

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DETERMINAÇÃO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE FORÇAS E ANÁLISE DINÂMICA
POR ELEMENTOS FINITOS NO FRESAMENTO DE PEÇAS COM BAIXA RIGIDEZ

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM ENGENHARIA MECÂNICA

CRISTIAN MANGONI

FLORIANÓPOLIS, JUNHO DE 2004

DETERMINAÇÃO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE FORÇAS E ANÁLISE DINÂMICA
POR ELEMENTOS FINITOS NO FRESAMENTO DE PEÇAS COM BAIXA RIGIDEZ

CRISTIAN MANGONI

ESTA DISSERTAÇÃO FOI JULGADA PARA A OBTENÇÃO DO TÍTULO DE
MESTRE EM ENGENHARIA

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA, ÁREA DE CONCENTRAÇÃO
FABRICAÇÃO E APROVADA EM SUA FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-
GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

Prof. Rolf Bertrand Schroeter, Dr. Eng. Mec.
Orientador

Prof. Paulo de Tarso R. Mendonça, Ph.D.
Co-orientador

Prof. José Antônio Bellini da Cunha Neto, Dr.
Coordenador do Curso

BANCA EXAMINADORA

Prof. Walter Lindolfo Weingaertner, Dr.-Ing. (Presidente)

Prof. Carlos Henrique Ahrens, Dr. Eng. Mec.

Prof. Eduardo Alberto Fancello, Dr. Eng. Mec.

AGRADECIMENTOS

Agradeço aos meus orientadores, Professor Rolf Bertrand Schroeter e Professor Paulo de Tarso Rocha Mendonça, pela orientação e incentivo na realização deste trabalho.

À UFSC pela estrutura fornecida para a realização do trabalho. Ao CNPq pela concessão da bolsa de estudos. À empresa TUPY S.A. pelo fornecimento de corpos de prova para realização de ensaios práticos.

Aos colegas e amigos de mestrado, e a todos que de uma forma ou de outra me ajudaram, o meu sincero agradecimento.

Em especial, agradeço a duas pessoas que há algum tempo colocaram juntos uma semente, e durante alguns anos eles tiveram que cultivá-la com muita dedicação. Essas pessoas são os meus pais, que me deram o mais importante, a vida.

Sumário

Lista de Figuras

Lista de Tabelas

Simbologia

Resumo

Abstract

1	Introdução	16
2	Revisão Bibliográfica	19
2.1	FRESAMENTO	19
2.2	FRESAMENTO FRONTAL	22
2.3	FORÇAS NO FRESAMENTO FRONTAL	25
2.3.1	Modelo de Kienzle	27
2.3.2	Modelo de Altintas.....	30
2.3.3	Correções de Forças	32
2.3.4	Medição Experimental de Forças	33
2.4	MATERIAIS DE FERRAMENTAS DE CORTE NO FRESAMENTO	34
2.4.1	Aço-Rápido	34
2.4.2	Metal-Duro.....	35
2.4.3	Cerâmica.....	36
2.4.4	Nitreto de Boro Cúbico - CBN	37
2.4.5	Diamante	38
2.5	DESGASTE DE FERRAMENTAS NO FRESAMENTO	38
2.5.1	Abrasão Mecânica.....	40
2.5.2	Adesão.....	41
2.5.3	Difusão	41
2.5.4	Oxidação.....	41
2.5.5	Danificação do Gume Devido a Solicitações Térmicas e Mecânicas	41
2.6	VIBRAÇÕES NO FRESAMENTO	43
2.6.1	Vibrações Externas à Máquina-Ferramenta.....	45
2.6.2	Vibrações Causadas pela Máquina-Ferramenta.....	45

2.6.3	Vibrações Causadas por Corte Interrompido.....	46
2.6.4	Vibrações Devido à Falta de Homogeneidade da Peça	46
2.6.5	Vibrações Regenerativas.....	46
2.7	INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE USINAGEM.....	47
2.7.1	Taxa de Usinagem.....	48
2.7.2	Forças.....	48
2.7.3	Vibrações.....	48
2.7.4	Vida da Ferramenta	49
2.8	SIMULAÇÃO NA USINAGEM.....	49
2.9	MÉTODO DE ELEMENTOS FINITOS	51
2.9.1	Evolução Histórica do Método	52
2.9.2	Elementos Finitos Aplicado à Usinagem.....	53
2.10	ANÁLISE DINÂMICA	55
2.10.1	Sistema com um Grau de Liberdade.....	59
2.10.2	Sistemas com Mais de um Grau de Liberdade	60
2.10.3	Elementos Finitos em Dinâmica.....	60
2.10.4	Análise Modal.....	61
2.10.5	Integração Direta	61
3	Modelo Proposto para Forças no Fresamento Frontal	65
4	Planejamento Experimental	69
4.1	CALIBRAÇÃO DAS PLATAFORMAS PIEZELÉTRICAS.....	69
4.2	ENSAIOS PRELIMINARES.....	69
4.3	ENSAIOS DE FORÇA NO TORNEAMENTO	70
4.3.1	Máquinas e Equipamentos.....	70
4.3.2	Ferramenta de Corte e Porta-Ferramenta.....	71
4.3.3	Material Ensaiado.....	71
4.3.4	Procedimento Experimental.....	71
4.3.5	Tratamento dos Dados.....	71
4.4	EXPERIMENTOS NO FRESAMENTO FRONTAL.....	72
4.4.1	Máquinas e Equipamentos.....	72
4.4.2	Ferramenta de Corte e Porta-Ferramenta.....	73
4.4.3	Material Ensaiado.....	73

4.4.4	Procedimento Experimental.....	73
5	Validação do Modelo Proposto.....	75
5.1	COMPARAÇÃO PRELIMINAR DE FORÇAS.....	75
5.2	ENSAIOS DE TORNEAMENTO	76
5.3	COMPARAÇÃO ENTRE O MODELO PROPOSTO E O DE ALTINTAS	77
5.4	COMPARAÇÃO TEÓRICO-EXPERIMENTAL DE FORÇAS.....	78
6	Análise Dinâmica Utilizando Elementos Finitos.....	82
6.1	METODOLOGIA PARA A ANÁLISE DINÂMICA	83
6.1.1	Determinação Experimental da Freqüência Natural	83
6.1.2	Comparação Numérico-Experimental da Freqüência Natural	84
6.1.3	Modelagem	85
6.2	ANÁLISE DOS RESULTADOS DO ANSYS	89
6.2.1	Variação da Velocidade	89
6.2.2	Variação do Avanço	90
6.2.3	Variação da Profundidade de Corte	90
6.2.4	Variação de a_p e F_z com Taxa de Usinagem Constante	91
7	Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros	93
8	Referências.....	96
	Anexos	

Lista de Figuras

Figura 2.1 - Remoção de material no processo de fresamento.....	19
Figura 2.2 - (a) Fresamento frontal, (b) periférico, (c) de forma, (d) de geração (e) de perfil	20
Figura 2.3 - Fresamento frontal e fresamento periférico	21
Figura 2.4 - Fresamento concordante, discordante e simultâneo.....	21
Figura 2.5 - Cabeçotes de fresar com insertos reversíveis.....	23
Figura 2.6 - Processos de fresamento fino.....	24
Figura 2.7 – Representação das componentes da força de usinagem no torneamento e fresamento.....	26
Figura 2.8 - Perfil instantâneo de força F_y	27
Figura 2.9 – Espessura e largura de corte para gumes retilíneos.....	28
Figura 2.10 - Determinação gráfica da força específica de corte.....	29
Figura 2.11 - Condições de penetração no fresamento frontal.....	30
Figura 2.12 - Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem	32
Figura 2.13 - Mecanismos de desgaste no processo de fresamento.....	40
Figura 2.14 - Vibrações no fresamento.....	44
Figura 2.15 - Trajetória da ferramenta para processo com vibração.....	45
Figura 2.16 - Efeito regenerativo	47
Figura 2.17 - Classificação dos tipos de análises.....	57
Figura 2.18 - Representação do sistema com um grau de liberdade.....	58
Figura 3.1 - Procedimento adotado na análise das forças.....	65
Figura 3.2 - Componentes das forças em corte ortogonal e oblíquo.....	66
Figura 4.1 - Esquema de medição de forças no torneamento	69
Figura 4.2 - Sistema de medição de forças no fresamento.....	71
Figura 5.1 - Comparação experimental de forças no torneamento e fresamento.....	74

Figura 5.2 - Razão de Força de corte/ a_p para diferentes avanços.....	76
Figura 5.3 - Forças simuladas utilizando o modelo proposto e o de Altintas....	77
Figura 5.4 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,16$ mm.....	78
Figura 5.5 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,20$ mm.....	78
Figura 5.6 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,25$ mm.....	79
Figura 5.7 - Comparação teórico-experimental de forças utilizando cabeçote frontal com 7 dentes.....	80
Figura 6.1 - Base monolítica utilizada para simulação.....	82
Figura 6.2 - Análise Modal Experimental.....	83
Figura 6.3 - Variação do erro da frequência natural com o refino da malha	84
Figura 6.4 - Casos simulados.....	85
Figura 6.5 - Malha utilizada para aplicação do carregamento.....	86
Figura 6.6 - Deflexão da peça variando a rotação da fresa.....	88
Figura 6.7 - Variação da deflexão mantendo a_p constante.....	89
Figura 6.8 - Variação da deflexão máxima mantendo f_z constante.....	90
Figura 6.9 - Variação da deflexão com área constante.....	91

Lista de Tabelas

Tabela 3.1 – Resumo do algoritmo utilizado no modelo proposto.....	67
Tabela 4.1 - Valores de avanço adotados nos ensaios de torneamento.....	70
Tabela 5.1 - Coeficientes de Kiezele do ensaio de torneamento.....	75
Tabela 5.2 - Constantes de Altintas.....	76
Tabela 6.1 - Propriedades dos materiais.....	85
Tabela 6.2 – Resumo do algoritmo implementado no ANSYS.....	87

Simbologia

Abreviaturas

apud Citado por, conforme ou segundo
et al. Mais de três autores

Siglas

LMP Laboratório de Mecânica de Precisão
DIN Deutsche Industrie-Norm
CAD Computer Aided Design (Projeto Assistido por Computador)
CAM Computer Aided Manufacturing (Manufatura Assistida por Computador)
MEF Método de Elementos Finitos
CNC Computer Numerical Control
GRANTE Grupo de Análise de Tensões e Projeto

Letras Maiúsculas

A	[mm ²]	Área da seção de usinagem
A	[m]	Amplitude de vibração
$[C]$	[kg/s]	Matriz de amortecimento
D	[mm]	Diâmetro da fresa
F	[N]	Força de usinagem
F_c	[N]	Força de corte
F_f	[N]	Força de avanço
F_i	[N]	Forças externas
F_p	[N]	Força passiva
F_x	[N]	Força na direção x
F_y	[N]	Força no eixo y
F_t	[N]	Forças tangenciais
F_r	[N]	Forças radiais
F_a	[N]	Forças axiais
$[K]$	[N/m]	Matriz de rigidez
K_c	[N/mm ²]	Força específica de corte
K_{tc}	[N/mm]	Constantes relacionadas ao cisalhamento
K_{rc}	[N/mm]	Constantes relacionadas ao cisalhamento
K_{ac}	[N/mm]	Constantes relacionadas ao cisalhamento
K_{te}	[N]	Pressões específicas do efeito de gume
K_{re}	[N]	Pressões específicas do efeito de gume
K_{ae}	[N]	Pressões específicas do efeito de gume
N		Número de dentes
P_c	[W]	Potência de corte
R_t	[μm]	Rugosidade
R_{th}	[μm]	Rugosidade cinemática teórica
Q	[mm ³ /s]	Taxa de usinagem
M	[Kg]	Matriz de massa
E	Gpa	Módulo de elasticidade

Letras Minúsculas

$(1 - m_c)$		Expoente da equação de Kienzle
a_e	[mm]	Penetração de trabalho
a_p	[mm]	Profundidade de corte
b	[mm]	Largura de usinagem
b		Força de corpo por unidade de massa
c		Coefficiente de amortecimento
f	[mm]	Avanço
f_z	[mm]	Avanço por dente
h	[mm]	Espessura de corte
k	[N/m]	Constante da mola
$k_{c1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de corte para uma área de 1 x 1 mm ²
m	[Kg]	Massa
n	Rpm	Rotação
r_ϵ	[mm]	Raio de quina
\ddot{u}	[m]	Vetor aceleração
\dot{u}	[m]	Vetor velocidade
u	[m]	Vetor deslocamento
U_{n+1}	[m]	Deslocamento no instante de tempo t_{n+1}
U_n	[m]	Deslocamento no instante de tempo t_n
U_{n-1}	[m]	Deslocamento no instante de tempo t_{n-1}
$k_{f1.1}$	[N/mm ²]	Força específica de avanço para uma área de 1 mm ²
v_c	[m/min]	Velocidade de corte
v_f	[mm/min]	Velocidade de avanço

Letras gregas

α		Parâmetro de integração de Newmark
δ		Parâmetro de integração de Newmark
γ		Fator de amplitude
Δt	[s]	Variação de tempo
ω_d	[Hz]	Freqüência natural amortecida
ω_{max}	[Hz]	Freqüência natural máxima
ω_n	[Hz]	Freqüência natural
χ	[°]	Ângulo de direção do gume
φ_A	[°]	Ângulo de penetração na saída
φ_E	[°]	Ângulo de penetração na entrada
ζ		Coeficiente de amortecimento
ϕ	[°]	Ângulo de penetração
ρ	[Kg/m ³]	Peso específico
ν		Coeficiente de Poisson

Símbolos Químicos

TiC	Carboneto de titânio
Al ₂ O ₃	Óxido de alumínio
TiN	Nitreto de titânio
ZrO ₂	Óxido de zircônio
PCBN	Nitreto de boro cúbico policristalino
CBN	Nitreto de Boro Cúbico
PKD	Diamante policristalino
WC-Co	Carboneto de tungstênio com cobalto

Resumo

O fresamento é um dos processos de usinagem mais universais. Entretanto, a possibilidade de ação simultânea de vários gumes na peça, a contínua variação da espessura do cavaco e as conseqüências do corte interrompido dificultam uma descrição teórica e genérica da influência dessas variáveis no processo. O número de variáveis envolvidas nesse processo inviabilizou, até recentemente, a tentativa de extrair dados confiáveis através da simulação numérica. Porém, com o aprimoramento de métodos adequados, juntamente com o desenvolvimento de programas e computadores, a simulação vem se tornando cada vez mais viável. Atualmente, as forças de corte presentes nos processos de torneamento e fresamento podem ser reproduzidas por diversos modelos. No presente trabalho são desenvolvidos procedimentos teóricos e experimentais para a determinação de forças no fresamento frontal. Essas forças são empregadas como dados de entrada para uma análise dinâmica por elementos finitos de peças de baixa rigidez submetidas aos esforços flutuantes do processo de fresamento, com o objetivo de determinar parâmetros de usinagem que reduzam vibrações. Assim, esses parâmetros podem ser revistos e corrigidos antes do processo ter início. Os parâmetros variados na análise dinâmica foram a profundidade de corte, o avanço e a velocidade de corte. Essa análise permite ajustar as condições de usinagem reduzindo a necessidade de determinação empírica.

Abstract

The milling is one of most universal machining process. However, the possibility of simultaneous action of several inserts upon the workpiece, the continuous chip thickness variation and the discontinuous cut make it difficult to develop a generic theoretical description of the variables that influence the process. The number of variables involved in this machining process made it impracticable, until recently, the attempt to extract trustworthy results by numerical simulation. However, the simulation is becoming more viable due to the improvement of proper numerical methods and the development of software and hardware. Nowadays, the cutting forces present on turning and milling process can be predicted by several models. In this work, theoretical and experimental procedures are developed to determinate end milling forces. These forces are used as input data for a finite element dynamic analysis for low stiffness parts submitted to the end milling fluctuating forces. A model to predict the end milling forces is proposed. This model is utilized for a dynamic finite element analysis on parts being machined with the objective of determining machining parameters to reduce extreme vibrations. The parameters varied at the dynamic analysis are the feed rate, the cutting depth and the cutting speed. The use of this computer assisted model permits the optimization of the cutting parameters before the process is started, therefore reducing the need of empirical experiments.

1 Introdução

A pesquisa em usinagem tem-se desenvolvido historicamente em duas linhas: uma, a da pesquisa experimental, que geralmente modela individualmente cada necessidade específica da engenharia, fornecendo um banco de dados para as mais variadas situações, porém com uma certa carência na capacidade de prever diferentes situações; a outra linha vem abordando o problema através de modelos teóricos que, em muitos casos, não se aplicam facilmente no ambiente industrial [21].

A usinagem é um dos mais importantes processos de fabricação da indústria mecânica [9]. Embora pareça simples, é um processo complexo, cujas interações entre ferramenta de corte e máquina-ferramenta são críticas. Novos materiais de peças e ferramentas surgem continuamente, e além dos aspectos tecnológicos, legislações cada vez mais rigorosas quanto a aspectos ecológicos vêm motivando a necessidade de coordenar as duas linhas, com foco no desenvolvimento de teorias gerais que estejam de acordo com as necessidades da indústria. Assim, a linha empírica desenvolve métodos eficientes para a extração de dados que possam ser usados num modelo teórico, o qual pode, por sua vez, ser validado para um caso específico. Esse procedimento tem melhorado com o desenvolvimento da computação, aumentando a confiabilidade das previsões da performance de processos, com impacto na qualidade e produtividade [9, 19].

O fresamento é um dos processos de usinagem mais universais, tendo uma grande variação de tipos de máquinas e de ferramentas. As aplicações do processo incluem a produção de superfícies planas, contornos, rasgos, ranhuras e cavidades, entre outras [32, 35].

A necessidade de informações confiáveis de forças na usinagem tem sido enfatizada em diversas pesquisas publicadas. O estudo de forças no fresamento é importante para o projeto dos elementos das máquinas-ferramentas como mancais, bases, acionamentos, guias, sistemas de fixação da ferramenta e da peça, na determinação dos parâmetros de corte, no

esclarecimento dos mecanismos de desgaste, na previsão da amplitude de vibrações e para uma estimativa da precisão obtenível na usinagem [1, 2, 9, 19, 20, 35].

As componentes das forças de usinagem presentes nos processos de torneamento e fresamento podem ser reproduzidas por modelos propostos por Kienzle e Altintas, entre outros [1, 2, 19]. Estes podem alimentar modelos numéricos, como o método de elementos finitos, para prever sobrecarga na ferramenta ou situações desfavoráveis à usinagem, permitindo, assim, que as condições de corte possam ser revistas antes que o processo tenha início.

O modelo de Kienzle é geralmente utilizado para o cálculo de forças no torneamento, porque no torneamento os parâmetros de corte são geralmente constantes, ou seja, a espessura do cavaco e a profundidade de corte não variam ao longo da usinagem. Isto faz com que a análise de forças seja mais fácil no torneamento que no fresamento, onde a espessura varia com o ângulo de engajamento.

Considerando um instante de tempo em que a seção de cavaco no torneamento e fresamento possui a mesma largura e espessura, pode-se questionar o que esperar das forças nos dois processos considerando que ocorrem com a mesma ferramenta e com o mesmo material. Se as forças forem semelhantes nos dois processos, pode-se considerar válido o modelo de Kienzle aplicado no torneamento para fresamento. Assim, pode-se fazer uso de um banco de dados já existente de constantes de torneamento sem a necessidade de serem feitos novos ensaios de fresamento.

O presente trabalho abrange duas áreas da engenharia mecânica, onde são determinadas teórico-experimentalmente forças no fresamento frontal empregadas como dados de entrada na análise dinâmica por elementos finitos em peças de baixa rigidez submetidas aos esforços alternados do processo de fresamento

O uso de métodos numéricos na solução de problemas em engenharia está bastante difundido em várias áreas para auxiliar na simulação de fenômenos físicos de forma a obter uma aproximação dos resultados ou avaliar os parâmetros de maior influência dentro do contexto do problema.

Dentre os vários métodos numéricos, o método de elementos finitos encontra-se firmemente estabelecido como uma ferramenta numérica poderosa e popular, inicialmente consagrada em aplicações de análise estrutural. Atualmente, esse método vem sendo aplicado com sucesso em várias áreas [7]. Com a evolução dos computadores e programas, esta ferramenta, quando calibrada com dados obtidos experimentalmente, pode ser aplicada com sucesso na usinagem, especialmente no fresamento, no qual invariavelmente ocorrem vibrações.

Uma vez conhecido o comportamento das forças no fresamento, estes resultados podem ser utilizados como dados de entrada em um modelo de elementos finitos para uma análise dinâmica do processo ainda em fase de projeto. Neste caso pode-se simular parâmetros que levam a menores amplitudes de vibrações. A análise pode ser feita em casos onde a ferramenta apresenta uma alta relação comprimento versus diâmetro, quando também a rigidez da máquina-ferramenta, da peça, ou da fixação são baixas. Neste trabalho é feita uma análise dinâmica no fresamento frontal de peças com baixa rigidez, podendo ser estendida a trabalhos futuros, envolvendo o sistema completo: ferramenta, máquina-ferramenta, peça e fixações.

Este trabalho está organizado, onde no capítulo 2 é apresentada a revisão bibliográfica na qual se encontra o embasamento teórico sobre o qual o trabalho está fundamentado. No capítulo 3 o modelo matemático proposto para o cálculo de forças no fresamento frontal, baseado em constantes experimentais obtidas no torneamento. No capítulo 4 tem-se as informações sobre a realização dos experimentos para a validação do modelo proposto. No capítulo 5 as informações e a metodologia adotada para a análise dinâmica por elementos finitos. A apresentação e análises dos resultados estão no capítulo 6. O capítulo 7 apresenta as conclusões as sugestões para trabalhos futuros. Finalmente no capítulo 8 as referências.

2 Revisão Bibliográfica

2.1 Fresamento

O fresamento é um processo de usinagem no qual a remoção de material da peça se realiza de modo intermitente com um ou mais gumes usinando ao mesmo tempo através de um movimento relativo entre peça e ferramenta. O movimento de rotação é dado pela ferramenta e o de avanço geralmente pela peça (figura 2.1).

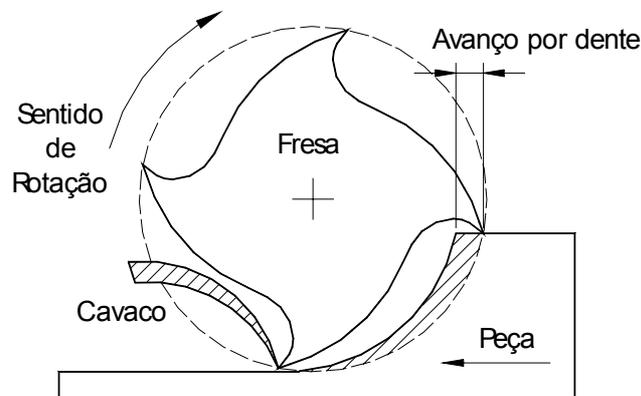


Figura 2.1 - Remoção de material no processo de fresamento [23].

Este processo possui uma grande variedade de máquinas-ferramentas, ferramentas de corte e movimentos relativos de peça. A alta taxa remoção de material, produção de superfícies com elevada qualidade, e a variedade de ferramentas utilizadas no corte fazem desse processo uma boa opção para a obtenção de superfícies planas, contornos, rasgos, ranhuras e cavidades, entre outras geometrias [19].

Os processos de fresamento são classificados pela Norma DIN 8589 de acordo com a superfície gerada, a forma da ferramenta e a cinemática desta. Tem-se fresamento frontal, fresamento periférico, fresamento de forma, fresamento de geração e fresamento de perfil, figura 2.2.

