

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Estudo do acabamento superficial no fresamento de
faceamento do aço ABNT 1045 utilizando pastilha com
geometria alisadora**

José Veríssimo Ribeiro de Toledo

Itajubá, 09 de Julho de 2015

UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO
EM ENGENHARIA MECÂNICA

José Veríssimo Ribeiro de Toledo

**Estudo do acabamento superficial no fresamento de
faceamento do aço ABNT 1045 utilizando pastilha com
geometria alisadora**

**Dissertação submetida ao Programa de Pós-
Graduação em Engenharia Mecânica como
parte dos requisitos para obtenção do Título de
Mestre em ciências em Engenharia Mecânica.**

Área de concentração: Projeto e Fabricação

Orientador: Prof. Dr. João Roberto Ferreira

**Co-orientador: Prof. Dr. Sebastião Simões
Cunha Júnior**

**Julho de 2015
Itajubá – MG**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

José Veríssimo Ribeiro de Toledo

**Estudo do acabamento superficial no fresamento de
faceamento do aço ABNT 1045 utilizando pastilha com
geometria alisadora**

Dissertação aprovada por banca
examinadora em 09 de Julho de 2015,
conferindo ao autor o título de **Mestre em
Ciências em Engenharia Mecânica.**

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz - UNICAMP

Prof. Dr. Edmilson Otoni Corrêa – UNIFEI

Prof. Dr. Sebastião Simões Cunha Júnior – UNIFEI

Prof. Dr. João Roberto Ferreira - UNIFEI

Itajubá – MG

2015

Dedicatória

Dedico este trabalho: À minha esposa Valdinéia, ao meu filho José Veríssimo Júnior, a todas as pessoas que estiveram presentes nesta jornada comigo e especialmente a Deus.

Agradecimentos

Agradeço, primeiramente, a Deus e Nossa Senhora da Piedade por fazerem parte da minha vida, abençoando-me com a força, a sabedoria e a persistência necessárias para o alcance dos meus objetivos.

A minha esposa Valdinéia e ao meu filho José Veríssimo Júnior, pela compreensão, participação e incentivo para a realização deste sonho.

Aos meus pais, Elyzeu Domingos de Toledo e Mércia Nazareth Ribeiro de Toledo, pela educação e pelo exemplo de vida e de seres humanos.

Ao Prof. Dr. João Roberto Ferreira que me transmite seus conhecimentos desde a época que iniciei meus trabalhos ao seu lado na UNIFEI e que sempre confiou em mim, me incentivou, pelas oportunidades, por despertar em mim a paixão pela pesquisa, pelos conselhos valiosíssimos e acima de tudo, pelo presente do tema proposto que me deixou sempre motivado.

Ao Prof. Dr. Sebastião Simões Cunha Júnior, pela co-orientação, pela paciência e importantes contribuições no desenvolvimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz pela valiosa orientação e conselhos ao longo do trabalho, a presteza, paciência, oportunidades e por aceitar a co-orientação com o estudo em andamento.

Ao amigo e funcionário do laboratório de Automação da Manufatura - LAM da UNIFEI, Emerson Barsottini, pelo convívio nesses dois anos, pelo apoio imprescindível na realização dos ensaios na captação dos sinais de vibrações, sem o qual este trabalho não poderia ser realizado e pela ajuda nas atividades de laboratório.

À Universidade Federal de Itajubá – UNIFEI e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica, por proporcionarem esta oportunidade de aperfeiçoamento.

A todos os Professores do Programa de Mestrado em Engenharia Mecânica da UNIFEI, em especial ao Profº Dr. Gilbert Silva, pela formação e conhecimento adquirido.

À CNPQ, CAPES e FAPEMIG pelos recursos disponibilizados para realização deste trabalho.

Finalmente a todos aqueles que torceram pelo meu sucesso, os quais guardarei na lembrança os momentos que estivemos juntos.

“ Seja você quem for, seja qual for sua posição social, tenha sempre como meta muita força, muita determinação e sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus, que um dia você chega lá. De alguma maneira você chega lá.”

(Ayrton Senna)

Resumo

TOLEDO, J. V. R. *Estudo do Acabamento Superficial no Fresamento de Faceamento do Aço ABNT 1045 com Ferramenta Alisadora*. 2015. 100 p. Dissertação (Mestrado em Projeto e Fabricação) – Instituto de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Itajubá.

Nos últimos anos o crescente avanço tecnológico na indústria metal mecânica possibilitou o desenvolvimento de novas ferramentas e processos de usinagem, que garantem uma elevada qualidade da peça usinada e longa vida da ferramenta. Dentre os processos de usinagem existentes, o fresamento tem sido muito utilizado principalmente no acabamento de peças e componentes do setor automotivo. Sabe-se que a superfície das peças usinadas por fresamento em acabamento, quando observadas em detalhes, apresentam irregularidades provocadas por sulcos ou marcas deixadas pela ferramenta durante o processo. Neste contexto, pastilhas de geometria alisadora são muito úteis para diminuir a rugosidade da peça e aumentar a qualidade do processo. Este trabalho analisou a influência da relação fase plana da aresta secundária de corte pelo avanço por dente (bs/fz) no acabamento superficial da operação de fresamento de faceamento do aço ABNT 1045. Durante os ensaios utilizou-se pastilhas de fase plana normais em conjunto com pastilhas alisadoras em uma fresa de 45 graus de ângulo de posição, objetivando a redução da rugosidade e o aumento da taxa de remoção de material. Em conjunto, realizou-se o monitoramento da amplitude do sinal de vibração, verificando-se que a mesma aumentou com o decréscimo da relação bs/fz para cada configuração de montagem. Concluiu-se que com a utilização de uma pastilha alisadora na fresa consegue-se uma baixa rugosidade (R_a) e um maior volume de cavaco removido dentre as condições de corte ensaiadas. Para os ensaios de vida da ferramenta, a montagem com 1 pastilha alisadora apresentou melhor desempenho em relação aos valores de rugosidade R_a e R_t e maior volume de cavaco removido.

Palavras-chave

Fresamento de Faceamento, Aço ABNT 1045, Geometria alisadora, Acabamento superficial, Vibração e Vida da ferramenta.

Abstract

TOLEDO, J. V. R. (2015), Study of Surface Finish in Face Milling of ABNT 1045 Steel with Wiper geometry Tool. 2015. 100 p. Dissertation (Master in Mechanical Engineering) - Institute of Mechanical Engineering, Federal University of Itajubá.

In recent years the increasing technological advances in the metalworking industry enabled the development of new tools and machining processes, which guarantee high quality and tool life into its components. Among the existing machining processes, the milling has been used mainly in the finishing of parts and components in the automotive industry. It is known that the surface of the machined parts for milling operation when viewed in detail present irregularities caused by grooves or marks left by the cutting tool. In this context, wiper geometry inserts are very useful for reduce the workpiece surface roughness and increase the milling process quality. This work analyzed the influence of the relationship plane phase/feed per tooth (bs/fz) in the surface finish of the ABNT 1045 steel in face milling operation. During the tests we used standard geometry inserts together with wiper inserts on a cutter of 45 degrees entering angle, aiming to reduce roughness and increasing the of material removal rate per unit of time. The vibration signal monitoring amplitude were carried out to verify that it increased with reduction ratio bs/fz for each mill mounting configuration. Therefore, in this work it is concluded that only one wiper geometry insert in the mill achieves a low surface roughness (R_a) and a larger amount volume of chip removed from the conditions tested. For the the tool life testing, this work concluded that only one wiper geometry insert showed better performance in relation the roughness values (R_a , R_t) and bigger volume of chip removed.

Keywords

Face milling, Wiper geometry, AISI 1045 steel, Surface finish, Vibration and Tool life.

Sumário

SUMÁRIO	i
LISTA DE FIGURAS	iii
LISTA DE TABELAS	vi
SIMBOLOGIA	vii
CAPÍTULO 1	1
INTRODUÇÃO	1
1.1 Objetivos	3
1.2 Justificativa	4
CAPÍTULO 2	5
REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
2.1 Processo de Fresamento	5
2.1.1 Introdução	5
2.1.2 Fresamento com movimento concordante e discordante	7
2.1.3 Formação do cavaco	9
2.1.4 Relação geométrica entre ferramenta e a peça	10
2.1.5 Efeitos do número de dentes da fresa	15
2.1.6 Efeito do posicionamento da fresa sobre a peça	17
2.2 Caracterização do acabamento superficial no fresamento	22
2.3 Acabamento de superfícies fresadas	26
2.4 Avarias, desgastes e mecanismos de desgaste da ferramenta	30
2.4.1 Desgastes	31
2.4.2 Avarias	34
2.5 Monitoramento na Usinagem	40
2.5.1 Métodos de monitoramento direto na usinagem	43
2.5.2 Métodos de monitoramento indireto na usinagem	45
2.5.3 Monitoramento de usinagem via vibração	49

CAPÍTULO 3	54
MATERIAIS E MÉTODOS	54
3.1 Materiais-----	54
3.2 Máquina ferramenta -----	56
3.3 Ferramenta de corte -----	57
3.4 Instrumentos de medição-----	58
3.4.1 Microscópio Ótico -----	58
3.4.2 Rugosímetro-----	59
3.4.3 Sistema de Monitoramento-----	59
3.5 Procedimentos experimentais-----	60
CAPÍTULO 4	65
RESULTADOS E DISCUSSÃO	65
4.1 Estudo da relação fase plana e avanço por dente (b_s/f_z) e monitoramento da amplitude do sinal de vibração-----	65
4.2 Ensaio de vida da ferramenta para as três condições montagem-----	73
4.3 Influência da posição da past. alisadora na rugosidade e na vida da ferramenta	82
CAPÍTULO 5	89
CONCLUSÕES	89
SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	91
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	92

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Tipos de fresamento: (a) tangencial ou periférico, (b) frontal ou faceamento.	6
Figura 2.2 - Técnicas de fresamento : Discordante (a) e Concordante (b)	8
Figura 2.3 - Fresamento Discordante e concordante simultaneamente em uma operação de fresamento simétrico em relação à peça	9
Figura 2.4 - Geometria do cavaco	10
Figura 2.5 - Parte de corte de uma fresa (a) , Indicação das arestas de corte da fresa (b)	11
Figura 2.6 - Ângulos de maior influência prática no fresamento	11
Figura 2.7 - (a) Representação da geometria duplo-negativa, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos	12
Figura 2.8 - (a) Representação da geometria duplo-positiva, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos	12
Figura 2.9 - (a) Representação da geometria positiva-negativa, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos	13
Figura 2.10 - (a) Definição do ângulo de posição através dos planos de referência, (b) Exemplo de aplicação do ângulo de posição	13
Figura 2.11 - Ângulos de posição de fresa comuns e seus respectivos efeitos nas forças de corte e espessura do cavaco	14
Figura 2.12 - Representação de fresas com vários números de dentes e passos (u).	16
Figura 2.13 – Representação de uma fresa com o passo diferencial	16
Figura 2.14 – Influência do posicionamento relativo ferramenta-peça na entrada da ferramenta no corte	17
Figura 2.15 – Características da saída da ferramenta do corte conforme o posicionamento entre ferramenta-peça	18
Figura 2.16 – Detalhe das tensões ocorridas na saída da ferramenta com ângulo zero em relação à peça	18
Figura 2.17 – Representação das forças resultantes com o centro da fresa alinhada com o centro da peça (a) e o centro da fresa fora da linha de centro da peça	20
Figura 2.18 – Espessura média (hm) em função do posicionamento entre a ferramenta e a peça.	21
Figura 2.19 – Espessura máxima (h) em função do posicionamento entre a ferramenta e a	

peça.-----	22
Figura 2.20 - Localização do diâmetro na fresa -----	22
Figura 2.21 – Irregularidades de Superfícies. (A) textura de uma superfície mostrando efeitos de rugosidade; (B) ondulações; (C) erro de forma -----	25
Figura 2.22- Comparação de superfície entre pastilhas com raio de ponta e alisadora -----	26
Figura 2.23: Diferença entre a fase plana de uma pastilha normal e uma pastilha alisadora-	27
Figura 2.24: Comparação da rugosidade sem e com a utilização de pastilhas alisadoras ----	28
Figura 2.25- Desgaste de flanco -----	31
Figura 2.26 - Desgaste de cratera -----	32
Figura 2.27 - Desgaste de entalhe -----	33
Figura 2.28 – Principais parâmetros utilizados para quantificar os três tipos de desgaste)-	33
Figura 2.29 – Variação cíclica da temperatura de corte na operação de fresamento -----	36
Figura 2.30 – Ferramenta danificada por trincas de origem térmica -----	36
Figura 2.31 – Sulcos desenvolvidos na forma de pente -----	38
Figura 2.32 - Quebra da ferramenta -----	39
Figura 2.33 - Deformação plástica da aresta de corte -----	40
Figura 2.34 – Número de publicações dos métodos de monitoramento direto para medir o desgaste da ferramenta -----	43
Figura 2.35 – Número de publicações dos métodos de monitoramento indireto para medir o desgaste da ferramenta -----	46
Figura 2.36- Trajetória da ferramenta em um processo sem (a) e com vibrações (b)-----	50
Figura 3.1- Corpo de prova utilizado para os ensaios de estudo da relação b_s/f_z e monitoramento da amplitude de sinal de vibração.-----	55
Figura 3.2- Corpo de prova utilizado para os ensaios de vida da ferramenta.-----	55
Figura 3.3 – Centro de usinagem Romi -----	56
Figura 3.4- Fresa de facear e pastilhas utilizadas -----	57
Figura 3.5- Medição do desgaste de flanco ao longo da vida das ferramentas-----	58
Figura 3.6- Rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-210P utilizado nas medições-----	59
Figura 3.7- Sistema de monitoramento da amplitude do sinal de vibração-----	59
Figura 3.8- Tipos de montagem da fresa: a) 6 pastilhas normais; b) 5 past. normais e 1 pastilha alisadora; c) 4 past. normais e 2 alisadoras.-----	60
Figura 3.9- Avaliação do batimento das pastilhas para cada montagem a) axial e b) radial-	62

Figura 3.10- Identificação na parte frontal da fresa da posição das pastilhas-----	63
Figura 3.11- Sistema de medição das rugosidades R_a e R_t -----	63
Figura 4.1- Rugosidade média R_a para as 3 configurações de montagem -----	66
Figura 4.2- Rugosidade total R_t para as 3 configurações de montagem-----	67
Figura 4.3. Perfis de rugosidade para diversas montagens. a) 6 pastilhas normais; b) 1 pastilha alisadora; c) 2 pastilhas alisadoras-----	70
Figura 4.4- Comportamento da amplitude dos sinais de vibração em relação f_z e R_a . a) montagem com 6 pastilhas normais; b) montagem com 1 pastilha alisadora; c) montagem com 2 pastilhas alisadoras-----	71
Figura 4.5. Amplitude dos sinais de vibração para diferentes montagens: a) 6 pastilhas normais; b) 1 alisadora; c) 2 alisadoras-----	72
Figura 4.6- Desgaste das pastilhas de metal duro em função do volume de cavaco removido-----	72
Figura 4.7- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadoras para cada condição de montagem-----	74
Figura 4.8- Posições das pastilhas alisadoras para as montagens a) 1 alisadora e b) 2 alisadoras-----	76
Figura 4.9- Volume de cavaco removido para as três configurações de montagem-----	78
Figura 4.10- Rugosidade R_a em função do volume de cavaco removido para cada montagem-----	79
Figura 4.11- Rugosidade R_t em função do volume de cavaco removido para cada montagem-----	80
Figura 4.12- Amplitude dos sinais de vibração para pastilhas novas e desgastadas; a) 6 pastilhas normais b) 1 pastilha alisadora e c) 2 pastilhas alisadoras -----	81
Figura 4.13- Modificação das posições das pastilhas alisadoras para as montagens a) 1 alisadora e b) 2 alisadoras -----	83
Figura 4.14- Desgaste das pastilhas de metal duro em função do volume de cavaco removido para as 2 montagens -----	84
Figura 4.15- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadora para a montagem com 1 alisadora -----	85
Figura 4.16- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadoras para a montagem com 2 alisadoras -----	86
Figura 4.17- Rugosidade R_a em função do volume de cavaco removido para 2 montagens-	88
Figura 4.18- Rugosidade R_t em função do volume de cavaco removido para 2 montagens---	88

Lista de Tabelas

Tabela 3.1- Composição química (%) do aço ABNT 1045 -----	54
Tabela 3.2- Parâmetros utilizados para os testes-----	61
Tabela 3.3- Posicionamento axial de cada pastilha para cada montagem-----	62
Tabela 4.1- Resultado da análise de correlação para cada montagem-----	71
Tabela 4.2- Posicionamento axial de cada pastilha para cada montagem no fim de vida-	77
Tabela 4.3- Posicionamento axial de cada pastilha para cada montagem no fim de vida-	87

Simbologia

Letras Latinas

v_c	Velocidade de corte	m/min
V_f	Velocidade de avanço	mm/min
f_z	Avanço por dente	mm/dente
a_p	Profundidade axial de usinagem	mm
a_e	Profundidade radial de usinagem	mm
R_a	Rugosidade média	μm
R_t	Rugosidade total	μm
$h_{\text{máx}}$	Espessura máxima do cavaco	mm
h_{ex}	Espessura média do cavaco	mm
f_n	Avanço por rotação	mm/rotação
D	Diâmetro da fresa	mm
n	Rotação por minuto	rpm
N	Número de dentes da fresa	dentes
D_c	Diâmetro de corte da fresa	mm
κ_r	Ângulo de posição ou ângulo de ataque	Graus
b_s/f_z	Relação fase plana / avanço por dente	mm

Ψ ou φ	Ângulo do dente na peça	graus
Ψ_0 ou φ_0	Ângulo total de usagem	graus
b_{s1}	Fase plana da pastilha normal	mm
b_{s2}	Fase plana da pastilha alisadora	mm
V_e	Velocidade efetiva de corte	mm/min
S	Aresta principal de corte	
S'	Aresta secundária de corte	
γ_p	Ângulo de saída axial de corte	graus
γ_f	Ângulo de saída radial	graus
P_s	Plano de corte	
P_f	Plano admitido de trabalho	
P_r	Plano de referência	
U	Passo dos dentes da fresa	mm
Y_i	Valores absolutos das ordenadas	
KT	Profundidade da cratera	mm
VBB	Desgaste de flanco médio	mm
VBBmáx	Desgaste de flanco máximo	mm
VBN	Desgaste de entalhe	mm
VBmáx.	Desgaste de flanco máximo	mm

Letras Gregas

μ	Microns
Σ	Somatório

Abreviaturas e Siglas

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
CNC	Comando Numérico Computadorizado
NBR	Norma Brasileira
TiAlN	Nitreto de titânio alumínio
ASTM	American Society for Testing and Materials
PCBN	Nitreto cúbico de boro policristalino
Ra	Rugosidade Aritmética
Rt	Rugosidade Total
HB	Dureza Brinell
MPa	Mega Pascal
TiN	Nitreto de Titânio

TiAlN	Nitreto de Titânio Alumínio
ISO	Organização Internacional para Padronização
GC	Gama Coberta
CVD	Deposição química por vapor
PVD	Deposição física por vapor
TiC	Carboneto de Titânio
TaC	Carboneto de Tântalo
°C	Graus Celsius
Psi	<i>pound per square inch</i>
WC	Carbeto de Tungstênio
Co	Cobalto
APC	Aresta postiça de corte
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
rpm	Rotações por minuto
kW	Kilowatts
Kg	Kilogramas

%	Porcentagem
cm ³	Centímetros cúbicos
Hz	Hertz
FRF	Função de resposta em frequência
C	Carbono
Mn	Manganês
P _{máx.}	Fósforo
S _{máx.}	Enxofre

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

A pesquisa em usinagem tem importância fundamental frente aos demais processos de fabricação, pois este processo, que tem suas raízes na revolução industrial, continua expandindo suas fronteiras em resposta à crescente demanda de uma enorme gama de indústrias contemporâneas. A importância econômica da usinagem para a fabricação não pode ser subestimada: “Hoje, nos países industrializados, os custos que representam a parcela da usinagem no valor final de um produto manufaturado representam mais de 15%” (TRENT & WRIGHT, 2000). Desta maneira, qualquer aumento de produtividade nesta área certamente causará um significativo impacto econômico.

Dentro deste contexto, o processo de fresamento, dentre todos os processos de usinagem empregados atualmente, apresenta-se como um dos mais importantes da indústria, aspectos como alta taxa de remoção de cavaco, variedade nas geometrias das ferramentas, alta precisão, rapidez de execução associado a um baixo custo, possibilita que o processo de fresamento seja utilizado na fabricação de peças com geometrias complexas, em que se faz necessária uma boa resistência mecânica, abrindo possibilidades para a obtenção de produtos de alta qualidade (SOUTO, 2007).

A principal característica do fresamento é o corte descontínuo que confere variações cíclicas de temperatura e tensões na ferramenta, que promovem desgaste e/ou avarias na ferramenta com maior frequência. Devido à importância desse processo e sua grande aplicabilidade, ele se destaca entre aqueles que o monitoramento pode ser uma ferramenta importante para que se obter melhorias no processo de fabricação.

Dentro deste cenário a operação de fresamento de acabamento cresce em importância, pois uma das maneiras de se conseguir menores rugosidades de peça é utilizando pastilha com geometria alisadora em conjunto com pastilhas de geometrias normais, montadas simultaneamente na fresa. A pastilha alisadora, como possui maior fase plana (b_s), retira a porção de material deixado pelas demais pastilhas e alisa os picos de rugosidade (ALTINTAS, 2000).

Segundo a Sandvik Coromant (2010) as pastilhas alisadoras trabalham de maneira mais eficiente com alto avanço por rotação f_n , em fresas de diâmetros maiores com passo extrafino. O avanço por rotação pode ser aumentado aproximadamente quatro vezes, enquanto ainda mantém boa qualidade superficial. Quando o avanço por volta excede 80% do comprimento da fase paralela b_s , em pastilhas normais, uma aresta alisadora melhorará a superfície retirando os picos de rugosidade. O batimento axial da fresa, que depende da inclinação do fuso, do tamanho da fresa, da montagem e da precisão de seu ajuste, influencia a ondulação da superfície usinada. A fase alisadora saliente compensará isto e produzirá uma superfície lisa. Um avanço por rotação limitado a 60% da fase plana irá garantir o acabamento. Uma fase plana projeta-se abaixo das pastilhas de fresamento em aproximadamente 0,05 mm, quando montada em fresas com assentos fixos da pastilha.

Do ponto de vista da qualidade, a rugosidade da peça torna-se um fator de elevada relevância no processo de usinagem por fresamento. Entretanto, o desgaste das ferramentas possui uma relação direta com a rugosidade e se caracteriza como uma variável de difícil controle. Como o desgaste da ferramenta é um fenômeno natural do processo, fica difícil a modelagem e previsão da rugosidade dessas superfícies na operação de fresamento (DINIZ *et al.*, 2014). Neste contexto, a utilização de fresas usando pastilhas com geometria alisadora, é uma das formas existentes de se obter um acabamento superficial satisfatório. Por outro lado, devido ao fato de apresentar fase plana longa e trabalhar num plano abaixo das pastilhas normais, a pastilha alisadora fica sujeita a maiores cargas, havendo maior tendência à vibração, que pode contribuir para uma aceleração no desgaste (SANDVIK COROMANT, 2010).

A vibração durante os processos de usinagem é um dos principais problemas responsáveis pela limitação na produtividade da indústria (ALTINTAS, 2000). Os sinais de vibração têm sido amplamente usados para monitorar as condições de usinagem, principalmente em relação ao nível de desgaste das ferramentas de corte, o aumento das forças de usinagem, a rugosidade da peça, apresentando resultados satisfatórios aliados a uma instrumentação de custo relativamente baixo (SILVA, 2010).

Vibrações com amplitudes excessivas podem causar vários distúrbios no processo de usinagem, como a redução da vida da ferramenta, ou em alguns casos, a quebra da ferramenta, a redução da qualidade superficial e ainda, em casos extremos, danificar o eixo-árvore da máquina-ferramenta. Então, para que a ferramenta seja sempre usada em boas condições, os

métodos de detecção e sistemas de monitoramento são muito importantes para os processos de corte.

A necessidade de diminuir os tempos de paradas indesejáveis vem aumentando cada vez mais, provocados pelas trocas de ferramentas devido à quebra e desgaste excessivos das mesmas. Na maioria das vezes, a medição de desgastes é feita diretamente na ferramenta através de métodos ópticos adequados para esse procedimento, causando uma interrupção do processo, e assim tempos improdutivos e conseqüentemente, prejuízo na indústria.

Um ponto essencial, talvez o mais crítico na usinagem de um componente, é saber o momento exato da troca da ferramenta de corte, considerando sua máxima utilização e, obviamente, respeitando os limites da qualidade da peça produzida. Portanto, o monitoramento do processo de usinagem é de extrema importância para a otimização da vida da ferramenta e prevenção de quebra, possibilitando, uma diminuição do custo de produção.

Um bom sistema de monitoramento de usinagem é nada mais do que um procedimento de manutenção preditiva em tempo real. Através de técnicas preditivas, pode-se detectar e diagnosticar defeitos antecipadamente, ao longo da utilização dos equipamentos industriais, da quebra destes, facilitando assim, uma programação pontual de manutenção (MEOLA & DUARTE, 2006).

Assim, a busca por condições de fresamento que propiciem um melhor acabamento superficial e uma melhor integridade da superfície usinada tem sido o alvo dos trabalhos de vários pesquisadores (SILVA *et al.*, 2010; SHEN *et al.*, 2011; RAO *et al.*, 2013; SOUTO *et al.*, 2014).

Portanto, este trabalho tem como contribuição a análise da influência da relação bs/fz no acabamento superficial no fresamento de faceamento do aço ABNT 1045, como também na vida da ferramenta de metal duro usando pastilhas normais e alisadoras. Durante os ensaios monitorou-se a amplitude dos sinais de vibração e o desgaste da ferramenta.

1.2 – Objetivos

Este trabalho analisa a influência da relação fase plana da aresta secundária de corte pelo avanço por dente (bs/fz) no acabamento superficial no fresamento de faceamento do aço ABNT 1045, obtendo-se os pontos de saturação dos parâmetros de rugosidade média R_a e

rugosidade total R_t para as 3 configurações de montagem da fresa (6 pastilhas normais, 1 alisadora e 2 alisadoras). Como também a vida da ferramenta e volume de cavaco removido ao fim da vida da ferramenta. Durante os ensaios monitorou-se a amplitude dos sinais de vibração e o desgaste da ferramenta.

1.1- Justificativa

Nos últimos anos o crescente avanço tecnológico na indústria metal mecânica possibilitou o desenvolvimento de novas ferramentas e processos de usinagem, que garantem uma elevada qualidade da peça usinada e longa vida útil da ferramenta. Dentre os processos de usinagem existentes, o fresamento tem sido muito utilizado principalmente no acabamento de peças e componentes do setor automotivo. Sabe-se que a superfície das peças usinadas por fresamento em acabamento, quando observadas em detalhes, apresentam irregularidades provocadas por sulcos ou marcas deixadas pela ferramenta durante o processo. Neste contexto, pastilhas de geometria alisadora são muito úteis para diminuir a rugosidade da peça e aumentar a qualidade do processo, pois como possui maior fase plana (b_s), retira a porção de material deixado pelas demais pastilhas e alisa os picos de rugosidade.

Portanto, o uso do aço ABNT 1045 por vários segmentos da indústria metal mecânica encoraja estudos para analisar a influência da relação fase plana da aresta secundária de corte com o avanço por dente (b_s/fz) no acabamento superficial da operação de fresamento de faceamento, desgaste da ferramenta e amplitude dos sinais de vibração.

Capítulo 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1–Processo de Fresamento

2.1.1–Introdução

É um processo de usinagem convencional capaz de gerar diversas superfícies utilizando uma ferramenta multicortante denominada fresa. Devido à rotação desta ferramenta, cada aresta tem a função de remover uma certa quantidade de material em forma de cavaco.

O fresamento, ainda que complexo, é um dos processos de usinagem com maior emprego na indústria atual, devido a aspectos como alta taxa de remoção de material e produção de formas com boa precisão dimensional e geométrica, além de ser um processo de elevada flexibilidade, sendo utilizado na fabricação de superfícies planas, contornos, ranhuras e cavidades, entre outras (MARCELINO *et al.*, 2004). No fresamento, a peça permanece estática, fixada sobre a mesa, que se move ou não, enquanto a ferramenta é rotacionada (DINIZ *et al.*, 2014).

Groover (2002) define fresamento como uma operação na qual a peça a ser usinada é alimentada contra a ferramenta cilíndrica com arestas multicortantes, onde o eixo de rotação da ferramenta é perpendicular à direção de avanço.

A maior quantidade de eixos de movimentação possíveis de ser implementados no equipamento lhe confere maior flexibilidade, quando comparado a outros processos de usinagem. Desta forma, o fresamento é utilizado na usinagem de peças das mais variadas geometrias e tamanhos com grande complexidade, Possibilitando níveis de tolerância e acabamento superficial cada vez melhores, à medida que as máquinas e ferramentas evoluem (HELLENO & SHÜTZER, 2003).

A aresta da fresa pode possuir diversos formatos e sua taxa de produção é elevada. O fresamento é uma operação de corte interrompido, onde as arestas da fresa alternam o contato

com a peça durante cada rotação, criando um ciclo de força, impacto e choque térmico, sendo necessário à ferramenta suportar tais condições (GROOVER, 2010).

Segundo Diniz *et al.* (2014), as principais diferenças entre o fresamento e outros processos de usinagem são:

- Corte alternado do dente de corte da fresa, entrando e saindo da peça, ou seja, durante um giro ela apresenta um ciclo ativo (efetivamente em corte) e outro inativo (movimento sem corte).
- Os pequenos tamanhos de cavacos que são removidos por cada dente da fresa;
- A variação da espessura do cavaco, durante o corte do material para cada dente da fresa, porque o avanço é medido em direção a mesa de movimento da fresadora (a peça movimenta em direção ao corte), enquanto a espessura do cavaco é medida ao longo do raio do corte.

Existem várias maneiras de diferenciar e classificar os diferentes tipos de fresamento. Uma das mais difundidas é segundo a disposição dos dentes ativos da fresa.

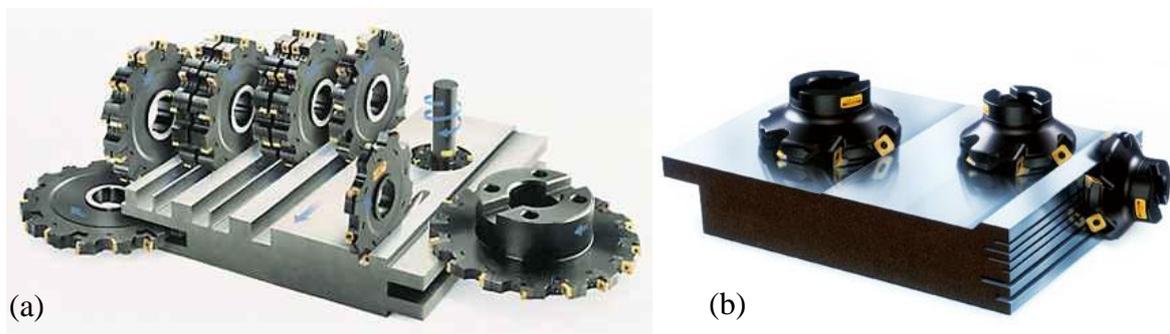


Figura 2.1 –Tipos de fresamento: (a) tangencial ou periférico, (b) frontal ou de topo.

(SANDVIK COROMANT, 2010)

Segundo Diniz *et al.* (2014), classifica-se a operação em: tangencial ou periférico e frontal ou topo.

O fresamento tangencial ou periférico é um processo de geração de superfície onde o corte é feito por uma ferramenta cujos dentes estão dispostos na sua periferia, conforme Figura 2.1a, e que tem o eixo de rotação paralelo à superfície fresada.

O fresamento frontal ou de topo é uma operação para usinagem de superfícies planas, onde a fresa apresenta dentes na sua superfície frontal e cujo eixo é perpendicular à superfície que está sendo gerada. A Figura 2.1b mostra uma representação de uma fresa frontal.

2.1.2 – Fresamento com movimento concordante e discordante

No fresamento, a relação entre o sentido de rotação da ferramenta e o avanço da peça também é de grande importância. Portanto baseado nesta relação, distingui-se entre o fresamento concordante e o fresamento discordante.

No fresamento discordante, o sentido de movimento de corte é contrário ao avanço. O corte se inicia a partir de uma espessura zero e aumenta até o ponto máximo na saída da aresta de corte da zona de contato com a peça (Figura 2.2-a).

Antes que a aresta efetivamente inicie o corte, ela tenderá a escorregar pelo material com uma certa pressão. Devido essa pressão, tanto a peça quanto a ferramenta tem a tendência de se afastar. A distância pela qual a aresta escorrega, antes de iniciar o corte é resultado das propriedades do material da peça, da fixação e da rigidez da máquina. Este fenômeno de escorregamento gera um desgaste maior na ferramenta do que o próprio corte, e interfere também, diretamente nos erros de forma da peça (MACHADO *et al.*, 2009).

No fresamento concordante, os movimentos de corte e avanço tem aproximadamente o mesmo sentido. A característica principal desta técnica é que a ferramenta empurra a peça contra a mesa da máquina, sendo recomendado no caso de fixação deficiente. O principal inconveniente de sua aplicação é que há uma componente que empurra a peça contra a ferramenta, gerando solavancos e vibrações que impossibilitam a aplicação no caso de folgas no fuso das máquinas (SANDVIK COROMANT, 2010; STEMMER, 1995).

