.3 Análise dos tipos de cavacos gerados

Durante os ensaios de temperatura conforme a Tabela 3.3, foram obtidas 3 amostras de cavado gerados para cada condição de corte.

Os cavacos obtidos estão ilustrados nas Figuras 4.25, 4.26, 4.27, 4.28, 4.29, 4.30, variando a velocidade de corte entre 20 e 70 m/min, avanço entre 0,05 e 0,30 mm/rev, e profundidade de corte de 0,075 mm e 1,0 mm.

Os cavacos do ensaio variando a velocidade de corte demonstraram ter um formato helicoidal longo, com exceção para a velocidade de 30 m/min, onde o cavaco demonstrou ser curto.

No menor avanço ($f = 0,05$ mm/rev), o cavaco apresentou o formato helicoidal emaranhado, com o aumento do avanço nota-se a tendência do cavaco a se tornar helicoidal

longo. Já para os avanços de 0,25 e 0,30 mm/rev os cavacos gerados apresentaram o formato de arco solto.

Na menor profundidade de corte ($a_p = 0,075$ mm), o cavaco apresentou o formato em fita longo, com o aumento da profundidade de corte nota-se a tendência do cavaco se tornar um cavaco helicoidal longo. Somente para a maior profundidade de corte ($a_p = 1,0$ mm), o cavaco é helicoidal curto.

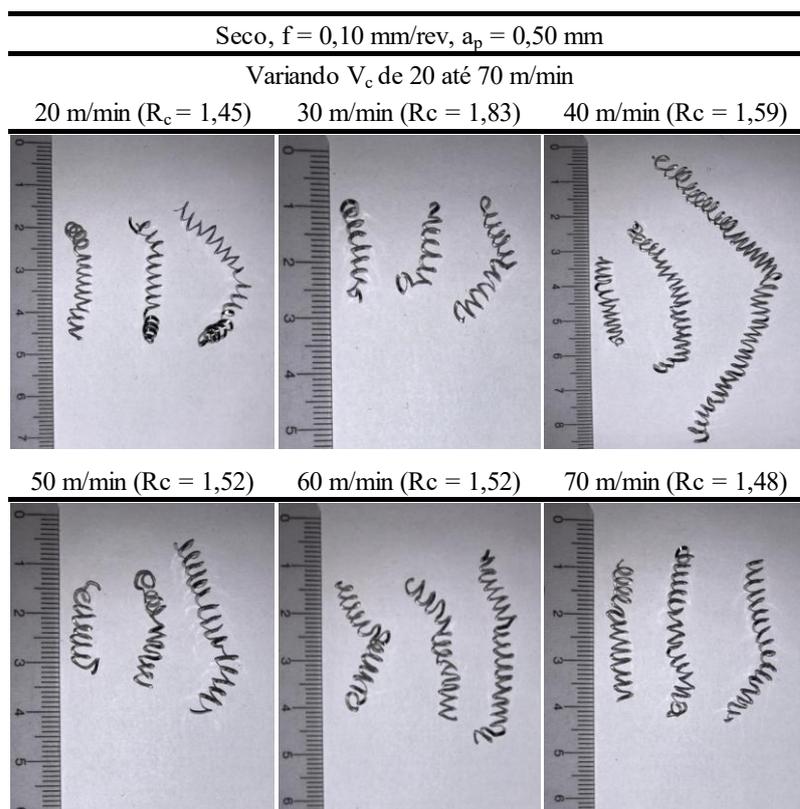


Figura 4.25 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando a velocidade de corte

