



DANIEL IWAO SUYAMA

Uma contribuição ao estudo do torneamento interno em aços endurecidos

80/2014

**CAMPINAS
2014**



UNICAMP

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA**

DANIEL IWAO SUYAMA

**Uma contribuição ao estudo do torneamento
interno em aços endurecidos**

Tese de Doutorado apresentada à Faculdade de Engenharia Mecânica da Universidade Estadual de Campinas como parte dos requisitos exigidos para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica, na Área de Materiais e Processos de Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz

ESTE EXEMPLAR CORRESPONDE À
VERSÃO FINAL DA TESE DEFENDIDA PELO
ALUNO DANIEL IWAO SUYAMA E
ORIENTADA PELO PROF. DR. ANSELMO
EDUARDO DINIZ.



ASSINATURA DO ORIENTADOR

**CAMPINAS
2014**

Ficha catalográfica
Universidade Estadual de Campinas
Biblioteca da Área de Engenharia e Arquitetura
Rose Meire da Silva - CRB 8/5974

Su97c Suyama, Daniel Iwao, 1984-
Uma contribuição ao estudo do torneamento interno em aços endurecidos /
Daniel Iwao Suyama. – Campinas, SP : [s.n.], 2014.

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz.
Tese (doutorado) – Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de
Engenharia Mecânica.

1. Usinagem. 2. Usinagem - Processos. 3. Vibrações. 4. Torneamento. 5.
Ferramentas - Vibração - Ruído. I. Diniz, Anselmo Eduardo, 1959-. II. Universidade
Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Informações para Biblioteca Digital

Título em outro idioma: A contribution to the study of the internal turning of hardened steels

Palavras-chave em inglês:

Machining

Machining - Processes

Vibration

Turning

Tools - Vibration - Noise

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutor em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Anselmo Eduardo Diniz [Orientador]

Amauri Hassui

Robson Pederiva

Alexandre Mendes Abrão

Reginaldo Teixeira Coelho

Data de defesa: 15-07-2014

Programa de Pós-Graduação: Engenharia Mecânica

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MANUFATURA E MATERIAIS

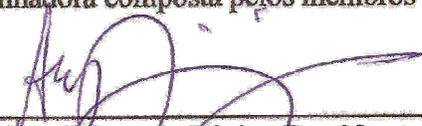
TESE DE DOUTORADO

**Uma contribuição ao estudo do torneamento
interno em aços endurecidos**

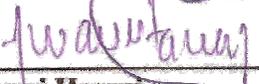
Autor: Daniel Iwao Suyama

Orientador: Anselmo Eduardo Diniz

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, Presidente
Universidade Estadual de Campinas



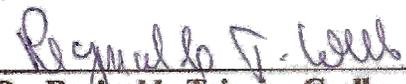
Prof. Dr. Amauri Hassui
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Robson Pederiva
Universidade Estadual de Campinas



Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão
Universidade Federal de Minas Gerais



Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho
Universidade de São Paulo

Campinas, 15 de julho de 2014.

Dedicatória

Dedico este trabalho à minha família, por serem os alicerces de minha vida, meus exemplos e sem os quais eu nunca teria chegado até aqui.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser realizado sem o auxílio de diversas pessoas às quais presto aqui minha homenagem:

A Deus, por me conceder vida, saúde e sabedoria.

Ao meu orientador, Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, por me aceitar como seu aluno e engrandecer minha vida pessoal e profissional, tornando-se exemplo a ser seguido.

Ao Prof. Dr. Robson Pederiva pela colaboração neste trabalho e pelas orientações juntamente ao meu orientador.

Ao Prof. Dr. Amauri Hassui pela colaboração neste trabalho e pelas conversas ao longo do doutorado.

Aos Prof. Dr. Alexandre Mendes Abrão e Reginaldo Teixeira Coelho por aceitarem participar da banca de defesa e agregar ainda mais valor a este trabalho.

Aos meus amigos de UNICAMP: Ari, Henrique, Alexandre, Jakerson, Silvia, Douglas, Carlos, Bruno, Rodrigo, Daniel Loureiro, Neimar, Neto, Daniel Cirillo, Rodolfo, Fabiano, Luis, Gildeones, Ricardo, José Gamarra, Carlos Ancelmo, Levi, Frederik, Davi, Bruna, Robert, Miro, Fábio, Claudinete, Vera, Zé Luis, Marcelo Kuroda e Eduardo.

Aos meus amigos da UNESP e do Grupo de Pesquisa em Usinagem (GPU): Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues, Prof. Hidekasu Matsumoto, Prof. Dr. Juno Gallego, Rodolfo, Aldo, Eli, Cleiton, Júlia, Daniel e Flávio.

Agradecimentos

À Sandvik Coromant pela doação das ferramentas e parceria com o laboratório de Usinagem.

À FAPESP pela concessão de bolsa de estudos e apoio a este projeto.

À todos aqueles que contribuíram com este projeto de alguma forma e que por descuido eu tenha esquecido de mencionar.

A todos vocês, meus sinceros agradecimentos.

... Seja quem você for
Seja qualquer posição que você tenha na vida
Do nível altíssimo ao mais baixo social
Tenha sempre como meta muita força, muita determinação
E sempre faça tudo com muito amor e com muita fé em Deus
Que um dia você chega lá
De alguma maneira, você chega lá

Ayrton Senna da Silva

Resumo

A usinagem de materiais endurecidos, com dureza acima de 45 HRC, surge como alternativa à retificação na década de 70, com a disponibilidade comercial de ferramentas de Nitreto Cúbico de Boro (cBN). Porém, a baixa tenacidade deste tipo de ferramenta a torna muito sensível a avarias causadas por vibrações, que são críticas nas operações as quais a peça ou a ferramenta são suscetíveis a grandes deflexões. Este trabalho busca contribuir com o estudo de vibrações no torneamento interno de furos do aço AISI 4340 endurecido, em condições de acabamento. Foram testadas diferentes condições de usinagem, diferentes suportes (aço, metal duro e equipada com amortecedor de partículas) e foram avaliados o acabamento, os sinais de aceleração (vibração) da ferramenta e o desgaste dos insertos de cBN. Os resultados obtidos mostram que as vibrações podem assumir papel secundário no acabamento superficial, que a usinagem com ferramentas de geometria definida pode substituir a retificação em alguns casos e que a utilização de amortecedores passivos pode ser uma solução simples para a usinagem de furos mais longos.

Palavras Chave: Usinagem; Usinagem - Processos; Torneamento; Vibração; Ferramentas - Vibração - Ruído.

Abstract

The machining of hardened materials with hardness over 45 HRC, emerges as an alternative to grinding in the 70s, with the commercial availability of Cubic Boron Nitride (cBN) tools. However, the low toughness of this type of tool makes it very sensitive to damage caused by vibrations, which are critical in the operations which the part or tool are susceptible to large deflections. This work aims to contribute to the study of vibrations in internal turning of holes in hardened AISI 4340 steel in finishing conditions. Different machining conditions and different tool holders (steel, carbide and equipped with particle damper) were tested. The surface finish, the acceleration (vibration) signals and tool wear of cBN inserts were evaluated. The results show that the vibration can take a secondary role in the surface finish, the machining with defined geometry tools can replace grinding in some cases, and the use of passive dampers can be a simple solution for machining longer holes.

Key Words: Machining; Machining - Processes; Turning; Vibration; Tools - Vibration - Noise.

Lista de Ilustrações

Figura 2.1 - Comparativo entre usinagem de materiais endurecidos e retificação.....	5
Figura 2.2 - Deformação plástica da aresta de corte (a); lascamento (b); trincas (c) e quebra (d). 12	12
Figura 2.3 - Desgaste frontal (a) e de cratera (b).....	13
Figura 2.4 - Intervalos de desvio médio do perfil (R_a) obtidos por diversos processos de fabricação.....	14
Figura 2.5 - Esquema de camada e rugosidade gerada por processo de fabricação.	15
Figura 2.6 - Perfil teórico de rugosidade de uma peça torneada.	16
Figura 2.7 - Efeito dos parâmetros de corte na desvio médio do perfil.....	17
Figura 2.8 - Efeito do desgaste de flanco na desvio médio do perfil na usinagem de aços com ferramenta cerâmica e ferramenta de cBN.	18
Figura 2.9 - Forças de corte no torneamento interno.....	21
Figura 2.10 - Sistemas de fixação para o torneamento interno.	23
Figura 2.11 - Sistemas de fixação para o torneamento interno.	24
Figura 2.12 - Acabamento deteriorado pela ocorrência de “chatter”.	28
Figura 2.13 – “Chatter” regenerativo.	30
Figura 2.14 - Efeitos de geometria de ferramenta na amplitude de vibração.	32
Figura 2.15 - Simulação do funcionamento de um amortecedor por partículas.....	36
Figura 3.1 - Torno CNC ROMI, modelo Galaxy 20.	38
Figura 3.2 - Montagem experimental para medição do desgaste de flanco.	39
Figura 3.3 - Montagem experimental para medição de rugosidade.	40
Figura 3.4 - Montagem experimental para aquisição de aceleração (a) acelerômetros presos à ferramenta de torneamento e (b) Placa de aquisição Photon.....	40
Figura 3.5 - Dimensões dos corpos-de-prova.	42
Figura 3.6 - Esquema dos suportes de ferramenta utilizados (dimensões em mm).	43
Figura 3.7 - Esquema dos inserts utilizados (dimensões em mm).	44
Figura 3.8 - Ensaio de vida da ferramenta.....	48
Figura 3.9 - Ensaio de aquisição de aceleração.	49
Figura 3.10 - Medição de desgaste de flanco máximo.	50
Figura 4.1 - Desvio médio do perfil (R_a) em função do balanço para barras de aço e de metal duro.....	53
Figura 4.2 - Rugosidade total (R_y) em função do balanço para barras de aço e de metal duro. ...	54
Figura 4.3 - Superfície gerada com (a) corte considerado estável e (b) corte considerado instável, no qual o acabamento foi fortemente deteriorado.	55
Figura 4.4 - Valores RMS de aceleração para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro, para diferentes balanços.	57
Figura 4.5 - Valores de aceleração no corte estável de (a) barra de aço e (b) barra de metal duro.	59
Figura 4.6 - Espectros de aceleração no domínio da frequência para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro, para diferentes balanços.	61
Figura 4.7 - Espectros de vibração no corte estável de (a) barra de aço e (b) barra de metal duro.	63

Figura 4.8 - FFT dos sinais de aceleração comparados à FRF em barras de aço em (a) 60 mm, (b) 65 mm, (c) 68 mm e (d) 70 mm.....	65
Figura 4.9 - FFT dos sinais de aceleração comparados à FRF em barras de metal duro em (a) 60 mm, (b) 70 mm, (c) 95 mm e (d) 100 mm.....	66
Figura 4.10 - Vida de ferramenta em termos de volume de cavaco removido para (a) barra de aço e (b) barras de metal duro.....	69
Figura 4.11 - ANOVA da vida de ferramenta em relação ao volume de cavaco removido: diagrama de Pareto.	70
Figura 4.12 - Vida de ferramenta em relação ao volume de cavaco removido: influência em valores médios.....	71
Figura 4.13 - Valores de RMS da aceleração para ferramenta nova: influência em valores médios.	73
Figura 4.14 - Valor RMS da aceleração em início e fim de vida para (a) barra de aço e (b) barras de metal duro.	75
Figura 4.15 - Desvio médio do perfil (Ra) para (a) barras de aço e (b) barras de metal duro.....	77
Figura 4.16 - ANOVA do desvio médio do perfil (Ra) em insertos novos: diagrama de Pareto..	78
Figura 4.17 - ANOVA da vida de ferramenta em relação ao desvio médio do perfil para ferramenta em início de vida: influência em valores médios.	79
Figura 4.18 - Comparativo entre imagens da ponta da ferramenta em condições em que não houve mudança no acabamento e em condições que houve mudança no acabamento, respectivamente, para (a) e (b) barra de aço e (c) e (d) barra de metal duro.	81
Figura 4.20 - Evolução do desgaste de flanco para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro. ...	83
Figura 4.21 - Desgaste de flanco para barra de aço.....	85
Figura 4.22 - Desgaste de flanco para barra de metal duro.	86
Figura 4.26 - Simulações de (a) frequência natural e (b) deslocamento da ponta da ferramenta em função do diâmetro de um furo longitudinal.	89
Figura 4.27 - Desvio médio do perfil (Ra) em função da relação L/D para barras de aço, aço oca (somente com a cavidade), com a cavidade preenchida com 20% de esferas e com a cavidade preenchida com 30% de esferas.	90
Figura 4.28 - Rugosidade total (Ry) em função da relação L/D para barras de aço, aço oca (somente com a cavidade), com a cavidade preenchida com 20% de esferas e com a cavidade preenchida com 30% de esferas.	91
Figura 4.29 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca, nas mesmas configurações e condições de corte.....	93
Figura 4.30 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca, nas mesmas configurações e condições de corte.	94
Figura 4.31 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca com esferas em 20%, nas mesmas configurações e condições de corte.....	96
Figura 4.32 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca com esferas em 20%, nas mesmas configurações e condições de corte.....	98
Figura 4.33 - Espectro de aceleração para barra de aço oca com esferas em 20%, em balanço de 90 mm.	99
Figura 4.34 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço oca com esferas em 20% e (b) barra de aço oca com esferas em 30%, nas mesmas configurações e condições de corte.	100
Figura 4.35 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço oca com esferas em 20% e (b) barra de aço oca com esferas em 30%, nas mesmas configurações e condições de corte.....	102

Figura 4.36 - Vida de ferramenta em termos de volume de cavaco removido para diferentes configurações de barra de tornear.....	103
Figura 4.37 - Desvio médio do perfil (Ra) para diferentes configurações de barras de tornear ao longo da vida da ferramenta.	105
Figura 4.38 - Rugosidade total (Ry) para diferentes configurações de barras de tornear ao longo da vida da ferramenta.	105
Figura 4.39 - Comparativo entre imagens da ponta da ferramenta para (a) barra de aço inteiriça; (b) barra de metal duro e (c) barra de aço oca com esferas em 20%.....	107
Figura 4.39 - Evolução do desgaste de flanco para diferentes configurações de barras de tornear, nas condições limite de estabilidade.....	108
Figura 4.40 - Desgaste de flanco em (a) barra de aço inteiriça; (b) barra de metal duro e (c) barra de aço oca com esferas em 20%.	109

Lista de Tabelas

Tabela 2.1 - Diferenças de condições aplicáveis ao torneamento interno com diferentes materiais de ferramentas.....	34
Tabela 3.1 - Composição química do material (% em peso).....	41
Tabela 3.2 - Valores de dureza antes e após têmpera.....	42
Tabela 3.3 - Variáveis e intervalo de aplicação utilizados.....	46
Tabela 3.4 - Condições de usinagem.....	47
Tabela 3.5 - Parâmetros de amplitude mais comuns em perfis de rugosidade.....	51
Tabela 4.1 - Comparativo entre frequência natural e frequência excitada.....	67

Lista de Abreviaturas e Siglas

Letras Latinas

a_p - Profundidade de usinagem [mm]

f - Avanço [mm/rev]

D - Diâmetro [mm]

E - Módulo de elasticidade [Pa]

ER - Preparação de aresta: aresta viva [-]

F_f - Força na direção de avanço [N]

F_{fr} - Força de atrito na ponta da ferramenta [N]

F_r - Força na direção radial [N]

F_t - Força tangencial [N]

GC - Preparação de aresta: aresta com chanfro e/ou arredondamentos [-]

I - Momento de inércia [kgm²]

L - Comprimento em balanço [mm]

m - massa [kg]

Ra - Desvio médio do perfil [μm]

r_ε - Raio de ponta do inserto [mm]

R_{máx teo} - Rugosidade máxima teórica [μm]

Ry - Rugosidade total [μm]

R_{máx} - Rugosidade máxima [μm]

VB - Desgaste de flanco [mm]

VB_{Bmáx} - Desgaste de flanco máximo [mm]

v_c - Velocidade de corte [m/min]

V_{cav} - Volume da cavidade [mm³]

x - Percentual da cavidade a ser preenchida [-]

X - Direção radial de movimentação do torno [-]

Z - Direção axial de movimentação do torno [-]

Letras Gregas

δ - Deflexão da ponta da ferramenta [mm]

Δ_R - Deflexão na direção radial [mm]

Δ_T - Deflexão na direção tangencial [mm]

ρ - Densidade [kg/m³]

χ_r - Ângulo de posição da ferramenta [°]

Abreviações

AISI - American Iron and Steel Institute

cBN - Nitreto Cúbico de Boro

CNC - Comando Numérico Computadorizado

HRC - Dureza Rockwell C

MEV - Microscópio Eletrônico de Varredura

RPM - Rotações por Minuto

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO.....	1
1.1	Objetivos.....	2
1.2	Estrutura do Trabalho.....	3
2.	Revisão da Literatura.....	4
2.1	Usinagem de Materiais Endurecidos.....	4
2.2	Vibrações na Usinagem.....	27
3	MATERIAIS E MÉTODOS.....	37
3.1	Equipamentos.....	37
3.2	Materiais.....	41
3.3	Planejamento Experimental.....	45
3.4	Procedimento Experimental.....	47
4	RESULTADOS E DISCUSSÕES.....	52
4.1	Resultados Preliminares.....	52
4.2	Resultados de Matriz Experimental.....	67
4.3	Amortecedor Passivo.....	88
5	CONCLUSÕES.....	111
5.1	Conclusões deste Trabalho.....	111
5.2	Recomendações para Trabalhos Futuros.....	113
6	REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	114

1 INTRODUÇÃO

Na usinagem, a etapa de acabamento tem como finalidade realizar o ajuste dimensional (relativo às tolerâncias exigidas de projeto) e alcançar textura superficial mais refinada.

Em sua definição mais abrangente, a usinagem de materiais endurecidos engloba toda a usinagem de componentes com dureza superior a 45 HRC. Nestes materiais estão inclusos aços endurecidos, aços ferramenta, superligas (principalmente as martensíticas), entre outros (SMITH, 2008). Este tipo de operação era tipicamente realizada pelo processo de retificação. Porém, este cenário começa a mudar quando insertos de Nitreto Cúbico de Boro (cBN) começaram a ser fabricados. Segundo Trent (1991) isso se dá a partir da década de 50 com a síntese dos primeiros blanks e, segundo Shaw (2005), a partir do início da década de 70 com a produção de insertos.

As características próprias da usinagem de materiais endurecidos com ferramentas de geometria definida mostra sua vantagem sobre as operações de retificação: maior produtividade (devido à maior taxa de remoção de material), maior flexibilidade (possibilidade da usinagem de diferentes perfis em uma única fixação), menor impacto ambiental (devido à minimização/ausência de fluido de corte e reciclagem do cavaco). (TÖNSHOFF, ARENDT e AMOR, 2000).

No entanto, a integridade superficial resultante, a precisão dimensional e de forma obtida e a confiabilidade do processo ainda são pontos a serem melhorados. Assim, em alguns casos, além da retificação, o uso de processos abrasivos como o lixamento e o brunimento são propostos (GRZESIK, RECH e WANAL, 2007).

As ferramentas de usinagem devem possuir diversas características. Resistência ao desgaste abrasivo e estabilidade química são as propriedades mais importantes para um material de ferramenta pretendido para o torneamento de aços endurecidos. Deste modo é recomendável a utilização de ferramentas cerâmicas ou de cBN (GODOY e DINIZ, 2011).

Porém, a falta de tenacidade das ferramentas utilizadas no torneamento, que tem que ser muito duras para poderem usinar peças também bastante duras, faz com que a vibração da ferramenta e da peça tenha que ser minimizada. Por isto, em ambientes industriais, o mais usual é que se utilize torneamento de aço já endurecido na usinagem com peças e ferramentas rígidas (torneamento externo e interno de peças curtas). Já em torneamento externo de eixos e/ou

torneamento interno de furos longos (quando a relação entre comprimento e diâmetro for maior que 4), a retificação tem sido preferida, pois a vibração do processo não conduz ao lascamento e quebra da ferramenta (DINIZ, 2002).

As vibrações que podem causar danos à usinagem devem ser evitadas por meio da utilização de um sistema rígido. A qualidade de uma operação de usinagem é determinada pela rigidez estática e dinâmica do sistema composto por máquina - sistema de fixação - ferramenta - peça. Uma vez que a rigidez global é tão elevada (ou baixa) quanto à rigidez do componente mais fraco, este deve ser alvo dos esforços para melhoria.

Tanto para componentes estruturais quanto para ferramentas, os componentes menos rígidos são aqueles que se assemelham a vigas engastadas (brocas, fresas esbeltas, barras de toronar) (RIVIN e KANG, 1992).

1.1 Objetivos

Uma vez que os suportes para torneamento interno são submetidos à vibrações e estas são muito influentes no acabamento de furos, é importante que se entenda como ocorre a vibração em operações deste tipo e quais são os procedimentos necessários para a minimização desta vibração.

Sabendo-se deste fato, o objetivo desta proposta é:

- Contribuir ao estudo do torneamento interno em aços endurecidos;
- Contribuir ao estudo das vibrações na usinagem com suportes esbeltos (alta relação diâmetro/comprimento);
- Propor a utilização de um amortecedor passivo de construção simples e barata que devolva estabilidade ao processo.

Com isso, pretende-se compreender a origem das vibrações na operação de torneamento interno e assim propor tipos diferentes de porta ferramentas a fim de possibilitar a usinagem de furos mais longos, sem necessariamente tornar a operação mais demorada (corte de material com

menores taxas de remoção do cavaco), como acontece na maioria das vezes em que se precisa de alta qualidade em furos torneados.

1.2 Estrutura do Trabalho

Este trabalho está dividido basicamente em 5 capítulos descritos a seguir.

- Revisão: o capítulo de revisão apresenta o conteúdo bibliográfico e todas as informações consideradas relevantes ao trabalho.
- Materiais e Métodos: nele são descritos todos os materiais e ferramentas, além do modo com o qual os testes foram realizados.
- Resultados: os resultados obtidos são apresentados e discutidos nesse capítulo.
- Conclusões: as conclusões são ressaltadas e sugestões para possíveis trabalhos futuros são apresentadas.
- Referências: as fontes consultadas para a elaboração deste trabalho são apresentadas.

2. Revisão da Literatura

Este capítulo tratará de informações teóricas pertinentes ao trabalho. Foram levantados dados referentes à usinagem de materiais endurecidos, vibrações na usinagem e peculiaridades sobre o torneamento interno (sob a ótica de materiais endurecidos e vibrações).

2.1 Usinagem de Materiais Endurecidos

Em sua definição mais abrangente, a usinagem de materiais endurecidos engloba toda a usinagem de componentes com dureza superior a 45 HRC. Nestes materiais estão inclusos aços endurecidos, aços ferramenta, superligas (principalmente as martensíticas), entre outros. É principalmente uma operação de acabamento ou semi-acabamento na qual elevada precisão dimensional, de forma e baixo acabamento precisam ser atingidos (SMITH, 2008).

Desde sua mais ampla introdução em meados da década de 80, por meio do torneamento de materiais endurecidos, esta tecnologia evoluiu consideravelmente em outros processos como o fresamento e o torneamento interno. O desenvolvimento de máquinas ferramentas suficientemente rígidas, materiais ultra duros para ferramentas e projetos de suportes de ferramentas especiais tornou a usinagem de materiais endurecidos facilmente acessível para qualquer parque fabril (GRZESIK, 2008).

Tradicionalmente, o acabamento de peças endurecidas (com dureza acima de 45 HRC) era feito por retificação. Desde a década de 80, porém, o uso de operações de usinagem com ferramentas de geometria definida tem se tornado mais capaz de substituir a retificação e produzir acabamentos tão bons quanto ou até melhores com taxa de remoção de material significativamente maior (BARTARYA e CHOUDHURY, 2011). Deste modo, sua aplicação se amplificou nos setores automotivo e de moldes e matrizes.

A Figura 2.1 mostra uma comparação qualitativa entre a usinagem de materiais endurecidos com ferramentas de geometria definida e a retificação.

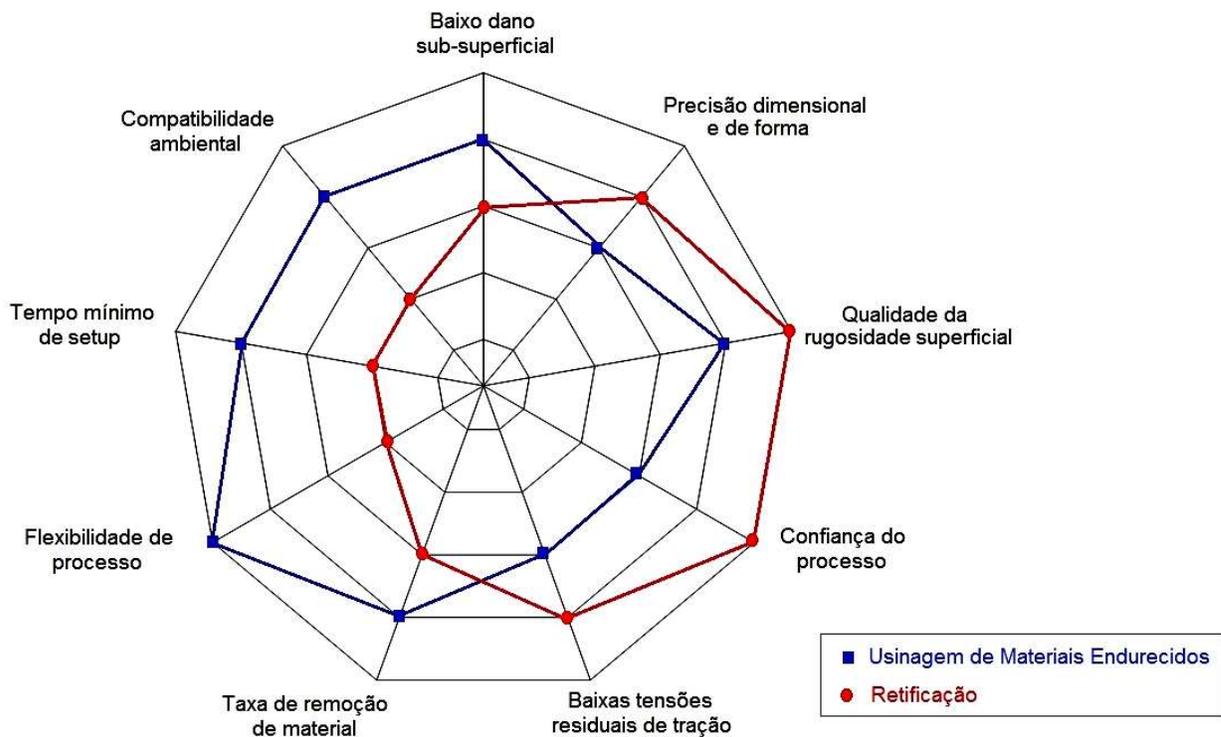


Figura 2.1 - Comparativo entre usinagem de materiais endurecidos e retificação.

Fonte: Modificado de KLOCKE, BRINKSMEIER E WEINERT, 2005.

Em um gráfico do tipo radar, quanto mais afastado do centro, melhor é a característica avaliada. Assim, a usinagem de materiais endurecidos leva vantagem em relação à flexibilidade do processo, enquanto que a retificação ainda produz melhores acabamentos e é um processo mais confiável. Além disso, é possível observar que as inovações nos processos levaram à sobreposição das áreas de aplicação e, na manufatura atual, esses dois processos se completam. As máquinas ferramentas mais modernas (como os centros de torneamento, por exemplo) já são equipadas com eixos-árvore para rebolos. Alguns dados deste gráfico, porém, são contestados por outras publicações. De acordo com König, Bertold e Koch, (1993), tensões residuais de tração (que tem efeito danoso na resistência à fadiga do material) só ocorrem na área perto da superfície depois de um considerável tempo de corte quando a usinagem ocorre por torneamento. Isto confirma a tese de que tensões residuais de tração são consequência do atrito com a região desgastada da superfície de folga. Quando a ferramenta está em início de vida, as tensões residuais na peça são principalmente de compressão (o que é benéfico para a resistência mecânica

da peça). Na retificação, as tensões de tração são predominantes, mostrando a vantagem de se utilizar o torneamento neste aspecto.

Outra limitação para a utilização do torneamento de aço duro em substituição à retificação é a fragilidade das ferramentas utilizadas no torneamento, as quais tem que ser muito duras para poderem usinar peças também bastante duras. Isto faz com que a vibração da ferramenta e da peça tenha que ser minimizada. Por isto, em ambientes industriais, o mais usual é que se utilize torneamento de aço já endurecido na usinagem com peças e ferramentas rígidas (torneamento externo e interno de peças curtas). Já em torneamento externo de eixos e/ou torneamento interno de furos longos, a retificação tem sido preferida, pois a vibração do processo não conduz ao lascamento e quebra da ferramenta (DINIZ, 2002).

Atualmente a usinagem de materiais endurecidos com ferramentas de geometria definida pode alcançar qualidade de fabricação comparável à retificação, porém a menor confiabilidade ainda é assunto fundamental. Aumentar a taxa de remoção de material e a flexibilidade de processo abrirá áreas de aplicação mais adequadas na retificação (KLOCKE, BRINKSMEIER E WEINERT, 2005).

Os requisitos para as operações de acabamento em aços endurecidos são, além do cumprimento das demandas de projeto (acabamento e precisão de forma e dimensional), uma confiabilidade do processo combinada com redução de tempo de máquina.

Para o sucesso da usinagem de materiais endurecidos com ferramenta de geometria definida, alguns requisitos devem ser obedecidos. Sejam eles (BARTARYA e CHOUDHURY, 2011):

- A usinagem de materiais endurecidos é um fenômeno de usinagem em altas velocidades. Deste modo a máquina-ferramenta deve ser capaz em termos de rigidez, velocidade e exatidão;
- Devem ser utilizadas ferramentas com dureza superior ao material usinado, com boa resistência ao desgaste;
- A usinagem de materiais endurecidos é feita sem o uso de fluidos de corte, porém correndo-se o risco do surgimento de camada branca na peça;
- A alta temperatura atingida facilita o corte do material (quando feita sem fluido), além de reduzir custos de fabricação e impacto ambiental.

A usinagem com ferramenta de geometria definida de materiais endurecidos (ou usinagem dura), feito com ferramentas cerâmicas (para materiais com dureza entre 40 e 50 HRC) ou de cBN (para materiais com dureza entre 50 e 70 HRC), pode frequentemente reduzir custos de fabricação, diminuir o tempo de produção (*lead-time*), melhorar a qualidade do produto e oferecer maior flexibilidade ao processo. Um torno é uma máquina mais flexível que uma retificadora, pois numa só fixação da peça pode-se realizar torneamento em várias superfícies da peça (diâmetros interno e externo, faces), enquanto numa retificadora esta possibilidade é muito mais restrita.

A possibilidade de se usinar sem fluido de corte quando se utiliza torneamento é uma vantagem muito grande deste processo em relação à retificação. Como o cavaco gerado no processo de retificação é muito pequeno e como a vazão de fluido de corte na retificação é muito grande, forma-se uma borra de cavaco e fluido (chamada muitas vezes de lama de retificação) que causa problemas para filtragem e reciclagem do fluido (TUCHOLSKI, 2012). Por outro lado, o uso de fluido de corte em torneamento de aço endurecido diminui a vida da ferramenta em relação ao corte a seco (DINIZ, FERREIRA e TEIXEIRA FILHO, 2003).

Segundo Grzesik (2008), uma das desvantagens da usinagem dura com ferramenta de geometria definida está diretamente ligada à integridade superficial da peça após o corte: campos de tensões residuais indesejáveis e alterações de microestrutura superficial (formação de camada branca, por exemplo). Como já citado anteriormente, porém, König, Bertold e Koch (1993) afirmam que tensões de tração prejudiciais à resistência à fadiga do material somente ocorrem na peça torneada se ela for usinada por ferramenta já bastante desgastada.

Para que seja feita a substituição da retificação pelo torneamento é importante que os parâmetros de processo sejam adequados à operação. Eles estão localizados em um intervalo mais estreito de valores do que quando comparado ao torneamento convencional e a falha na otimização pode levar a uma combinação de baixa vida de ferramenta, acabamento superficial pobre, precisão dimensional inaceitável ou mesmo início de vibração auto-excitada (“chatter”) (DOGRA et al., 2010).