Durante o método de fresamento concordante a aresta inicia o corte repentinamente a partir de uma espessura de cavaco máxima, que vai diminuindo até chegar a uma espessura de corte igual a zero (Figura 2.2-b).

Segundo Sandvik Coromant (2010), no fresamento concordante, a pastilha começa a cortar gerando um cavaco de grande espessura. Isso evita o efeito de deformação com menos calor e o mínimo de possibilidade de encruamento. A grande espessura do cavaco é vantajosa e as forças de corte tendem a empurrar a peça contra a fresa, mantendo a pastilha no corte.

Segundo Souto (2007), o fresamento concordante é vantajoso sobre o discordante na maioria das situações, especialmente por que:

- As fresas podem ter maiores ângulos de saída, fazendo com que a potência requerida seja menor;
- O acabamento superficial é melhorado pois há uma menor possibilidade dos cavacos serem arrastados, o que danificaria a superfície usinada além de acabar com a tendência de escorregamento quando do início da formação do cavaco;
- Os cavacos são jogados para parte de trás da ferramenta.

O fresamento discordante pode ser vantajoso nas seguintes condições (METAL'S HANDBOOK, 1989):

- Se há folgas no mecanismo de avanço;
- No fresamento de superfícies em que profundidade de corte varia excessivamente;
- No fresamento de peças fundidas ou forjadas de superfícies muito rugosas, que contém carepa ou areia.

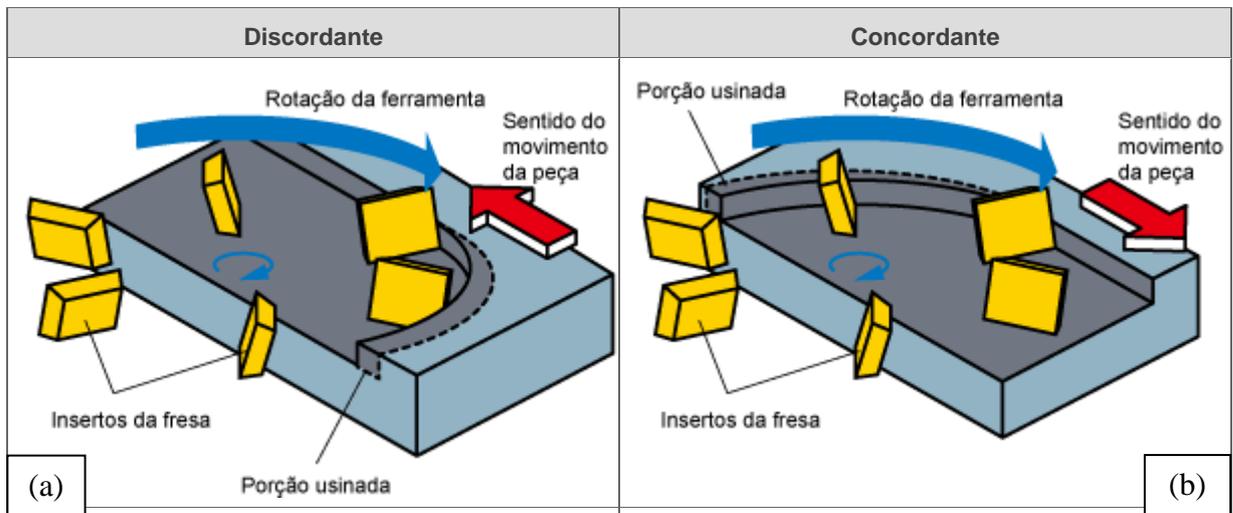


Figura 2.2 – Técnicas de fresamento : Discordante (a) e Concordante (b)

(MITSUBISHI MATERIALS, 2010)

Há ainda a condição combinada entre o corte concordante e discordante, onde, por exemplo, a largura de corte for igual ao diâmetro da fresa (DROZDA, 1983).

Neste caso, o eixo de avanço da fresa está posicionado de maneira simétrica em relação à peça, como mostrado na Figura 2.3.

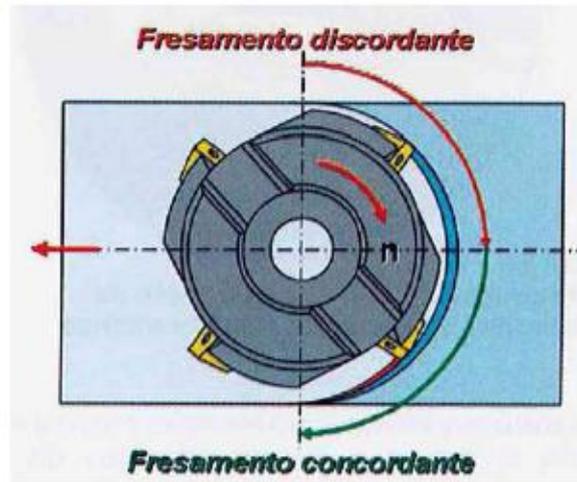


Figura 2.3 – Fresamento Discordante e concordante simultaneamente em uma operação de fresamento simétrico em relação à peça (SECO TOOLS, 2009).

2.1.3 – Formação do cavaco

O cavaco é definido como uma porção de material removido da peça pela ferramenta, caracterizando-se por apresentar forma geométrica irregular (FERRARESI, 1977). O processo de formação do cavaco influencia diversos fatores relacionados à usinagem dos metais, tais como o desgaste de ferramenta e suas causas, os esforços de corte, o calor gerado na usinagem, entre outros.

No processo de fresamento, uma característica importante é o fato da espessura de corte ser variável no tempo, com a progressão do ângulo de imersão da ferramenta na peça, à medida que esta rotaciona (ROSSI, 2008).

A formação do cavaco na operação de fresamento obedece ao mesmo mecanismo de formação de cavacos de outros processos de usinagem. Cumpre salientar, porém, que a forma do cavaco gerado no fresamento possui espessura de corte “ h ” variável, conforme Figura 2.4.

De acordo com Shaw (2004), os cavacos do processo de fresamento são geralmente curtos e de segmentos descontínuos, que são decorrentes da geometria do processo. Segundo Altintas (2000), no fresamento a espessura instantânea do cavaco varia periodicamente como função da imersão da ferramenta variável com o tempo, como se observa na Figura 2.4 .

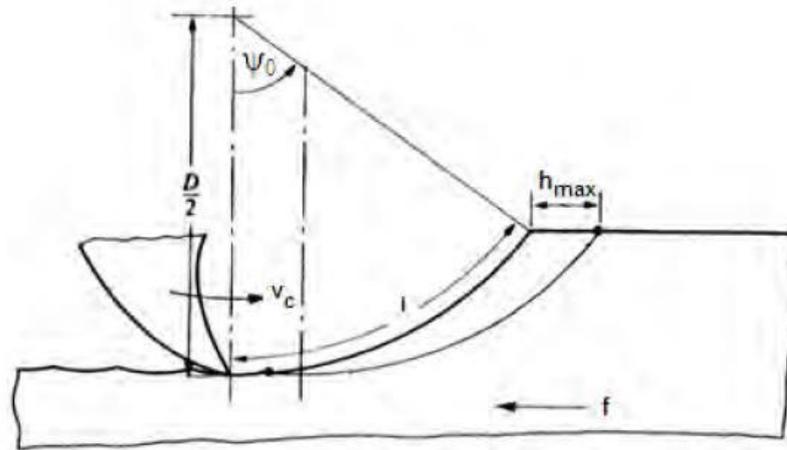


Figura 2.4 – Geometria do cavaco (SHAW, 2004)

Segundo Stemmer (2001), a forma dos cavacos produzidos nos processos de usinagem pode variar devido a uma série de fatores, dentre eles o avanço, a profundidade e a velocidade de corte, geometria da ferramenta, material da peça, etc.

2.1.4 – Relação geométrica entre ferramenta e a peça

Os conceitos relativos à geometria da parte de corte das ferramentas estão contidos na norma brasileira ABNT NB-205 (registrada no INMETRO como NBR 6163), baseada na norma DIN 6581. A parte do corte é a parte ativa de uma ferramenta, onde encontram-se as cunhas de corte com as respectivas arestas de corte. A cunha de corte é formada pelas superfícies de saída e principal de folga (Figura 2.5-a).

A intersecção entre as superfícies de saída e principal de folga forma a chamada aresta principal de corte S , e a intersecção das superfícies de saída e secundária de folga forma a aresta secundária de corte S' , conforme ilustra a Figura 2.5-b.

Os cabeçotes para fresamento com pastilhas intercambiáveis apresentam uma geometria de corte combinada. Denomina-se geometria combinada porque a mesma resulta do somatório da geometria de corte da pastilha com a geometria de corte do cabeçote.

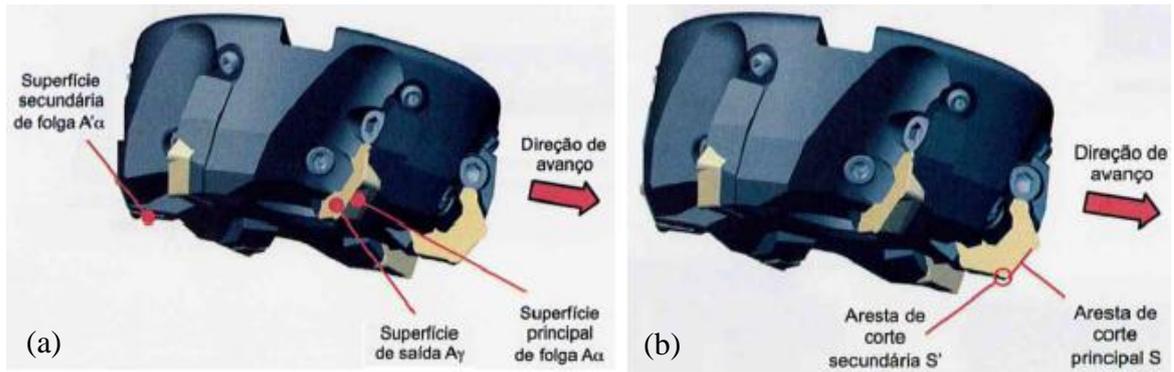


Figura 2.5 – Parte de corte de uma fresa (a) , Indicação das arestas de corte da fresa (b)
(SECO TOOLS, 2009)

No fresamento, os ângulos que mais influenciam os resultados práticos são: ângulo de saída axial (γ_p), o ângulo de saída radial (γ_r) e o ângulo de posição ou ângulo de ataque (χ_r), conforme mostrado na Figura 2.6. O ângulo resultante dos ângulos de saída axial e radial é o ângulo de saída efetivo (γ_o).

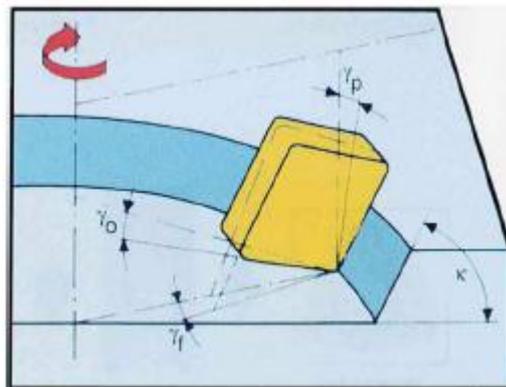


Figura 2.6 – Ângulos de maior influência prática no fresamento (ABNT – NBR-6162, 1989)

A composição dos ângulos de saída axial e radial identifica as geometrias mais usuais para as ferramentas de fresar. A geometria composta por ângulo de saída axial negativo e um ângulo radial negativo caracteriza uma geometria duplo negativa (Figura 2.7). Geometria recomendada para operações em materiais duros, materiais que produzem cavacos de ruptura ou aplicações onde existam exigências de elevada resistência à choques mecânicos. Estas ferramentas são bifaciais, o que significa uma boa economia e também arestas mais

reforçadas. Como principais desvantagens possuem elevada exigência de potência da máquina, tendência a vibração e dificuldade na eliminação de cavacos longos.

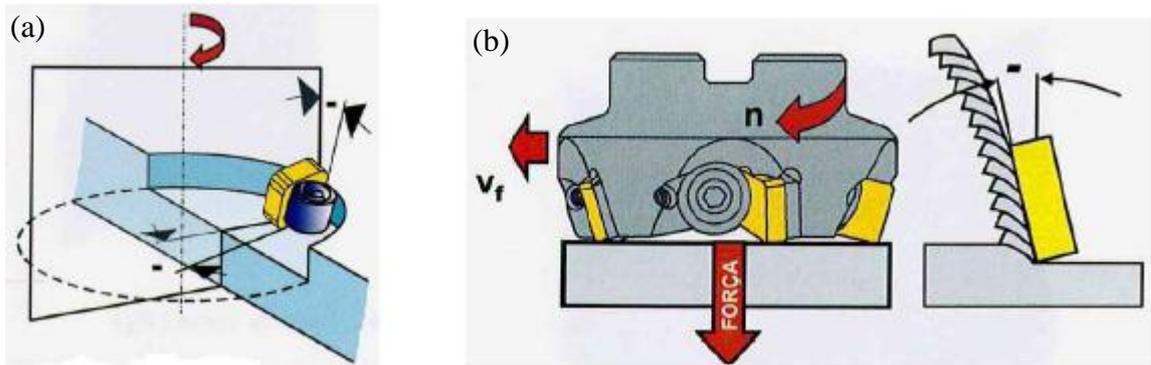


Figura 2.7 – (a) Representação da geometria duplo-negativa, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos (SECO TOOLS, 2009).

A geometria composta por ângulo de saída axial positivo e um ângulo de saída radial positivo caracteriza uma geometria duplo positiva (Figura 2.8). Os esforços de corte são menores, pois os cavacos estão submetidos a menores deformações além de terem menor contato com a superfície de saída da ferramenta. São indicados para usinagem de materiais que os esforços de corte são fortemente influenciados pelo ângulo de saída (não ferrosos, aços inoxidáveis e aços de baixo carbono), quando se emprega fresadoras de baixa potência e também quando a máquina e/ou peça tem pouca rigidez (SANDVIK COROMANT, 2010).

Como principal desvantagem possui maior exposição das arestas de corte, favorecendo o lascamento em operações mais severas.

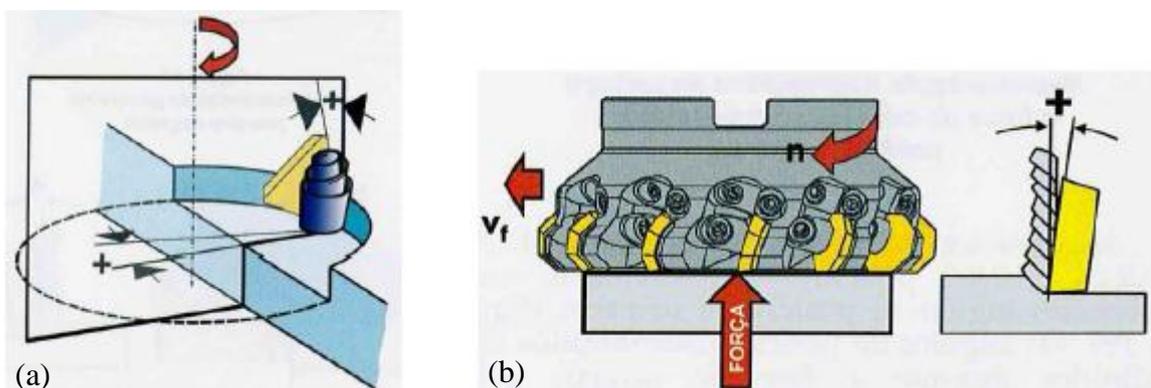


Figura 2.8 – (a) Representação da geometria duplo-positiva, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos (SECO TOOLS, 2009).

Finalmente, as fresas com geometrias positiva-negativa, mostrada na Figura 2.9, o ângulo de saída radial é negativo e o ângulo de saída axial é positivo. Comparativamente, este tipo de geometria consome mais potência da máquina do que as fresas duplo-positivas e menos que as duplo-negativas. É indicada para desbaste pesado, pois este tipo de geometria gera cavacos helicoidais que se levantam dos bolsões de armazenamento, além de conseguir altas taxas de remoção de material, altos avanços por dente e grandes profundidades de corte (DINIZ *et al.*, 2014).

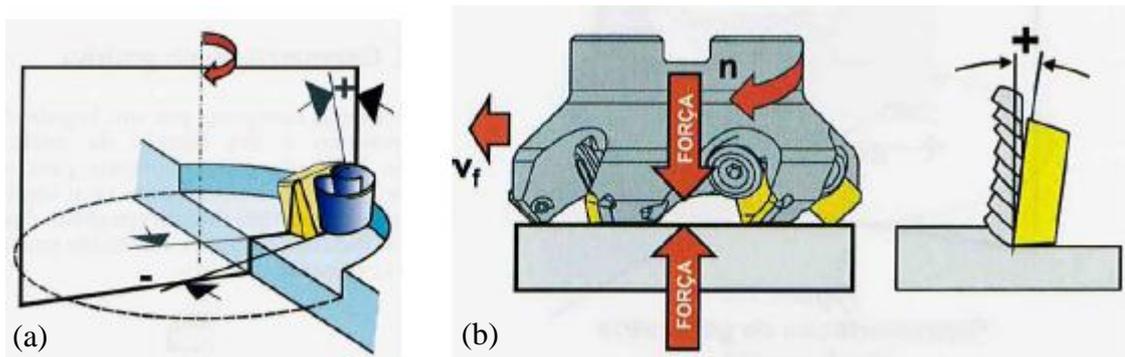


Figura 2.9 – (a) Representação da geometria positiva-negativa, (b) Esquema do esforço e fluxo de cavacos (SECO TOOLS, 2009).

O ângulo de posição ou ângulo de ataque (χ_r) é formado entre o plano de corte (P_s), plano este tangente à aresta de corte, e o plano admitido de trabalho (P_f), medido no plano de referência (P_r), plano este perpendicular à direção de corte, conforme ilustra a Figura 2.10.

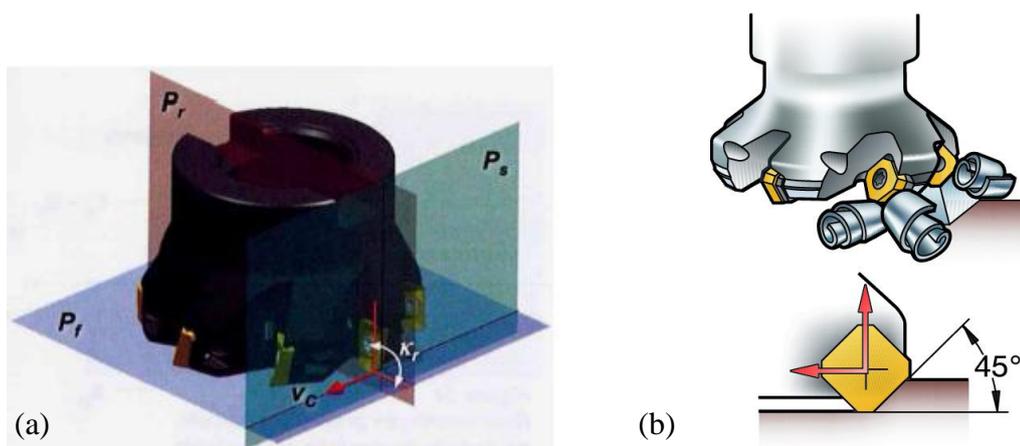


Figura 2.10 – (a) Definição do ângulo de posição através dos planos de referência, (b) Exemplo de aplicação do ângulo de posição (SECO TOOLS, 2009; SANDVIK COROMANT, 2010).

Segundo Lopes (2012), o ângulo de posição (χ_r) é o ângulo formado entre a tangente em um ponto da aresta principal de corte e a direção de avanço da ferramenta. Este afeta a espessura dos cavacos, a força de corte e a vida da ferramenta. Os ângulos de posição mais comuns são 10° , 45° e 90° . O ângulo de posição apresenta uma grande influência sobre a direção e amplitude dos esforços de corte, pois afeta diretamente a área da seção de corte (SANDVIK COROMANT, 2010).

Segundo Sandvik Coromant (2010), diminuindo-se o ângulo de posição, reduz-se a espessura do cavaco para uma determinada faixa de avanço e aumenta a quantidade de material em uma parte maior da aresta de corte. Ângulos menores também resulta em uma entrada/saída mais gradual no corte, reduzindo a pressão radial e protegendo a aresta de corte. Entretanto, as forças axiais maiores aumentam a pressão na peça (Figura 2.11).

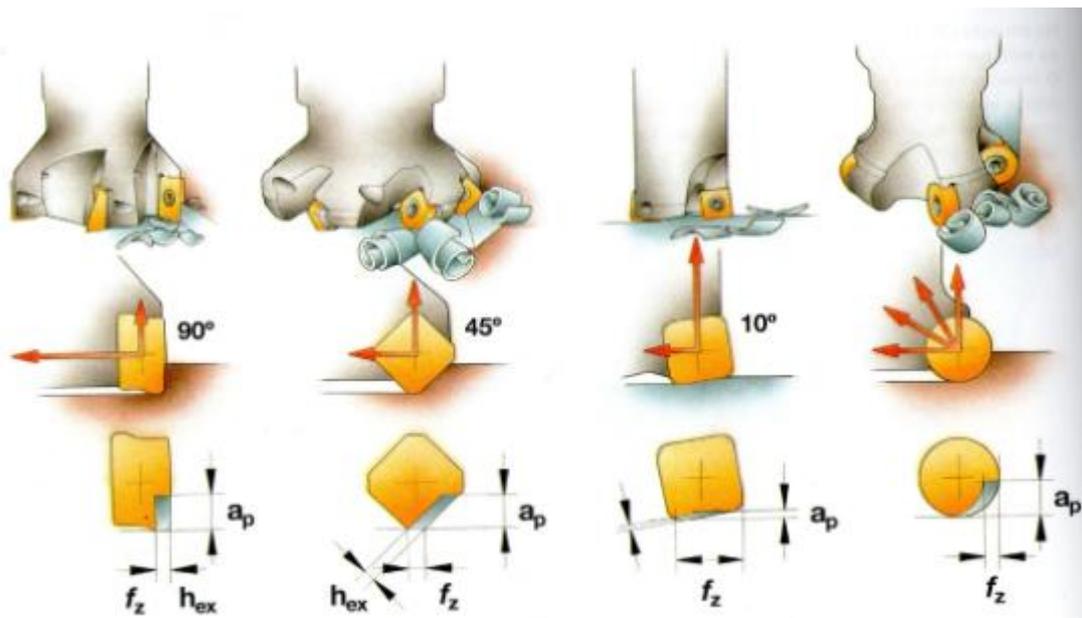


Figura 2.11 – Ângulos de posição de fresa comuns e seus respectivos efeitos nas forças de usinagem e espessura do cavaco (Sandvik Coromant, 2010).

Para este trabalho, utilizou-se uma fresa com de $\chi_r = 45^\circ$. O ângulo de 45° proporciona um excelente fluxo de cavaco para materiais de cavacos longos e uma aresta

muito reforçada, a qual se adapta bem a usinagem da maioria dos diferentes tipos de matérias e ao fresamento de faceamento.

A desvantagem de se utilizar fresas com $\chi_r = 45^\circ$ é que esta eleva o consumo de potência, mas isto pode ser facilmente resolvido com a seleção de um ângulo de saída adequado. O ângulo de posição de 45° garante à fresa o balanceamento das forças axial e radial, tornando-se adequada para uma grande variedade de aplicações, em especial para aquelas que envolvem problemas específicos como os de vibrações causadas desbalanceamento da ferramenta (SANDVIK COROMANT, 2010).

O cavaco mais fino garante uma alta produtividade em muitas aplicações por causa do avanço mais alto da mesa enquanto é mantida uma carga moderada na aresta de corte.

2.1.5– Efeitos do número de dentes da fresa

Normalmente, ao se escolher uma fresa para uma determinada operação, alguns aspectos devem ser levados em consideração. Entre eles, o número de dentes que esta possui é de vital importância, como mostrado na Figura 2.12. Um número excessivo de dentes (passo fino) pode causar problemas como o excesso de cavacos na região de corte e também elevar o consumo de energia.

Para se escolher o número de dentes de uma fresa deve-se levar em consideração as características do material a ser usinado. Para materiais frágeis, por exemplo, o mais indicado é um maior número de dentes, pois seus cavacos são menores causando menos interferência com a qualidade da superfície gerada. Já se a distância é tão grande entre os dentes, enquanto um deixa a peça o seguinte nem entrou em contato com ela, poderá haver aparecimento de vibrações e trepidações, com conseqüente acabamento inferior, redução da exatidão e desgaste excessivo da ferramenta de corte (METALS HANDBOOK, 1989).

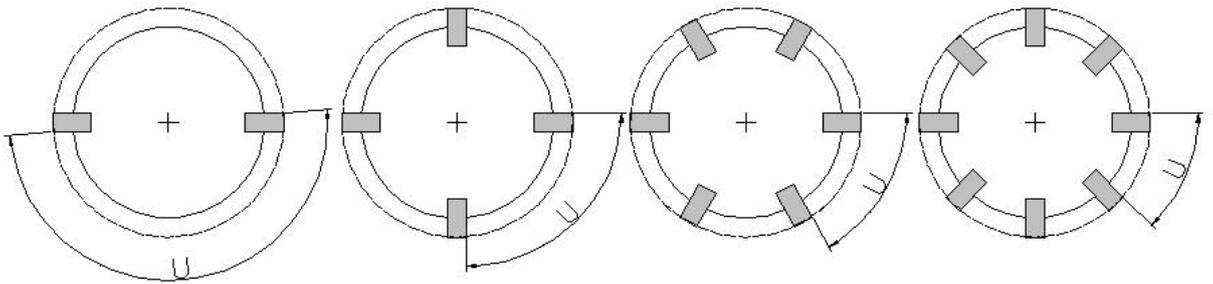


Figura 2.12 – Representação de fresas com vários números de dentes e passos (u).
(SOUTO, 2007)

Em certas situações em que há limitação da potência e das velocidades disponíveis na máquina-ferramenta, o número de dentes também é um fator que deve ser considerado. Neste caso, o mais indicado é fazer um estudo prévio para adequar o número de dentes. Normalmente, no fresamento frontal, em que o comprimento de contato entre a ferramenta e a peça é longo, pode-se usar um número menor de dentes em casos onde a máquina-ferramenta dispõe de pouca potência.

Existem ferramentas cujas pastilhas não estão distribuídas uniformemente ao longo do perímetro da fresa. Estas ferramentas, mostradas na Figura 2.13, são chamadas de ferramentas de passo diferencial e tem a função de evitar vibrações devido a problemas de ressonância, mesmo em condições de corte favoráveis, modificando a frequência de entrada das arestas no corte.

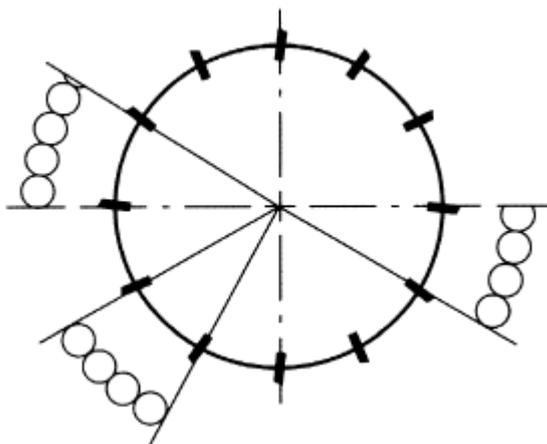


Figura 2.13 – Representação de uma fresa com o passo diferencial
(SANDVIK COROMANT, 2005).

2.1.6– Efeitos do posicionamento da fresa sobre a peça

O correto posicionamento relativo entre fresa e peça tem grande influência no resultado final da usinagem. Portanto, alguns parâmetros devem ser observados para garantir um contato favorável entre a aresta de corte e a peça a ser usinada.

A pastilha, ao entrar no corte, fica sujeita a impactos de maior ou menor magnitude. Para que esta entrada aconteça em condições mais favoráveis, um correto posicionamento relativo entre a ferramenta e a peça deve ser levado em consideração. Quando o centro da fresa está posicionado dentro da peça, conforme Figura 2.14-b, o contato inicial é mais distante da aresta de corte, melhorando o suporte mecânico. O ângulo de entrada é negativo e o corte inicia mais favoravelmente.

Quando o centro da fresa fica posicionado fora da peça de trabalho, mostrado na Figura 2.14-a, o contato é mais desfavorável entre a aresta e o material do que quando o centro da fresa fica posicionado sobre a peça. Considerando o caso do faceamento com o centro da fresa fora da peça, a ferramenta está mais susceptível à quebra, pois o ângulo de entrada é positivo.

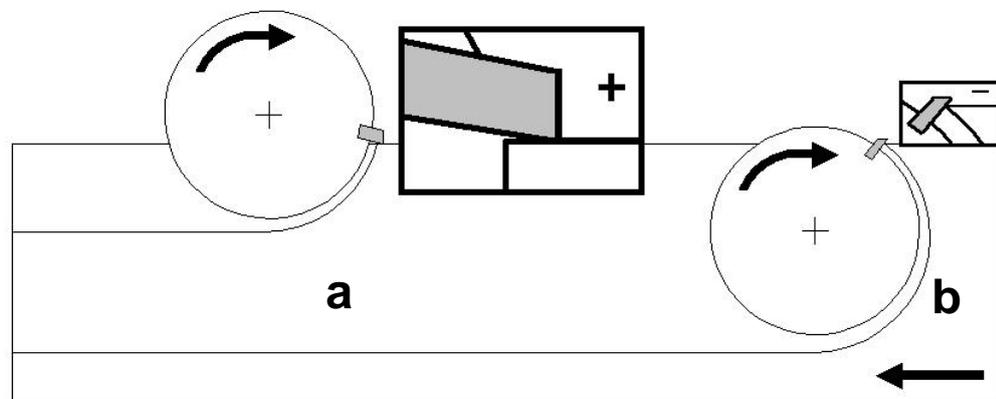


Figura 2.14 – Influência do posicionamento relativo ferramenta-peça na entrada da ferramenta no corte (DINIZ *et al.*, 2014).

Durante a saída da ferramenta, a situação mais desfavorável é quando a pastilha sai do corte, se afastando da peça. No caso das pastilhas de metal duro, que foram projetadas para resistir a tensões de compressão que ocorrem durante o corte, estarão submetidas a tensões de tração durante a saída. Isto poderá acarretar avarias nas arestas de corte.

Os ângulos negativo e positivo de saída do dente da peça, mostrados nas Figura 2.15-a e 2.15-c, são os mais favoráveis, enquanto que a posição de saída do dente paralela à superfície da peça, visto na Fig. 2.15-b e também no detalhe da Figura 2.16, é o mais desfavorável, pois o ângulo de saída é zero, impondo tensões na aresta de corte e portanto diminuindo o tempo de vida da ferramenta (Sandvik Coromant, 2010).

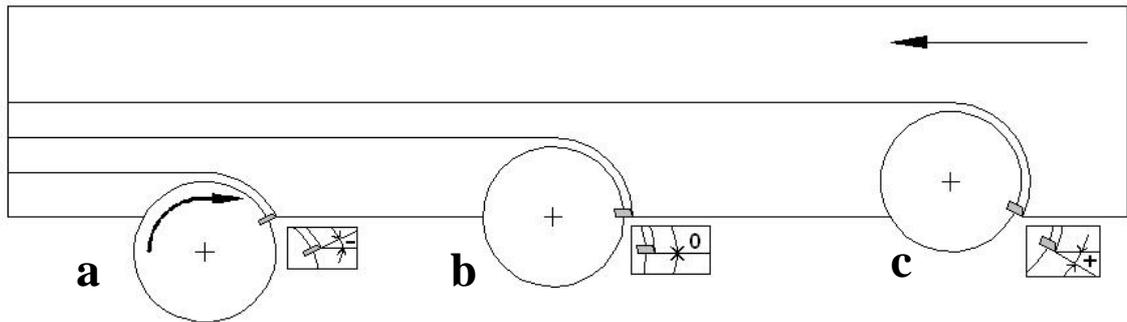


Figura 2.15 – Características da saída da ferramenta do corte conforme o posicionamento entre ferramenta-peça (DINIZ *et al.*, 2014).

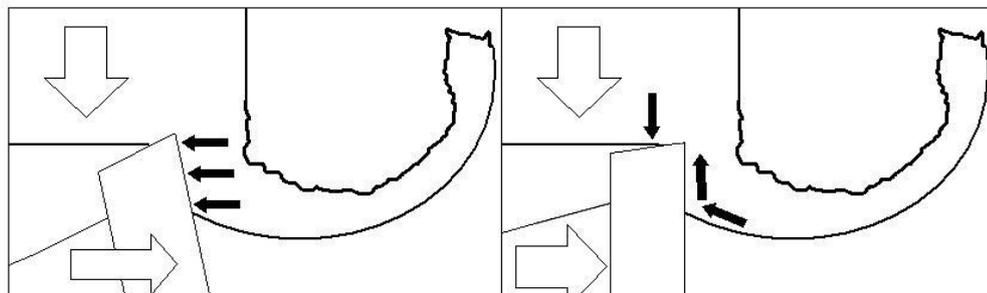


Figura 2.16 – Detalhe das tensões ocorridas na saída da ferramenta com ângulo zero em relação à peça (DINIZ *et al.*, 2014).

A quantidade de arestas no corte também depende da posição da fresa. Se a fresa tiver um diâmetro muito maior que a largura da peça, pode ser vantajoso usar a disposição lateral para ter mais arestas no corte simultaneamente e, portanto, menores espessuras de cavaco, maior estabilidade no processo e conseqüentemente maior vida da ferramenta.