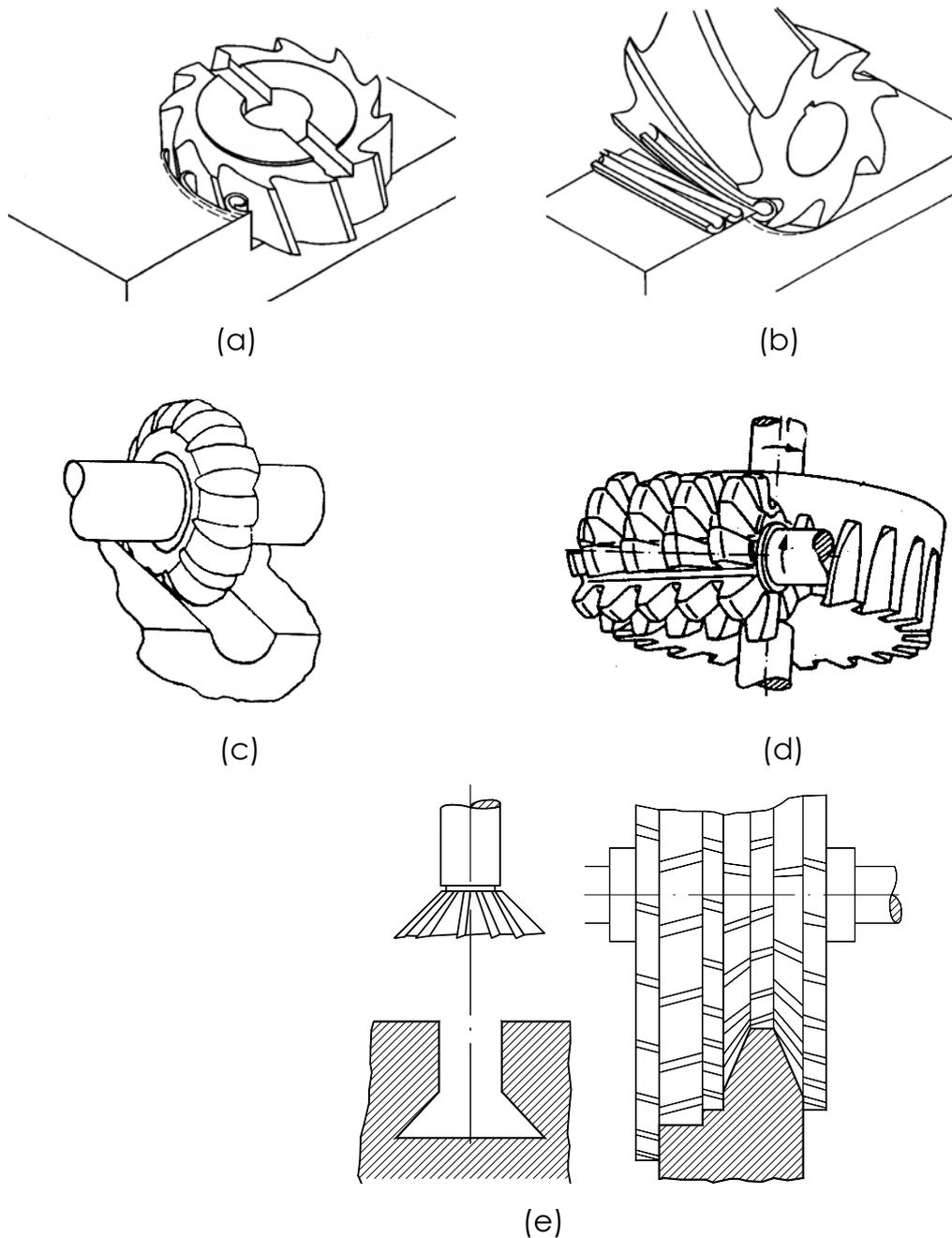


Figura 2.2 – (a) Fresamento frontal, (b) periférico, (c) de forma, (d) de geração (e) de perfil [32].

Caso a superfície da peça seja gerada no topo da ferramenta, pelo gume secundário, então se designa o processo de fresamento frontal. De modo correspondente, um processo de fresamento no qual a superfície é gerada pelos gumes principais na circunferência da fresa é designado de fresamento periférico, figura 2.3.

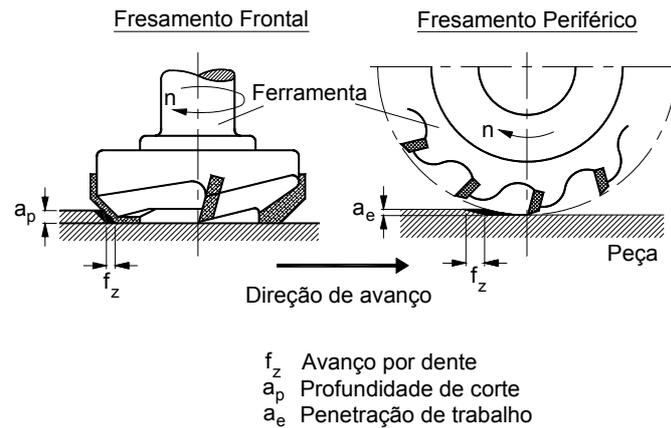


Figura 2.3 - Fresamento frontal e fresamento periférico [19].

De acordo com o sentido de rotação da ferramenta e avanço da peça, distingue-se ainda entre o fresamento concordante e o fresamento discordante, figura 2.4. No fresamento discordante o avanço e o movimento de corte apresentam sentidos contrários, enquanto que no fresamento concordante, mesmo sentido. De acordo com a posição da fresa em relação à peça, um processo de fresamento pode apresentar uma parte de fresamento concordante e uma parte de fresamento discordante, de forma que nem sempre é possível uma especificação muito clara [19, 20, 23].

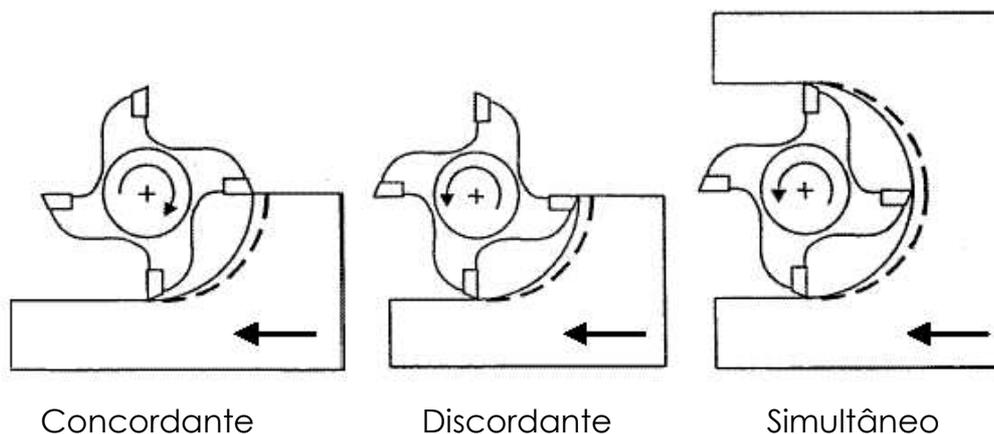


Figura 2.4 - Fresamento concordante, discordante e simultâneo.

As vantagens do fresamento concordante em relação ao discordante são normalmente as seguintes:

- A resultante das forças empurra a peça contra a sua fixação na mesa, minimizando a possibilidade de vibração;
- Menor desgaste e, por conseqüência, maior vida da ferramenta;
- Melhor qualidade da superfície gerada, devido ao movimento relativo entre as velocidades de avanço e de corte;
- Menor força de avanço.

Apesar das várias vantagens do fresamento concordante, existem casos em que ele não deve ser utilizado, como:

- Quando existe folga no fuso e nas guias da mesa da máquina-ferramenta;
- Quando a superfície da peça tiver resíduo de areia de fundição, for muito irregular ou o material for proveniente de processos de forjamento [19, 20, 35, 12].

2.2 Fresamento Frontal

No fresamento frontal a largura de engajamento a_e é consideravelmente maior que a profundidade de corte a_p , e a superfície da peça é gerada pelos dois gumes da ferramenta - gume principal e gume secundário.

Para o fresamento de superfícies pequenas planas e com superfícies ortogonais, por exemplo rasgos de chaveta, seções retangulares e furos longos, empregam-se fresas maciças de aço-rápido. Ferramentas com insertos reversíveis de metal-duro e, no caso de exigências maiores à qualidade da superfície e exigências da forma, bem como potência de fresamento, empregam-se fresas com insertos de metal-duro brasados. Já para o fresamento de superfícies grandes planas empregam-se normalmente cabeçotes de fresar com insertos reversíveis, como exemplificados na figura 2.5.

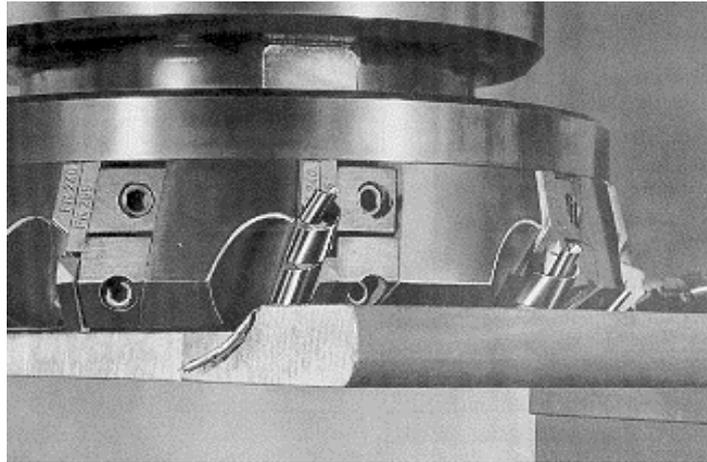


Figura 2.5 - Cabeçotes de fresar com insertos reversíveis [20].

De acordo com as dimensões das superfícies da peça a ser fresada e da potência de acionamento da máquina-ferramenta é definido o tamanho e o número de dentes da ferramenta de fresar. A divisão dos dentes na ferramenta depende da forma e do tamanho da ferramenta, da potência de acionamento disponível e da formação de cavacos do material da peça. Materiais que apresentam cavacos curtos apenas necessitam de uma pequena cavidade para cavacos e com isso permitem uma divisão pequena. Cabeçotes de fresar grandes para a usinagem de ferro fundido podem ser providos de até 200 insertos.

No fresamento frontal geralmente escolhem-se seções de usinagem menores para diminuir a sollicitação dinâmica do inserto e, com isto, evitar a quebra da ferramenta. As vidas econômicas da ferramenta são maiores que os valores usuais no torneamento, pois se trabalha com elevado custo de ferramentas e grande tempo de troca de ferramenta.

O fresamento de acabamento vem ganhando cada vez mais importância, devido à possibilidade crescente do trabalho completo em apenas uma máquina. Este processo é utilizado para o acabamento de superfícies grandes com exigências especiais de rugosidade e planicidade, quando outros processos de acabamento final se tornam anti-econômicos ou não é possível empregá-los [19, 20]. No fresamento fino distinguem-se dois tipos de ferramenta, figura 2.6.

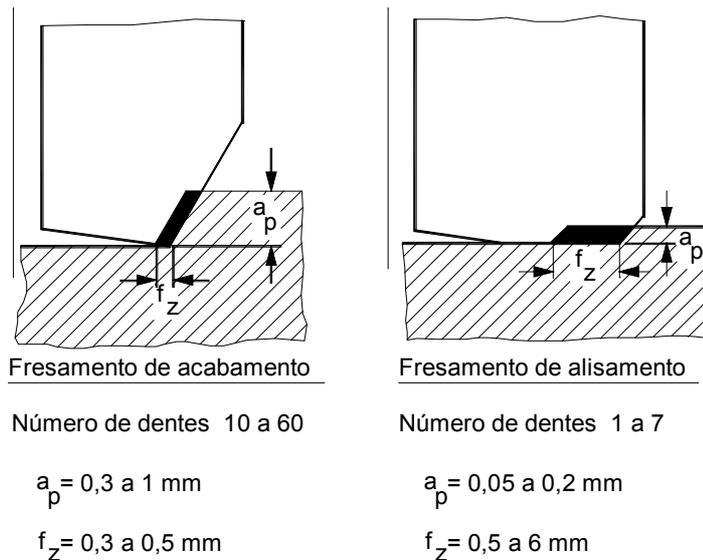


Figura 2.6 - Processos de fresamento fino [19].

Um primeiro método de acabamento é o fresamento com ferramentas frontais de acabamento convencionais que trabalham com pequena profundidade de corte e pequeno avanço por dente, usinando com um grande número de insertos.

Outro método é o fresamento de acabamento com um pequeno número de gumes trabalhando com uma profundidade de corte muito pequena e avanço grande. Nessas ferramentas os gumes secundários apresentam raios grandes. Com isto, resulta uma qualidade da superfície usinada muito boa. No entanto, deve-se considerar que a força passiva torna-se maior nesse processo que no fresamento convencional, de forma que pode ocorrer um deslocamento axial da ferramenta em relação à peça.

Uma forma alternativa é o fresamento frontal com insertos de acabamento combinando as vantagens dos dois processos anteriormente citados. A ferramenta nesse caso é dotada de um ou dois insertos de acabamento, que estão recuados radialmente em relação aos gumes de desbaste e estão protusos axialmente de 0,03 a 0,05 mm para gerar a superfície de acabamento. A largura dos insertos de acabamento deve ser de uma e meia a duas vezes o valor do avanço por rotação do cabeçote de fresar.

Como em todo processo de fresamento o corte é interrompido e há a possibilidade de vários gumes agirem ao mesmo tempo na peça, devido à interrupção do corte, além das condições de corte, as formas de contato entre a ferramenta e a peça têm uma influência sobre o comportamento das forças, conseqüentemente sobre o desgaste dos materiais das ferramentas de corte [19].

2.3 Forças no Fresamento Frontal

O estudo de forças no fresamento é importante para o projeto dos elementos das máquinas-ferramentas como mancais, bases, acionamentos, guias, sistemas de fixação da ferramenta e da peça, na determinação dos parâmetros de corte, no esclarecimento dos mecanismos de desgaste, na previsão da amplitude de vibrações e em uma estimativa de previsão da precisão obtenível na usinagem [2, 9, 19, 20, 35].

O grande avanço das pesquisas na área do corte dos metais se deu a partir da década de 1920, tanto nos EUA quanto na Europa [19]. O uso de modelos matemáticos para descrever o comportamento de forças na usinagem, condições de corte, a vida da ferramenta etc., tornaram-se instrumentos importantes para buscar melhores resultados de custo-benefício para a produção industrial.

Por definição, a força de usinagem é a força resultante F que atua sobre uma cunha cortante durante a usinagem [12]. Esta força é decomposta em três outras componentes: força passiva F_p , força de avanço F_f e força de corte F_c , figura 2.7.

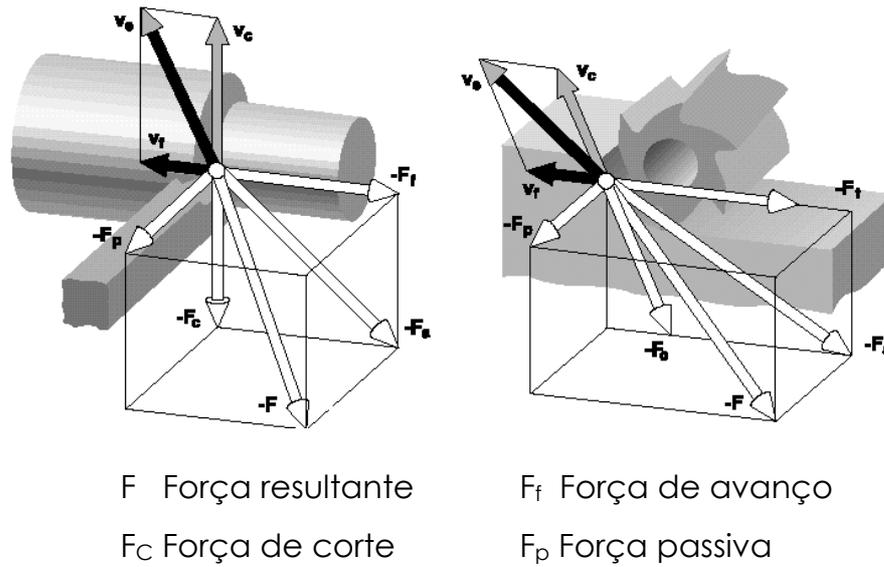


Figura 2.7 – Representação das componentes da força de usinagem no torneamento e fresamento.

De uma maneira geral durante o corte, a força de corte F_c representa o fator principal em energia consumida pela máquina-ferramenta e a força resultante F é utilizada para o projeto e escolha da máquina-ferramenta e seus acessórios [12].

Durante o fresamento cada dente ou inserto da fresa está sujeito a uma carga de impacto quando entra na região de corte. A magnitude desta carga depende do material da peça, da posição da ferramenta, dos parâmetros de usinagem e da geometria da ferramenta. As forças no fresamento são cíclicas e proporcionais à espessura de corte em cada posição [19, 20, 38], como ilustrado na figura 2.8.

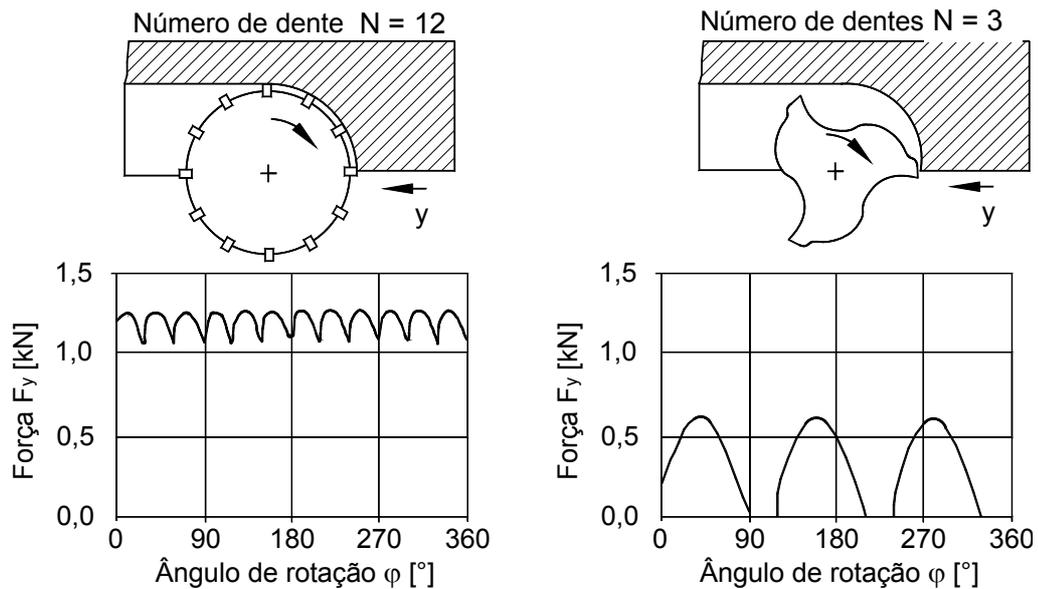


Figura 2.8 - Perfil instantâneo de força F_y [38].

Segundo König e Klocke [19], pesquisadores como Kienzle, Kronenberg e Altintas, dentre outros, criaram métodos e modelos que têm por objetivo simular as forças de corte, fato este motivado pela relativa complexidade do fenômeno. Os modelos, em sua maioria, levam em consideração a geometria da ferramenta, características do material a ser usinado, as condições de corte, deformações eventuais na ferramenta e o nível de vibrações presentes no processo. Geralmente os modelos são simplificados, isto é, nem sempre levam em consideração todas as variáveis atuantes no corte, o que de fato seria inviável.

2.3.1 Modelo de Kienzle

O modelo de Kienzle é consagrado para o cálculo de forças no torneamento. A força específica de corte k_c pode ser definida como a energia de corte necessária para remover uma unidade de volume de material da peça [35]. A força da corte F_c pode ser calculada a partir da definição de pressão, ou seja, força por unidade de área:

$$F_c \cong k_c A \quad (1)$$

onde F_c é a força de corte e A é a área teórica da seção transversal de um cavaco a ser removido, medida perpendicularmente à direção de corte, ou seja, no plano normal à direção de corte [12]. As grandezas relativas ao cavaco são derivadas dos parâmetros de corte e são obtidas através de modelos matemáticos, não podendo ser comparadas com medições feitas no próprio cavaco. A área da seção transversal do cavaco é definida por:

$$A = b \cdot h \quad (2)$$

sendo b o comprimento de corte definido como o comprimento do cavaco a ser retirado, medido na superfície de corte, segundo a direção normal à direção de corte e h a espessura de corte definida como a espessura do cavaco a ser retirado, medida normalmente à superfície de corte e segundo a direção perpendicular à direção de corte, figura 2.9 [12].

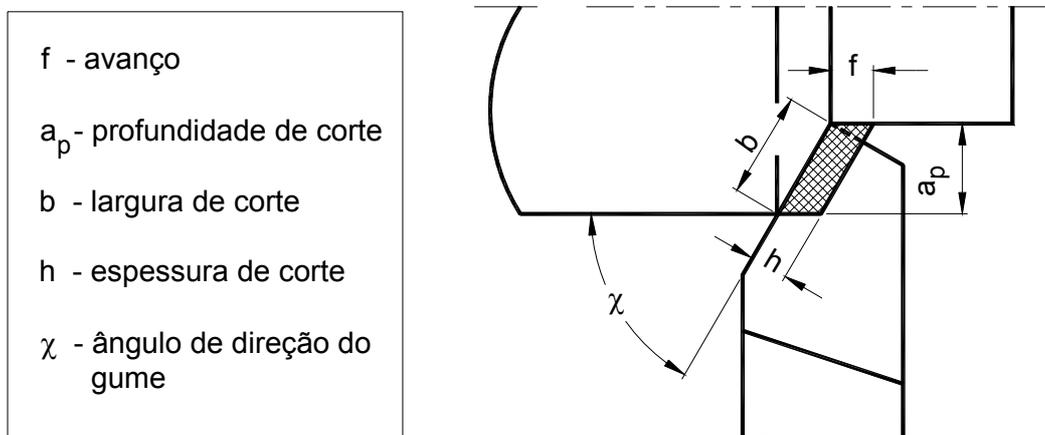


Figura 2.9 – Espessura e largura de corte para gumes retilíneos.

O cálculo de b e h é feito a partir dos parâmetros de corte, profundidade a_p e avanço f , respectivamente. A profundidade a_p é a largura de penetração do gume principal, medida em uma direção perpendicular ao plano de trabalho. Tanto b como h são calculados de acordo com o ângulo de direção do gume χ :

$$b = a_p / \text{sen } \chi \quad (3)$$

$$h = f \cdot \text{sen } \chi \quad (4)$$

No torneamento, assim como nas demais operações de usinagem, a força principal de corte F_c depende da área da seção de usinagem. Numa primeira aproximação ela pode ser representada por:

$$F_c \cong k_c \times h \times b \quad (5)$$

Na equação (5), h e b são espessura e largura teórica do cavaco respectivamente. A partir de dados experimentais, determinam-se os coeficientes característicos do modelo de força por meio da representação gráfica linearizada, em escala bilogarítmica, da variação da relação F_c/b em função de h , figura 2.9.