Segundo Bartarya e Choudhury (2011), a faixa de velocidade de corte mais comum quando se torneia aço endurecido com ferramentas cerâmicas ou de cBN é entre 100 e 250 m/min. A espessura nominal de cavaco e a razão entre esta e o raio de ponta são pequenos, pois

são usadas pequenas profundidades de usinagem ($a_p \leq 0,2$ mm), pequenos avanços (f de 0,05 a 0,2 mm/volta) e grandes raios de ponta da ferramenta ($r_e \geq 0,8$ mm).

Esta relação geométrica, somada ao chanfro que tem que ser realizado na aresta de corte a fim de aumentar sua resistência, leva a um ângulo de saída efetivo bastante negativo e tem como resultado a geração de pressão extremamente alta para remoção de material na vizinhança da aresta de corte (GRZESIK, 2008). Portanto a usinagem dura com ferramenta de geometria definida requer condições estáveis e rígidas para sua aplicação.

A formação de cavacos segmentados é uma das características primárias na torneamento de materiais endurecidos quando a espessura nominal de cavaco é maior que 0,02 mm (para espessuras menores, o cavaco é contínuo). A falha catastrófica ao longo da zona de cisalhamento primária durante a formação do cavaco segmentado é geralmente atribuída à iniciação e propagação cíclica da trinca ou à ocorrência de instabilidade termo-plástica (GRZESIK, 2008).

2.1.1 Materiais para ferramentas

A adequada seleção do material da ferramenta deve levar em consideração uma série de fatores, como por exemplo, (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013):

- Material a ser usinado;
- Processo de usinagem;
- Condições da máquina operatriz;
- Forma e dimensões da ferramenta;
- Custo do material da ferramenta;
- Condições de usinagem;
- Condições de operação.

Ainda segundo estes autores, os materiais podem ser classificados de acordo com suas características e em escala crescente de dureza, em:

- Aços rápidos;
- Metal duro;
- Cerâmicas;
- Nitreto de boro cúbico (cBN);
- Diamante.

Resistência ao desgaste abrasivo e estabilidade química são as propriedades mais importantes para um material de ferramenta pretendido para o torneamento de aços endurecidos. Deste modo é recomendável a utilização de ferramentas cerâmicas e de cBN (GODOY e DINIZ, 2011).

O material cerâmico possui algumas propriedades que são importantes para materiais de ferramentas, tais como a dureza a quente e a elevada estabilidade química. Porém, tem como propriedade desfavorável para sua utilização em torneamento duro sua baixa tenacidade. O material cerâmico a base de óxido de alumínio com ou sem nitreto e/ou carboneto de titânio adicionados à liga (cerâmica pura ou cerâmica mista) tem alta dureza, muito alta estabilidade química com o ferro, porém baixa tenacidade. Por isso são utilizadas em torneamento de aço duro de superfícies lisas. Já a cerâmica a base de óxido de alumínio reforçada com “whiskers” (monocristais de carbeto de silício) possui alta dureza, alta tenacidade, mas baixa estabilidade química com o ferro. Por isso, é utilizada em torneamento de aço endurecido de superfícies interrompidas, em que a resistência ao choque (tenacidade) é importante e a estabilidade química já não é tão necessária porque, devido às interrupções do corte, a temperatura da ferramenta não atinge valores tão altos como no corte contínuo. (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013).

Já o CBN é empregado nas situações em que o diamante não pode ser utilizado e o metal duro não possui dureza suficiente para realizar o corte (usinagem de aços endurecidos - 45 a 65 HRC - por exemplo). O CBN compete então com o processo de retificação e com o torneamento utilizando ferramentas cerâmicas (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013).

Geralmente o CBN é dividido em 2 classes: uma com elevado teor de CBN (cerca de 90% de CBN mais aglomerante) e outra com baixo teor de CBN (em torno de 60%) com uma fase cerâmica adicionada. As ferramentas de alto teor de CBN apresentam maior tenacidade que as ferramentas de CBN mais fase cerâmica, logo são geralmente indicadas para torneamento de superfícies interrompidas (DINIZ, GOMES, BRAGHINI, 2005). Já as ferramentas com cerâmica

adicionada possuem maior estabilidade química com o ferro e, por isso, são adequadas para o torneamento de superfícies lisas (corte contínuo) em que temperatura da ferramenta é maior. (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013).

Tönshoff, Arendt e Amor (2000) testaram outros materiais de ferramenta como as cerâmicas puras, os Sialons e as cerâmicas reforçadas com whiskers na usinagem do AISI 5115 (60 HRC) cementado. Porém também concluíram que o cBN é o material que melhor se aplica à usinagem de aços endurecidos.

Trabalhos mais recentes demonstram que tanto os insertos cerâmicos quanto os insertos de cBN podem ser utilizados tanto em corte contínuo quanto em corte intermitente. Diniz e Oliveira (2008) utilizaram insertos de cBN (em baixo e alto teor de cBN) na usinagem do aço 4340 endurecido (56 HRC) em condições de corte contínuo e interrompido (obtido por meio de interrupções nos corpos de prova) e observaram que, mesmo no corte das superfícies interrompidas, não ocorreram lascamentos nas arestas. Oliveira, Diniz e Ursolino (2009), testaram a usinagem do aço AISI 4340 endurecido (56 HRC) com insertos de cBN (de baixo teor) e de cerâmica reforçada com whiskers, em condições de corte contínuo e de corte intermitente (utilizando-se de corpos de prova com interrupções) e observaram que no corte contínuo de aços endurecidos, o desempenho das ferramentas de cBN é superior ao das ferramentas cerâmicas. Já no corte intermitente, a vida de ambas foi semelhante. Junto a esses trabalhos, o de Godoy e Diniz (2011) indica que o cBN tem tenacidade para cortar superfícies interrompidas, o que é importante quando se utiliza em situações pouco rígidas. Mostra ainda que, devido ao tipo de desgaste que ocorre nas ferramentas cerâmicas, a rugosidade da peça cresce com o desgaste e ultrapassa valores que seriam desejáveis para uma operação de acabamento mesmo com valores de desgaste de flanco pequenos (menores que 0,2 mm), enquanto que, quando se utiliza ferramentas de cBN, a rugosidade da peça permanece praticamente estável com o crescimento do desgaste.

2.1.2 Desgaste de ferramentas

Independentemente do material de ferramenta que foi escolhido, a ferramenta de usinagem estará sempre sujeita a desgastes e avarias. Desgaste é a perda contínua e microscópica de material da ferramenta sob ação do cavaco e/ou da peça e avaria é todo tipo de ocorrência com a ferramenta durante o corte que não seja desgaste. As avarias podem ser classificadas do seguinte modo:

- Deformação plástica da aresta de corte: tipo de avaria que é causada pelas elevadas pressões aplicadas na ponta da ferramenta, aliada à elevada temperatura inerente ao corte (Figura 2.2 (a));
- Lascamento: avaria na qual partículas maiores são retiradas da ferramenta. Ocorrem principalmente em ferramentas de materiais frágeis e/ou quando a aresta de corte é pouco reforçada (Figura 2.2 (b));
- Trincas: avaria causada pela variação de temperatura ou de esforços mecânicos (Figura 2.2 (c));
- Quebra: os desgastes e avarias, ao crescerem, podem levar à quebra da ferramenta (Figura 2.2 (d)). A quebra da ferramenta deve ser evitada ao máximo, pois causa danos à ferramenta (muitas vezes não somente à aresta), elementos de fixação, peça e máquina.

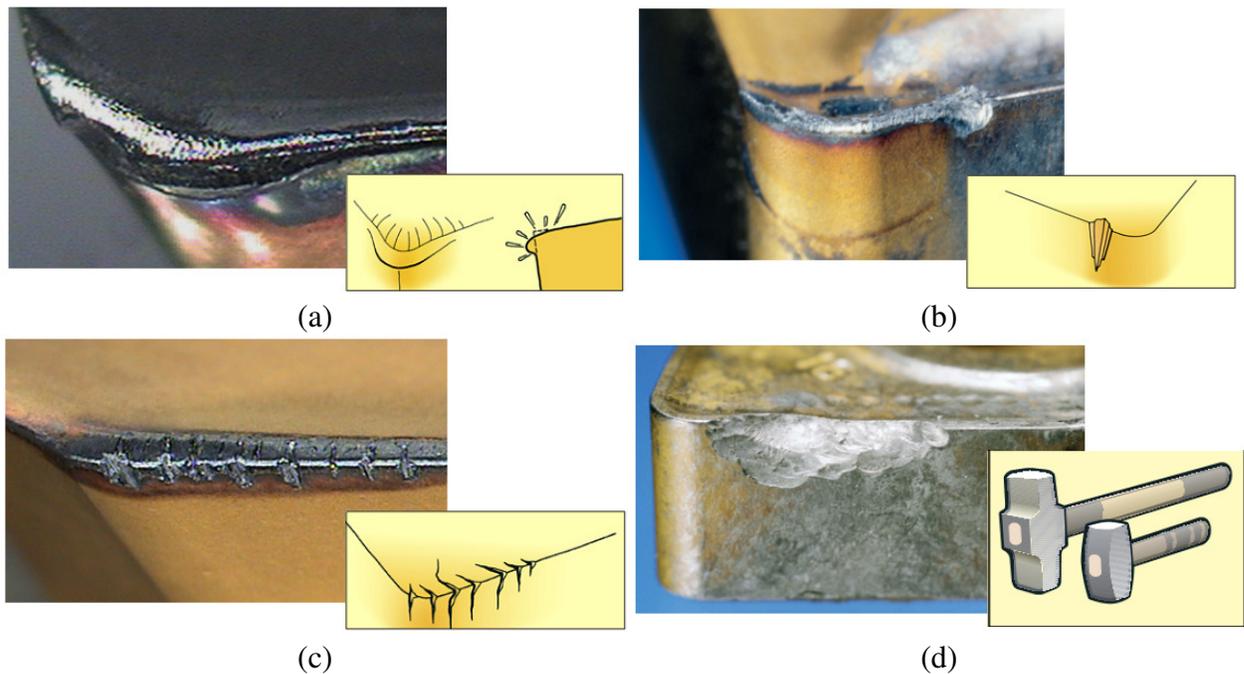


Figura 2.2 - Deformação plástica da aresta de corte (a); lascamento (b); trincas (c) e quebra (d).

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2009.

Diversos autores como LIMA et al. (2005) e MORE et al. (2006) destacam a ocorrência dos desgastes de flanco e de cratera como os principais na usinagem de aços endurecidos. Assim, estes dois tipos de desgaste podem ser definidos como:

- Desgaste frontal (ou de flanco): ocorre na superfície de folga da ferramenta e é causado principalmente por abrasão (Figura 2.3 (a)) e “attrition” que é a remoção cíclica de partículas da ferramenta causada pela aderência com o material da peça e/ou cavaco. Quando o material aderido é arrancado da peça, partículas da ferramenta são levadas junto com este material. Estas partículas causam também desgaste da região da ferramenta que atrita com elas;
- Desgaste de cratera: ocorre na superfície de saída da ferramenta é causado pelo atrito/aderência entre ferramenta e cavaco (Figura 2.3 (b)). Devido à aderência que ocorre entre cavaco e ferramenta, ocorre cisalhamento na parte de baixo do cavaco (aquela próxima à ferramenta) gerando alta temperatura na região. Assim, se o material da ferramenta tiver afinidade química com o material

do cavaco, tem-se todas as condições para que a difusão (troca de átomos) ocorra entre os dois corpos, isto é, temperatura, tempo e alta pressão de contato; (TRENT e WRIGHT, 2000).

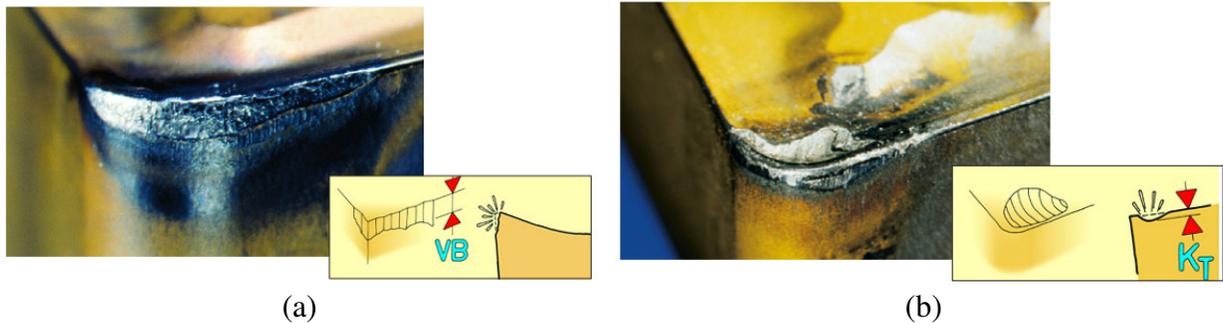


Figura 2.3 - Desgaste frontal (a) e de cratera (b).

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2009.

Segundo Dogra et al. (2010), há 4 principais mecanismos de desgaste: mecanismos térmicos, químicos, abrasivos e impacto. Porém o único mecanismo que deve ser aceitável na usinagem em geral é o abrasivo.

O principal mecanismo de desgaste em aços endurecidos é a abrasão mecânica causada pela presença de carbonetos duros na peça (POULACHON, MOISAN e JAWAHIR, 2001; COELHO, NG e ELBESTAWI, 2007). A abrasão depende da natureza desses carbonetos, seus tamanhos, distribuições, etc. Materiais diferentes com valores de dureza semelhantes podem não possuir as mesmas características do ponto de vista do desgaste.

O mecanismo de difusão também está presente e é citado por diversos autores (LIMA et al., 2005; MORE et al., 2006). Este mecanismo é o principal responsável pelo desgaste de cratera em altas velocidades de corte (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013). A utilização de coberturas melhora o desempenho da ferramenta por meio da redução da ação deste mecanismo, principalmente a cobertura de óxido de alumínio que é inerte quimicamente com o ferro.

2.1.3 Rugosidade

Alguns processos de fabricação possuem acabamentos característicos. A Figura 2.4 a seguir apresenta os acabamentos mais comumente obtidos com as diversas operações de usinagem.

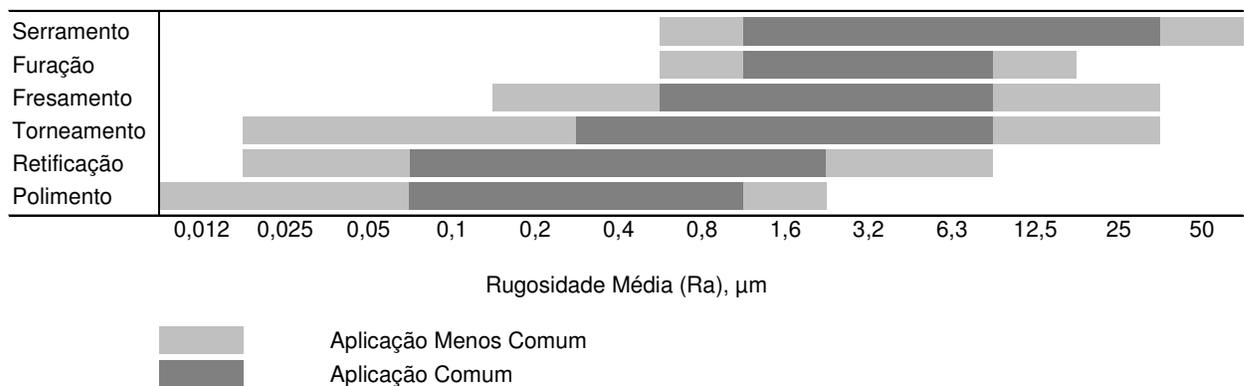


Figura 2.4 - Intervalos de desvio médio do perfil (Ra) obtidos por diversos processos de fabricação.

Fonte: Modificado de TRICARD, 1994.

Tradicionalmente, exige-se de um processo de acabamento, por um lado a obtenção de um bom acabamento superficial, por outro lado um tempo total de acabamento baixo. Além de sua importância para a tribologia e estética da peça produzida, o acabamento superficial possui um impacto significativo na integridade superficial de um componente, pois o comportamento do desgaste em suas superfícies é influenciado pela rugosidade.

As alterações superficiais (ou acabamento) de um componente usinado são resultantes da combinação de diversos fatores, que podem ser divididos em rugosidade, ondulações e falhas (MACHADO et al., 2009).

Ondulações são irregularidades superficiais ou erros geométricos cujos espaçamentos são maiores que as irregularidades consideradas rugosidades. Podem ser causada por vibrações, flexões da ferramenta (devido às forças de corte), temperatura de corte, erros de fixação da peça (ou da ferramenta). Falhas são interrupções na topografia típica de uma superfície, não

intencionais, inesperadas e indesejáveis. Podem ser causadas por defeitos inerentes como inclusões, trincas, bolhas, ou podem surgir também durante o processo de corte.

A rugosidade de uma superfície é composta de irregularidades finas ou de erros microgeométricos resultantes da ação da ferramenta na peça, que são inerentes ao processo de corte (marcas de avanço, aresta postiça de corte, desgaste da ferramenta, etc.).

A Figura 2.5 mostra, de maneira esquemática os elementos constituintes do acabamento superficial.

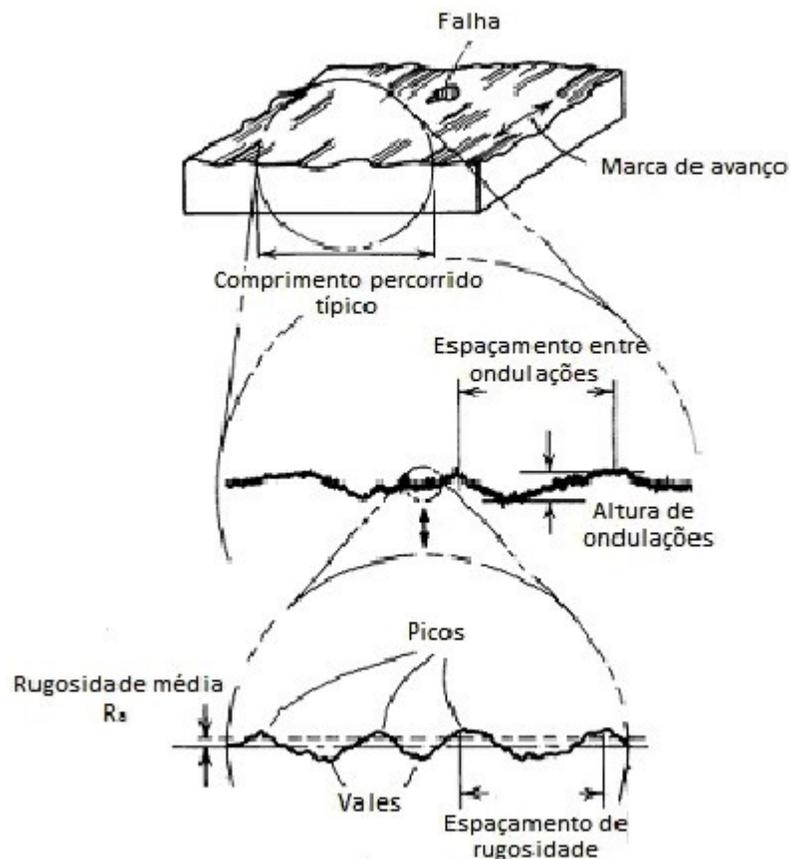


Figura 2.5 - Esquema de camada e rugosidade gerada por processo de fabricação.

Fonte: Modificado de FIELD, KAHLES e KOSTER, 1999.

A rugosidade máxima de uma superfície gerada por uma ferramenta com geometria definida pode ser estimada, do ponto de vista geométrico. A Figura 2.6 a seguir mostra o padrão da rugosidade máxima de uma superfície que foi gerada por torneamento.

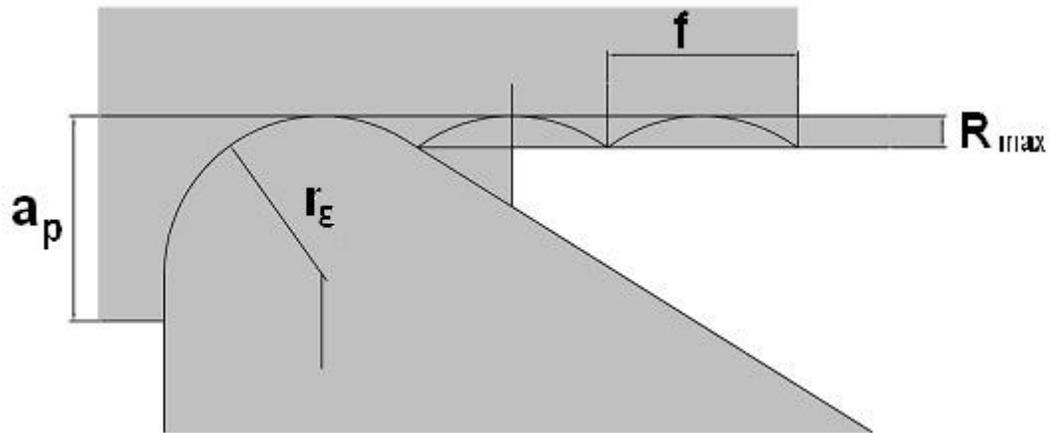


Figura 2.6 - Perfil teórico de rugosidade de uma peça torneada.
 Fonte: Modificado de DINIZ; MARCONDES; COPPINI (2013).

Tomando por base a Figura 2.6, a rugosidade máxima teórica pode ser aproximada pela Equação (1) a seguir:

$$R_{\max \text{ teo}} = \frac{f^2}{8r_\epsilon} \quad (1)$$

Ou ainda, para a desvio médio do perfil teórica (MACHADO et al. 2009):

$$R_a = \frac{f^2}{31,2 \cdot r_\epsilon} \quad (2)$$

Nota-se que a rugosidade é governada principalmente pela relação entre avanço da ferramenta e raio de ponta. Quanto maior o avanço adotado, pior o acabamento e quanto maior o raio de ponta da ferramenta, teoricamente, menores serão as irregularidades. No entanto, a rugosidade real obtida é maior do que a estimada pelas Equações (1) e (2), devido a fatores como vibração, deformação do cavaco e fluxo lateral do cavaco.

Pesquisadores como BEAUCHAMP et al. (1996) e SAHIN e MOTORCU (2008) realizaram experimentos que comprovaram o comportamento da rugosidade com a variação do

avanço e do raio de ponta da ferramenta na usinagem de materiais endurecidos (64 e 48 HRC, respectivamente) com ferramentas de cBN. A partir disso formularam modelos para predição da rugosidade que levavam em conta fatores muito além do que a geometria da ferramenta e dos parâmetros de usinagem (avaliam também questões como vibrações). A Figura 2.7 (modificada de BOUACHA et al., 2010) mostra o efeito combinado de alguns parâmetros de corte na desvio médio do perfil.

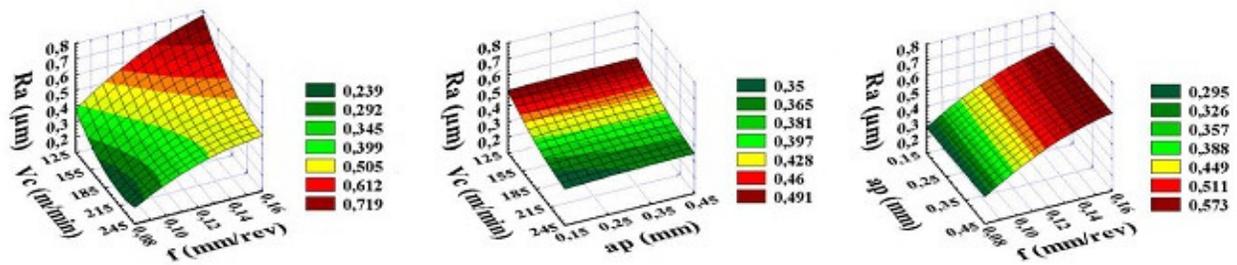


Figura 2.7 - Efeito dos parâmetros de corte na desvio médio do perfil.

Fonte: Modificado de BOUACHA et al (2010).

Nota-se que a variação da profundidade de corte causa pouca ou nenhuma variação no desvio médio do perfil. Os parâmetros mais influentes na rugosidade são de fato o avanço e a velocidade de corte, tendo o avanço maior peso.

A rugosidade pode ser considerada uma impressão da ponta da ferramenta (observada na Figura 2.6). Assim, todo desgaste que promove alterações na ponta influenciará diretamente no acabamento superficial. A Figura 2.8, elaborada a partir dos trabalhos de Grzesik (2008) e de Godoy e Diniz (2011), mostra o efeito do desgaste no desvio médio do perfil.

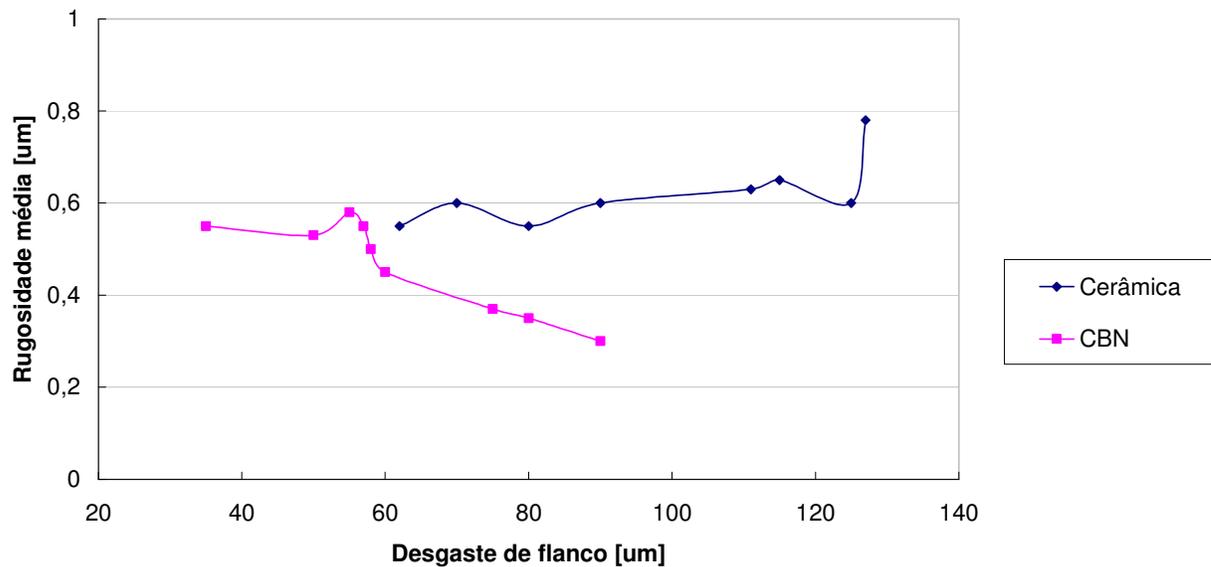


Figura 2.8 - Efeito do desgaste de flanco na desvio médio do perfil na usinagem de aços com ferramenta cerâmica e ferramenta de cBN.

Fonte: GRZESIK, 2008 e GODOY e DINIZ, 2011.

O comportamento da desvio médio do perfil (R_a) em função do desgaste de flanco para cerâmica foi obtido a partir de Grzesik (2008) na usinagem do aço AISI 5140 (60 HRC) com ferramentas cerâmicas, velocidade de corte de 100 m/min e avanço de 0,1 mm/rev. Já as ferramentas de cBN foram utilizadas na usinagem de AISI 4340 (56 HRC) com velocidade de corte de 150 m/min e avanço de 0,08 mm/rev (GODOY e DINIZ, 2011).

A tendência é que o acabamento piore com a evolução do desgaste e isso é observado nos insertos cerâmicos. Já os insertos de CBN mantêm a forma da ponta do inserto mesmo com a evolução dos desgastes (e isso auxilia na manutenção dos valores de rugosidade) e, em alguns casos, o desgaste de cratera tende a tornar a aresta do inserto mais afiada e promove a diminuição dos valores de desvio médio do perfil.

Além dos efeitos sobre o acabamento superficial, segundo Bonifácio (1993), à medida que o desgaste da ferramenta cresce, a vibração também cresce. Assim, a vibração da ferramenta pode ser uma boa maneira para monitorar em tempo real o crescimento da rugosidade em torneamento realizado em condições de acabamento e, portanto, pode ser útil para estabelecer o fim de vida da ferramenta nessa operação.

As vibrações são, portanto, fator crucial a ser analisado quando uma qualidade superficial diferenciada é almejada durante um processo de fabricação. Uma vez que no torneamento interno as vibrações são influenciadas por diversas variáveis, faz-se necessária uma melhor análise de suas causas e conseqüências para a operação.

2.1.4 Torneamento interno de materiais endurecidos

O torneamento interno é uma operação de usinagem que tem como uma de suas metas aumentar o diâmetro interno de um furo pré-existente. O furo de origem provém de um processo de furação ou mesmo de uma etapa anterior como a fundição (ou forjamento). Além disso, o torneamento interno também tem por objetivo prover ao furo tolerâncias apertadas de cilíndricidade e concentricidade.

No que concerne ao torneamento interno de aços endurecidos, as distorções e variações dimensionais resultantes de tratamentos térmicos podem colocar restrições excessivas na etapa de final acabamento, aumentando o custo de ferramental. Quanto maiores essas distorções (devido à assimetria do componente, por exemplo) e maior a relação entre comprimento e diâmetro do furo, maiores serão as vantagens do torneamento interno em comparação à retificação, devido à possibilidade da utilização de maiores profundidades de usinagem (quando comparadas às da retificação) (ASTAKHOV, 2010).

A barra de torneamento interno se assemelha a uma viga elástica engastada fixada em uma de suas pontas e sofrendo esforço na outra. Se o comprimento da barra é L, a deflexão no ponto de contato com a força será:

$$\delta = \frac{F_r L^3}{3EI} \quad (3)$$

Na qual F_r é a força radial exercida a uma distância L do ponto de apoio, E é o módulo de elasticidade do material da barra e I é o momento de inércia. A deflexão radial é passada ao diâmetro da peça como erro de forma e sua magnitude depende da amplitude da força de corte e

da rigidez nesta direção. Se uma barra cilíndrica é utilizada, a Equação (3) pode ser reescrita como:

$$\delta = \frac{64F_r L^3}{3\pi ED^4} \quad (4)$$

No torneamento interno (torneamento de furos) a escolha da ferramenta é bastante restrita devido ao diâmetro e comprimento de furo da peça. O comprimento do furo determina o balanço da ferramenta (comprimento da barra que prende a pastilha de usinagem para fora da fixação) e seu diâmetro deve ser o maior diâmetro possível (maior diâmetro de barra de torneiar existente que ainda entre no furo), para que a deflexão seja a menor possível. Há que se considerar ainda a existência de espaço para o escoamento do cavaco e para qualquer movimento radial da ferramenta.

Barras de torneamento interno (ou mandrilamento) deformam estaticamente e dinamicamente sob a ação das forças de corte durante a operação. Deflexões estáticas excessivas podem violar a tolerância dimensional do furo e vibrações podem levar a uma superfície com mau acabamento, a uma menor vida de ferramenta e ao surgimento de trincas na ferramenta (ATABEY; LAZOGLU; ALTINTAS, 2003).

No torneamento interno, as forças de usinagem nos sentidos tangencial e radial forçam a ferramenta a fletir para longe da peça sendo usinada. A força tangencial força a ferramenta para baixo e para fora da linha de centro e, ao fazer isso, também reduz o ângulo de folga da ferramenta. No torneamento interno de furos pequenos, é particularmente importante que o ângulo de folga da pastilha seja suficiente para evitar o contato entre a superfície de folga e a parede do furo.

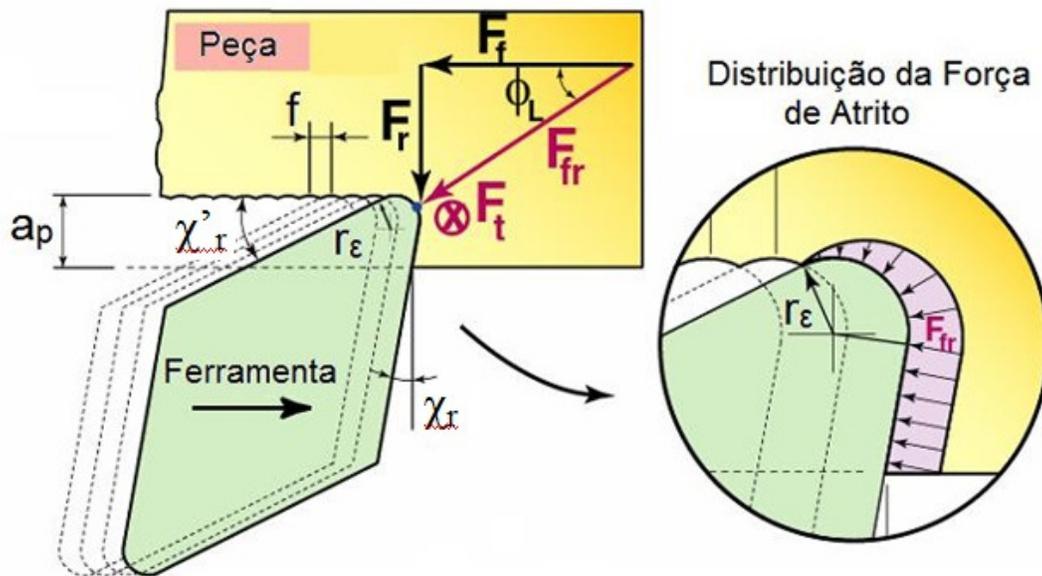


Figura 2.9 - Forças de corte no torneamento interno.