De acordo com a posição da peça, as resultantes da força radial de corte podem ter diversas direções. O posicionamento da fresa com o seu centro alinhado com a linha de centro

da peça, como na Figura 2.17-a, pode ser vantajoso em certas situações, como a que a fixação da peça ou a máquina-ferramenta não apresentam rigidez suficiente e a fresa apresenta mais de um dente no corte simultaneamente. Caso não haja mais de um dente no corte simultaneamente, podem ocorrer vibrações devido ao desbalanceamento. Para esta situação, é indicado que se use o centro da fresa deslocado da linha de centro da peça, conforme Figura 2.17-b. Quando o corte é assimétrico, a variação da direção da componente radial da força de usinagem é bem menor, e com isso menor tendência à vibração (DINIZ *et al.*, 2014).

No fresamento é frequente o choque da ferramenta com a peça, por tratar-se de corte intermitente. Caso as avarias prejudiquem consideravelmente a integridade da ferramenta, e com isto acelere o fator de fim de vida da ferramenta, sugere-se, que o fresamento seja assimétrico, conseqüentemente diminuindo as vibrações mecânicas geradas no processo de fresamento (DINIZ & CALDEIRANI, 1999). Os autores ainda investigaram a influência da posição relativa da ferramenta e da peça na vida da ferramenta de metal duro da classe P, no desgaste e no acabamento superficial das peças durante um fresamento frontal de um aço ABNT 1045. Eles perceberam que para um maior afastamento entre o eixo de fresa e a linha de simetria do material usinado, de modo que configurasse um fresamento frontal assimétrico discordante, o desgaste na ferramenta seria gradualmente diminuído para o mesmo critério de fim de vida quando maior fosse este afastamento. Esta simples mudança no posicionamento já seria substancial na conservação da integridade da ferramenta.

Diniz *et al.* (2014), ressaltam que estes resultados poderiam não ser os mesmos em outras situações. Se houvesse uma mudança de ferramenta para uma de classe mais tenaz, ela seria mais resistente ao choque e lascamento causado por ele. Assim, o lascamento não seria mais tão determinante para o fim da vida da ferramenta, não havendo a necessidade do deslocamento entre o centro da fresa e o eixo de simetria da fresa. Uma importante característica de todo processo de fresamento é que a ação de cada aresta de corte é intermitente. Cada aresta usina durante menos que a metade de uma revolução do corte, e em algumas vezes por uma pequena parte do ciclo. Esta aresta está sujeita aos impactos periódicos durante o contato com a peça.

Com estas características, a tensão e o calor gerado durante parte do ciclo do processo de usinagem é seguido de um período em que aliviam-se as tensões geradas anteriormente e seguida de um resfriamento. Frequentemente o tempo de usinagem de uma aresta de corte é

uma fração de segundos que é repetido varias vezes no tempo de um segundo, gerando fadiga mecânica e térmica na ferramenta (TRENT & WRIGHT, 2000).

O controle da espessura do cavaco em operações de fresamento é um fator de extrema relevância quando se quer evitar sobrecargas, controlar a potência e volume de material removido, além de melhorar a performance da pastilha em termos de vida. Estimar a espessura de um cavaco em um processo de fresamento não é uma tarefa simples. No fresamento, há um grande número de variáveis envolvidas, além do fato da espessura não ser constante ao longo do comprimento do cavaco. No fresamento é costume adotar uma espessura média do cavaco (h_m), Figura 2.18, que é definida através de uma relação entre a penetração de trabalho a_e e o diâmetro da fresa que forma o arco “alfa” gerado pela ferramenta na peça.

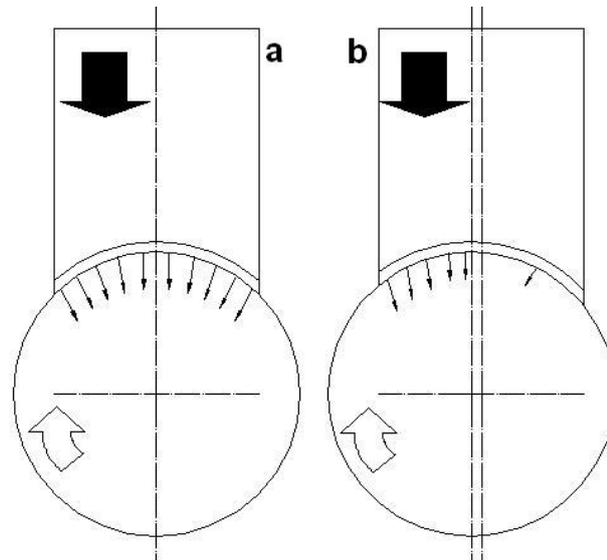


Figura 2.17 – Representação das forças radiais em função do posicionamento da fresa em relação a peça (a) corte simétrico e (b) corte assimétrico (DINIZ *et al.* 2014).

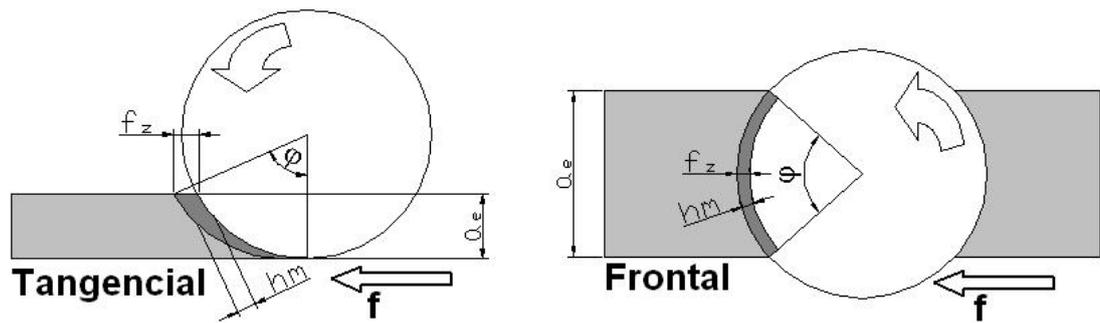


Figura 2.18 – Espessura média (h_m) em função do posicionamento (ferramenta-peça). (DINIZ *et al.*, 2014).

Já a máxima espessura (h), que é a representação da espessura do cavaco não deformado, é mostrada na Figura 2.18. Esta espessura tem seu valor definido pela distância entre dois passos consecutivos da ferramenta de corte e é importante para estimar a força máxima que irá atuar durante o corte sobre a ferramenta.

A espessura do cavaco pode ser influenciada principalmente pelo diâmetro da fresa, seu posicionamento e também pelo ângulo de entrada das pastilhas na peça. No caso em que o eixo de avanço não intercepta a penetração de trabalho a_e , a espessura do cavaco assume valores menores que o valor do avanço por dente f_z . Portanto, uma penetração de trabalho menor gera uma espessura de cavaco menor.

Na situação em que o eixo de avanço da fresa trabalha dentro da região da penetração de trabalho, a espessura máxima do cavaco será igual ao avanço por dente da ferramenta. Portanto, quanto maior o a_e , mais espessos serão os cavacos formados, até o limite em que o eixo de avanço coincida com a superfície lateral da peça.

Segundo Diniz *et al.* (2014), o principal fator de influência na escolha do diâmetro da fresa (D_c) é a largura da superfície fresada (a_e). Se o diâmetro da fresa for igual ou pouco maior que a largura fresada, haverá valores de espessura de corte (h) muito pequenos na entrada e saída do dente no corte, o que vai gerar muita pressão de corte. Por outro lado, se o diâmetro da fresa for muito maior que a largura fresada, haverá uma fresa de custo elevado para aquela superfície, também, o choque do dente da fresa com a peça e a saída do dente do corte pode acontecer de tal maneira que facilite o lascamento e quebra da pastilha.

O diâmetro da fresa (D_c) é o diâmetro medido acima do ponto PK, onde a aresta de corte principal encontra a fase paralela da ferramenta. É utilizado para o cálculo da velocidade de corte (V_c) na operação de fresamento (Figura 2.19 e Figura 2.20).

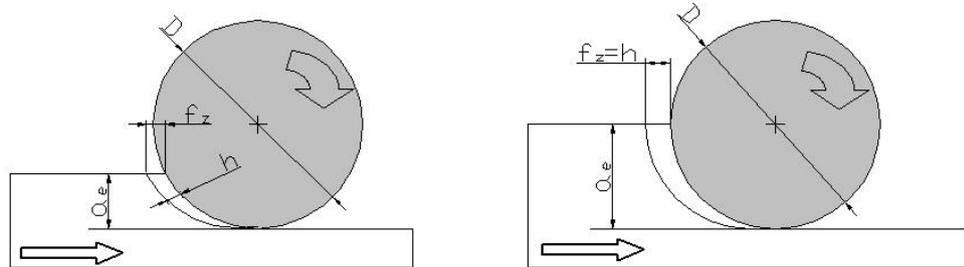


Figura 2.19 – Espessura máxima (h) em função do posicionamento entre a ferramenta e a peça (DINIZ *et al.*, 2014).

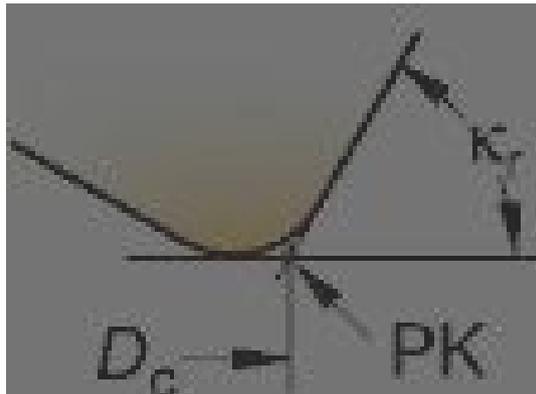


Figura 2.20 - Localização do diâmetro na fresa (SANDVIK COROMANT, 2010)

2.2– Caracterização do acabamento superficial no fresamento

Segundo Machado *et al.* (2009), a condição final de uma superfície usinada é resultado de um processo que envolve deformações plásticas, ruptura, recuperação elástica, geração de calor, vibração, tensões residuais e, às vezes, reações químicas. Todos esses fatores podem ter efeitos diferentes na nova superfície, de forma que o termo integridade superficial não pode

ser definido apenas em uma dimensão e abrangendo mais que a textura da superfície ou a sua forma geométrica.

Segundo Grzesik (1996), uma superfície usinada por processo de corte convencional, tal como torneamento ou fresamento, consiste de irregularidades inerentes a ação da ferramenta de corte as quais são comumente definidas como rugosidade superficial. A Rugosidade é o conjunto de irregularidades que podem ser observadas nas peças em consequência dos reiterados choques pela ferramenta e avaliadas com aparelhos como o rugosímetro. A rugosidade desempenha um papel importante no comportamento dos componentes mecânicos, já que influi na qualidade de deslizamento, na resistência oferecida pela superfície ao escoamento de fluidos e lubrificantes, na qualidade de aderência que a estrutura oferece às camadas protetoras, na resistência à corrosão e à fadiga, na vedação e na aparência de peça (NBR ISO 4287, 2002).

A rugosidade é um dos fatores importantes na avaliação da qualidade da peça dos componentes usinados, porque influencia as características funcionais da peça tais como: compatibilidade e atrito superficial. O objetivo principal da análise quantitativa da rugosidade é a identificação de uma coleção de parâmetros suficientes para caracterização do acabamento superficial (CHEVRIER *et al.*, 2003).

A rugosidade sofre influência de vários parâmetros de usinagem, incluindo a geometria da ferramenta, a geometria da peça, a rigidez da máquina-ferramenta, o material da peça, as condições de corte e o material da ferramenta (Nakayama *et al.*, 1966; Shouckry, 1982).

Segundo Machado *et al.* (2009), a rugosidade é menor (ou o acabamento é melhor) quando:

- As flexões geradas por esforços de usinagem ou vibrações são pequenas;
- A ponta da ferramenta possui um raio de arredondamento;
- A ferramenta e a peça estão corretamente posicionadas e centradas (evitando desvios);
- O material da peça é inerentemente puro, livre de defeitos (trincas, bolhas e inclusões);
- O eixo principal da máquina-ferramenta está corretamente alinhado e as guias estão sem desgastes;
- A aresta de corte está sem desgastes ou quebras;
- O corte ocorre sem aresta postiça de corte.

As ferramentas usadas em operações de acabamento geralmente têm ângulos de corte positivos para reduzir as forças de corte e obter melhor acabamento superficial. A geometria mais aguda faz com que elas sejam mais frágeis do que as ferramentas de desbaste. Em geral, o acabamento utiliza menores profundidades de corte e são empregadas maiores velocidades de corte para obter o melhor acabamento e chegar à geometria e às dimensões finais da peça (TOH, 2004).

Boothroyd e Knight (1989), afirmam que a rugosidade superficial final obtida durante uma operação de usinagem pode ser considerada como a soma de dois efeitos independentes: a rugosidade superficial “ideal”, a qual é um resultado da geometria da ferramenta e do avanço da ferramenta. Sendo a rugosidade “natural”, aquela resultado de irregularidades da operação de corte. Machado *et al.* (2009) afirmam que a rugosidade pode ser medida por vários parâmetros, os quais são classificados como:

- Parâmetros de amplitude, correspondendo a altura de picos e profundidade de vales;
- Parâmetros de espaço, determinados pelo espaçamento do desvio do perfil ao longo da superfície;
- Parâmetros híbridos relativos a combinação dos dois primeiros.

A superfície de uma peça tem dois aspectos importantes que devem ser definidos e controlados. O primeiro aspecto refere-se às irregularidades geométricas na superfície topográfica e o segundo às alterações metalúrgicas da camada subsuperficial (OLIVEIRA, 2006). Durante o processo de usinagem, a superfície gerada sofre efeitos mecânicos e térmicos que podem alterar de forma significativa, as características da superfície e abaixo da mesma (HIOKI, 2006; WHITEHOUSE, 2000). Tais alterações geram diferentes propriedades tecnológicas que exercem grande influência no desempenho da peça, principalmente no que diz respeito a sua vida útil (BASAVARAJAPPA *et al.*, 2007; JAVIDI *et al.*, 2008). A intensidade desses efeitos depende da interação da energia mecânica e térmica gerada durante o processo de remoção de material e das propriedades do material da peça de trabalho (ROSARIO, 2006).

Segundo Oliveira (2004), nas superfícies existem irregularidades tais como alturas, espaçamentos e formas. Ao examinar uma superfície real pode-se ver o padrão dos picos e vales que podem ser irregulares ou repetitivos, conforme mostra a Figura 2.21.

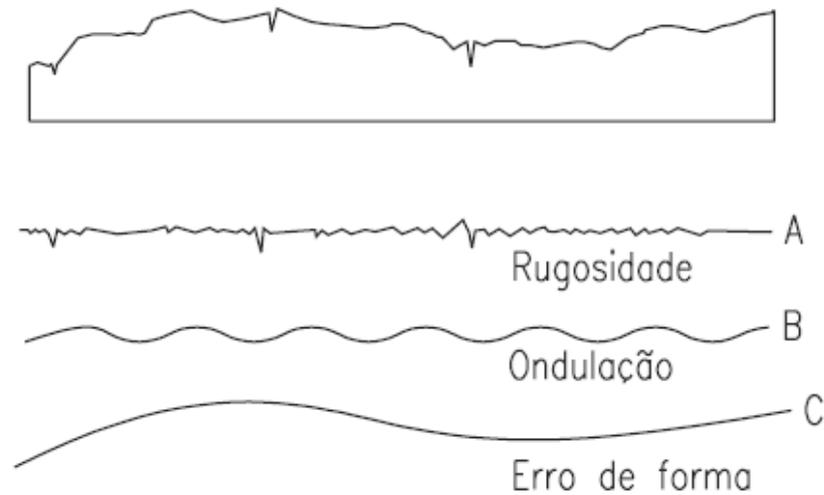


Figura 2.21 – Irregularidades de Superfícies: (A) Textura de uma superfície mostrando efeitos de rugosidade; (B) Ondulações; (C) Erro de forma (OLIVEIRA, 2004).

O acabamento superficial é composto por quatro elementos: rugosidade, ondulações, marcas de avanço e falhas, conforme descrita a seguir (AGOSTINHO *et al.*, 2004):

- Rugosidades da superfície da peça são finas irregularidades resultantes de ação inerente do processo de corte, ou seja, marcas de avanço. A altura ou profundidade média dessas irregularidades são medidas em pequeno comprimento chamado *cut-off* (comprimento da amostragem). Pode-se dizer que a rugosidade e ondulações constituem a textura de uma superfície apesar de apresentarem outras caracterizações;

- Ondulações consistem de irregularidades superficiais cujos espaçamentos são maiores em aproximadamente 1 mm que o *cut-off*, causado por deflexões e vibrações da ferramenta ou da peça;

- Marcas de avanço denotam as direções das irregularidades superficiais, dependendo da orientação da peça e da ferramenta de corte na máquina, ou do movimento relativo entre peça/ferramenta;

- Falhas são interrupções na topografia típica da superfície de um componente, sendo inesperadas e indesejáveis, causadas por defeitos tais como trincas, bolhas, inclusões que podem surgir durante o processo de corte.

2.3– Acabamento de superfícies fresadas

Segundo Diniz *et al.* (2014), a utilização do fresamento concordante, como já visto, pode melhorar o acabamento da peça, devido à diminuição da vibração. Na utilização de fresas de facear, muitas das suas pastilhas apresentam uma fase plana como aresta secundária e para que as porções da peça já usinada possam ser alisadas pelos dentes subsequentes àquele que realizou o corte deve ter comprimento (b_s) de 3 a 10 vezes o avanço por dente. Com isso, obtém-se uma superfície com melhor acabamento do que com pastilhas com raio de ponta, mostrado na Figura 2.22 .

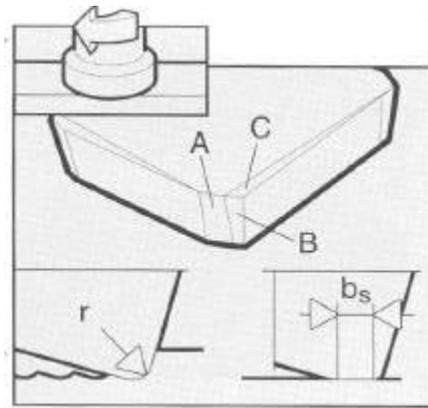


Figura 2.22- Comparação de superfície entre pastilhas com raio de ponta e alisadora (DINIZ *et al.*, 2014).

Devido à tolerância das pastilhas, à folga nos mancais do eixo-árvore e às rebarbas ou defeitos na fixação das pastilhas na fresa, nem sempre as arestas de uma fresa de facear estão todas em um mesmo plano paralelo à superfície usinada. Quando isso ocorre, somente as pastilhas mais salientes geram a superfície acabada e são responsáveis pela rugosidade da peça (DINIZ *et al.*, 2014).

Quando se tem uma fase plana (b_s) grande e que mais que uma aresta de corte esteja no mesmo plano, assim mais de uma pastilha é responsável por manter baixa a rugosidade. Nesse caso, as arestas cortantes mais salientes devem estar regularmente distribuídas pela periferia da fresa, para que suas fases planas tenham seus passes superpostos.

Por outro lado, se b_s aumenta, a tendência à vibração da ferramenta e da peça também aumenta, devido ao maior comprimento de contato e, assim, a rugosidade tende a piorar. Então, para fins de rugosidade da peça, existe um valor ótimo de b_s , que não é nem pequeno, para que uma mesma área cortada possa ser alisada algumas vezes e nem muito grande, para que a vibração não seja incentivada. Se o avanço por dente f_z aumenta, aumenta a necessidade de se manter mais de uma aresta no mesmo plano.

Quando aplicados em materiais de cavacos curtos, tais como o ferro fundido que apresentam elevado coeficiente de amortecimento devido os veios de grafita que absorvem os impactos, neste caso a usinagem com fresas de diâmetro grande podem ser utilizadas as chamadas pastilhas alisadoras, que são pastilhas de fresas de facear, com b_s bastante grande.

Para se ter uma idéia da ordem de grandeza, em pastilhas comuns b_s varia de 1 a 2,5 mm, podendo chegar a 4 mm. Em pastilhas alisadoras um valor típico de b_s é 10 mm. A pastilha alisadora deve estar propositalmente colocada em um plano mais saliente que as outras pastilhas (0,02 a 0,1 mm mais saliente), para que possa exercer sua função de diminuir a rugosidade da peça.

Segundo Sandvik Coromant (2010), as pastilhas alisadoras trabalham melhor para altos valores de avanço por rotação (f_n) em fresas de maior diâmetro e passo fino a extrafino, pois reduzem a ondulação e a profundidade do perfil usinado devido sua fase plana alargada de maneira a poder cobrir o avanço por rotação. A Figura 2.23 apresenta um esquema de uma pastilha normal e uma pastilha alisadora.

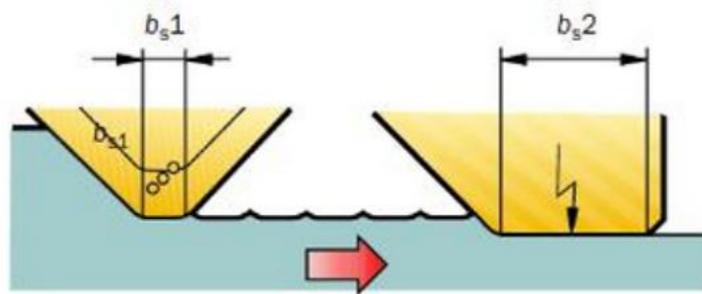


Figura 2.23- Fase plana de uma pastilha normal e uma pastilha alisadora (SANDVIK COROMANT, 2010).

Segundo Sandvik Coromant (2010), quando o avanço por volta f_n ultrapassar 80% do valor de b_s das pastilhas normais, aconselha-se o uso das pastilhas alisadoras. Para fresamento

em acabamento com fresas de diâmetro grande, o uso de pelo menos uma pastilha alisadora permite um acabamento satisfatório. Esta pastilha tem uma projeção de cerca de 0,05 mm além das pastilhas normais montadas em fresas com assentos fixos. As mesmas possuem tolerância e estão sujeitas a montagens, de modo que a fase plana b_s de todas as pastilhas não estão contidas no mesmo plano. A pastilha sobressalente remove cavaco maior que as demais pastilhas, pois a profundidade de corte é maior e a espessura é maior, um acumulado dos valores de f_z não retirados pelas demais pastilhas. A pastilha alisadora, como possui a fase plana b_s maior e mais saliente, retira a porção de material deixado pelas demais pastilhas e alisa os picos de rugosidade. Este tipo de pastilha permite que o avanço por rotação f_n seja até 60% do valor da fase plana b_s sem prejuízos ao acabamento, desde que a profundidade de corte não seja elevada, pois como a fase plana, responsável pela rugosidade, faz com que a pastilha esteja sujeita a maiores cargas, há maior tendência à vibração. Indica-se para uso em fresamento leve, com a_p recomendado entre 0,8 e 1,0 mm, mostrado na Figura 2.24.

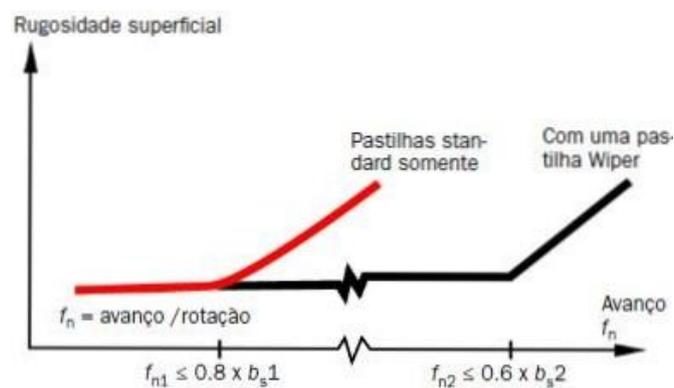


Figura 2.24- Comparação da rugosidade sem e com a utilização de pastilhas alisadoras (SANDVIK COROMANT, 2010)

Caldeirani *et al.* (2002), estudaram a influência das condições de corte (velocidade de corte, velocidade de avanço e avanço/dente) na vida da ferramenta e acabamento da superfície da peça no fresamento de faceamento. Na primeira fase dos experimentos, a velocidade de corte foi variada sem variar a velocidade de avanço, o que causou uma variação no avanço por dente. Na segunda fase, a velocidade de corte e a velocidade de avanço foram variadas de tal forma que o avanço/dente foi mantido constante. O desgaste de flanco da ferramenta e a rugosidade da peça foram medidas como o tempo de corte. As principais conclusões deste trabalho são: i) a velocidade de corte tem uma forte influência na

vida da ferramenta, independentemente da velocidade de avanço ou avanço/dente; ii) a frequência de entrada das arestas de corte na peça é o fator importante que influencia o desgaste e a vida da ferramenta; iii) um aumento da rugosidade da superfície da peça não está intimamente relacionada a um aumento no desgaste da aresta de corte primária; e vi) quando a fase plana da aresta de corte é muito maior do que o avanço/dente, este tem pouca influência sobre a rugosidade da peça.

Souza *et al.* (2005), utilizaram em seus estudos dois sistemas de montagem de fresas de facear no fresamento do ferro fundido cinzento sob condições de corte de chão de fábrica (fresamento de bloco de motor). O primeiro sistema tem 24 pastilhas cerâmicas de Si_3N_4 todos com pastilhas normais (denominado sistema "A"). O segundo sistema tem uma combinação de dois materiais de ferramentas, tendo 24 pastilhas, sendo 20 delas de cerâmica Si_3N_4 normais intercaladas por 4 pastilhas alisadoras de PCBN (denominado sistema "B"). O segundo sistema apresentou melhor desempenho comparado com o primeiro independente de todos parâmetros considerados, velocidade de corte, profundidade de corte e avanço/dente. Entre todos critérios de fim de vida adotados, somente o parâmetro rugosidade R_t foi pesquisado, o qual tornou-se o maior índice crítico para a qualidade da peça. A respeito dos materiais das ferramentas, o mecanismo de falha predominante para pastilha cerâmica de Si_3N_4 foi micro trincas, deformação plástica e abrasão, enquanto as pastilhas alisadoras de PCBN tiveram micro trincas, adesão e abrasão. Ambos os sistemas apresentaram desempenho satisfatório, gerando superfícies com parâmetros topográficos consideravelmente abaixo do limite estabelecido para o processo. Em relação à rugosidade R_a , ambos os sistemas apresentaram o mesmo comportamento durante toda vida da ferramenta, com exceção do último bloco de motor usinado com o sistema "B", quando o parâmetro de rugosidade foi muito mais elevado do que o critério final de vida da ferramenta ($R_a = 1,6 \mu\text{m}$). No caso da rugosidade R_t , o sistema "A" tendeu a produzir altos valores de R_t durante toda a vida da ferramenta. O fresamento pelo sistema "B" apresentou uma relativa uniformidade dos valores da rugosidade R_t , enquanto o sistema "A" (24 pastilhas cerâmicas de Si_3N_4) teve um crescimento suave dos seus valores. Portanto, ambos os sistemas excederam o critério de fim de vida da ferramenta, ($R_t = 10\mu\text{m}$).

2.4– Avarias, desgastes e mecanismos de desgaste da ferramenta

As ferramentas de corte são consumidas durante o processo de usinagem. Este consumo da ferramenta envolve normalmente dois fenômenos distintos:

- a) Desgaste: ocorre pela remoção contínua de material da ferramenta. MELO *et al.* (2005) *apud* FERRER (2006) definem que “*desgaste é a perda ou deslocamento de massa de um material causado por algum tipo de fenômeno tribológico*”. Conforme a norma ISO 3685 (1993) o desgaste da ferramenta é o resultado das mudanças que ocorrem gradativamente na ferramenta durante o processo de corte, através da perda gradual de massa ou deformação. Os principais mecanismos envolvidos no desgaste são, segundo TRENT e WRIGHT (2000), a aresta postiça de corte, deformação, adesão, difusão, abrasão e oxidação.
- b) Avarias: diferentemente do desgaste, as avarias acontecem de maneira intermitente, com o desprendimento repentino de parte da ferramenta. Nas avarias ocorre também perda ou deslocamento de massa. Este fenômeno acontece, porém, repentinamente. Os principais mecanismos são de origem térmica e mecânica, como lascamento, fratura e a fadiga térmica (FERRER, 2006).

O desgaste em ferramentas pode aparecer na forma de uma cratera na superfície de saída da ferramenta, desgaste de flanco na superfície de folga ou como um entalhe que pode aparecer tanto na ponta como no extremo da aresta na região da profundidade de corte, normalmente na superfície de folga. Segundo Trent & Wright (2000), essas formas de desgaste podem ser geradas por uma ou por várias combinações de mecanismos de desgaste : aresta postiça de corte, deformação plástica, adesão ou *attrition*, difusão, abrasão ou oxidação.

Esses mecanismos de desgaste evoluem para uma perda ou deslocamento contínuo de material, o qual não acontece repentinamente, mas se desenvolve ao longo de um certo período de tempo. Não obstante, na avaria da ferramenta também acontece uma perda ou deslocamento de massa, porém em forma diferente ao desgaste, acontece repentinamente, geralmente envolvendo um volume de massa da ferramenta. Essa avaria pode ser caracterizada por fratura ou lascamento de origem mecânica, ou pela fadiga térmica causada por flutuações de temperatura (MELO *et al.*, 2005). Na usinagem, as ferramentas de corte devem resistir ao calor excessivo, elevadas pressões, abrasão e choque térmico. A temperatura

de corte pode exceder os 1000°C e o calor extremo pode prejudicar o substrato e outros constituintes da ferramenta. Durante o corte, a ferramenta está submetida a elevadas pressões, inclusive acima de 2000 Psi (JOHNSON, 1996).

2.4.1– Desgastes

O desgaste altera a geometria original da ferramenta de corte, modificando a área de contato na interface cavaco-ferramenta. Como consequência, várias outras modificações irão surgir, sendo as mais importantes: o aumento na geração do calor, o aumento das forças de usinagem e a elevação da deformação plástica (MACHADO *et al.*, 2009).

As formas de desgaste mais comuns incluem: desgaste de flanco, desgaste de cratera e desgaste de entalhe.

✓ Desgaste de flanco

Ocorre na superfície de folga da ferramenta (Figura 2.25), causado pelo contato entre ferramenta e peça. É o tipo de desgaste mais comum. Esse tipo de desgaste ocasiona deterioração do acabamento superficial da peça e, por modificar totalmente a forma da aresta de corte original, faz com que a peça mude de dimensão, podendo sair de sua faixa de tolerância. É incentivado pelo aumento de velocidade de corte (DINIZ *et al.*, 2014).



Figura 2.25- Desgaste de flanco (SANDVIK COROMANT, 1999)

✓ Desgaste de cratera

Acontece na superfície de saída da ferramenta, típico quando se usina aços com elevada velocidade de corte. Diferentemente do desgaste abrasivo, uma interação química

entre o cavaco quente e o material da ferramenta, provoca este tipo de desgaste. Em elevada velocidade de corte, o material da ferramenta pode se dissolver no cavaco, finas partículas da ferramenta se aderem ao cavaco e são levadas embora junto com ele, formando a cratera na superfície de saída da ferramenta, como mostrado na Figura 2.26.



Figura 2.26 - Desgaste de cratera (SANDVIK COROMANT, 1999)

Excessivo desgaste de cratera debilita a aresta de corte, inibe o fluxo adequado de cavaco e incrementa o calor e a pressão sobre a ferramenta, levando inclusive a provocar a fratura da mesma. Para minimizar o desgaste de cratera, deve-se aumentar a estabilidade química do material da ferramenta, adicionando TiC ao WC do metal duro. O uso de revestimentos duros minimiza também o desgaste de cratera, principalmente o revestimento de Al_2O_3 que é muito estável quimicamente. A geometria da ferramenta também é importante, o uso de ferramenta com ângulo de saída positivo reduz a pressão sobre a ferramenta e diminui o contato entre o cavaco e o inserto, reduzindo o desgaste de cratera.

✓ **Desgaste de entalhe**

Esse tipo de desgaste por adesão pode acontecer também por um mecanismo de oxidação. O entalhe pode se formar no extremo da aresta que corresponde à profundidade de corte (Figura 2.27), onde o ar entra em contato com a zona de corte. Esse tipo de desgaste pode provocar rebarba e debilitar a aresta de corte, provocando aumento da rugosidade superficial e até provocar a quebra da ferramenta (SANDVIK COROMANT, 1999). Para minimizar esse desgaste, é conveniente utilizar uma ferramenta de metal duro com elevado conteúdo de Co e coberturas com alumina ou TiN. Também é possível alterar a profundidade de corte no programa de usinagem para minimizar o problema (JOHNSON, 1996).

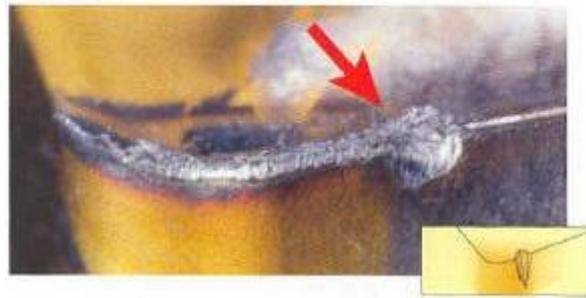


Figura 2.27 - Desgaste de entalhe (SANDVIK COROMANT, 1999)

Ferramentas de metal duro revestidas são normalmente as ferramentas mais empregadas no fresamento frontal. Este tipo de ferramentas quando revestidas com TiC como última camada, são mais resistentes ao desgaste de flanco, pois são mais resistentes à abrasão. Se estas possuem o TiN como última camada, possuirão maior resistência ao desgaste de cratera pois possuem menores coeficientes de atrito, diminuindo assim os níveis de temperatura e dificultando a difusão (CHATTOPADHYAY *et al.*, 1982).