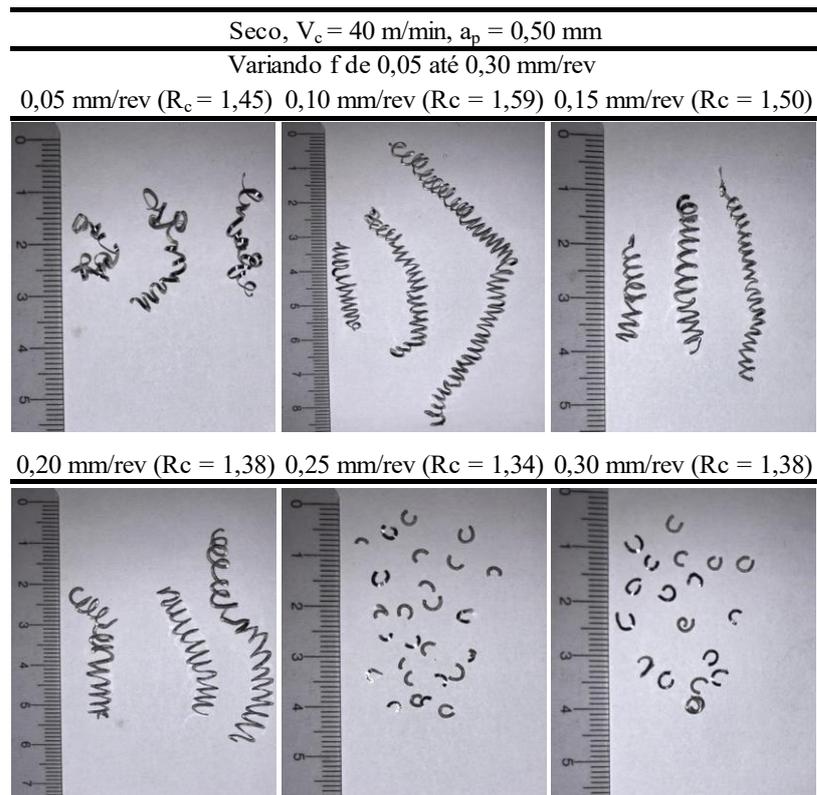


Figura 4.26 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando o avanço

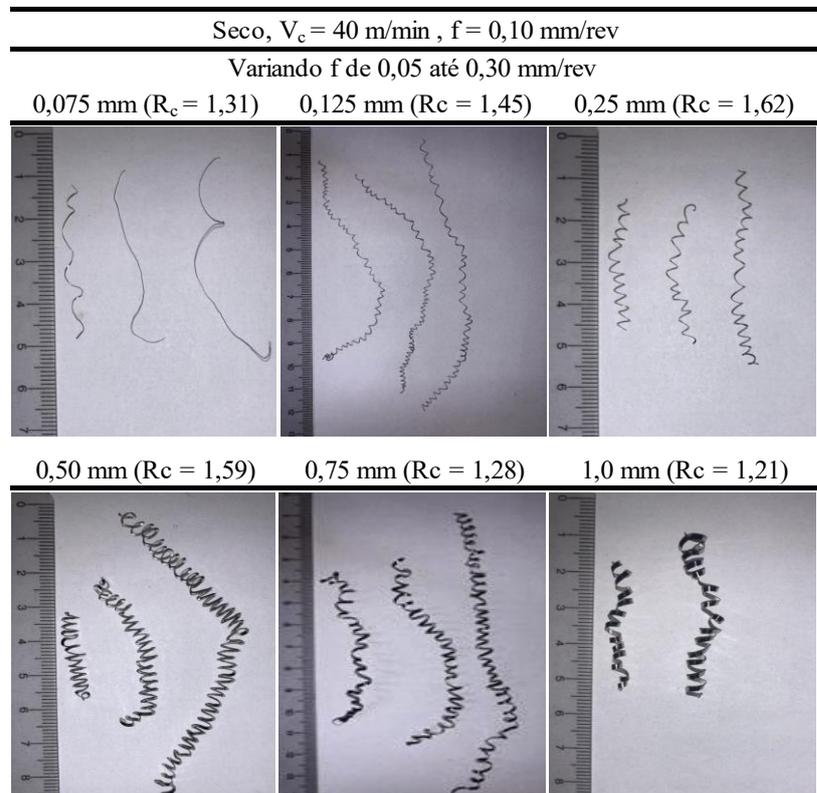


Figura 4.27 - Cavacos obtidos com usinagem a seco variando a profundidade de corte

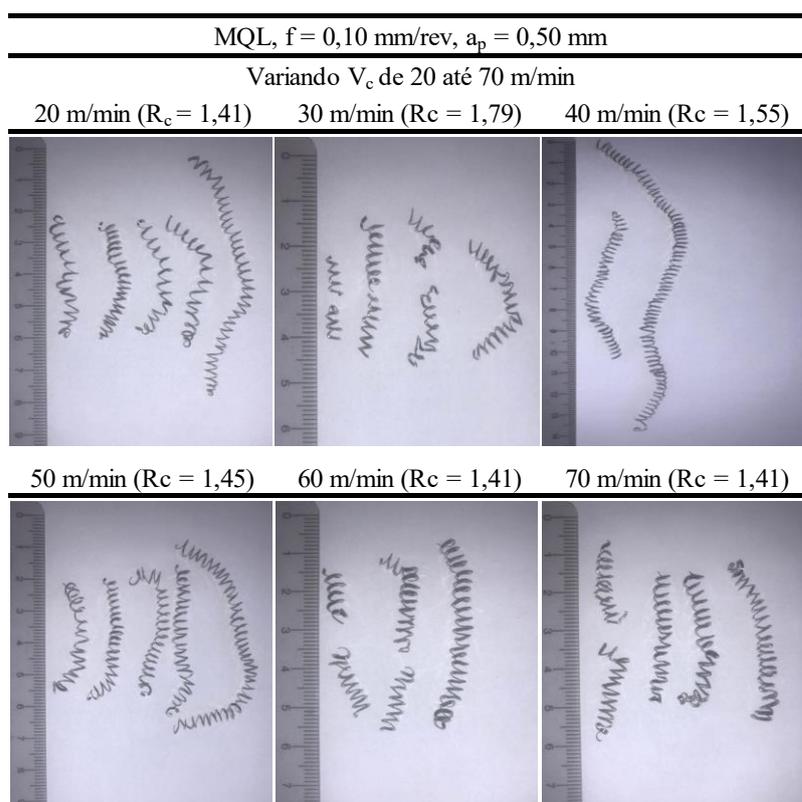


Figura 4.28 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando a velocidade de corte