Fonte: Modificado de ALTINTAS e WECK (2004).

Na Figura 2.9, F_{fr} representa a força de atrito na ponta da ferramenta, F_t representa a força tangencial, F_f representa a força na direção de avanço e F_r representa a força radial presente durante o corte. Qualquer deflexão radial implica que a profundidade de usinagem e a espessura do cavaco serão alteradas, o que pode induzir a um aumento de vibrações. Por outro lado, não existe problema maior em se ter grande força de avanço (F_f), já que esta direção é bastante rígida, pois a força nesta direção empurra a ferramenta contra a torre porta ferramentas da máquina e empurra a peça contra a placa.

Thomas et al. (1996) coletaram e analisaram dados de rugosidade e vibração gerados por torneamento sem fluido de corte de amostras de aços baixo carbono, em diferentes níveis de velocidade de corte, profundidade de usinagem, raio de ponta da ferramenta, balanço da ferramenta e comprimento da peça. A análise da vibração revelou que a força dinâmica, relacionada à ação de variação da espessura do cavaco, está relacionada à amplitude de vibração da ferramenta.

Uma vez que a barra de torneamento é longa e flexível e quanto maior a profundidade de usinagem, maiores as componentes da força de usinagem, não é possível remover profundidades de corte muito maiores que o raio de ponta da ferramenta. Mais ainda, em torneamento interno de

aço endurecido, a profundidade de usinagem é sempre pequena, da ordem de grandeza do sobre material normalmente retirado pelo processo de retificação, bem menor que o raio de ponta da ferramenta. Isto leva a uma relação complexa e não-linear entre a distribuição da força de corte, geometria da ferramenta, avanço e profundidade de corte. Além disso, a presença de deflexões estáticas e dinâmicas pode influenciar as condições de contato, levando a variações na pressão de corte (ATABEY; LAZOGLU; ALTINTAS, 2003). A profundidade de corte menor que raio de ponta faz com que todo o corte ocorra na porção curva da aresta de corte, fazendo com que o ângulo de posição efetivo da ferramenta seja bem pequeno.

O ângulo de posição da ferramenta (χ_r) afeta a direção e a magnitude das forças de avanço (F_f na figura 2.8) e radial (F_r) e das deflexões resultantes. Um ângulo de posição pequeno produz uma grande componente de força na direção radial, enquanto um ângulo de posição grande (até 90°) resulta em maior componente da força na direção axial (de avanço). Recomenda-se que o ângulo de posição seja o mais próximo possível de 90° e nunca inferior a 75° , para que não ocorra aumento na força de corte radial, pois esta direção não é rígida (SANDVIK, 2006). Porém, como já visto, o ângulo de posição efetivo em torneamento interno de aço endurecido é sempre pequeno já que a profundidade de corte é bem menor que o raio de ponta, o que provoca maiores esforços na direção radial pouco rígida.

Assim, quanto maior o raio de ponta, maior a força na direção radial, maior a deflexão da ferramenta, maior a vibração nesta direção e, conseqüentemente, mais difícil é a obtenção de tolerâncias apertadas e baixas rugosidades na peça. Por outro lado, como se vê nas Equações (1) e (2), é necessário se ter um alto valor de raio de ponta para que se obtenha uma baixa rugosidade teórica. Assim, necessário se faz ter uma ferramenta bastante rígida para que se tenha menor deflexão da ferramenta e, assim, consiga-se rugosidade na peça baixa mesmo com alta força radial gerada pelo alto valor do raio de ponta da ferramenta (SANDVIK, 2009).

O arredondamento da aresta da pastilha também pode afetar as forças de corte, principalmente em processos como torneamento de aço endurecido, em que os valores de avanço e de espessura do cavaco são muito pequenos. Com isto, boa parte do cavaco é gerado na região arredondada ou chanfrada da aresta de corte. Geralmente, pastilhas sem cobertura possuem menor arredondamento de aresta do que as com cobertura e isso deve ser levado em consideração, especialmente com grandes balanços de ferramenta e furos pequenos. Desgaste de

flanco excessivo na pastilha modifica o ângulo de folga entre a ferramenta e a parede do furo e isso também pode afetar a ação de corte do processo.

As propriedades dinâmicas do suporte porta ferramenta (barra que serve de suporte para ferramenta de torneamento interno) podem divergir significativamente quando utilizados elementos de fixação da barra na máquina por parafusos. As variações são relacionadas a diferentes fatores, tais como: aperto realizado primeiramente somente por um lado e posteriormente por outro; aperto realizado por dois operadores diferentes ou pelo mesmo operador, porém em tempos diferentes (AKESSON; SMIRNOVA; HAHANSSON, 2009).

Para barras de torneamento convencionais, o uso de uma bucha de fixação com contato sobre toda a área da ferramenta (Figura 2.9(a)) é sempre melhor do que parafusos atuando sobre a barra, já que estes podem danificar a mesma. A melhor estabilidade é obtida com um suporte em que o comprimento de fixação da barra fique totalmente embutido. A Figura 2.10 apresenta os sistemas de fixação mais utilizados no torneamento interno.

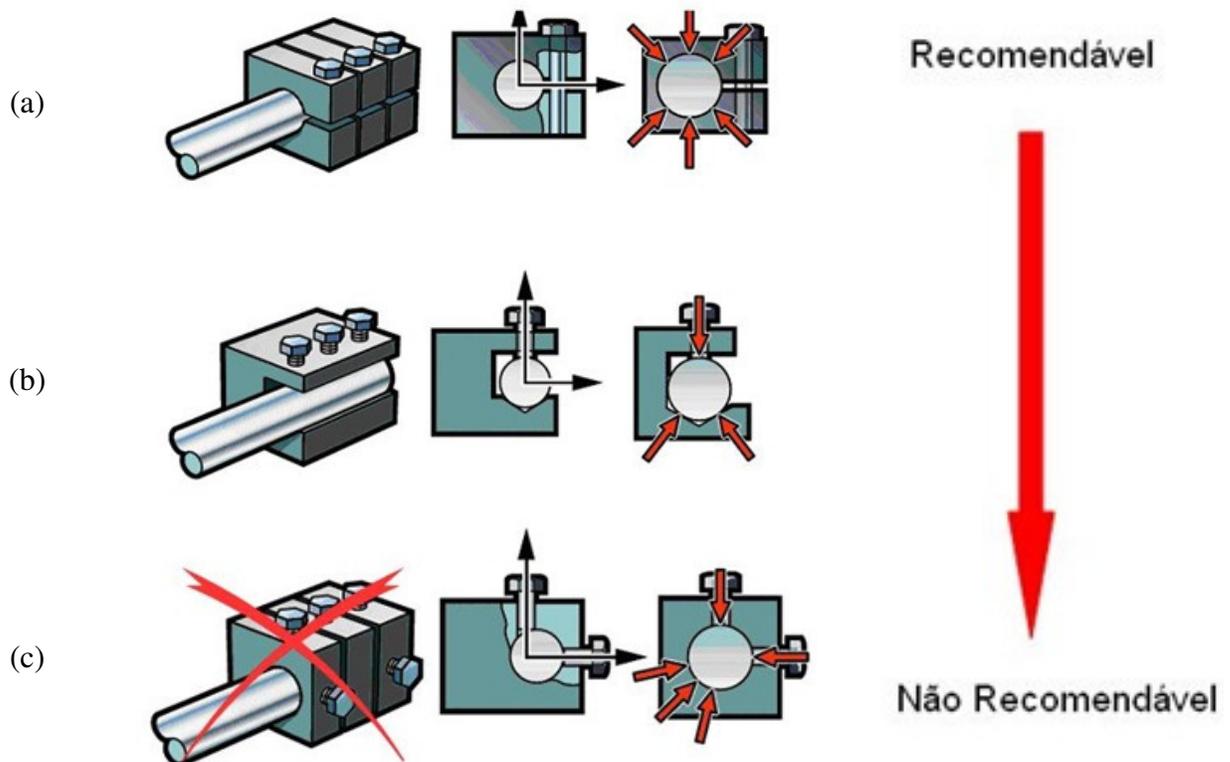


Figura 2.10 - Sistemas de fixação para o torneamento interno.

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2006.

Além disso, segundo recomendações de fabricantes de ferramentas, é importante que o comprimento da barra de toronar preso pelo sistema de fixação seja de 3 a 4 vezes o diâmetro da barra, de acordo com a figura 2.11.

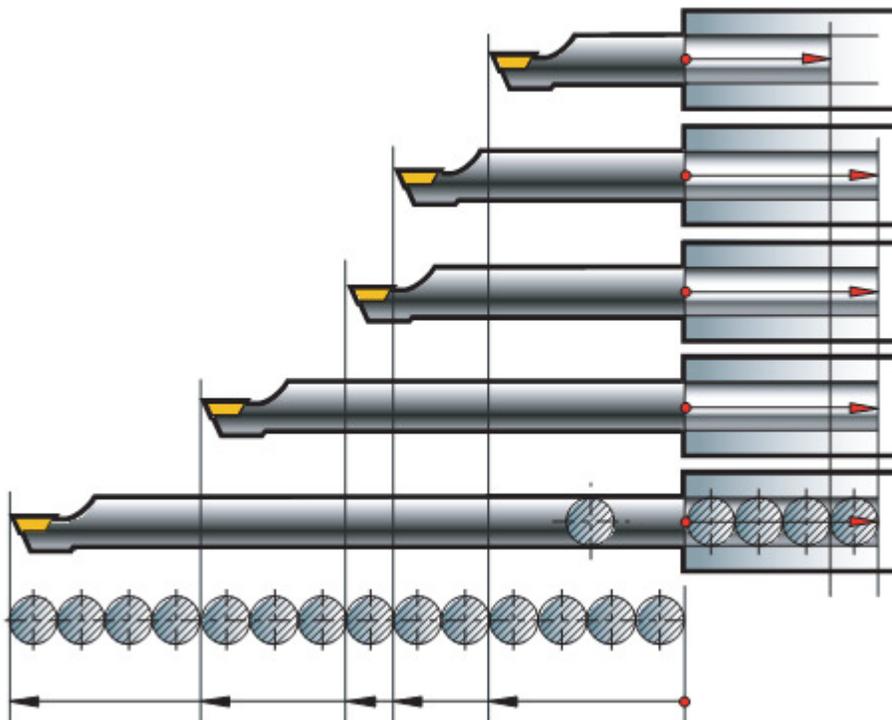


Figura 2.11 - Sistemas de fixação para o torneamento interno.

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2009.

Por se tratar de uma viga engastada, o comprimento dentro do sistema de fixação deve ser tal que as vibrações não sejam transmitidas para a parte posterior da barra. A estabilidade começa na extremidade traseira, em que a barra de mandrilar é fixada à máquina. Deve ser sempre levado em consideração o encaixe total da barra em uma bucha.

É importante que as recomendações quanto a comprimento, acabamento superficial e dureza do suporte de fixação das barras de toronar sejam seguidas, pois a fixação é um fator crítico de estabilidade. A vibração da ferramenta pode ser incentivada com uma fixação inadequada e, com isso, a rugosidade da peça comprometida.

O escoamento de cavacos durante o torneamento interno é crítico para o desempenho e para a segurança da operação. Deve-se tentar obter cavacos com o formato helicoidal e relativamente curtos, pois são fáceis de serem escoados e não implicam grandes tensões na aresta de corte quando ocorre a quebra dos mesmos. Dessa forma, é necessário escolher uma geometria de pastilha que, junto com os parâmetros de usinagem escolhidos, atenda aos requisitos de um bom controle de cavacos.

A força centrífuga pressiona os cavacos para fora e, no torneamento interno, isso significa que os cavacos permanecem na peça. Os cavacos remanescentes podem ser pressionados contra a superfície usinada ou ficarem comprimidos e danificarem a ferramenta. Portanto, no torneamento interno, recomendam-se ferramentas com um fluxo interno de fluido de corte de preferência em alta pressão, pois dessa forma os cavacos serão arrastados para fora do furo de maneira efetiva (DALLAS, 1976). Este procedimento, porém, não pode ser realizado no torneamento de aço endurecido, pois neste tipo de operação o uso de fluido diminui a vida da ferramenta em relação ao corte sem fluido (DINIZ, FERREIRA e TEIXEIRA FILHO, 2003).

Apesar de o torneamento duro ser utilizado há um tempo considerável (motivado principalmente pelo advento do cBN), poucas pesquisas exploraram o torneamento interno. No mandrilamento ou torneamento interno, o balanço da ferramenta faz com que ela tenha menor rigidez que a ferramenta de torneamento externo. Quanto maior o balanço, menor a rigidez e maior a deflexão da ferramenta como se vê nas Equações (3) e (4). Assim, raramente se vê o uso de torneamento interno de aço endurecido em furos com relação comprimento/diâmetro grande, pois o objetivo é gerar rugosidades muito baixas. Além disso, quanto maior a deflexão, maior a tendência à vibrações excessivas da ferramenta e maior, portanto, sua tendência ao lascamento e quebra, principalmente quando se utilizam ferramentas duras e frágeis como as utilizadas em torneamento de aço endurecido. Um dos objetivos deste trabalho é encontrar ferramentas que sejam suficientemente rígidas e possibilitem o torneamento interno de aço endurecido de furos longos.

Há dificuldades consideráveis a serem superadas na usinagem de materiais endurecidos, principalmente no torneamento interno, que são (SMITH, 2008):

- Elevadas temperaturas na zona de corte: os materiais das ferramentas necessitam de elevada dureza a quente e estabilidade química;

- Magnitudes das forças de usinagem são maiores e mais variáveis: é necessária uma geometria de aresta de corte robusta o suficiente para resistir ao aumento da demanda de força de corte sobre o inserto;
- Pequenas seções transversais de cavaco: estes exercem elevada pressão próximos a aresta de corte, tornando a preparação de aresta geralmente necessária;
- Maiores taxas de desgaste de ferramenta: desgaste ainda mais rápido da aresta, ou a tendência de quebra catastrófica do inserto;
- Tensões na peça durante o corte: estas tensões são aliviadas durante o corte e podem apresentar variações dimensionais localizadas na forma final da peça;
- Baixa homogeneidade no material da peça: variações de dureza transversal e longitudinalmente podem levar a carregamentos significativos e variáveis sobre o inserto;
- Estabilidade insuficiente: se o sistema de usinagem (composto por máquina, sistema de fixação, peça e ferramenta) não for rígido o suficiente, as forças inerentes ao corte podem criar deflexões na ferramenta.

Mesmo quando são usadas ferramentas robustas e sistemas rígidos, há a ocorrência de vibrações e de deflexões da ponta da ferramenta e esta situação é amplificada na usinagem dura.

Os problemas com vibrações podem ser minimizados, já o problema da deflexão da ponta da ferramenta é mais difícil (ou até mesmo impossível) de ser eliminado por completo. As deflexões podem ocorrer em 2 direções: radial (Δ_R - afetando o diâmetro usinado) e tangencial (Δ_T - deslocando o cavaco da linha de centro).

Para cada uma destas deflexões, a magnitude e direção da força de usinagem são influenciadas pela espessura de cavaco e pela geometria do inserto. A deflexão radial será igual à diferença entre o diâmetro originalmente especificado e o obtido após a usinagem, podendo ser facilmente obtida por medições simples e minimizada por correções posteriores. A deflexão tangencial pode ser avaliada por métodos diretos (na própria barra de torneiar) ou indiretos (variações na força de corte).

2.2 Vibrações na Usinagem

A rigidez pode ser normalmente definida como a capacidade de um elemento resistir à deformação ou manter sua posição quando submetido a um carregamento que uma estrutura possui. A rigidez de cada componente é importante, mas é a rigidez do sistema de usinagem que determina o desempenho do corte e as precisões dimensionais e de forma da superfície usinada (HUO e CHENG, 2009).

A qualidade de uma operação de usinagem é determinada pela rigidez estática e dinâmica do sistema composto por máquina - sistema de fixação - ferramenta - peça. Uma vez que a rigidez global é tão elevada (ou baixa) quanto à rigidez do componente mais fraco, este deve ser alvo dos esforços para melhoria.

Tanto para componentes estruturais quanto para ferramentas, os componentes menos rígidos são aqueles que se assemelham a vigas engastadas (brocas, fresas esbeltas, barras de tornear). Se a rigidez estática/dinâmica destes elementos é inadequada, eles (RIVIN e KANG, 1992):

- Limitam diretamente a exatidão atingível, devido à sua fácil deflexão, mesmo sob forças de baixa magnitude, resultando em desvios de forma e de dimensão;
- Limitam indiretamente a exatidão, uma vez que suas micro-vibrações em alta frequência levam a um desgaste dos insertos durante cada ciclo de corte, resultando em superfícies de pobre acabamento;
- Limitam a usinagem devido à geração de vibrações auto-excitadas (“chatter”) quando o balanço é de 4 a 5 vezes maior que o diâmetro da ferramenta.

Segundo Altintas (2002), Benhabib (2003) e Scheffer et al (2005), as vibrações das ferramentas de corte e da peça durante a usinagem podem ser bastante prejudiciais causando desgaste e avaria da ferramenta e afetando negativamente a precisão dimensional e o acabamento superficial das peças. A Figura 2.12 mostra o efeito do “chatter” no acabamento superficial.

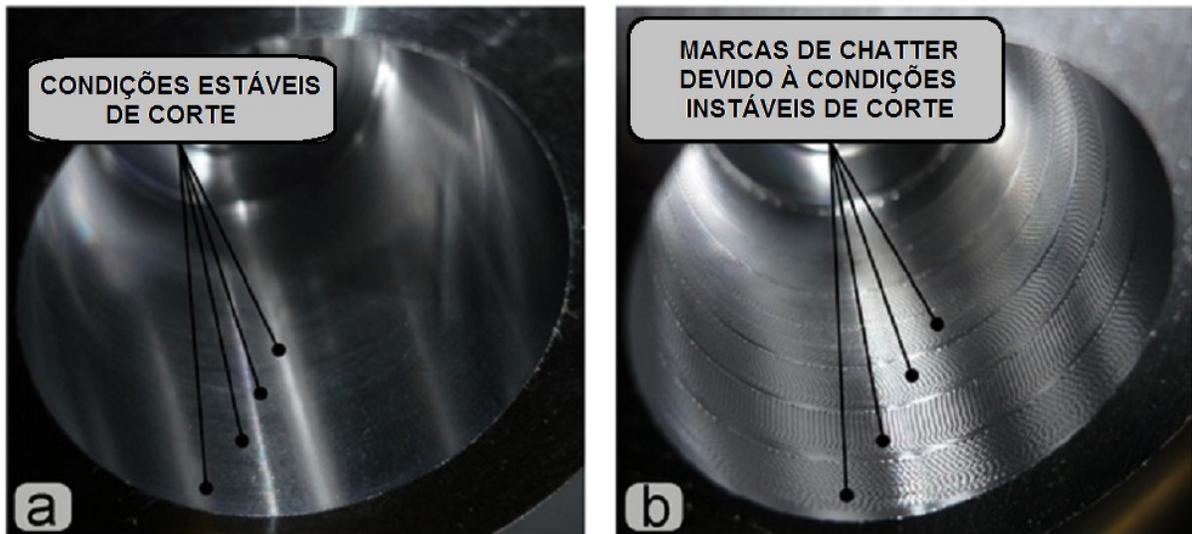


Figura 2.12 - Acabamento deteriorado pela ocorrência de “chatter”.

Fonte: Adaptado de SORTINO, TOTIS e PROSPERI, 2012.

O objetivo de muitos pesquisadores tem sido modelar e prever vibrações através de análise de elementos finitos e experimentais para chegar ao projeto de uma ferramenta ideal para a máquina e para determinar os parâmetros de processo de usinagem ótimos (velocidade, avanço e profundidade de usinagem). Contudo, pode-se concluir que não importa quão rígida é a estrutura da máquina-ferramenta, as vibrações presentes durante a usinagem são inevitáveis.

As vibrações no processo de usinagem pode ser de três tipos (HUO e CHENG, 2009):

- **Vibrações livres:** Se uma fonte externa de energia é aplicada para que as vibrações se iniciem e em seguida esta fonte é removida, as vibrações resultantes são as vibrações livres. Nas máquinas-ferramenta, a origem das vibrações livres pode ser: vibrações transmitidas pelas fundações, imperfeições nos materiais, forças inerciais entre componentes em contato.
- **Vibração forçadas:** Se as vibrações ocorrem durante a presença de uma fonte externa, as vibrações são chamadas vibrações forçadas. O comportamento do sistema sob a ação deste tipo de vibração depende da excitação aplicada. O seu impacto é maior quando a frequência está próxima das frequências

naturais da operação de usinagem, podendo levar à instabilidade muito indesejável do sistema.

- Vibrações auto-excitadas ou “chatter”: é um tipo de vibração na qual a fonte está dentro do próprio sistema. Ocorrem devido às variações nas condições de corte, durante a usinagem sob parâmetros específicos (constante) do processo.

“Chatter” é indesejável e de difícil previsão, devido à natureza combinatória dos parâmetros de usinagem (por exemplo, material da peça, material da ferramenta, geometria de corte, velocidade, avanço por dente e até mesmo fluido de corte utilizado). O “chatter” em usinagem pode gerar acabamento superficial inaceitável podendo levar à falha prematura da ferramenta, incluindo a quebra catastrófica da ponta de corte.

Segundo Huo e Cheng (2009), há três tipos de “chatter”. O primeiro é aquele dependente da velocidade, o qual é devido a uma dependência da variação da força com a velocidade de corte (o aumento da velocidade de corte aproxima a frequência de excitação do sistema das frequências naturais). O segundo tipo é conhecido como “chatter regenerativo”, que ocorre devido às variações na força de corte (variações na espessura de cavaco) e são provenientes de um passe anterior. Dependendo da mudança de fase entre dois passes sucessivos, a espessura máxima do cavaco pode crescer exponencialmente enquanto oscilando em uma frequência de “chatter” que é próxima, mas não igual à frequência natural do sistema. As vibrações crescentes aumentam a força de corte e podem lascas a ferramenta e produzir um acabamento pobre. A Figura 2.13 ilustra este tipo de “chatter”.

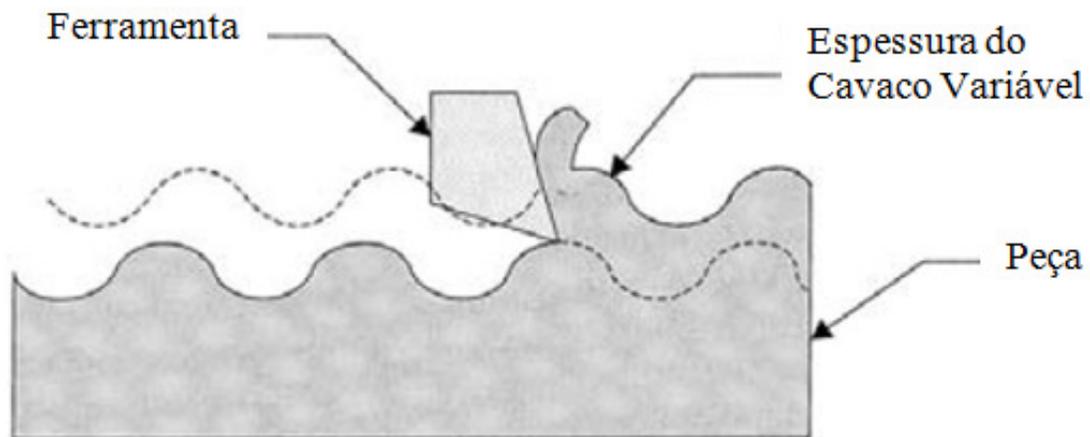


Figura 2.13 – “Chatter” regenerativo.

Fonte: Modificado de BENHABIB, 2003.

O terceiro tipo de “chatter” é devido ao acoplamento de modo, quando as forças atuando em uma direção causam movimentos em outra direção e vice-versa. Isto resulta em vibrações simultâneas em duas direções acopladas. Fisicamente é causado por uma série de fontes, tais como o atrito nas superfícies de saída e de folga.

Na usinagem, o “chatter” pode ser classificado como sendo do tipo regenerativo na maioria dos casos. No entanto os três tipos são independentes e podem ocorrer simultaneamente, dificultando a análise e a identificação de suas fontes.

2.2.1 Vibrações no torneamento interno

Uma vez que a geração de cavaco é um processo cíclico e a ferramenta de torneamento interno é uma barra em balanço, ocorrem então deflexões cíclicas na ponta da barra de toronar e surgem então problemas com vibrações.

O processo de corte gera basicamente 2 tipos de vibrações: auto-excitadas e forçadas. As vibrações auto-excitadas ocorrem quando, sob certas condições de corte, as frequências dos esforços de corte e as frequências naturais do sistema são próximas. Estas vibrações devem ser evitadas durante a usinagem porque elas degradam severamente a forma e a qualidade da

superfície usinada e podem induzir a elevadas forças de corte que excedem a tensão de ruptura de componentes do sistema de usinagem. Já as vibrações forçadas são causadas pela variação das forças de corte. Este tipo de vibração não costuma ser muito danoso nem à qualidade da superfície nem à vida da ferramenta (PARIS; PEIGNE; MAYER, 2004).

Muitas pesquisas têm por objetivo desenvolver ferramentas mais estáveis, que permitam trabalhar com balanços mais longos. Ferramentas mais estáveis (resistentes ao “chatter”) tornam possíveis usinagens mais profundas e, assim, um menor número de passes ou de operações, resultando também em maior produtividade. Estas ferramentas também combinam melhor acabamento superficial com regimes de usinagem mais intensos e apresentam menor taxa de desgaste da ferramenta devido às reduzidas amplitudes de vibração (RIVIN e KANG, 1992).

Segundo ANDRÉN et al. (2004), o maior nível de vibração se encontra na direção de corte (direção da força tangencial), porém é a vibração na direção radial a responsável pela deterioração do acabamento deixado na peça.

Para variar as direções dos esforços de usinagem de tal maneira a fazer com que os maiores esforços estejam na direção mais rígida (que, no caso do torneamento interno é a direção de avanço), precisa-se ter ângulo de posição da ferramenta próximo a 90° e raio de ponta pequeno. Porém, raio de ponta pequeno exige que o avanço da ferramenta também seja pequeno a fim de que se consiga boa rugosidade da superfície usinada, mas um avanço pequeno significa alto tempo de corte (SANDVIK, 2009). Pode-se entender então que existem vários pontos a serem mais bem entendidos a fim de que se consiga minimizar a vibração da ferramenta sem tornar o corte lento. Para agravar este problema, todas estas variações que forem feitas não devem prejudicar a vida da ferramenta, já que este parâmetro é fundamental para a economia do processo. A Figura 2.14 mostra o efeito de alguns parâmetros na amplitude das vibrações no torneamento interno.

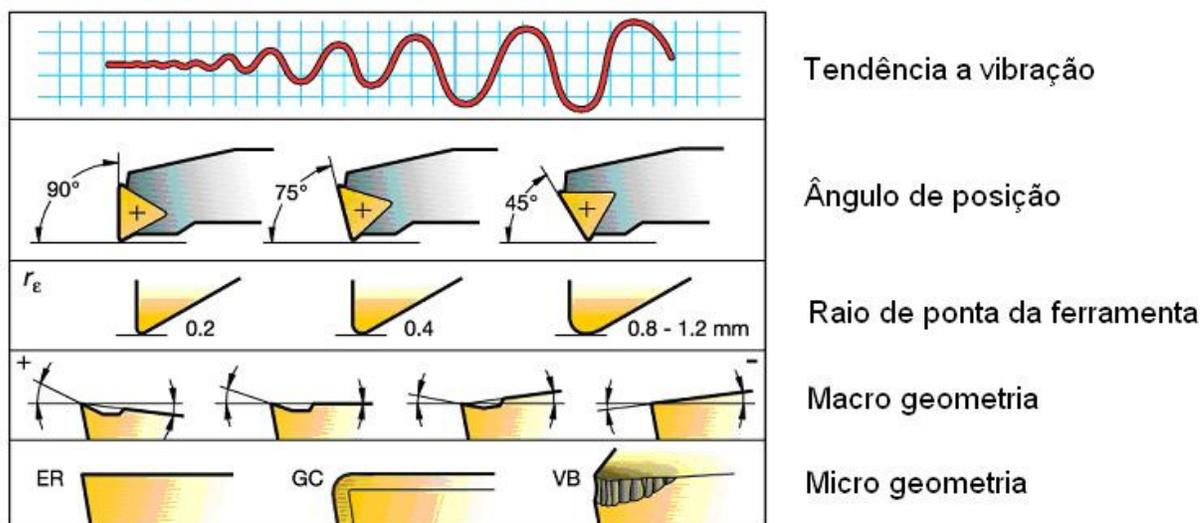


Figura 2.14 - Efeitos de geometria de ferramenta na amplitude de vibração.

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2006.

Na Figura 2.14, macro geometria refere-se às ferramentas com ângulo de saída positivo ou negativo e micro geometria refere-se ao estado da aresta de corte (aresta viva, com chanfro ou mesmo desgastada).

Normalmente, a usinagem interna de furos de diâmetro grande, furos profundos e uma combinação de ambos, exigem soluções das ferramentas em que a estabilidade durante a usinagem é maximizada por meio de combinações de soluções de ferramentas. Além dos pontos básicos (como diâmetro máximo da barra, escoamento eficiente de cavacos, geometria positiva da pastilha, ângulo de posição de 90 graus, formato da pastilha correto, raio de ponta pequeno e aresta de corte aguda), precisam ser consideradas as características especiais de ferramentas, de modo a munir a barra de mandrilar ou toronar interno com todos os recursos contra tendências à vibração, especialmente quando as tolerâncias são estreitas e o acabamento superficial for fundamental (SANDVIK, 2006).

2.2.2 Amortecedores de vibrações

Durante a usinagem, a causa usual de vibrações é a interação dinâmica entre o processo de corte, a estrutura da máquina ferramenta e da própria ferramenta. A fonte é a variação da força de corte gerada entre a ferramenta e a peça. Essa força cria uma torção elástica na estrutura e pode causar deflexão da ferramenta e da peça, o que altera o contato entre elas. Uma perturbação no processo de corte, como por exemplo, um ponto mais duro no material trabalhado, causa uma típica deflexão que altera a força de corte. Assim, pode ocorrer que a vibração inicial seja auto-excitada e entre em fase com a oscilação em um dos modos naturais de vibração da estrutura. Um longo balanço da barra de mandrilar pode ser um ponto fraco na montagem que envolve a máquina-ferramenta, a ferramenta e a peça, sendo uma fonte de vibrações. O aumento do balanço da ferramenta, além de aumentar sua deflexão sob a ação de uma dada força, diminui a faixa de frequência natural, o que facilita que a frequência de excitação da estrutura gerada pelas forças de corte coincida com a frequência natural (SANDVIK, 2006).

Para conseguir suficiente estabilidade de processamento, a taxa de remoção de metal é freqüentemente reduzida ou a ferramenta de corte é trocada por uma com maior módulo de elasticidade (troca de barra de aço por uma de metal duro) ou por uma com amortecimento (barras antivibratórias). Assim, as 4 alternativas mais utilizadas para melhorar o desempenho das ferramentas são (RIVIN e KANG, 1992):

- Uso de ferramentas anisotrópicas com características especiais para as direções de vibração;
- Uso de materiais com elevado módulo de elasticidade e/ou alto amortecimento;
- Uso de amortecedores passivos;
- Uso de meios ativos de controle de vibração.

A adoção de barras com características anisotrópicas limita a aplicação uma vez que o amortecimento é direcionado para uma situação específica.