Quando se avalia a vida de uma ferramenta, é necessário quantificar o nível de desgaste. Quando isto é possível deve-se seguir os parâmetros mostrados na Figura 2.28 que são os principais utilizados para quantificar o desgaste de uma ferramenta de usinagem (Norma ISO 3685, 1993).

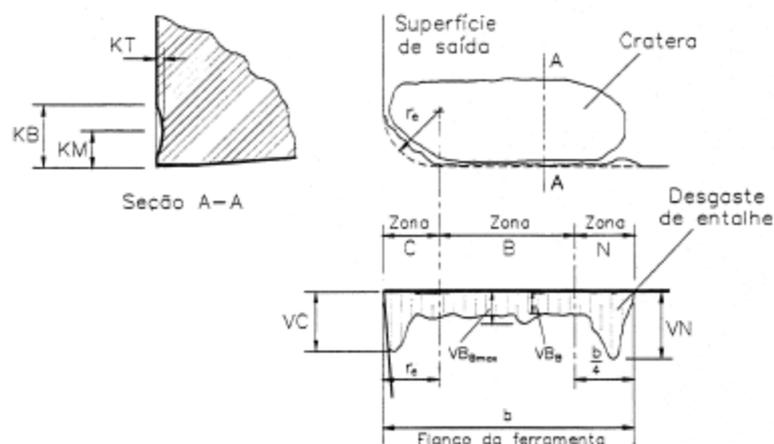


Figura 2.28 – Principais parâmetros utilizados para quantificar os três tipos de desgaste (Norma ISO 3685, 1993).

Onde:

KT = Profundidade da cratera;

VBB = Desgaste de flanco médio;

VBBmáx = Desgaste de flanco máximo;

VBN = Desgaste de entalhe.

2.4.2– Avarias

O fresamento é um processo de corte interrompido sujeito a um ciclo de elevadas variações térmicas e mecânicas, e por isto mais exposto a falhas como quebras, trincas e lascamento. As flutuações de temperatura podem provocar trincas nas ferramentas que são provocadas pelas variações de tensões devido as dilatações do material da ferramenta. Os choques mecânicos podem ocorrer tanto durante a entrada da ferramenta na peça, início do ciclo ativo, quanto na saída da peça, início do ciclo inativo. A seguir são apresentados alguns comentários a respeito destas avarias típicas do fresamento.

✓ Avarias de Origem Térmica:

As trincas podem ser de origem térmica e mecânica. Elas ocorrem principalmente devido a carregamentos térmicos cíclicos e aos impactos de entrada e saída da ferramenta na peça. Aparecendo com relativa frequência em materiais cerâmicos em função de sua natureza estrutural frágil. A formação e propagação das trincas estão diretamente relacionadas com a tenacidade do material, pois além da nucleação é preciso energia suficiente para romper às barreiras que impedem sua propagação ao longo do material. Cuidado especial deve ser tomado na seleção dos materiais sujeitos a condições de corte desfavoráveis, pois o tamanho de grão influencia decisivamente no mecanismo. As regiões de contorno de grão formam barreiras naturais à propagação das trincas (CALISTER, 2003). Por isso, materiais com tamanho de grão refinado tendem a ter maior tenacidade e suportar melhor os carregamentos cíclicos durante o fresamento.

Durante o processo de fresamento, cada dente da ferramenta experimenta uma fase ativa e uma fase inativa. Durante a fase ativa, o dente estará efetivamente cortando, o que faz com que este seja submetido a uma grande geração de calor e, portanto, altas temperaturas. Durante a fase inativa, este dente estará em vazio, não cortando material, fazendo com que haja perda de calor para o ambiente rapidamente. Então, cada dente da fresa estará submetido a uma grande variação cíclica de temperatura durante o processo de corte interrompido. A Figura 2.29 mostra como ocorre a variação cíclica da temperatura no fresamento. A curva **a** representa o ciclo de aquecimento de uma ferramenta durante o corte contínuo. A curva **b** representa o ciclo de resfriamento de uma ferramenta. Alguns autores como Bathia (1986), Wang (1969) e Palmi (1987) realizaram investigações que mostram como o ciclo de temperatura flutua ciclicamente no fresamento. Esta variação é indicada pela curva **c** da Figura 2.29.

Esta variação cíclica da temperatura na aresta da ferramenta pode levar a uma modificação, também cíclica, na distribuição de tensões, o que pode ocasionar o surgimento de trincas de origem térmica. Essas trincas posteriormente, por um processo de erosão, se transformarão em sulcos, conhecidos como sulcos em forma de pente ou *combracks*, na literatura inglesa (MACHADO *et al.*, 2009).

Segundo Trent (2000), as trincas são provocadas pelo processo alternado de expansão e contração das camadas da ferramenta de corte que acontece em forma cíclica, quando elas são aquecidas e resfriadas ao entrar e sair do corte. A Figura 2.30 mostra o flanco de uma ferramenta comprometido pelo aparecimento de trincas de origem térmica.

As trincas térmicas ocorrem principalmente nos materiais de tenacidade relativamente baixa ou em condições de refrigeração desfavoráveis. Os choques térmicos cíclicos levam ao aparecimento de trincas que se propagam conforme os princípios da mecânica da fadiga. A evolução das trincas normalmente conduz ao aparecimento de avarias maiores como lascamentos e até mesmo a quebra da aresta de corte.

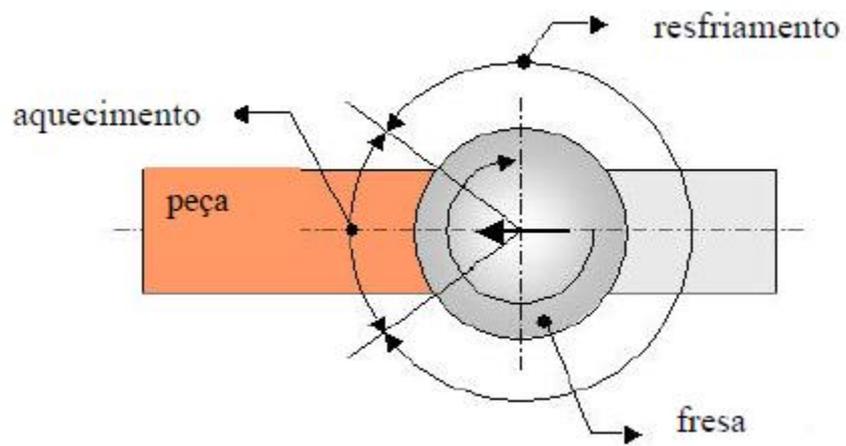
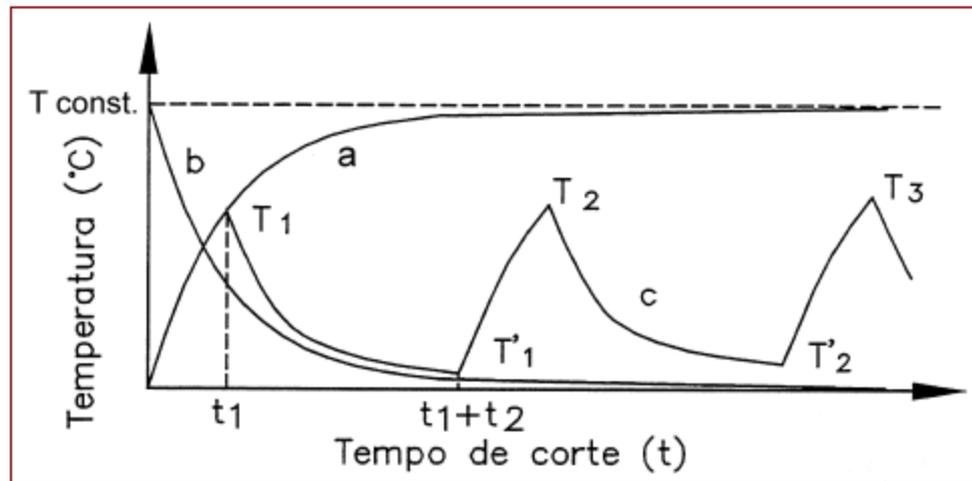


Figura 2.29 – Variação cíclica da temperatura de corte na operação de fresamento (PALMAI, 1987 apud MELO, 2005)



Figura 2.30 – Ferramenta danificada por trincas de origem térmica Fonte: (SANDVIK COROMANT, 1999).

✓ **Avárias de Origem Mecânica:**

- **Lascamento**

Ao contrário dos desgastes de flanco e de cratera, que retiram continuamente partículas muito pequenas da ferramenta, no lascamento, partículas maiores são retiradas de uma só vez (DINIZ *et al.*, 2014). O lascamento da ferramenta é mais freqüente durante o corte interrompido, como acontece no fresamento e sua evolução pode provocar a quebra da ferramenta. Nessas condições a aresta de corte pode ser danificada devido ao impacto ou à fadiga. Características das ferramentas, como dureza e tenacidade, geometria da aresta, parâmetros de corte e condições de entrada e saída são variáveis importantes para prevenir o lascamento da ferramenta. Ferramentas de metal duro com elevado conteúdo de Co são mais resistentes ao lascamento (MELO *et al.*, 2005).

O principal parâmetro de corte que influencia no lascamento é a velocidade de avanço. O aumento deste parâmetro provoca um aumento proporcional da espessura de cavaco não deformado, conseqüentemente, aumenta a área de cisalhamento primário e secundário, levando ao aumento das forças de corte (MELO *et al.*, 2005). No fresamento, o lascamento da aresta de corte pode ser causado por um problema na entrada ou na saída da ferramenta no corte. Os cavacos de alguns materiais, tendem a prender e esfregar na superfície de saída instantes antes da saída do corte, aderindo nela até que no reingresso ao corte provocam o lascamento.

A extensão da avaria depende de vários parâmetros: resistência e geometria da ferramenta, condições de corte, etc. O lascamento também pode acontecer quando o inserto está saindo do corte.

Pekelharing (1978) foi um dos autores que mais investigou sobre o lascamento excessivo de ferramentas de metal duro durante a saída da peça no corte interrompido. Segundo este autor, quando a ferramenta se aproxima da saída da peça, promove uma rotação no plano de cisalhamento primário, tornando-o negativo, resultando na ocorrência do fenômeno, conhecido como “formação do pé” (*foot forming*), pela semelhança desse com um pé humano. A Figura 2.31 mostra a seqüência de formação desse fenômeno, que é peculiar a determinadas geometrias de saída da peça. Observa-se que à medida que a ferramenta se aproxima da borda de saída da peça, o plano de cisalhamento, que inicialmente era positivo

vai diminuindo, passando para valores negativos. Isto acontece porque ao se aproximar da borda de saída da peça, a ferramenta, com seu esforço de corte, não tem a restrição da resistência do material em condições normais. Devido à falta de apoio mecânico, a borda se deforma no sentido de cisalhamento negativo, até a ruptura, antes de atingir a borda, promovendo a formação do pé. Esta mudança do plano de cisalhamento primário, tornando-se negativo, gera uma variação das tensões compressivas para tensões trativas podendo resultar na quebra da cunha cortante. A separação desta forma de cavaco no exemplo da figura acontece quando ainda faltava 0,21mm para a ferramenta atingir a borda lateral da peça. Este problema pode ser solucionado se a ferramenta tiver tenacidade suficiente para resistir às inversões de tensão impostas à ponta da ferramenta.

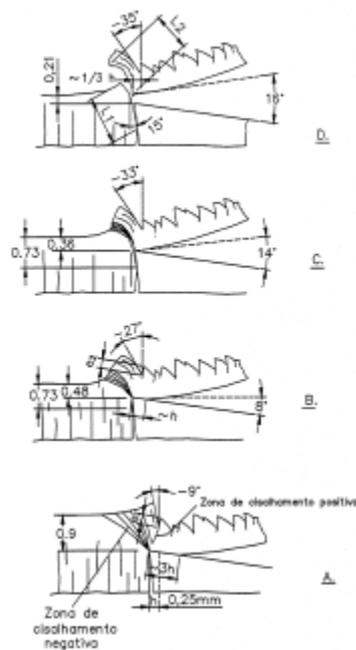


Figura 2.31 – Sulcos desenvolvidos na forma de *foot forming* (FERRARESI, 1977).

- Quebra

Os desgastes e avarias da ferramenta, ao crescerem, podem gerar a quebra da ferramenta, como mostrado na Figura 2.32. Algumas vezes, a quebra pode acontecer inesperadamente devido a alguns fatores como: ferramenta muito dura, carga excessiva, raio

de ponta, ângulo de ponta ou ângulo de cunha pequeno, corte interrompido, parada instantânea, entupimento dos canais de expulsão de cavacos ou dos bolsões de armazenamento de cavacos, etc. (DINIZ *et al.*, 2014).

Também fixações das peças não rígidas, que provocam vibração ou pressões de corte inconsistentes, podem levar a lascas cuja progressão leva a quebra da ferramenta. A quebra pode ocorrer quando um ou mais mecanismos de falha atuam sobre a ferramenta, ou quando o aumento de forças de usinagem é tão elevado que ultrapassa a resistência do inserto (JOHNSON, 1996).



Figura 2.32 - Quebra da ferramenta (SANDVIK COROMANT, 1999)

- **Deformação Plástica**

A elevada pressão e a geração de calor no processo de usinagem podem causar amolecimento da ferramenta, permitindo que grãos de carboneto se desloquem. O raio da ponta da ferramenta tende a distorcer conforme a Figura 2.33. Para minimizar esse problema, recomenda-se usar ferramenta de metal duro com baixo conteúdo de elemento de liga (Co), substrato do tipo microgrão e conteúdo de carbonetos com estrutura centrada como é o carboneto de Tântalo (TaC) (JOHNSON, 1996). A escolha de um raio de ponta grande e de revestimentos duros também ajudam a minimizar a deformação plástica devido à diminuição na geração de calor por atrito.



Figura 2.33 - Deformação plástica da aresta de corte (SANDVIK COROMANT, 1999)

2.5– Monitoramento na Usinagem

O monitoramento de uma ferramenta de corte é importante em um sistema de manufatura. A partir de um sistema de monitoramento, a quebra da ferramenta pode ser detectada a tempo de reduzir os impactos econômicos acarretados e a sua troca pode ser providenciada antes do seu estado excessivamente desgastado, evitando a perda de qualidade dos produtos manufaturados (DESCHAMPS, 2004). Portanto, o monitoramento do processo de usinagem tem importância na otimização da vida da ferramenta e prevenindo sua quebra e reduzindo o custo de usinagem.

A necessidade de monitoramento no processo de usinagem inclui o monitoramento da máquina e da dinâmica do processo, envolvendo ferramenta de corte e peça, a fim de se obter o melhor desempenho do sistema (BYRNE *et al.*, 1995). Uma grande variedade de sistemas de monitoramento podem ser utilizados em um processo de usinagem com intuito de avaliação de elementos variados, tais como: condição da ferramenta de corte, condição do eixo árvore, qualidade superficial, falhas no sistema de corte e avanço, qualidade do fluido, colisões durante o processo, erros de posicionamento devido ao aquecimento e, conseqüentemente, dilatação de eixos, etc. (RODRIGO, 2010).

Alguns fatores que permitirão a completa aplicação do monitoramento (BONIFÁCIO, 1993; BRAGA, 1992) são:

- Redução do custo do sistema de aquisição e interpretação do processo de desgaste e quebra da ferramenta;
- Eficiência do processo;

- Portabilidade do sistema para o nível de chão da fábrica;
- Facilidade de operação e manutenção do sistema;
- Não ser intrusivo na fabricação, o que corresponde à não necessidade de se montarem complexos dispositivos que interfiram no funcionamento da máquina;

Existem vários métodos para implementar um monitoramento do processo de usinagem. Esses métodos são, normalmente, divididos em dois grupos (PIGARI, 1995):

- Monitoramento direto: é aquele onde a grandeza estudada é medida diretamente, tais como sensores óticos, equipamentos de medição de geometria e condição da ferramenta. Um exemplo é a medição do desgaste por meio de um microscópio ótico ou ainda a qualidade superficial de uma peça por meio de um rugosímetro.
- Monitoramento indireto: é quando um outro parâmetro é medido e relacionado com o parâmetro estudado para tomada de decisão. Neste método, utilizam-se variáveis de processo que são afetadas pelo fenômeno que se estuda e são elas que serão monitoradas, por exemplo, para monitorar o desgaste de uma ferramenta de corte poderia ser utilizada a potência de corte, amplitude do sinal de vibração, emissão acústica e/ou forças geradas, já que esses fenômenos estão intimamente ligados ao desgaste.

O período de monitoramento gera outro critério importante para a classificação dos métodos de aquisição de sinal. Assim, com base nele, os métodos podem ser classificados como contínuo ou *on-line* e intermitente ou *off-line*. No primeiro caso, os parâmetros são medidos continuamente durante todo o processo. No último caso, os parâmetros são medidos apenas durante os intervalos do processo de corte. Métodos de medição direta ou *off-line* fornecem muitos resultados precisos, mas não são adequados para as aplicações práticas devido a limitações tais como: dificuldade de acesso, uso de fluidos de corte e iluminação. Os resultados obtidos a partir de métodos de medição indireta ou *on-line* são menos precisos do que os diretos, mas são mais adequados para as aplicações práticas (SIDDHPURA; PAUROBALLY, 2012).

Contudo, fica a pergunta, quais técnicas podem ser utilizados em um monitoramento de processo de usinagem? Na verdade o que ocorre, é que uma série de técnicas podem ser aplicados a um sistema de monitoramento, entre eles podem ser citados:

- Emissão Acústica (EA);
- Corrente elétrica;
- Temperatura de corte;
- Dimensões da peça;
- Sinais ultrassônicos e óticos;
- Acabamento superficial;
- Tensões e deformações;
- Vibrações;
- Emissão Sonora;
- Etc..

Dessa forma, é possível ter noção da infinidade de técnicas que podem ser utilizados em um sistema de monitoramento. Contudo, a aplicação pura e simples de um Sistema desses não fará com que o objetivo seja atingido com sucesso. Para Rangwala e Dornfeld (1991), um sistema requer o conhecimento da dependência do sinal com as variáveis de processo e ainda, o entendimento dos mecanismos fonte, responsáveis pela geração do sinal. Além disso, para Tönshoff *et al.* (1988) alguns requisitos básicos, relativos aos sensores devem ser respeitados no monitoramento indireto:

- Estar o mais próximo possível do ponto de corte;
- A rigidez da ferramenta não deve ser reduzida para a introdução do sensor;
- Não se deve reduzir o espaço de trabalho;
- Não se devem alterar condições de corte;
- Devem ser livres de desgaste e manutenção, facilmente substituídos e terem baixo custo;
- Sua função deve ser independente da ferramenta e/ou peça;
- As características metrológicas devem ser adequadas;
- Devem resistir à sujeira, cavacos e às influências mecânicas, eletromagnéticas e térmicas;
- Transmissão de sinal deve ser confiável.

2.5.1– Métodos de monitoramento direto na usinagem

Os métodos diretos de monitoramento de usinagem não apresentam interferências de outros parâmetros, porque medem diretamente a variável a ser monitorada. Entretanto, são muito difíceis de serem empregados na prática, pois, em geral não se consegue fazer as medições enquanto o processo está acontecendo “on-line” (BONIFÁCIO, 1993). Siddhpura e Paurobally (2012) mostram os métodos de monitoramento direto mais utilizados (Figura 2.34), baseado nas bibliografias que descrevem estes métodos. Percebe-se que o método óptico é o mais popular de todos.

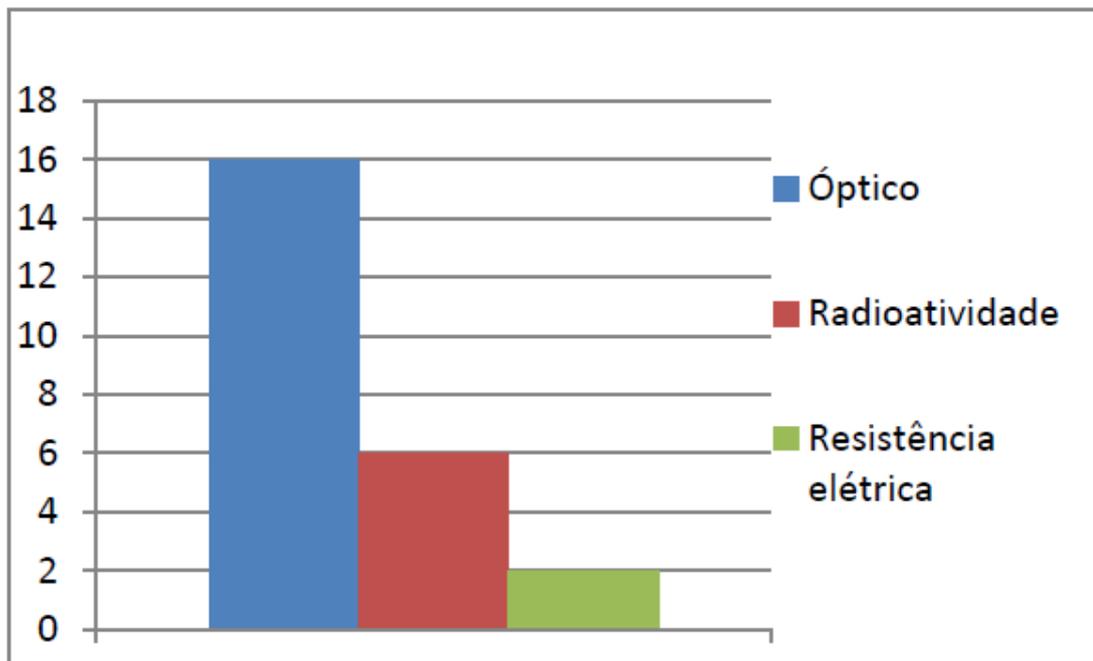


Figura 2.34 – Número de publicações dos métodos de monitoramento direto para medir o desgaste da ferramenta (SIDDHPURA; PAUROBALLY, 2012).

I. Óptico

Como uma ferramenta gasta reflete mais luz do que uma ferramenta nova, então, as medidas ópticas de monitoramento de usinagem baseiam-se nesta “propriedade” (BONIFÁCIO, 1993). Um feixe de laser é direcionado à superfície desgastada da ferramenta,

sendo que a reflexão desta é captada por uma câmara, e então digitalizada e processada, obtendo por este meio a amplitude do desgaste da ferramenta. Através deste sistema, pode-se levantar a posição ou a forma da ponta da ferramenta, sendo que a princípio o sistema óptico foi desenvolvido com o intuito de avaliar o grau de desgaste do flanco, porém experimentos foram e tem sido realizados no intuito de utilizar o método para a determinação de outros tipos de desgastes (COSTA, 1995).

II. Radioatividade

Este método baseia-se no fato de que partículas que se desprendem da ferramenta originando o desgaste, são carregadas junto com os cavacos para fora da zona de usinagem. Baseando-se nisso, bombardeia-se a ferramenta com partículas radioativas. À medida que a ferramenta se desgasta, partículas ativadas radioativamente são extraídas da ferramenta, resultando num decaimento radioativo na zona de usinagem, que pode ser medido através de técnicas convenientes. Vale salientar que o monitoramento por análise radioativa é aplicado de forma restrita, pois a radioatividade representa um sério risco para os operadores ou ao ambiente e exige um alto investimento para o seu controle (BONIFÁCIO, 1993).

III. Resistência elétrica na junção peça/ferramenta

Na medida em que se aumenta o desgaste da ferramenta, cresce a área de contato entre a peça e a ferramenta e, portanto, cai a resistência elétrica dessa junção (PIGARI, 1995). Este método de monitoramento é normalmente utilizado para a verificação do desgaste da superfície de folga da ferramenta em processos de torneamento em operações de acabamento (COSTA, 1995).

Cuidados especiais devem ser tomados quando a escolha do modelo se relaciona a variação da resistência elétrica com o desgaste da ferramenta. Uma vez que o desgaste da ferramenta está diretamente ligado aos parâmetros de corte utilizados, deve-se saber a velocidade de corte, o avanço e as forças envolvidas no processo (COSTA, 1995).

IV. Mudanças dimensionais na peça

Devido ao desgaste da ferramenta, as dimensões da peça que foi usinada mudam. Portanto, o desgaste pode ser avaliado diretamente da medição de mudanças nas dimensões da peça. Existem vários sensores que foram desenvolvidos para medição do diâmetro da peça. Os métodos utilizados podem ser de medição por contato ou sem contato (PIGARI, 1995). Vale salientar que a dilatação térmica da peça e as vibrações do sistema são problemas enfrentados por este método (CALDEIRANI FILHO, 1998).

V. Distância peça/ferramenta

Durante uma operação de corte, à medida que o desgaste da ferramenta aumenta, a distância entre a ferramenta ou o porta-ferramentas e a peça diminui com o crescimento desse desgaste. Esta distância pode ser medida utilizando micrômetros eletrônicos, ondas ultrassônicas ou medidores pneumáticos (CALDEIRANI FILHO, 1998). Vibrações e dilatação térmica são problemas enfrentados por esse método, afetando os resultados (PIGARI, 1995).

2.5.2 Métodos de monitoramento indireto na usinagem

Os métodos indiretos de monitoramento de usinagem têm a sua principal característica a fácil aplicação e pouca interferência no processo, pois pode-se utilizar equipamentos de pequenas dimensões, e em vários casos, mede-se um sinal ou efeito remotamente, ou seja, distante da zona de usinagem, não interferindo portanto no processo. A sua principal desvantagem está no fato de que não somente o que se quer medir, por exemplo, o desgaste da ferramenta, influencia no sinal medido, mas também outros fatores, como condições de usinagem, condições da máquina, etc (BONIFÁCIO, 1993).

Siddhpura e Paurobally (2012) mostram os métodos de monitoramento indireto mais utilizados (Figura 2.35), baseado em bibliografias que descrevem estes métodos. Observa-se que os métodos de força e vibração são os mais usados pelos pesquisadores.

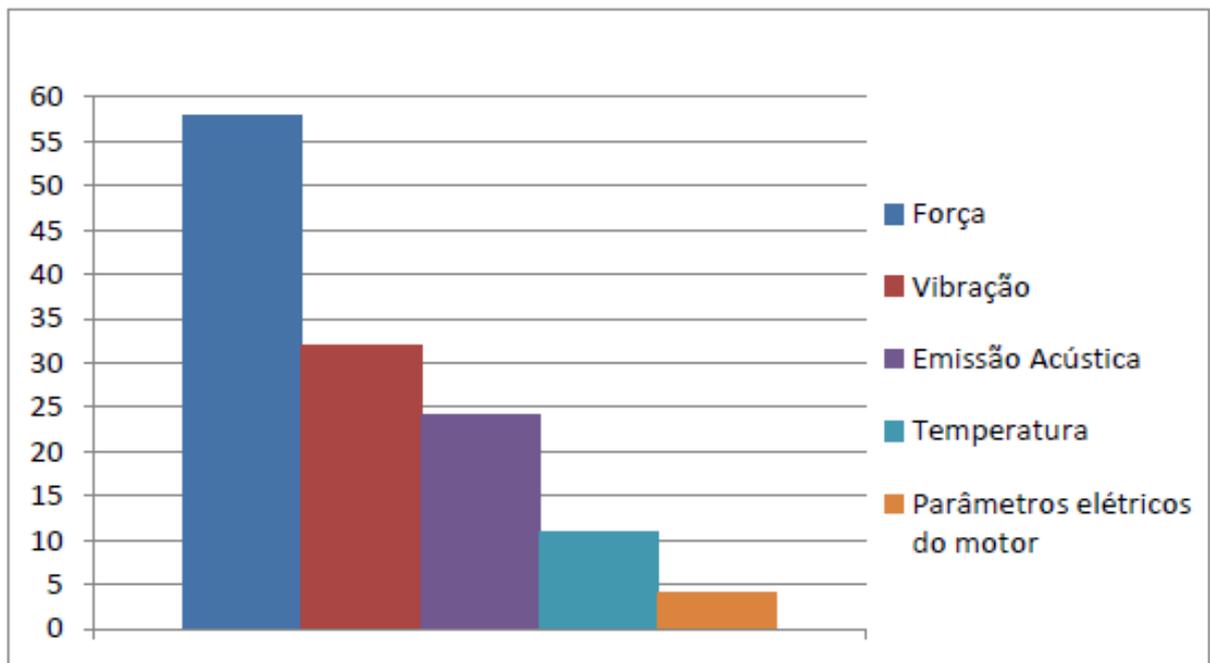


Figura 2.35 – Número de publicações dos métodos de monitoramento indireto para medir o desgaste da ferramenta (SIDDHPURA; PAUROBALLY, 2012).

i) Forças de usinagem

As forças de usinagem são os mais pesquisados para se monitorar o processo de usinagem por duas principais justificativas: a primeira é a facilidade de se medir as forças de usinagem por dinamometria, um método amplamente conhecido, e a segunda é que há um “consenso” de que a força de usinagem é um bom parâmetro indicador sobre desgaste, quebra ou outras anomalias referentes à ferramenta (BONIFÁCIO, 1993).

Entre os vários sistemas utilizados na medição das forças da usinagem, o que se destaca é o dinamômetro piezelétrico. Ele é baseado no fato de que alguns cristais, uma vez comprimidos dinamicamente, produzem um sinal elétrico proporcional às forças dinâmicas transmitidas através deles (COSTA, 1995).

ii) Emissão Acústica

A emissão acústica pode ser definida como sendo ondas de tensão elásticas geradas como resultante da liberação rápida de energia de deformação dentro de um material

submetido a um estímulo exterior, provocado pelo rearranjo de sua estrutura. Estas ondas de tensão produzem deslocamentos na superfície do material, podendo então ser detectados por sensores piezoelétricos, que possuem a característica de transformar estes deslocamentos em sinais elétricos. No processo de usinagem, as principais fontes de emissão acústica são atrito cavaco-ferramenta, o atrito ferramenta-peça, a deformação e a quebra do cavaco (COSTA, 1995).

Esse tipo de emissão é um meio sensível de monitorar tanto o desgaste como a fratura da ferramenta. O transdutor utilizado, o piezoelétrico é de custo relativamente baixo. Porém, devido às faixas de frequências consideradas importantes para a análise, entre 100 KHz a 1 MHz, a armazenagem do dados em bruto é um pouco dificultada, assim como o processamento do sinal. Este ponto tende a deixar de ser um problema, à medida que novos dispositivos de aquisição e processamento se tornam disponíveis a um custo adequado (TAVARES FILHO, 1996).

A emissão acústica apresenta algumas vantagens em relação a outros métodos de monitoramento indireto, quais sejam: o sensor é barato e pequeno (pouco intrusivo); as faixas de frequências estão acima das frequências de vibração de certos elementos da máquina ferramenta como motores e rolamentos, fazendo com que tais vibrações não se constituam em ruído no sinal medido (BONIFÁCIO, 1993).

iii) Parâmetros elétricos do motor

Durante o procedimento de corte, a corrente e a potência do motor estão relacionadas ao torque e, assim, à componente tangencial da força de corte. Com a utilização de uma ferramenta mais afiada, vai se exigir um menor torque e conseqüentemente, menor potência do motor (TAVARES FILHO, 1996). Esse tipo de monitoramento indireto é medido através da tensão e/ou corrente dos motores que acionam a máquina (BONIFÁCIO, 1993).

O sensoriamento da corrente é realizado através de sensores simples e barato, tais como o de efeito hall ou transformadores de corrente. A instalação dos sensores e eletrônica associada pode ser feita fora da área de usinagem das peças, não alterando a operação da máquina, o que torna uma grande vantagem para este processo (TAVARES FILHO, 1996).

iv) Medição de rugosidade

Ao longo da vida da ferramenta de corte, a rugosidade da peça usinada sofre alteração, principalmente quando um mecanismo de danificação da aresta de corte acontece, um lascamento por exemplo. Portanto, verificando-se a rugosidade das peças usinadas, é possível monitorar a vida da ferramenta (PIGARI, 1995).

Em condições de chão de fábrica, apesar que a utilização da rugosidade da peça como elemento indicador de desgaste não seja um processo prático, o uso deste parâmetro em experimentos de medida do desgaste é extremamente interessante, pois é na realidade, o parâmetro final que se deseja controlar em operações de acabamento. A medida da rugosidade é feita utilizando rugosímetro, mas a leitura é lenta e não adequada para o uso durante a produção, no entanto, pode ser utilizada como controle estatístico de qualidade (TAVARES FILHO, 1996).

v) Temperatura de corte

À medida que a ferramenta se desgasta, há um acréscimo na área de contato peça/ferramenta e conseqüentemente, aumenta a região de atrito e, portanto, cresce a temperatura de corte. Então, a temperatura pode ser usada para monitorar o desgaste da ferramenta e um equipamento que pode medir esse parâmetro é o termopar. Porém, esse equipamento apresenta certa dificuldade para se usar na prática, visto que a colocação de um termopar padrão sobre uma pastilha convencional seria difícil de ser realizada por operadores em chão de fábrica. Isto exige pastilhas especiais, o que limita a utilização em condições industriais. Além disso, existe a dificuldade dos tornos em transmissão do sinal capturado neste transdutor para a eletrônica de condicionamento, pois o sinal emitido pelo termopar é de pequena intensidade (PIGARI, 1995; TAVARES FILHO, 1996).

vi) Combinação de parâmetros

Influenciado por muitas variáveis, o desgaste da ferramenta é um fenômeno extremamente complexo. Então, vários pesquisadores têm dado ênfase, nos últimos anos, para o monitoramento com a medição de dois ou mais parâmetros (PIGARI, 1995).