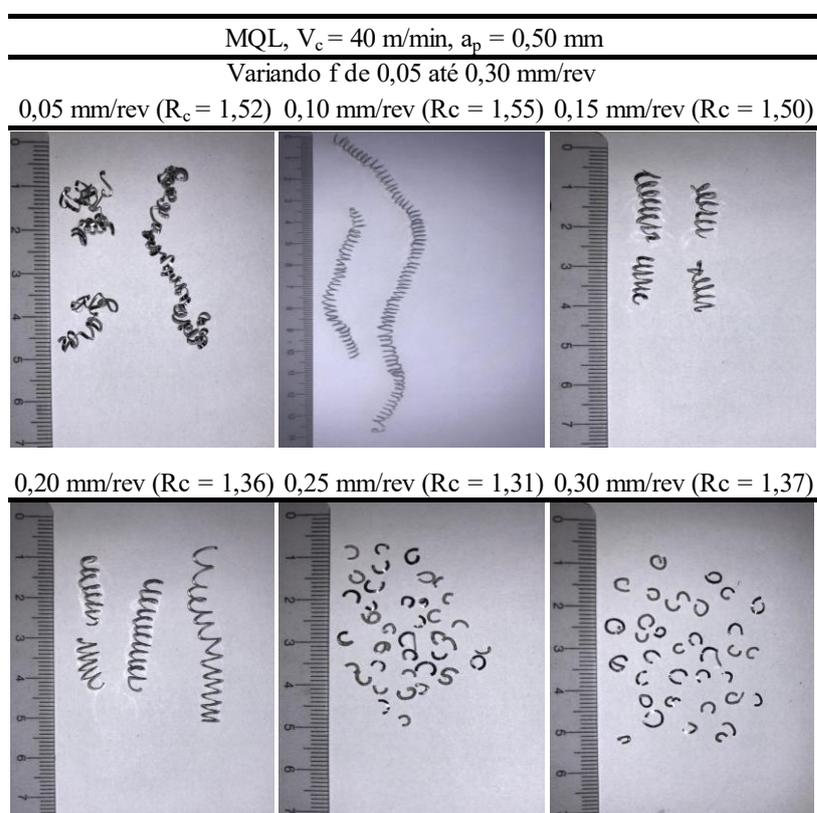


Figura 4.29 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando o avanço

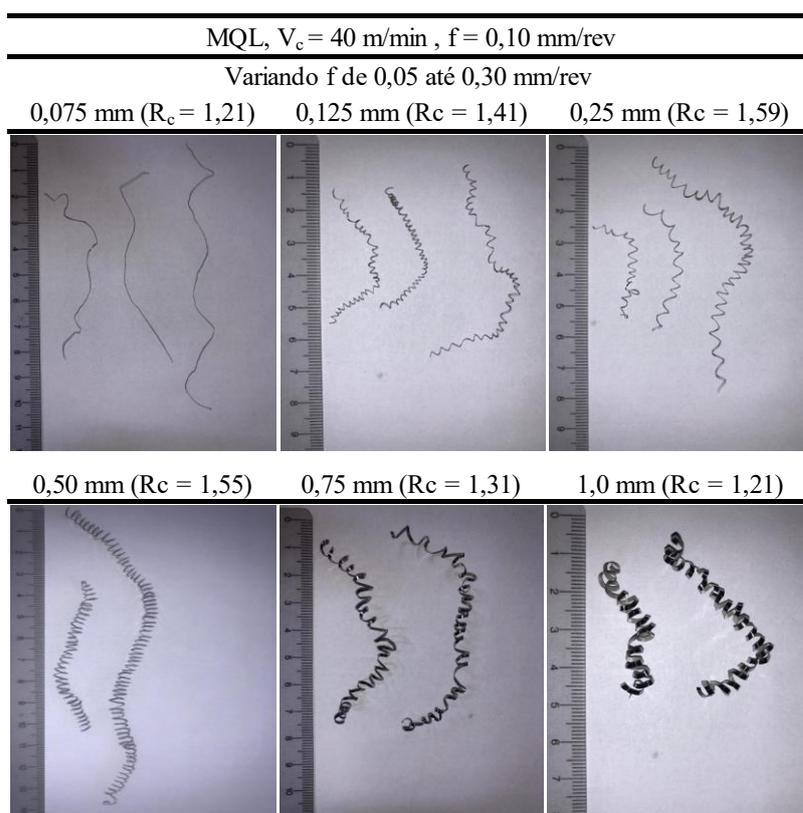


Figura 4.30 - Cavacos obtidos com usinagem com MQL variando a profundidade de corte

Considerando a Figura 4.31, tem-se um pico no valor do grau de recalque a 30 m/min, muito possivelmente devido a presença de aresta postiça de corte (APC). Porém com o aumento da velocidade nota-se a tendência de redução do valor do mesmo. O aumento da velocidade de corte geralmente tende a reduzir a deformação devido à maior velocidade com que o material passa pela zona de cisalhamento primário.

Analisando a Figura 4.32, o aumento do avanço tende a decair também o grau de recalque. Segundo Moura (2017), a pressão específica de corte decai com o aumento do avanço, diminuindo o grau de recalque, corroborando com os resultados obtidos neste trabalho.

O mesmo ocorre com a profundidade de corte (Figura 4.33), porém somente após a profundidade de 0,5 mm.

A usinagem utilizando MQL obteve para quase todas as condições de corte valores de R_c inferiores aos obtidos com a usinagem a seco.