O aumento da rigidez da ferramenta por meio de materiais com maior módulo de elasticidade e maior coeficiente de amortecimento pode ser explicado pela equação da deflexão de uma barra cilíndrica (Equação (4)): quanto maior o módulo de elasticidade, menor será a deflexão para uma mesma força, diâmetro da barra e um mesmo balanço. O material de maior módulo de elasticidade mais utilizado para barras de tornear é o metal duro, que possui módulo de elasticidade cerca de 2 a 3 vezes o do aço (SANDVIK, 2009 e MATWEB, 2014), porém custo muito superior.

A Tabela 2.1, apresentada no *ASM Metals Handbook*, mostra como a operação de torneamento interno pode se tornar mais produtiva (com maiores avanços e velocidades de corte) com a mudança do material da barra de mandrilar.

Tabela 2.1 - Diferenças de condições aplicáveis ao torneamento interno com diferentes materiais de ferramentas (Fonte: Modificado de FIELD, KAHLES e KOSTER, 1999).

Variável	Barra de aço	Barra de metal duro
Torneamento de desbaste		
Avanço, mm/rev	0,1	0,2
Velocidade de corte, m/min	180	350
Profundidade de corte, mm	4,8 - 6,4	4,8 - 6,4
Torneamento de acabamento		
Número de passes	2	1
Avanço, mm/rev	0,1	0,1
Velocidade de corte, m/min	150	400
Profundidade de corte, mm	0,8	0,2
Acabamento, μm	3,8	2,3

A utilização de amortecedores tem sido o principal alvo de pesquisas. No entanto, em brocas e barras de torneamento interno, cujos corpos se assemelham a hastes finas e longas, são difíceis do ponto de vista construtivo equipar um absorvedor. Assim, para melhorar a capacidade de amortecimento de uma ferramenta de corte, os absorvedores devem possuir as seguintes características (EMA e MARUI, 1994):

- Tamanho pequeno e construção simples;

- Fácil de montar fora do sistema vibratório principal;
- Livre de ajuste à frequência e amplitude do sistema vibratório principal.

Um sistema antivibratório pré-ajustado da barra consiste principalmente em um corpo antivibratório pesado, com certa massa de inércia, suspensa entre duas buchas de borracha em cada extremidade do corpo. O corpo antivibratório é circundado por um líquido oleoso especial. Se as tendências à vibrações surgirem durante o processo de usinagem com uma barra deste tipo, o sistema antivibratório entrará imediatamente em ação e o movimento da barra será absorvido no sistema de torneamento. Como resultado, a vibração é minimizada e o desempenho de usinagem é mantido ou aumentado. .

De acordo com MEI (2005), um sistema vibra em diferentes modos (harmônicos). Então o sistema de amortecimento utilizado nas barras de torner deve atuar não apenas em um modo de vibrar, mas também em todos os seus harmônicos, pois a supressão de um modo leva à excitação do harmônico.

Outro tipo de amortecedor utilizado é o amortecedor de partículas ou de impacto (EMA; MARUI, 2000). Este tipo de amortecedor consiste em um recipiente contendo milhares de partículas as quais dissipam energia por atrito e por impacto quando o recipiente vibra. O comportamento resultante é altamente não linear, mas pode prover níveis elevados de amortecimento ao longo de um grande intervalo de frequências (SIMS, AMARASINGHE e RIDGWAY, 2005)

A Figura 2.15 a seguir mostra uma simulação do funcionamento de um amortecedor de partículas (LU, LU e MASRI, 2010).

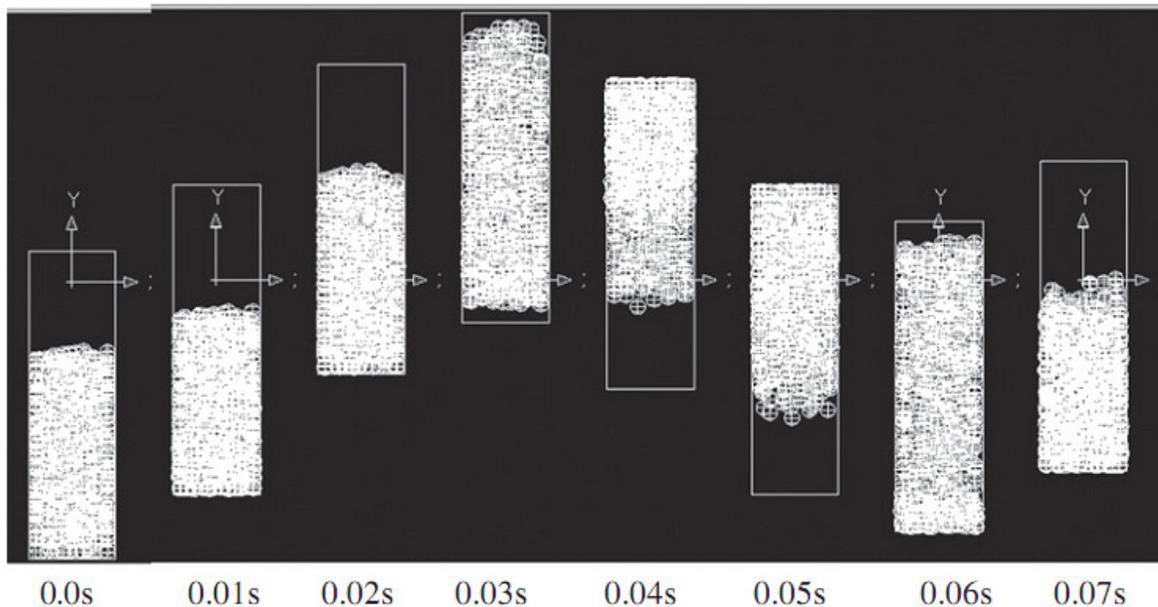


Figura 2.15 - Simulação do funcionamento de um amortecedor por partículas.

Fonte: LU, LU e MASRI, 2010.

A Figura 2.15 pode ser entendida em 2 regimes. O primeiro regime é compreendido no intervalo de 0,00 a 0,05 segundos e corresponde à transferência de quantidade de movimento causado pelo impacto entre as paredes da cavidade com as partículas. No segundo regime é alcançado um amortecimento significativo não somente devido ao elevado número de colisões entre partículas e parede, mas também devido à dissipação de energia mecânica por meio de impacto e atrito.

Segundo Du e Wang (2010), os amortecedores por impacto são caracterizados por sua simplicidade mecânica, insensibilidade à temperatura e degradação, não necessidade de alimentação e baixo custo, além de promover amortecimento efetivo em um grande intervalo de frequências.

Troca de quantidade de movimento e atrito são os principais mecanismos em amortecedores de partículas para balancear choque e vibração da ferramenta. A predominância de um ou outro mecanismo está atrelada às características dinâmicas da usinagem pois, infelizmente, a troca de quantidade de movimento não pode dissipar a maioria da energia de vibração e o atrito só funciona bem para vibração em alta frequência e é prejudicial ao desempenho à baixa frequência.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Uma vez apresentados os fundamentos teóricos relevantes para a realização deste trabalho, a partir deste ponto são relacionados os materiais, equipamentos e todas as informações pertinentes para a condução dos ensaios e da parte experimental.

3.1 Equipamentos

A seguir são apresentadas as informações sobre a máquina-ferramenta e todos os instrumentos utilizados neste trabalho.

3.1.1 Máquina-ferramenta

Todos os ensaios de torneamento do aço endurecido foram realizados no Torno CNC ROMI, modelo Galaxy 20 do Laboratório de Usinagem dos Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP (Figura 3.1). O torno é uma máquina-ferramenta de 2 eixos de programação, com 15kW de potência no eixo-árvore e rotação máxima de 4500 RPM.



Figura 3.1 - Torno CNC ROMI, modelo Galaxy 20.

3.1.2 Microscópio Óptico e Eletrônico

O acompanhamento do desgaste de flanco das ferramentas ao longo de suas vidas (ao longo dos ensaios) foi feito por meio de um microscópio óptico Quimis conectado a uma câmera digital Motic. Para o processamento das imagens obtidas e medição dos desgastes foi utilizado o software Motic Images Plus. A Figura 3.2 mostra a montagem descrita.

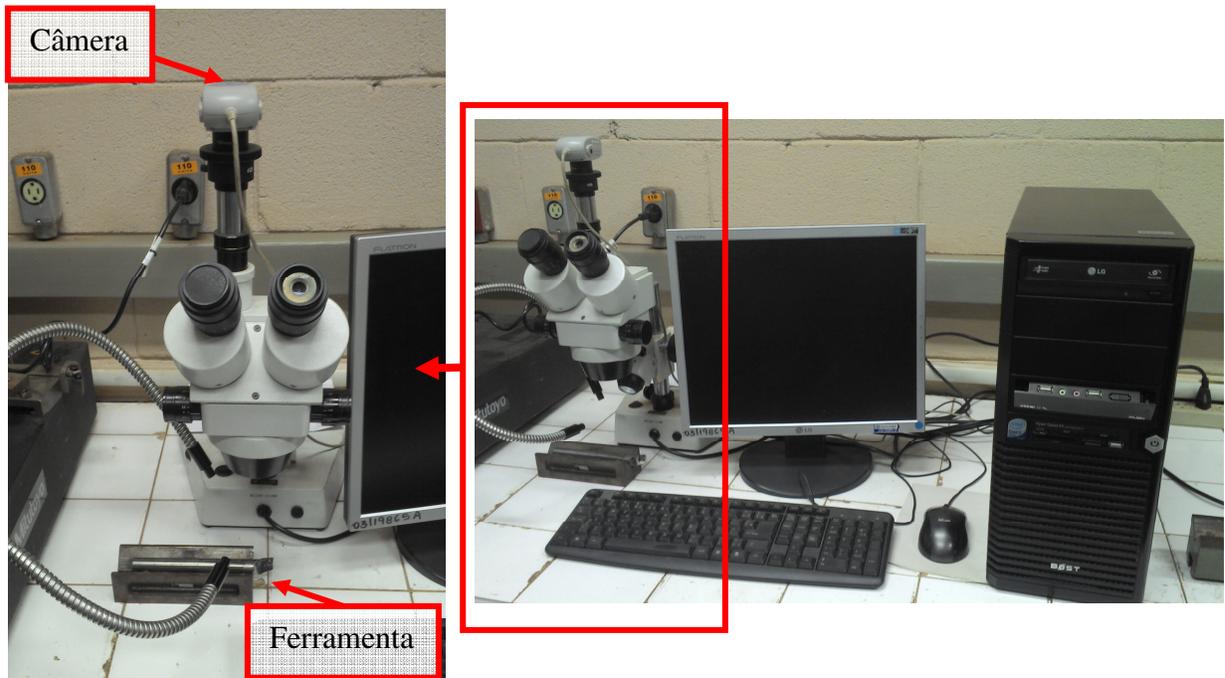


Figura 3.2 - Montagem experimental para medição do desgaste de flanco.

Após os ensaios de vida, as ferramentas desgastadas foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) da marca Zeiss, modelo EVO MA15 do Departamento de Engenharia de Materiais da Faculdade de Engenharia Mecânica, de modo a levantar as hipóteses a respeito dos mecanismos de desgaste atuantes.

3.1.3 Rugosímetro

De forma a aferir o perfil de rugosidade da superfície usinada durante os ensaios preliminares e durante os ensaios de vida da ferramenta, foi utilizado um rugosímetro portátil Mitutoyo, modelo SJ-201P conectado a um computador contendo o software SurfTest para a obtenção dos dados e do perfil de rugosidade. A Figura 3.3 a seguir mostra a montagem experimental para a medição de rugosidade.

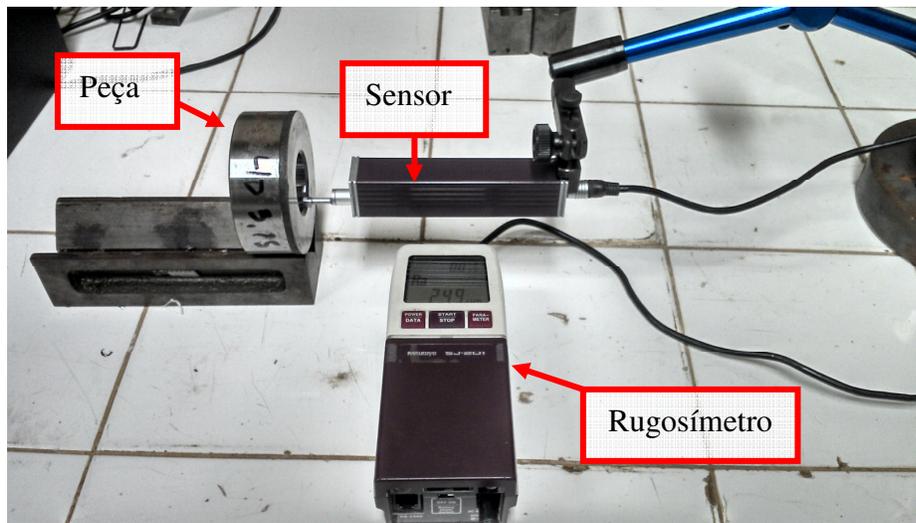


Figura 3.3 - Montagem experimental para medição de rugosidade.

3.1.4 Acelerômetros e acessórios

O cerne deste trabalho consiste na análise da vibração de ferramenta durante a operação de torneamento interno. Para tal fim foram utilizados acelerômetros piezelétricos Brüel & Kjaer, modelo 4500 em conjunto com uma placa de aquisição modelo Photon. A montagem é mostrada na Figura 3.4 a seguir.

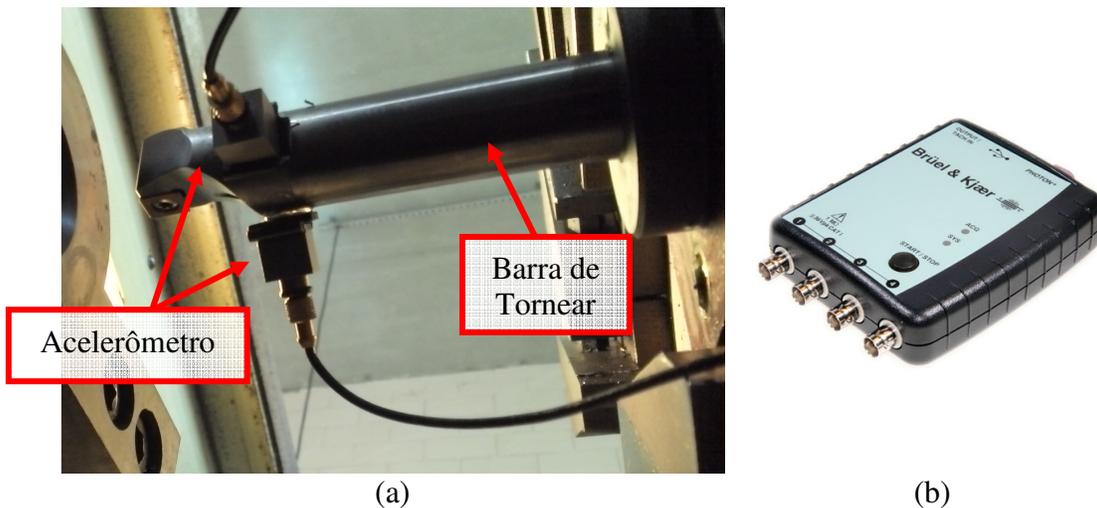


Figura 3.4 - Montagem experimental para aquisição de aceleração (a) acelerômetros presos à ferramenta de torneamento e (b) Placa de aquisição Photon.

Para cada condição do porta-ferramenta (variação de balanço e de material do porta-ferramenta), também foi realizado o teste do martelo de impacto (da fabricante Brüel & Kjaer) de forma a identificar as frequências naturais desse sistema de usinagem. Além dos acelerômetros piezelétricos e a placa de aquisição Photon (também da Brüel & Kjaer).

3.2 Materiais

Este item descreve os materiais e ferramentas utilizados nos ensaios.

3.2.1 Corpos de prova

O aço 4340 utilizado como corpo de prova nos ensaios é um aço muito utilizado na indústria metal-mecânica, com alta temperabilidade para peças de grandes espessuras e alta resistência e indicado para virabrequins de aviões, tratores, caminhões e automóveis, bielas, engrenagens, eixos em geral sujeitos a grandes esforços (ITAPEMA, 2011).

Este aço foi adquirido junto à Gerdau Ltda. A composição química do material é apresentada na Tabela 3.1 a seguir.

Tabela 3.1 - Composição química do material (% em peso).

C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	V	Ti	Al	Cu	P	S	Ceq
0,40	0,25	0,65	0,76	1,68	0,23	0,003	0,002	0,015	0,11	0,018	0,02	0,83

O material foi serrado em discos de diâmetro 76,2 mm e 35 mm de comprimento. Os corpos-de-prova foram então pré-usinados (operações de faceamento, furação e confecção de chanfros) de forma que atingissem as dimensões finais e foram submetidos a um tratamento térmico para elevar sua dureza para cerca de 55 HRC. O tratamento térmico do material foi

realizado pela empresa Bodycote Brasimet S/A. A Tabela 3.2 apresenta os valores de dureza antes e após têmpera e revenimento.

Tabela 3.2 - Valores de dureza antes e após têmpera.

Material	Dureza Vickers
Aço 4340 sem tratamento	204 (12 HRC)
Aço 4340 endurecido	577 (54 HRC)

As dimensões dos corpos-de-prova podem ser observadas na Figura 3.5 a seguir. Como visto nesta figura, o torneamento da peça durante os ensaios era realizado no furo de diâmetro 30 mm. Esta região foi usinada em várias passadas de tal forma que este diâmetro crescia ao longo do ensaio. O maior diâmetro do furo ainda utilizado nos ensaios foi 38 mm, a fim de que não houvesse variação substancial de dureza da região usinada.

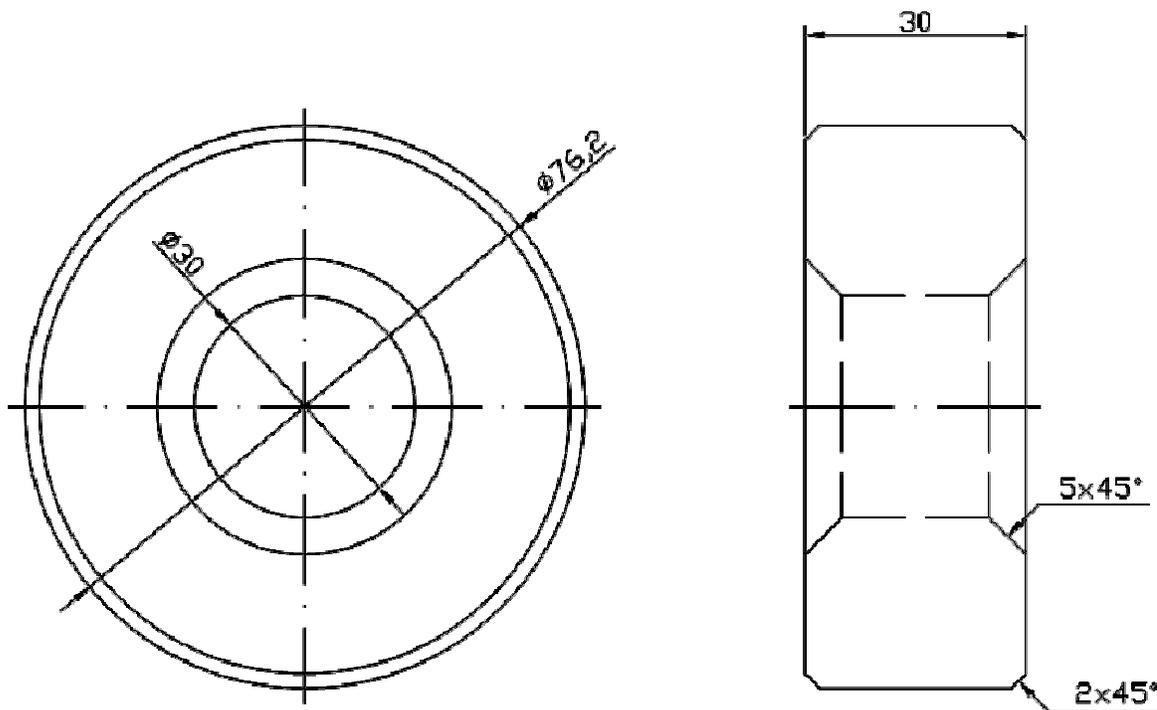


Figura 3.5 - Dimensões dos corpos-de-prova.

3.2.2 Ferramentas de Corte

Um sistema de usinagem geralmente é composto por máquina-ferramenta, sistema de fixação, peça e ferramenta. Quando o foco de uma análise são as vibrações na operação de torneamento interno, a ferramenta é o elo fraco desta corrente. Deste modo, um modo de reduzir as vibrações inerentes ao corte é a correta seleção da ferramenta a ser utilizada.

Foram escolhidos então 2 suportes com diâmetro de 20 mm, fornecidos pela Sandvik Coromant, feitos de aço e de metal duro. Os códigos dos suportes são: E20S-SCLCR 09-R 1M 0903414 (metal duro) e A20S-SCLCR 09-R 1M 0866943 (aço). A Figura 3.6 apresenta um esquema contendo as dimensões destes suportes. As geometrias destes 2 suportes eram idênticas.

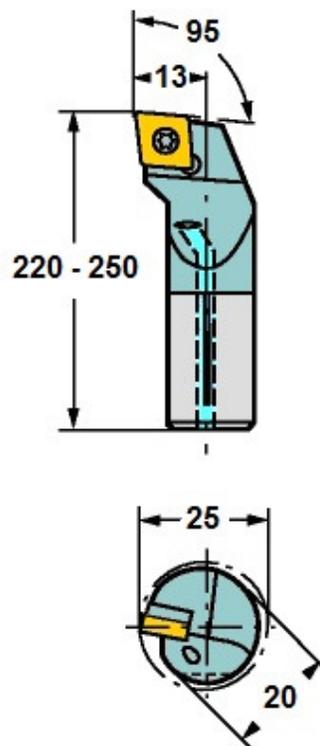


Figura 3.6 - Esquema dos suportes de ferramenta utilizados (dimensões em mm).

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2011.

As barras de aço têm sua aplicação recomendada para cortes no qual o comprimento a ser usinado é até 4 vezes o diâmetro da barra. Já as barras de metal duro, são recomendadas quando o comprimento é até 6 vezes o diâmetro (SANDVIK, 2009). O metal duro possui módulo de elasticidade cerca de 2 a 3 vezes maior que a do aço (SANDVIK, 2009 e MATWEB, 2014) e, portanto, quando submetido à mesma carga em sua ponta, sofre menor deflexão.

Os insertos utilizados possuem base de metal duro e ponta de cBN (como mostrado na Figura 3.7). O código dos insertos utilizados é CCGW09T308S01020F 7015 (classe ISO H10), indicado para operações de acabamento de superfícies lisas de aços endurecidos. Este inserto possui 50% de cBN e fase cerâmica de TiCN e Al₂O₃. Possui menor tenacidade do que os insertos com maior teor de cBN, porém ainda suficiente para a manutenção da integridade da aresta de corte. A vantagem desta classe de CBN em relação à classe com maior teor de cBN é sua maior estabilidade química com o ferro.

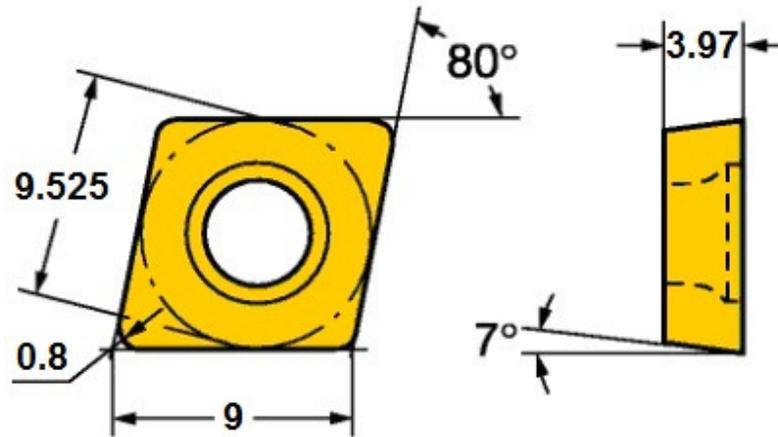


Figura 3.7 - Esquema dos insertos utilizados (dimensões em mm).

Fonte: Modificado de SANDVIK, 2011.

Após a realização dos testes de usinagem, a barra de aço foi modificada para a utilização de um método de amortecimento passivo: amortecedor por impacto de partículas.

A barra foi furada na direção longitudinal e em sua extremidade foi confeccionada uma rosca, de modo a criar um compartimento fechado. O furo possui dimensões de 10,5 mm de

diâmetro e 160 mm de comprimento. Foi utilizado um parafuso com rosca métrica, de 12 mm de diâmetro e 25 mm de comprimento para vedar a cavidade.

Esta cavidade foi então preenchida com esferas de aço com diâmetros entre 0,5 e 1,0 mm de diâmetro, de acordo com a equação a seguir.

$$m = xV_{cav}\rho_{aço} \quad (5)$$

Onde, m é a massa de esferas de aço a serem inseridas na cavidade, x é a porcentagem do volume da cavidade a ser preenchida e ρ é a densidade do aço.

3.3 Planejamento Experimental

Segundo o fabricante das ferramentas (Sandvik Coromant), suportes porta ferramentas para torneamento interno feitos de aço podem ser utilizadas em aplicações nas quais o balanço é até 4 vezes o diâmetro da mesma e as barras de metal duro podem ser utilizadas em aplicações com balanços até 6 vezes o diâmetro. Assim, neste trabalho decidiu-se estudar o efeito de alguns parâmetros na vibração da ferramenta durante o torneamento interno.

Os parâmetros escolhidos foram: balanço da ferramenta, material da barra de torner, avanço e velocidade de corte. Para que o limite superior do intervalo de aplicação fosse definido, testes preliminares foram realizados com o objetivo de determinar o balanço máximo da barra de aço a ser utilizado na matriz experimental. Nestes testes também foram utilizadas condições de corte ($v_c = 360$ m/min e $f = 0,08$ mm/volta) que promoveriam as condições mais críticas para o acabamento superficial dentre as condições testadas.

A cada balanço testado, as frequências naturais das 2 barras de ferramenta (de metal duro e de aço) foram medidas, utilizando-se martelo instrumentado e acelerômetros. Tal medição se faz importante para que, posteriormente, fosse possível comparar as principais frequências do espectro de vibração da ferramenta geradas pelo processo de corte com as frequências naturais dos sistemas de usinagem (compostos por torre e ferramenta). Após o levantamento das

frequências naturais, a peça era torneada com profundidade de usinagem de 0,1 mm e com balanços variáveis, em um comprimento de avanço de 12 mm, tendo os acelerômetros presos à barra. A rugosidade das superfícies obtidas com estes cortes foi medida, pois o acabamento era o fator limitante nestes testes. Os resultados destes ensaios foram utilizados para definir o maior valor de balanço das barras de aço e metal duro que ainda geravam um corte estável com rugosidade da peça aceitável para este tipo de operação. O valor limite do balanço obtido com a barra de aço (68 mm) foi utilizado como um dos valores de balanço para os ensaios de vida da ferramenta. O valor limite do balanço obtido com a barra de metal duro (95 mm) foi utilizado nos ensaios complementares, que tinham como objetivo comparar a vida da ferramenta presa em diversas barras fixadas à máquina com seus valores limites de balanço.

Assim foi definida uma matriz experimental fatorial completa, composta de 4 fatores em 2 níveis de variação (2^4), resultando em 16 condições. Cada condição foi replicada uma vez e levou a um total de 32 ensaios de vida da ferramenta. A Tabela 3.3 resume os fatores e o intervalo de aplicação utilizados neste trabalho.

Tabela 3.3 - Variáveis e intervalo de aplicação utilizados.

Variáveis de entrada	Unidade	Símbolo	Intervalo de aplicação
Balanço da ferramenta	mm	L	60 e 68
Material da barra de tornear	-	-	Aço e metal duro
Avanço	mm/rev	f	0,06 e 0,08
Velocidade de corte	m/min	v_c	300 e 360

O intervalo de aplicação para o balanço da ferramenta foi determinado conforme o apresentado. Nota-se que os limites inferior e superior do intervalo são equivalentes à relação L/D igual a 3 e a 3,4 respectivamente e são valores inferiores aos propostos pelo fabricante.

Os avanços utilizados são característicos de operações de acabamento e o limite superior utilizado na velocidade de corte foi selecionado por meio de testes, de modo que a menor vida de ferramenta promovesse 15 minutos de corte. Assim, as 16 condições são apresentadas na Tabela 3.4 a seguir.

Tabela 3.4 - Condições de usinagem.

Condição	Material da barra	Balanço [mm]	Avanço [mm/rev]	Velocidade de corte [m/min]
C1	Aço	60	0,06	300
C2	Aço	60	0,06	360
C3	Aço	60	0,08	300
C4	Aço	60	0,08	360
C5	Aço	68	0,06	300
C6	Aço	68	0,06	360
C7	Aço	68	0,08	300
C8	Aço	68	0,08	360
C9	Metal Duro	60	0,06	300
C10	Metal Duro	60	0,06	360
C11	Metal Duro	60	0,08	300
C12	Metal Duro	60	0,08	360
C13	Metal Duro	68	0,06	300
C14	Metal Duro	68	0,06	360
C15	Metal Duro	68	0,08	300
C16	Metal Duro	68	0,08	360

Após a realização destes ensaios (C1 a C16), o suporte de aço foi preparado como apresentado no item 3.2.2. A cavidade foi preenchida com massa de esferas equivalente a 20% e 30% de seu volume.

O procedimento então foi semelhante ao dos ensaios preliminares, isto é, determinou-se o máximo valor possível para o balanço da barra com furo parcialmente preenchido por esferas de aço. Ensaios de vida foram então conduzidos para esta nova configuração. A velocidade de corte utilizada foi de 360 m/min, avanço de 0,08 mm/rev e profundidade de usinagem de 0,1 mm.

3.4 Procedimento Experimental

As condições de corte e de setup (balanço da ferramenta) foram testadas em dois ensaios de usinagem distintos: vida de ferramenta e aceleração

3.4.1 Ensaios de vida de ferramenta e de aquisição do sinal de aceleração

Em cada ensaio de usinagem, a ferramenta executava seguidos passes em torneamento longitudinal até que o critério de fim de vida fosse alcançado: desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) de 0,2 mm. Cada condição foi repetida 2 vezes.

O avanço da ferramenta sobre o corpo de prova se dava em uma direção paralela ao eixo Z da máquina-ferramenta. A cada passe, a posição na direção X era incrementada em uma profundidade de usinagem (a_p) de 0,1 mm. A Figura 3.8 ilustra de forma esquemática, o ensaio de vida da ferramenta.

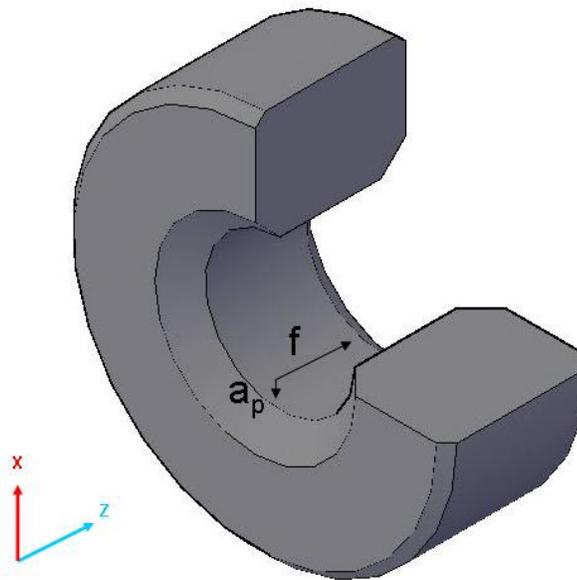


Figura 3.8 - Ensaio de vida da ferramenta.

Para que não houvesse danos ao inserto por conta de sua elevada dureza e fragilidade, a peça foi chanfrada tanto na entrada quanto na saída.

Durante os ensaios de vida (a cada 3 minutos de corte, aproximadamente), a usinagem era interrompida para que fossem realizadas medições de desgaste de flanco e de rugosidade. Após o valor limite do desgaste de flanco ter sido atingido, as ferramentas foram levadas ao Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV) para uma análise mais detalhada da região desgastada.

Também foram realizadas medições do sinal de aceleração (nas direções radial e tangencial ao corte) no início e final da vida da ferramenta. Estas medições tiveram por finalidade a obtenção dos espectros de frequência e das principais frequências de vibração da ferramenta. A aquisição da aceleração tem por finalidade obter os dados relativos à vibração da ferramenta durante a usinagem. No entanto, devido à presença dos acelerômetros afixados no suporte, o corte para medição da aceleração foi realizado em um comprimento de apenas 12 mm (como mostra a Figura 3.9 a seguir).