2.5.3 Monitoramento de usinagem via vibração

Vibração é definida como o movimento de um sistema dinâmico em torno de sua posição estática. Para que um sistema mecânico vibre é necessário, e suficiente, que o mesmo tenha capacidade de armazenar energia cinética (que tenha inércia), energia potencial elástica (que seja flexível) e uma excitação externa dependente do tempo. Conseqüentemente, na prática é muito difícil evitar a vibração. Geralmente ela ocorre por causa dos efeitos dinâmicos de tolerâncias de fabricação, folgas, contatos, o atrito entre peças de uma máquina e, principalmente, devido ao efeito de forças dinâmicas desequilibradas de componentes rotativos e alternativos de máquinas (DUARTE, 2005).

Para os processos de usinagem, define-se vibração como sendo o movimento cíclico relativo entre a peça e a ferramenta, sendo que a vibração pode está presente em todos os processos de usinagem por mais simples que seja. Uma das grandes dificuldades ao lidar com o assunto de vibração em usinagem refere-se à determinação da faixa de amplitude da mesma, uma vez que vários fatores contribuem para sua formação (COSTA, 1995).

Na usinagem, as vibrações são conseqüências das variações cíclicas nos componentes dinâmicos das forças de corte (DIMLA, 2000). Normalmente, estas vibrações começam como pequenas trepidações (*chatter*), responsáveis pelo aspecto ondulado na superfície usinada e também por irregularidades na espessura do cavaco e, posteriormente, progride para a vibração propriamente dita (SOUTO, 2007).

Existe uma relação entre as vibrações durante o processo e o acabamento da superfície usinada. Em um trabalho isento de vibrações, o movimento relativo entre a ferramenta e a peça é dado pela combinação do avanço e da velocidade (POLLI, 2005). Ainda segundo Polli (2005), a rugosidade cinemática pode ser calculada em função do diâmetro da ferramenta e do avanço por dente (Figura 2.36-a). Mas como isso é impossível de se conseguir, entram em jogo as vibrações da ferramenta, que faz com que seja imposta uma componente na direção normal a de avanço que confere a peça usinada uma piora na qualidade da superfície usinada do ponto de vista de rugosidade (Figura 2.36-b).

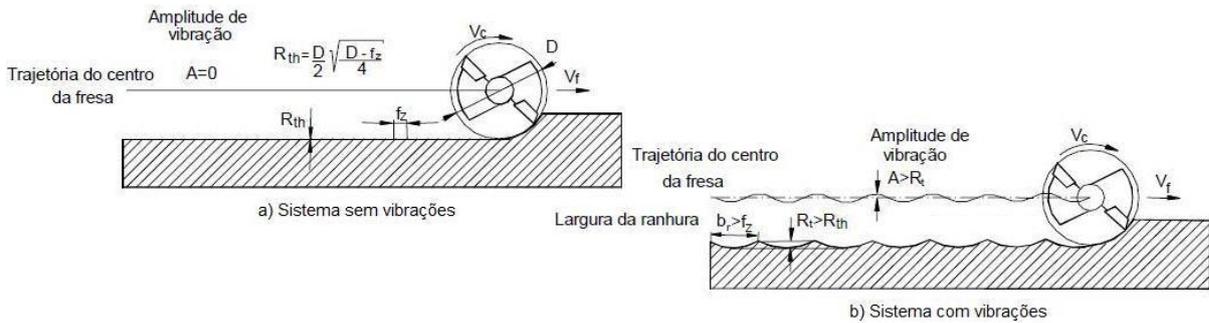


Figura 2.36 - Trajetória da ferramenta em um processo sem (a) e com vibrações (b). (POLLI, 2005)

Dimla (1998), em um trabalho de monitoramento do desgaste de uma ferramenta no torneamento, verificou que, no domínio do tempo, a amplitude dos sinais de vibração não era um bom indicador da evolução do desgaste, mas distinguiam claramente fraturas e lascamento. No domínio das frequências, as vibrações captadas na direção de corte (eixo z) se mostraram mais sensíveis às condições da ferramenta que os outros eixos, enquanto que o eixo x foi a que apresentou a pior correlação.

Pesquisas sobre o comportamento do sinal de vibração com relação ao estado de desgaste de uma ferramenta no corte interrompido foram realizadas por Rotberg *et al.* (1987). Os autores procuraram enfatizar a entrada e a saída da ferramenta no fresamento e também medições do desgaste de flanco e de cratera. Também separaram o desgaste da ferramenta em três fases (afiada, meia vida, desgastada) e estabeleceram uma descrição destas fases via espectro. Esta descrição, via metódico processamento do sinal adquirido, mostrou ser um bom indicador do estado da ferramenta durante sua vida.

Orhan *et al.* (2006) realizaram um estudo da relação entre a alteração da vibração e o desgaste da ferramenta durante o fresamento de topo de um bloco de aço ferramenta para trabalho à frio AISI D3 endurecido à 35HRC. Utilizou-se pastilhas de PCBN fixadas em um suporte de ferramenta com diâmetro de 35 mm, 2 cortes. Para esse efeito, uma série de experiências foram realizadas onde os parâmetros v_c , a_p , a_e e f_n foram mantidos constantes em 200 m/min, 0,4 mm, 30 mm e 0,1 mm/rotação. Foram realizados um total de 110 passes, monitorando de 10 em 10 passes o desgaste de flanco e amplitude do sinal de vibração. Os resultados mostraram que não houve um aumento considerável na amplitude de vibração até um valor de desgaste de flanco de 160 μ m, portanto acima a amplitude de vibração aumentou significativamente. Foram realizadas em uma fresadora vertical e a vibração foi medida em

uma única direção da máquina. Verificou-se que a amplitude de vibração aumenta com a progressão do desgaste da ferramenta, sendo que neste estudo não foi avaliado a rugosidade.

Silva *et al.* (2010), analisaram a viabilidade de aplicar uma técnica capaz de estimar a dimensão da rebarba através do monitoramento do sinal de vibração. Para tanto foram medidos os sinais de vibração no eixo x e y da máquina ferramenta durante o processo de fresamento de faceamento com uma fresa com 4 dentes de 25 mm de diâmetro e ângulo de posição de 90 graus. Utilizou-se pastilhas de metal duro, classe ISO P15-30 no fresamento do aço ABNT 1020. Observou-se que o crescimento da amplitude dos sinais de vibração com o aumento do avanço/dente e do desgaste da ferramenta, praticamente em todos os ensaios. Observou-se também que resultados mais confiáveis podem ser obtidos aumentando o número de réplicas para cada ensaio, pois a formação da rebarba é um fenômeno que gera grandes dispersões na dimensão das mesmas.

Shen *et al.* (2011) estudaram a influência da profundidade radial de corte na amplitude do sinal de vibração, na formação do cavaco e no acabamento superficial durante o fresamento de faceamento do aço inoxidável AISI 304 com fresa de pastilhas de metal duro sem cobertura. A amplitude dos sinais de vibração aumentou com o aumento da profundidade radial até 80 mm e o nível de vibração no domínio da frequência variou com a profundidade radial de corte. O valor mínimo de rugosidade ocorreu quando a profundidade radial atingiu 40 mm no experimento. O acabamento superficial está relacionado à vibração forçada e à formação do cavaco. Observou-se que o tipo de cavaco produzido durante o processo de usinagem tem efeito significativo na rugosidade da peça. No caso, o cavaco liso e regular obtido para $a_e = 40$ mm, proporciona uma boa qualidade da peça, obtendo rugosidade R_a na faixa de $0,30 \mu\text{m}$. Além disso a rugosidade também pode ser influenciada pela vibração forçada. Quando a profundidade radial a_e é pequena, a vibração forçada não é significativa e os valores de rugosidades são baixos ($R_a = 0,3-0,37 \mu\text{m}$). Com o aumento de a_e , a vibração forçada aumenta tornando-se severa, prejudicando o acabamento da peça ($R_a = 0,45 \mu\text{m}$). A profundidade radial de corte com diferentes números de dentes engajados influenciou a vibração forçada, formação do cavaco e a rugosidade da peça.

Rao *et al.* (2013) estimaram o efeito dos parâmetros de corte na vibração na rugosidade da peça usinada e volume de cavaco removido no torneamento interno do aço ABNT 1040, utilizando-se 2 pastilhas de metal duro com raio de ponta 0,4 mm e 0,8 mm. Para o monitoramento dos sinais de vibração sem contato foi utilizado um vibrômetro à laser

(LDV) durante a usinagem. A vida da ferramenta foi analisada em relação à rugosidade, amplitude dos sinais de vibração da peça e o volume de cavaco removido com o auxílio do método Taguchi, ANOVA e análise de regressão. A amplitude dos sinais de vibração da peça aumentou com o progresso do desgaste da ferramenta. Verificou-se que o parâmetro raio de ponta é 45,81% significativa por afetar a amplitude dos sinais de vibração da peça, o avanço é 55,57% significativa por afetar a rugosidade da peça e também é 51,26% significativa por afetar o volume de material removido.

Souto *et al.* (2014) avaliaram o desgaste da ferramenta através da análise dos sinais de vibração do processo de fresamento do aço ABNT 4340 e na determinação do tempo de vida da ferramenta. Utilizou-se uma fresa de 4 cortes com 50 mm de diâmetro, utilizando para os ensaios a montagem com 2 pastilhas de metal duro, classe ISO P15 de forma diametralmente oposta a fim de não haver corte simultâneo entre ambos. Foram realizados 5 experimentos, mantendo-se constante v_c , f_z e a_e em 200 m/min, 0,05 mm/dente e 25 mm, para 3 profundidades de corte - 0,25, 0,5 mm e 1 mm, nas seguintes condições: i) 2 pastilhas novas- $a_p=0,25$ mm, ii) 2 pastilhas novas – $a_p= 0,5$ mm, iii) 2 pastilhas novas - $a_p = 1$ mm, iv) 2 pastilhas desgastadas com $VB_{máx} = 0,338$ e 0,268 mm e v) 1 pastilha nova e 1 desgastada com $VB_{máx}= 0,338$ mm. Os sinais de vibração foram adquiridos com o uso de um acelerômetro monoaxial e com auxílio do software LabView. Foi utilizado o software MatLab para análise dos dados adquiridos no domínio do tempo e da frequência. Pode-se concluir que no processo de fresamento, a pastilha desgastada apresenta uma amplitude de sinal de vibração maior do que com pastilha nova. Com relação à mudança de profundidade de corte também se confirmou que o aumento deste produz um aumento na amplitude do sinal de vibração. Também observou que a amplitude de vibração no domínio das frequências entre cerca de 800 a 2000 Hz se mostrou sensível às variações introduzidas no processo e um bom indicador do estado de desgaste da ferramenta.

Dimla (2004) estudou o impacto das condições de corte nas forças e vibrações produzidas durante o torneamento de um aço (EN8 BS 970) como resultado do desgaste de ferramentas. Para tanto, o autor utilizou ferramentas novas e desgastadas (metal duro – P10) em diferentes condições de corte (profundidade, avanço e velocidade de corte) no domínio do tempo e da frequência para avaliar a natureza exata das mudanças nos sinais devido às alterações das condições de corte. Os resultados dos experimentos demonstraram que tanto as vibrações quanto as forças são afetadas por alterações nas condições de corte, em especial

velocidade de corte e avanço, que apresentaram variações mais complexas, ao contrário da profundidade de corte, como pode ser visto na quantidade de energia e na amplitude dos espectros dos sinais. Além disso, é possível perceber que há uma diferença entre os espectros de uma ferramenta nova e outra gasta em todas as condições de corte avaliadas, sendo assim, pode-se presumir que é possível realizar a identificação da condição de uma ferramenta através dos sinais de força e vibração.

Ghani *et al.*(2002) avaliaram o comportamento de três parâmetros (vibração, acabamento superficial e desgaste) durante a usinagem de um ferro fundido nodular através de uma ferramenta cerâmica mista ($Al_2O_3 + TiC$). A primeira conclusão foi que esse tipo de ferramenta não é adequada para a usinagem desse tipo de material e que o acabamento não foi afetado com o aumento do desgaste, mas somente com as variações de velocidade, avanço e profundidade de corte. Contudo, os resultados relacionados à vibração mostraram que aparentemente o aumento da velocidade tende a fazer com que o processo de corte fique mais estável, ou seja, o nível de vibração é maior em menores velocidades de corte. Dessa forma, a partir desse fato, é de se esperar que o aumento da velocidade de corte conduza a uma tendência menor de identificação entre os níveis de desgaste de ferramenta de corte, já que a amplitude de vibração é reduzida com o aumento da velocidade de corte.

Orhan *et al.* (2006) realizaram um estudo da relação entre a alteração da vibração e o desgaste da ferramenta durante o fresamento. Para esse efeito, uma série de experiências foram realizadas em uma fresadora vertical e a vibração foi medida em uma única direção da máquina. É bem conhecido da literatura que a amplitude de vibração aumenta com a progressão do desgaste da ferramenta. Neste estudo, o deslocamento e a amplitude de vibração estão de acordo com essa expectativa.

No monitoramento da usinagem via sinal de vibração, é também muito importante conhecer o comportamento dinâmico da máquina-ferramenta. Sousa (1998) realizou um mapeamento dos locais mais apropriados para o acoplamento dos acelerômetros em uma fresadora CNC Romi Interact 4. Para isto, ele determinou 80 possíveis locais de acoplamento do sensor na fresadora. A partir daí foi realizado uma análise de sensibilidade utilizando-se Funções de Resposta em Freqüência (FRF). Após esta análise, o autor verificou que muitos dos locais de acoplamento apresentavam características dinâmicas muito semelhantes, permitindo reduzir os possíveis pontos a vinte e nove, sendo a maioria próxima do mancal inferior do eixo porta fresa e na mesa de trabalho e uma na própria peça a ser usinada.

Capítulo 3

3. MATERIAIS E MÉTODOS

Neste capítulo é apresentado a descrição do material a ser usinado, dos sistemas de medição e controle adotados, da metodologia aplicada na realização dos ensaios e dos equipamentos e ferramentas utilizadas em todo o procedimento experimental.

3.1- Materiais

O material utilizado para os corpos de prova foi o aço ABNT 1045, com a composição química descrita na Tabela 3.1.

Tabela 3.1- Composição química (%) do aço ABNT 1045 (GERDAU, 2003)

Material	C	Mn	P _{máx.}	S _{máx.}
Aço ABNT 1045	0,430-0,500	0,600-0,900	0,040	0,050

Os experimentos foram realizados em duas etapas:

Etapa 1: estudo da relação fase plana / avanço por dente (b_s/f_z) e monitoramento do sinal de vibração para as três condições de montagem.

Para a realização destes ensaios, utilizou-se um bloco de aço ABNT 1045 (Figura 3.1) de dureza de 180 HB usinado com dimensões 90 x 100 x 160 mm sendo fixado em uma morsa hidráulica Industécnica modelo MH-1 com força máxima de aperto 4.000 Kg e sua fixação sobre a mesa da máquina por meio de quatro parafusos com cabeça allen de 16 mm de diâmetro e porcas T.

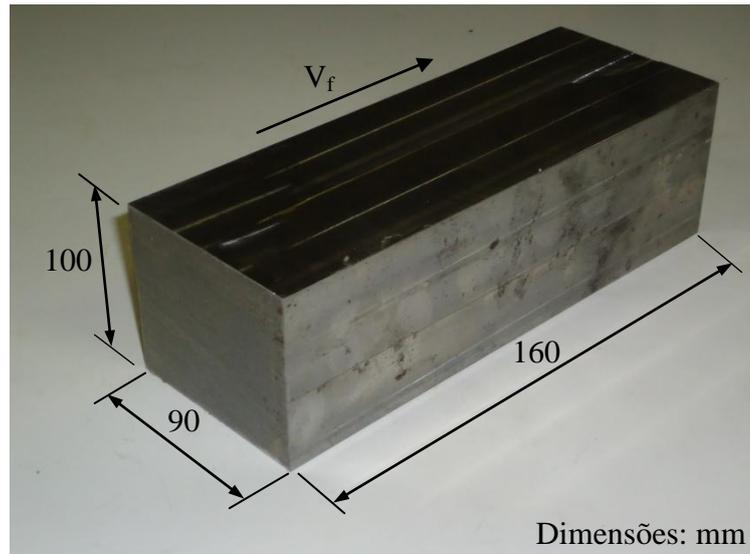


Figura 3.1- Corpo de prova utilizado para os ensaios de estudo da relação b_s/f_z .

Etapa 2: Ensaios de vida da ferramenta para as três condições montagem.

Para estes ensaios confeccionou-se um corpo de prova (Figura 3.2) com as dimensões 90 x 100 x 260 mm, fixado diretamente na mesa do centro de usinagem por dois parafusos com cabeça Allen de 12 mm de diâmetro e porcas T.

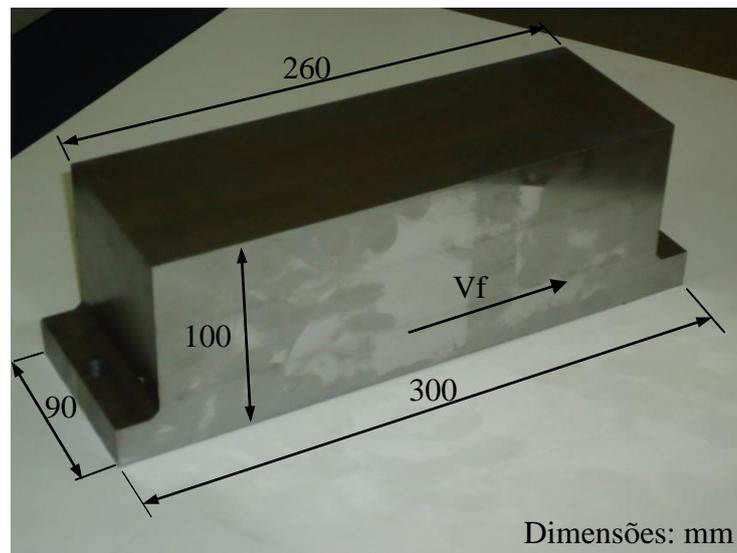


Figura 3.2- Corpo de prova utilizado para os ensaios de vida da ferramenta.

3.2 - Máquina Ferramenta

Os experimentos foram realizados utilizando um Centro de Usinagem Vertical de modelo ROMI D 600 (Figura 3.3) no laboratório de Automação da Manufatura – LAM da UNIFEI, utilizando comando numérico computadorizado GE FANUC Oi-MD, possui um cabeçote vertical com eixo-árvore cone ISO 40, com faixa de rotação de 10 a 10.000 rpm, potência de 15 kW, avanço rápido de 30 m/min nos 3 eixos de programação (x, y e z). Outras especificações da máquina são:

- Curso da mesa superior (eixo x): 600 mm.
- Curso da mesa inferior (eixo y): 530 mm.
- Curso do cabeçote (eixo z): 580 mm.
- Distância entre nariz do eixo-árvore e a mesa: 115 a 695 mm.



Figura 3.3 – Centro de usinagem Romi (ROMI, 2013).

3.3- Ferramenta de corte

A ferramenta de corte utilizada foi a fresa de facear modelo Coromill 245 de especificação R245-063Q22-12H (Sandvik-Coromant) duplo-positiva, ângulo de posição 45 graus, passo extra fino, diâmetro de corte 63 mm e 6 dentes. Foram utilizadas pastilhas com geometria normal código R245-12T3E-PL GC 1030 com fase plana $b_s = 2,1$ mm e pastilhas alisadoras código R245-12T3E-W GC 1030 com fase plana $b_s = 8,2$ mm. As pastilhas utilizadas foram de metal duro ISO P30 revestidas com TiN/AlTiN pelo processo PVD, mostradas na Figura 3.4.



Figura 3.4- Fresa de facear e pastilhas utilizadas (Sandvik Coromant, 2011).

3.4 – Instrumentos de medição

3.4.1- Microscópio Óptico

Para o acompanhamento do desgaste de flanco das ferramentas ao longo dos ensaios de vida, foi utilizado um microscópio estereoscópio Olympus modelo SZ61 e uma câmera fotográfica digital Infinity 1 com capacidade de ampliação de até 40X. A análise das imagens foi feita através do programa Infinity Analyze 6.3.0. A Figura 3.5 ilustra a montagem descrita.

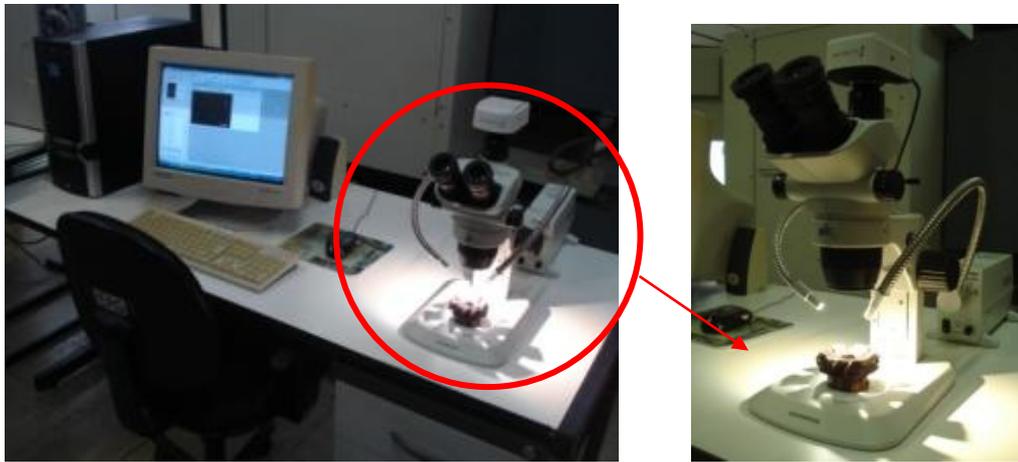


Figura 3.5- Medição do desgaste de flanco ao longo da vida das ferramentas.

3.4.2- Rugosímetro

Para medir o perfil de rugosidade da superfície usinada durante os ensaios da etapa 1 e 2, foi utilizado um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-210P conectado a um computador contendo o programa SurfTest® SJ-210 Serial Communication 2.00 para medição e gravação dos pontos adquiridos do perfil de rugosidade (Figura 3.6).



Figura 3.6- Rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-210P utilizado nas medições.

3.4.3- Sistema de monitoramento

Para o monitoramento da amplitude do sinal de vibração foi utilizado um vibrômetro laser modelo (VQ-500-D) marca Ometron, atuando como sensor. Para a aquisição e armazenamento dos sinais de vibração foram utilizados equipamentos da *National Instruments*: Rack modelo CADQ 9174 juntamente com módulo NI 9234 e software *LabVIEW* com *NI Sound and Vibration Assistant* com taxa de amostragem de 25 kHz e faixa de frequência até 10 kHz. A análise do sinal foi realizada pelo programa computacional de engenharia Matlab®. O esquema de todo o sistema é representado na Figura 3.7



Figura 3.7- Sistema de monitoramento da amplitude do sinal de vibração.

3.5 - Procedimentos experimentais

Etapa 1: Estudo da relação fase plana e avanço por dente (b_s/f_z) e monitoramento da amplitude de sinal de vibração para as três condições de montagem.

Os ensaios foram divididos em 3 fases, sendo:

1ª fase: Montagem da fresa com 6 pastilhas normais (Figura 3.8-a);

2ª fase: Montagem da fresa com 5 past. normais e 1 pastilha alisadora (Figura 3.8-b);

3ª fase: Montagem da fresa com 4 pastilhas normais e 2 alisadoras equidistantes à 180° (Figura 3.8-c).

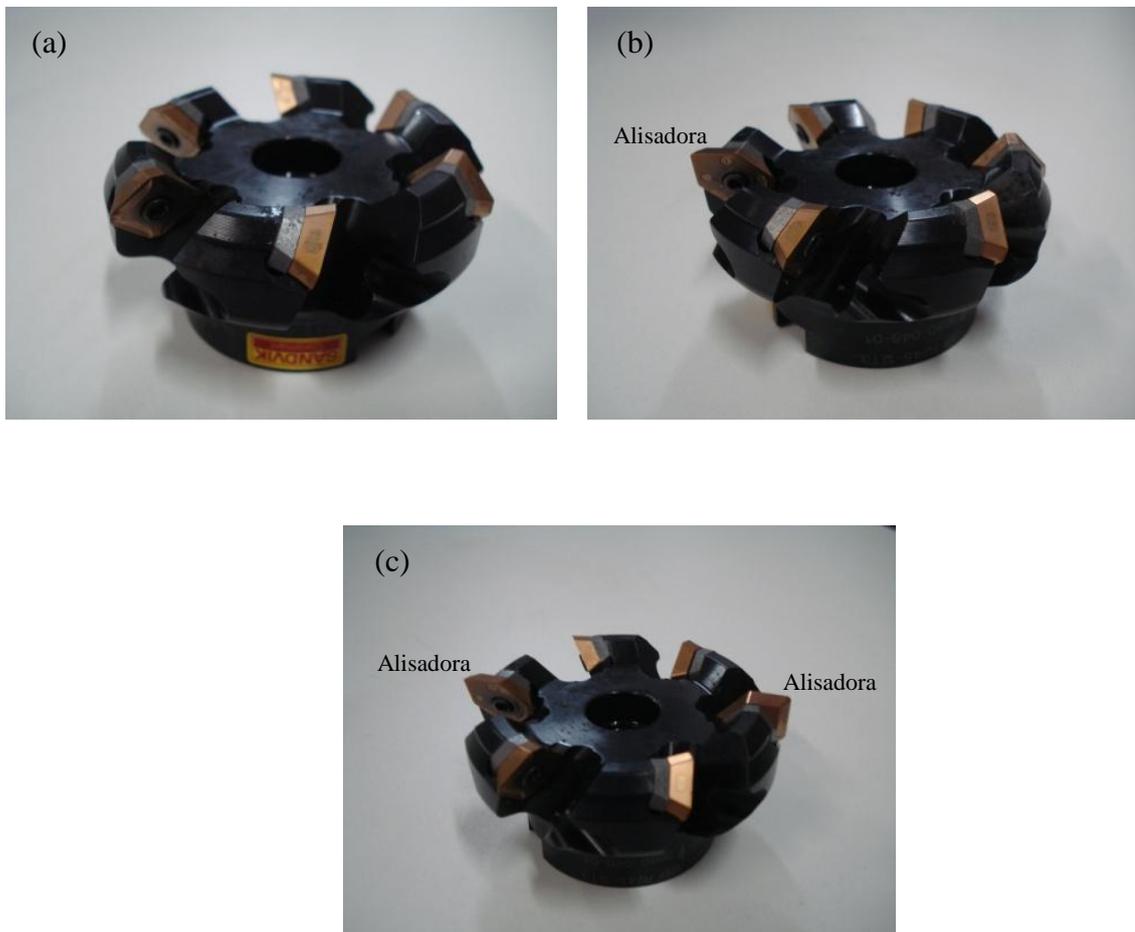


Figura 3.8- Tipos de montagem da fresa: a) 6 pastilhas normais; b) 5 past. normais e 1 alisadora; c) 4 past. normais e 2 alisadoras.

Todos os ensaios para cada montagem (1ª, 2ª e 3ª fase) foram realizados com avanço por volta f_n até acima da fase plana (b_s), com o objetivo de determinar o ponto de saturação da relação b_s/f_z com as rugosidades R_a e R_t . Os parâmetros utilizados para a realização dos ensaios encontram-se na Tabela 3.2.

Tabela 3.2- Parâmetros de corte utilizados para os testes

Ensaio	f_z mm/dente	f_n mm/rot.	1ª fase (6 pastilhas normais)		2ª fase (1 pastilha alisadora) 3ª fase (2 pastilhas alisadoras)	
			b_s/f_z	V_f mm/min	b_s/f_z	V_f mm/min
1	0,05	0,3	42,0	448	164,0	448
2	0,08	0,48	26,3	716	102,5	716
3	0,11	0,66	19,1	985	74,5	985
4	0,14	0,84	15,0	1.253	58,6	1.253
5	0,17	1,02	12,4	1.522	48,2	1.522
6	0,2	1,2	10,5	1.790	41,0	1.790
7	0,23	1,38	9,1	2.059	35,7	2.059
8	0,26	1,56	8,1	2.327	31,5	2.327
9	0,28	1,68	7,5	2.506	29,3	2.506
10	0,3	1,8	7,0	2.685	27,3	2.685
11	0,33	1,98	6,4	2.954	24,8	2.954
12	0,36	2,16	5,8	3.223	22,8	3.223
13	0,39	2,34	5,4	3.491	21,0	3.491
14	0,42	2,52	5,0	3.760	19,5	3.760
15	0,45	2,7			18,2	4.028
16	0,48	2,88			17,1	4.297
17	0,51	3,06			16,1	4.565
18	0,54	3,24			15,2	4.834
19	0,56	3,36			14,6	5.013
20	0,59	3,54			13,9	5.282
21	0,62	3,72			13,2	5.550
22	0,65	3,9			12,6	5.819
23	0,68	4,08			12,1	6.087
24	0,71	4,26			11,5	6.356
25	0,74	4,44			11,1	6.624
26	0,77	4,62			10,6	6.893
27	0,8	4,8			10,3	7.162
28	0,83	4,98			10	7.430
29	0,86	5,16			9,5	7.699
30	0,89	5,34			9,2	7.967
31	0,92	5,52			8,9	8.236

Antes de iniciar todos os ensaios, foram realizadas a avaliação do batimento axial e radial das pastilhas para cada montagem de fresa utilizando um relógio apalpador anti-magnético marca Mitutoyo® com faixa de medição de 0-1 mm, resolução de 0,01 mm (Figura 3.9). A Tabela 3.3 apresenta os valores medidos, na qual observa-se que as pastilhas normais tem batimento axial zero e as alisadoras estão 0,05 mm abaixo do plano de trabalho da fresa. Vale salientar que o batimento radial zero das pastilhas também avaliado. Também foi realizado a marcação na parte frontal da fresa da posição das pastilhas com intuito de indentificação posterior (Figura 3.10).

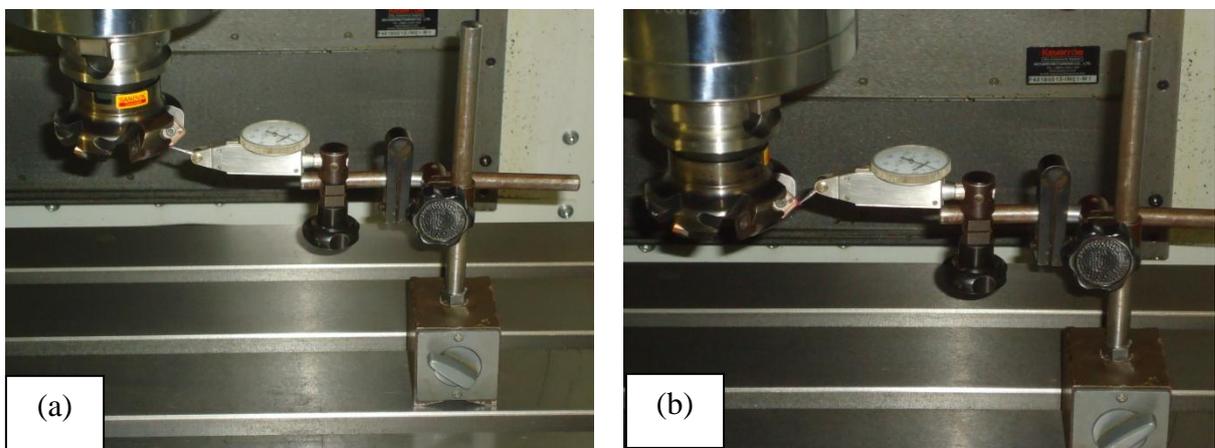


Figura 3.9- Avaliação do batimento das pastilhas para cada montagem a) axial e b) radial.

Tabela 3.3- Posicionamento axial de cada pastilha para cada montagem (nova)

Montagem	6 pastilhas normais						1 pastilha alisadora						2 pastilhas alisadoras					
Posição	1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	5	6	1	2	3	4	5	6
+ ↑																		
0 (ref.)	0	0	0	0	0	0	0		0	0	0	0	0		0	0		0
- ↓							0,05						0,05				0,05	

Posição da pastilha alisadora na fresa.



Figura 3.10- Identificação na parte frontal da fresa da posição das pastilhas.

Todos os ensaios foram realizados com velocidade de corte v_c de 300 m/min, rotação no eixo-árvore de 1.492 rpm, profundidade axial de corte $a_p = 0,5$ mm, profundidade radial de corte $a_e = 45$ mm, corte concordante e à seco.

Após a realização de cada ensaio, utilizando-se o rugosímetro Mitutoyo SJ-210 mediu-se os valores das rugosidades média R_a e total R_t no sentido do eixo x da máquina, ajustando-se o parâmetro de *cut-off* em 0,8 mm para todas as medidas. Foram realizadas 12 medições no centro de cada trecho usinado, para que a rugosidade medida não sofresse interferência da vibração das regiões de entrada e de saída do dente da fresa no corpo de prova (Figura 3.11).



Figura 3.11- Sistema de medição das rugosidades R_a e R_t .