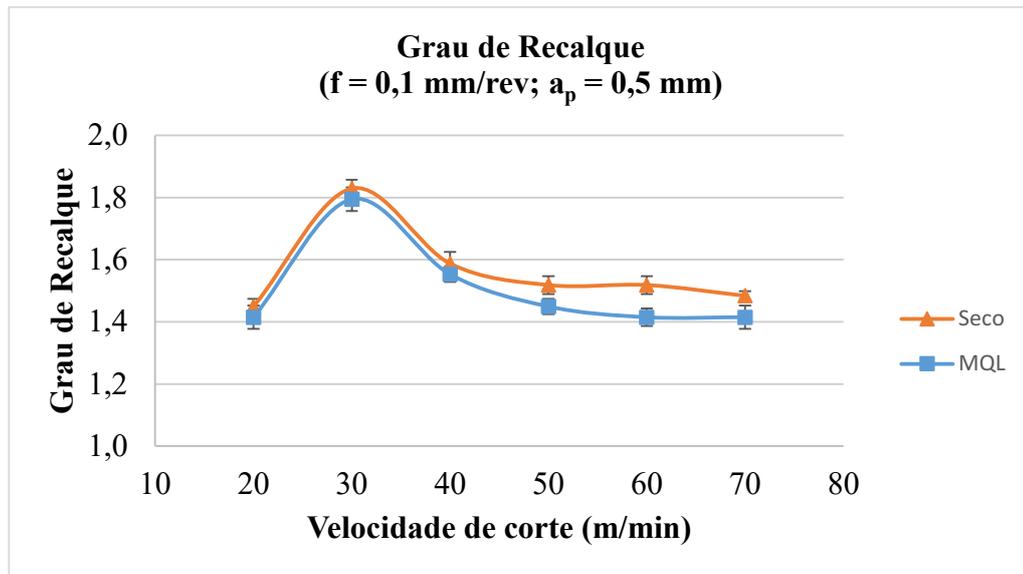


Figura 4.31 - Grau de recalque obtido variando a velocidade de corte

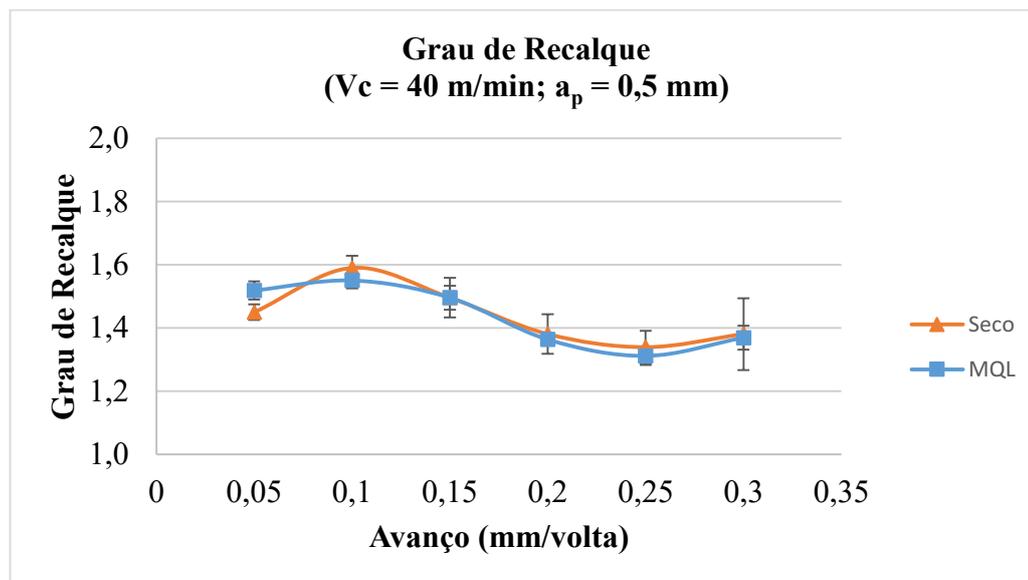


Figura 4.32 - Grau de recalque obtido variando o avanço

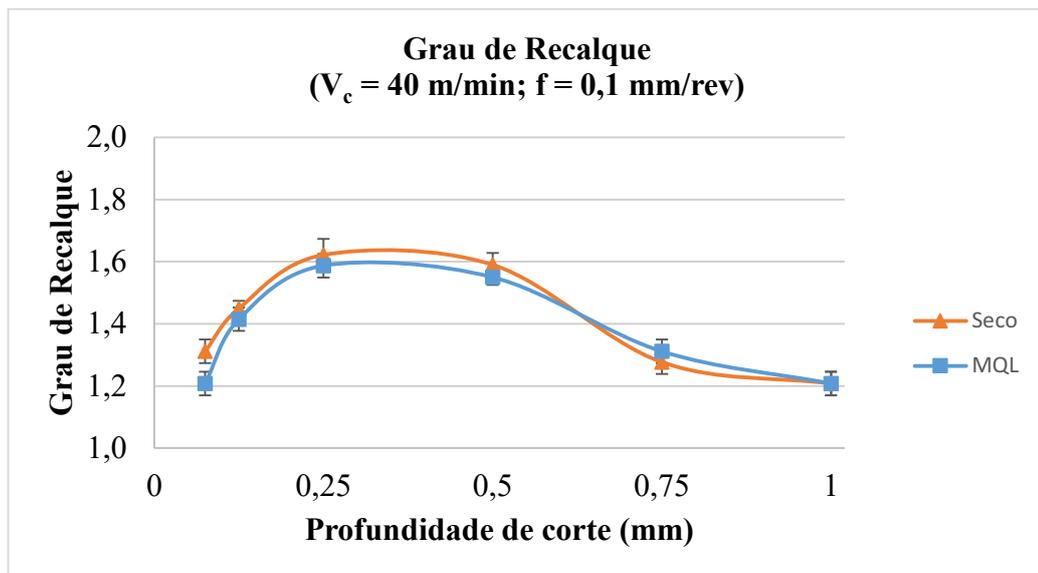


Figura 4.33 - Grau de recalque obtido variando a profundidade de corte

CAPÍTULO V

CONCLUSÕES E CONSIDERAÇÕES FINAIS

Ao finalizar o presente trabalho as seguintes conclusões podem ser deduzidas:

- O desenvolvimento do sistema calibração e medição de temperatura mostrou-se uma alternativa para realizar a medição da temperatura de corte neste trabalho. Além disso, o sistema já existente com a contra ponta modificada e o desenvolvido utilizando um pino de titânio mostraram ter resultados semelhantes.