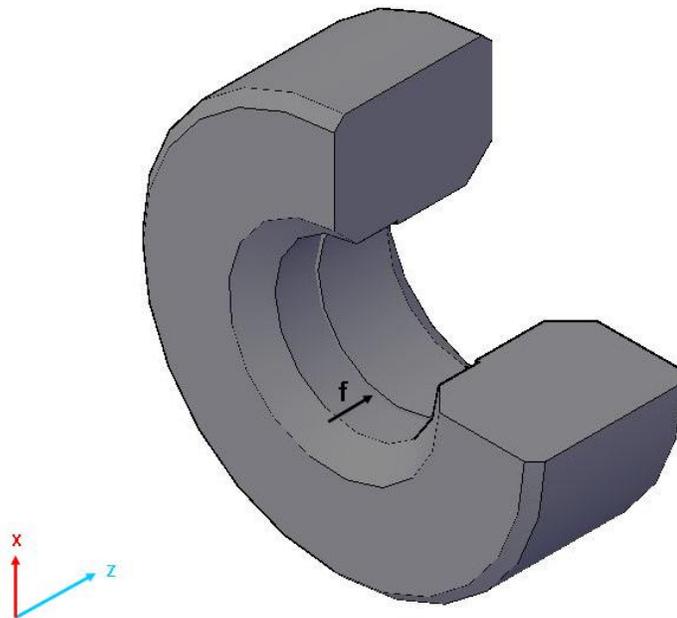


Figura 3.9 - Ensaio de aquisição de aceleração.

Os movimentos de usinagem foram os mesmos dos utilizados nos ensaios de vida, bem como as condições de usinagem, porém para estes ensaios foram utilizados insertos novos e em fim de vida. A taxa de aquisição utilizada foi de 10 kHz.

3.4.2 Medição do desgaste de flanco e determinação da vida da ferramenta

Ao longo dos ensaios de usinagem, a operação era interrompida a cada 3 minutos de corte (aproximadamente) para que fosse medido o desgaste da ferramenta no microscópio óptico. A superfície de folga era fotografada e o desgaste de flanco máximo ($VB_{Bmáx}$) era medido, conforme apresenta a Figura 3.10 a seguir.

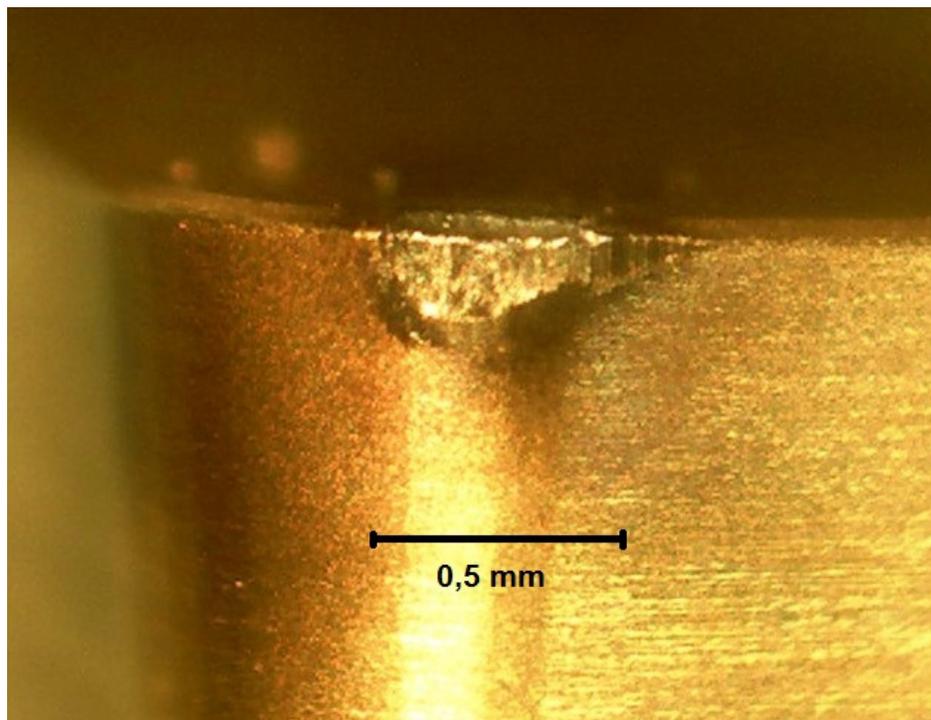


Figura 3.10 - Medição de desgaste de flanco máximo.

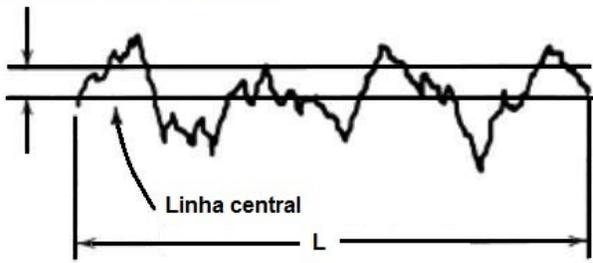
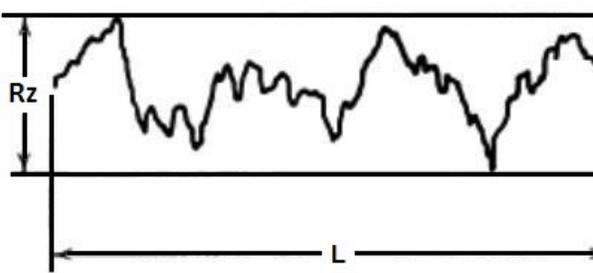
Este procedimento era repetido até que o $VB_{Bmáx}$ atingisse o valor de 0,2 mm. Apesar de o acabamento ser fundamental para a substituição da retificação pelo torneamento de materiais endurecidos, o desgaste de flanco foi escolhido como critério de fim de vida. Isso se dá pois o acabamento poderia ainda ser considerado bom mesmo próximo ao fim de vida do inserto. Além disso, acima desse valor limite de 0,2 mm, a afiação da aresta, que usualmente é feito quando esta ferramenta é utilizada em processos industriais devido ao seu alto preço, ficaria prejudicada.

3.4.3 Medição de rugosidade

Para que fosse quantificado o acabamento obtido no torneamento, foi utilizado um rugosímetro de contato (mostrado no item 3.1.3). Este instrumento realiza a medição de diversos parâmetros, dentre eles foram dados destaques ao desvio aritmético médio do perfil (R_a) e à altura máxima do perfil (R_y). A definição sobre estes termos é apresentada na tabela 3.5 a seguir.

Tabela 3.5 - Parâmetros de amplitude mais comuns em perfis de rugosidade.

Fonte: Modificado de Field, Kahles e Koster (1999) e NBR ISO 4287:2002.

Definição	Equação Característica	Esquema Representativo
Média aritmética dos valores absolutos de amplitude em perfil de rugosidades	$R_a = \frac{1}{L} \int_{x=0}^{x=L} y dx$	<p>Desvio Aritmético médio</p> 
	Desvio Aritmético Médio do Perfil Avaliado (R_a)	
Distância entre o extremo superior e inferior do perfil de rugosidades, também conhecido por $R_{máx}$...	
	Altura máxima do perfil (R_z)	

A desvio médio do perfil é o parâmetro mais comumente utilizado na indústria para medição de acabamentos obtidos por operações de usinagem. Já a rugosidade máxima é o parâmetro mais adequado a ser avaliado quando o componente está sujeito à tensões mais elevadas, por indicar locais preferenciais para o surgimento e propagação de trincas.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

A seguir são apresentados os resultados obtidos nos testes realizados. Os mesmos são divididos em: resultados preliminares, resultados de matriz experimental e amortecedores passivos.

4.1 Resultados Preliminares

Os resultados em seguida são considerados preliminares, pois foram fundamentais para a definição do valor máximo de balanço de ferramenta utilizado na matriz experimental definitiva, utilizada nos ensaios de vida da ferramenta.

4.1.1 Determinação dos Balanços de Ferramenta

Uma vez que uma das metas do torneamento duro é a substituição da operação de retificação por operações de torneamento, o acabamento superficial da peça a ser obtido por esta última deve ser no mínimo equiparável à primeira.

No caso do torneamento interno, o balanço da ferramenta é, em conjunto com os parâmetros de corte, fator fundamental para a obtenção de bom acabamento. Assim, a Figura 4.1 traz o comportamento do desvio médio do perfil (R_a) em função do balanço (L - comprimento da ferramenta para fora da torre da máquina) para os dois materiais de barra de tornear testados.

Rugosidade Média x Material da Barra

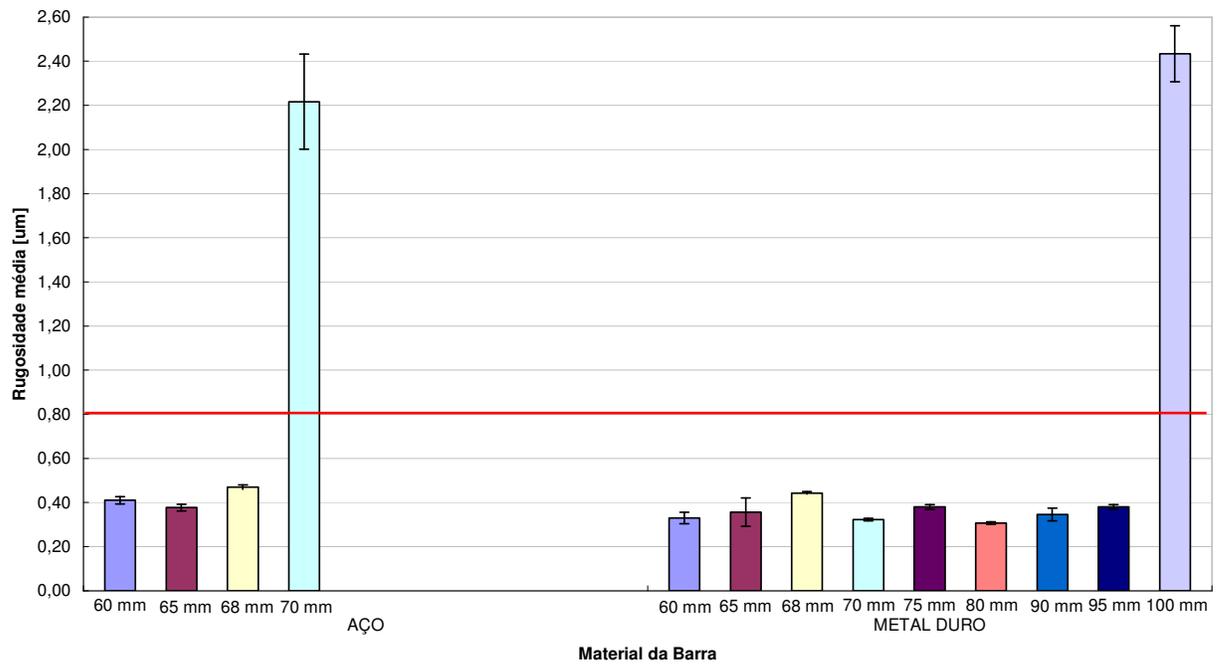


Figura 4.1 - Desvio médio do perfil (Ra) em função do balanço para barras de aço e de metal duro.

Uma vez que o desvio médio do perfil pode mascarar a forte influência da ocorrência de picos e vales, a Figura 4.2 mostra os valores de rugosidade máxima (Ry), obtidos no mesmo ensaio.

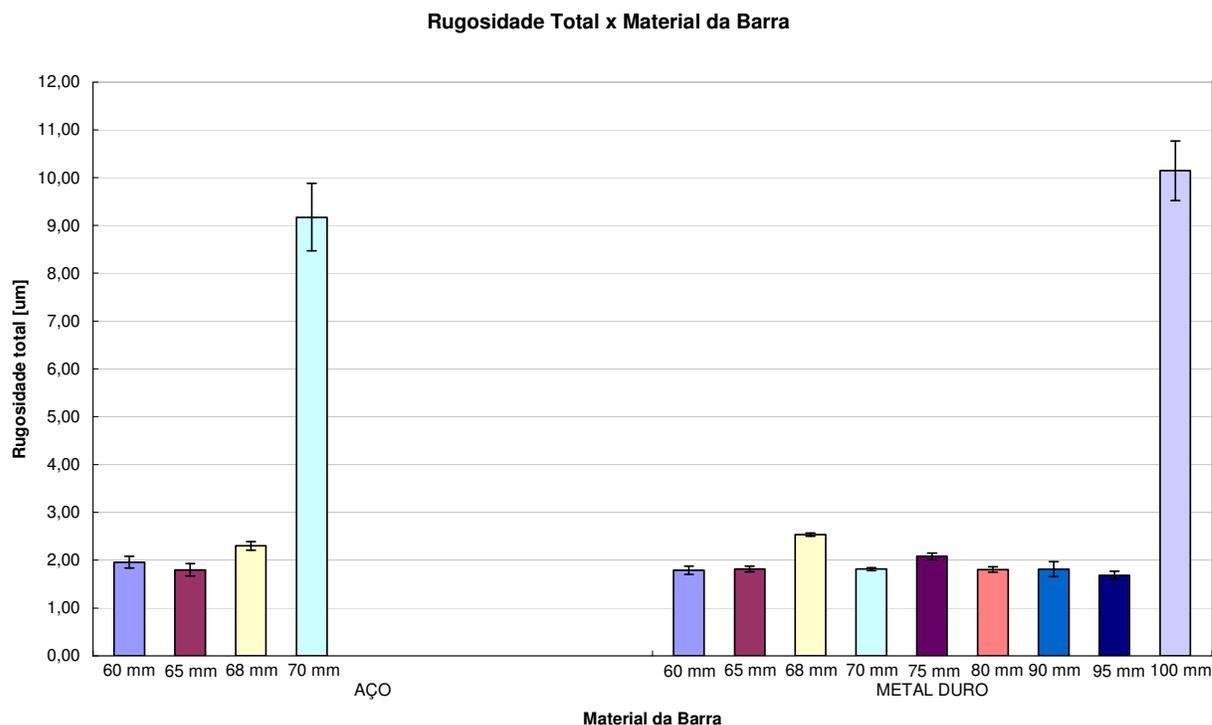


Figura 4.2 - Rugosidade total (R_y) em função do balanço para barras de aço e de metal duro.

A partir das Figuras 4.1 e 4.2, é possível observar que a operação de retificação pode ser substituída pela operação de torneamento duro com resultados satisfatórios quando o acabamento superficial for preponderante. Os valores de desvio médio do perfil obtidos ficaram acima do valor de rugosidade teórica ($0,26 \mu\text{m}$, de acordo com a Equação (2)), porém ainda abaixo de $0,8 \mu\text{m}$ (valor usual obtido em retificação).

Nota-se ainda que o balanço máximo a ser utilizado em barras de toronar feitas de aço é de 68 mm ($L/D = 3,4$), pois quando o balanço é aumentado para 70 mm ($L/D = 3,5$) há uma expressiva piora no acabamento superficial. Nas barras de toronar feitas de metal duro, esta deterioração do acabamento só ocorre quando o balanço da ferramenta é de 100 mm ($L/D = 5$). Este maior valor do balanço limite da ferramenta obtido com o metal duro deve-se, principalmente, ao seu maior módulo de elasticidade, que faz com que a ferramenta deste material flexione menos com um mesmo balanço sob a ação da mesma força.

Há que se notar também que, para valores de L menores do que aqueles em que houve o crescimento súbito da rugosidade, o crescimento do balanço não influenciou a rugosidade. Para L até 68 mm para barras de aço e até 95 mm para barras de metal duro, os valores de R_a ficaram

todos entre 0,3 e 0,5 μm sem nenhuma tendência de crescimento. Além disso, até $L = 68$ mm, não existe diferença entre as rugosidades obtidas com ferramentas com barras de aço e de metal duro. Isto aponta para o fato de que, até o balanço de 68 mm, a maior deflexão obtida com a ferramenta com barra de aço não foi suficiente para fazer com que a rugosidade fosse maior que aquela obtida com a barra de metal duro. Logicamente, além desta análise de deflexão da ferramenta e sua influência na rugosidade, uma análise dinâmica de sua vibração durante a usinagem com os diversos balanços também será feita e será mostrada no item 4.1.2.

Deste modo, para que a matriz experimental não fique desbalanceada, o valor máximo de balanço a ser empregado nos ensaios definitivos de vida da ferramenta é de 68 mm para as barras de aço e de metal duro.

A Figura 4.3 a seguir apresenta o aspecto macroscópico de superfície usinada com o balanço menor que aquele que propiciou crescimento súbito do valor de rugosidade (chamado a partir daqui de corte estável) e com L igual ao que causou crescimento súbito do valor da rugosidade (chamado a partir daqui de corte instável).

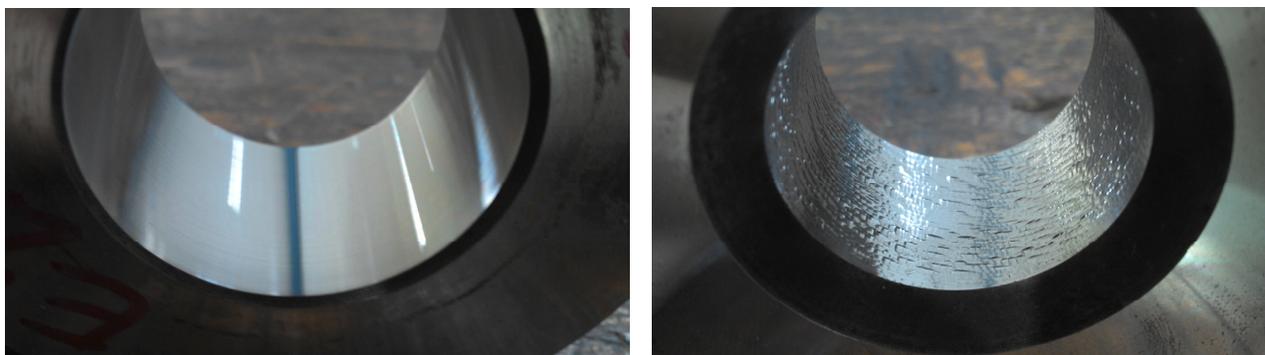


Figura 4.3 - Superfície gerada com (a) corte considerado estável e (b) corte considerado instável, no qual o acabamento foi fortemente deteriorado.

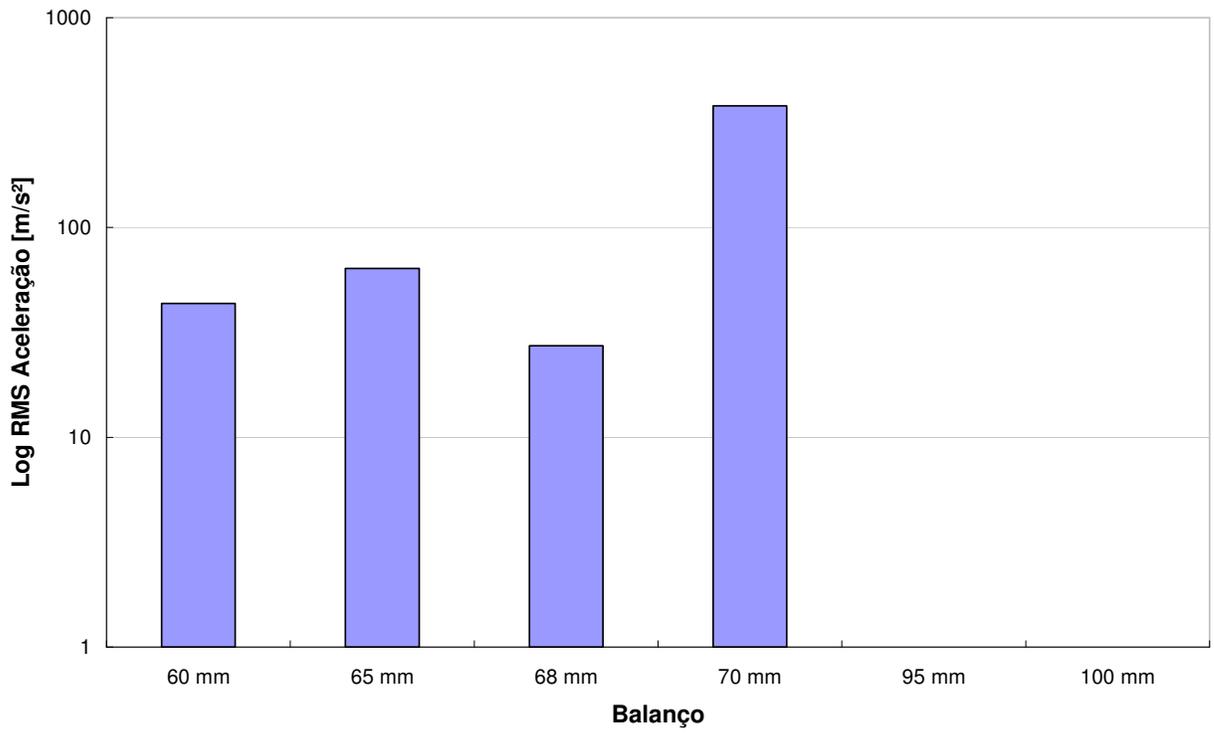
Com base na literatura e nas imagens apresentadas, este tipo de acabamento caracteriza a presença de vibrações excessivas durante a usinagem.

Além disso, os parâmetros de corte foram mantidos constantes durante a realização destes ensaios preliminares. Os elevados valores de rugosidade quando o balanço é máximo são causados pela excessiva vibração durante o corte. Para confirmar isto, a vibração da ferramenta foi também monitorada e uma análise dos resultados é mostrada a seguir.

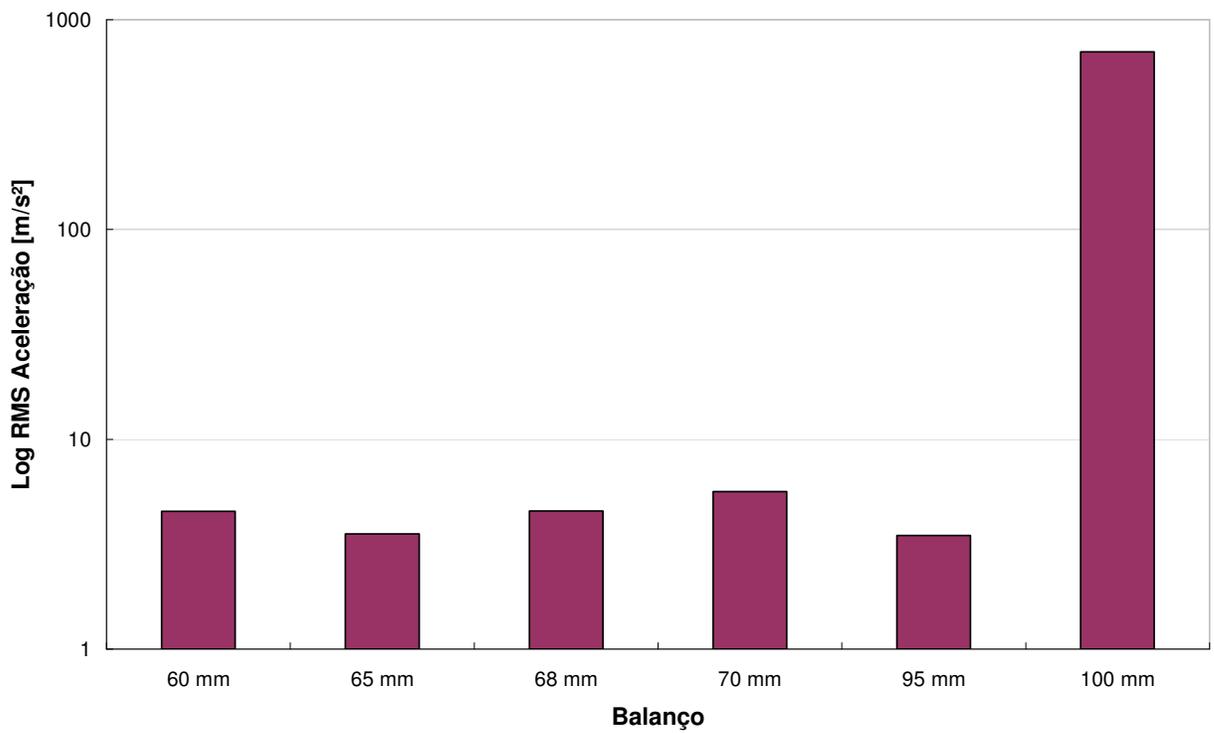
4.1.2 Influência do Balanço da Ferramenta em sua Aceleração (vibração) nos domínios de tempo e frequência

A direção radial na operação de torneamento interno é a que mais interfere no acabamento da superfície. Qualquer movimentação no sentido radial da ferramenta influencia a rugosidade e a tolerância dimensional da peça. Assim, a seguir é feita uma análise mais minuciosa dos resultados de aceleração nesta direção, obtidos com acelerômetro preso ao porta-ferramenta, de tal maneira a medir a vibração do mesmo na direção radial da peça tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência.

A Figura 4.4 a seguir apresenta os valores quadráticos médios (RMS) do sinal bruto de aceleração para barras de aço e de metal duro, com variações no balanço das mesmas. Os valores são apresentados em escala logarítmica para evidenciar a disparidade entre a amplitude dos sinais do corte considerado estável e do considerado instável.



(a)



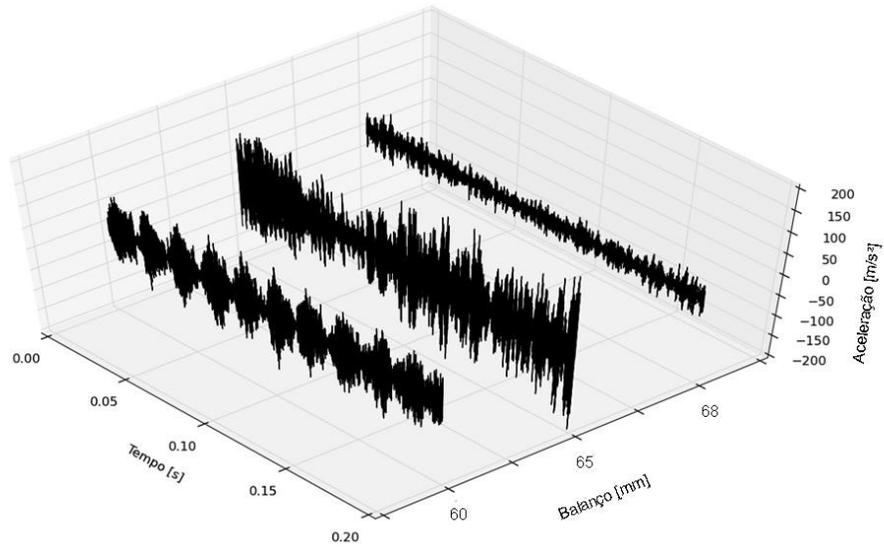
(b)

Figura 4.4 - Valores RMS de aceleração para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro, para diferentes balanços.

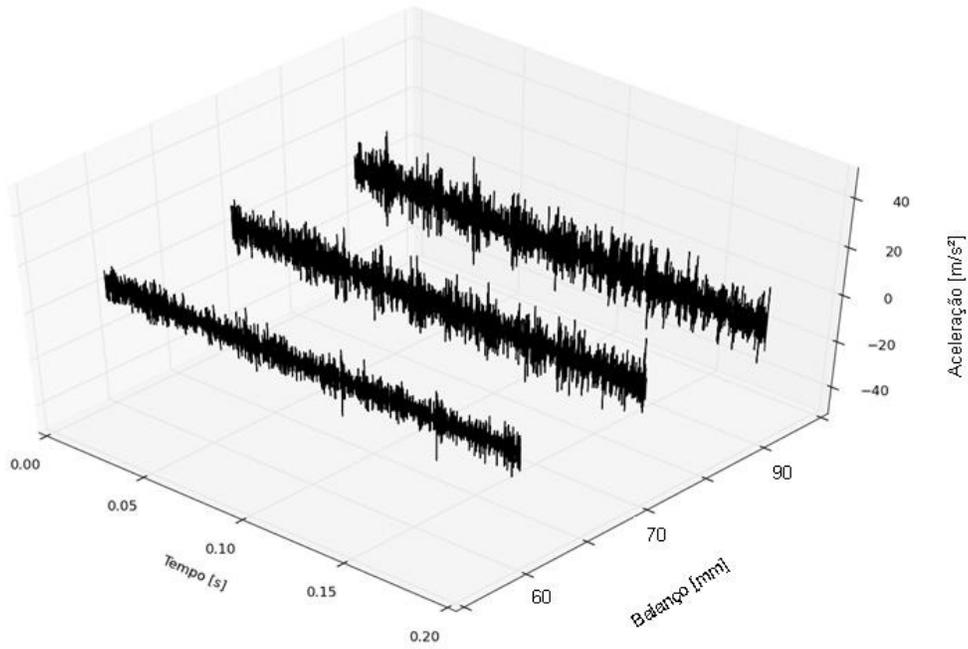
O aumento do balanço da ferramenta não causa elevação considerável da amplitude de vibração da ferramenta (e conseqüentemente da rugosidade) antes que seja atingido um valor limite, a partir do qual ocorre um súbito crescimento da vibração. Esta foi a causa para a rugosidade não ser influenciada pelo balanço da ferramenta até o limite do corte estável. Em outras palavras, enquanto o corte for estável, o balanço da ferramenta pode aumentar sem prejudicar a rugosidade da peça, pois também não influencia substancialmente a vibração da ferramenta. Deste modo, a análise a ser realizada pode ser dividida entre corte estável e instável, pois a diferença dos valores entre os mesmos é considerável (cerca de 3 vezes para as barras de aço e 30 vezes para as barras de metal duro) e dificulta uma visualização e estudo mais detalhado dos demais sinais. Porém, há que se notar que o crescimento súbito da vibração da ferramenta ocorreu nos mesmos valores de balanço em que a rugosidade da peça também cresceu (balanço de 70 mm para barra de aço e 100 mm para barra de metal duro), mostrando que a vibração foi a responsável pelo crescimento da rugosidade da peça quando o balanço limite foi alcançado.

A amplitude do sinal nos balanços que causam a instabilidade de corte é menor na barra de aço e nota-se ainda que o balanço de 70 mm causa a instabilidade no corte realizado com barra de aço, enquanto que ainda permite corte estável em barras de metal duro (cuja instabilidade ocorrerá somente com balanço de 100 mm).

A Figura 4.5 a seguir apresenta os espectros de vibração no corte estável (com L máximo de 68 mm para barra de aço e 90 mm para barra de metal duro).



(a)



(b)

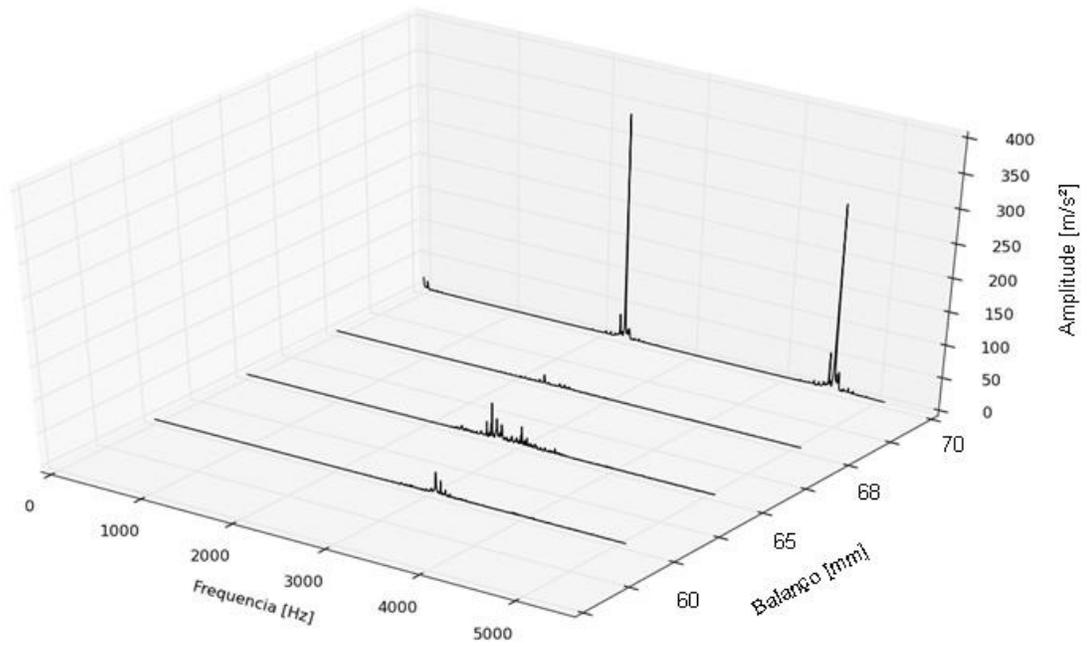
Figura 4.5 - Valores de aceleração no corte estável de (a) barra de aço e (b) barra de metal duro.