Etapa 2: Ensaios de vida da ferramenta para as três condições montagem

Para cada configuração de montagem foi realizado um ensaio de vida da ferramenta, adotando-se as seguintes condições de corte: avanço de 0,35 mm/dente ($V_f = 3.133$ mm/min) para utilizar 100% do comprimento da fase plana (b_s), ($f_n = 6 \times 0,35 = 2,1$ mm = b_s) para montagem com 6 pastilhas normais e avanço de 0,80 mm/dente ($V_f = 7.162$ mm/min) para utilizar 60% do comprimento da fase plana (b_s), ($f_n = 6 \times 0,80 = 4,8$ mm = b_s) para montagem com 1 e 2 pastilhas alisadoras, mantendo-se constante a rotação do eixo árvore de 1.492 rpm, velocidade de corte de 300 m/min, profundidade axial de corte de 0,5 mm, profundidade radial de corte de 45 mm, com entrada direta da fresa na peça.

Durante os ensaios de vida, a operação era interrompida sistematicamente para medição do desgaste de flanco da ferramenta e da rugosidade da peça usinada até que atingisse o critério de fim de vida estabelecido: desgaste de flanco máximo ($VB_{m\acute{a}x}$) de 0,3 mm ou Rugosidade R_a de 1 μ m.

Antes de iniciar todos os ensaios, foram realizadas a avaliação do batimento axial e radial para cada montagem, conforme realizado para os ensaios da etapa 1.

Posteriormente, realizou-se um ensaio de vida da ferramenta utilizando os mesmos parâmetros de corte do ensaio de vida anterior e a mesma metodologia, com o objetivo de verificar a influência da posição da pastilha alisadora na fresa, nos resultados de rugosidade e vida da ferramenta para as montagens com 1 e 2 pastilhas alisadoras.

Capítulo 4

RESULTADOS E DISCUSSÃO

4.1- Estudo da relação fase plana e avanço por dente (b_s/f_z) e monitoramento da amplitude do sinal de vibração.

As Figuras 4.1 e 4.2 apresentam o comportamento dos valores das rugosidades R_a e R_t em função do avanço por dente, para as três configurações de montagem da fresa: (i) 6 pastilhas normais; (ii) 5 pastilhas normais e 1 alisadora; e (iii) 4 pastilhas normais e 2 alisadoras. Observa-se que os valores de rugosidades R_a e R_t são maiores para as configurações com 1 e 2 pastilhas alisadoras em relação ao uso de apenas pastilhas normais. No entanto, as fresas com pastilhas alisadoras apresentam melhor desempenho em termos de acabamento para maiores valores de avanço por dente. Observa-se que ocorreu a redução dos valores de rugosidade com a diminuição da relação b_s/f_z , ou seja com o aumento do avanço por dente para todas as configurações de montagem. O efeito de alisamento da fase plana das pastilhas torna-se efetivo a partir de determinados valores da relação b_s/f_z , aqui denominados de pontos de saturação e destacados na Tabela 3.2.

Na montagem com apenas pastilhas normais, para a relação b_s/f_z igual a 7 ($f_z = 0,3$ mm/dente) conseguiu-se o melhor valor de rugosidade ($R_a = 0,345 \mu\text{m}$ - $f_n = 0,85.b_s$). Observou-se também que para valores de avanço por dente acima de 0,36 mm/dente houve um crescimento da rugosidade R_a em função da saturação do efeito de alisamento da fase plana da pastilha (b_s). No caso das configurações com 1 e 2 pastilhas alisadoras na fresa, obteve-se as rugosidades $R_a = 0,473 \mu\text{m}$ e $R_a = 0,539 \mu\text{m}$, respectivamente, para uma relação b_s/f_z de 10, utilizando 60% da fase plana da pastilha alisadora ($f_n = 0,6 b_s$). A partir desta relação houve também um crescimento da rugosidade R_a em função de uma possível sobrecarga na pastilha alisadora, pois nesta condição tinha-se um avanço por dente de 0,83 mm/dente e uma velocidade avanço de 7.430 mm/min.

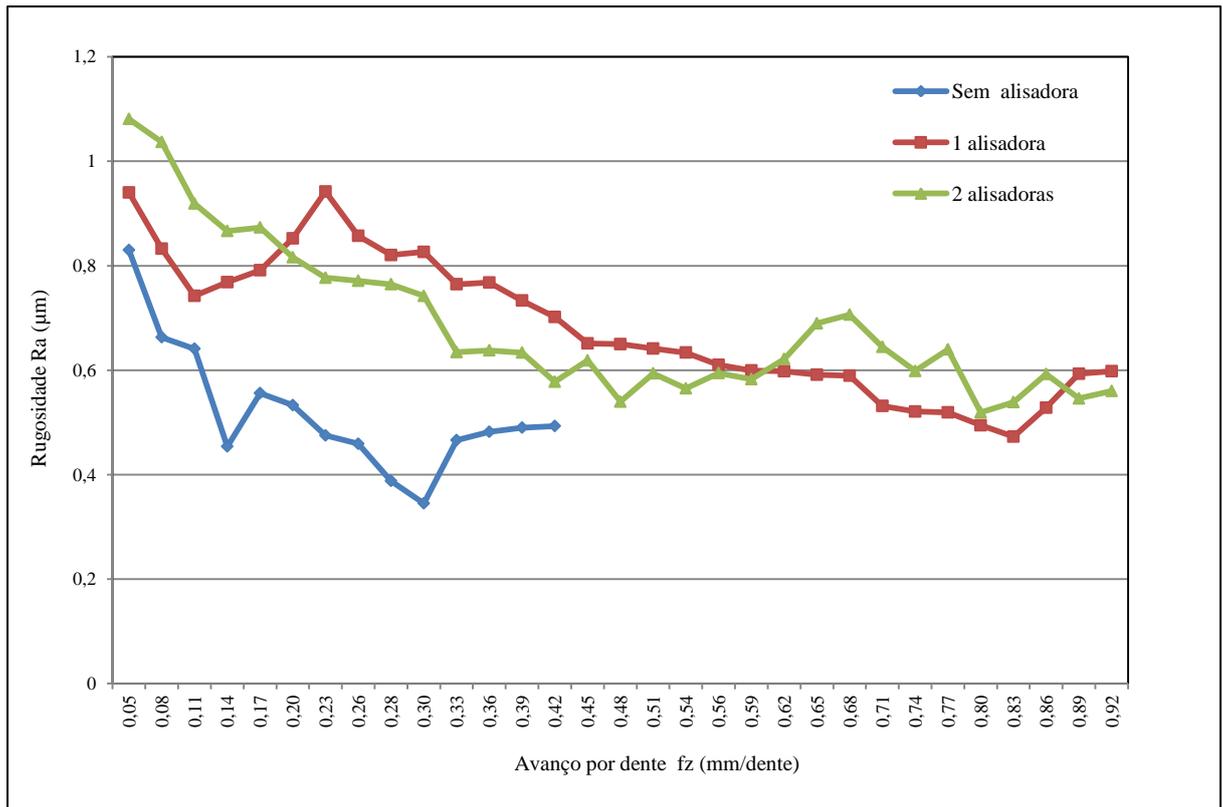


Figura 4.1- Rugosidade média R_a para as 3 configurações de montagem

Com relação ao parâmetro de rugosidade R_t observa-se que o seu comportamento com a variação do avanço por dente foi análogo ao da rugosidade R_a (Figura 4.2). A rugosidade R_t decresceu com o aumento de f_z até o ponto de saturação e depois apresentou uma tendência de elevação. A rugosidade R_t com a aplicação de 2 pastilhas alisadoras apresentou um comportamento instável para avanços por dente acima de 0,40 mm/dente. Este fato pode ser explicado em função da maior área de contato de alisamento das 2 pastilhas com a superfície da peça.

Levando-se em consideração o comportamento das rugosidades R_a e R_t em função do avanço por dente com o uso de pastilhas alisadoras, pode-se constatar que para a fresa de 6 dentes, a utilização de apenas 1 pastilha alisadora é mais adequada para um bom desempenho do processo em termos de rugosidade, pois pode-se conseguir rugosidade da peça no mesmo nível daquela conseguida com a fresa sem pastilha alisadora, com um avanço por dente bem maior e, portanto, velocidade de avanço maior e tempo de corte menor.

Verificou-se durante os ensaios um comportamento atípico das rugosidades em relação ao avanço por dente, ou seja, a rugosidade teve uma tendência de queda com o aumento do avanço. Este fato pode ser explicado pelo excesso de alisamento da fase plana, tanto na pastilha normal como nas pastilhas alisadoras, que aconteceram em condições de alta relação bs/fz , ou seja, abaixo dos pontos de saturação. Este excesso de alisamento das fases planas em baixos avanços por dente provocou uma sequência de riscamentos na superfície fresada. A Figura 4.3 apresenta os perfís de rugosidade para as diversas montagens com os respectivos avanços por dente, antes, no ponto e depois da saturação (bs/fz). Na Figura 4.3-a observa-se diversos pontos de riscamento na superfície fresada para a condição de baixo avanço ($fz = 0,08$ mm/dente), poucos pontos de riscamento no ponto de saturação ($fz = 0,3$ mm/dente) e um maior número de riscamento acima do ponto de saturação ($fz = 0,42$ mm/dente), para a montagem de 6 pastilhas normais.

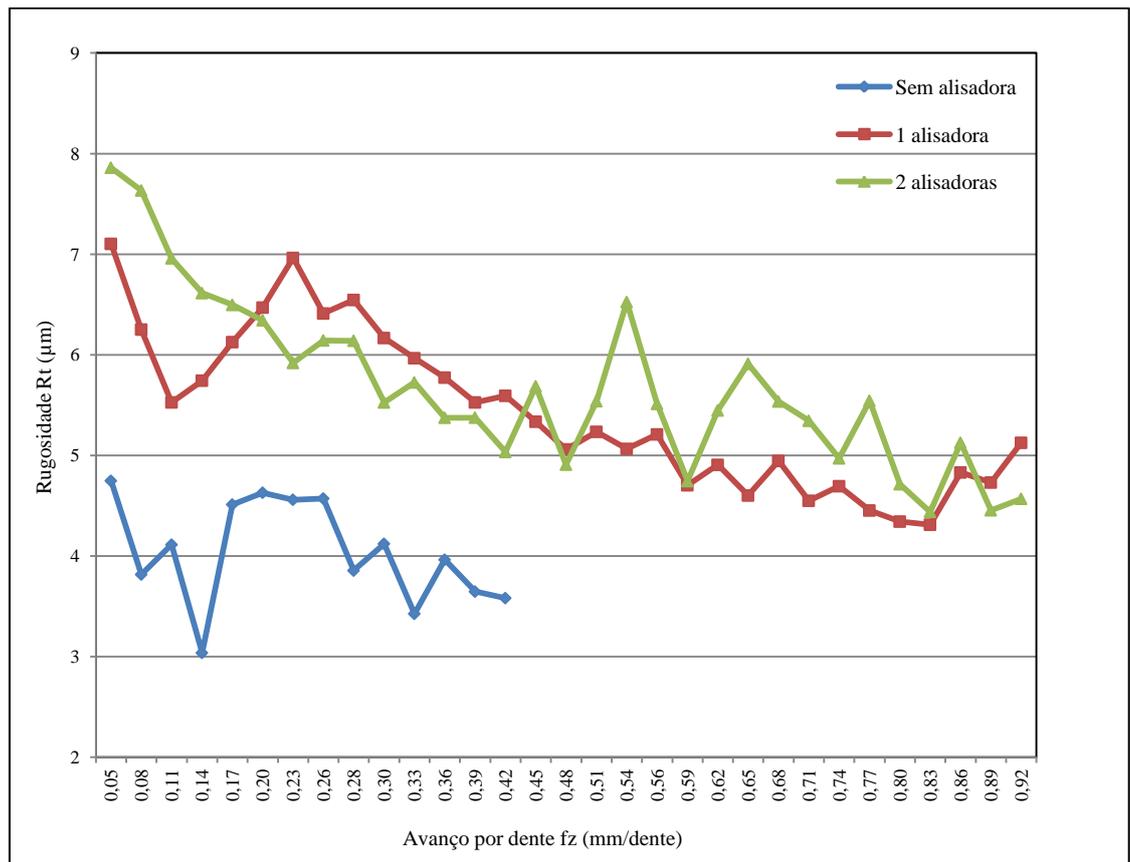


Figura 4.2- Rugosidade total R_t para as 3 configurações de montagem

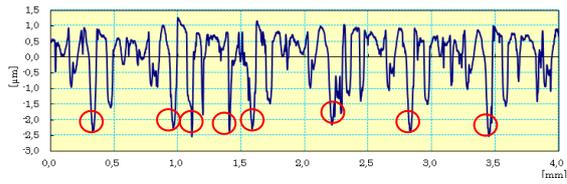
Nas Figuras 4.3-b e 4.3-c observam-se vários pontos de riscamento para o avanço de 0,08 mm/dente, poucos pontos de riscamento para a condição de saturação ($f_z = 0,83$ mm/dente) e um maior número de pontos para o avanço de 0,92 mm/dente, para as montagens com 1 e 2 pastilhas alisadoras. Portanto, verificou-se que estes pontos de riscamento influenciaram no comportamento atípico das rugosidades R_a e R_t em relação ao avanço por dente da fresa.

Existem três hipóteses para explicar a diminuição da rugosidade com o aumento do avanço e conseqüente diminuição da relação bs/f_z e, assim, diminuição do alisamento. São elas: a) estes picos foram gerados por minúsculas imperfeições da aresta secundária de corte da ferramenta (fase plana). Estas imperfeições, ao atritarem com a peça já usinada, a riscavam. Quando bs/f_z era menor (f_z maior), o número de vezes que estas imperfeições atritavam com a peça era também menor, fazendo com que o número de riscos e, conseqüentemente a rugosidade diminuíssem. A partir do ponto de saturação a rugosidade volta a subir (ou a se manter razoavelmente estável) porque a partir daí a diminuição do alisamento causado pela baixa relação bs/f_z passou a predominar na geração de rugosidade. Observa-se nas Figura 4.3-a para avanço por dente $f_z = 0,08$ mm/dente um período constante de ocorrência de riscamentos a cada avanço por rotação de 0,48 mm (6 dentes x 0,08 mm) ou seja a pastilha mais proeminente provoca esse fenômeno. O mesmo é observado para o avanço por dente $f_z = 0,3$ mm/dente onde o período de riscamento é de 1,8 mm (6 dentes x 0,3mm); b) com baixo avanço a pressão específica de corte é alta e, assim, a deformação plástica da porção da peça vizinha àquela porção que se transforma em cavaco (fluxo lateral de cavaco) é grande. Esta deformação se transforma em rugosidade; c) a variação de esforços causada pela posição axial mais proeminente da pastilha alisadora, gerou vibração e, com isso, maior rugosidade quando a fresa com pastilha alisadora foi utilizada.

Pontos de riscamento ○

a) 1ª montagem: 6 pastilhas normais

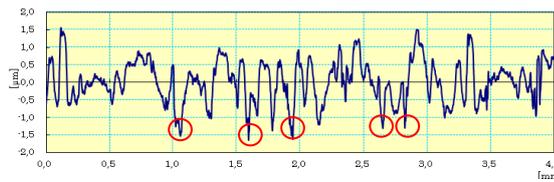
$f_z = 0,08$ mm/dente



$f_z = 0,3$ mm/dente (Saturação)

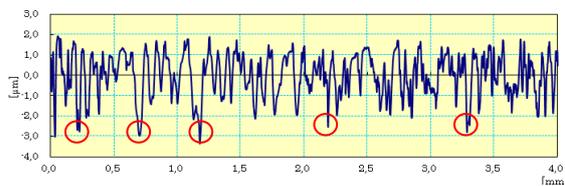


$f_z = 0,42$ mm/dente

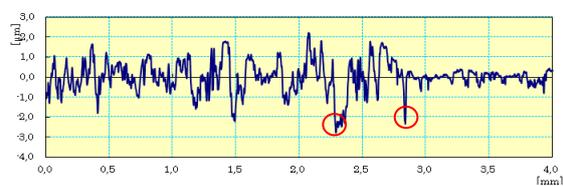


b) 2ª montagem: 1 alisadora

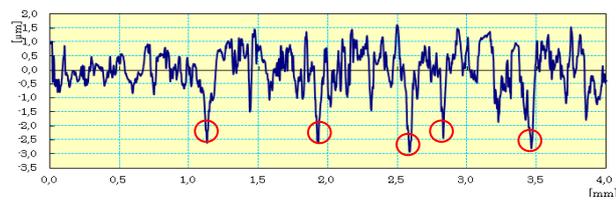
$f_z = 0,08$ mm/dente



$f_z = 0,83$ mm/dente (Saturação)



$f_z = 0,92$ mm/dente



c) 3ª montagem: 2 pastilhas alisadoras

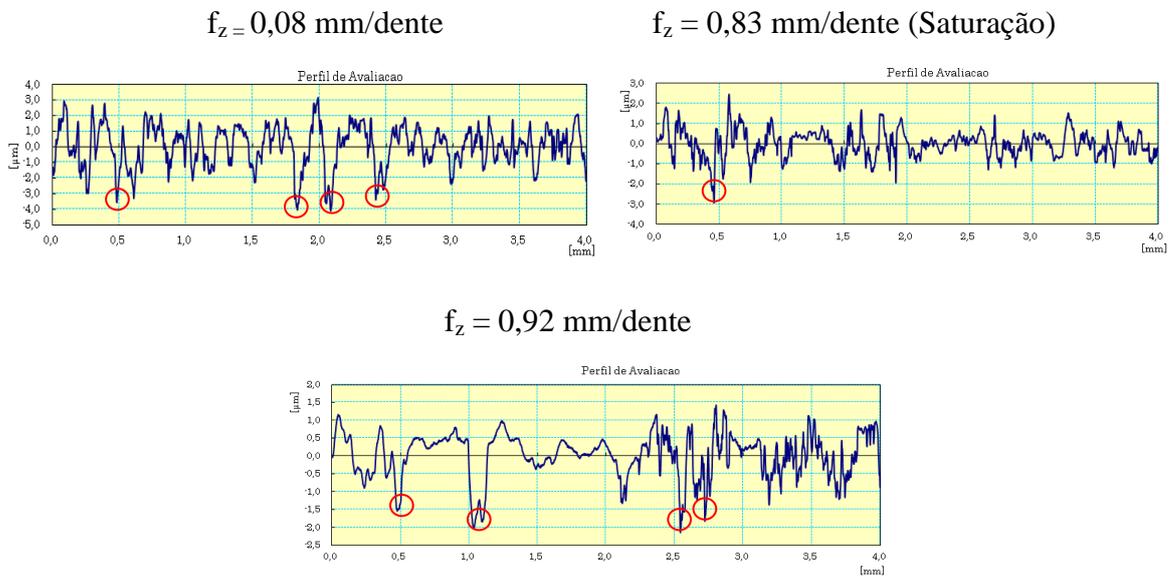


Figura 4.3. Perfis de rugosidade para diversas montagens. a) 6 pastilhas normais; b) 1 pastilha alisadora; c) 2 pastilhas alisadoras.

A seguir faz-se uma análise da vibração da peça durante o corte com o objetivo de confirmar qual das 3 hipóteses realmente ocorreu.

Através do monitoramento da amplitude do sinal de vibração em cada montagem, verificou-se que esta grandeza aumenta com o avanço por dente para todas as montagens, conforme apresentado na Figura 4.4. Através da utilização do software Minitab16®, analisou-se as correlações da amplitude do sinal de vibração com o avanço por dente e com a rugosidade R_a , sendo estas mostradas na Tabela 4.1. Observou-se que todos os parâmetros são linearmente correlacionados (valor $P < 0,05$) e também todos eles apresentam forte grau de correlação, ou seja o coeficiente de correlação de Pearson foi superior a 78% ou seja forte correlação.

A correlação entre amplitude de sinal de vibração e avanço por dente f_z foram positivas para todas as montagens, pois a medida que se aumenta o f_z aumenta também a amplitude do sinal de vibração, em função de uma possível elevação das componentes de forças radiais na fresa. A correlação entre a amplitude do sinal e rugosidade R_a foram linearmente negativas, em função do aumento da amplitude com a diminuição da rugosidade

(Figura 4.4). Este fato pode ser explicado em função da redução da rugosidade com o aumento do avanço por dente até o ponto de saturação.

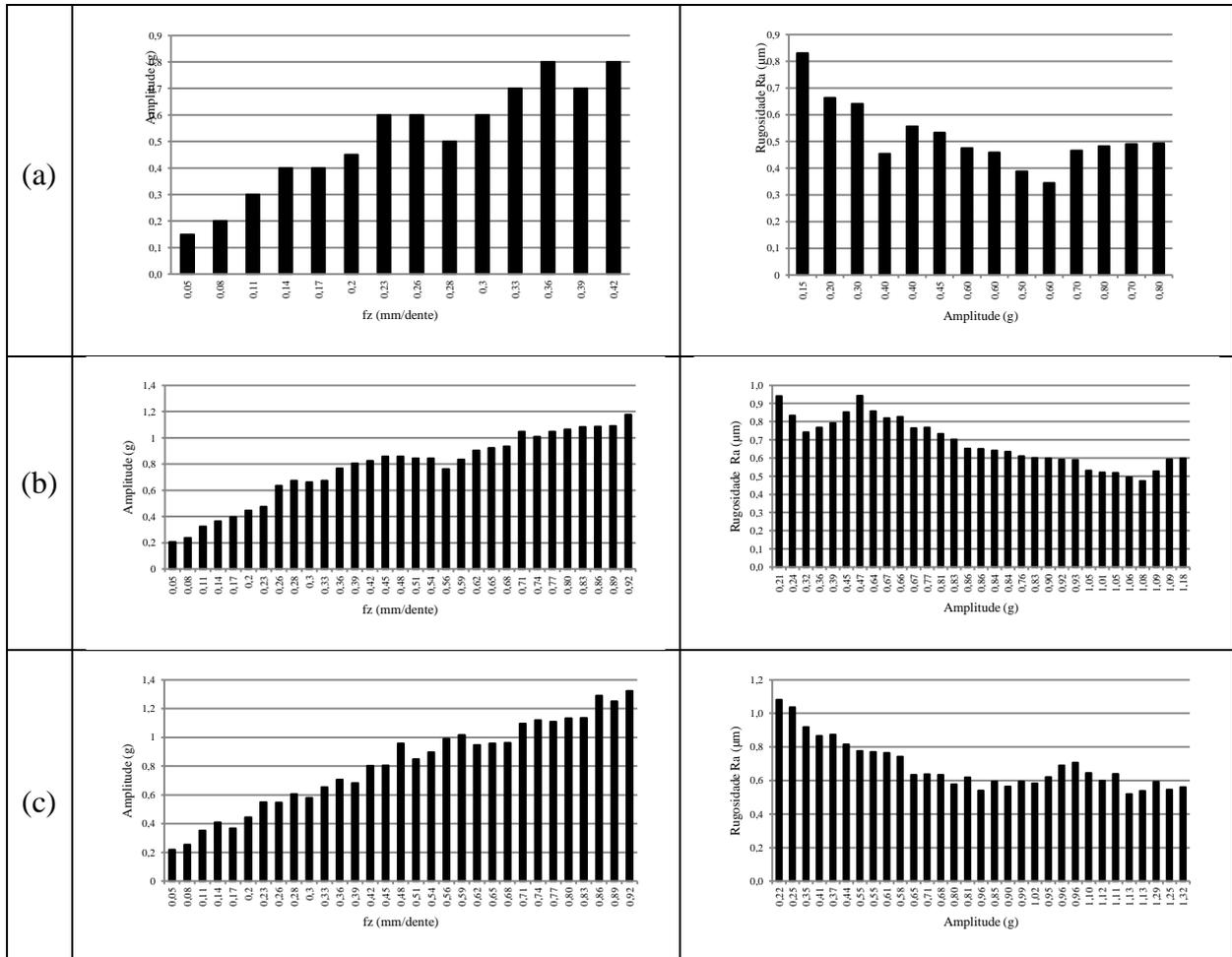


Figura 4.4- Comportamento da amplitude dos sinais de vibração em relação f_z e R_a . a) montagem com 6 pastilhas normais; b) montagem com 1 pastilha alisadora; c) montagem com 2 pastilhas alisadoras.

Tabela 4.1. Resultado da análise de correlação para cada montagem

	6 pastilhas normais		1 pastilha alisadora		2 pastilhas alisadoras	
	Correlação	Valor P	Correlação	Valor P	Correlação	Valor P
Amplitude x f_z	0,986	0,000	0,959	0,000	0,984	0,000
Amplitude x R_a	-0,776	0,001	-0,860	0,000	-0,868	0,000

Na Figura 4.5 são apresentadas as amplitudes dos sinais de vibração para as 3 montagens de pastilhas na fresa. Observa-se que para a mesma condição de corte $fz = 0,05$ mm/dente para todas as montagens, a amplitude do sinal se manteve em 0,2g, ou seja a amplitude do sinal de vibração independe do tipo de montagem (0, 1 ou 2 pastilhas alisadoras). Observou-se também que nas montagens com 1 e 2 alisadoras ($fz = 0,92$ mm/dente) a amplitude de vibração manteve-se em 1g, ou seja, não houve alteração deste sinal entre as 2 montagens, conforme mostrado nas Figuras 4.5-b e 4.5-c. Estes resultados mostram que a vibração não influenciou a rugosidade da peça, como inicialmente poder-se-ia supor. Portanto, permanecem as 2 hipóteses já citadas para explicar o comportamento da rugosidade com o avanço por dente e com a relação bs/fz , quais sejam: a aresta secundária tinha minúsculas imperfeições que riscavam a peça e portanto, quanto maior o alisamento maior o riscamento ou o avanço baixo gerou o fluxo lateral do cavaco que piora a rugosidade.

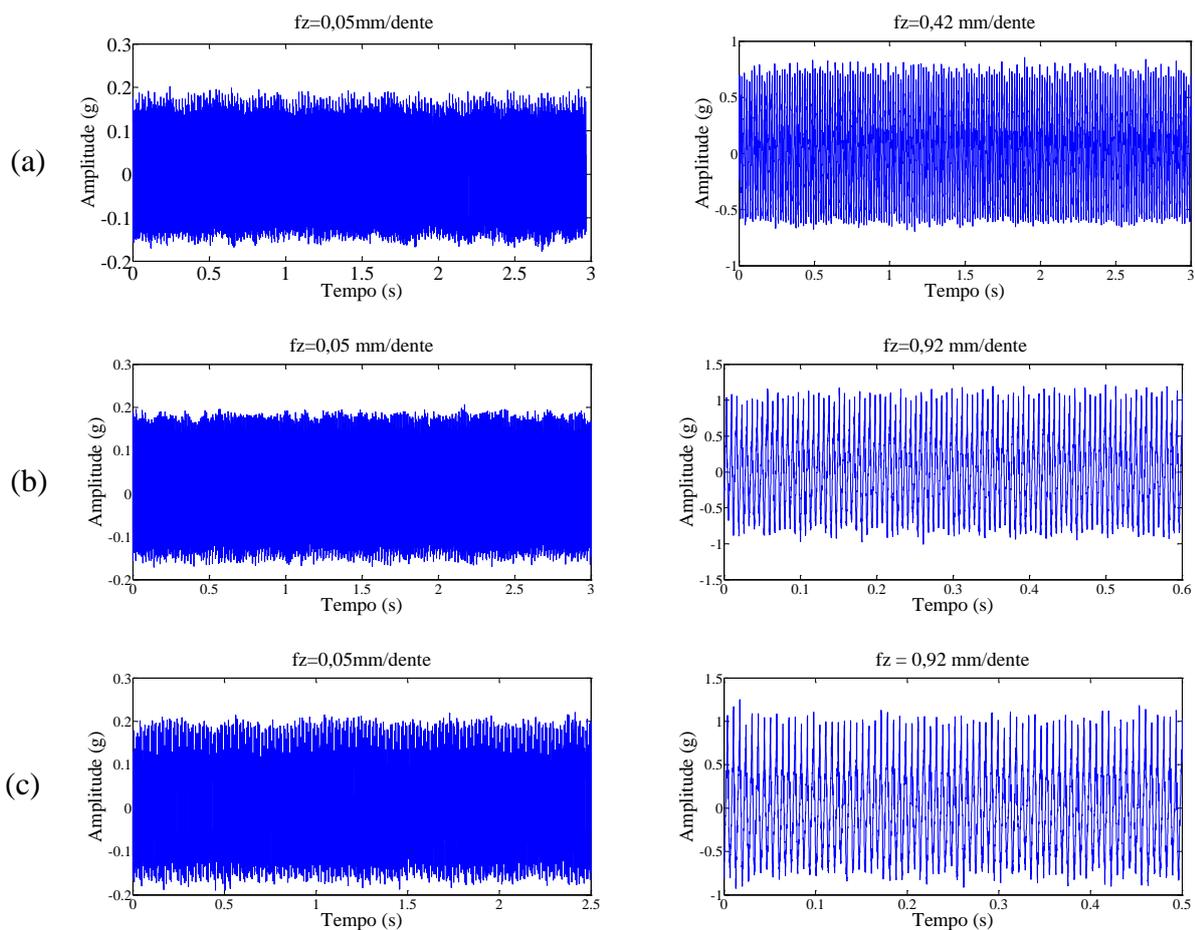


Figura 4.5. Amplitude dos sinais de vibração para diferentes montagens:

a) 6 pastilhas normais; b) 1 alisadora; c) 2 alisadoras.

4.2. Ensaio de vida da ferramenta para as três condições montagem

A Figura 4.6 apresenta o comportamento do desgaste de flanco das pastilhas nas 3 configurações de montagem. Observa-se que a montagem só com pastilhas normais apresentou um desempenho não satisfatório em termos de desgaste, atingindo o valor de desgaste de flanco (V_B) igual a 0,3 mm após aproximadamente 100.000 cm³ de cavaco removido, valor 60% menor que o obtido com a montagem com uma pastilha alisadora. O desgaste da ferramenta quando se utilizou somente pastilhas normais apresentou-se de forma uniforme por toda a extensão da aresta secundária de corte, mesmo usinando com 100% da fase plana, conforme mostrado na Figura 4.7-a.

A Figura 4.6 mostra que a montagem com 1 pastilha alisadora apresentou o melhor desempenho em termos de desgaste de flanco, permanecendo com valor de V_B constante na faixa de 0,05 mm até o volume de cavaco de 150.000 cm³. Neste ponto a pastilha sofreu um lascamento atingindo o fim de vida com cerca de 230.000 cm³ de cavaco removidos, conforme Figura 4.7b. Nesta montagem houve um crescimento da vida apesar do maior volume de material removido por minuto, que gera também maior quantidade de calor. Porém, como a área da ferramenta que recebe este calor também aumenta quando o avanço aumenta, a temperatura da ferramenta não cresce muito e a tendência à diminuição da vida com o aumento do avanço não é tão grande. Por outro lado, quando o avanço aumenta, diminui o comprimento de contato de cada aresta na peça, pois diminuem as voltas que a ferramenta tem que dar para atingir um mesmo comprimento de avanço. Neste ensaio ocorreram diversos micro-lascamentos na pastilha alisadora devido ao carregamento cíclico e ao elevado impacto durante a entrada da fresa na peça. Vale salientar que o fim de vida da fresa foi determinada pelo desgaste de flanco das pastilhas normais e não da pastilha alisadora. Isto foi devido à condição forçada do ensaio, pois o avanço por dente ($f_z=0,8$ mm/dente) utilizado foi muito acima do recomendado pelo fabricante para aquela determinada geometria de pastilha.

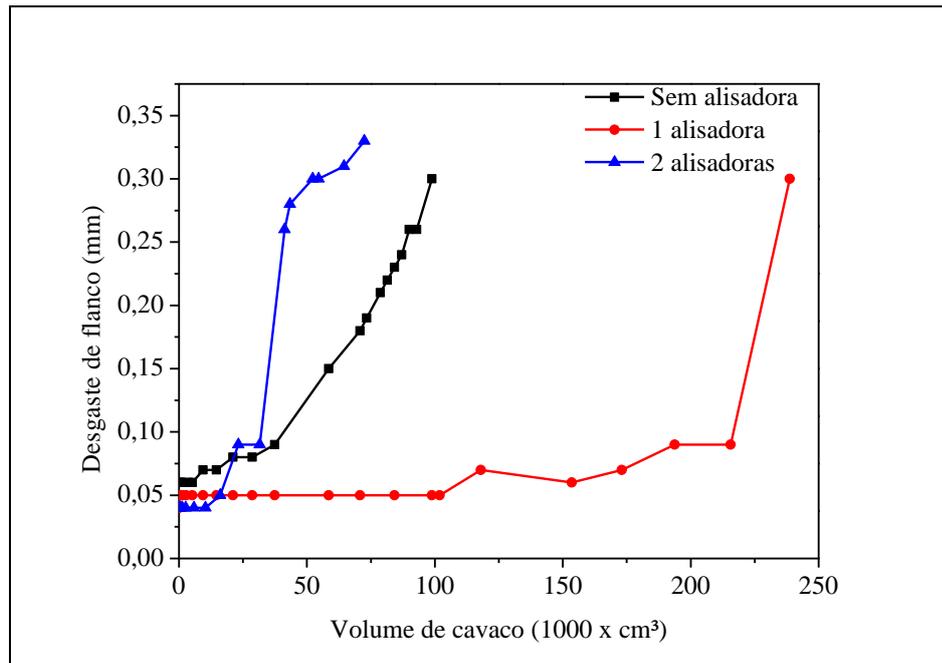


Figura 4.6- Desgaste das pastilhas de metal duro em função do volume de cavaco removido.