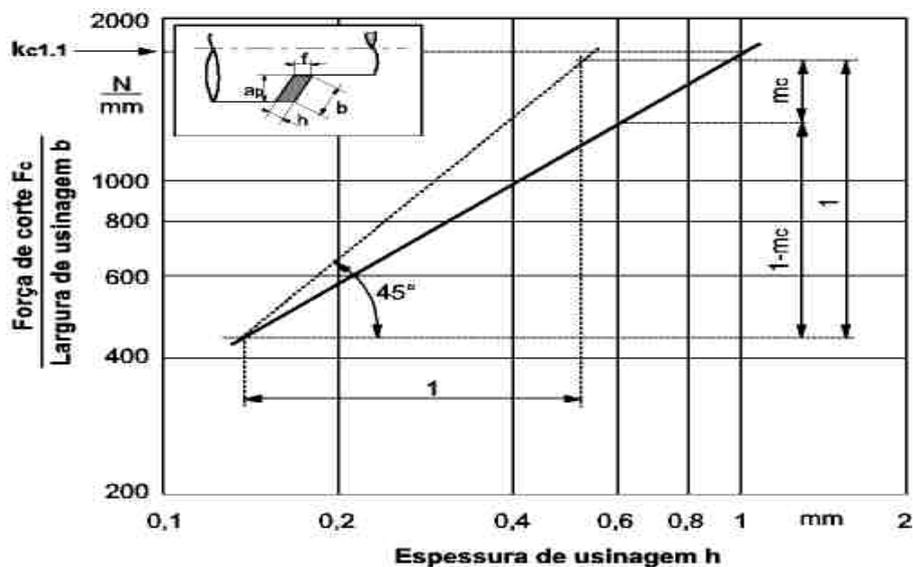


Figura 2.10 - Determinação gráfica da força específica de corte, segundo Kienzle [19]

$$F_c = k_{c1.1} \times b \times h^{(1-m_c)} \quad (6)$$

$$\log\left(\frac{F_c}{b}\right) = \log(k_{c1.1}) + (1-m_c)\log(h) \quad (7)$$

Este modelo estabelece uma relação geométrica entre a força específica de corte e a espessura de usinagem h , que pode ser representada em um gráfico bilogarítmico como uma reta. A partir das constantes $k_{c1.1}$ e $(1-m_c)$ é possível estabelecer a força atuante na ferramenta que retira um cavaco de espessura teórica h . Define-se $k_{c1.1}$ como sendo a força específica de corte k_c para um cavaco de área unitária ($b \cdot h = 1 \times 1 \text{ mm}^2$).

2.3.2 Modelo de Altintas

A espessura teórica do cavaco h , no fresamento, varia periodicamente com o tempo de acordo com o ângulo de penetração de corte.

$$h(\phi) = f_z \text{sen}(\phi) \quad (8)$$

Nesta equação f_z é o avanço por dente e ϕ é o ângulo de penetração instantâneo do gume na peça que está sendo usinada, figura 2.10.

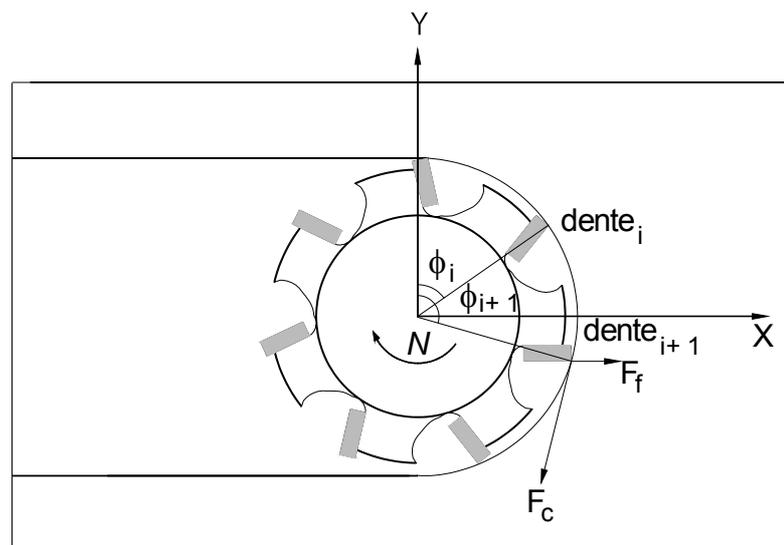


Figura 2.11 - Condições de penetração no fresamento frontal.

Para a descrição completa das condições de usinagem, além das condições necessárias para o torneamento devem ser dadas informações sobre o diâmetro da fresa, do número de gumes, do ângulo de engajamento, definido pelo ângulo de penetração na entrada e na saída, estabelecendo a porção da ferramenta a_e que está atuando.

Para cada gume em ação na peça modela-se a existência de forças tangenciais $F_t(\phi)$, forças radiais $F_r(\phi)$ e axiais $F_a(\phi)$. Cada força é modelada como sendo proporcional à área instantânea de seção transversal do cavaco não-deformado.

$$A(\phi) = b \cdot h(\phi) = a_p f_z \text{sen}(\phi) \quad (9)$$

O sistema de forças tangencial, radial e axial pode ser escrito da seguinte forma:

$$F_t(\phi) = K_{tc} a_p f_z \text{sen}(\phi) + K_{te} a_p \quad (10)$$

$$F_r(\phi) = K_{rc} a_p f_z \text{sen}(\phi) + K_{re} a_p \quad (11)$$

$$F_a(\phi) = K_{ac} a_p f_z \text{sen}(\phi) + K_{ae} a_p \quad (12)$$

Onde K_{tc} , K_{rc} e K_{ac} são forças específicas de corte, constantes relacionadas ao cisalhamento devido ao mecanismo de formação do cavaco nas direções de decomposição das forças, e K_{te} , K_{re} e K_{ae} são forças específicas do efeito de gume, constantes obtidas através de características geométricas da fresa. Considerando-se um raio de quina r_ϵ muito menor que a profundidade axial de corte a_p , a componente axial das forças presentes é desprezível e passa-se à modelagem de forças no plano [1, 2].

As forças que agem no plano x-y (plano em que se executa o corte) mediante relações de equilíbrio estático podem ser escritas como:

$$F_x(\phi) = -F_t \cos(\phi) - F_r \sin(\phi) \quad (13)$$

$$F_y(\phi) = +F_t \sin(\phi) - F_r \cos(\phi) \quad (14)$$

2.3.3 Correções de forças

A figura 2.11 mostra alguns valores empíricos de como as componentes da força de usinagem variam quando o ângulo de saída ou o ângulo de incidência variam.

Fatores de influência	Mudança nos componentes das forças de usinagem para cada grau de ângulo mudado			
	Força de corte F_c	Força de avanço F_f	Força passiva F_p	
Diminuição 	Ângulo de saída	↑ 1,5%	↑ 5,0%	↑ 4,0%
	Ângulo de inclinação	↑ 1,5%	↑ 1,5%	↑ 10,0%
Aumento 	Ângulo de saída	↓ 1,5%	↓ 5,0%	↓ 4,0%
	Ângulo de inclinação	↓ 1,5%	↓ 1,5%	↓ 10,0%

Figura 2.12- Influência do ângulo de saída e do ângulo de inclinação nas componentes das forças de usinagem [19].

Uma alteração do ângulo de incidência na faixa de $3^\circ \leq \alpha \leq 12^\circ$ não tem efeito significativo sobre as componentes da força de usinagem. Da mesma forma uma alteração do raio de quina normalmente não tem grande influência sobre as forças, principalmente no desbaste.

O desgaste da ferramenta é outra grandeza que tem influência sobre a força de usinagem. Dependendo do tipo de desgaste é observada uma diferente influência sobre as componentes das forças.

O desgaste de cratera que tem como consequência um aumento gradual do ângulo de saída o que pode levar a uma redução da força de usinagem.

Uma predição quantitativa para o aumento da força resultante como função do aumento do desgaste da ferramenta é difícil devido ao grande número de fatores de influência. Do valor de referência obtido para uma ferramenta nova até uma marca de desgaste de 0,5 mm podem ser estimados um aumento das componentes da força de usinagem: aproximadamente 90% para força de avanço F_f , aproximadamente 100% para força passiva F_p e aproximadamente 20% para força de corte F_c [19].

2.3.4 Medição experimental das componentes das forças de usinagem

A medição das componentes das forças de usinagem pode ser feita de forma direta ou indireta. A medição indireta pode ser realizada através da medição do deslocamento de molas, sendo os meios de medida mecânicos, elétricos, pneumáticos e hidráulicos. Na medição direta utilizam-se, entre outros, princípios piezelétricos. Denomina-se piezeletricidade a propriedade que certos cristais possuem de se polarizarem eletricamente, quando submetidos a esforços mecânicos e, inversamente, de se deformarem elasticamente quando submetidos a uma polarização elétrica. Os cristais mais sensíveis a estas propriedades são o quartzo e a turmalina [14, 33].

Uma desvantagem de sistemas piezelétricos é com relação a medições de cargas estáticas reais tais como seria possível com extensômetros. Entretanto, a utilização de elementos de quartzo combinados com modernos amplificadores de carga oferecem uma excelente capacidade de medição de cargas quase-estáticas [33].

O sistema de medição deve ser capaz de seguir as variações de forças impostas a ele. Caso isto não seja possível a força indicada será influenciada pela dinâmica do sistema de medição. Assim, os fabricantes especificam a frequência natural de um dinamômetro em condições especiais de

laboratório, sendo que este é montado em uma base de rigidez elevada e livre de vibrações [33].

Para assegurar a completa transmissibilidade das forças de usinagem, a frequência natural do dinamômetro deve ser pelo menos 5 vezes maior que a frequência de excitação que a ferramenta estará sujeita [9]. Os sistemas de medição com plataformas piezelétricas possuem frequências naturais suficientemente altas para o estudo de variação de forças relacionadas à entrada dos dentes e mudanças da espessura de usinagem no fresamento com velocidades de corte convencionais [9].

2.4 Materiais de Ferramentas de Corte no Fresamento

A usinagem é um processo complexo cujas interações entre ferramenta de corte e máquina-ferramenta são críticas, e os materiais das peças tendem a ser cada vez mais leves e mais resistentes, levando assim muitas vezes a uma pior usinabilidade. Esses problemas motivam o desenvolvimento de materiais para ferramentas, os quais tiveram um dos maiores fatores de contribuição que ajudaram a modernização da indústria [32].

Resistência ao desgaste, tenacidade e resistência a quente são algumas das propriedades desejadas nas ferramentas de corte. Contraditoriamente, materiais com resistência a quente e ao desgaste geralmente apresentam baixa tenacidade. Neste sentido, o desenvolvimento de materiais tem como foco melhorar os materiais de ferramentas no sentido de que estes possuam essas propriedades combinadas simultaneamente [19, 32, 37].

A seguir são apresentados alguns dos mais importantes materiais para ferramentas de corte utilizados atualmente na indústria

2.4.1 Aço-rápido

Esse material foi criado através da adição de tungstênio e cromo no já existente aço *Mushet*, proporcionando uma resistência a quente de aproximadamente 600⁰C, três vezes maior do que existia no mercado, atingindo um valor de velocidades de corte de 40 m/mim, inacreditável para

a época [32].

A primeira grande melhoria dos aços-rápidos foi a adição de cobalto, aumentando a resistência a quente e podendo atender a velocidades de corte de até 70 m/min [32].

O desempenho das ferramentas de aço-rápido melhorou muito através do método de fabricação por metalurgia do pó. Esse método aumentou significativamente a vida da ferramenta, se comparado ao método tradicional de fabricação [5, 9].

2.4.2 Metal-duro

Na primavera de 1927 foram apresentados em Leipzig, sob o nome WIDIA, metais-duros como novos materiais de alta produtividade. Estes novos materiais representavam para a época um desenvolvimento revolucionário. Em contraste às ferramentas de aço-rápido usadas até aquele momento, os metais-duros proporcionavam um aumento pronunciado nas velocidades de corte. Além disso, materiais como ferro fundido, que até aquele momento eram de difícil usinagem com ferramentas de aço-rápido, puderam ser trabalhados com o novo material [32].

No começo, a aplicação do metal-duro à base de WC-Co se limitava exclusivamente à usinagem de ferro fundido. Por causa do grande desgaste de cratera, os metais-duros não eram aconselháveis para trabalho com materiais de aço com cavacos longos. Isso foi alterado com a adição de carboneto de titânio. Grandes aumentos na velocidade de corte, semelhantes aos anteriormente obtidos em ferros fundidos com os metais-duros WC-Co, foram possíveis na usinagem de aços com metal-duro à base de TiC [20].

Embora normalmente nos metais-duros com o aumento da dureza ocorra uma redução da tenacidade, esta regra pôde ser quebrada com o desenvolvimento de metais-duros de grãos finos. Através da redução do tamanho do cristal WC abaixo de 1 μm , com o mesmo teor de ligante é possível elevar a dureza, ao mesmo tempo que aumenta-se a resistência à

flexão [20, 32]. Essa propriedade amplia o campo de aplicação dos metais-duros de grãos finos e ultrafinos.

O desempenho das ferramentas de corte mudou drasticamente no fim dos anos 60, quando técnicas de revestimento CVD permitiram aplicar uma camada de revestimento de nitreto de titânio em ferramentas de metal-duro, proporcionando uma superfície da ferramenta com dureza elevada com um substrato relativamente tenaz, para obter um aumento da sua resistência ao desgaste e redução do atrito entre o cavaco e a ferramenta, conseqüentemente um aumento da sua produtividade. No final da década de 70 (1979) a técnica de revestimento PVD permitiu revestir com sucesso ferramentas de aço rápido, ampliando o campo de aplicação destas.

Enquanto que o revestimento melhora a resistência ao desgaste da ferramenta revestida e diminui a adesão e difusão entre ferramenta e peça, a tarefa do substrato é garantir, como base da camada dura, boa aderência do revestimento e conferir ao material uma camada com suficiente resistência ao calor e principalmente boa tenacidade [9, 12, 19, 20, 32, 35, 37].

2.4.3 Cerâmica

A partir do final dos anos 30 surgiram cerâmicas à base de Al_2O_3 como materiais de corte. Por muito tempo os insertos foram constituídos de óxidos de alumínio puro. Na tentativa de diminuir a fragilidade destas ferramentas, os desenvolvimentos na fabricação de cerâmicas de corte objetivaram principalmente o aumento da tenacidade e a confiabilidade do tempo de vida.

A melhora dessas propriedades é conseguida nas cerâmicas óxidas através do aumento do teor de óxido de zircônio, da otimização da distribuição dessas fases e através do ajuste de uma textura homogênea. Outras medidas são o reforço da estrutura da cerâmica por fibras (*whiskers*) [37]. O objetivo do reforço com *whiskers* é a melhora das propriedades de tenacidade dos materiais de corte cerâmicos. Estes atuam distribuindo homogeneamente as solicitações mecânicas no material de corte, assim

como transportam calor mais rapidamente da área de corte solicitada termicamente.

As cerâmicas mistas são materiais à base de Al_2O_3 que possuem entre 5 e 40% de componentes não-óxidos em forma de TiC ou TiN. Comparadas com a cerâmica óxida pura possuem uma maior dureza e, em razão da boa condutibilidade térmica dos materiais duros, melhores propriedades de choques térmicos. Através da adição de ZrO_2 o comportamento da tenacidade dessa cerâmica pode ser melhorada.

Um grupo de cerâmicas de corte formada por Si_3N_4 tem sido intensamente investigada por apresentar uma maior tenacidade e uma melhor resistência a choques térmicos comparadas às cerâmicas de corte óxidas. Além disso, possuem uma grande dureza a quente. A resistência ao desgaste de cerâmicas de nitreto de silício comparadas às cerâmicas óxidas é relativamente menor, além de possuir uma alta afinidade com ferro e oxigênio em certas condições de usinagem. Conseqüentemente, desgastam-se rapidamente na usinagem de aço, sendo que para este grupo de materiais não existe atualmente nenhuma aplicação economicamente viável [10]. Porém na usinagem de ligas com níquel para a indústria aeronáutica são usadas velocidades de 300 m/min enquanto com metal duro não são superiores de 60 m/min [2].

2.4.4 Nitreto de boro cúbico - CBN

O nitreto de boro obtido quimicamente se apresenta sob a forma alotrópica hexagonal, semelhante à estrutura da grafita. Assim como para a grafita submetida a elevadas pressões e temperaturas, na presença de catalisadores, como o lítio, obtém-se uma forma cristalina cúbica, mais densa, porém instável. Grãos de CBN são compactados juntamente com uma matriz metálica, normalmente o cobalto, para após a sinterização formarem o nitreto de boro cúbico policristalino, o PCBN.

A dureza do PCBN aumenta com a quantidade percentual de grãos de CBN existentes na ferramenta. No entanto, na usinagem de acabamento de aços temperados, além da dureza, outras propriedades como

condutibilidade térmica devem ser levadas em consideração para alcançar um bom desempenho. A condutibilidade térmica é influenciada pelo tipo de ligante, que pode ser à base de cobalto ou materiais cerâmicos. Foi observado no trabalho de Koch [18] que ferramentas contendo ligante cerâmico apresentam melhor desempenho por conduzirem menos calor. Assim o calor é dissipado em quantidades maiores pelo cavaco, diminuindo o desgaste da ferramenta. Além disso, ferramentas de PCBN apresentam melhor resistência ao desgaste com grãos pequenos e mistos. A melhora para as ferramentas com grãos pequenos é consequência da área de contorno dos grãos de CBN com o material ligante por unidade de volume, implicando no aumento da força de contato.

2.4.5 Diamante

Sob elevada temperatura e pressão na presença de catalisadores a grafita sofre uma mudança cristalina, sendo os cristais formados numa estrutura cúbica, onde os átomos de carbono estão unidos por ligações covalentes. Estes são os motivos para que o diamante tenha a maior dureza de todos os materiais. Além disso, o diamante possui um comportamento superior aos outros materiais duros em relação à condutibilidade térmica [20].

No início da década de 90 foram desenvolvidas técnicas de obtenção de filmes finos de carbono, com estrutura de diamante e próximas ao diamante (diamond like carbon) que possuem a resistência ao desgaste do PKD (diamante policristalino) combinado com a possibilidade de produzir ferramentas com formas complexas e com múltiplos gumes, como fresas. Esta vantagem de combinação de alta resistência ao desgaste, aliado à flexibilidade geométrica faz desse revestimento um excelente candidato para substituir os metais-duros e as ferramentas de PKD [29].

2.5 Desgaste de Ferramentas no Fresamento

O fim da vida de uma ferramenta de corte pode ser atingido através de vários fatores, sendo os mais comuns:

- Quebra do gume;
- Desgaste excessivo do flanco ou da face da ferramenta;
- Tolerâncias dimensionais da peça não-obteníveis;
- Acabamento da peça não-satisfatório;
- Aumento excessivo das forças de usinagem [19, 20, 34, 35].

Esses critérios usualmente variam com o tipo de operação que está sendo executada, pode ser desbaste, semi-acabamento ou acabamento.

Para quantificar o desgaste, utilizam-se os parâmetros de padrão internacional para medição da marca de desgaste no flanco e na cratera [19, 35].

Durante o fresamento o gume é submetido a mecanismos de desgaste que dependem da forma de sollicitação, da velocidade e da duração de utilização da ferramenta. Distinguem-se várias causas influentes sobre o desgaste da ferramenta, como:

- Abrasão mecânica;
- Adesão;
- Difusão;
- Oxidação;
- Danificação do gume devido à sollicitações térmicas e mecânicas.

Basicamente os mecanismos de desgaste possuem um comportamento de acordo com a condição de usinagem empregada. O mecanismo de abrasão ocorre em toda a faixa de temperatura à qual é submetida uma ferramenta de corte. A adesão se limita a velocidades de corte baixas, ao passo que mecanismos de difusão e oxidação somente ocorrem para velocidades de corte elevadas, conforme mostra a figura 2.12.

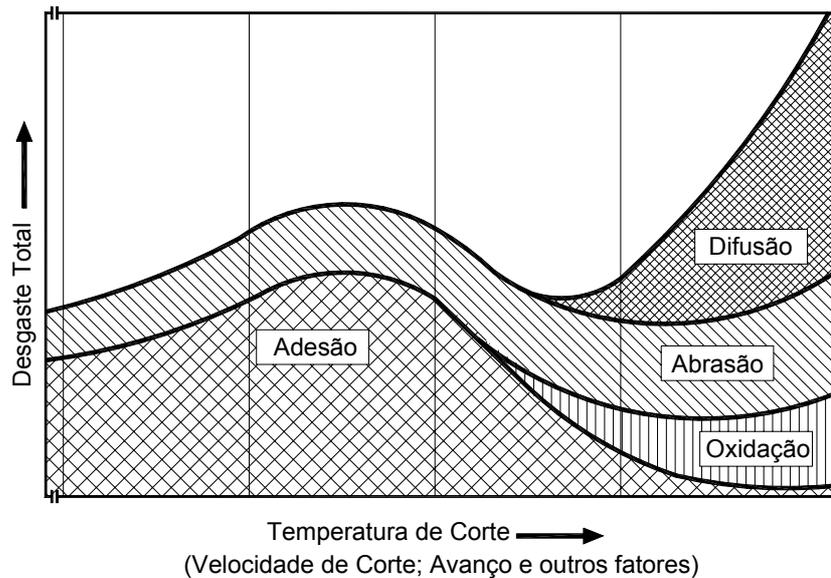


Figura 2.13 - Mecanismos de desgaste no processo de fresamento [20].

Estes diversos mecanismos de desgaste agem simultaneamente, de forma que tanto sua causa como seu efeito nem sempre podem ser distinguidos entre si.

Compreender estes mecanismos de desgaste que ocorrem no processo de fresamento é fundamental para a apropriada seleção do tipo de ferramenta que deve ser escolhido em função da operação de corte desejada, a fim de aumentar a vida da fresa.

2.5.1 Abrasão Mecânica

Este mecanismo caracteriza-se pelo arrancamento de pequenas partículas de material do gume, em decorrência do escorregamento do material da peça sobre a ferramenta sob alta pressão e temperatura. Este mecanismo conduz, principalmente no processo de fresamento, ao surgimento de marcas de desgaste no flanco principal da fresa. A capacidade para que o gume da fresa resista ao desgaste abrasivo está diretamente ligada à sua dureza. Logo, os revestimentos agem também no sentido de minimizar a tendência ao desgaste abrasivo, pois elevam a dureza do gume, mantendo a tenacidade do substrato [16, 25, 32, 34, 35].

2.5.2 Adesão

Para ocorrer adesão se necessita pressão de contato, temperatura elevada e tempo de contato. Os mecanismos de desgaste por adesão apresentam um máximo para temperaturas médias e dominante na região de formação de gume postiço, que é um processo dinâmico com sucessivas formações de camadas de cavaco aderidas e arrancadas do flanco das partes cortantes da fresa e arrastados junto ao fluxo de material adjacente à interface peça/ferramenta [16, 20, 34].

2.5.3 Difusão

Este tipo de desgaste ocorre pela difusão de átomos entre o material da peça e o material da ferramenta, sendo afetado diretamente pelo grau de afinidade entre os materiais, pelo tempo de contato entre o gume da fresa e o material da peça e pela gerada na interface peça/ferramenta e peça/cavaco. O desgaste por difusão é motivo para a não-utilização de ferramentas de diamante na usinagem de aço, devido à alta afinidade entre o carbono do diamante e o ferro presente no aço. As principais variáveis que influenciam na intensidade e na progressão deste mecanismo no processo de fresamento são funções da velocidade de corte e da utilização ou não de fluidos de corte [16, 34, 41].

2.5.4 Oxidação

Altas temperaturas e a presença de ar levam à oxidação em muitos materiais. Constituintes do metal-duro como tungstênio e cobalto, quando em contato com o ar do ambiente a elevadas temperaturas, oxidam formando um filme poroso que é mais facilmente arrancado da superfície pelo cavaco, ocasionando um desgaste mais agressivo nas bordas do contato entre o material da ferramenta, do cavaco e da peça [13, 16, 32].