- As calibrações realizadas neste trabalho demonstraram ter resultados semelhantes entre si, assim como as repetições dos resultados de temperatura de corte obtidos.

- A oxidação no metal duro mostrou ser um fator negativo na calibração a partir de 800 °C.

- A temperatura de corte demonstrou tender a aumentar conforme o aumento dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte) e a diminuir com a utilização do MQL no lugar do corte a seco.

- A força de corte demonstrou tender a aumentar com o aumento do avanço e a diminuir conforme o aumento da velocidade de corte. A condição de lubri-refrigeração não demonstrou ser um fator estatisticamente considerável.

- Percebe-se a tendência da diminuição do grau de recalque com o aumento dos parâmetros de corte (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte). A condição a seco demonstrou ter valores levemente maiores do que os obtidos a MQL.

PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Considerando os resultados obtidos são apresentadas as seguintes propostas para trabalhos futuros:

- A utilização de um forno que seja possível gerar um ambiente inerte, como o propósito de impedir a oxidação na barra de metal duro.

- A realização da calibração do sistema termopar ferramenta-peça utilizando outros elementos de aquecimento como aquecedor indutivo ou chama de maçarico a gás oxiacetileno, a fim de comparar os resultados.

- A utilização de outros sistemas de medição de temperatura como o método do termopar inserido e a câmara térmica para comparar com os resultados obtidos nesse trabalho.

- A investigação da influência da geometria da ferramenta de corte na temperatura de corte, variando assim os principais ângulos da ferramenta para o mesmo.

- A investigação da influência de outros parâmetros, como a profundidade de corte e a geometria da ferramenta, na força de corte.

- Analisar a microestrutura dos cavacos coletados.

- Desenvolver uma metodologia para realizar a calibração dinâmica do experimento.

- Considerar a análise dos sinais (AC e DC) e frequência para a temperatura de corte e correlacionar com outras variáveis de saída (desgaste, perda de revestimento, tipo e forma de cavaco).

CAPÍTULO VI

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABHANG, L. B.; HAMEEDULLAH, M. Chip-Tool Interface Temperature Prediction Model for Turning Process. **International Journal of Engineering Science and Technology**, v. 2, n. 4, p. 382–393, 2010.

[DOI: 10.1.1.189.634](https://doi.org/10.1.1.189.634)

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – **NBR 6163: Conceitos da técnica de usinagem – Geometria da cunha cortante – Terminologia**. Rio de Janeiro, 45p, 1980.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS – **NBR 6175: Processos mecânicos de usinagem**. Rio de Janeiro, 20p, 1971.

ABRÃO, A.M. **The Machining of Annealed and Hardened Steels Using Advanced Ceramic Cutting Tools**. 1995, p. 241. Ph.D. Thesis, The University of Birmingham.

AGAPIOU, J. S., STEPHENSON, D. A. Analytical and Experimental Studies of Drill Temperatures. **ASME. J. Eng. Ind.**, v. 116, p. 54-60, 1994.

<https://doi.org/10.1115/1.2901809>

ALLOY WIRE. Titanium Grade 5 / Ti-6Al-4V. Disponível em: <<https://www.alloywire.com.br/products/titanium-grade-5-6al4v/>>. Acesso em: 21 de julho de 2020.

ALVELID, B. Cutting Temperature Thermo-Electrical Measurements. **Annals of the CIRP**, v. XVIII, p. 547-554, 1970.

AKHIL, C. S. *et al.* Measurement of Cutting Temperature during Machining. **Journal of Mechanical and Civil Engineering**, v. 13, n. 2, p. 102–116, 2016.

[DOI: 10.9790/1684-130201108122](https://doi.org/10.9790/1684-130201108122)

ANKEM, S.; GREENE, C. A. Recent developments in microstructure/property relationships of beta titanium alloys. **Materials Science and Engineering**, v. 263, p.127-131, 1999.

[https://doi.org/10.1016/S0921-5093\(98\)01170-8](https://doi.org/10.1016/S0921-5093(98)01170-8)

ASTAKHOV, V. P.; DAVIM, J. P. **Machining fundamentals and recent advances**. Springer London, 2008.

<http://dx.doi.org/10.1007/978-1-84800-213-5>

ASTAKHOV, V. P. **Drills: Science and Technology of Advanced Operations**. 1.ed. Ed. CRC Press, Boca Raton, 2014. ISBN 9781466584341.

ASTM F1108. **Standard Specification for Ti-6Al-4V alloy casting for surgical implants**. p 1108-88, 1998.

BORCHARDT, I. G., GOMES, A. F. **Termometria Termoelétrica – Termopares**. Ed. Sagra S/A, Porto Alegre, 1979.

CAMPBELL, F. C. **Manufacturing Technology for Aerospace Structural Materials**. 1 ed. Elsevier Science, Great Britain, 616 p. 2006.