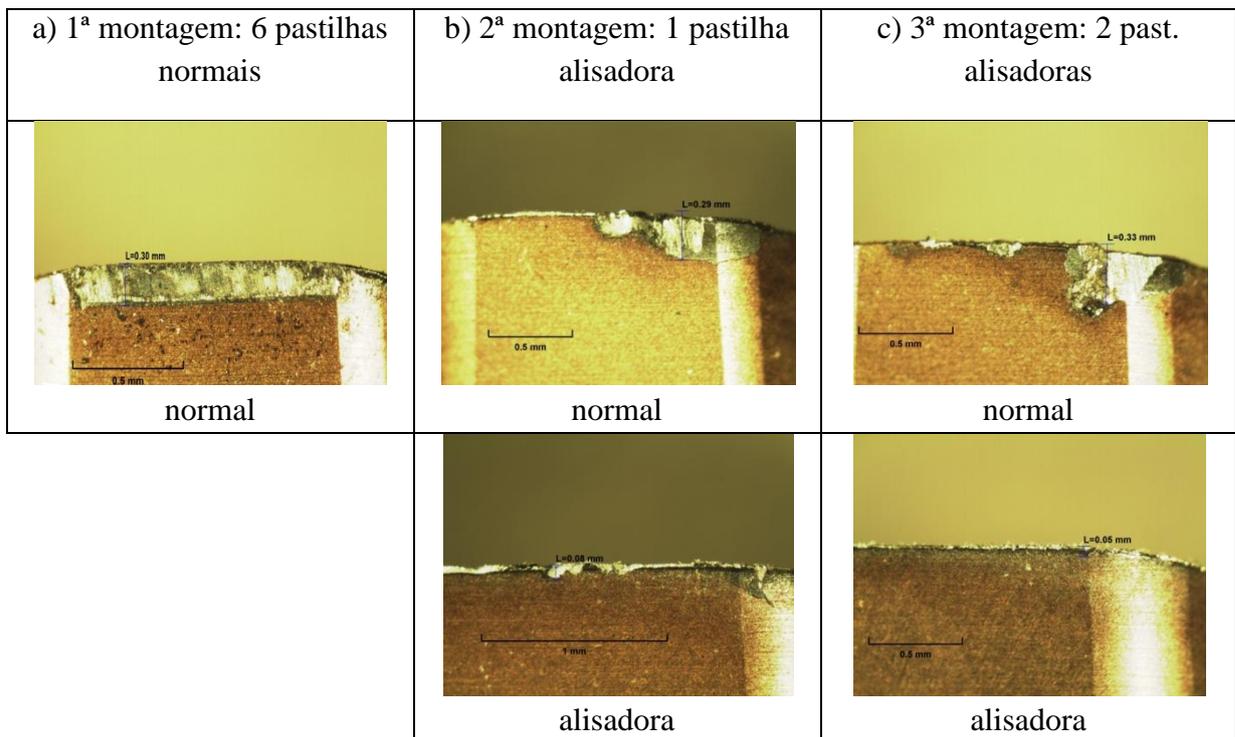


Figura 4.7- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadoras para cada condição de montagem.

A Figura 4.6 mostra que a montagem com 2 pastilhas alisadoras apresentou o pior desempenho em termos de desgaste, alcançando o fim de vida em pouco tempo de usinagem. Observou-se um elevado desgaste precoce das pastilhas normais na montagem com 2 alisadoras, possivelmente em função de uma maior sobrecarga nas pastilhas normais pois, neste caso tem-se 4 e não 5 pastilhas normais. Vale também salientar que houve um aumento da frequência e da energia do sinal de vibração. Analisando-se o desgaste da ferramenta ao fim da vida, pode-se verificar que havia um grande lascamento na fase plana da aresta de corte da pastilha normal (Figura 4.7-c). Durante os ensaios acompanhou-se o estado da aresta de corte utilizando-se um microscópio ótico. Nesta análise, pode-se verificar que até atingir um desgaste de flanco $VB_{m\acute{a}x}$ de 0,10 mm pequenos lascamentos ocorreram nesta aresta. Com a continuidade das sobrecargas mecânicas e impactos, ocorreu a fadiga do material da ferramenta e destacamento de parte da cobertura até atingir o desgaste na ordem de 0,25 mm. A partir daí, chegou-se ao valor $VB_{m\acute{a}x}$ de 0,33 mm de fim de vida. Observa-se na Figura 4.7-c que as 2 pastilhas alisadoras apresentaram um pequeno desgaste, apesar de estarem em um plano abaixo das outras pastilhas normais.

A Figura 4.8-a e 4.8-b apresenta as condições de montagem com 1 e 2 pastilhas alisadoras respectivamente. A pastilha normal (posição 1) sofreu maior carga, porque removia o que as outras pastilhas normais que passaram antes dela não removeram, portanto atingiu o desgaste de fim de vida primeiro que as demais. Os valores de desgaste de flanco das demais pastilhas foram muito próximos, variando-se na faixa de 0,05-0,08mm para 1 alisadora e na faixa de 0,04-0,05 mm para 2 alisadoras. Vale salientar que, nas 2 montagens as pastilhas que lascaram foram as últimas antes da pastilha alisadora. A Figura 4.8-c apresenta a posição do rasgo de chaveta da fresa coincidindo com as posições 3 e 6 das pastilhas.

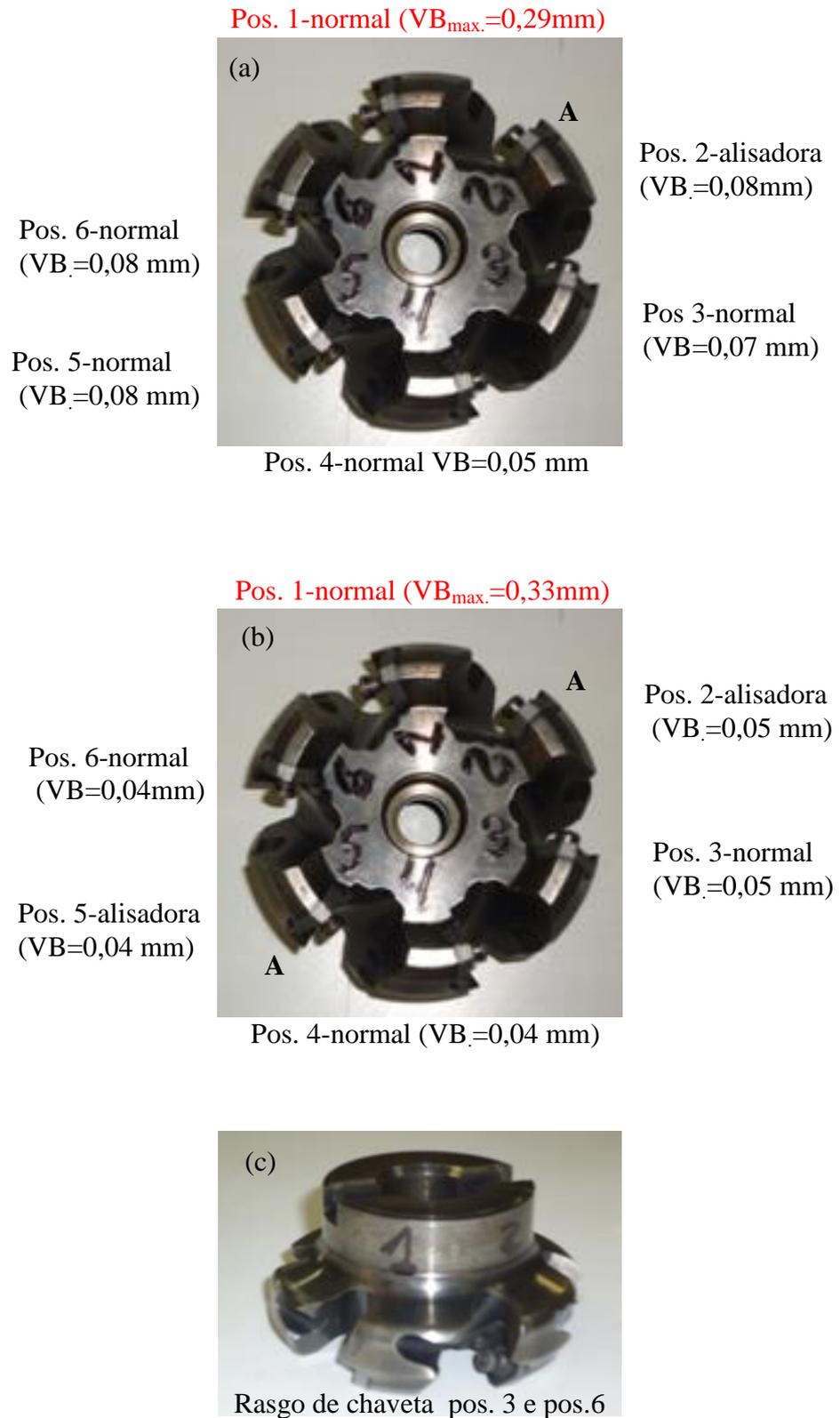


Figura 4.8- Posições das pastilhas alisadoras para as montagens a) 1 alisadora; b) 2 alisadoras e (c) posição do rasgo de chaveta da fresa.

Ao atingir o critério de fim de vida para cada montagem, realizou-se novamente a verificação do batimento axial. A tabela 4.2 apresenta para as montagens com 6 pastilhas normais, que houve pequena variação no batimento axial e de forma praticamente uniforme (0,02 a 0,03 mm). No caso, com 1 pastilha alisadora, ocorreram pequenas variações no batimento axial das pastilhas normais e alisadora, mantendo o efeito de alisamento (-0,04 mm).

Tabela 4.2.- Posicionamento axial de cada pastilha no suporte no fim de vida.

1ª montagem : 6 pastilhas normais						
Posição	1	2	3	4	5	6
↑+	0,02mm	0,02mm	0,02mm	0,03mm	0,03mm	0,02mm
0	-	-	-	-	-	-
↓-	-	-	-	-	-	-

2ª montagem : 1 pastilha alisadora						
Posição	1	2	3	4	5	6
↑+	0,02mm	-	0,02mm	0,02mm	0,03mm	0,03mm
0	-	-	-	-	-	-
↓-	-	0,04mm	-	-	-	-

3ª montagem : 2 pastilhas alisadoras						
Posição	1	2	3	4	5	6
↑+	0,03mm	-	0,03mm	0,04mm	-	0,05mm
0	-	-	-	-	-	-
↓-	-	0,04mm	-	-	0,05mm	-

Para a montagem com 2 alisadoras ocorreram maiores variações do batimento axial das pastilhas normais e alisadoras (0,03-0,05 mm), podendo provocar um desequilíbrio nas forças de usinagem.

A partir da Figura 4.6, adotando-se como critério de fim de vida o desgaste de flanco $VB_{máx}$ de 0,3 mm pode-se obter as respectivas vidas em termos de volume de cavaco removido para cada condição de montagem, conforme mostrado na Figura 4.9. A montagem com 1 pastilha alisadora apresentou um desempenho 141% superior à fresa com 6 pastilhas normais e a montagem da fresa com 2 pastilhas alisadoras teve uma redução de vida de 25% em relação à montagem com pastilhas normais. Há que se notar que a montagem com uma pastilha alisadora corta 2,3 vezes mais rápido que a montagem sem pastilha alisadora. Assim, aproximadamente, a montagem com uma alisadora corta os 239.000 cm^3 de cavaco por vida no mesmo tempo que a montagem sem pastilha alisadora corta os 99.000 cm^3 por vida. Portanto, a montagem com uma pastilha alisadora apresenta bastante vantagem em relação à montagem sem alisadora, na questão volume de cavaco removido no tempo .

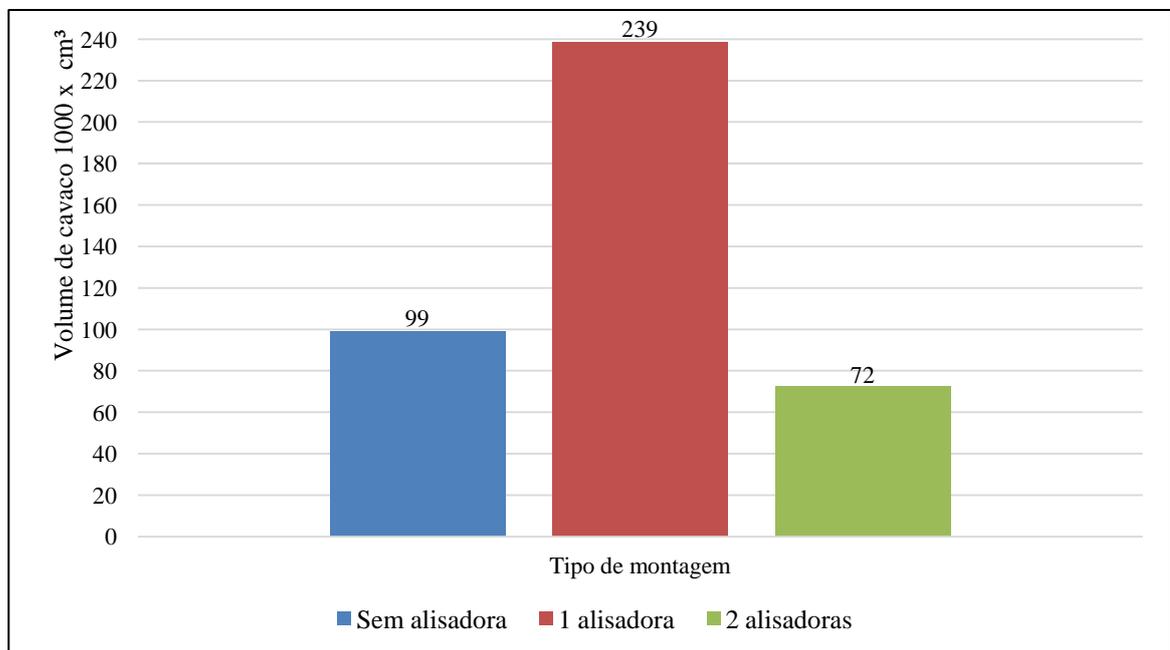


Figura 4.9- Volume de cavaco removido para as três configurações de montagem.

A Figura 4.10 apresenta a evolução das rugosidades R_a para as 3 configurações de montagens. A fresa com 6 pastilhas normais teve o pior desempenho em termos de rugosidade. Observa-se que houve uma tendência de queda no início do ensaio e um aumento rápido até o fim de vida da ferramenta, alcançando o valor de rugosidade (R_a) de $1 \mu\text{m}$, coincidente com o desgaste de flanco $V_{b\text{máx}}$ de 0,3 mm. Isto ocorreu porque a pastilha mais proeminente da montagem, que era responsável pela formação da rugosidade desgastou-se bastante, no mesmo nível das outras pastilhas da fresa, como mostrado na Figura 4.7. Porém, quando se tinha pastilha(s) alisadora(s) na fresa, esta (responsável pela rugosidade) desgastou-se bem menos que as outras pastilhas. Com relação ao parâmetro R_t observou-se que o seu comportamento com relação a variação do volume de cavaco removido foi análogo ao da rugosidade R_a (Figura 4.11).

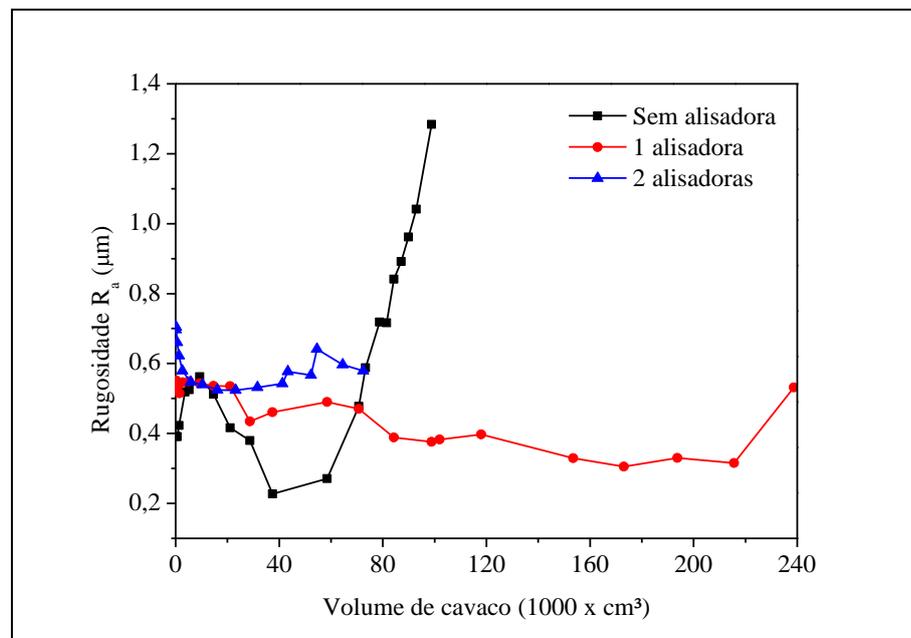


Figura 4.10- Rugosidade R_a em função do volume de cavaco removido para cada montagem.

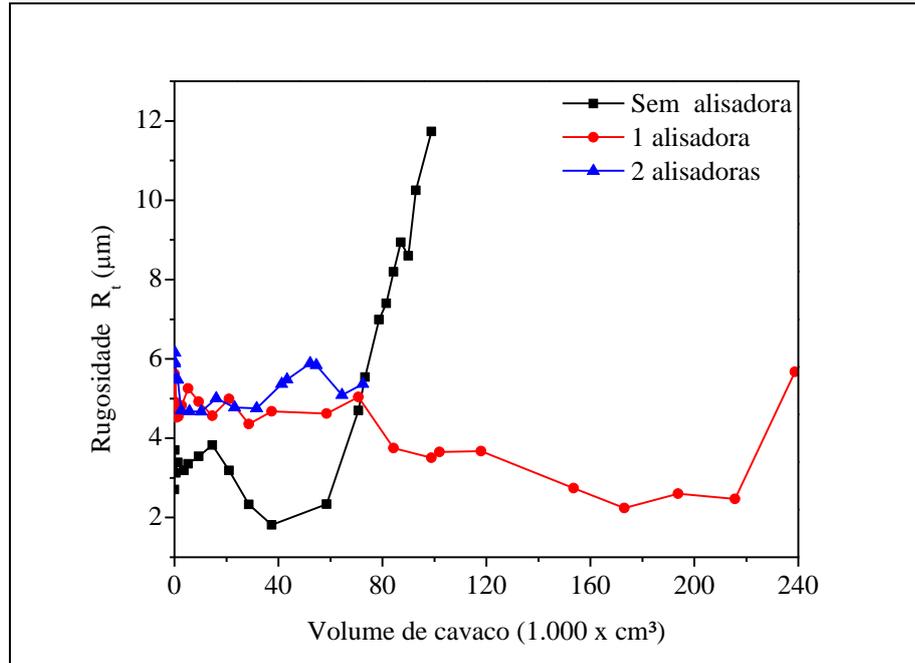


Figura 4.11- Rugosidade R_t em função do volume de cavaco removido para cada montagem.

Na Figura 4.12-a, comparando-se os gráficos de amplitude dos sinais de vibração da montagem com 6 pastilhas normais, observa-se um aumento de 100% no valor da amplitude do sinal da ferramenta desgastada em relação à nova, sendo a causa principal o maior atrito da fase plana com a peça, provocando o aumento das forças de usinagem e o consequente aumento da rugosidade, de forma análoga ao crescimento do desgaste de flanco, até atingir o fim de vida.

No caso da montagem com 1 pastilha alisadora, os valores de rugosidade R_a mantiveram-se praticamente constante, com uma leve tendência de queda até 220.000 (cm³) oscilando entre 0,4 e 0,6 µm e depois voltando ao patamar inicial (Figura 4.10). Este comportamento da rugosidade R_a deve-se ao fato da pastilha alisadora não ter sofrido desgaste acentuado ao longo do ensaio, conforme mostrado na Figura 4.7-b. Observa-se também na Figura 4.12-b que a amplitude dos sinais de vibração permaneceu constante na montagem com 1 pastilha alisadora no início e no final dos ensaios, não sendo portanto influenciada pelo desgaste da pastilha normal no fim da vida.

Para a fresa com 2 pastilhas alisadoras, os valores de rugosidade tiveram uma queda no início dos ensaios e depois apresentaram um comportamento praticamente constante

(aprox. de $0,6 \mu\text{m}$) até o fim de vida. Este comportamento da rugosidade R_a deve-se ao fato das pastilhas alisadoras não terem sofrido desgaste ao longo do ensaio, conforme mostrado na Figura 4.7-c. Da mesma forma que anteriormente, a Figura 4.12-c mostra que a amplitude dos sinais de vibração se mantiveram praticamente constantes no início e no final dos ensaios.

A Figura 4.12 apresenta o comportamento da amplitude dos sinais de vibração para pastilhas novas e desgastadas. As montagens de 1 e 2 pastilhas alisadoras na fresa provocaram um desequilíbrio significativo das forças de usinagem em função do batimento axial e radial. A amplitude dos sinais de vibração passou de $0,5 \text{ g}$ nas pastilhas normais novas (Figura 4.12-a) para 1 g nas montagens com 1 e 2 pastilhas alisadoras novas, conforme Figuras 4.12-b e 4.12-c, respectivamente, devido ao maior avanço utilizado nestas 2 montagens.

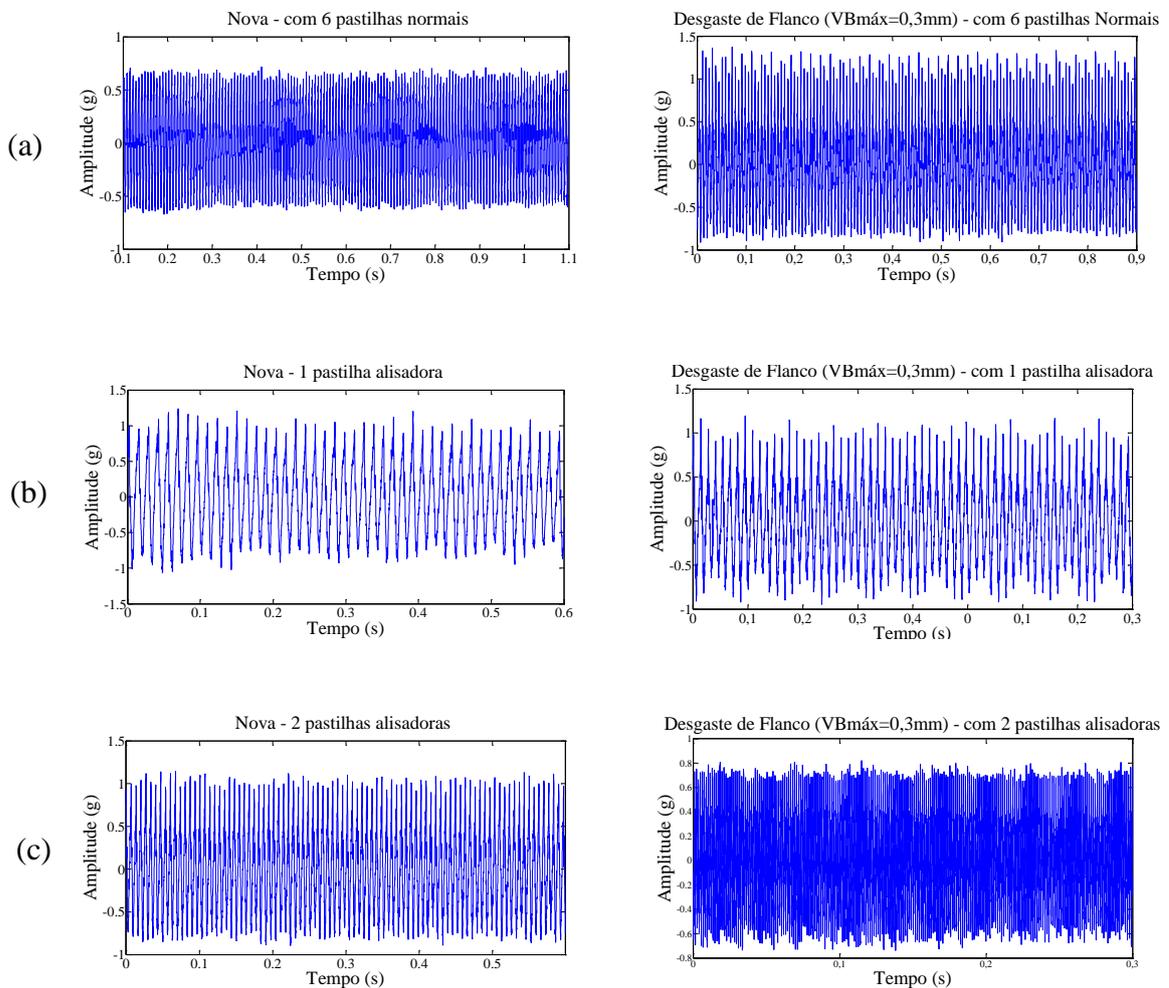


Figura 4.12- Amplitude dos sinais de vibração para pastilhas novas e desgastadas;

a) 6 pastilhas normais b) 1 pastilha alisadora e c) 2 pastilhas alisadoras

Além disso, comparando-se os sinais de vibração obtidos com as ferramentas novas e em fim de vida, vê-se que, quando se utilizou pastilhas normais, a amplitude de vibração em fim de vida é muito maior que em início de vida. Porém, quando se utilizou pastilhas alisadoras, a amplitude do sinal de vibração ficou constante quando se utilizou somente uma alisadora e diminuiu quando duas pastilhas alisadoras foram utilizadas. Com as pastilhas normais observou-se um desgaste uniforme ao longo de toda aresta (Figura 4.7-a), que causou o aumento da vibração. Porém, quando se utilizou pastilha alisadora, o desgaste da aresta alisadora que era responsável pela vibração (já que ela que retirava mais material em cada volta e, por isso, causava variação do esforço) era pequeno quando se utilizou uma alisadora (Figura 4.7-b) ou muito pequeno, quando se utilizou 2 pastilhas alisadoras (Figura 4.7-c).

4.3. - Influência da posição da pastilha alisadora na rugosidade e na vida da ferramenta.

Com o objetivo de utilizar os mesmos parâmetros de corte do ensaio de vida anterior: velocidade de corte de 300 m/min, profundidade radial de corte de 45 mm, profundidade axial de corte de $a_p = 0,5$ mm, rotação do eixo árvore de 1.792 rpm e velocidade de avanço de $V_f = 7.162$ mm/min (p/ montagem 1 e 2 pastilhas alisadoras) realizou-se ensaios alterando a posição das pastilhas alisadoras na fresa para montagem com 1 e 2 alisadoras, com o objetivo de verificar a influência da posição das pastilhas alisadoras na fresa na rugosidade R_a e R_t e na vida da ferramenta.

A Figura 4.13-a mostra a alteração da posição da pastilha para a montagem com 1 pastilha alisadora. Nesse caso a pastilha alisadora, passou da posição 2 do ensaio de vida anterior para a posição 4. No caso da montagem com 2 pastilhas aliadoras, passou das posições 2 e 5 para as posições 1 e 4 (Figura 4.13-b).

A Figura 4.13 apresenta os desgastes de flanco em cada posição na fresa para as 2 condições de montagem. Verifica-se que para a montagem com 1 pastilha alisadora, a pastilha normal (posição 2) sofreu maior carga, removendo o material que as demais pastilhas antes dela não removiam, atingindo o desgaste de fim de vida primeiro que as demais em $VB_{máx} = 0,34$ mm. Para montagem com 2 alisadoras, a pastilha normal (posição 5) sofreu maior carga e quebrando antes de atingir o fim de vida.

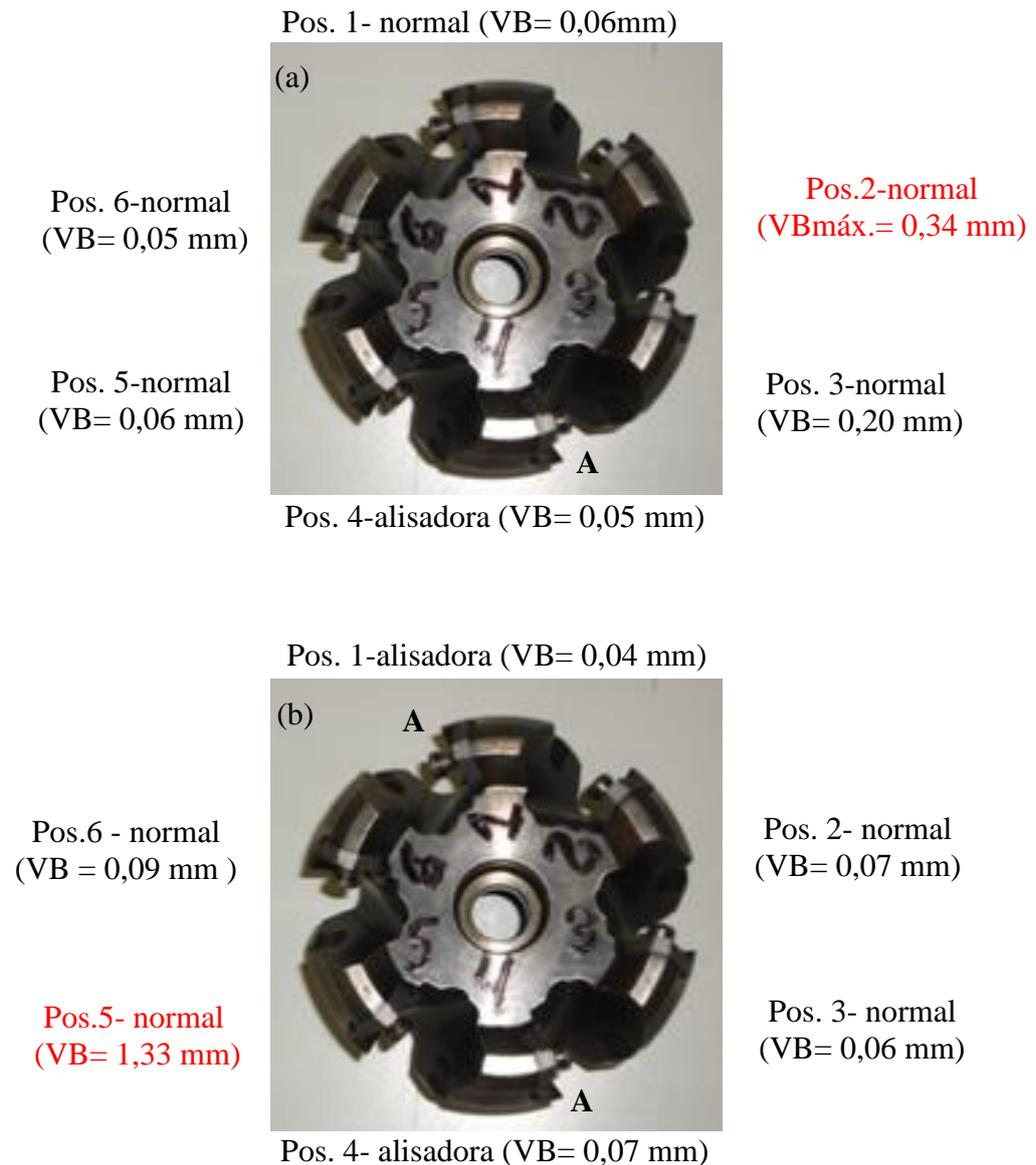


Figura 4.13- Modificação das posições das pastilhas alisadoras para as montagens a) 1alisadora e b) 2 alisadoras.

Os valores de desgaste de flanco das demais pastilhas tiveram pouca variação, com exceção da montagem com 1 alisadora que ficaram na faixa de 0,05-0,20 mm. Para as duas condições de montagem, as pastilhas normais antes da pastilha alisadora que lascaram.

A Figura 4.14 apresenta o comportamento do desgaste de flanco das pastilhas nas 2 condições de montagem (1 e 2 alisadoras). Para as 2 condições de montagem o volume de cavaco removido por vida ficou da seguinte forma comparando-se com valores atingidos no ensaio de vida realizado anteriormente, ocorrendo uma redução de 35% (85.000 cm^3) para o

caso de 1 pastilha alisadora e elevação de 80% (85.000 cm^3) para montagem com 2 alisadoras. Observa-se que a montagem com 2 pastilhas alisadoras apresentou melhor desempenho em termos de desgaste de flanco, permanecendo com valor de V_B constante na faixa de 0,05 mm até o volume de cavaco de 80.000 cm^3 , neste ponto a pastilha sofreu uma quebra.

A montagem com 1 pastilha alisadora apresentou o pior desempenho em termos de desgaste, permanecendo com valor de V_B constante na faixa de 0,1 mm até o volume de cavaco de 30.000 cm^3 . Com a continuidade das sobrecargas mecânicas e impactos, iniciou-se o crescimento do desgaste até ocorrer a fadiga do material da ferramenta e destacamento de parte da cobertura atingindo o desgaste na ordem de 0,34 mm (Figura 4.15).

Observando-se as Figuras 4.13-a e Figura 4.15, verifica-se para a montagem com 1 pastilha alisadora, que a pastilha normal (posição 2) sofreu maiores cargas mecânicas e impactos atingindo assim o fim de vida ($V_{B\text{máx}} = 0,34 \text{ mm}$) e as demais pequenos desgastes na faixa de 0,05-0,20 mm. Em relação a montagem com 2 pastilhas alisadoras (Figuras 4.13-b e 4.16), também a pastilha normal (posição 5) sofreu maiores cargas mecânicas e impactos chegando a quebra ($V_{B\text{máx}} = 1,33 \text{ mm}$) e as demais na faixa de 0,04-0,09 mm.