Com base na Figura 4.5, observa-se que para os balanços nos quais o corte é estável, as barras de metal duro apresentam amplitude de vibração cerca de 10 vezes menor que as barras de

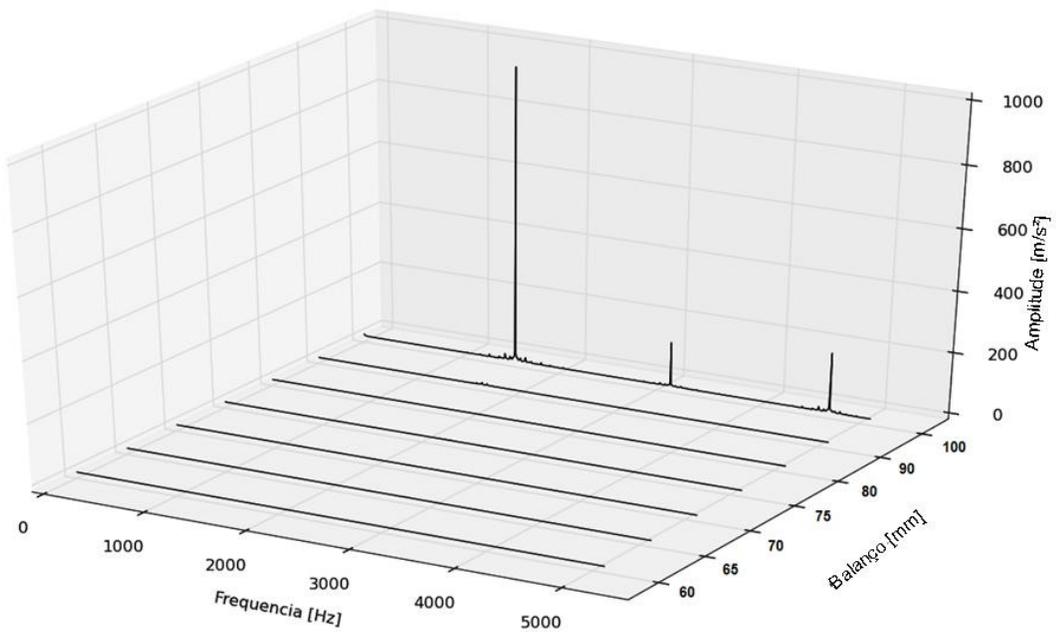
aço (mesmo com balanços maiores). A menor amplitude de vibração está ligada à maior rigidez do metal duro, devido principalmente ao seu maior módulo de elasticidade. Interessante é notar que, mesmo este maior valor de vibração obtido na barra de aço ainda com corte estável não foi suficiente para aumentar o valor da rugosidade da peça, já que, como visto, até o balanço de 68 mm os valores de rugosidade obtidos com ferramentas com barra de aço e de metal duro são similares. Isto leva à conclusão que é necessária a completa instabilidade da ferramenta para que a vibração influencie a rugosidade. Outro ponto que confirma esta conclusão é o fato de que a amplitude de vibração obtida com ferramenta com barra de aço e balanço de 65 mm é maior que a amplitude obtida com balanços de 60 e 68 mm, mas o valor de rugosidade da peça não cresceu com este aumento de vibração.

A análise dos sinais de vibração foi também feita no domínio da frequência para que se possa ressaltar detalhes que porventura não tenham ficado evidentes na análise no domínio do tempo.

Assim, a Figura 4.6 apresenta os espectros de aceleração para as barras de aço e de metal duro no domínio da frequência, com a variação do balanço da ferramenta.



(a)



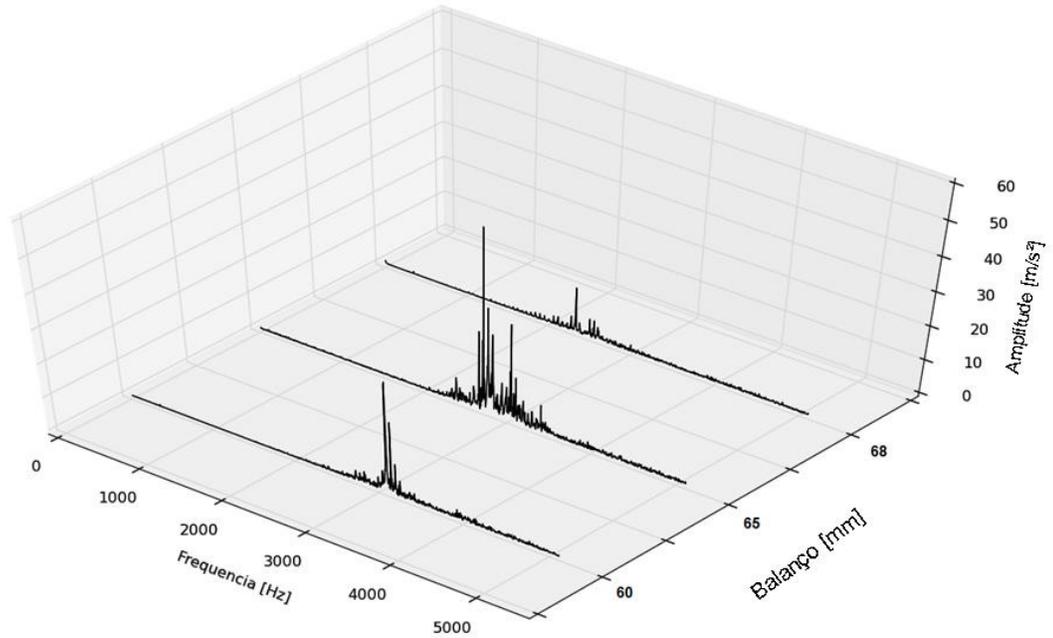
(b)

Figura 4.6 - Espectros de aceleração no domínio da frequência para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro, para diferentes balanços.

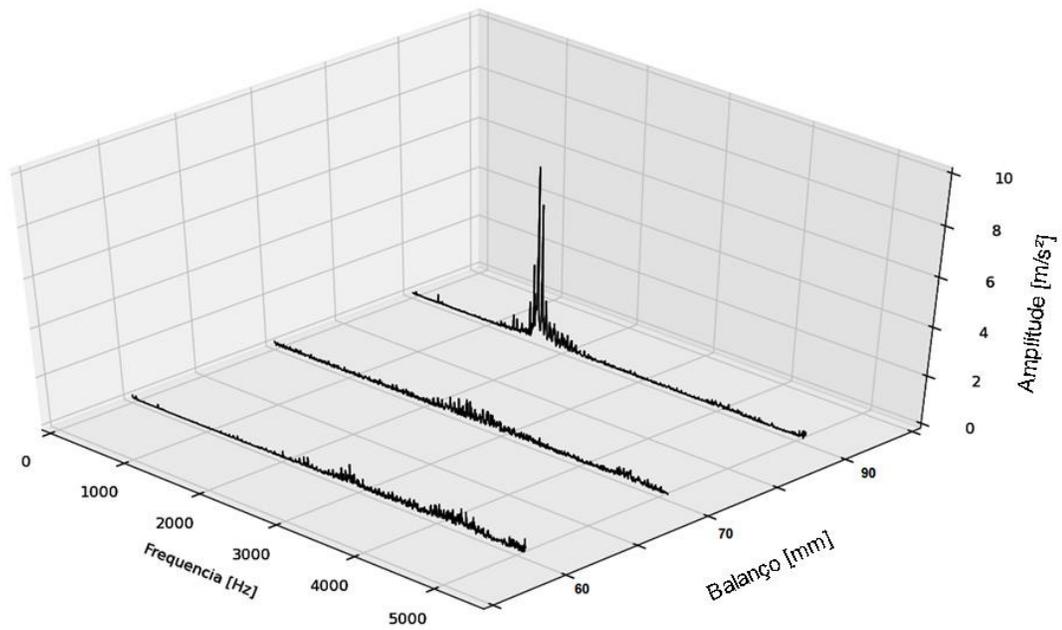
Na Figura 4.6, observa-se novamente que a alta amplitude dos sinais dos cortes instáveis dificulta o estudo do espectro de frequências nos cortes estáveis, já que os sinais dos cortes estáveis quase não aparecem na figura devido ao alto fundo de escala necessário para se mostrar o espectro do corte instável. A magnitude do espectro apresentada pela barra de metal duro é menor nos balanços de corte estável, porém maior quando o corte se torna instável. Os valores de amplitude do sinal nas frequências de pico são maiores para esta barra. Há que se notar, porém, alguns pontos extraídos dos espectros de frequência quando o corte é instável: para a barra de aço, o primeiro pico de excitação ocorreu em frequência menor do que os picos de excitação do corte estável. Além disso, a frequência do pico de excitação diminui à medida que o balanço cresce. Na barra de metal duro, o primeiro pico de excitação ocorreu em frequência menor que para a barra de aço (próximo a 1500 Hz para o metal duro e acima de 2000 Hz para o aço). Esta variação da frequência de pico com o balanço mostra que a frequência de excitação é muito mais dependente da resposta dinâmica da ferramenta ao corte do que da frequência de formação de cavaco.

Outro ponto a ser salientado é a ocorrência de outros picos em frequências que são múltiplas inteiras da frequência do primeiro pico de excitação (harmônicas) nos balanços em que o corte é instável.

A Figura 4.7 mostra os espectros de aceleração para os balanços nos quais o corte é estável.



(a)



(b)

Figura 4.7 - Espectros de vibração no corte estável de (a) barra de aço e (b) barra de metal duro.

Pode-se ver nesta figura que os espectros obtidos para as barras de aço possuem amplitude maior que os obtidos para as barras de metal duro, devido à menor rigidez das mesmas. As barras

de metal duro, para balanços menores que 90 mm, não possuem uma frequência de excitação bem definida durante o corte, porém vibraram com amplitudes similares em uma faixa de frequências acima de 2000 Hz. Somente para o balanço de 90 mm é que houve uma concentração maior do sinal próximo à frequência de 1500 Hz, frequência na qual também ocorreu o primeiro pico de sinal no corte instável. Já na barra de aço, quando o balanço era de 60 mm, ocorreu um pico de excitação em 3000 Hz, quando o balanço era de 70 mm, o pico de excitação ocorreu em torno de 2700 Hz e quando se teve balanço de 68 mm o pico de excitação tinha amplitude menor e ocorreu em torno de 2200 Hz, que foi também a frequência do primeiro pico quando corte era instável.

Para se entender a relação entre balanço, material da barra e frequências de vibração se faz necessária uma análise modal das ferramentas e sua comparação com os espectros de frequência dos sinais de aceleração durante o corte.

4.1.3 Relação entre a Frequência excitada pelo corte e a Frequência natural

As Figuras 4.8 e 4.9 a seguir apresentam comparativos entre a Função Resposta em Frequência (FRF - que indica a frequência natural do sistema) e a Transformada Rápida de Fourier (FFT - que muda o sinal de aceleração do domínio do tempo para o domínio da frequência) do sinal de aceleração obtido com o torneamento do aço endurecido para as barras e para os balanços utilizados. A FRF é representada pela curva em tom mais escuro e a FFT é representada pela curva em tom mais claro.

Tanto para barras de aço quanto de metal duro, tanto a frequência natural quanto a frequência de excitação (ou a faixa de frequência) tendem a ter seus valores máximos diminuídos com o aumento do balanço.

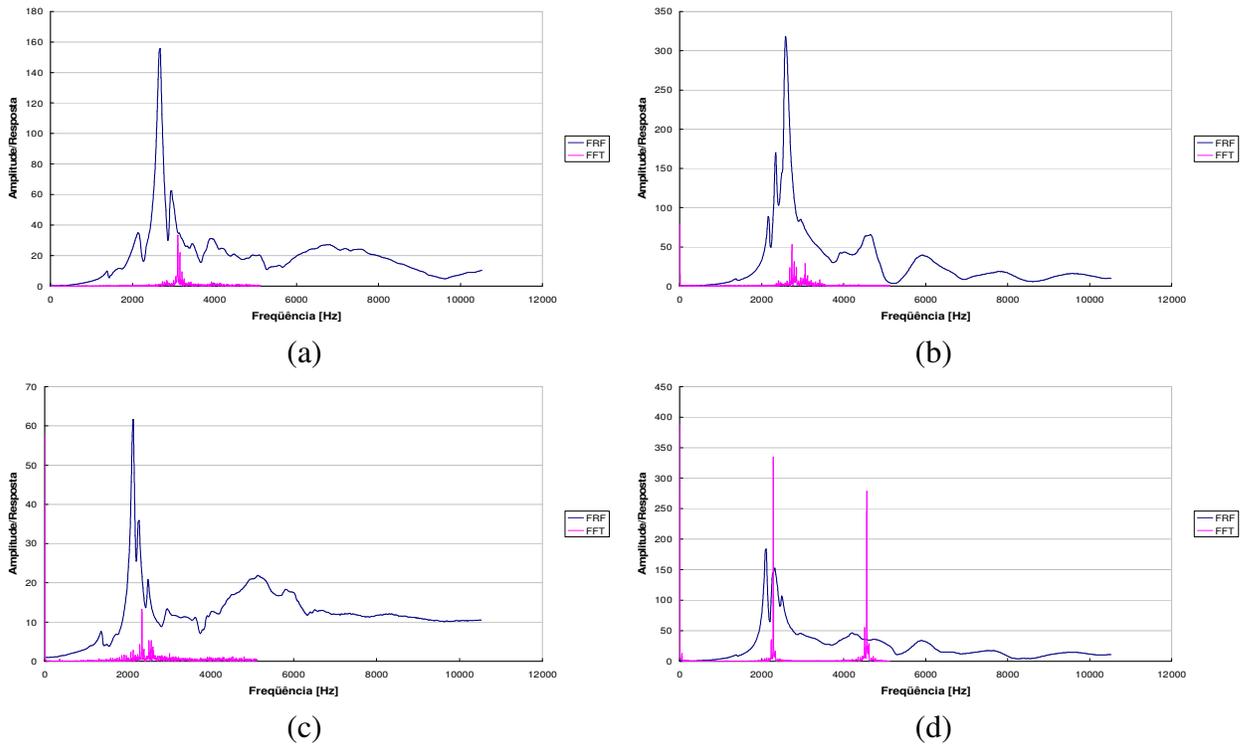


Figura 4.8 - FFT dos sinais de aceleração comparados à FRF em barras de aço em (a) 60 mm, (b) 65 mm, (c) 68 mm e (d) 70 mm.

Para o suporte de aço, o corte se apresentou estável até o balanço de 68 mm. Quando o balanço passou para 70 mm, o corte se tornou instável. A partir da Figura 4.8, observa-se que, para esta condição, a usinagem excita uma frequência que coincide com um pico de frequência da FRF, além de apresentar a excitação de um harmônico. Para os outros balanços da ferramenta, as frequências de excitação geradas pelo corte estão na faixa de frequência natural do porta-ferramenta para o dado balanço (por exemplo, não houve vibração em frequências menores que 1000 Hz), mostrando que a vibração ocorreu principalmente nas faixas de ressonância, isto é, a ressonância incentivou a vibração. No corte instável, esta multiplicação da amplitude de vibração na ressonância foi tal que gerou um harmônico com ainda bastante energia.

A Figura 4.9 apresenta os comparativos semelhantes para a barra de metal duro.

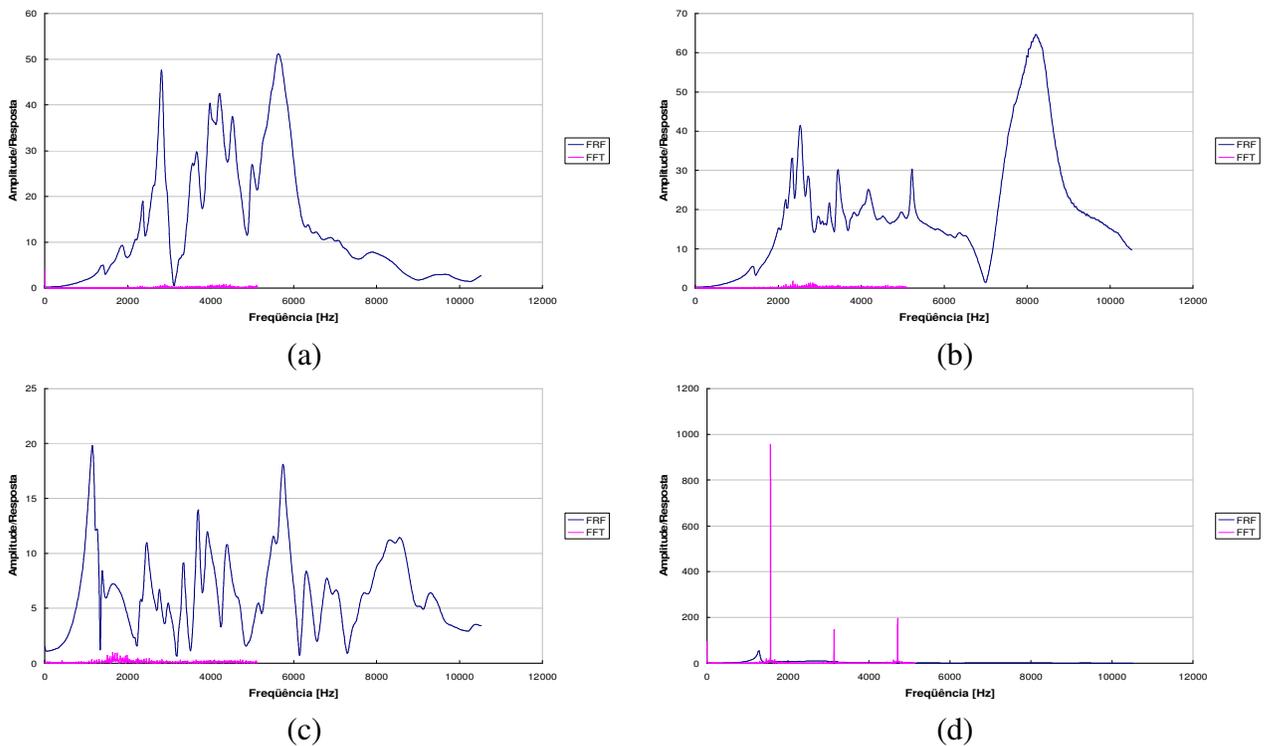


Figura 4.9 - FFT dos sinais de aceleração comparados à FRF em barras de metal duro em (a) 60 mm, (b) 70 mm, (c) 95 mm e (d) 100 mm.

O primeiro ponto que se nota na Figura 4.9 é que as faixas de frequência natural das barras de metal duro até $L = 95$ mm são bastante largas, apresentando vários picos, sendo que o primeiro pico é sempre em frequência similar àquela ocorrida na barra de aço. Isto mostra que a barra de metal duro apresentou-se melhor que a de aço no torneamento de aço endurecido não porque ela tivesse frequência natural mais alta e, assim, precisasse de uma frequência de excitação também alta para que a instabilidade ocorresse. Muito provavelmente ela se mostrou melhor que a barra de aço devido à maior rigidez estática, que fazia com que o deslocamento da barra submetida às forças de corte fosse menor em qualquer frequência. Na barra de metal duro, o corte ainda é estável quando o balanço é igual a 70 mm (que provoca corte instável em barra de aço) e sua instabilidade se inicia para o balanço de 100 mm, comprovando que a barra de metal duro possibilita o torneamento em condições estáveis de furos mais profundos. Novamente é possível observar que, quando o corte é estável, as frequências de excitação geradas pelo corte ocorreram nas faixas de ressonância da ferramenta, mas suas amplitudes foram todas muito pequenas. Quando a instabilidade ocorreu, ela foi tal que encobriu a função resposta em frequência (que quase não aparece na figura devido ao alto valor da amplitude de vibração) e que

gerou dois harmônicos com alta energia. Uma vez que a excitação gerada pelo corte utilizando a relação $L = 100$ mm possui amplitude muito superior à apresentada pela FRF no mesmo balanço, a Tabela 4.1 a seguir traz um comparativo entre as principais frequências na FRF e na excitação gerada pelo corte.

Tabela 4.1 - Comparativo entre frequência natural e frequência excitada.

Balanço [mm]	Frequência Natural [Hz]	Frequência de Excitação [Hz]
60	2812	2895
70	2531	2350
95	1148	1635
100	1289	1570

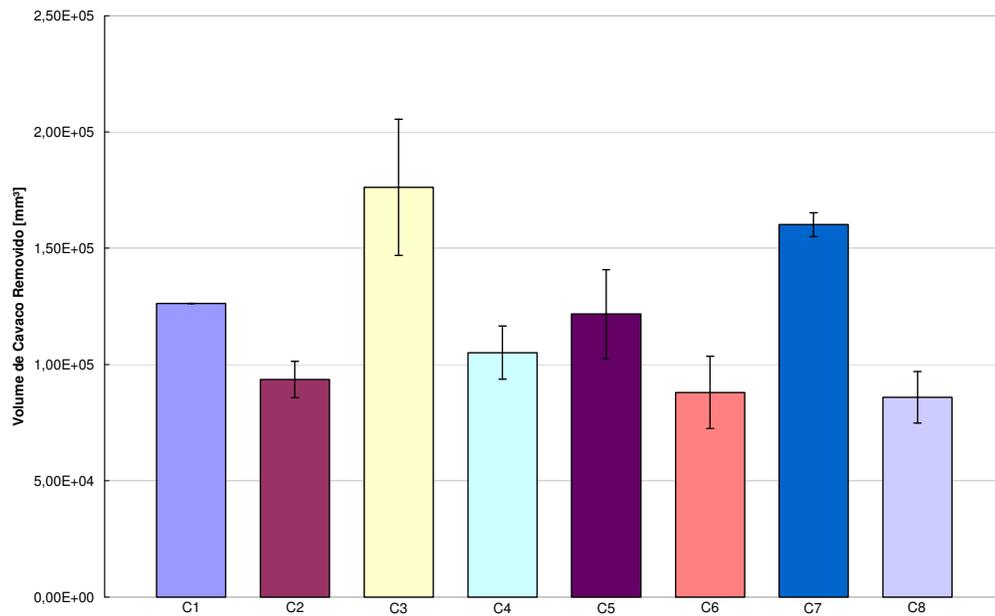
Os resultados preliminares permitem concluir que as barras de metal duro devem ser utilizadas em situações nas quais há a necessidade de um balanço superior ao limite das barras de aço, porém estas também apresentam um limite (balanço igual a 95 mm no caso). Além disso, na faixa de aplicação na qual a barra de aço permite o corte estável, é indiferente a escolha de um material de barra ou outro, pois não há dano para a rugosidade da peça, mesmo que a amplitude de vibração das barras de metal duro seja menor. Resta saber se esta maior amplitude de vibração da barra de aço no corte estável terá influência na vida da ferramenta, que é o que vai se analisar no próximo item.

4.2 Resultados de Matriz Experimental

Determinados os valores de balanço máximo para as barras de aço, os ensaios foram conduzidos e os resultados obtidos são apresentados a seguir.

4.2.1 Vida e Desempenho de Ferramenta

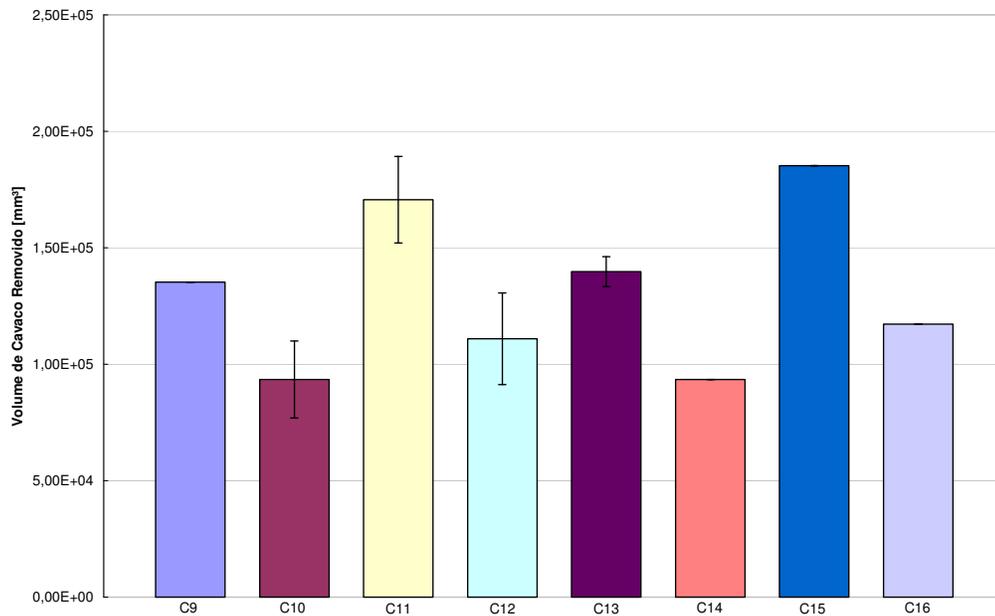
A Figura 4.10 a seguir apresenta a vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido para barras de aço e de metal duro nos diversos balanços, avanços e velocidades de corte testadas. Como visto no capítulo 3, o fim da vida da ferramenta foi atingido quando o desgaste de flanco da ferramenta chegou a 0,2 mm. A utilização do volume de cavaco removido por vida permite uma comparação melhor da vida da ferramenta que o tempo de vida, principalmente em casos em que há variações da velocidade de corte.



C1: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C2: L: 60 mm ; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C3: L: 60 mm ; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C4: L: 60 mm ; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C5: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C6: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C7: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C8: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(a)



C9 : L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C10: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C11: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C12: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C13: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C14: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C15: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C16: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(b)

Figura 4.10 - Vida de ferramenta em termos de volume de cavaco removido para (a) barra de aço e (b) barras de metal duro.

Com base na Figura 4.10 é possível observar que o aumento da velocidade de corte causa diminuição na vida da ferramenta devido às maiores temperaturas de corte alcançadas. O aumento do avanço promove um aumento na vida devido ao efeito combinado de aumento de área na ponta da ferramenta que recebe e dissipa o calor gerado durante a usinagem e ao menor atrito em um mesmo volume de material removido.

Tanto o balanço quanto o material do suporte não apresentam influências significativas devido ao corte ser realizado em condições estáveis.

Para melhor análise, a Figura 4.11 a seguir apresenta as variáveis de influência na vida da ferramenta obtidas por meio de Análise de Variância (ANOVA).

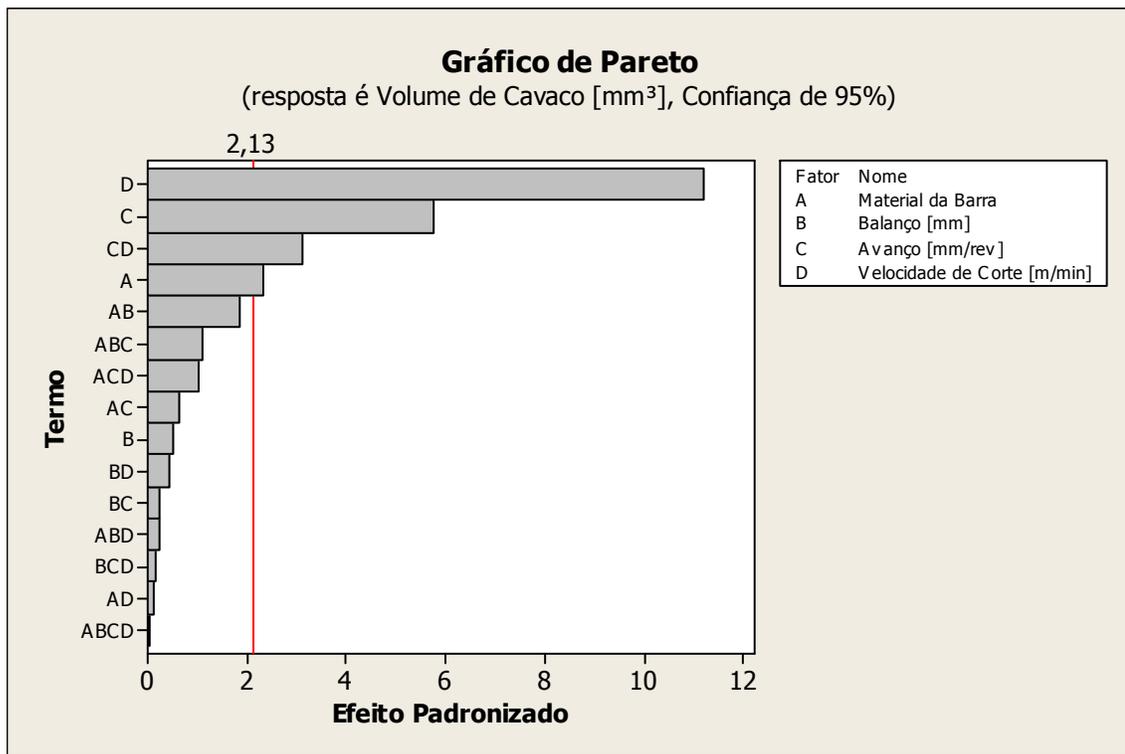


Figura 4.11 - ANOVA da vida de ferramenta em relação ao volume de cavaco removido: diagrama de Pareto.

Com base no diagrama de Pareto apresentado, todo fator cujo efeito padronizado é superior ao valor de referência (2,13 no caso) possui influência significativa na resposta com confiança de 95%. Assim, observa-se que a vida da ferramenta em termos de volume de cavaco removido, é influenciada pela velocidade de corte, pelo avanço e pelo material da barra, nesta seqüência de significância. Vê-se também nesta figura que, para cortes estáveis, a relação L/D (balanço) não influenciou a vida da ferramenta. A Figura 4.12 a seguir apresenta a análise da

influência dos fatores nos valores médios. Nesta figura, quanto maior a inclinação da reta, mais influente é o fator, além de indicar o efeito do fator na variável de resposta.

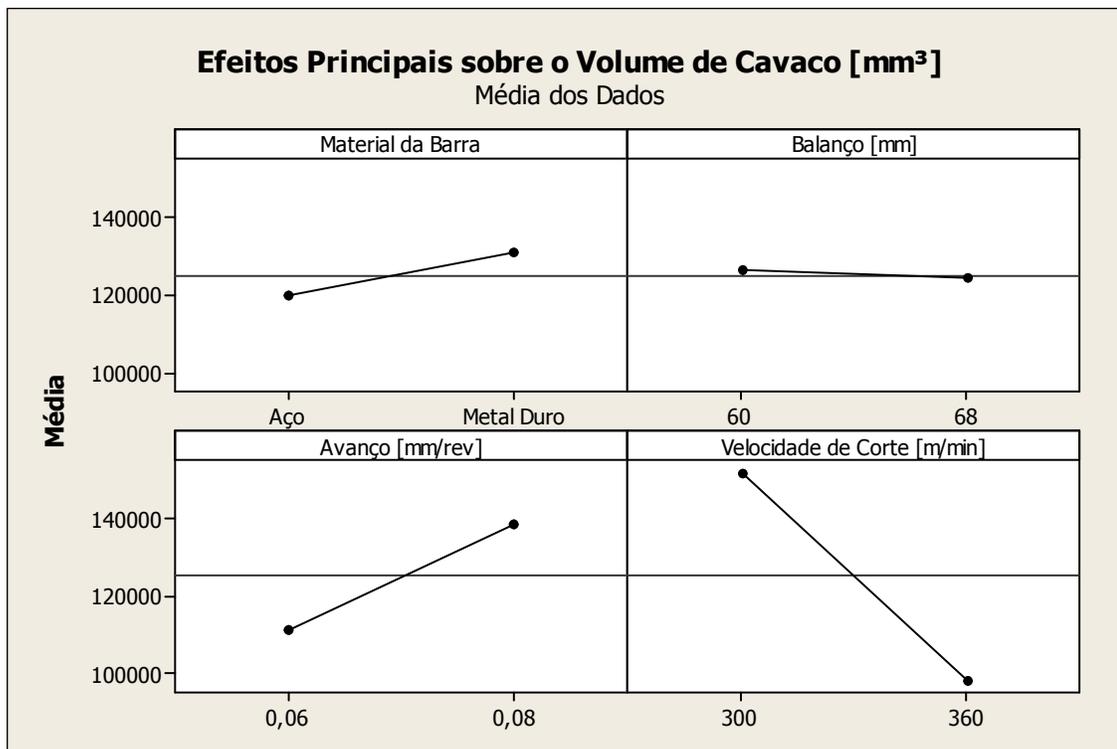


Figura 4.12 - Vida de ferramenta em relação ao volume de cavaco removido: influência em valores médios.