<https://doi.org/10.1016/B978-1-85617-495-4.X5000-8>

CHEN, W.C., TSAO, C.C., LIANG, P.W. Determination of temperature distribution on the rake face of cutting tools using a remote method. **International Communications in Heat and Mass Transfer**. v. 24, n. 2, p. 161–170, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0735-1933\(97\)00002-X](https://doi.org/10.1016/S0735-1933(97)00002-X)

CHILDS, T. H. C.; MAEKAWA, K.; OBIKAWA, T.; YAMANE, Y. **Metal Machining: Theory and Applications**. 1. ed. Woburn: Butterworth- Heinemann, p. 408, 2000.

<https://doi.org/10.1016/C2009-0-23990-0>

CHINCHANIKAR, SATISH; CHOUDHURY, S.K. Evaluation of Chip-tool Interface Temperature: Effect of Tool Coating and Cutting Parameters during Turning Hardened AISI 4340 Steel. **Procedia Materials Science**, v. 6, p. 996-1005, 2014.

<https://doi.org/10.1016/j.mspro.2014.07.170>

CIMM - Centro de Informação Metal Mecânica. Disponível em: <
http://www.cimm.com.br/portal/material_didatico/4812#.V5d8LWgrLIU. Acesso em: 22 de abril de 2020.

COELHO, R. T.; DA SILVA, E. J. **Temperatura na formação de cavacos e aplicação de fluidos de corte em usinagem**. Escola de Engenharia de São Carlos - EESC. Universidade de São Paulo - USP. Abril de 2018, 60 p.

COOK, N.H. **Chip Formation in Machining Titanium**. Proc. Symp. on Mac Grinding Titanium, Watertown Arsenal, Watertown 72, Massachussets, 31s March 1953, p. 1-7.

COSTA, I.S. **Medição de temperatura de usinagem em aços de corte fácil através do método do termopar ferramenta/peça**. 5 p., POSMEC, 2015, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, Brasil.

COSTA, I. S. **Machinability of low carbon free-machining leaded steel ABNT 12L14**. 2014. 131 f. Dissertação (Mestrado em Engenharias) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2014.

COUTO, A.A.; FALDINI, S.B.; ALMEIDA, G.F.C.; SEKERES, T.S.; KUNIOSHI, C.T.; MORCELLI, A.E.; LIMA, N.B. **Caracterização microestrutural da liga Ti-6Al-4V comercial utilizada como biomaterial**. In Proceedings of the 17^o CBECIMat, Foz do Iguaçu, Brazil, 15–19 November 2006; p. 4365–4376.

DA SILVA, M. A. **Investigação Experimental da Formação do Cavaco na Usinagem do Aço ABNT 1045 e do Ferro Fundido Nodular**. Dissertação (Mestrado), Universidade Federal de Uberlândia, 2008.

DA SILVA, M.B.; WALLBANK, J. Cutting temperature: prediction and measurement methods—a review. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 88, p. 195–202, 1999.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(98\)00395-1](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(98)00395-1)

DAVIM, J. P. **Machining**. London: Springer London, v.1, p. 362, 2008.

[DOI: 10.1007/978-1-84800-213-5](https://doi.org/10.1007/978-1-84800-213-5)

DIN 6584 (ENTWRF). **Kräfte und Leistungen**. Berlim, Beuthvertrieb GmbH, outubro, 1963.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. São Paulo, Artliber Editora, 2008, 6ª edição, 262p.

DONACHIE, M. J. **Titanium - a technical guide**. ASM International: Ohio. 1988.

[DOI: 10.1361/tatg2000p001](https://doi.org/10.1361/tatg2000p001)

FERNANDES, J. R. S., MACHADO, A. R. **Determinação da Influência do Comprimento de Contato Cavaco/Ferramenta na Temperatura de Corte**. Relatório de Iniciação Científica DIRPE nº 052/92.

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. 11. ed. SÃO PAULO: EDIGARD BLUCHER LTDA, 2003. 751p.

GROOVER, M. **Fundamentals of Modern Manufacturing: Materials, Processes and Systems**. 4. ed. New Jersey: Prentice-Hall, 2010.

INGRACI NETO, R. R. *et al.* **Predição Do Desgaste De Flanco No Torneamento Por Meio Da Análise Do Sinal Elétrico De Um Termopar Peça- Ferramenta Utilizando Wavelet E Redes Neurais**. 6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação. Anais...11 a 15 de abril de 2011, Caxias do Sul - RS, Brazil: 2011.

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**. 2013.

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren, Band 1: Drehen, Fräsen, Bohren**. 6ª edição. Berlin: Springer - Verlag, 1999.

[DOI: 10.1007/978-3-540-35834-3](https://doi.org/10.1007/978-3-540-35834-3)

JESUÍNO GA, RIBEIRO LMF, NAKAZATO RZ, CODARO EN, O. HEIN LR. Propriedades mecânicas e resistência à corrosão da liga Ti-4Al-4V obtida da reciclagem da liga Ti-6Al-4V. **Materials Research**, v. 4, n. 2, p. 63-69, 2001.

<https://doi.org/10.1590/S1516-14392001000200004>

KAMINISE, A.K. **Estudo da Influência do Material do Porta-ferramenta sobre as Temperaturas de Usinagem no Torneamento**. 2012, 105 f., Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

KAMINISE, A. K.; GUIMARÃES, G.; DA SILVA, M. B. Development of a tool-work thermocouple calibration system with physical compensation to study the influence of tool-holder material on cutting temperature in machining. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 73, p. 735–747, 2014.

[DOI: 10.1007/s00170-014-5898-0](https://doi.org/10.1007/s00170-014-5898-0)

KATO, S., YAMAGUCHI, K., WATANABE, Y., HIRAIWA, Y. Measurement of Temperature Distribution within Tool Using Powders of Constant Melting Point. **Journal of Engineering for Industry**, v. 98, n. 2, p. 607-613, 1976.