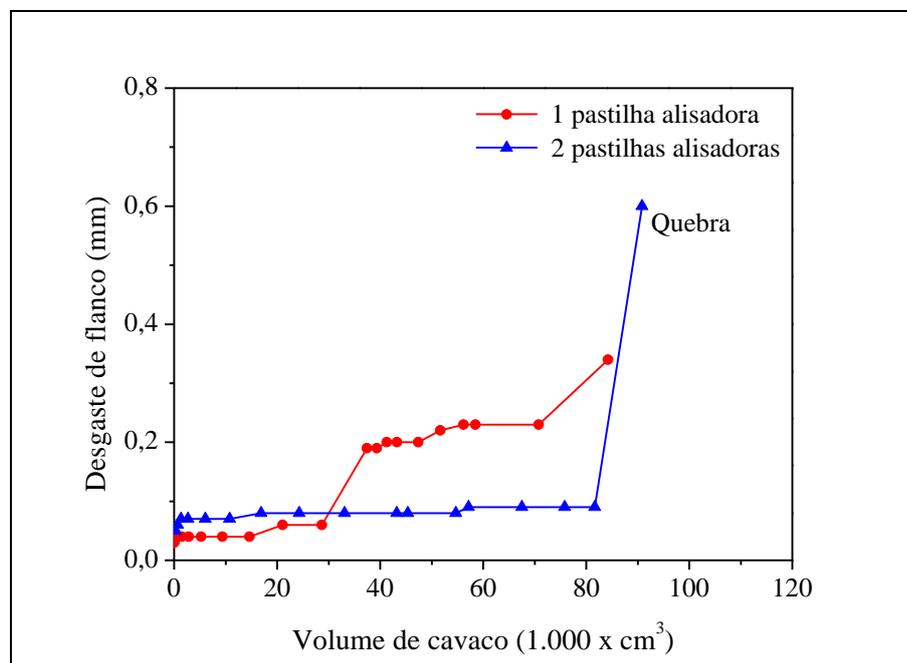


Figura 4.14- Desgaste das pastilhas de metal duro em função do volume de cavaco removido para as 2 montagens.

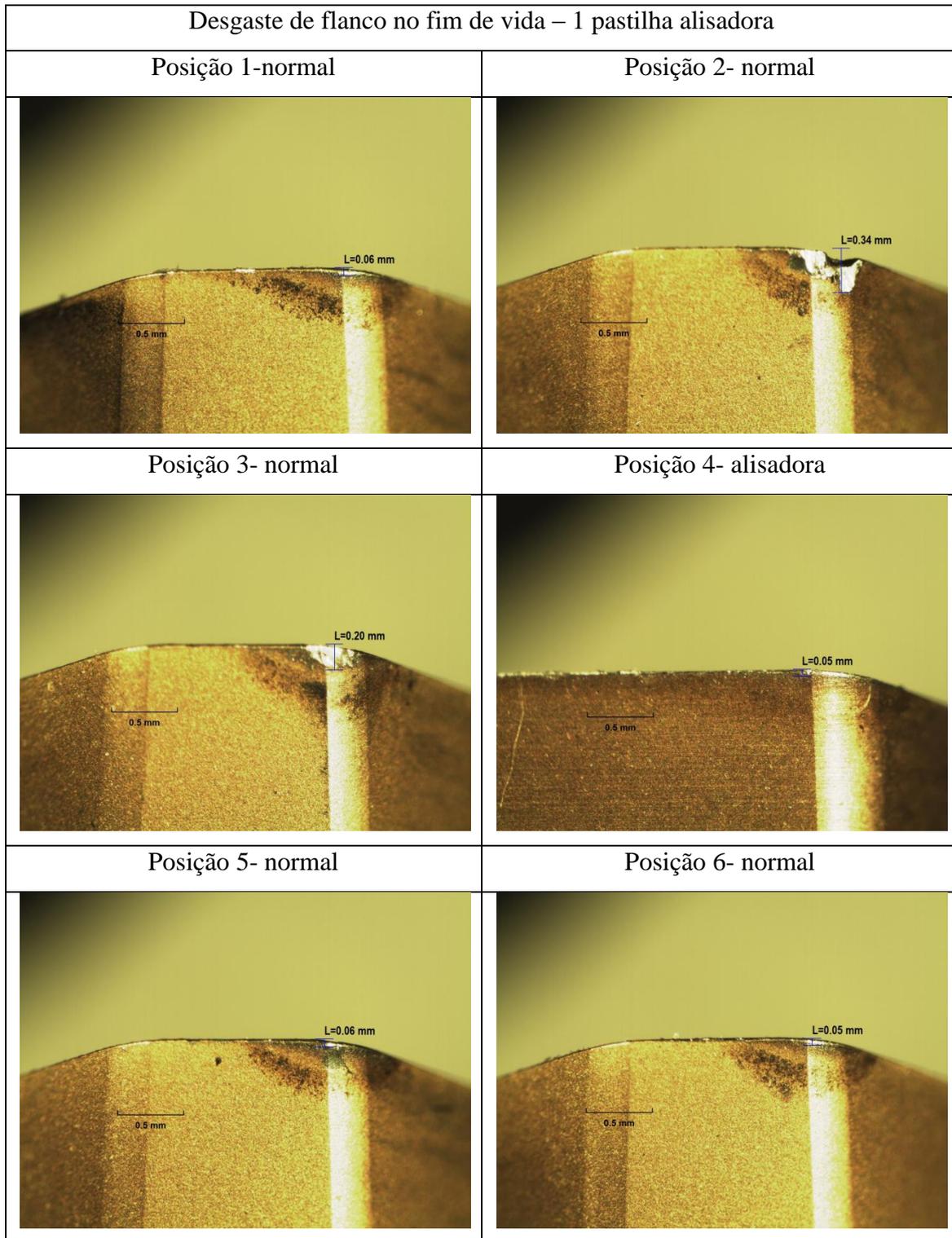


Figura 4.15- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadora para a montagem com 1 alisadora.

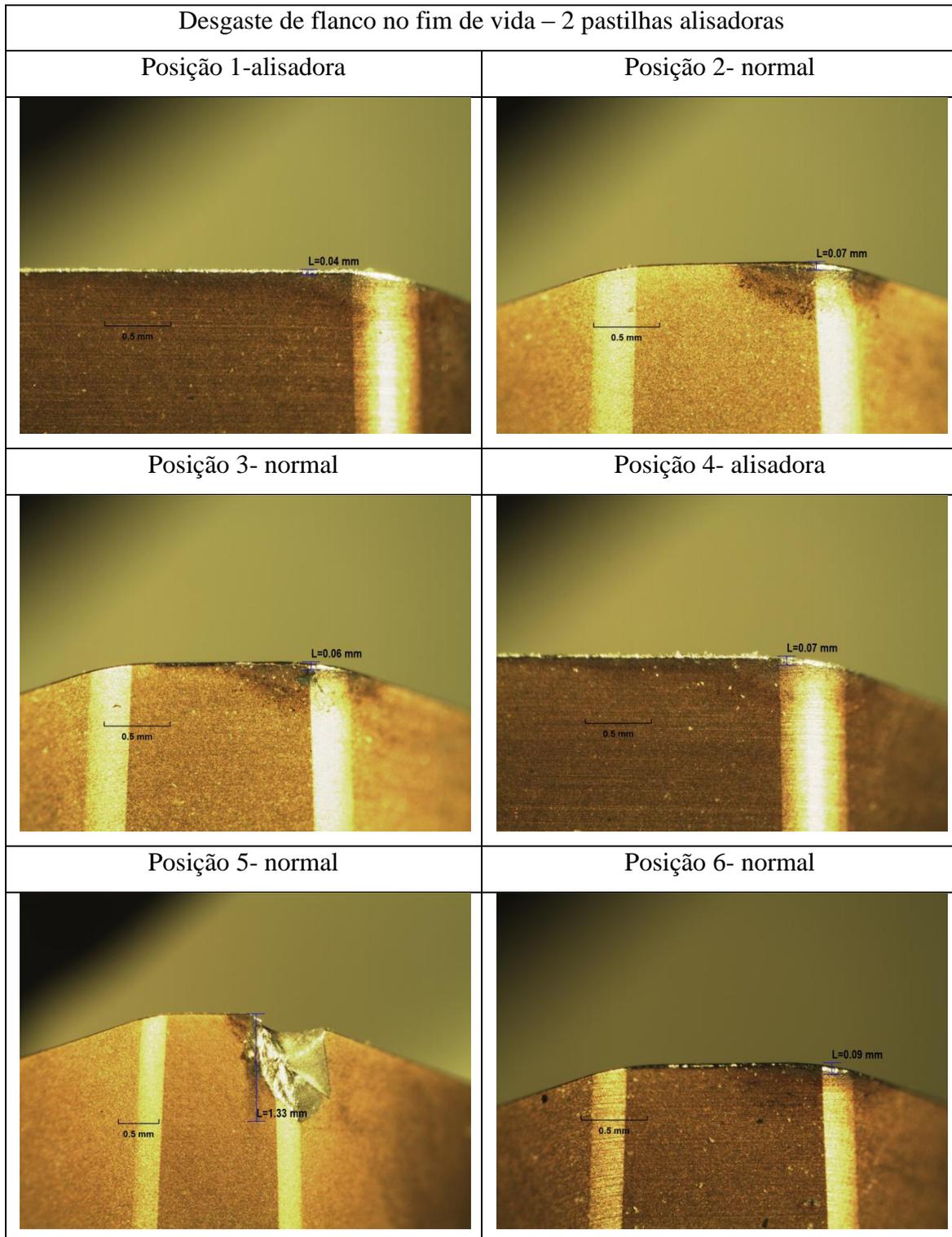


Figura 4.16- Desgaste de flanco das pastilhas normais e alisadoras para a montagem com 2 alisadoras.

Ao atingir o critério de fim de vida para cada montagem, realizou-se novamente a verificação do batimento axial (Tabela 4.3). Observou-se que para as montagens com 1 e 2 pastilhas alisadoras ocorreram pequenas variações no batimento axial das pastilhas normais e alisadoras, mantendo o efeito de alisamento na faixa de - 0,03 a - 0,04 mm.

Tabela 4.3- Posicionamento axial de cada pastilha no suporte no fim de vida.

2ª montagem : 1 pastilha alisadora						
Posição	1	2	3	4	5	6
+ ↑	0,02mm	0,03mm	0,02mm		0,03mm	0,02mm
0						
- ↓				0,04mm		

3ª montagem : 2 pastilhas alisadoras						
Posição	1	2	3	4	5	6
+ ↑		0,02mm	0,02mm		0,02mm	0,03mm
0 (ref.)						
- ↓	0,04mm			0,03 mm		

A Figura 4.17 apresenta a evolução das rugosidades R_a para as 2 configurações de montagens. A fresa com 1 pastilha alisadora teve o melhor desempenho em termos de rugosidade. Pode-se verificar que houve uma tendência de queda da rugosidade R_a no início dos ensaios oscilando entre valores de 0,4 e 0,6 μm , depois observa-se um aumento rápido e em seguida manteve praticamente constante até o fim de vida da ferramenta, alcançando um valor de rugosidade (R_a) de 0,5 μm . No caso da montagem com 2 pastilhas alisadoras, os valores de rugosidade (R_a) oscilaram entre 0,70 e 0,9 μm até a quebra da pastilha. Vale salientar que o parâmetro de rugosidade R_t apresentou um comportamento análogo à rugosidade R_a nas 2 configurações de montagem (Figura 4.18).

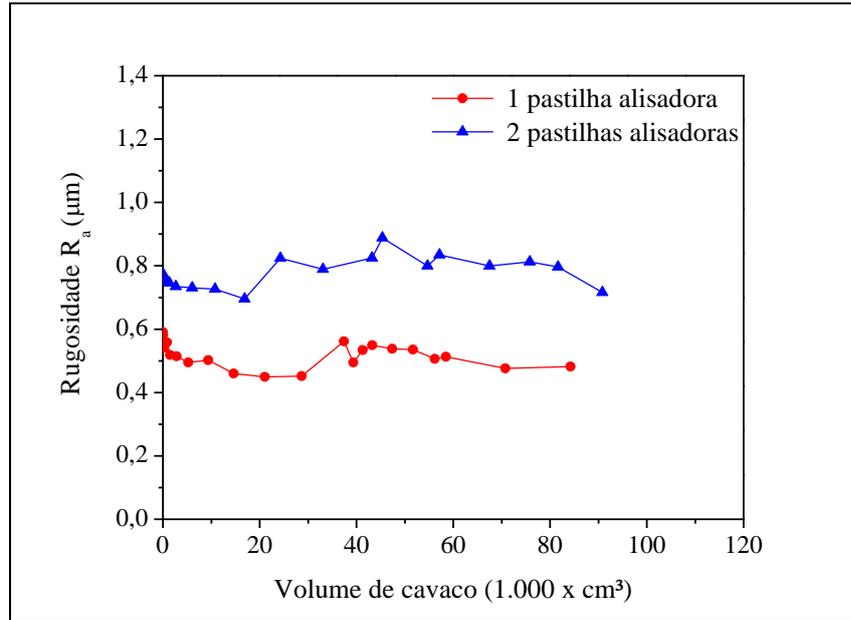


Figura 4.17- Rugosidade R_a em função do volume de cavaco removido para 2 montagens.

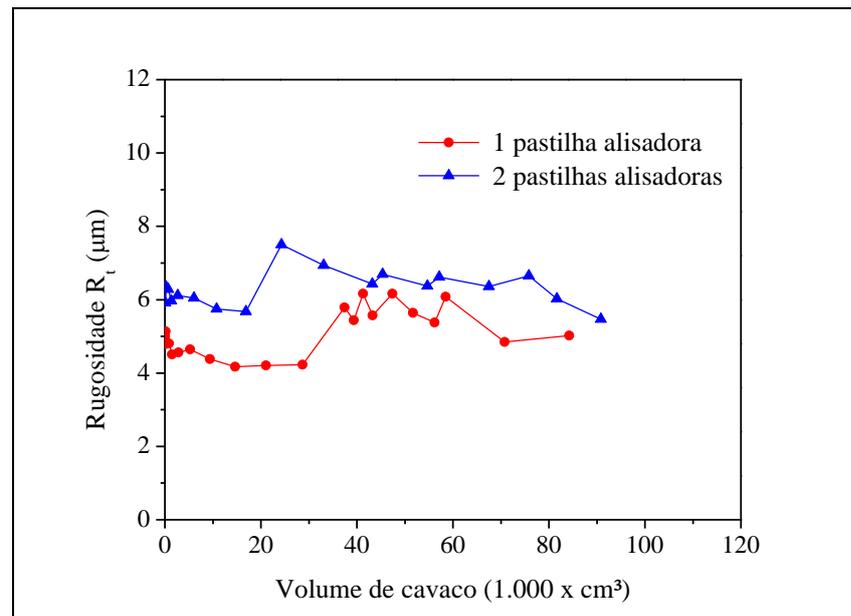


Figura 4.18- Rugosidade R_t em função do volume de cavaco removido para 2 montagens.

Portanto, pode-se constatar que a posição de montagem da pastilha alisadora na fresa tem efeito significativo na vida da ferramenta. Vale salientar que os valores de rugosidade R_a e R_t tiveram pouca variação com a troca de posição da pastilha.

Capítulo 5

CONCLUSÕES

Em função dos resultados obtidos sobre o fresamento de faceamento do aço ABNT 1045 com pastilhas alisadoras pode-se concluir que:

- Na configuração de montagem de apenas pastilhas normais, a existência do ponto de saturação bs/fz igual a 7 ocorreu para uma rugosidade Ra mínima de $0,345 \mu m$;
- Na montagem com uma pastilha alisadora, obteve-se valores de rugosidade Ra mínima em torno de $0,473 \mu m$ e o ponto de saturação bs/fz igual 10;
- Comparando-se os valores bastante próximos de rugosidade Ra para a montagem com 1 e 2 pastilhas alisadoras, constata-se pela viabilidade técnica do uso de apenas 1 alisadora na fresa;
- A medida da amplitude do sinal de vibração depende da configuração de montagem das pastilhas normais e com alisadora;
- Existe forte correlação positiva da amplitude do sinal de vibração com o avanço por dente fz e com o desgaste da pastilha normal;
- A montagem com uma pastilha alisadora apresentou um desempenho de 141% superior em termos de volume de cavaco removido em relação à fresa com 6 pastilhas normais e a montagem da fresa com 2 pastilhas alisadoras teve uma redução de vida de 25% em relação à montagem com pastilhas normais;
- A montagem com duas pastilhas alisadoras apresentou grande variação do batimento axial após atingir o fim de vida da fresa;
- A rugosidade Ra aumentou com o desgaste da fresa na montagem com pastilhas normais, fato que não ocorreu nas montagens com 1 e 2 pastilhas alisadoras permanecendo em torno de $0,5 \mu m$ e $0,6 \mu m$;
- O fim de vida da fresa com 1 alisadora e 2 alisadoras foram determinadas pelo desgaste de flanco das pastilhas normais e não da pastilha alisadora. Isto foi devido à condição forçada do ensaio nesta montagem, em que o avanço por

dente ($f_z=0,8$ mm/dente) utilizado foi muito acima do recomendado pelo fabricante;

- A alteração da posição de montagem das pastilhas alisadoras no cabeçote provoca alteração significativa na vida da fresa e uma pequena variação no valores de rugosidade da peça;

SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Para continuidade deste trabalho seguem as seguintes sugestões:

- Fazer comparações entre o fresamento discordante e o concordante no aço ABNT 1045, usando as mesmas condições dos parâmetros de corte apresentadas neste trabalho.
- Estudar a influência de diferentes condições de refrigeração no fresamento de faceamento do aço ABNT 1045, usando as mesmas condições dos parâmetros de corte apresentados neste trabalho.
- Estudar a influência da posição da pastilha alisadora na fresa para cada montagem, nos resultados de rugosidade e pontos de saturação dos parâmetros de rugosidade R_a e R_t e na vida da ferramenta.
- Estudar a utilização de pastilhas normais com pastilhas alisadoras em suporte com fixação ajustável (Cassetes ajustáveis).
- Estudar o uso de pastilhas alisadoras em todos os insertos para suporte de insertos fixos e suporte de insertos ajustáveis.
- Estudar a vibração no domínio da frequência para várias profundidades radiais, com a determinação experimental da frequência natural do sistema suporte e pastilhas.
- Estudar a relação b_s/f_z em fresas com outros ângulos de posição (χ_r).

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGOSTINHO, O. L., RODRIGUES. A. C. S., LIRANI, J. *Tolerâncias, Ajustes, Desvios e Análise de Dimensões*. Editora Edgard Blucher. S Paulo, 2004.

ALTINTAS, Y. *Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design*. Nova York : Cambridge University Press, 2000.

BASAVARAJAPPA, S., CHANDRAMOHAN, G., PRABU, M., MUKUND, K., ASHWIN, M. Drilling of hybrid Metal Matrix Composites - Workpiece surface integrity. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 92-96, 2007.

BHATIA, S.M.; PANDEY, P.C.; SHAN, H.S. *The Thermal Condition of the Tool Cutting Edge in Intermittent Cutting*. *Wear*. vol. 61, pp. 21-30, 1986.

BOOTHROYD, G.; KNIGHT, W. A. *Fundamentals of machining and machine tools*. 2nd edition – New York: Marcel Dekker, 1989.

BONIFÁCIO, M. E. R. *Monitoramento do processo de torneamento de acabamento via sinais de vibração*. Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, 1993.

BRAGA, D. U. *Monitoramento do processo de torneamento via parâmetros elétricos do motor da máquina*. Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, 1992.

BYRNE G.; DORNFELD D.; INASAKI I.; KETTELER G.; KONING W.; TETI R. Tool Condition Monitoring (TCM) – The status of research and industrial application. In: *CIRP – Manufacturing Technology*, vol. 44, 2 ed., 1995. Anais... CIRP, p. 541-567, 1995.

CALDEIRANI, J.; DINIZ, E.A. *Influence of Cutting Conditions on Tool Life, Tool Wear and Surface Finish in the Face Milling Process*. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, vol.24, no.1, Rio de Janeiro, 2002.

CAMPOS JÚNIOR, W. M., Cromo e alumínio: o grande salto na “usinagem verde” e HSC. *Revista Máquinas e Metais*, v. 475, p. 90-105, Agosto, 2005.

CHATTOPADHYAY, A.K.; CHATTOPADHYAY, A.B. *Wear and Performance of Coated Carbide and Ceramic Tools*. *Wear*. vol. 80, pp. 239-258, 1982.

CHEVIER, P., TIDU, A., BOLLE, B., CEZARD, P., TINNES, J. P. Investigation of surface integrity in high speed end milling of a low alloyed steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, pp. 1135-1142, 2003.

COSTA, C. E. *Monitoramento do processo de torneamento de desbaste via corrente elétrica do motor principal da máquina e via vibração da ferramenta*. Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, 1995.

DESCHAMPS, F. *Contribuições para o desenvolvimento de um sistema de visão aplicado ao monitoramento do desgaste de ferramentas de corte – o sistema toolspy*. Dissertação (Mestrado) – Universidade Federal de Santa Catarina, 2004.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L.; *Tecnologia da usinagem dos materiais*. São Paulo: Art Líber Editora, 2014.

DINIZ, A. E.; CALDEIRANI, J. ; *Influence of the relative positions of tool and workpiece on tool life, tool wear and surface finish in the face milling process*. *Wear*, vol. 232(1), p. 67-75, 1999.

DIMLA SNR, D.E. Sensor Signals for Tool-Wear Monitoring in Metal Cutting Operations – A Review of Methods. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*. pp. 1073-1098, 2000.

DIMLA SNR, D.E. *Multivariate Tool Condition Monitoring in a Metal Cutting Operation Using Neural Networks*, Ph.D. thesis, School of Engineering and the Built Environment, The University of Wolverhampton, UK, 1998.

DIMLA, D.E. The impact of cutting conditions on cutting forces and vibration signals in turning with plane face geometry inserts. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 155-156, p. 1708-1715, 2004.

DROZDA, T.; WICK, C. Machining, Tool and Manufacturing Engineers Handbook. 4.ed. Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1983.

DUARTE, M. A. V. Manutenção Preditiva Via Análise de Vibrações. Apostila Didática. Laboratório de Vibração e Acústica, FEMEC – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, MG, 2005.

FERRARESI, D. *Fundamentos da Usinagem dos Metais*, São Paulo: Editora Edgard Blucher, 1977.

FERRER, J. A. G. – *Uma Contribuição ao Fresamento Frontal de Superfícies Irregulares de Ferro Fundido Cinzento*, 228 f., Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), UNICAMP, Campinas, 2006.

GERDAU. Catálogo de produtos Siderúrgicos. Disponível em <<http://www.comercialgerdau.com.br/produtos/downloads.asp>. Acesso em: 03 março de 2015.

GHANI, A.K.; CHOUDHURY, I.A.; HUSNI. Study of tool life, surface roughness and vibration in machining nodular cast iron with ceramic tool. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 37, 1 ed., p. 11-22, 2002.

GROOVER, M. P. *Automação industrial e sistemas de produção*. 3. ed. SP: Pearson Education, 2010.

GROOVER, Mikell P. *Fundamentals of Modern Manufacturing. Materials, processes, and systems*. New Jersey: Ed. John Wiley & Sons, 2002.

GRZESIK, W. *A revised model for predicting surface roughness in turning.* Wear. v. 194, p. 143– 148, 1996.

HELLENO, A. L.; SCHÜTZER. *Programação e transmissão de dados na tecnologia HSC. In: Usinagem em altíssimas velocidades: como os conceitos HSM/HSC podem revolucionar a indústria metal-mecânica.* São Paulo: ed. Érica, 2003, p. 147 – 178.

HIOKI, D. *Influência dos parâmetros de corte do fresamento HSM sobre o desempenho tribológico do aço AISI H13 endurecido.* São Paulo, SP. Tese de Doutorado. USP, 233 p., 2006.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION – ISO. *International Standard – ISO 3685 – Tool-life Testing With Single-point.* Turning Tools. 2nd ed. Genève, Switzerland 54 p., 1993.

JAVIDI, A., RIEGER, U., EICHLSEDER, W. The Effect of Machining on the Surface Integrity and Fatigue Life. *International Journal of Fatigue*, 2008.

JOHNSON D. *Why cutting tools fail, Tooling & Production.* Huebcore Communications Inc., maio, 1996.

KOELSCH, J. R.; Ferramentas de carbetto ... o estado da arte. *Revista Máquinas e Metais*, p.186-201, agosto, 2000.

LOPES, C. P. *Análise do desgaste de ferramentas no fresamento de engrenagens cônicas de grandes dimensões fundidas em aço ABNT 4140.* Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica. São João Del Rei, 2012.

MARCELINO, A. P. et al. *Medição e simulação dos esforços de usinagem no fresamento de topo reto de ligas de alumínio tratável termicamente 6061.* In: CONGRESSO ESTUDANTIL DE ENGENHARIA MECÂNICA, 11., 2004, Nova Friburgo. Anais... Nova Friburgo: Instituto Politécnico da Universidade do Estado do Rio de Janeiro, 2004. Não paginado.

MACHADO, A. R. et al. *Teoria da Usinagem dos Materiais*. São paulo: Blucher, 2009.

MELO, A. C.; SILVA, M. B. da; MACHADO, A.R. *Types of damage in cemented carbide tools*. Revista Brasileira de Ciências Mecânicas, junho, 2005.

MEOLA, T.; DUARTE, M. A. V. *Monitoramento on-line de processos de usinagem via medição de vibrações*. In: Simpósio de pós-graduação em engenharia mecânica, 16., 2006.

METALS HANDBOOK. *Machining* . Estados Unidos: ASM International, 1989. Volume 16. 944p. ISBN 10: 0-8710-022-0. ISBN 13: 978-0-87170-022-3.

MITSUBISHI MATERIALS. *Catálogo técnico de ferramentas*. Disponível em <http://www.mitsubishicarbide.com/mnbr/pt/product/catalog/catalog.html>. Acesso em: 09 set 2014.

NAKAYAMA, K; SHAW, M.C.; BREWER, R.C. *Relationship between cutting forces, temperature, built-up edge and surface finish*, Annals of CIRP, vol. 14, 1966, pp. 211-223.

NBR ISO 4287. *Especificações Geométricas do Produto (GPS), Rugosidade: Método do perfil- termos, definições e parâmetros da rugosidade*. ABNT- Associação Brasileira de Normas Técnicas, Rio de Janeiro, (2002).

NORDIN, M.; SUNDSTRÖM, R.; SELINDER, T. I.; HOGMARK, S.; *Wear and failure mechanisms of multilayered PVD TiN/TaN coated tools when milling austenitic stainless steel*. *Surface & Coating Technology*, vol. 1330134, pp. 240-246, 2000.

OLIVEIRA, J. M. *Caracterização da Integridade de Superfícies Usinadas para Produção de Moldes e Matrizes*. Caxias do Sul, RS. Dissertação de Mestrado. UCS, 110 p., 2006.

OLIVEIRA C. J. *Avaliação da Influência de Sistemas de Filtragem Aplicados a Topografia de Superfície em Usinagens*. Dissertação de Mestrado PUC Minas, 2004.

ORHAN S.; ER A. O.; CAMUS-CU N.; ASLAN E. *Tool wear evaluation by vibration analysis during end milling of AISI D3 cold work tool steel with 35 HRC hardness.* Artigo, Elsevier Ltd, 2006.

PALMAI, Z. *Cutting Temperature in Intermittent Cutting.* *International Journal of Machine Tools and Manufacture.* Vol. 27 (2), pp. 261-274, 1987.

PEKELHARING, A.J. *The Exit Failure in Interrupted Cutting.* *CIRP Analls,* vol 27, n 1, pp. 5-10, 1978.

FIGARI, A. C. *Monitoramento do desgaste da ferramenta no processo de torneamento usando emissão acústica.* Dissertação (Mestrado) – Universidade Estadual de Campinas, 1995.

POLLI, M. L.; *Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades de Corte,* 214 p, Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – UFSC, Florianópolis, SC, 2005.

RANGWALA, S.; DORNFELD, D. *A study of acoustic emission generated during orthogonal metal cutting – 1: Energy analysis.* *International Journal of Mechanical Sciences.* Vol. 33, 6 ed., p. 471-487, 1991.

RAO, K.V.; MURTHY, B.S.N.; RAO, N.M. *Cutting tool condition monitoring by analuzing surfasse roughness, work piece vibration and volume of metal removed for AISI 1040 steel in boring.* Journal homepage: . p. 10, 2013.

ROSARIO, J. F. A. *Avaliação da Integridade da Superfície no Torneamento de um Ferro Fundido Nodular com Carboneto.* São Paulo, SP. Dissertação de Mestrado. USP, 138 p., 2006.

ROSSI, G.C. *Estudo das forças de corte no processo de fresamento de bordas de chapas utilizadas para a fabricação de tubos de aço com costura*. São Paulo: Universidade de São Paulo (USP), 2008.

ROTBERG, J.; BRAUN, S.; LENZ, E. *Mechanical Signature Analyses in Interrupted Cutting*. CIRP Annals. 36 (1), pp. 249-252, 1987.

SANDVIK COROMANT. *Manual técnico de usinagem, torneamento, fresamento, furação, mandrilamento e sistemas de fixação*. 2.ed. São Paulo: Elanders, 2010.

SANDVIK COROMANT – *Manual técnico de usinagem*, Sandviken, Suécia, 1999.

SANDVIK COROMANT – *Manual técnico de usinagem*, Sandviken, Suécia, 2005.

SANDVIK COROMANT. *Ferramentas rotativas*. Catálogo, 776p., 2011.

SIDDHPURA, A.; PAUROBALLY R. *A review of flank wear prediction methods for tool condition monitoring in a turning process*. Artigo, Springer-Verlag London Limited, 2012.

SCHULZ, H. *Hochgeschwindigkeitsfräsen metalischer und nichtmetalischer Werkstoff*. München-Wien: Hanser, 1989.

SECO TOOLS. *Fresamento*. Catálogo de Ferramentas. 2009.

SHAW, M. C. *Metal Cutting Principles*. 2nd ed. New York: Oxford University Press, 2004.

SHAW, M. C. *Metal cutting principles. Oxford series on advanced manufacturing 5*. 2nd ed. New York: Oxford University Press, 2005.

SHEN, Y.; CHEN Y.; ZHANG, L.; FANG, H.; PANG, J; LIU, M.; WANG, S.; MA, X.; ZHANG, J.; LIU, Z. *Effect of radial depth on vibration and surface roughness during face milling of austenitic stainless steel*. Trans. Tianjin University, vol. 17, p. 336-339, 2011.

SHOUCKRY, A.S., *The Effect of Cutting Conditions on Dimensional Accuracy*, *Wear*, vol.80, pp.197-205, 1982.

SILVA R. H. L. *Monitoramento do desgaste de ferramentas no fresamento de topo através dos sinais de potência e emissão acústica e redes neurais*. Dissertação (Mestrado)- Universidade Federal de Uberlândia - Faculdade de Engenharia Mecânica, 2010.

SILVA, L.C.; PENA, J.L.O.; MACHADO, A.R.; DUARTE, M.A.V. *Estimativa da altura da rebarba formada no fresamento pelo monitoramento de sinais de vibração*, 6º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica (CONEM), 9p., 2010.

SOUSA, M.M. *Utilizando a vibração mecânica para monitorar o desgaste das ferramentas de corte e o acabamento superficial no processo de fresamento*. 101 f. Tese de doutorado – Universidade Federal de Uberlândia, Uberlândia, 1998.

SOUZA, A.M.; SALES, W.F.; SANTOS, S.C.; MACHADO, A.R. *Performance of single Si_3N_4 and mixed $Si_3N_4 + PCBN$ wiper cutting tools applied to high speed face millig of cast iron*. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, vol. 45, p. 335-344, 2005.

SOUTO, U. B.; *Monitoramento do Desgaste de Ferramenta no Processo de Fresamento via Emissão Acústica*. 198p. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – UFU, Uberlândia. 2007.

SOUTO, U.B.; MELO, J.F.N.; VOTÓRIA, B.C.R. *Análise de estágios de desgaste de ferramentas no fresamento do aço AISI 4340 através do sinal de vibração*. 8º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, CONEM 2014, p. 9, 2014.

STEMMER, C. E. *Ferramentas de Corte II*. 2.ed. Florianópolis: UFSC, 1995.

TAVARES FILHO, R. F. *Análise multi-resolução na determinação do desgaste de ferramentas em torneamento*. Tese (Doutorado) – Universidade Estadual de Campinas, 1996.

TÖNSHOFF, H.K.; WULFSBERG, J.P.; KALS, H.J.J., KÖNIG, W.; VAN LUTTERVELT, C.A. *Developments and trends in monitoring and control of machining processes. Anais...* CIRP. Vol. 37, 2.ed., p. 611-622, 1988.

TOH, C.K. Comparison of chip surface temperature between up and down milling orientations in high speed rough milling of hardened steel. *Journal of Materials Processing Technology*, Dublin, v. 167, p. 110-118, 2005.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K., *Metal Cutting*, 5. ed., Butterworths-Heinemann Ltd., 2001.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. *Metal Cutting*. 4^a ed. Oxford: Editora Butterworths-Heinemann, 446 p., 2000.

YECKLEY, R. Ceramic grade design. *Kennametal Comprehensive Application Engineering Guide*, Latrobe, PA: Kennametal University, cap.12, 2005.

WANG, K.K.; TSAO, K.C.; WU, S.M. Investigation of Face-Milling Tool Temperatures by Simulation Techniques. *Journal of Engineering for Industry*. august, pp. 772-80, 1969.

WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R.B. *Introdução aos Processos de Usinagem: parte 1*. Universidade Federal de Santa Catarina, 352 p. Apostila, 2002.

WHITEHOUSE, D. J. Surfaces and their Measurement. London, *Hermes Penton Science*, 395 p., 2000.