2.5.5 Danificação do gume devido a solicitações térmicas e mecânicas

No processo de fresamento a interrupção cíclica de corte leva a solicitações cíclicas mecânicas e térmicas com a formação de grandes

gradientes de tensão nas camadas próximas à superfície da região ativa da ferramenta. As tensões térmicas residuais são trativas durante o ciclo de resfriamento e compressivas durante o ciclo de corte. Essas solicitações alternantes podem levar a formas de desgaste induzidas pela fadiga do material da ferramenta.

As flutuações de temperatura que ocorrem no gume da fresa, juntamente com a dinâmica de carga e descarga dos esforços de usinagem, causam danificações do gume como quebra do gume, microquebras, fissuras transversais e fissuras longitudinais [20].

Lascamento

Forças de corte excessivas muitas vezes levam a micro e macrolascamentos do gume ou da quina, principalmente quando os ângulos de cunha da ferramenta são muito pequenos ou o material da ferramenta é frágil. Nesses lascamentos, a linha de fissura é definida pela direção da força de corte. Interrupções de corte também podem provocar lascamentos, sobretudo no fresamento.

Fissuras transversais

Em cortes interrompidos, o gume é submetido a um grande esforço alternante. O carregamento da cunha de corte, no caso de fresamento em cheio, inicia com uma espessura mínima, passa por uma máxima, e termina numa mínima. Na parte do ciclo onde é atingido a espessura máxima, a região está predominantemente sob tensões compressivas. Nas bordas do contato, devido à flexão da cunha surgem regiões com tensões de tração.

No início e no fim de cada corte, as regiões de tração estão muito próximas ao gume e em decorrência de pequenas quantidades de material que suporta as cargas, a tensão de tração pode se aproximar ao limite de resistência do material. Em decorrência das tensões cíclicas ocorre fadiga que podem levar a fissuramentos transversais.

Fissuras longitudinais

As fissuras térmicas são decorrentes ao resfriamento cíclico da ferramenta de corte. Durante a fase de aquecimento localizado, os gradientes de temperatura da face para o centro da ferramenta fazem com que se tenham apenas tensões compressivas na face da ferramenta.

Durante a fase de resfriamento as temperaturas mais elevadas estão no núcleo da ferramenta e a contração volumétrica da superfície propicia a formação de tensões de tração. Com o aumento da eficiência do resfriamento, aumenta o gradiente de tensões assim como as tensões de tração. Como a sollicitação é cíclica, ocorre fadiga.

O controle do desgaste no gume da ferramenta é essencial para evitar vibrações, quebras catastróficas, maximizar o tempo de uso da fresa e, conseqüentemente, sua produtividade [32].

2.6 Vibrações no Fresamento

Uma das fontes de interferência mais comuns no fresamento são as vibrações. Estas podem ocorrer devido a uma baixa rigidez da máquina, do suporte da ferramenta, da fixação da peça, por folgas na fixação da peça, além da freqüência de contato do dente da fresa ou das muitas ressonâncias surgidas no processo, Figura 2.13.

Através da modificação da velocidade de corte, da profundidade de corte, da geometria de corte e através da melhora de saída de cavaco, pode-se observar a variação das vibrações. Em alguns casos, mesmo quando as ferramentas são rígidas, as vibrações podem ocorrer pela natureza da peça. Um exemplo é a usinagem de peças com baixa rigidez, onde pode ser melhorada a fixação ou mudadas as estratégias de usinagem para diminuir os efeitos de vibração.

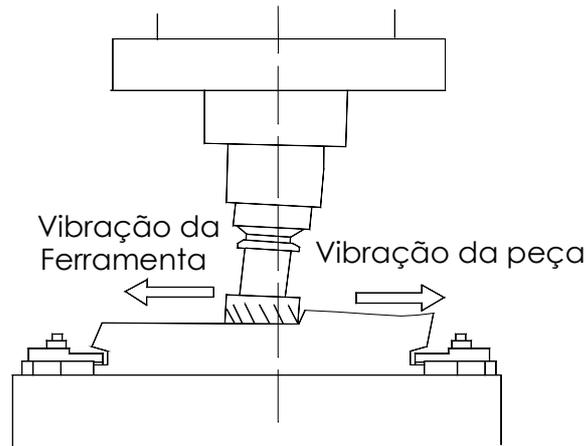


Figura 2.14 - Vibrações no fresamento

Através de testes, tem-se pesquisado as reais propriedades de usinagem de máquinas para fresamento. Esses testes visam a determinação das partes com baixa rigidez das máquinas. Com sua ajuda pode-se determinar a eficácia de modificações construtivas. As medições exigem vários equipamentos e muita experiência para a análise e avaliação [27].

O nível máximo de vibração tolerável, ou seja, a máxima amplitude de vibração em um processo de usinagem, depende da sua aplicação. Em operações de desbaste, o que determina esse nível é principalmente o efeito que a vibração exerce sobre a vida da ferramenta. Em operações de acabamento, a qualidade da superfície e precisão dimensional são os parâmetros determinantes [8].

Existe uma relação entre as vibrações durante o processo e o resultado de trabalho. Em um trabalho isento de vibrações, o movimento relativo entre a ferramenta e a peça é dado pela combinação do avanço e da velocidade de corte. A rugosidade cinemática pode ser teoricamente calculada em função do diâmetro da ferramenta e do avanço por dente. A parte superior da figura 2.14 mostra as relações geométricas para esta condição. Contudo, sendo sobrepostas a este movimento as vibrações da ferramenta, que apresentam uma componente na direção normal à de avanço, altera-se a estrutura do acabamento original. Um processo estável pode ser caracterizado relativamente por boa qualidade da superfície usinada e reduzido desgaste de ferramenta, enquanto que um instável

associado a acabamento deteriorado e desgastes pronunciados de ferramenta [39].

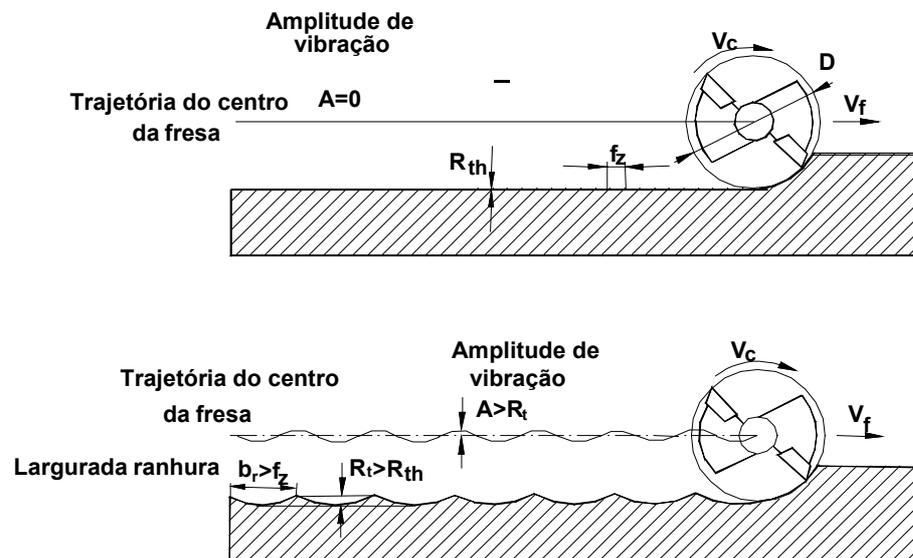


Figura 2.15 - Trajetória da ferramenta para processo com vibração [39].

As vibrações podem ter origem em uma ou mais fontes: vibrações externas à máquina-ferramenta, vibrações geradas pela própria usinagem, falta de homogeneidade da peça, corte interrompido e vibrações causadas pela máquina-ferramenta [8].

2.6.1 Vibrações externas à máquina-ferramenta

Vibrações externas à máquina-ferramenta, geralmente geradas por outras máquinas e são transmitidas pelo solo e pelas suas fundações. Este tipo de vibração contém um espectro de frequência muito amplo, de forma que é improvável que a frequência natural de algum componente de uma máquina-ferramenta não esteja contida nesta ampla faixa de frequência. Assim, este componente pode apresentar níveis de vibrações muito altos [8].

2.6.2 Vibrações causadas pela máquina-ferramenta

Vibrações causadas pela máquina surgem tanto em acionamentos de componentes dotados de movimento rotativo quanto de acionamento de componentes com movimento de translação. Estas podem se apresentar

sob duas formas já descritas anteriormente: livres e forçadas. As vibrações forçadas são causadas por rotação de massas desbalanceadas, acionamentos por engrenagens e correias, rolamentos com irregularidades e por forças periódicas nos próprios motores de acionamento [8].

2.6.3 Vibrações causadas por corte interrompido

Na usinagem com corte interrompido, a ferramenta sofre impactos consideráveis que podem levar a níveis indesejáveis de vibração. No fresamento, vibrações forçadas são excitadas pela componente periódica da força de usinagem na frequência de passagem dos dentes. Consequentemente, elas estão sincronizadas com a geração periódica da superfície e não causam ondulações. Entretanto, afetam a posição da superfície usinada, acarretando com isto erros de forma [8].

2.6.4 Vibrações devido à falta de homogeneidade da peça

A presença de regiões de diferentes durezas em uma peça causa pequenos choques sobre a ferramenta, resultando em vibrações. Sendo estes impactos absorvidos, os efeitos não são consideráveis, fazendo parte apenas do “ruído de fundo” da usinagem. Entretanto, se estes pequenos choques sobre a ferramenta não forem rapidamente amortecidos, originam vibrações de grande amplitude prejudiciais ao processo. Estes choques são inclusive uma das causas das vibrações regenerativas, descritas a seguir [27].

2.6.5 Vibrações regenerativas

As vibrações regenerativas ou auto-excitadas não são causadas por forças externas, mas por forças geradas pelo próprio corte do material pela ferramenta. Segundo Altintas [1], elas resultam de um mecanismo de auto-excitação na geração da espessura do cavaco durante as operações de usinagem. Um dos modos estruturais do sistema máquina-ferramenta-peça é excitado por forças de corte inicialmente. Uma superfície ondulada

resultante da passagem de um gume é removida pelo subsequente, que também deixa uma superfície ondulada devido a vibrações estruturais. Dependendo da diferença de fase entre duas ondulações sucessivas as vibrações podem ser atenuadas ou ampliadas. As vibrações crescentes elevam as componentes da força de usinagem e podem provocar desgaste excessivo ou quebra da ferramenta e piora na qualidade da superfície usinada e dimensional da peça. As vibrações auto-excitadas podem ser causadas por acoplamento de modos ou regeneração da espessura do cavaco [27].

Na figura 2.15a é mostrado exatamente uma onda entre os dentes. Embora seja assumida a vibração, as ondas produzidas pelos dois dentes consecutivos estão em fase, e não ocorre nenhuma variação da espessura do cavaco; portanto também não há variação de força. A vibração não é excitada novamente e desaparece, sendo neste caso estável. Na figura 2.15b, com uma onda e meia entre os dentes, para a mesma amplitude de vibração, a variação na espessura do cavaco ocorre com o dobro da amplitude, resultando em uma grande variação de força que excita futuras vibrações [36].

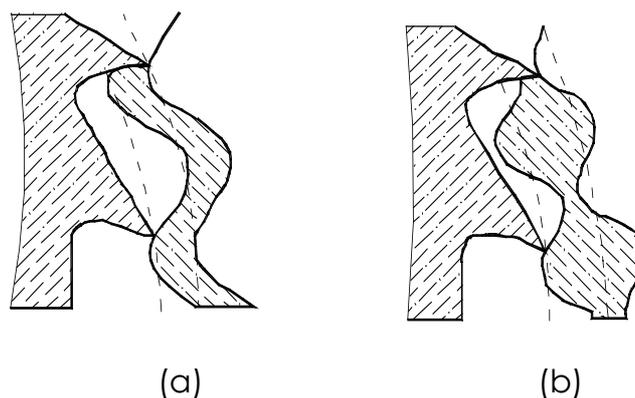


Figura 2.16 - Efeito regenerativo [36].

2.7 Influência dos Parâmetros de Usinagem

Os parâmetros de processo influenciam a taxa de usinagem, as forças atuantes sobre a fresa, as vibrações e conseqüentemente a vida da ferramenta. A compreensão dessas influências permite uma adequada seleção das condições de corte, visando assim otimizar o processo[19].

2.7.1 Taxa de usinagem

A princípio, com o incremento das profundidades de corte axial ou radial (a_p ou a_e) ou da velocidade de avanço v_f , aumenta-se a taxa de usinagem Q . Todavia, muitas vezes não é possível ou economicamente viável aumentar as grandezas a_e ou v_f , devido às limitações da máquina ou da ferramenta.

Uma alternativa para aumentar a taxa de usinagem, respeitando as limitações da máquina, da ferramenta e do processo, é a apropriada determinação da profundidade de corte axial a_p e da velocidade de avanço v_f [19, 20].

2.7.2 Forças

A força de corte F_c e, conseqüentemente, a potência de corte P_c são influenciados pelos parâmetros a_p e v_f . A força de corte aumenta linearmente com o incremento da profundidade a_p , enquanto que o incremento da velocidade de avanço causa um aumento geométrico da força, sendo o expoente menor que a unidade ($1-m_c$). Desta maneira, uma estratégia de corte que tem como alvo a minimização do tempo principal de usinagem requer que a peça seja usinada em vários passes com o máximo possível de velocidade de avanço para uma mesma velocidade de corte. Isto vale, obviamente, somente quando os tempos secundários desta estratégia e a vida da ferramenta estiverem em níveis aceitáveis.

2.7.3 Vibrações

Há vários fatores que podem afetar a estabilidade no fresamento. As condições de corte são as mais fáceis para serem alteradas. Destas condições as predominantes são velocidade de rotação e profundidade de

cutor. Outros fatores são avanço, ângulo de entrada e saída e a geometria de corte [31].

Outros fatores que contribuem, apesar de não serem tão fáceis de serem alterados são: dinâmica axial, propriedades do material da peça, dinâmica do sistema como rigidez, amortecimento e frequência natural [8, 39].

Em vibrações regenerativas é possível melhorar a estabilidade do processo através do uso de fresas especiais que são projetadas para perturbar a regeneração das ondas na superfície de corte, a qual é o principal mecanismo da auto-excitação. Tais projetos usam espaçamento não-uniforme entre os dentes. Isto faz com que durante a usinagem os ângulos de fase das ondulações subseqüentes não sejam iguais, não podendo se ajustar simultaneamente a uma fase ótima para a regeneração [32, 39].

2.7.4 Vida da ferramenta

A velocidade de corte é o parâmetro de maior influência na vida da ferramenta nos processos de torneamento, fresamento e furação, devido principalmente às altas temperaturas geradas na interface peça e ferramenta. No processo de fresamento de topo reto, uma alternativa para aumentar a vida da ferramenta mantendo a taxa de usinagem constante pode ser alcançada diminuindo a velocidade de corte e aumentando o avanço por dente, isto dentro de níveis aceitáveis [19, 20].

Outra característica importante é que para a mesma taxa de usinagem, a influência da redução da velocidade de corte v_c na vida da fresa é maior do que aquela devido à redução do avanço por dente f_z .

2.8 Simulação na usinagem

O número de variáveis envolvidas num processo de usinagem até recentemente inviabilizava a tentativa de extrair dados confiáveis através de uma análise numérica. Porém, o aprimoramento de métodos como o de elementos finitos, juntamente com o desenvolvimento de programas e

computadores capazes de solucionar problemas cada vez mais complexos, estão tornando viável essa estratégia.

Como o processo de produção de componentes com alto grau de automação é, na maioria das vezes, assistido por sistemas CAD/CAM, que prevêem a(s) trajetória(s) da(s) ferramenta(s) numa etapa anterior à usinagem propriamente dita [2].

Uma das vantagens da simulação consiste na possibilidade de redução do custo envolvido num projeto através da redução do número de experimentos, que são considerados fundamentais [21, 22]. Além disso, pode-se citar como vantagens da simulação:

- Não há interferência no processo e, com a simples mudança de um parâmetro, pode-se verificar a resposta do sistema em análise.
- Hipóteses podem ser testadas para confirmação;
- A simulação geralmente é mais fácil de aplicar do que métodos analíticos;
- Novas situações, sobre as quais se tem pouco conhecimento, podem ser tratadas;
- O tempo pode ser controlado, podendo ser comprimido ou expandido;
- Pode-se compreender melhor quais variáveis são mais importantes em relação ao desempenho, e como as mesmas interagem entre si e com outros elementos do sistema;
- Há casos em que o processo não é passível de experimentação, restando como única ferramenta de análise a simulação.

Como desvantagens:

- A construção de modelos requer pessoal qualificado;
- Os resultados das simulações são muitas vezes de difícil interpretação. Uma vez que os modelos tentam capturar a variabilidade do sistema, é comum que existam dificuldades em determinar quando uma observação realizada durante uma execução se deve a alguma relação significativa no sistema ou a processos aleatórios construídos e embutidos no modelo;

- A tentativa de simplificação objetivando a economia de recursos costuma levar a resultados insatisfatórios.

Além da diversidade de variáveis de entrada e de saída, variáveis internas também dificultam a simulação na usinagem [21]. O material da peça tem efeitos significativos nos resultados dos processos de usinagem, e às vezes é difícil determinar as suas propriedades. A interface ferramenta/peça de trabalho também é complexa, e os fenômenos que ocorrem dependem da pressão, temperatura, velocidade, das propriedades da ferramenta, da peça, do meio lubri-refrigerante, entre outros fatores. Como resultado desta variedade de propriedades, uma grande base de dados é necessária, cuja criação é cara e exige tempo.

O campo de aplicação de simulação dentro da área de usinagem é vasto, levando-se em consideração que há muitas operações diferentes e que, para cada operação, é possível simular aspectos diferentes e com técnicas diferentes [21].

Para o planejamento de processos são necessários apenas modelos simples, que selecionem o tipo de operação, o tipo e as dimensões de ferramenta. Para a otimização dos processos são necessários algoritmos mais sofisticados. Alguns desses modelos levam em consideração apenas os aspectos técnicos, outros também aspectos econômicos.

Recentemente, com a evolução dos computadores e programas, começaram a ser usados elementos finitos para análise de processos de usinagem.

2.9 Método de elementos finitos (MEF)

Em engenharia, é comum se deparar com problemas matemáticos cuja formulação é em geral dada por equações diferenciais de difícil solução. Para estes podem ser encontradas soluções aproximadas utilizando métodos numéricos. Dentre estes, o método dos elementos finitos permite encontrar soluções aproximadas de equações diferenciais ordinárias ou parciais. Os erros obtidos numa simulação, via de regra, decrescem com o aumento do

número de equações algébricas usadas. Progressivamente, nos últimos anos, a capacidade de processamento dos computadores tem permitido a solução de uma quantidade maior de equações, possibilitando resultados cada vez mais precisos para as aplicações em engenharia, e tornando assim o método cada vez mais atrativo [7].

2.9.1 Evolução Histórica do Método

Durante os últimos cem anos, a análise em mecânica estrutural era restrita a vigas e treliças e alguns tipos de placas e cascas. Matrizes de rigidez de barras e vigas podiam ser construídas usando resistência dos materiais elementar. O método de rigidez direto então permitiu a união de matrizes elementares nas matrizes globais dos coeficientes para o sistema de solução algébrica contendo forças e deslocamentos. Modificações simples do sistema global de equações permitiam a imposição das condições de contorno, e a resolução do sistema de equações lineares fornecia os deslocamentos nos nós e as reações nos suportes. Nenhum dos trabalhos desenvolvidos nesta época teve valor prático, porque os computadores não eram capazes de resolver tais sistemas de equações [7].

No começo dos anos 50, os computadores tornaram possível a resolução de problemas estruturais de forma bastante eficiente, mas o método foi aceito com receio pela indústria. Segundo Felippa [11], Turner, Clough, Martin e Topp introduziram os conceitos de elementos finitos em 1956. Quase simultaneamente, Argyris e Kelsey desenvolveram conceitos similares em uma série de publicações na forma de teoremas de energia. Courant, Hrennikoff e McHenry fazem parte também dos precursores do método de elementos finitos.

Durante os anos 60, o método de elementos finitos se tornou amplamente aceito e pesquisas foram realizadas simultaneamente em várias partes do mundo e em diferentes sentidos:

- Método foi reformulado como um caso especial do método de resíduos ponderados;

- Uma grande variedade de elementos foi desenvolvida incluindo elementos de flexão, elementos curvos e o conceito de isoparamétrico foi introduzido;
- O método foi reorganizado como um método geral de solução para equações diferenciais parciais;
- Sua aplicabilidade à solução de problemas dinâmicos e não-lineares de estruturas foi amplamente demonstrada;
- Extensões em outros domínios como mecânica dos solos, mecânica dos fluidos, termodinâmica e soluções para problemas de engenharia anteriormente sem resolução foram desenvolvidos;
- Uma base matemática foi desenvolvida usando conceitos de análise funcional.

Nas últimas décadas não foi coincidência que a evolução do método acompanhou a evolução dos computadores e das linguagens de programação.

Este método, com origem para análise de tensões, atualmente é aplicado também para solução de problemas de transferência de calor, escoamento de fluidos, lubrificação, conformação, vibrações, eletricidade, usinagem, dentre outros.

2.9.2 Elementos finitos aplicado à usinagem

Processos de usinagem envolvem grandes deformações plásticas, dano, fraturas acompanhadas por efeitos elásticos, térmicos e de atrito na região entre a peça, ferramenta e cavaco. Esses efeitos fazem com que os modelos gerados para usinagem devem considerar a não-linearidade do material e de sua geometria devido às grandes deformações e a dependência em relação as tensões e características de atrito nos campos da temperatura e tensões.

Segundo Mackerle [24], recentemente na usinagem o método é aplicado para análise de:

Efeitos de geometria e parâmetros de processo

Para toda a operação de usinagem é necessária a seleção de velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. Novos materiais e geometrias de ferramentas de corte estão melhorando a qualidade do processo. Pesquisas feitas neste sentido tentam estudar a conexão entre estas variáveis de entrada e o comportamento do processo. O número de variáveis de entrada faz com que se torne quase impossível de lidar com situação tão complexa. Modelos matemáticos tentam prever a direção do cisalhamento do corte, forças de corte, desgaste de ferramenta etc. O principal objetivo destes trabalhos é aplicar o MEF para estudar os efeitos da geometria e parâmetros no processo de usinagem, vida da ferramenta em relação ao ângulo de engajamento, efeitos da geometria da ferramenta em vibrações e parâmetros de corte em precisão dimensional.

Tensão residual

Todo o processo de usinagem cria uma camada superficial de tensão residual. Esta tensão é um fator determinante na performance e fadiga de componentes. Alguns tópicos pesquisados são: efeitos da plasticidade na medida da tensão residual, efeitos dos carregamentos térmicos e mecânicos na tensão residual, tensão residual em retificação.

Formação de cavaco

O problema da formação do cavaco e seu controle vem sendo estudado, tentando-se definir o mecanismo de formação, escoamento e quebra do cavaco. Os parâmetros envolvidos são materiais da ferramenta e da peça, dados de corte, geometria da ferramenta e do corte. Simular numericamente o mecanismo de formação do cavaco não é uma tarefa fácil. Há muitos fatores complicados a serem levados em conta, como contato e deformação do material, atrito e temperaturas elevadas.

Aspectos térmicos

Temperaturas elevadas no processo de usinagem são causas de vidas insatisfatórias de ferramentas e limitações de velocidade de corte. Muitas

técnicas numéricas estão disponíveis para o estudo do fluxo de calor e distribuição de temperaturas na peça e na ferramenta. Os modelos normalmente apresentam situações de condução de calor, radiação, convecção forçada e livre. Os tópicos estudados são: distribuição de temperaturas na usinagem, efeitos da pressão de contato na transferência de calor, influência dos parâmetros de processo na distribuição de temperatura, meios lubri refrigerantes, trincas térmicas em ferramentas e efeitos de carregamentos térmicos em tensões residuais.