A vida da ferramenta é fortemente afetada pela temperatura, como visto em Diniz et. al (2013). Deste modo, todo fator que provoca aumento de temperatura em usinagem acarretará diminuição da vida. A influência da velocidade de corte foi aquela prevista pela literatura, isto é, seu aumento causa um forte decréscimo da vida já que causa também um aumento da temperatura da ferramenta.

O aumento do avanço utilizado acarreta aumento do volume de cavaco removido por minuto e, assim, aumento do calor gerado, o que supostamente diminuiria a vida da ferramenta. Porém, como a área da secção de corte também aumenta, a temperatura da ferramenta não aumenta na mesma proporção do aumento do calor. Por outro lado, o aumento do avanço diminui a quantidade de revoluções da peça necessária para atingir o mesmo percurso de avanço, fazendo com que seja reduzido o tempo de contato (e conseqüentemente o atrito gerado) entre peça e ferramenta, o que supostamente aumenta a vida da ferramenta. Assim, como a vida da ferramenta aumentou com o avanço, conclui-se que este segundo fator foi preponderante.

A utilização de barra de metal duro promove um ligeiro aumento no volume de cavaco removido. Há que se lembrar aqui que os ensaios preliminares mostraram que, mesmo nos cortes considerados estáveis, a vibração da ferramenta é menor para a barra de metal duro. Este menor nível de vibração foi o causador deste leve acréscimo de vida da ferramenta. Porém, há que se apontar que o material da barra foi a variável significativa de menor influência (ver Figura 4.11), com efeito padronizado pouco acima de 2,13, que é o limite para que esta variável tenha influência. Comparando-se os valores de vida de ferramenta para as 2 barras nas Figuras 4.10 (a) e (b), vê-se que em quase todas elas não existe diferença entre as vidas obtidas com barra de aço e de metal duro para as mesmas condições de usinagem. A barra de metal duro só proporcionou maior vida da ferramenta quando se compara os ensaios C7 com C15 e C8 com C16 (principalmente nesta última comparação), isto é, somente quando se teve o maior balanço e o maior avanço dentre os testados. Em outras palavras, a ferramenta com barra de metal duro só gerou maior vida que a ferramenta com barra de aço, quando se teve a combinação da menor rigidez (devido ao maior balanço) e a maior força de corte (devido ao maior avanço). Baseado nisto pode-se dizer que para cortes estáveis e na faixa testada o material da barra de tornear não influencia ou influencia muito pouco a vida da ferramenta. Com isto, nos balanços da ferramenta em que o corte é estável para a barra de aço (como foi o caso destes ensaios), ela deve ser utilizada ao invés da barra de metal duro, já que é mais barata e seu uso não diminui a vida da ferramenta. Já a variação no balanço da ferramenta não teve influência significativa na vida da ferramenta porque, como também já visto, enquanto o corte é estável, o aumento do balanço não causou aumento da vibração e também não alterou a geração de calor durante o corte (uma vez que a velocidade de corte não se alterou).

4.2.2 Aceleração (vibração) da Ferramenta

Quando uma matriz experimental relativamente grande é aplicada, a interação entre seus fatores não é facilmente observada puramente por meio dos resultados obtidos. Isso é intensificado se a resposta analisada for sensível a diversos fatores como é o caso da vibração da

ferramenta. Para melhor compreensão da influência dos fatores na vibração, a Figura 4.13 traz o efeito das variáveis de entrada nos valores RMS da aceleração da ferramenta.

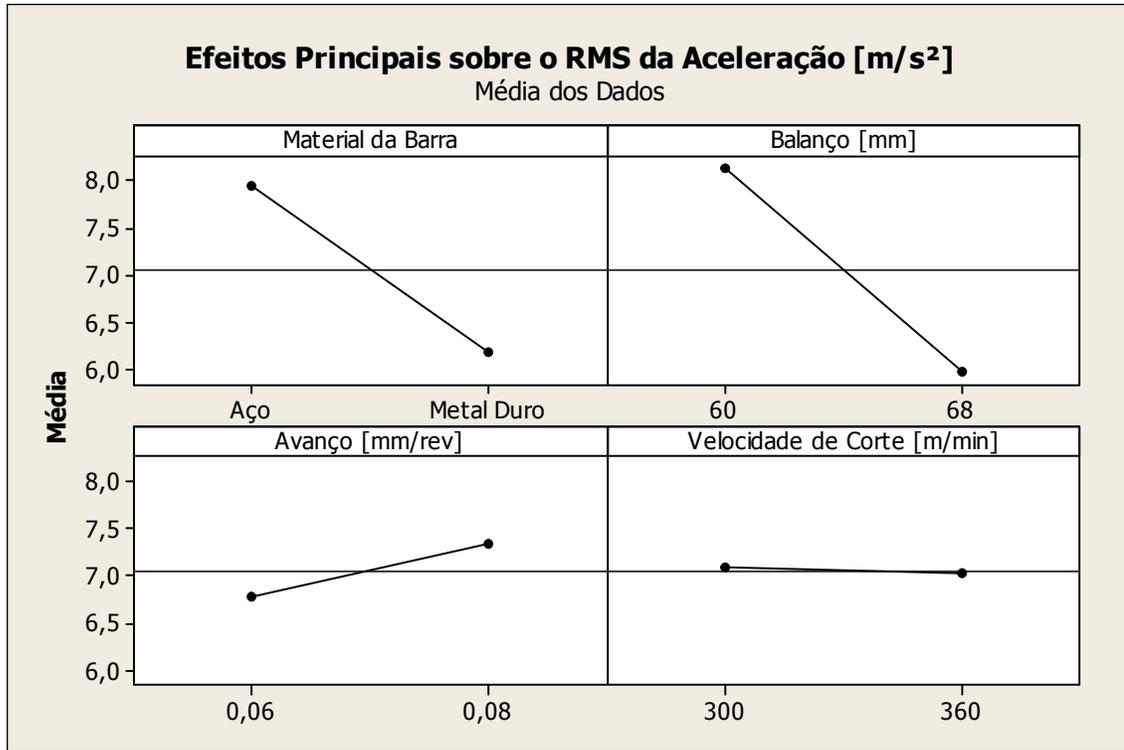


Figura 4.13 - Valores de RMS da aceleração para ferramenta nova: influência em valores médios.

Quanto mais inclinada a curva, mais influente o fator é sobre a resposta (no caso, o valor RMS da aceleração). Deste modo, baseado na Figura 4.13, o material da barra e o balanço são os fatores que mais influenciam na aceleração (vibração), em seguida, o avanço da ferramenta apresenta pouca influência. O efeito da velocidade de corte não é significativo.

A utilização de barras de metal duro proporciona valores menores de vibração devido à maior rigidez das mesmas.

O comportamento da influência do balanço foi oposto ao que se esperava, pois por se tratar de uma barra engastada, o aumento do balanço deveria causar diminuição da rigidez do sistema e, conseqüentemente, acarretar aumento nas vibrações. Na barra de aço, a diminuição nos valores com o crescimento do balanço é pequena (ver Figura 4.4 (a)). Assim a barra de metal duro (com sua elevada variação nos valores RMS de aceleração quando se passou de $L = 60$ mm para $L = 68$ mm – Figura 4.4(b)) é a responsável por este comportamento do balanço. Porém, vale ressaltar que, mesmo com uma maior variação, os valores absolutos de aceleração são

baixos. Ainda mais, o balanço da ferramenta (dentro da faixa de variação entre 60 e 68 mm), mesmo influenciando a vibração, não influenciou a vida da ferramenta, como se viu no item anterior, e também não influenciou a rugosidade da peça, como se viu no item 4.1.

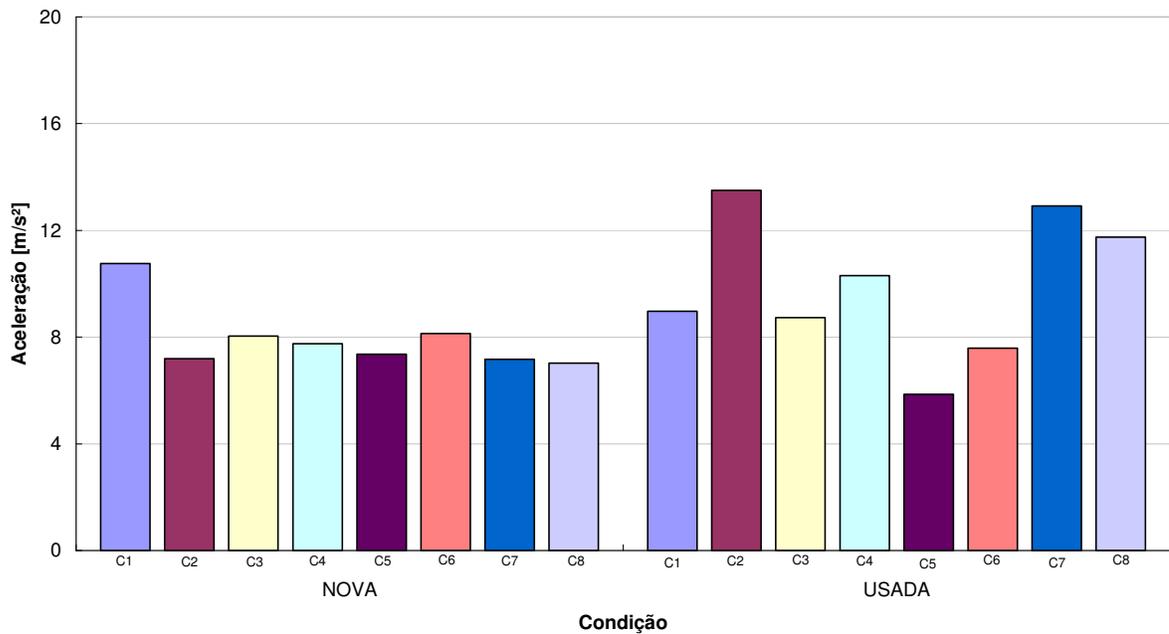
Como se vê na figura 4.13, quando se passou de barra de aço para metal duro, houve forte diminuição da vibração da ferramenta. Porém, esta variação da vibração pouco influenciou a vida da ferramenta, já que o material da barra é o fator menos significativo em termos de vida. Pode-se então afirmar que, nestes níveis de vibração, quando ela influencia a vida da ferramenta, sua influência é pequena.

Os valores de aceleração são intimamente ligados à força exercida durante o corte. A força de corte é função da pressão de específica de corte (K_s), profundidade de usinagem e avanço. Quando o avanço cresce, a força também cresce, porém não na mesma proporção, uma vez que simultaneamente ocorre diminuição do valor da pressão específica. Isso justifica a relativa baixa influência do avanço na aceleração.

A análise anterior pode ser utilizada novamente para a velocidade de corte. Em altas velocidades, a influência na pressão específica é pequena e o aumento da velocidade de corte acarreta em uma leve diminuição no valor de K_s , justificando a ligeira queda na aceleração.

Quando se aumenta a velocidade de corte, a frequência da excitação aumenta, podendo fazer com que o processo entre em ressonância. Porém, como se viu nos gráficos comparativos de FFT e FRF (Figuras 4.8 e 4.9) as excitações já ocorreram na faixa de ressonância das barras. Assim a variação que a velocidade de corte possa ter causado na frequência de excitação não causou maior vibração.

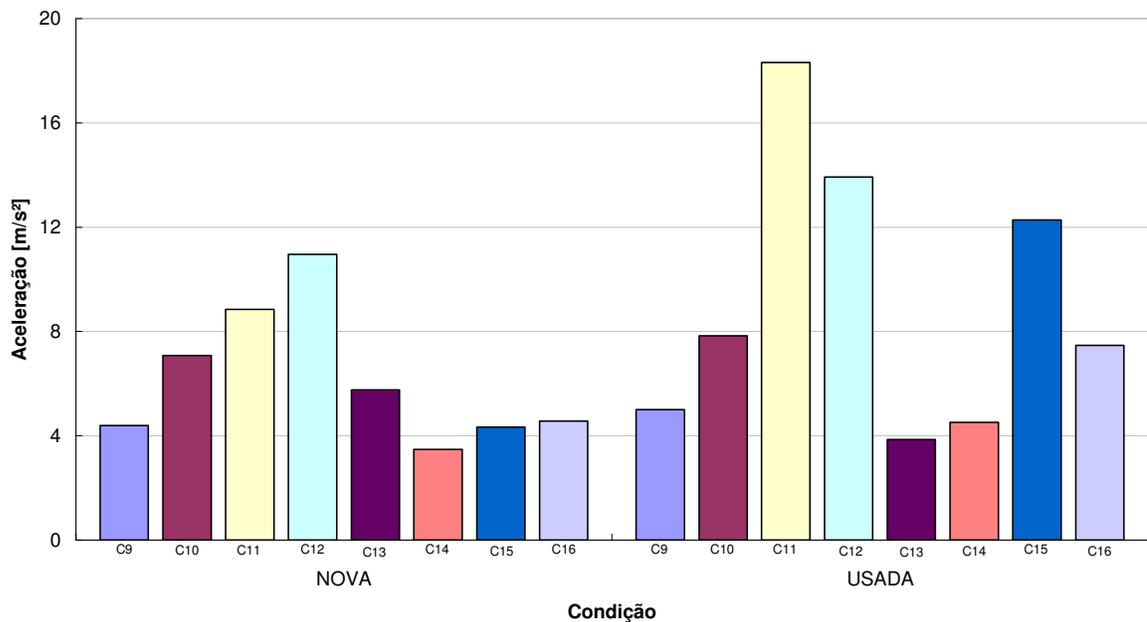
As vibrações também estão relacionadas com o estado da ponta da ferramenta. A Figura 4.14 a seguir mostra o comparativo entre os valores RMS de aceleração para ferramenta nova e em fim de vida (usada).



C1: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C2: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C3: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C4: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C5: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C6: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C7: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C8: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(a)



C9 : L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C10: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C11: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C12: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C13: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C14: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C15: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C16: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

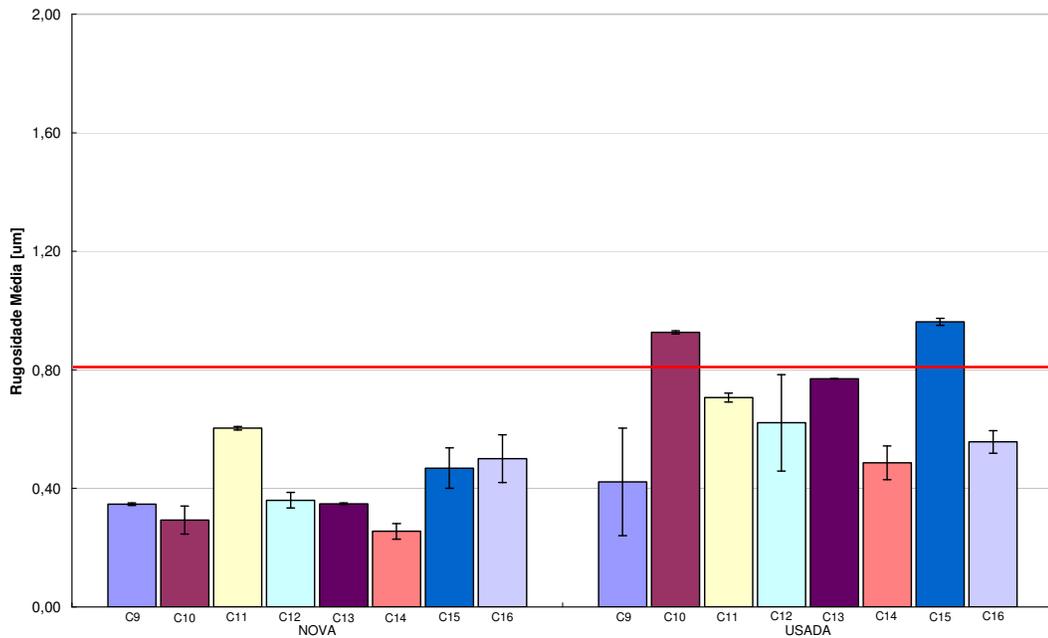
(b)

Figura 4.14 - Valor RMS da aceleração em início e fim de vida para (a) barra de aço e (b) barras de metal duro.

Para a maioria das condições, o valor RMS da aceleração aumenta no fim de vida do inserto. Um paralelo com o comportamento da força de corte pode ser novamente traçado, isto é, o desgaste de flanco no fim da vida da ferramenta ($V_B = 0,2$ mm) aumentou os esforços de corte e, conseqüentemente, a vibração no fim da vida. Porém, em alguns ensaios os valores da aceleração em fim e início de vida são muito similares. Por vezes, a aceleração em fim de vida é menor que no início da vida (por exemplo, ensaios C5 e C13). Isto com certeza está relacionado ao tipo de desgaste mais proeminente em cada condição, uma vez que o desgaste de cratera também ocorreu nas ferramentas testadas, como será visto mais a frente neste trabalho. O desgaste de cratera causa diminuição da força de corte, pois aumenta o ângulo efetivo de saída da ferramenta (DINIZ, MARCONDES e COPPINI, 2013), o que supostamente reduz também a vibração da ferramenta. Para melhor compreensão, uma análise do desgaste se faz necessária. Como vai se ver no item 4.6, todas as ferramentas em todos os ensaios apresentaram desgaste de cratera, que é de difícil dimensionamento. Portanto, mesmo sem fazer uma avaliação quantitativa do desgaste de cratera, pode-se afirmar que, nos casos em que a vibração no fim da vida da ferramenta foi menor que no início, o desgaste de cratera predominou e a força e, conseqüentemente, a vibração, eram menores no fim de vida que em seu início.

4.2.3 Acabamento Superficial da Peça

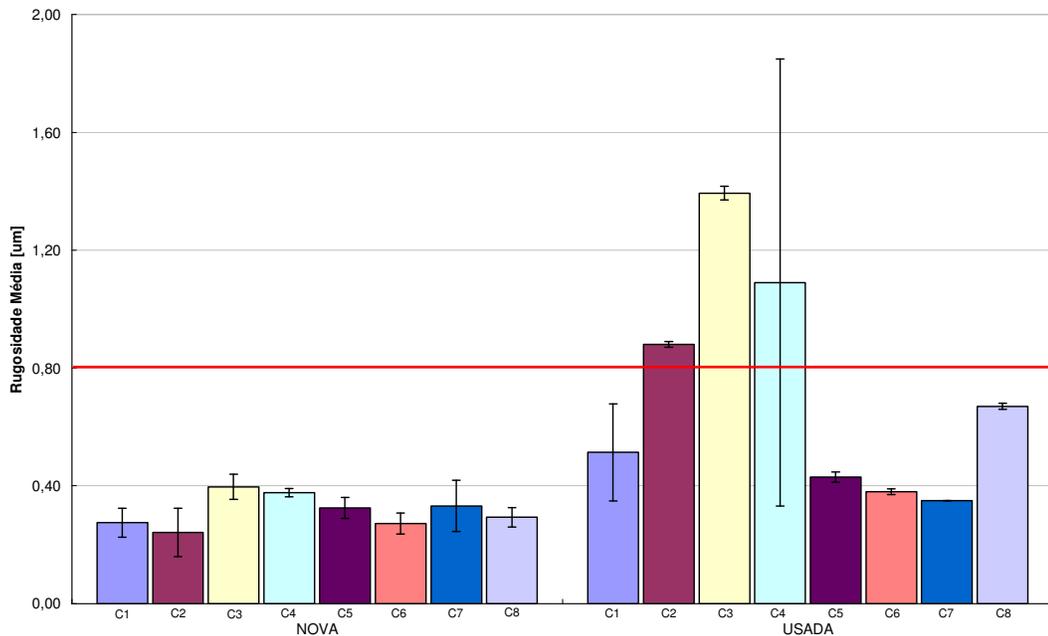
O acabamento superficial é influenciado pelos parâmetros de corte, vibrações e também pelo desgaste sofrido pela ponta do inserto. Uma vez que a intenção do torneamento duro é a substituição da operação de retificação, os valores de desvio médio do perfil (R_a) não poderiam ultrapassar o limite estipulado de $0,80 \mu\text{m}$. A Figura 4.15 apresenta os valores de R_a para as barras de aço e de metal duro em condições de insertos novos e usados.



C1: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C2: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C3: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C4: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C5: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C6: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C7: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C8: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(a)



C9 : L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C10: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C11: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C12: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C13: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C14: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C15: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C16: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(b)

Figura 4.15 - Desvio médio do perfil (Ra) para (a) barras de aço e (b) barras de metal duro.

Quando as arestas de corte se encontravam novas, os valores de desvio médio do perfil obtidos tanto em barras de aço, quanto em barras de metal duro foram acima dos valores teóricos sugeridos pela Equação (2) ($0,14 \mu\text{m}$ para avanço de $0,06 \text{ mm/rev}$ e $0,26 \mu\text{m}$ para avanço de $0,08 \text{ mm/rev}$), porém ainda abaixo do valor considerado como típico para operações de retificação.

Em início de vida, as barras de aço propiciam valores absolutos de rugosidade inferiores às de metal duro, porém devido à escala (décimos ou mesmo centésimos de micrometro) uma comparação entre os dois tipos de material de barra de toronar pode não ser adequada.

No final da vida do inserto (desgaste de flanco igual a $0,2 \text{ mm}$), o comportamento é invertido e a utilização de barra de metal duro leva a valores de rugosidade menores que aqueles obtidos por barra de aço. Este comportamento é um indicativo que os insertos utilizados em barras de metal duro sofreram danos menores que os utilizados em barras de aço, muito provavelmente devido à menor vibração ocorrida quando se usinou com este tipo de barra.

Devido à sua natureza aleatória, a análise de rugosidade deve ser feita através do uso da estatística. Assim, a Figura 4.16 a seguir apresenta a ANOVA dos valores de desvio médio do perfil para a condição de inserto novo.

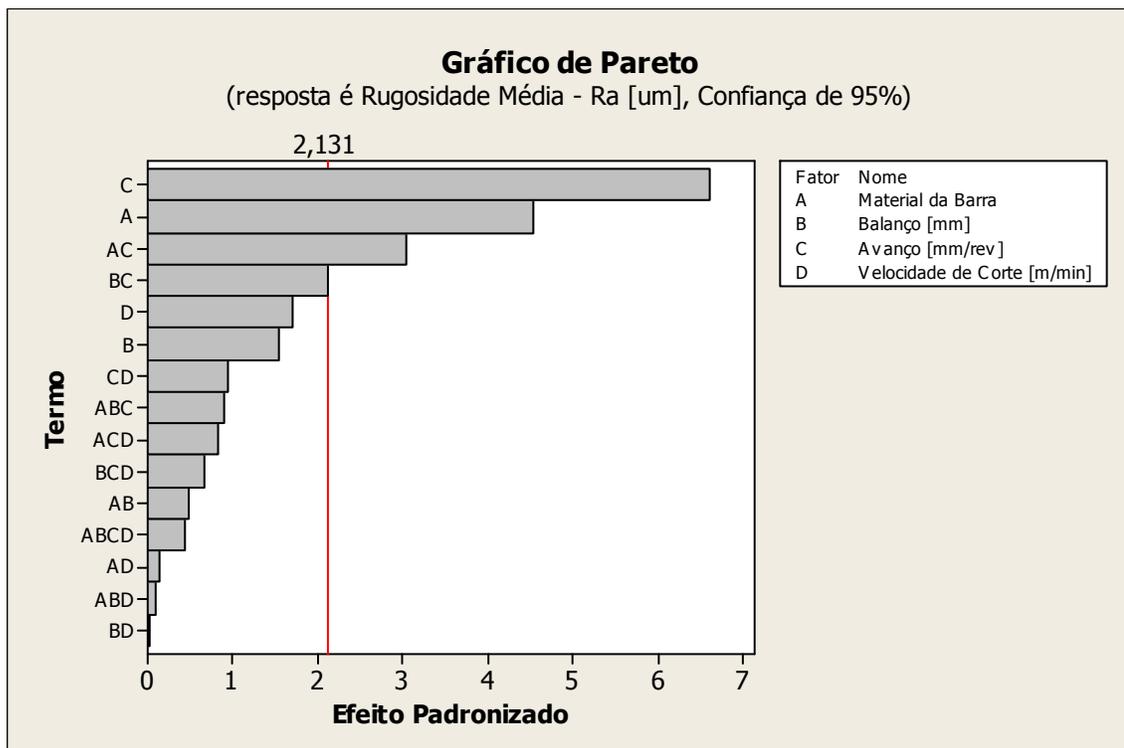


Figura 4.16 - ANOVA do desvio médio do perfil (Ra) em insertos novos: diagrama de Pareto.

O diagrama de Pareto apresentado na Fig. 4.14 indica que o avanço é o fator mais influente no acabamento superficial e o material da barra passa a ter influência significativa (bem como sua interação com o avanço). A influência do avanço está ligada à contribuição geométrica do avanço à rugosidade (influência na rugosidade teórica) e o material da barra ligado à sensibilidade do acabamento às vibrações inerentes ao sistema de usinagem. Como esperado, velocidade de corte e balanço da ferramenta não são significativos para o acabamento obtido com inserto novo (este último devido ao corte em condições estáveis).

A seguir, a Figura 4.17 apresenta a análise da influência dos fatores nos valores médios de rugosidade.

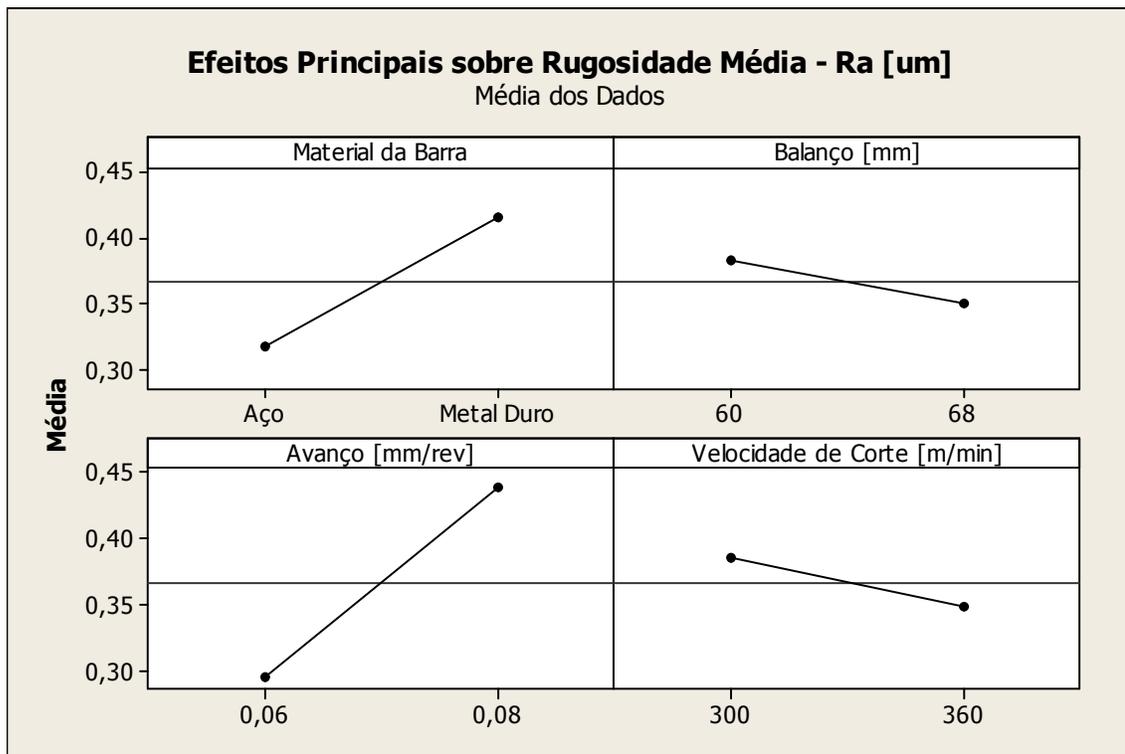


Figura 4.17 - ANOVA da vida de ferramenta em relação ao desvio médio do perfil para ferramenta em início de vida: influência em valores médios.

Quanto mais inclinadas as retas presentes na Figura 4.17, mais significativa é a influência do fator no desvio médio do perfil.

Uma vez que o corte foi feito em condições estáveis, o balanço continua a não ser um fator de influência significativa.

A velocidade de corte não é um parâmetro de influência significativa na rugosidade. No entanto, velocidades de corte mais elevadas tendem a produzir acabamentos mais refinados devido à prevalência do cisalhamento sobre a deformação no processo de obtenção da superfície. Além disso, o aumento da temperatura devido às altas velocidades facilita o corte.

O aumento do avanço provoca a piora do acabamento superficial devido à sua atuação na componente geométrica da rugosidade e está de acordo com a literatura apresentada.

A correlação entre vibração da ferramenta e rugosidade da peça é conflitante. Quando se variou o material da barra (passou-se de aço para metal duro) a vibração caiu e a rugosidade aumentou, o que não era esperado. Quando o balanço da ferramenta aumentou a vibração caiu e a rugosidade não teve variação significativa. Assim, pode se concluir que, nestes níveis de vibração (corte estável), ela não influencia a rugosidade e o aumento de rugosidade quando se passou de barra de aço para barra de metal duro tem que ser explicado por outro fator e não pela vibração. Uma possível explicação é o fato que estas variações têm ordem de grandeza de décimos de milésimos de milímetro, isto é, uma variação muito pequena. Assim, pequenas alterações causadas por fatores como deformação irregular do cavaco que pode causar pequenos riscos na peça, pequena variação da profundidade real de corte causada pela imprecisão de posicionamento da ponta da ferramenta, etc., fatores estes impossíveis de serem controlados, podem ter causado estas inconsistências na relação material da barra com a rugosidade da peça.

O que se pode notar na figura 4.15 é que os valores de rugosidade ao fim da vida da ferramenta são maiores que no início da vida. Mais ainda, em alguns ensaios (C2, C3, C4, C10 e C15) os valores de rugosidade em fim de vida ultrapassaram o valor estabelecido como limite para esta operação ($R_a = 0,8 \mu\text{m}$). A variação da rugosidade com o desgaste da ferramenta dá-se principalmente pela variação da forma da ponta que o desgaste causa, já que a rugosidade é, principalmente, o “negativo” da ponta da ferramenta deixado na peça. A figura 4.18 mostra a forma da ponta de ferramentas em ensaios em que a rugosidade praticamente não aumentou com o desgaste (ensaios C7 e C16 – figuras 4.18(a) e 4.18(c)) e a forma da ponta em ensaios em que a rugosidade cresceu muito com o desgaste (ensaios C2 e C10 – figuras 4.18(b) e 4.18(d)).