<https://doi.org/10.1115/1.3438946>

KALDOR, S.; MALKIN, S. A common denominator for optimal cutting tool geometry. **CIRP Annals**, v. 35, n. 1, p. 41-44, 1986.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)61834-4](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)61834-4)

KITAGAWA, T., KUBO, A., MAEKAWA, K. Temperature and wear of cutting tools in high speed machining of Inconel 718 and Ti-6Al-6V-2Sn. **Wear**, v. 202, p. 142–148, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(96\)07255-9](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(96)07255-9)

KLOCKE, F. **Manufacturing Processes 1: Cutting**. RWTH Ed. Alemanha: Springer, 2011.
[DOI: 10.1007/978-3-642-11979-8](https://doi.org/10.1007/978-3-642-11979-8)

KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren, Band 1: Drehen, Fräsen, Bohren**. 8. ed.
Berlin: Springer Verlag, p. 547, 2008.
<https://doi.org/10.1007/978-3-540-35834-3>

KOMANDURI, R. **Tool materials**. Kirk-Othmer Encyclopedia of Chemical Technology. New York: John Wiley & Sons v. 24, p. 390-455, 1997.

LIN, J., LEE, S.L., WENG, C. I. Estimation of Cutting Temperature in High Speed Machining.
Journal of Engineering Material and Technology, v. 114, p. 289-296, 1992.
[DOI: 10.1115/1.2904175](https://doi.org/10.1115/1.2904175)

LIN, JEHNMING, LIU, CHANG-YI. Measurement of cutting tool temperature by an infrared pyrometer. **Measurement Science and Technology**, v. 12, n. 8, p. 1243–1249, 2001.
[DOI: 10.1088/0957-0233/12/8/335](https://doi.org/10.1088/0957-0233/12/8/335)

LUCHESE, V.L. **Estudo teórico da condução de calor e desenvolvimento de um sistema para a avaliação de fluidos de corte em usinagem**. 2011. 250 f. Tese de Doutorado – Universidade de São Paulo, São Carlos/SP.

MACHADO, A.R. **Machining of Ti6Al4V and Inconel 901 with a High Pressure Coolant System**. 1990. Tese de PHD – University of Warwick, England.

MACHADO, Á. R.; DA SILVA, M. B. **Usinagem dos Metais**. Laboratório de Ensino e Pesquisa em Usinagem. Faculdade de Engenharia Mecânica. Universidade Federal de Uberlândia. Versão 8. Abril de 2004, 257p.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blucher, 1ª Edição, 2009, 371p.

MACHADO, Á. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO, R. T.; DA SILVA, M. B. **Teoria da Usinagem dos Materiais**. São Paulo: Blucher, 2ª Edição, 2011, 397p.

MACHADO, A.R., WALLBANK, J. The effect of extremely low lubricant volumes in machining. **Wear**, v. 210, p. 76-82, 1997.

[https://doi.org/10.1016/S0043-1648\(97\)00059-8](https://doi.org/10.1016/S0043-1648(97)00059-8)

MACHADO, Á. R.; WALLBANK, J. Machining of titanium and its alloys: A review. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers**, v. 204, n. 1, p. 53-60, 1990.

https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1990_204_047_02

MACHINING DATA HANDBOOK, 5. ed, 1985.

MEDEIROS, G.P. **Parâmetros de Corte**. 2016. Disponível em <https://docente.ifsc.edu.br/gianpaulo.medeiros/MaterialDidatico/Processos%20de%20Fabrica%C3%A7%C3%A3o%20I/Usinagem/Aula%205/Parametros_de_corte.pdf>. Acesso em 20 de julho de 2020.

MELO, A. C. A. **Estimação da Temperatura de Corte Utilizando Problemas Inversos em Condução de Calor**. 1998, Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

METALS HANDBOOK. Machining, vol. 16. ASM, 1989.

MITSUBISHI. Mitsubishi Materials Ferramentas de Corte, 2013.

MITSUBISHI MATERIALS. Classes para torneamento / Campos de aplicação. Disponível em <http://www.mmbrcarbide.com.br/technical_information/tec_turning_tools/tec_turning_insert/tec_turning_grads/tec_turning_grades_range/>. Acesso em: 20 de julho de 2020.

MOODY, N.R.; GARRISON JR., W.M.; SMUGERESKY, J.E.; COSTA, J.E. **Microstructure, Fracture Toughness, and Fatigue Crack Growth Rate in Titanium Alloys**, A.K. Chakrabarti and J.C. Chesnutt, eds., TMS-AIME, Warrendale, PA, 1987.

MOREIRA, M. R. V. *et al.* **Torneamento da liga Ti6Al4V**. O mundo da usinagem, São Paulo, v. 20, n. 4, p.16-19,2004.

MOURA, R.R. **Usinagem da liga Ti6Al4V com aplicação de lubrificantes sólidos no torneamento**. 2017. 131 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

<http://dx.doi.org/10.14393/ufu.te.2017.88>

MOURA, R. R.; MACHADO, A. R.; SILVA, M. B. The Effect of Application of Cutting Fluid with Solid Lubricant in suspension during cutting of Ti-6Al-4V alloy. **WEAR**, v. 332-333, p. 762-771, 2015.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2015.02.051>

NAVES, V. T. G. **Usinagem do aço inoxidável austenístico ABNT 316 UF com aplicação de fluido de corte a alta pressão**. 2013, Tese de Doutorado, Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia.