Otimização

Alguns tópicos voltados para otimização são: otimização da forma da base de máquinas-ferramentas, geometria ótima de brocas, otimização no projeto de eixos de torno, otimização de propriedades funcionais de máquinas.

Análise dinâmica e controle de vibrações

O projeto das características dinâmicas de um sistema rotativo é baseado na variação de parâmetros como pré-carga dos rolamentos, espaçamentos dos rolamentos, massa, rigidez e amortecimento do sistema. A vibração auto-excitada ou a induzida são problemas sérios que afetam a qualidade da superfície usinada, precisão dimensional e reduzem a vida da ferramenta. Vibrações no processo de fresamento ocorrem devido ao corte intermitente. Há duas formas de atacar um problema dinâmico: uma é fazer uso de um modelo que não contenha muitos parâmetros e uma segunda forma é através de um modelo estrutural que contenha todo o sistema.

2.10 Análise Dinâmica

Problemas de mecânica do contínuo podem ser subdivididos de acordo com a consideração ou não dos efeitos de inércia:

A classificação de problemas como estáticos ou dinâmicos nem sempre é simples. Mesmo que o carregamento varie com o tempo, não necessariamente se tem um problema dinâmico. Problemas estáticos podem também serem dependentes do tempo mas as forças inerciais são

ignoradas ou desconsideradas. Problemas estáticos podem ser classificados em estáticos e quase estáticos. Para o primeiro caso, o tempo não precisa ser considerado explicitamente; qualquer histórico de tempo irá gerar a mesma resposta. Em problemas quase estáticos como em assentamento de fundações, deformações de trinca, plasticidade ou fadiga cíclica dependente de taxa, uma estimativa mais realística de tempo é requerida, mas forças inerciais são ainda desconsideradas.

Dinâmica é o estudo que relaciona as forças que atuam sobre um corpo em movimento, como de suas partes relativamente umas às outras. Um tipo particular de comportamento dinâmico é o de vibração, onde o sistema oscila em torno de uma posição de equilíbrio. Em dinâmica a dependência do tempo é explicitamente considerada porque o cálculo de forças requerem derivadas em relação ao tempo atual a ser tomado.

Problemas de dinâmica podem ser divididos em problemas de propagação de ondas e problemas de dinâmica estrutural. Em problemas de propagação de ondas o carregamento é normalmente um impacto ou uma carga explosiva. Neste caso a excitação e a resposta estrutural são ricas em altas frequências [7]. Nestes problemas, a duração do tempo de análise é geralmente pequena. Um problema que não é de propagação de ondas, mas que a inércia é importante, é chamado de problema de dinâmica estrutural. Nesta categoria, a frequência de excitação é usualmente na mesma ordem de grandeza das primeiras frequências naturais da estrutura [7].

Problemas de dinâmica estrutural podem ser divididos em duas classificações. Na primeira, procura-se por frequências naturais e modos de vibrações. Geralmente deseja-se comparar estas frequências com as de excitação. Normalmente se busca que estas estejam separadas. Numa outra classificação, pergunta-se como uma estrutura se movimenta com o tempo sobre um carregamento prescrito, em outras palavras esta é uma análise do histórico temporal. Dois métodos populares de análise de resposta temporal são análise modal e método de integração direta. A integração direta ainda pode ser completa ou reduzida. A solução completa é realizada através do método de diferenças finitas cujos métodos são descritos em um subcapítulo

próprio. A figura 2.16 resume os diferentes tipos de análise.

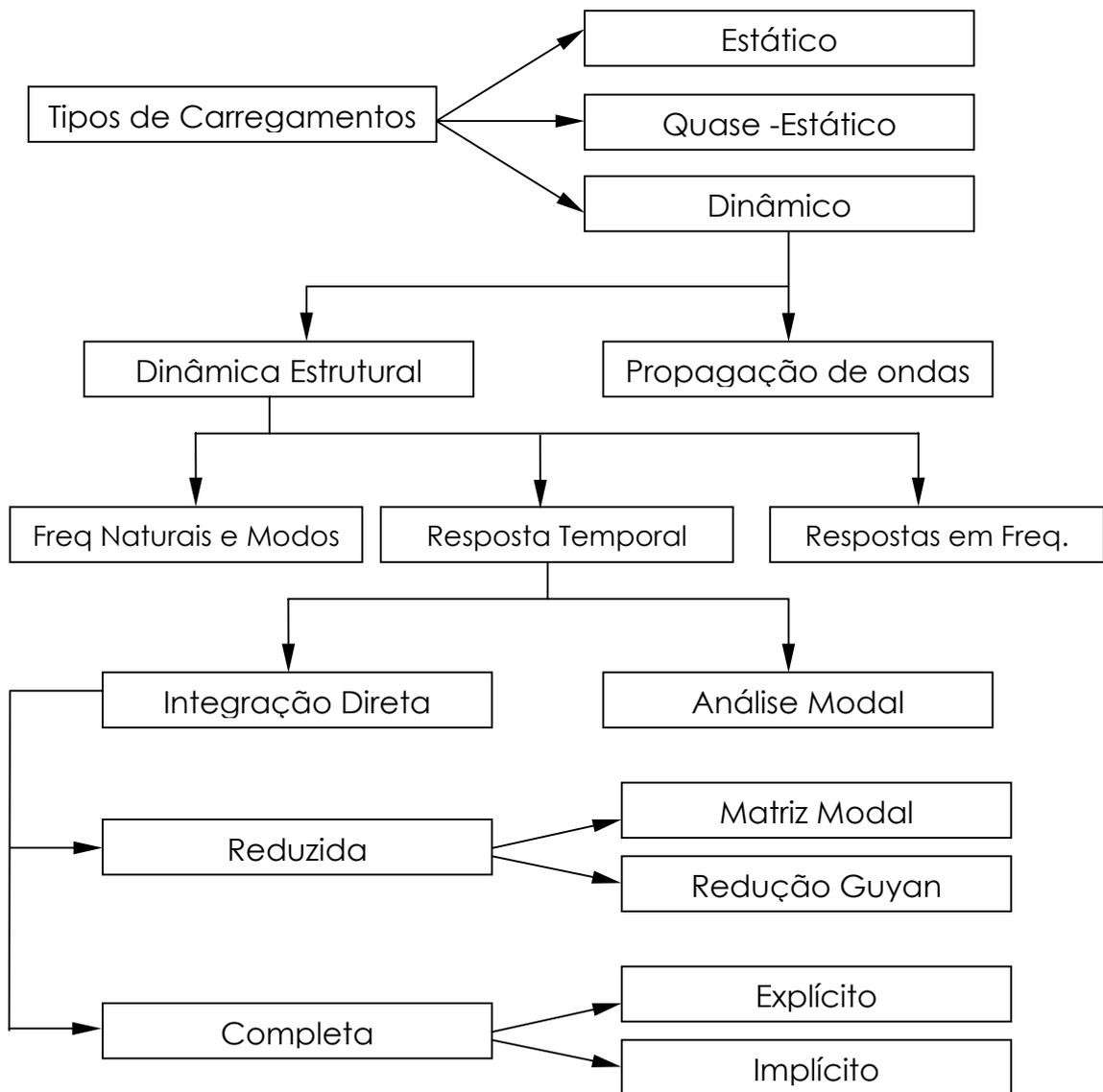


Figura 2.17 - Classificação dos tipos de análises.

Métodos de dinâmica estrutural são independentes de análise de elementos finitos, porque estes métodos presumem a avaliação das matrizes de rigidez, amortecimento e massa, mas não demandam que estas sejam oriundas da descrição de elementos finitos. Na verdade, muitos métodos foram desenvolvidos antes do método de elementos finitos usando diferenças finitas. Hoje, no entanto, as matrizes são obtidas pela discretização de MEF, e as ferramentas de análise são adaptadas para se adequarem a modelos de MEF [7].

2.10.1 Sistema com um grau de liberdade

Uma estrutura simples com um sistema de um grau de liberdade pode ser modelada pela combinação de elementos como: massa (m), mola (k) e amortecimento (c), conforme mostrado na figura 2.17. Quando uma força externa $F(t)$ é aplicada na estrutura, seu movimento de um sistema com um grau de liberdade é descrito pela seguinte equação diferencial:

$$m\ddot{x} + c\dot{x} + kx = F(t) \quad (15)$$

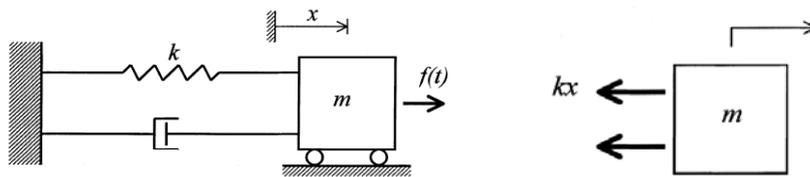


Figura 2.18 - Representação do sistema com um grau de liberdade.

Se o sistema recebe um impacto, ou quando está em repouso e é estaticamente retirado do seu equilíbrio e em seguida liberado, o sistema experimenta vibrações livres. A amplitude das vibrações decai com o tempo em função da constante de amortecimento do sistema. A frequência das vibrações é dominada pela rigidez e pela massa e é pouco influenciada pela constante de amortecimento viscoso, que é muito pequena em estruturas mecânicas de aço [8]. Quando a constante de amortecimento é nula ($c = 0$), o sistema oscila na sua frequência natural:

$$\omega_n = \sqrt{\frac{k}{m}} \quad (16)$$

A razão de amortecimento é definida como $\zeta = c / 2\sqrt{km}$. Na maioria das estruturas metálicas $\zeta < 0,05$ [8]. A frequência natural amortecida da estrutura é definida por:

$$\omega_d = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \quad (17)$$

2.10.2 Sistemas com mais de um grau de liberdade

Poucos são os sistemas físicos que consistem realmente de um grau de liberdade. Normalmente, busca-se determinar o comportamento dinâmico de sistemas contínuos como corpos e estruturas sólidas.

Um corpo de forma genérica submetido a um conjunto de forças variáveis ao longo do tempo que apresenta forma, apoios e carregamentos simples como barras, vigas, placas retangulares ou circulares possuem soluções analíticas. Frequentemente, entretanto, os componentes e sistemas usados em engenharia apresentam formas e carregamentos complexos, e não podem ser tratados pelas fórmulas analíticas disponíveis. Da mesma forma que para problemas estáticos, a solução destes problemas é possível através de uma solução aproximada, utilizando métodos como o de elementos finitos.

2.10.3 Elementos finitos em dinâmica

Basicamente a determinação por elementos finitos da equação matricial de movimento num caso dinâmico, de equilíbrio no caso estático, pode ser realizado através do uso das equações de movimento de Lagrange ou geralmente através do uso do Princípio dos Trabalhos Virtuais. No caso dinâmico é feita uma alteração em seu enunciado pelo uso do chamado princípio de D'Alambert.

O princípio de D'Alambert é simples. Considerando-se a equação de movimento de uma partícula de massa m segundo a lei de Newton:

$$\sum_{i=1}^n F_i + mb = ma \quad (18)$$

Esta equação mostra a resultante de todas as n forças externas F_i , incluindo a força de corpo mb . Quando as forças são tais que a aceleração é nula, esta equação é chamada de equação de equilíbrio. Problemas de equilíbrio são mais simples que os dinâmicos. D'Alembert transferiu a força de inércia do lado direito da equação (18) para o lado esquerdo obtendo

$$\sum_{i=1}^n F_i + m(b - a) = 0 \quad (19)$$

Agora a forma da equação é a mesma da de equilíbrio estático, e o mesmo desenvolvimento para problemas estáticos, usando o princípio dos trabalhos virtuais, pode ser adaptado para os problemas dinâmicos, embora a aceleração também seja incógnita do problema.

2.10.4 Análise Modal

Análise modal é usada para determinar características de vibração como frequência natural e modos de vibração de estruturas, componentes ou máquinas ainda em fase de projeto. As frequências naturais e os modos de vibração são parâmetros importantes no projeto de componentes sujeitos a carregamentos dinâmicos. Isto pode também ser um passo inicial para uma análise dinâmica mais detalhada, como análise transiente, resposta harmônica.

A análise modal é aplicada para problemas lineares. Em problemas não-lineares como plasticidade, fluência, problemas de contato e viscoplasticidade, é inviável a aplicação deste método.

2.10.5 Integração direta

Para a análise transiente, pode-se fazer uso de integração direta, onde são usados métodos explícitos e implícitos para a solução da equação de equilíbrio em dinâmica:

$$[M] \ddot{u} + [C] \dot{u} + [K] u = F \quad (20)$$

Onde $[M]$, $[C]$ e $[K]$ são as matrizes de massa, amortecimento e de rigidez, e \ddot{u} , \dot{u} e u são os vetores de aceleração, velocidade e deslocamento, respectivamente.

Muitos métodos são conhecidos e a escolha do melhor é fortemente dependente do problema. Os métodos mais utilizados e aqui mostrados são: o método de diferença finitas central e o método de Newmark.

Método de diferença finitas central

O método de diferenças finitas central é um método explícito que aproxima velocidade e aceleração por:

$$\dot{u}_n = \frac{1}{2\Delta t} (u_{n+1} - u_{n-1}) \quad (21)$$

$$\ddot{u}_n = \frac{1}{\Delta t^2} (u_{n+1} - 2u_n + u_{n-1}) \quad (22)$$

As equações (21) e (22) são obtidas através da expansão dos deslocamentos u_{n+1} e u_{n-1} nos intervalos $(n+1)$ e $(n-1)$ em série de Taylor sobre o instante n [7].

$$u_{n+1} = u_n + \Delta t \dot{u}_n + \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{u}_n + \frac{\Delta t^3}{6} \dddot{u}_n \dots \quad (23)$$

$$u_{n-1} = u_n - \Delta t \dot{u}_n + \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{u}_n - \frac{\Delta t^3}{6} \dddot{u}_n \dots \quad (24)$$

Combinando as equações (21) e (22) com a equação de movimento, equação (20), tem-se:

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} + \frac{1}{2\Delta t} \mathbf{C} \right) \mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{F}_n - \mathbf{K} \mathbf{u}_n + \frac{1}{\Delta t^2} \mathbf{M} (2\mathbf{u}_n - \mathbf{u}_{n-1}) + \frac{1}{2\Delta t} \mathbf{C} \mathbf{u}_{n-1} \quad (25)$$

A equação (25) é um sistema linear de equações, onde \mathbf{u}_{n+1} é obtido através de \mathbf{u}_{n-1} e \mathbf{u}_n . Se \mathbf{M} e \mathbf{C} são diagonais, então as equações são desacopladas e \mathbf{u}_{n+1} pode ser facilmente calculado. Essa equação é condicionalmente estável e requer que Δt seja tal que $\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{\max}}$, onde ω_{\max} é a maior frequência natural [7].

As condições iniciais são deslocamento e velocidade iniciais prescritas.

Método de Newmark

O método de Newmark é um método implícito que utiliza diferenças finitas expandida no intervalo de tempo Δt , no qual é assumido que:

$$\dot{\mathbf{u}}_{n+1} = \dot{\mathbf{u}}_n + [(1 - \delta)\ddot{\mathbf{u}}_n + \delta\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}]\Delta t \quad (26)$$

$$\mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{u}_n + \dot{\mathbf{u}}_n\Delta t + [(1/2 - \alpha)\ddot{\mathbf{u}}_n + \alpha\ddot{\mathbf{u}}_{n+1}]\Delta t^2 \quad (27)$$

onde

α, δ = Parâmetros de integração de Newmark.

$$\Delta t = t_{n+1} - t_n$$

\mathbf{u}_n = Vetor de deslocamento nodal no tempo t_n

$\dot{\mathbf{u}}_n$ = Vetor de velocidade nodal no tempo t_n

$\ddot{\mathbf{u}}_n$ = Vetor de aceleração nodal no tempo t_n

O principal objetivo deste método é a determinação dos deslocamentos \mathbf{u}_{n+1} na equação de movimento avaliada no tempo $(n+1)$ [7].

$$[\mathbf{M}] \ddot{\mathbf{u}}_{n+1} + [\mathbf{C}] \dot{\mathbf{u}}_{n+1} + [\mathbf{K}] \mathbf{u}_{n+1} = \mathbf{F} \quad (28)$$

A solução dos deslocamentos é obtida através da reorganização das equações (26) e (27) e as soluções das equações são condicionalmente estáveis se:

$$\alpha \geq \frac{1}{4} \left(\frac{1}{2} + \delta \right)^2, \quad \delta \geq \frac{1}{2}, \quad \frac{1}{2} + \delta + \alpha > 0 \quad (29)$$

Na implementação do método de Newmark, os seguintes parâmetros são ajustados.

$$\alpha = \frac{1}{4} (1 + \gamma)^2, \quad \delta = \frac{1}{2} + \gamma \quad (30)$$

onde γ é o fator de amplitude que deve ser maior que zero, o valor padrão adotado pelo ANSYS é $\gamma = 0,005$ para que o método seja estável e que não haja erros no cálculo das matrizes de amortecimento [3].

3 Modelo Matemático Proposto para Forças no Fresamento Frontal

O modelo de Kienzle é geralmente utilizado para o cálculo de forças no torneamento porque nesse processo os parâmetros de corte são geralmente constantes. Tal fato faz a análise de forças mais fácil no torneamento do que no fresamento, onde a espessura varia com o ângulo de penetração. Considerando um instante de tempo em que a seção de cavaco no torneamento e fresamento possui a mesma largura e espessura, as forças nos dois processos se equivalem, se forem usinados com a mesma ferramenta, e se tratar do mesmo material da peça. Assim, pode-se utilizar o modelo de Kienzle expandido para fresamento, o que possibilita o uso de um banco de dados já existente de constantes de torneamento sem a necessidade de serem feitos ensaios de fresamento.

Uma vez encontrada similaridade entre os resultados das forças no torneamento e no fresamento, para as mesmas condições de usinagem, podem ser realizados experimentos visando à determinação das constantes de corte para o cálculo das forças. A variação da força durante o corte está intimamente relacionada à variação do avanço que, por sua vez, é função do ângulo de penetração, descrito pelo gume da ferramenta na peça. A estratégia básica para o modelo proposto é, portanto, calcular os valores instantâneos da força ao longo de cada ciclo de corte. Os valores de força obtidos do fresamento são comparados com os resultados provenientes do modelo proposto que foi alimentado com os constantes de forças resultantes de ensaios de torneamento devido à facilidade de medição e tratamento dos dados de força neste processo, como mostrado na figura 3.1.

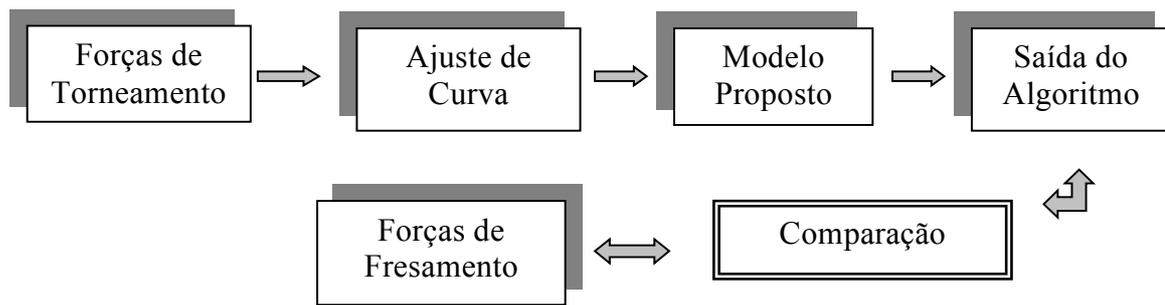


Figura 3.1 - Procedimento adotado na análise das forças.

No torneamento as forças atuantes são normalmente decompostas em: força de corte, força de avanço e força passiva. No fresamento, as forças tangenciais, radiais e axiais, podem também ser correlacionadas com as componentes das forças de torneamento.

A principal modificação que a equação de Kienzle sofreu na previsão das forças radiais e tangenciais atuando no gume da ferramenta no processo de fresamento é basicamente a consideração de que no fresamento a espessura de usinagem h varia periodicamente à medida que o gume descreve sua trajetória na peça. Assim, as forças tangencial e radial são previstas por:

$$F_t(\phi) = k_{c1.1} \times b \times h^{(1-mc)} \text{sen}(\phi) \quad (31)$$

$$F_r(\phi) = k_{f1.1} \times b \times h^{(1-mf)} \text{sen}(\phi) \quad (32)$$

As forças que agem no plano x-y mediante decomposição trigonométrica das forças tangenciais e radiais resultam:

$$F_x(\phi) = -F_t \cos(\phi) - F_r \text{sen}(\phi) \quad (33)$$

$$F_y(\phi) = +F_t \text{sen}(\phi) - F_r \cos(\phi) \quad (34)$$

Quando o ângulo de direção do gume χ é diferente de zero, figura 3.2c, as forças F_T e F_R não atuam mais nas direções de avanço e de corte. Para fazer uma correlação entre os dois processos, torneamento e fresamento, foram utilizadas condições onde $\chi = 0$. Na prática, o raio de

arredondamento da quina r_ϵ também influencia na direção final destas forças, entretanto este efeito não é considerado no modelo aqui adotado.

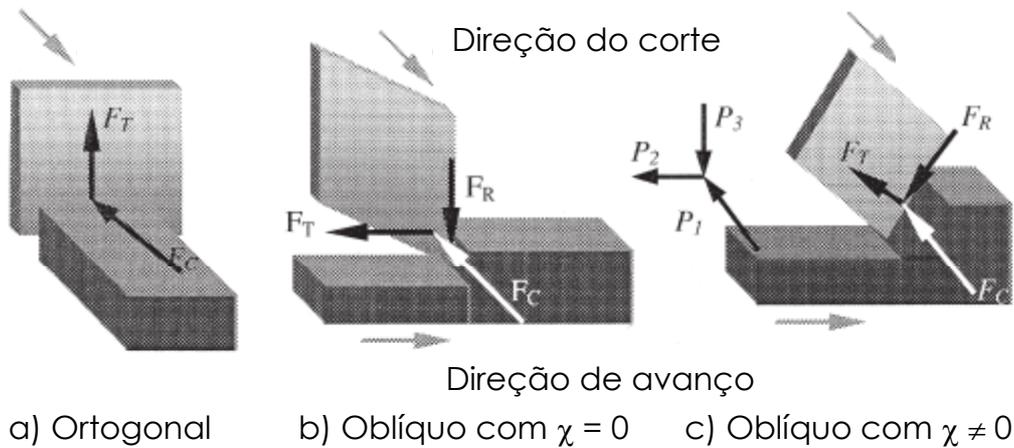


Figura 3.2 - Componentes das forças em corte ortogonal e oblíquo [42].

Na tabela 3.1 é apresentado um resumo do algoritmo utilizado para a implementação do modelo proposto. O algoritmo determina o histórico de forças F_x , F_y e F e pode ser utilizado para o cálculo de potência de corte, assim como o cálculo do torque que a fresa está submetida.

Tabela 3.1 – Resumo do algoritmo utilizado no modelo proposto.

Dados de Entrada	
$a_p, f_z, n, \phi_e, \phi_s$	Condições de corte
D, N	Geometria da ferramenta
$K_{c1.1}, K_{f1.1}, (1-m_c), (1-m_f)$	Constantes de corte
$\Delta\phi$	Ângulo de integração
Dados de Saída	
$F_x(\phi), F_y(\phi), F(\phi)$	Histórico de forças
Variáveis	
$\text{Fase} = \frac{360^\circ}{N}$	Ângulo de fase entre insertos
$np = \frac{360^\circ}{\Delta\phi}$	Número de pontos de integração
$i = 1$ até np	Integração angular
$F_x(i) = F_y(i) = 0,0$	Inicialização dos vetores de forças
$\phi(i) = \phi_e + i \Delta\phi$	Ângulo de penetração
$j = 1$ até N	Contribuição de todos os insertos
$\phi = \phi(i) + (j-1) \text{ Fase}$	Ângulo de penetração de cada inserto
if $\phi_e < \phi < \phi_s$	Condição de corte
$h = f_z \text{ sen } (\phi)$	Espessura teórica do cavaco
$\Delta F_t(\phi) = k_{c1.1} \times b \times h^{(1-m_c)} \text{ sen } (\phi)$	
$\Delta F_r(\phi) = k_{f1.1} \times b \times h^{(1-m_f)} \text{ sen } (\phi)$	
$\Delta F_x(\phi) = -\Delta F_t \cos(\phi) - \Delta F_r \text{ sen } (\phi)$	
$\Delta F_y(\phi) = +\Delta F_t \text{ sen } (\phi) - \Delta F_r \cos(\phi)$	
$F_x(i) = F_x(i) + \Delta F_x$	Força na direção x
$F_y(i) = F_y(i) + \Delta F_y$	Força na direção y
$F(i) = \sqrt{F_x^2(i) + F_y^2(i)}$	Força resultante.
else	
Fim	
Fim	

4 Planejamento Experimental

4.1 Calibração das Plataformas Piezelétricas

Anteriormente à execução dos ensaios de força no torneamento e fresamento com o emprego de plataformas piezoelétricas, as mesmas devem ser calibradas para uma maior confiabilidade dos resultados. A calibração pode ser definida como um procedimento experimental através do qual são estabelecidas as relações entre os valores indicados por um instrumento de medição e os valores correspondentes das grandezas estabelecidos por padrões [15]. O resultado da calibração permite tanto o estabelecimento dos valores do mensurando para as indicações, como a determinação das correções a serem aplicadas.

Com o objetivo de determinar as curvas de erros, assim como determinar os fatores de sensibilidade, foram feitas as calibrações da plataformas piezelétricas, cujos dados técnicos são apresentados em anexo. As plataformas piezelétricas foram montadas numa base onde foram aplicadas massas-padrão na direção de cada componente a ser calibrada.

4.2 Ensaios preliminares

Para a comparação de forças entre o torneamento e fresamento foram feitos ensaios preliminares para a medição das componentes de força nos dois processos. A força de corte F_c para o torneamento equivale à força tangencial no fresamento, que para o ângulo de penetração de 90° equivale à força F_y . A força passiva F_p do torneamento equivale à força radial no fresamento, aqui F_x . O material utilizado foi ferro fundido nodular GG70 (Norma DIN). A velocidade de corte utilizada foi de 130 m/min e a profundidade de corte de 2 mm. As ferramentas, máquinas e demais parâmetros foram os mesmos dos ensaios descritos na seqüência.

4.3 Ensaios de Força no Torneamento

Os ensaios de torneamento realizados neste trabalho apresentam o objetivo de levantar a curva experimental de Kienzle. Esta é obtida através da plotagem bilogarítima da razão entre força de corte e largura de usinagem (F_c/b) com a espessura de usinagem (h). Esses ensaios possibilitam a obtenção da força específica de corte ($k_{cl,1}$) e do expoente ($1-m_c$) da equação de Kienzle, que são característicos do material da peça, assim como do material e geometria da ferramenta. Estas constantes são necessárias para a comparação entre o modelo proposto e os resultados de força do fresamento.

4.3.1 Máquinas e equipamentos

Na figura 4.1 apresentam-se os componentes do sistema de medição de forças utilizados para a realização dos experimentos. Os dados técnicos do torno e equipamentos de aquisição de forças estão detalhados em anexo.

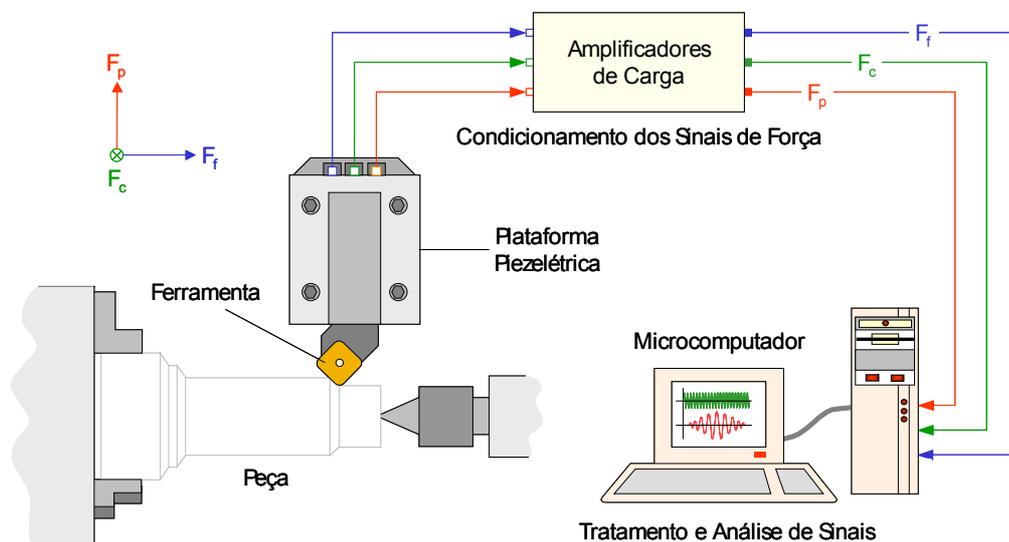


Figura 4.1 – Esquema de medição de forças no torneamento.

4.3.2 Ferramenta de corte e porta-ferramenta

A ferramenta utilizada foi do tipo quadrada SPMT 100408R-HQ fabricada pela empresa ISCAR. A ferramenta tem um comprimento de gume de 10,2 mm, espessura de 4,1 mm e raio de quina $r_\varepsilon = 0,7$ mm.

O porta-ferramenta utilizado nos ensaios foi um PQLNL 2525 M-09, com ângulo de incidência de 6° e de saída de 6° .

4.3.3 Material ensaiado

O material utilizado no ensaio de forças foi o ferro fundido cinzento GG25 (Norma DIN), mesmo material utilizado em blocos de motores de automóveis, fornecido pela empresa Tupy S.A. Os corpos de prova ensaiados possuíam um diâmetro de 110 mm e comprimento de 300 mm.

4.3.4 Procedimento experimental

Como parâmetros de usinagem foi utilizada uma velocidade de corte de 140 m/min, profundidades de corte de 1,5, 2 e 2,5 mm e valores de avanço determinados a partir da série de números normalizados R 20 da norma ISO 3685, como mostra a tabela 4.1.

Tabela 4.1 – Valores de avanço adotados nos ensaios de torneamento.

	f1	f2	f3	f4
f [mm]	0,125	0,160	0,200	0,250

Os dados de força foram adquiridos com uma frequência de aquisição de 1000 Hz, durante 5 s para cada aquisição. Para cada valor de avanço foram realizadas 5 repetições em 3 peças diferentes, para uma melhor confiabilidade dos resultados, totalizando 60 aquisições de forças.

4.3.5 Tratamento dos dados

Após a coleta dos dados de força, estes foram tratados para a determinação dos valores médios das forças para cada valor de avanço.

Para a determinação dos coeficientes de Kienzle foi criado um programa em Matlab visando facilitar futuros ensaios.

4.4 Experimentos no Fresamento Frontal

O objetivo principal dos ensaios no fresamento frontal é o levantamento das forças nas direções x e y com as mesmas condições de usinagem utilizadas no torneamento com a finalidade de validar o modelo proposto. Os equipamentos, materiais, ferramentas e metodologia utilizados são apresentados na seqüência.

4.4.1 Máquinas e equipamentos

Na figura 4.2 visualizam-se esquematicamente os componentes do sistema de medição de forças utilizados para a realização dos experimentos no fresamento frontal. Assim como para o torneamento, os dados técnicos da fresadora e equipamentos de aquisição de forças estão detalhados em anexo.

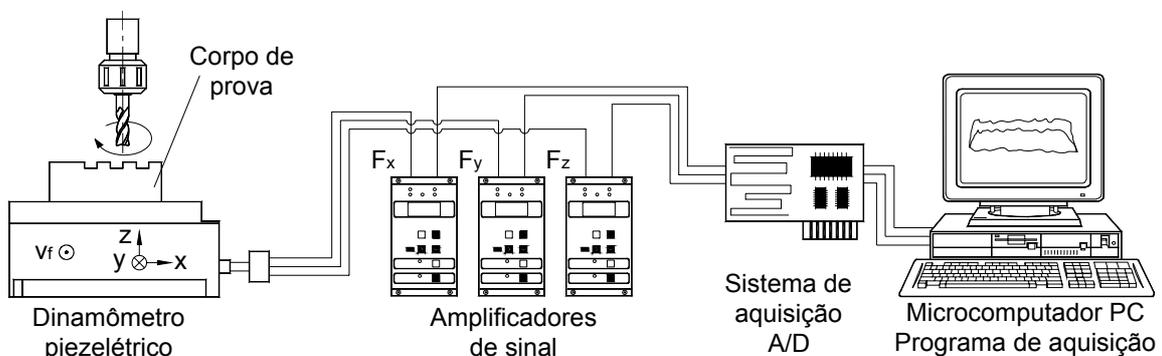


Figura 4.2 - Sistema de medição de forças no fresamento.

4.4.2 Ferramenta de corte e porta-ferramenta

Os insertos utilizados no fresamento foram os mesmos dos ensaios de torneamento, tipo quadrados SPMT 100408R-HQ fabricada pela empresa ISCAR.

O porta-ferramenta utilizado nos ensaios foi um cabeçote de fresamento F90SP-D63-22-FP10 também fabricado pela empresa ISCAR, com diâmetro de 63 mm e 7 insertos.

4.4.3 Material ensaiado

Os experimentos no fresamento frontal foram realizados com os corpos de prova utilizados no torneamento, ferro fundido cinzento GG25 (Norma DIN).

4.4.4 Procedimento experimental

Uma vez confirmada a similaridade de força nos dois processos, foram feitos ensaios de fresamento com o objetivo de validar o modelo proposto. Estes ensaios foram realizados utilizando os mesmos parâmetros dos ensaios de torneamento. Para obter uma amostra confiável foram ensaiadas 3 peças diferentes de ferro fundido cinzento e repetidos 2 vezes para cada parâmetro em cada peça.

A frequência de aquisição de dados adotada foi de 20.000 Hz, suficiente para obter uma boa discretização do experimento. Os resultados foram filtrados tomando a média de cada 10 pontos como resultado a ser plotado, para diminuir a dispersão das forças para uma melhor comparação com o modelo proposto. Além desse filtro, foi feita a média das forças dos 6 ensaios para cada ângulo de penetração.

O corpo de prova foi fresado em cheio para analisar a variação das forças com o ângulo de penetração. Inicialmente foram realizados ensaios utilizando apenas um inserto no cabeçote de fresamento frontal para facilitar a análise e a comparação com o processo de torneamento. Em seguida foram utilizados 7 insertos montados no cabeçote de fresamento e as forças comparadas com o modelo proposto.

Os ensaios para validação do modelo proposto foram realizados com ferramentas com gumes novos. O desgaste da ferramenta apresenta uma influência significativa no aumento das forças, principalmente a de avanço e a passiva. Este aumento, como discutido na revisão bibliográfica, depende do tipo e do nível de desgaste, que por sua vez dependem do tipo de material de ferramenta utilizado. Este procedimento foi adotado para diminuir a influência do desgaste nos resultados experimentais.

Além disso, foram obtidas as constantes do modelo de Altintas [1] para estas condições de usinagem, a fim de comparar o modelo proposto com o modelo de Altintas. Para isso foi determinada a média das forças experimentais nas direções x e y com o ângulo de penetração de 0 a 180°. Com a média das forças para cada avanço, foram determinadas as constantes de Altintas através da regressão linear nas equações (13) e (14).

5 Validação do Modelo Matemático Proposto

5.1 Comparação preliminar de forças

Visando obter informações preliminares para levantar a viabilidade de uma comparação de forças nos processos de torneamento e fresamento, foram realizados ensaios cujas médias das forças para cada condição verificadas nos dois apresentadas na figura 6.1. Como a força no fresamento é variável, os dados do fresamento são aqueles obtidos para um ângulo de penetração de 90° , onde a seção do cavaco apresenta as mesmas dimensões em ambos os processos, para os mesmos parâmetros de usinagem.

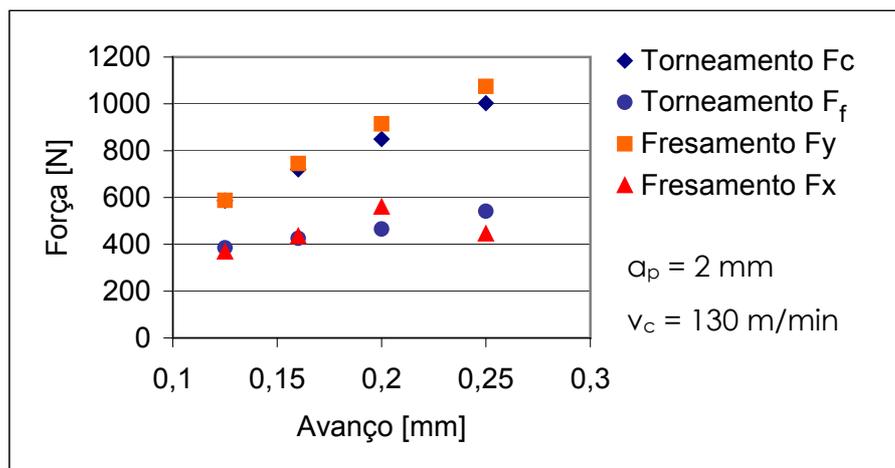


Figura 5.1 - Comparação experimental de forças no torneamento e fresamento.

A força de corte F_c para o torneamento equivale à força tangencial no fresamento, que para o ângulo de penetração de 90° equivale à força F_y que apresenta valores similares para os diferentes avanços mostrados na figura 5.1. A força passiva F_p do torneamento equivale à força radial no fresamento, que para o ângulo de penetração de 90° equivale à força F_x que também apresenta comportamento similar nos dois processos.

Os resultados da comparação experimental das forças nos dois processos para mesmas condições de usinagem motiva uma investigação mais detalhada dos modelos de forças de corte relativos aos processos de torneamento e fresamento que podem ser reproduzidas por modelos propostos por Kienzle e Altintas [1, 2, 19].

5.2 Ensaios de torneamento

Os valores dos coeficientes de Kienzle do ensaio de torneamento com ferro fundido cinzento GG25 com as devidas correções recomendadas por König [19], figura 2.9, são mostrados na tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Coeficientes de Kienzle do ensaio de torneamento.

Coeficientes	Valores
$k_{c1.1}$	870,7 N/mm ²
$1-m_c$	0,577
$k_{f1.1}$	515 N/mm ²
$1-m_f$	0,55

Na figura 5.2 são mostrados os valores das médias da razão entre a força de corte e a profundidade de corte para as diferentes condições ensaiadas. Nesse caso onde o ângulo de direção do gume χ é 90°, os valores da profundidade de corte são os mesmos da largura de usinagem. Esses valores experimentais comprovam o modelo de Kienzle, onde a razão entre força de corte e profundidade de corte é aproximadamente constante para cada condição de usinagem.

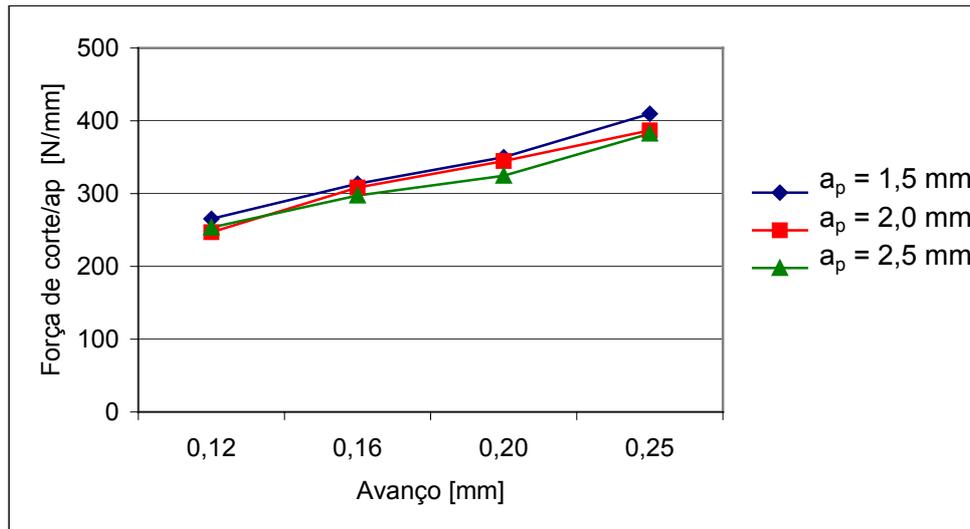


Figura 5.2 - Razão de Força de corte/ a_p para diferentes avanços.

5.3 Comparação entre o Modelo Proposto e o de Altintas

Na tabela 5.2 são apresentadas as constantes de Altintas obtidas através de ensaios de forças no fresamento cujo processo de obtenção das mesmas está descrito na seção (4.4.4) sobre os procedimentos experimentais.

Tabela 5.2 – Constantes de Altintas.

Coeficientes	Valores
K_{tc}	2365 N/mm
K_{rc}	595 N/mm
K_{te}	228 N
K_{re}	261 N

A figura 5.3 mostra os resultados da comparação entre forças simuladas com o modelo proposto, baseado nas constantes de Kiezle do torneamento, e das simuladas com o modelo de Altintas, utilizando como parâmetros: velocidade de corte $v_c = 140$ m/min, $f_z = 0,2$ mm e $a_p = 2$ mm.

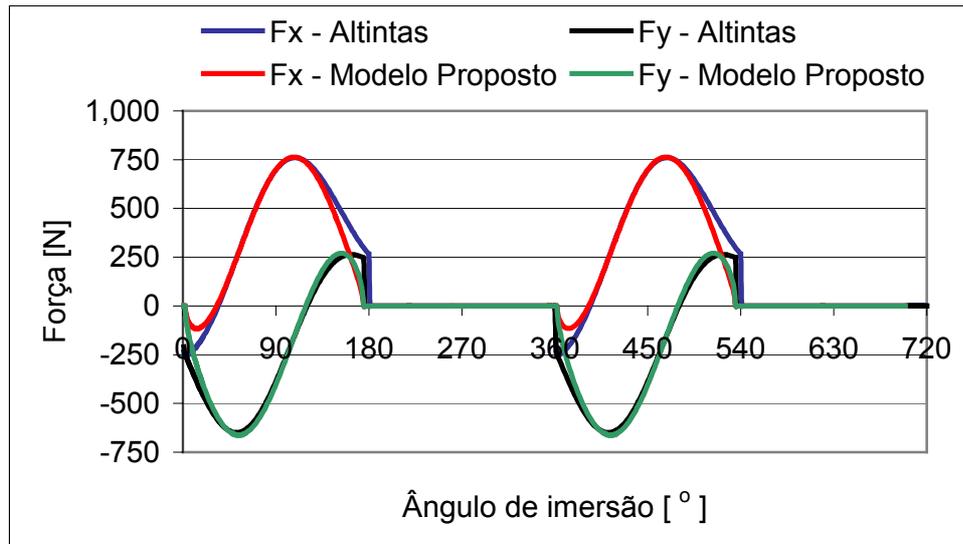


Figura 5.3 – Forças simuladas utilizando o modelo proposto e o de Altintas.

Os resultados dos dois modelos analíticos apresentam valores máximos de forças F_x e F_y similares. Há divergências nos valores de forças no início e no final do corte, sendo que esta divergência é mais pronunciada na componente F_y . Tanto no início como no final do corte, a espessura do cavaco é pequena, resultando em forças de amplitudes não significativas nestas regiões, o que não compromete o modelo. Baseado nestes resultados, pode-se afirmar que o modelo proposto pode representar as forças no fresamento com eficiência similar ao modelo de Altintas.

5.4 Comparação Teórico-Experimental de Forças

As figuras 5.4, 5.5 e 5.6 mostram os resultados da comparação de forças entre o modelo proposto e os dados experimentais do fresamento frontal utilizando um inserto montado no cabeçote frontal com uma profundidade de corte de 2 mm e velocidade de 140 m/min.

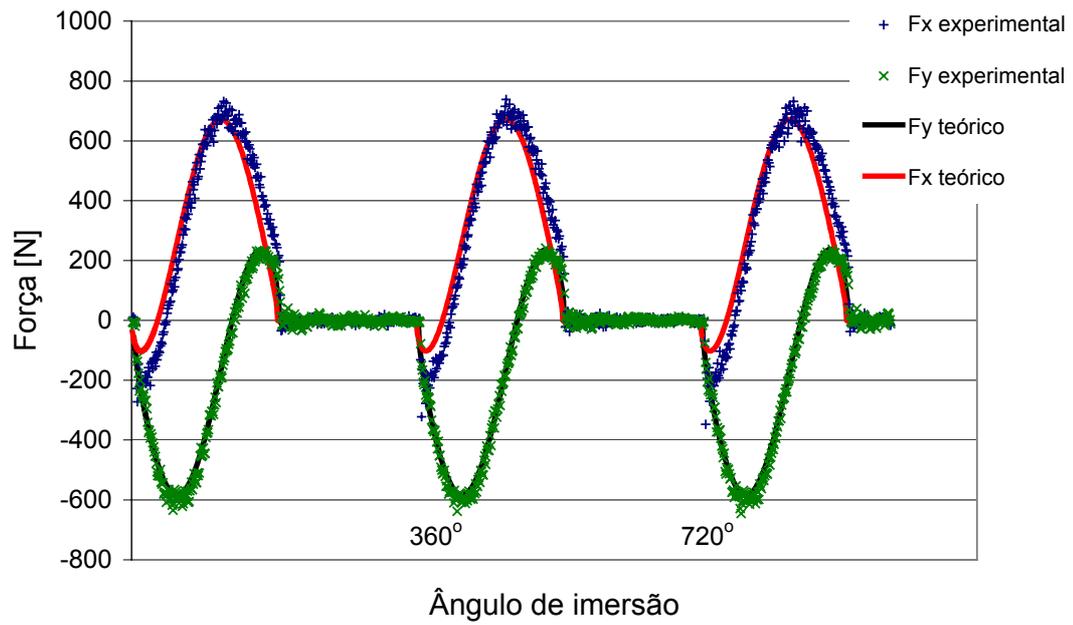


Figura 5.4 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,16$ mm.