PASTOR, H. **Present status and development of tool materials. Part I – Cutting tools**. International Journal of Refractory and Hard Metals, v. 6, n. 4, dezembro 1987, p. 196-209.

PRAMANIK, A.; LITTLEFAIR, G. Machining Of Titanium Alloy (Ti-6al-4v) —Theory To Application. **Machining Science And Technology**, v. 19, v. 1, p. 1–49, 2015.

[DOI: 10.1080/10910344.2014.991031](https://doi.org/10.1080/10910344.2014.991031)

PETERS, M.; HEMPTENMACHERET J.; KUMPFERT, J.; LEYENS, C. Structure and Properties of Titanium and Titanium Alloys. **Titanium and Titanium Alloys: Fundamentals and Applications**, v. 1, p. 1-36, 2003.

<https://doi.org/10.1002/3527602119.ch1>

REIS, A. M. **Influência do ângulo de posição secundário da ferramenta, raio da ponta e lubrificação na usinagem em presença de aresta postiça de corte**. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Uberlândia, MG, 2000.

REIS, R. **Estudo da influência da geometria da cunha da ferramenta de aço rápido na usinagem do aço ABNT 1045 em diferentes condições lubri-refrigerantes**. 2015. 121 f. Dissertação (Mestrado em Engenharias) - Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 2015.

RIBEIRO, J. L. S.; ABRÃO, A. M.; SALES, W. F. **Forças de usinagem no fresamento de aços para matrizes**. In: 16 POSMEC- Simpósio de Pós-graduação em Engenharia Mecânica, 2006, Uberlândia. Anais do 16 POSMEC, 2006.

RODRIGUES, A. R. **Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte**. 174 f. Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos, São Carlos, 2005.

RODRIGUEZ, J; MUNOZ-ESCALONA, P; CASSIER, Z. Influence of cutting parameters and material properties on cutting temperature when turning stainless steel. **Rev. Fac. Ing. UCV**, Caracas , v. 26, n. 1, p. 71-80, março, 2011 .

SANTOS, M. C. *et al.* Development and application of a temperature measurement device using the tool-workpiece thermocouple method in turning at high cutting speeds. **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 89, n. 5–8, p. 2287–2298, 2017.

[DOI: 10.1007/s00170-016-9281-1](https://doi.org/10.1007/s00170-016-9281-1)

SANTOS, S. C; SALES, W. F. **Aspectos Tribológicos da Usinagem dos Materiais**. 1. ed. São Paulo : Artliber Ltda., 2007.

SHAW, M. C. **Metal Cutting Principles**. Great Britain. Claredon Press. 2005.

STEMMER, C. E. **Ferramentas de corte I**. 2ª ed. Florianópolis: Editora da UFSC, 2001.

STEPHENSON, D. A. Assessment of Steady State Metal Cutting Temperature Models Based on Simultaneous Infrared and Thermocouple Data. **Journal of Engineering for Industry**, v. 113, n. 2, pp. 121-128, 1991.

<https://doi.org/10.1115/1.2899668>

STEPHENSON, D. A., AGAPIOU, J. S., **Metal Cutting Theory and Practice**, 2nd edition, London, Taylor and Francis Group, 2006, 846p.

SUTTER, G.; FAURE, L.; MOLINARI, A. N; RANC, V. PINA. 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.

[https://doi.org/10.1016/S0890-6955\(03\)00037-3](https://doi.org/10.1016/S0890-6955(03)00037-3)

THORTON, P. A.; COLANGELO, V. J. **Fundamentals of Engineering Materials**. Prentice Hall. 1985.

TRENT, E. M., **Metal cutting**, 2^o Ed, Butterworths, London, 1984.

<https://doi.org/10.1080/00207548408942509>

TRENT, E. M., WRIGHT, P. K. **Metal Cutting**. 4th edition, Butterworth – Heinemann, USA, 2000.

[DOI: 10.2298/SOS0401054U](https://doi.org/10.2298/SOS0401054U)

VENUGOPAL, K.A., PAUL, S., CHATTOPADHYAY, A.B. Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy undercryogenic cooling. **Wear**, v. 262, n. 9-10, p. 1071-1078, 2007.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2006.11.010>

WANG, Z. G.; RAHMAN, M.; WONG, Y. S. Tool wear characteristics of binderless CBN tools used in high-speed milling of titanium alloys. **Wear**, v. 258, p. 752-758, 2005.

<https://doi.org/10.1016/j.wear.2004.09.066>

WERTHEIM, R.; SATRAN, A.; BER, A. Modifications of the edge geometry and chip formation in milling. **CIRP Annals**, v. 43, p. 63-68, 1994.

[https://doi.org/10.1016/S0007-8506\(07\)62165-9](https://doi.org/10.1016/S0007-8506(07)62165-9)

YEN, D. W., P. K., WRIGHT. A remote Temperature Sensing Technique for Estimating the Cutting Interface Temperature. **Journal for Engineering for Industry**, v. 108, n. 4, p. 252-263, 1986.

<https://doi.org/10.1115/1.3187075>

YEN, Y. C.; JAIN, A.; ALTAN, T. A finite element analysis of orthogonal machining using different tool edge geometries. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 146, p. 72-81, 2004.

[https://doi.org/10.1016/S0924-0136\(03\)00846-X](https://doi.org/10.1016/S0924-0136(03)00846-X)