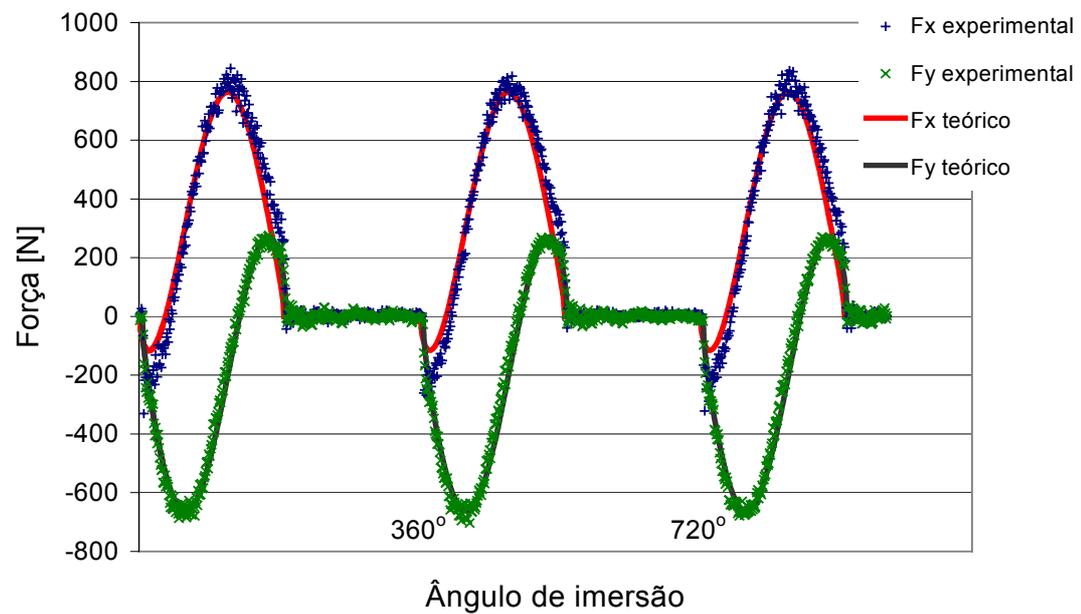


Figura 5.5 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,20$ mm.

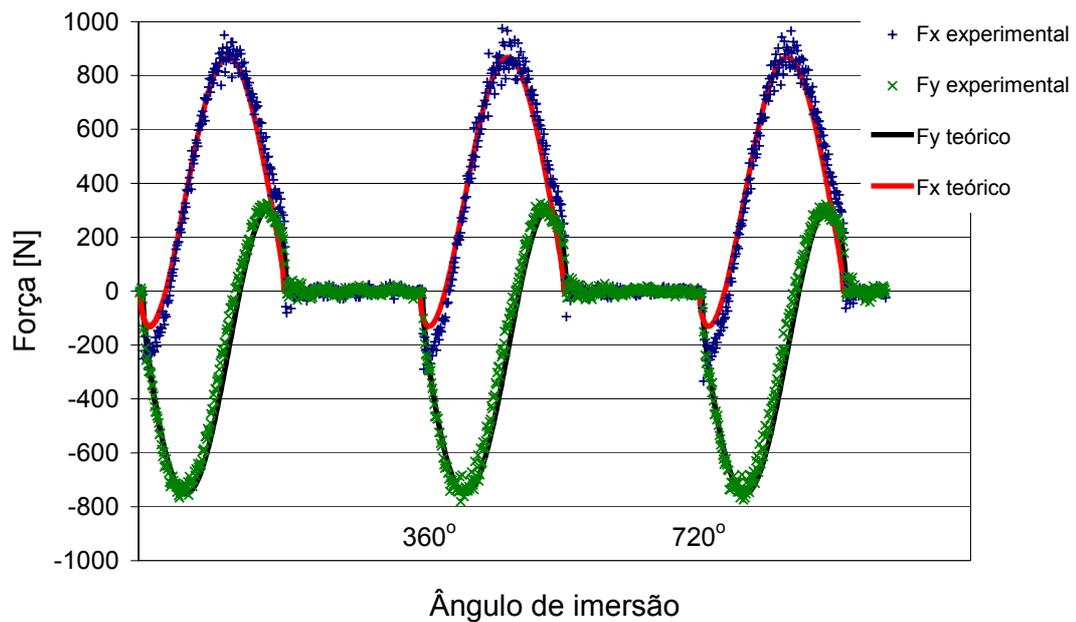


Figura 5.6 - Comparação teórico-experimental de forças, $f_z = 0,25$ mm.

O modelo proposto, quando comparado com os resultados experimentais, apresentou resultados satisfatórios, principalmente na simulação das forças de maiores magnitudes. No início do corte, apresentou uma pequena diferença entre os valores experimentais e teóricos. Isto se deve ao fato do modelo de Kienzle não apresentar bons resultados na simulação de forças de avanço para espessuras de cavacos pequenas. Entretanto estas forças apresentam magnitudes desprezíveis comparadas com o restante do corte. Como resultado dessa comparação, mostra-se a viabilidade do modelo proposto, onde podem ser utilizadas as constantes de Kienzle do torneamento para a predição de forças no fresamento frontal. O uso destas constantes facilita o processo de simulação devido ao banco de dados existente e à facilidade do ensaio no torneamento para novos materiais ou ferramentas.

O número de insertos em cabeçotes de fresamento frontal pode chegar a mais de 200. Nesse experimento foi utilizado um cabeçote com 7 dentes, com velocidade de corte de 140 m/min, avanço por dente f_z de 0,2 mm e profundidade de corte a_p de 2 mm. A comparação entre as forças experimentais e resultados do modelo proposto são mostrados na figura 5.7.

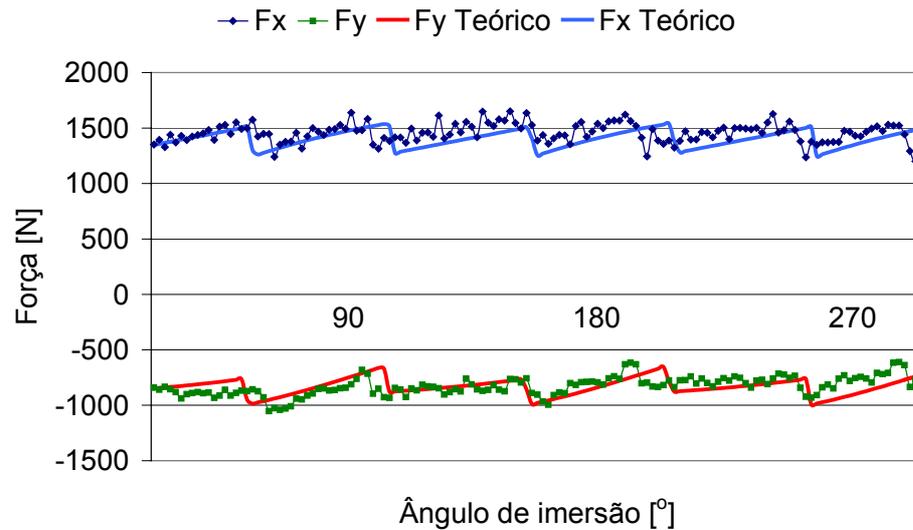


Figura 5.7 - Comparação teórico-experimental de forças utilizando cabeçote frontal com 7 dentes.

Devido à similaridade das forças nos dois processos, pode-se então utilizar o modelo de Kienzle para fresamento. Assim, pode-se fazer uso de um banco de dados já existente de constantes de torneamento sem a necessidade de serem feitos novos ensaios de fresamento. Assim, o modelo proposto pode ser utilizado para a previsão de vibrações no fresamento frontal utilizando o método de elementos finitos.

6 Análise Dinâmica Utilizando Elementos Finitos

A simulação por elementos finitos é uma ferramenta consagrada na área de análise dinâmica. Esta, quando calibrada com dados obtidos experimentalmente, pode ser aplicada com sucesso à usinagem, especialmente no fresamento, que é invariavelmente acompanhado de vibrações.

Vibrações no processo de fresamento ocorrem devido ao corte intermitente. Estas podem ocorrer devido a uma baixa rigidez da máquina, do suporte da ferramenta, da fixação da peça, por folgas na fixação da peça, além da frequência de contato do dente da fresa ou de outras ressonâncias surgidas no processo. Através da modificação da velocidade de corte, da profundidade de corte, da geometria de corte e da melhora de saída de cavaco, pode-se observar a variação das vibrações. Em alguns casos, mesmo quando as ferramentas são rígidas, as vibrações podem ocorrer pela natureza da peça. Um exemplo é a usinagem de peças com baixa rigidez. Se a peça for a responsável pela ocorrência de vibrações, pode ser melhorada a fixação ou mudadas as estratégias de usinagem para diminuir os efeitos de vibração [8].

O nível máximo de vibração tolerável depende da aplicação. Em operações de desbaste, o que determina esse nível é principalmente o efeito que a vibração exerce sobre a vida da ferramenta. Em operações de acabamento, a qualidade superficial e precisão dimensional são determinantes.

Neste trabalho é feita uma análise dinâmica no fresamento frontal de peças de baixa rigidez relativa à rigidez da ferramenta. Isto permite que apenas a peça seja modelada por elementos finitos, com o objetivo de simular condições de usinagem com parâmetros que levam a menores amplitudes de vibrações em peças com baixa rigidez.

6.1 Metodologia para a Análise Dinâmica

Para a análise do fresamento em peças com baixa rigidez foi construída uma base com a primeira freqüência natural relativamente baixa em relação aos outros modos de vibração. Esta base é constituída por um bloco monolítico de alumínio, como mostrado na figura 6.1.

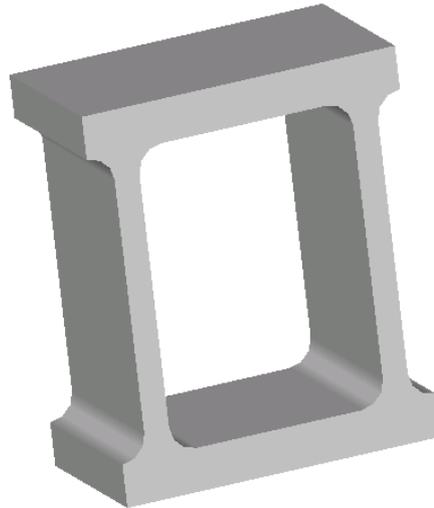


Figura 6.1 – Base monolítica utilizada para simulação.

6.1.1 Determinação experimental da freqüência natural

A razão de amortecimento, rigidez e freqüência natural podem ser estimadas a partir da função transferência. As funções transferência dos sistemas de múltiplos graus de liberdade são identificadas por testes dinâmicos estruturais. Para a determinar a freqüência natural o acelerômetro foi fixado na base utilizada para a simulação, a qual foi excitada pelo martelo de forma a obter os sinais de vibração da direção desejada conforme esquematizado na figura 6.2. Os dados técnicos dos equipamentos utilizados para a determinação da freqüência natural são apresentados em anexo.

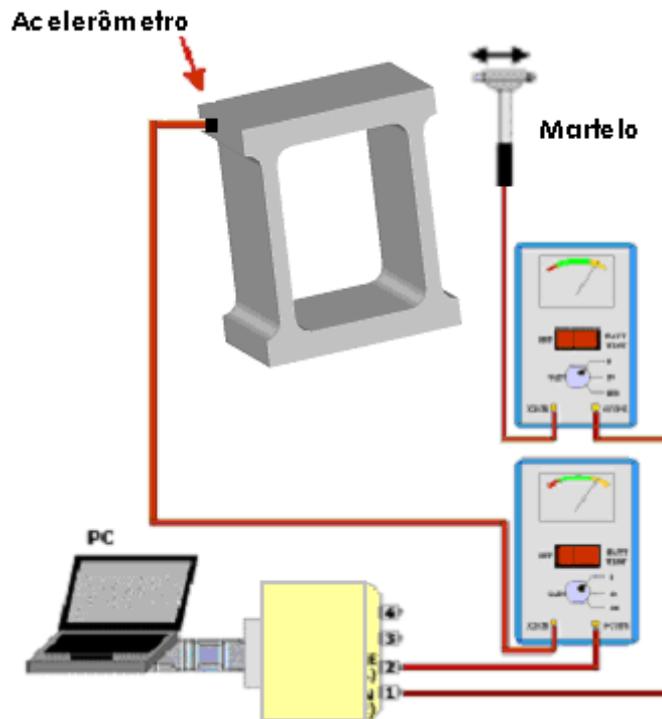


Figura 6.2: Análise modal experimental.

6.1.2 Comparação numérico-experimental da frequência natural

O resultado de uma análise por elementos finitos é uma solução aproximada de uma equação diferencial que descreve o problema. Os erros desta aproximação podem diminuir com o aumento do número de nós ou com o aumento do grau dos polinômios de interpolação, estratégias estas conhecidas como *refino h* e *refino p*, respectivamente.

O aumento do grau dos polinômios de interpolação utilizando um elemento com um número maior de nós aumenta a precisão da análise, entretanto, elementos com funções de interpolação lineares apresentam uma aproximação satisfatória para as variáveis analisadas neste trabalho, deslocamentos e dos primeiros modos de vibração.

A figura 6.3 mostra os erros dos resultados de frequência natural comparados com os obtidos experimentalmente dos 4 primeiros modos de vibrações da peça com baixa rigidez a ser analisada no fresamento frontal. Para isso foram feitas análises modais com diferentes malhas variando o tamanho do elemento. O erro chega a 9% para peças simuladas com 808 nós e cai para valores próximos a 1% para modelos com mais de 5.000 nós.

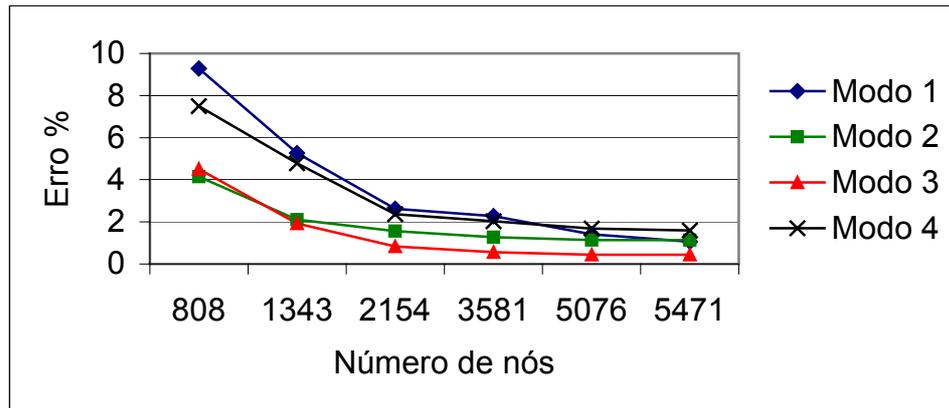


Figura 6.3 – Variação do erro da freqüência natural com o refino da malha.

O refino da malha aumentando o número de nós resulta na diminuição do erro entre os valores de freqüência natural obtidos numericamente, e os obtidos experimentalmente. Esse aumento na precisão resulta num aumento significativo do tempo de solução, parâmetro este também quantificado na escolha da malha. Os níveis de erros encontrados para modelos com 5.000 nós com elementos tetraédricos de 4 nós são satisfatórios para os objetivos da análise dinâmica realizada neste trabalho.

6.1.3 Modelagem

A construção do modelo geométrico para este trabalho passou por várias fases até a obtenção do modelo final. Para fazer simulações iniciais com objetivos de apenas verificar a funcionalidade do modelo foram construídos modelos simples visando a redução de tempo e a obtenção de maior familiaridade com as estratégias utilizadas.

Na simulação realizada do fresamento de peças com baixa rigidez por elementos finitos foi utilizado como modelo geométrico final o bloco monolítico de alumínio apresentado na figura 6.1. Essa escolha ocorreu devido ao bloco possuir a primeira freqüência natural muito mais baixa que as demais. Como conseqüência, os demais modos de vibração não resultam em uma influência significativa sobre o modo de vibração dominante.

Neste trabalho foram simulados dois casos, um no qual a direção de avanço coincide com a direção x, caso 1, e o outro com a direção y, caso 2, figura 6.4. No caso 1, a direção da máxima força de corte coincide com a direção mais flexível, enquanto no caso 2 a direção da máxima força de avanço coincide com a direção mais flexível.

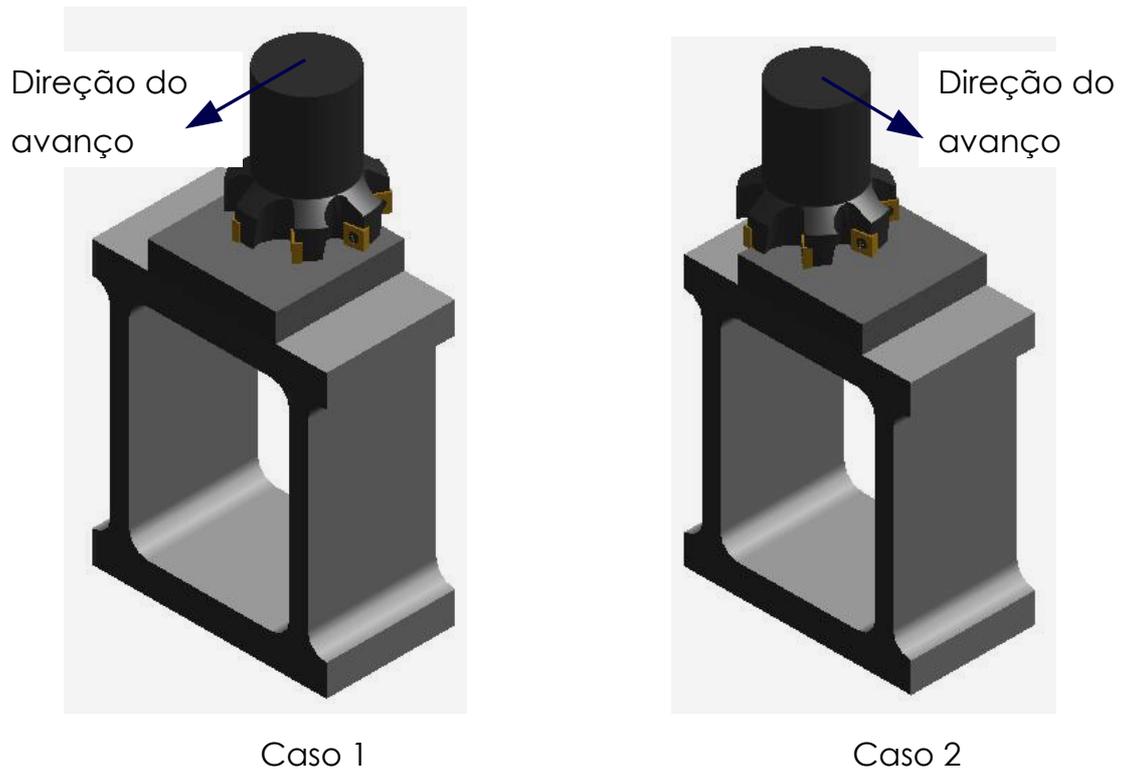


Figura 6.4 – Casos simulados.

Uma vez definida a geometria final a ser simulada, e o tipo do elemento, a etapa seguinte foi a definição das constantes relativas ao material. Na tabela 6.1 são apresentadas as constantes adotadas para as propriedades de materiais utilizadas nesta simulação.

Tabela 6.1 – Propriedades dos materiais.

Material	Ferro Fundido	Alumínio
Módulo de Elasticidade	$E = 210 \text{ GPa}$	$E = 70 \text{ GPa}$
Peso Específico	$\rho = 7.800 \text{ kg/m}^3$	$\rho = 2.700 \text{ kg/m}^3$
Coeficiente de amortecimento	$\xi = 0,04$	$\xi = 0,02$
Coeficiente de Poisson	$\nu = 0,3$	$\nu = 0,3$

Sobre o bloco de ferro fundido, montado sobre a base de alumínio monolítica, foi definida uma malha refinada com coordenadas polares para facilitar a aplicação do carregamento, figura 6.5, para que se pudesse simular as forças do fresamento. As forças foram aplicadas variando amplitude e direção e posição no tempo. Esta estratégia de aplicação de forças não é fornecida de forma direta pelo software empregado (ANSYS); por este motivo foi elaborado um programa na linguagem específica do ANSYS para a aplicação do carregamento.

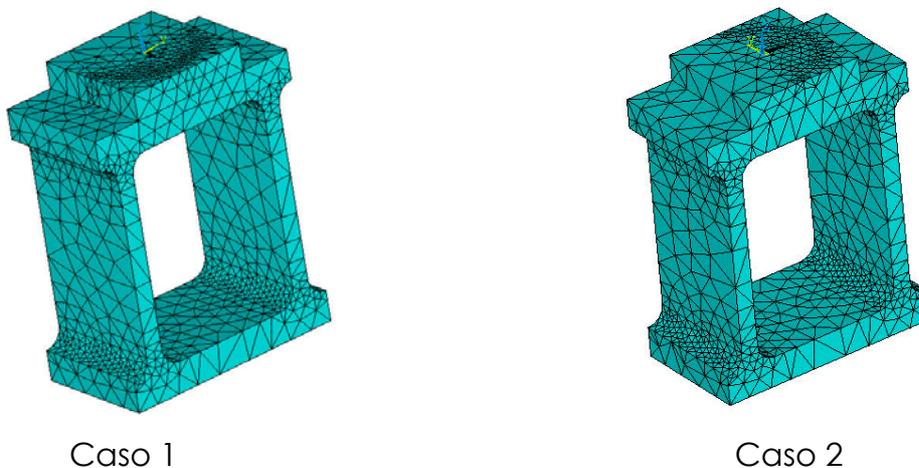


Figura 6.5 - Malha utilizada para aplicação do carregamento.

A metodologia adotada para a aplicação do carregamento foi a simulação com modelos iniciais simples com incremento de complexidade após o sucesso de cada solução. No primeiro modelo, as forças são aplicadas ao longo de uma linha reta com o objetivo de aplicar uma força ao longo do tempo. Numa etapa seguinte o carregamento foi simulado sobre um arco, depois foi variada a magnitude da carga com o ângulo de penetração, em seguida foram aplicadas várias cargas atuando em nós diferentes, simulando uma fresa com vários dentes. Essas forças mudam de posição, direção e magnitude a cada intervalo de tempo. O programa foi parametrizado, o que permite a mudança das variáveis sem a necessidade de uma nova programação. Para esse trabalho foram adotados 7 dentes, o

mesmo número de insertos da fresa utilizada nos ensaios de fresamento, e os demais parâmetros variados para cada simulação

Os elementos utilizados foram tetraédricos de 4 nós com funções de interpolação lineares. Como condições de contorno foram vinculados todos os deslocamentos dos nós da superfície inferior do suporte flexível, simulando sua fixação na base da máquina-ferramenta.

O método utilizado para a solução da simulação aqui proposta foi uma análise de resposta temporal, também conhecida como análise dinâmica transiente, com aplicação do método de integração direta completa que utiliza o método de Newmark. Na tabela 6.2 é apresentado um resumo do algoritmo utilizado no ANSYS.

Tabela 6.2 – Resumo do algoritmo implementado no ANSYS.

/prep7	
Importação geométrica de programa CAD	
Propriedades de Material	
Tipo de Elemento	
Geração da malha	
Condições de contorno	
/solu	!Solução do problema
Antype,4	!Análise dinâmica transiente
N, k _{c1.1} , k _{f1.1} , 1-m _c , 1-m _f , b, h, np, fase	! Dados de entrada
i = 1 até np	!Pontos de integração
F _x = F _y = 0,0	!Inicialização das forças
$\theta = 180 - \text{fase} + 180 * (j - 1) / (np - 1)$!ângulo de penetração
aux = -fase	!Contribuição diferentes insertos
j = 1 até N	!Seleção dos nós
n _{sel,r,loc,y,90+aux+180*(j-1)/np,90+aux+180*j/np}	
$F_t = k_{c1.1} * b * \sin(\theta) * h^{**}(1 - m_c)$!Força Tangencial
$F_r = k_{f1.1} * b * \sin(\theta) * h^{**}(1 - m_f)$!Força Radial
f,all,F _x ,F _t *cos(θ) + F _r *sen(θ)	!Força na direção x
f,all,F _y ,F _t *sen(θ) - F _r *cos(θ)	!força na direção y
aux = aux - fase; θ = θ - fase	
Fim	
Fim	

6.2 Análise dos Resultados do ANSYS

6.2.1 Variação da velocidade

Uma das análises feitas, mostrada neste trabalho, foi a variação da rotação da fresa com o objetivo de identificar as deflexões da peça para cada velocidade, figura 6.6. Os parâmetros de corte para esta análise foram profundidade de corte de 1 mm e avanço por dente de 0,1 mm. Análises desse tipo permitem a identificação de faixas de rotação mais adequadas à redução de vibrações em fresamento de peças flexíveis.

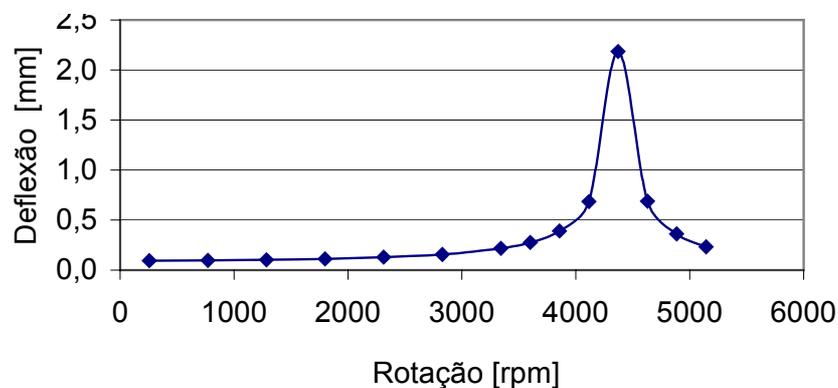


Figura 6.6 - Deflexão da peça variando a rotação da fresa.

A deflexão da peça para as condições de corte simuladas é de cerca de 0,08 mm para rotações inferiores a 3.000 rpm. A deflexão máxima acontece em 4.370 rpm, frequência de passagem de dentes de 510 Hz, que coincide com a frequência natural da peça.

Através da realização de experimentos, Polli et. al [28] comprovou que na condição na qual a frequência de passagem dos dentes se aproxima da frequência natural do sistema é a mais favorável para se evitar as vibrações auto-excitadas, apesar das vibrações forçadas serem maximizadas.

Neste trabalho considera-se que as profundidades de corte utilizadas não ultrapassam os limites de estabilidade para o surgimento de vibrações auto-excitadas. E, portanto, a análise de vibrações forçadas neste trabalho não prevê vibrações regenerativas, que podem ser simuladas através de uma solução interativa, onde os deslocamentos da passagem de cada

ferramenta sejam computados na espessura do cavaco h da passagem do inserto seqüente.

6.2.2 Variação do avanço

A análise da deflexão da peça variando parâmetros como profundidade de corte e avanço por dente permite avaliar a influência destes parâmetros no nível de vibrações de peças com baixa rigidez. Na figura 6.7 estão os resultados das simulações para o caso 1 e caso 2, variando o avanço por dente e mantendo a velocidade de corte constante em 140 m/min, assim como a profundidade de corte, constante em 1 mm. Como esperado, a deflexão da peça aumenta com o aumento da profundidade de corte. No caso 1, onde a rigidez é menor no sentido da máxima força de corte, a deflexão da peça é maior que no caso 2 onde a rigidez é menor no sentido da máxima força de avanço.

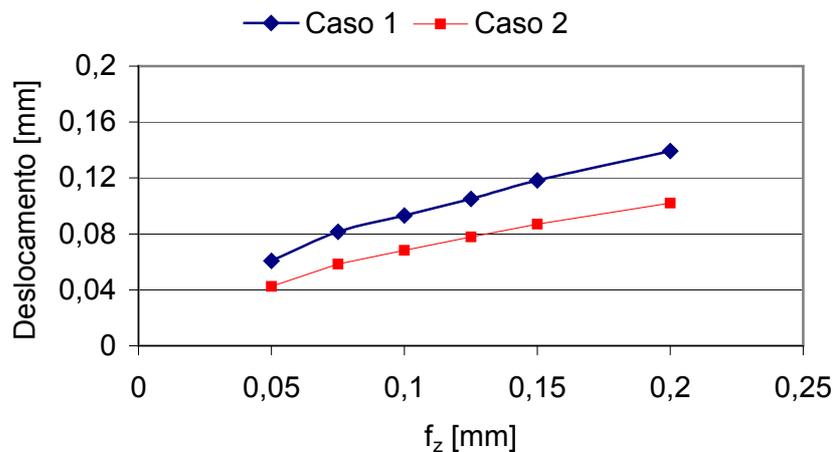


Figura 6.7 - Variação da deflexão mantendo a_p constante.

6.2.3 Variação da profundidade de corte

Outra análise feita foi a variação da profundidade de corte, mantendo a velocidade de corte constante em 140 m/min e o avanço por dente em 0,1 mm, resultados mostrados na figura 6.8.

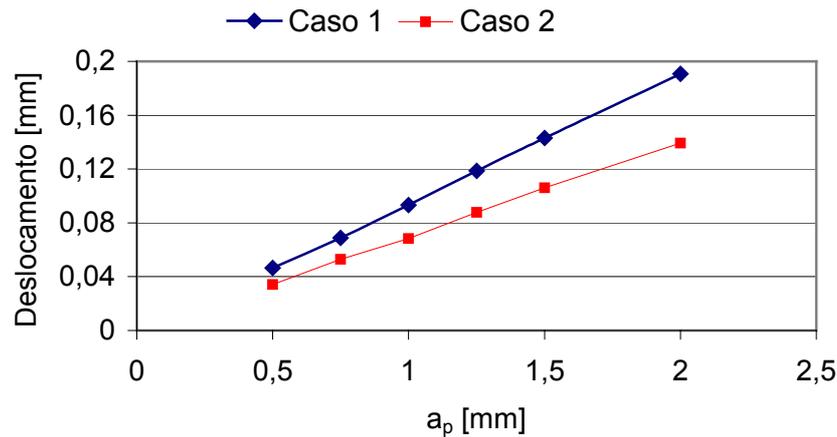


Figura 6.8 - Variação da deflexão máxima mantendo f_z constante.

As deflexões máximas aumentaram com o aumento da profundidade de corte, e este aumento é mais significativo que o aumento da deflexão quando aumentado o avanço, mostrado na figura 6.7. Esses resultados mostram claramente que a profundidade de corte é o parâmetro que mais influencia na deflexão de peças de baixa rigidez quando fresadas. Conseqüentemente, o aumento deste parâmetro pode levar a valores elevados de vibrações.

Os resultados desta simulação são satisfatórios, uma vez que as forças aumentam linearmente com o incremento da profundidade de corte a_p , enquanto o incremento do avanço causa um aumento mais suave das forças [19]. Isto pode ser explicado pela equação de Kienzle, equação (6), onde o expoente da espessura teórica do cavaco ($1-m_c$) é sempre menor que 1 e a força é diretamente proporcional à largura teórica do cavaco.

Segundo Ferraresi [12], o aumento da espessura teórica do cavaco h resulta na diminuição do grau de recalque no cavaco, como conseqüência, em menos energia específica necessária para a remoção do mesmo, o que explica o comportamento dos resultados simulados.

6.2.4 Variação de a_p e f_z com taxa de usinagem constante

Como a produtividade não pode ser negligenciada, foram realizadas outras simulações através da variação de parâmetros de usinagem a_p e f_z ,

mantendo constante a taxa de remoção de cavaco com o objetivo de identificar as combinações de parâmetros que levam a menores amplitudes de vibrações sem comprometer a produtividade. A figura 6.9 mostra os resultados desta simulação, onde foram obtidas amplitudes de vibrações menores para valores de avanço maiores.

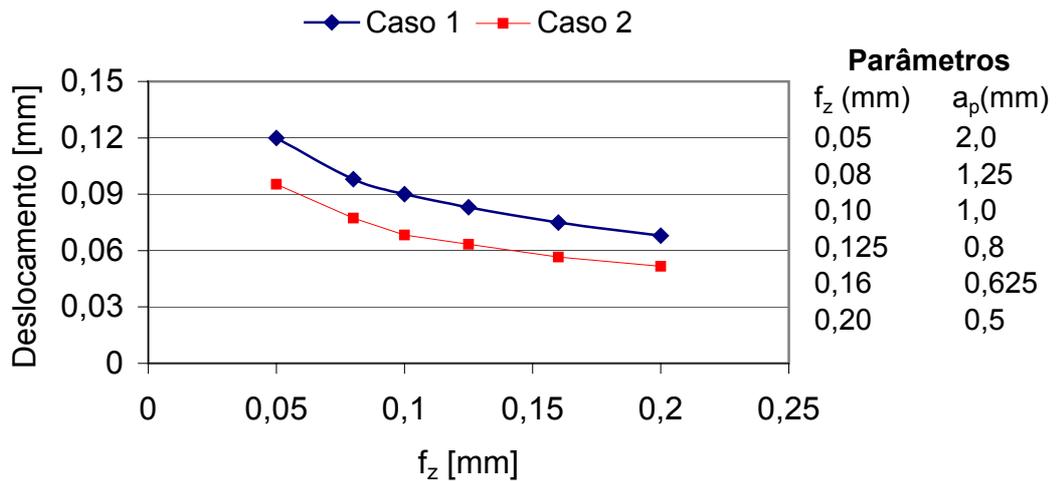


Figura 6.9 - Variação da deflexão com área constante.

A máxima amplitude de vibração em um processo de usinagem depende da aplicação. Em operações de desbaste, o que determina esse nível é principalmente o efeito que a vibração exerce sobre a vida da ferramenta. Como resultado das simulações, uma estratégia de corte para reduzir as amplitudes de vibração é a usinagem da peça em vários passes com o máximo possível de avanço para uma mesma velocidade de corte, desde que os tempos secundários desta estratégia e a vida da ferramenta estejam em níveis aceitáveis.

7 Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros

Os resultados da comparação experimental das forças nos processos de torneamento e fresamento para mesmas condições de usinagem mostraram que as forças são similares nos dois processos, o que motivou a uma investigação mais detalhada dos modelos de forças relativas aos processos.

Neste trabalho foi apresentado um modelo matemático para a determinação das forças no fresamento frontal. O modelo proposto e o de Altintas apresentam resultados similares, principalmente na predição de esforços máximos. No início e no final do corte, o modelo proposto apresenta uma pequena divergência para forças de avanço para espessuras de cavaco pequenas. Entretanto, o resultando das forças nestas regiões não é significativo, o que não compromete a aplicabilidade do modelo. Baseado nos resultados deste trabalho, pode-se então afirmar que o modelo proposto pode representar as forças no fresamento com eficiência similar ao modelo de Altintas.

Os resultados do modelo proposto para o cálculo de forças foram comparados com forças medidas experimentalmente para diferentes condições de corte e pode-se concluir que as forças de corte presentes no processo de fresamento podem ser reproduzidas com sucesso pelo modelo matemático proposto, o que permite a previsão confiável das forças no fresamento com base nas constantes de Kienzle e no uso de um banco de dados já existente de constantes, sem a necessidade de serem feitos novos ensaios de fresamento.

Este modelo, quando utilizado para a análise dinâmica por elementos finitos no fresamento frontal de peças com baixa rigidez, permite a identificação da combinação dos parâmetros de usinagem, como velocidade de corte, avanço e profundidade de corte que resultam em

menores amplitudes de vibrações, permitindo assim que as condições de usinagem sejam revistas e corrigidas antes que o processo tenha início.

Quando a velocidade de corte é tal que a frequência de passagem dos dentes coincide com a frequência natural da peça, os níveis de vibrações aumentam significativamente. Neste sentido, na análise de vibrações forçadas, sem levar em conta vibrações regenerativas, as vibrações máximas ocorrem quando a frequência de passagem dos dentes coincide com a frequência natural do sistema.

Como resultado das simulações foi possível identificar qual a direção de avanço que resulta em menores níveis de vibrações. Essa informação permite utilizar trajetórias de ferramentas que apresentam melhores resultados sem alterar a produtividade do processo.

Em operações de desbaste, o parâmetro que mais influencia na força, conseqüentemente, em vibrações, é a profundidade de corte. Isto pode ser verificado nos resultados das simulações por elementos finitos, assim como em trabalhos experimentais [28]. Uma forma de diminuir os níveis de vibrações é através da maximização do avanço e redução da profundidade de corte.

Em operações de acabamento, a qualidade superficial e a precisão dimensional são os parâmetros determinantes. A qualidade requerida pode ser atingida utilizando-se a menor profundidade de corte possível e utilizando-se a velocidade de avanço necessária para atingir tal qualidade.

O uso do método de elementos finitos mostrou resultados satisfatórios permitindo análises no processo de fresamento, substituindo assim a realização de experimentos. Isso porque a análise por elementos finitos não apresenta interferência no processo e, com a simples mudança de um parâmetro, pode-se verificar a resposta do sistema sem a necessidade de sua construção física. Além disso, o modelo pode ser aplicado para qualquer peça que apresente baixa rigidez relativa à ferramenta, o que mostra o potencial do estudo para aplicações em trabalhos futuros.

O estudo de forças no fresamento frontal pode ser estendido para outros processos, como fresamento de topo, esférico, mandrilamento entre outros. Além de análise dinâmica, podem ser feitas outras análises como a determinação dos erros dimensionais e de forma da peça associados a um conjunto de esforços aplicado. Com o conhecimento das forças aplicadas em um processo de usinagem, pode-se também utilizar o MEF para o dimensionamento da própria máquinas-ferramentas.

Também é interessante agregar uma análise de vibrações regenerativas para identificar as velocidades que permitem a máxima produtividade. O trabalho foi realizado desconsiderando o efeito regenerativo das vibrações. Este efeito poderia ser investigado em um trabalho futuro. Para tanto, teria que ser implementado um processo iterativo da aplicação da força. A força depende da espessura do cavaco, e essa depende do ângulo de penetração e do deslocamento da peça ou da ferramenta. Assim, a espessura do cavaco seria a espessura relativa ao ângulo de penetração, com a adição do deslocamento produzido pela ação do gume anterior.

Neste trabalho a ferramenta foi considerada com uma rigidez muito maior que a da peça. Para trabalhos futuros, pode-se investigar situações onde a ferramenta apresenta uma alta relação comprimento diâmetro, quando também a rigidez da máquina-ferramenta, ou da fixação, são baixas, envolvendo o sistema completo: ferramenta, máquina-ferramenta, peça e fixações.

Para finalizar, sugere-se a realização de um estudo de caso em peças como bloco ou cabeçote de motor, peças com espessura de parede pequena e pode-se investigar, por exemplo, a relação entre as amplitudes de vibrações e a planicidade ou o acabamento da peça.

8 Referências

- [1] ALTINTAS Y.; SPENCE A. A Solid Modeller Based Milling Process Simulation and Planning System, **Journal of Engineering for Industry**, [S.l.], v. 116, n. 61, 1994.
- [2] ALTINTAS Y.; SPENCE A. End Milling Force Algorithms for CAD Systems, **Annals of the CIRP**, [S.l.], v. 40, n. 1, 1991.
- [3] ANSYS Installation and Configuration Guide for Release 5.3, 1996
- [4] ARMAREGO, E. J. A., WANG J., DESHPANDE N.P. Computer-aided predictive cutting model for forces in face milling allowing for tooth runout, **Annals of CIRP** 44 (1) (1995) 43–48.
- [5] CASTRO, P. R. A. **Aspectos Tecnológicos da Usinagem a Seco em com Quantidades Mínimas de Fluido de Corte na Furação com Broca Helicoidal**. 2001. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
- [6] COLMANETTI M. S. **Modelagem de sistemas de manufatura pelo custeio das atividades e processos**, 2001. Dissertação (Mestrado Engenharia Mecânica) -Universidade de São Paulo, São Carlos, 2001.
- [7] COOK, R. D. ; MALKUS D. S.; PLESHA, M. E. **Concepts and applications of Finite Elements Analysis**. Wiscosin: University of Wisconsin, 1988.
- [8] CREDE, C. E. ; HARRIS, C. M. **Shock and Vibration Handbook**. v. 1, Mc. Graw-Hill, 1991.
- [9] DROZDA, T. J.; WICK, C. **Tool and Manufacturing Engineers Handbook: Machining**. 4. ed. Deaborn, Michigan: Society of Manufacturing Engineers, 1982.
- [10] EHMANN, K. F.; DEVOR, R. E. Machinning Process Modeling: a Review. **Journal of Manufacture Science and Engineering**, [S.l.], v. 119, p. 655-663, 1997.

-
- [11] FELIPPA, C. A. **Introduction to Finite Element Methods**, [S.l.]: [S.n.], 1986.
- [12] FERRARESI, D. **Fundamentos da Usinagem dos Metais**. São Paulo, Edgard Blücher, 1977. p. 751
- [13] FILHO, J. C.; DINIZ, A. E. Influence of the relative positions of tool and workpiece on tool life, tool wear and surface finish in the face milling process. **Wear**, [S.l.], n. 232, p. 67-75, 1999.
- [14] GAUTSCHI, G. H. **Piezolectric Multicomponent Force Transducers and Messuaring Systems**. In: Conference Transducer 78, 1978.
- [15] GONÇALVES, A. A., **Metrologia – Parte I Laboratório de Metrologia e Automatização - LABMETRO**, 2001. (Apostila).
- [16] GU, R. J. et al. Tool life and wear mechanism of uncoated and coated milling inserts. **Wear**, [S.l.], n. 225-229, p. 273-284, 1999.
- [17] HIOKI, D. **Usinagem dura do aço 100Cr6 com PCBN**. 1998. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 1998.
- [18] KOCH, K. F. **Technologie des Hochpräzisions – Hartdrehens**. 1996. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - RWTH, Aachen, 1996.
- [19] KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Fertigungsverfahren: Drehen, Fräsen, Böhren**. 4. ed. Düsseldorf: VDI-Verlag, 1997.
- [20] KÖNIG, W.; KLOCKE, F. **Tecnologia da Usinagem com Ferramentas de Corte de Geometria Definida – parte 1**. Traduzido e adaptado por Rolf Bertrand Schroeter e Walter Lindolfo Weingaertner do livro “Fertigungsverfahren – Drehen, Bohren, Fräsen”. 2001.
- [21] LUTTERVELT, C. A. et al. Present situation and future trends in modelling of machining operations, **Annals of the CIRP**, [S.l.], v. 47, n. 2, 1998.
- [22] LUTTERVELT C. A., PENG J. Symbiosis of modelling and sensing to improve the accuracy os workpieces in small batch machining operations, **International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, [S.l.], v. 15, p. 699-710, 1999.

- [23] MACEDO, S. E. M. **Análise de forças no fresamento de topo convencional e com altas velocidades de corte**. 2001. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2001.
- [24] MACKERLE, J. Finite-element analysis and simulation of machining: a bibliography (1976-1996), **Journal of Material Processing Technology**, Linköping, Suécia, v. 86, p. 17-44, 1999.
- [25] MARINOV, V. Experimental study on the abrasive wear in metal cutting. **Wear**, [S.l.], n. 197, p. 242-247, 1996.
- [26] PINTO, F.W. **Medição de Forças de Usinagem Utilizando Plataformas Piezoelétricas**, EMC 5605, 1999.
- [27] POLLI, M. L. **Análise da Estabilidade Dinâmica do Processo de Fresamento a Altas Velocidades**. 2002. Qualificação (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2002.
- [28] POLLI, M. L.; WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R.B. GOMES, J. O. Machining Parameters Selection to Avoid Chatter in High Speed Milling. **Annals of 17th International Congress of Mechanical Engineering**. São Paulo, 2003
- [29] QUINTO, D. T. **Cutting Tools: the Future**, disponível em:
<http://www.kennametal.com/metalworking/cutting_tools_the_future.html>
Acesso em: 10 maio 2002.
- [30] REINHART, MILBERG. **Grundlagen der Zerspanung**. Disponível em:
<<http://www.iwb.tum.de/studium/vhb/skript/wzm2/grundlag.pdf>>
Acesso: 23 mar. 2002
- [31] SANDVIK COROMANT. **Reduce Vibrations in metal cutting**. Application Guide. Sandvick Coromant. Sandviken, Sweden, 1997. p. 108.

-
- [32] SANDVIK. **Modern Metal Cutting**: a practical handbook. Sweden: Sandvik, 1994. [10]
- [33] SCHROETER, R. B. **Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos no espectro infravermelho**. 1997. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis. 1997.
- [34] SHAW, M. C. Fundamentals of wear. **Annals of the CIRP**, [S.l.], v. 16, p. 533-543, 1971.
- [35] STEMMER, G. E. **Ferramentas de Corte**. Florianópolis: UFSC, 1989. (Série didática). [7]
- [36] TLUSTY, G. **Manufacturing Process and Equipment**. United States of America: 1. Ed. Prentice Hall, 2000, 928 p.
- [37] TRENT, E. M. **Metal Cutting**, 3^o Edition, 1991
- [38] WECK, M. **Werkzeugmaschinen - Fertigungssysteme**, Band 4: Meßtechnische Untersuchung und Beurteilung. 5. Auflage. Düsseldorf : VDI - Verlag, 1996. p. 213-367.
- [39] WERNER, A. **Prozeßauslegung und Prozeßsicherheit beim Einsatz von schlanken Schaffräsern**. Aachen, 1992. 147 p. Tese (Doutorado em Engenharia) – RWTH, Aachen, 1992.
- [40] WEINGAERTNER, W. L.; SCHROETER, R. B. **Tecnologia de Usinagem do Alumínio e suas Ligas**. São Paulo, Alcan, 1990, 80 p.
- [41] YOUNG, H. T. Cutting temperature responses to flank wear. **Wear**, [S.l.], n. 201, p. 117-120, 1996.
- [42] ZHENG, H.Q.; LI, X.P.; WONG, Y.S.; NEE A.Y.C. Theoretical modelling and simulation of cutting forces in face milling with cutter runout, **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, p. 2003–2018, 1999.

Anexos

Plataforma Piezelétrica 9257A

Fabricante: Kistler Instrumente AG

Aplicação: Torneamento

Sensibilidade (pC/N):

F_f 7,82

F_p 7,85

F_c 3,72

Faixas de Medição:

F_f, F_p 0 - 15

F_c 0 - 30

Linearidade:

F_f, F_p 0,3%

F_c 0,5%

Plataforma Piezelétrica 9265A

Fabricante: Kistler Instrumente AG

Aplicação: Fresamento

Faixas de Medição:

F_x 7,80

F_y 7,76

F_z 3,64

Sensibilidade (pC/N):

Faixas de Medição (kN):

F_x, F_y 0 - 15

F_z 0 - 30

Linearidade:

F_x, F_y 0,3%

F_z 0,5%

Amplificadores de Sinais

Fabricante: Kistler Instrumente AG

Modelo: Kistler 5011

Sensibilidade do transdutor: 0,01-9.990 pC/M.U.

Voltagem de saída: ± 10 V

Corrente de saída: 0 – 5 mA

Impedância de saída: 10 Ω

Placa de Aquisição de Sinais

Fabricante: National Instruments

Modelo: PCI-MIO-16E-1

Martelo de Impacto

Fabricante: PCB

Modelo: 086B03

Acelerômetro

Fabricante: PCB

Modelo: 352810

Analizador Dinâmico de Sinais

Fabricante: Hewlett Packard

Modelo: HP3560A

Torno Romi

Modelo: Cosmus 20U

Fabricante:Indústrias Romi S.A.

Distância entre pontas: 510 mm

Diâmetro admissível sobre o barramento: 440 mm

Potência instalada: 20 CV

Faixa de rotações: 20 a 2500 rpm

Avanços transversais: 180 mm

Fresadora Romi

Modelo: CNC ROMI Polaris F400

Fabricante:Indústrias Romi S.A.

Potência instalada: 15 KW

Rotação máxima: 6000 rpm

Avanço máximo: 30.000 mm/min

Curso dos eixos: X = 710 mm, Y = 420 mm, Z = 600 mm