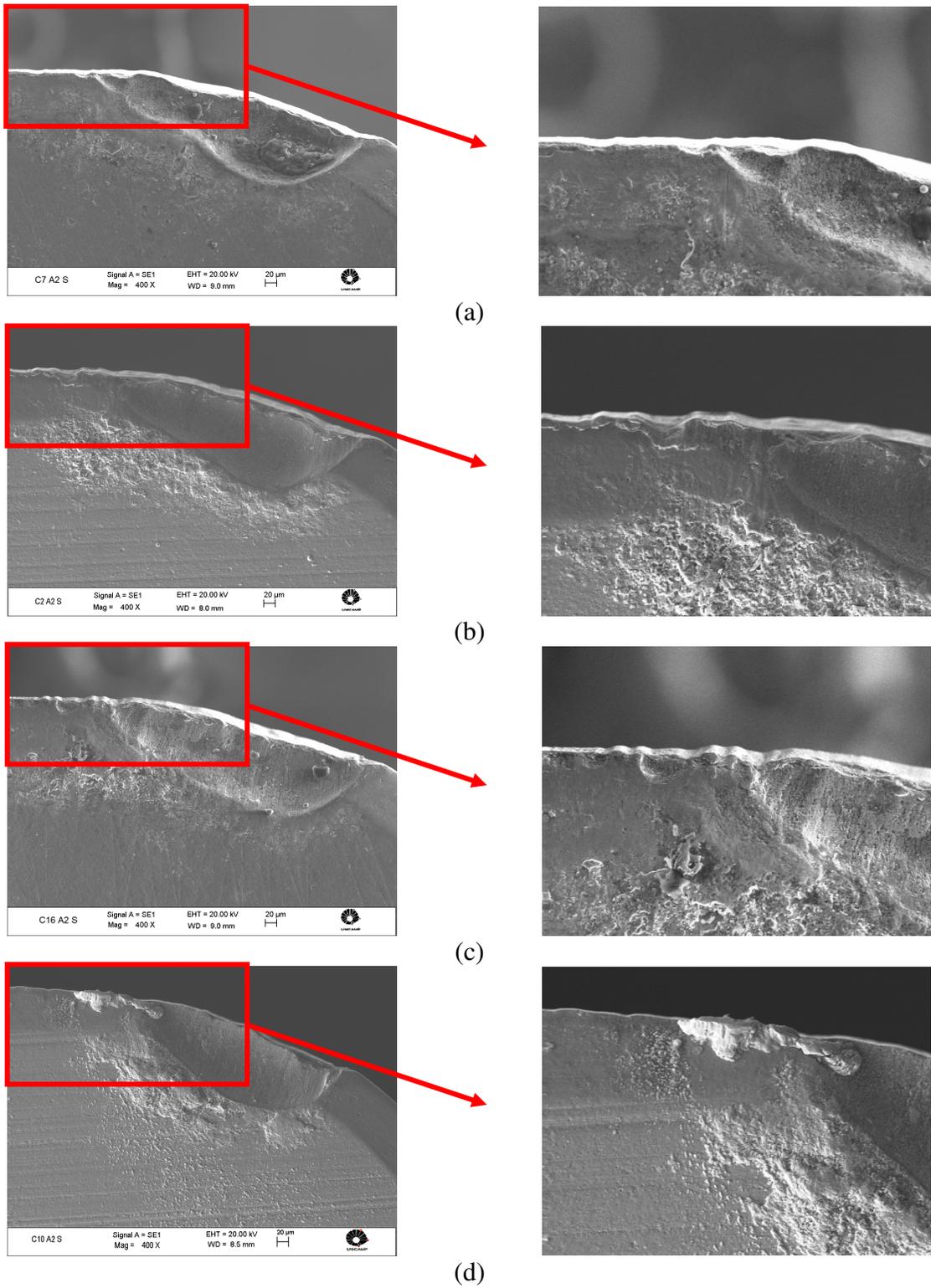


Figura 4.18 - Comparativo entre imagens da ponta da ferramenta em condições em que não houve mudança no acabamento e em condições que houve mudança no acabamento, respectivamente, para (a) e (b) barra de aço e (c) e (d) barra de metal duro.

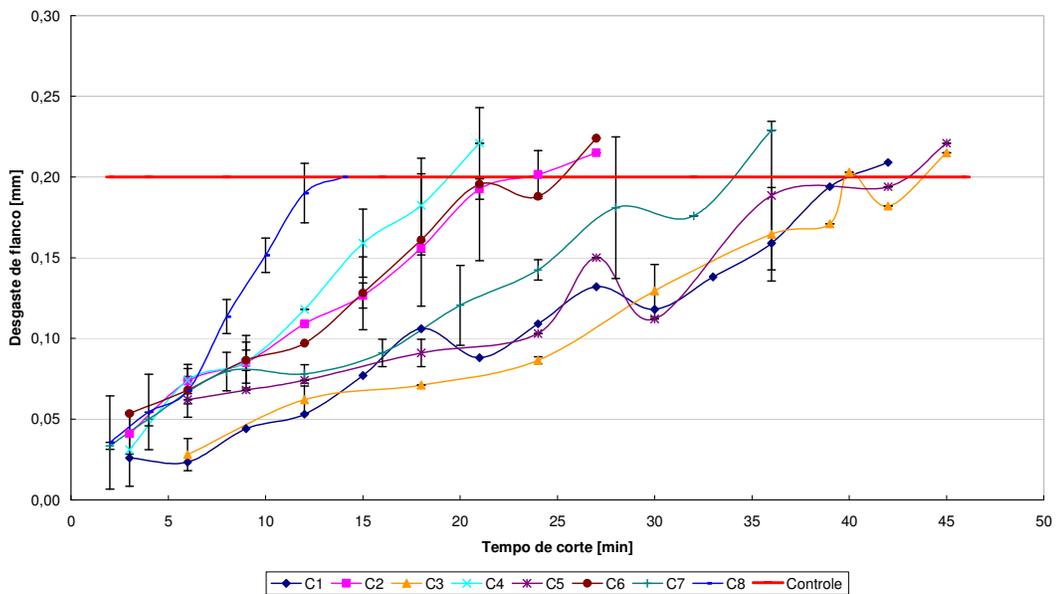
Nota-se que nas condições em que o acabamento sofreu grande deterioração (Figura 4.18 (b) e (d)), a forma da ponta da ferramenta na região da aresta secundária de corte, que é a região da ferramenta que deixa seu “negativo” na peça, é qualitativamente pior do que nos insertos das condições que não houve grandes variações no acabamento.

4.2.4 Análise do Desgaste da Ferramenta

Uma das premissas iniciais da usinagem é que a ferramenta possua dureza superior à do material a ser usinado. Contudo, em geral, quanto maior sua dureza, mais frágil é o material.

No torneamento de materiais endurecidos, devido à elevada dureza do cBN, o monitoramento do desgaste é um procedimento fundamental para que sejam evitados lascamentos e quebras dos insertos. A Figura 4.20 a seguir apresenta a evolução do desgaste de flanco máximo (VB_{MAX}) com o tempo de corte.

Desgaste de Flanco x Tempo de corte em Barra de Aço

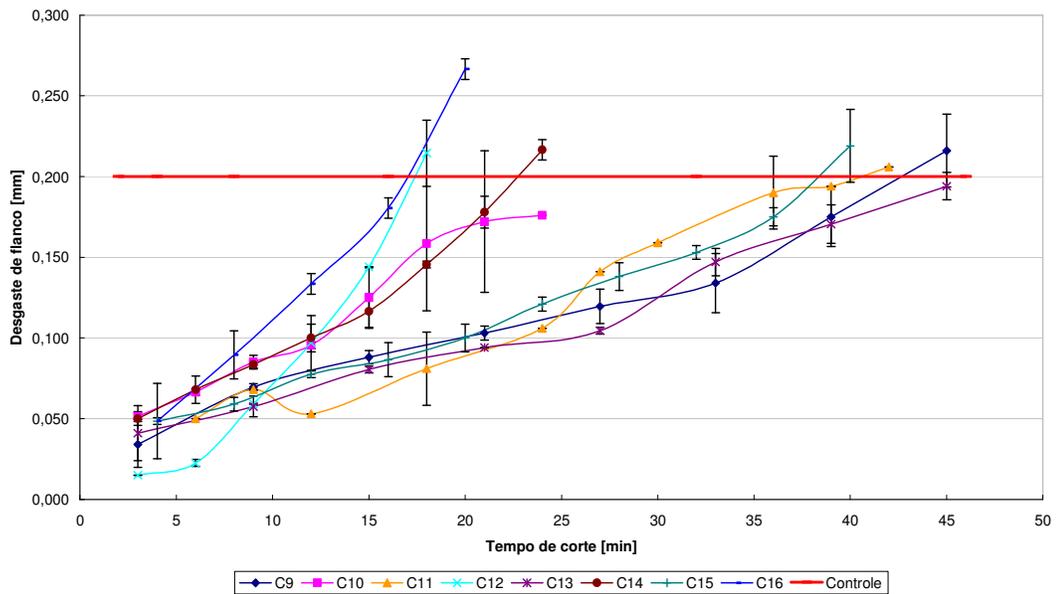


C1: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C2: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C3: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C4: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C5: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C6: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C7: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C8: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(a)

Desgaste de Flanco x Tempo de Corte em Barra de Metal Duro



C9 : L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C10: L: 60 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C11: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C12: L: 60 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

C16: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 300 m/min
 C15: L: 68 mm; f: 0,06 mm/rev; 360 m/min
 C14: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 300 m/min
 C13: L: 68 mm; f: 0,08 mm/rev; 360 m/min

(b)

Figura 4.20 - Evolução do desgaste de flanco para (a) barra de aço e (b) barra de metal duro.

A evolução gradativa do desgaste de flanco máximo (VB_{BMAX}) indica a ausência de avarias que levasse a uma mudança brusca da inclinação da curva e ao final súbito da vida do inserto.

Trabalhos anteriores já indicavam a possibilidade da utilização de insertos de cBN na usinagem de materiais endurecidos e em operação de faceamento, mesmo durante a ocorrência de corte interrompido. No trabalho de DINIZ, GOMES e BRAGHINI (2005), o corte interrompido causou a excitação do corte em torno de 52 Hz; no de OLIVEIRA, DINIZ e URSOLINO (2009) as interrupções geradas pela geometria dos corpos de prova promoveram excitações no corte em torno de 184 Hz e mais recentemente, GODOY e DINIZ (2011), novamente torneando aços endurecidos com interrupções promoveram excitações na ponta da ferramenta na frequência de 120 Hz. Os resultados deste trabalho comprovam que o inserto de cBN também resiste à excitações em frequências mais elevadas, como é o caso do torneamento interno em corte contínuo.

Além disso, conclui-se que, enquanto o corte for estável, a vibração causada pela excitação em alta frequência que se confunde com a faixa de frequência natural do porta ferramenta como ocorreu nos ensaios deste trabalho (Figuras 4.8 e 4.9), não é suficiente para causar lascamento e quebra da ferramenta.

Para uma melhor compreensão dos mecanismos de desgaste, os insertos foram levados ao microscópio eletrônico de varredura (MEV). As Figuras 4.21 e 4.22 apresentam, respectivamente, as imagens da superfície de folga (onde ocorre o desgaste de flanco) para as barras de aço e de metal duro. Elas permitem uma visão mais abrangente das características do desgaste ocorrido em cada uma das condições.

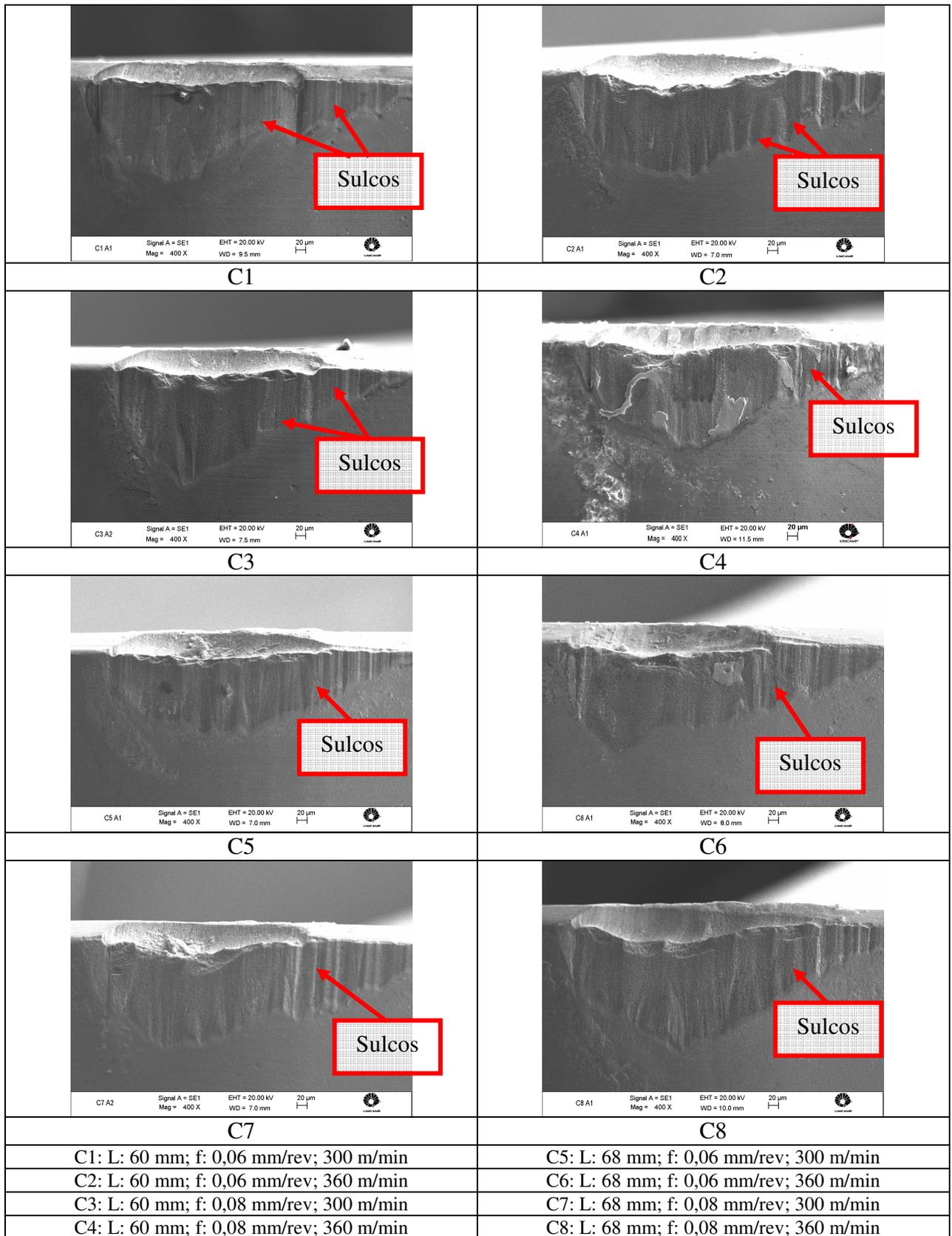


Figura 4.21 - Desgaste de flanco para barra de aço.

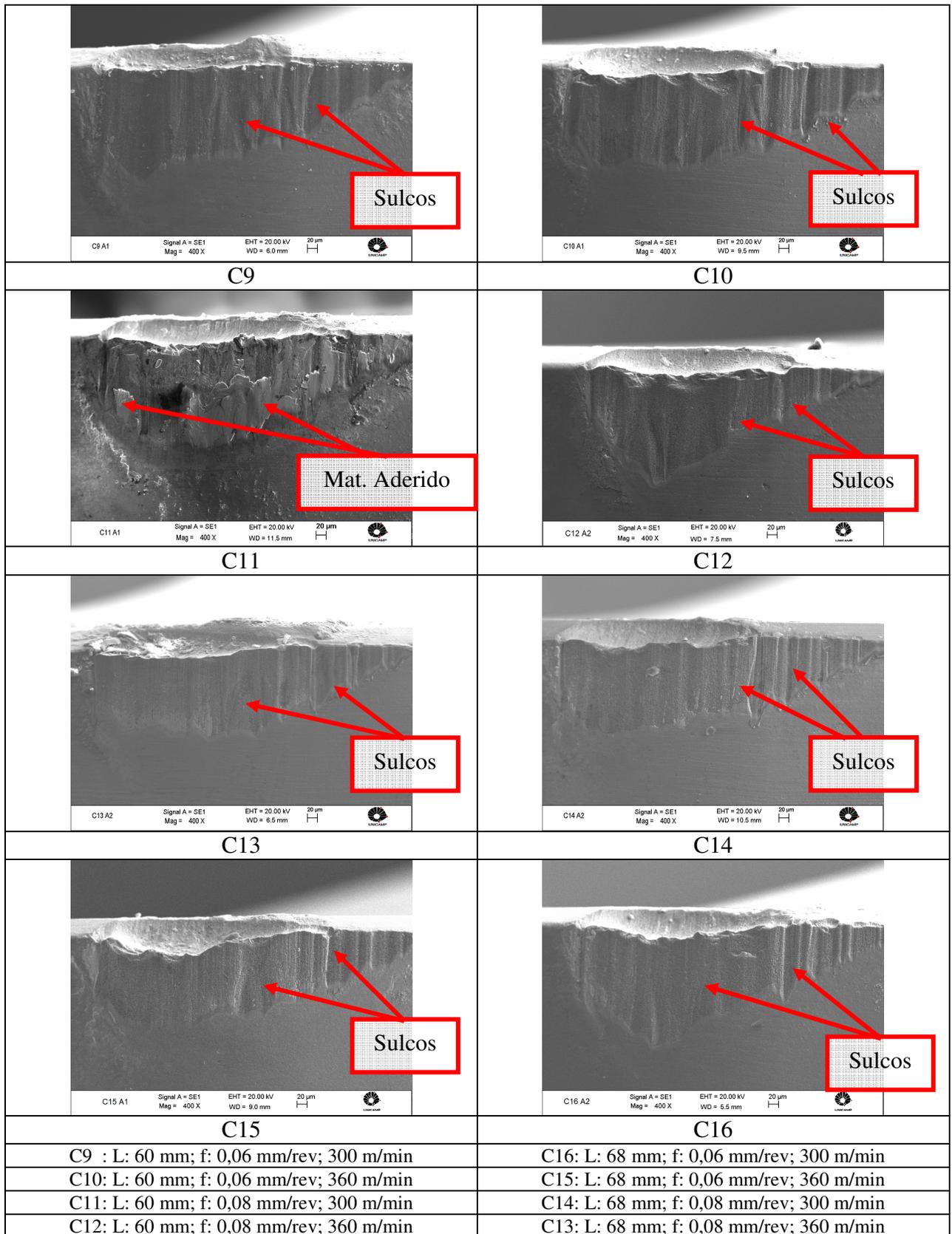


Figura 4.22 - Desgaste de flanco para barra de metal duro.

Em geral, nas Figuras 4.21 e 4.22 não se vê material aderido na superfície de folga, como é típico do desgaste de ferramentas no torneamento de aço antes da têmpera (como pode ser visto em DINIZ e OLIVEIRA, 2004; DINIZ e MICARONI, 2007), devido à menor ductilidade do material da peça.

A análise destas fotos indica que o mecanismo causador do desgaste de flanco é a abrasão devido à região desgastada apresentar-se com sulcos perpendiculares à aresta de corte (direção do fluxo de material). Estes sulcos podem ter duas origens diferentes: eles podem ter sido causados pelo atrito de partículas duras da peça com a ferramenta ou pela abrasão de partículas duras da própria ferramenta (cBN), que foram arrancadas devido à perda de resistência do aglomerante causado pela alta temperatura ou pela abrasão com a peça. Uma vez soltas, as partículas de cBN penetram na interface peça-ferramenta e atrimam com a ferramenta, provocando a abrasão e gerando ranhuras características na superfície de folga. Assim, tem-se a abrasão da ferramenta causada por partículas da própria ferramenta

Já a presença do desgaste de cratera indica a ocorrência de desgaste por difusão, devido às altas temperaturas atingidas no torneamento de materiais endurecidos, tempo de contato entre cavaco e peça (proporcionado pelo corte contínuo e pela zona de aderência entre cavaco e superfície de saída) e ao aspecto liso da região desgastada (que também ocorreu em algumas partes da região desgastada da superfície de folga). Como citado no capítulo 3, a ferramenta utilizada tem teor de cBN na ordem de 50% e fase cerâmica de TiCN e Al₂O₃. Esta fase cerâmica tem a função de aumentar a estabilidade química da ferramenta, já que o cBN não é tão estável quanto a cerâmica. Mesmo assim a difusão ocorreu.

A figura 4.22 (condição C11) é a única que mostra uma forte adesão de material sobre a região desgastada. Isto demonstra que, mesmo no torneamento de material bastante duro e pouco dúctil, como é o caso do aço usinado neste trabalho, pode-se ter extrusão de material da peça/cavaco, entre a peça e a aresta de corte, o que propicia a adesão deste material na superfície de folga da ferramenta. Logicamente, esta adesão incentiva o desgaste, pois quando a camada aderida é removida pelo movimento relativo entre peça e superfície de folga (atrito), leva consigo partículas da ferramenta.

Porém, a determinação precisa do mecanismo causador desses dois tipos de desgaste necessitaria de uma análise de espectroscopia de energia dispersiva (EDS), que não foi realizada.

Um ponto a ser ressaltado é a ausência de trincas e lascamento, uma vez que o corte esteve submetido à vibrações. Assim, o cBN pode ser usado em torneamento de furos razoavelmente longos sem sofrer avarias.

Baseado no exposto, se pode afirmar que esta ferramenta de cBN, apesar de não ser a mais tenaz dentre as classes de cBN (a mais tenaz é a classe com alto teor de cBN), resiste às vibrações da ferramenta sem lascamentos ou quebra, pelo menos nos níveis de vibração ocorridos neste trabalho. Também se pode afirmar que o mecanismo de desgaste predominante foi a abrasão causada por partículas da própria ferramenta arrancadas devido à perda de resistência do aglomerante causada pela alta temperatura. Então, para se melhorar ainda mais este tipo de ferramenta há que se encontrar aglomerante mais resistente ao calor. A difusão também foi um mecanismo presente, mesmo utilizando-se ferramenta com certo teor de fase cerâmica, o que aumenta a estabilidade química da ferramenta de cBN. Estranhamente, mesmo se usando material pouco dúctil, em um ensaio ocorreu adesão de material da peça na superfície de folga da ferramenta.

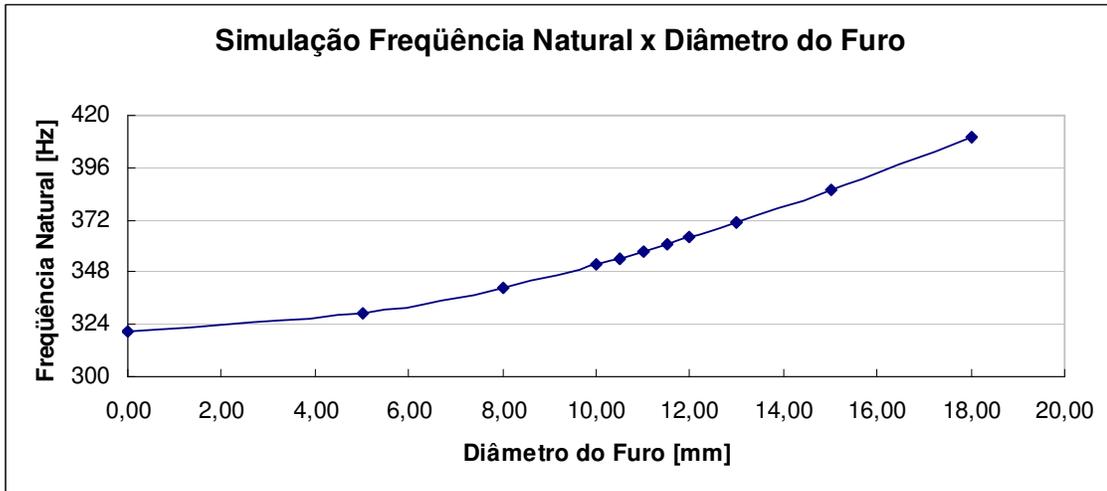
4.3 Amortecedor Passivo

Os resultados em seguida são considerados complementares, pois com eles buscou-se novamente determinar o limite da barra de aço, porém agora melhorada com a utilização de amortecedores passivos. Também se comparou o desempenho das ferramentas todas em seu limite de estabilidade.

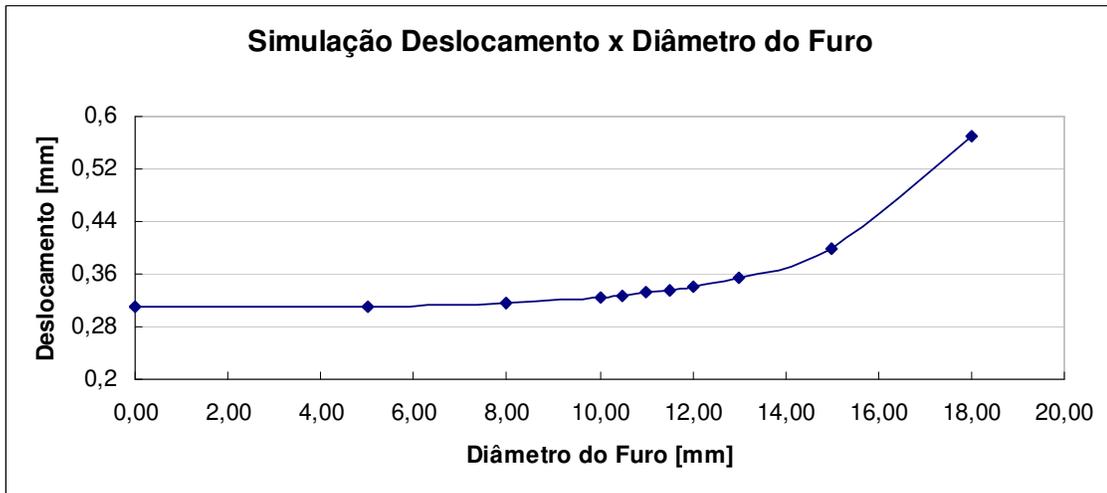
4.3.1 Determinação dos Balanços Máximos de Ferramentas com absorvedores de impactos

Os absorvedores por impacto de partículas são constituídos de uma cavidade contendo partículas que se chocam contra as paredes da mesma e, com isso, absorvem vibrações. De modo a dimensionar a cavidade a ser feita na barra de torner, foram realizadas simulações (por meio

de elementos finitos) da frequência natural e da deflexão da barra sob a ação de uma força em sua ponta à medida que se aumenta seu balanço, utilizando-se para isto do software PRO-ENGINEER. A Figura 4.26 apresenta os resultados dessas simulações.



(a)



(b)

Figura 4.26 - Simulações de (a) frequência natural e (b) deslocamento da ponta da ferramenta em função do diâmetro de um furo longitudinal.

Observa-se que a frequência natural aumenta com a utilização de diâmetros maiores do furo. Logo, o fator limitante é a deflexão da ponta da ferramenta. Assim, foi escolhido o diâmetro de 10,5 mm para a confecção do furo, pois a partir deste valor a curva deflexão contra diâmetro do furo muda de inclinação. Assim, fazer um furo maior que este valor causaria muita perda de

rigidez e, conseqüentemente, causaria muita deflexão da ponta da ferramenta sob a ação das forças de corte.

A Figura 4.27 traz o comportamento do desvio médio do perfil em função do balanço utilizado (em termos da relação entre comprimento e diâmetro da ferramenta). As condições de corte foram semelhantes às utilizadas nos ensaios preliminares (v_c : 360 m/min, f : 0,08 mm/rev e a_p : 0,1 mm)

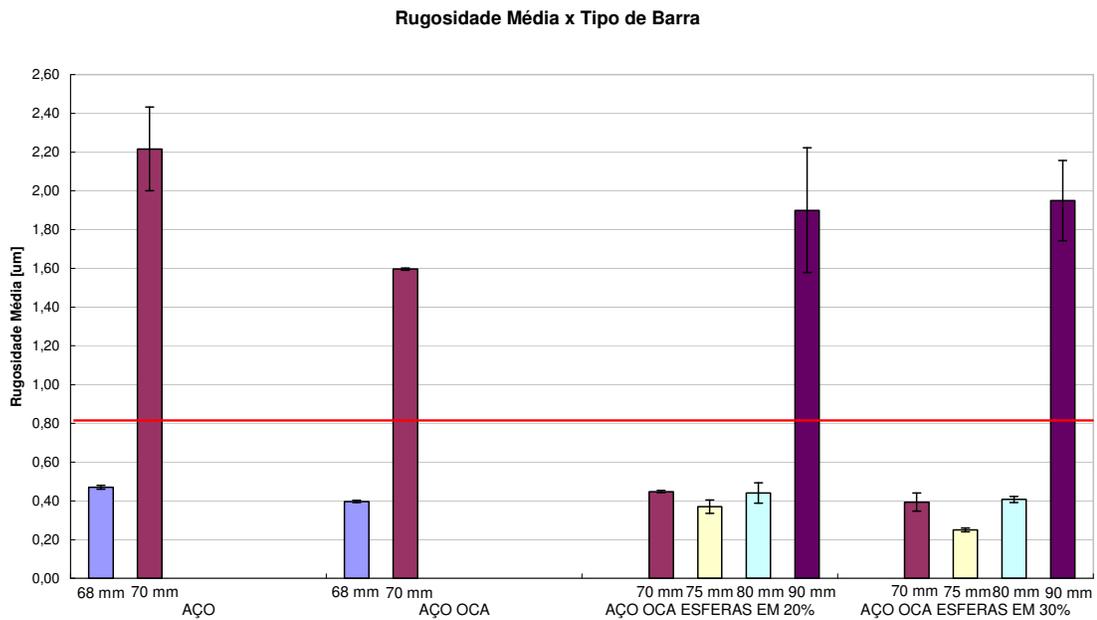


Figura 4.27 - Desvio médio do perfil (Ra) em função da relação L/D para barras de aço, aço oca (somente com a cavidade), com a cavidade preenchida com 20% de esferas e com a cavidade preenchida com 30% de esferas.

Uma vez que o desvio médio do perfil pode mascarar a forte influência da ocorrência de picos e vales, a Figura 4.28 mostra os valores de rugosidade máxima (R_y), obtidos no mesmo ensaio.

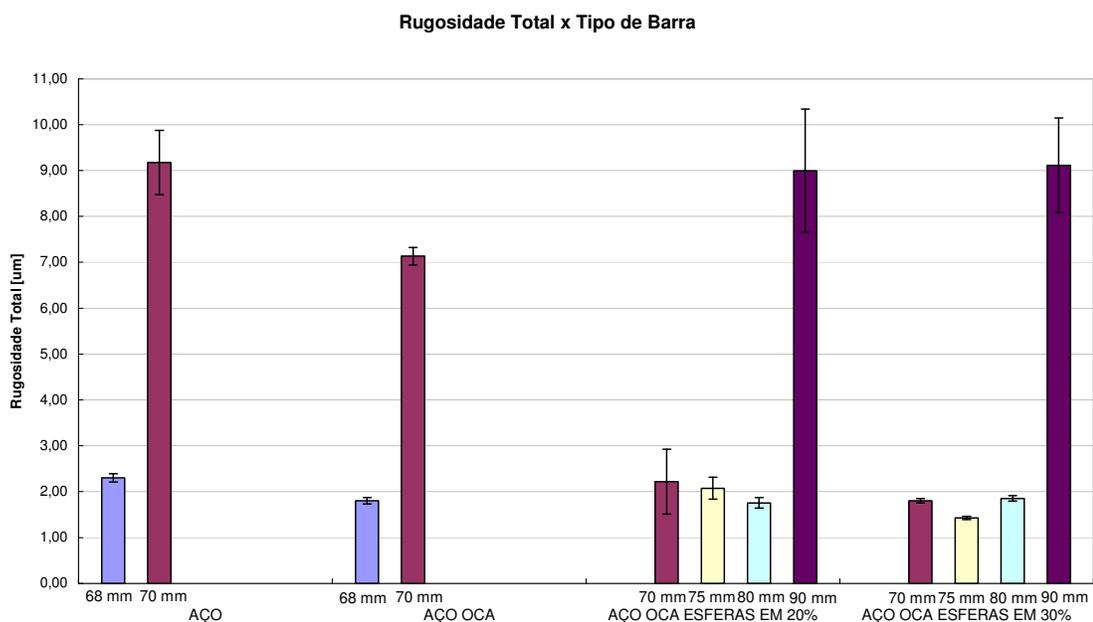


Figura 4.28 - Rugosidade total (R_y) em função da relação L/D para barras de aço, aço oca (somente com a cavidade), com a cavidade preenchida com 20% de esferas e com a cavidade preenchida com 30% de esferas.

A partir da Figura 4.27 é possível observar que há modos simples de se melhorar o desempenho de uma barra de tornear de aço e usinar furos mais longos. A utilização de absorvedores de impacto é uma solução aplicável e de relativo baixo custo.

Com base na Figura 4.26 (a), era esperado que a barra de aço oca tivesse um desempenho superior ao da barra de aço inteiriça por apresentar frequência natural superior. Por outro lado, o valor pouco maior da deflexão da barra com um furo de 10,5 mm de diâmetro tende a aumentar a amplitude de vibração e, com isso, prejudicar a rugosidade da peça. A usinagem com barra de aço oca promoveu um acabamento ligeiramente superior, porém é possível observar que esta melhoria por si só não é suficiente para minimizar as vibrações e permitir o corte estável em balanços superiores aos da barra de aço inteiriça. As duas ferramentas (barra inteiriça e barra oca) tem limite de estabilidade iguais, isto é, balanço de 70 mm.

A cavidade na barra foi então preenchida com esferas de aço e os resultados mostrados nas Figuras 4.27 e 4.28 apontam que a utilização deste tipo de absorvedor permite que o corte estável ocorra em balanços superiores aos da barra inteiriça (aumento de 68 para 80 mm). Além

disso, foram utilizadas duas quantidades de esferas presentes na cavidade: 20% e 30% do volume do furo. Em ambos os casos, o corte permaneceu estável até o balanço máximo de 80 mm.

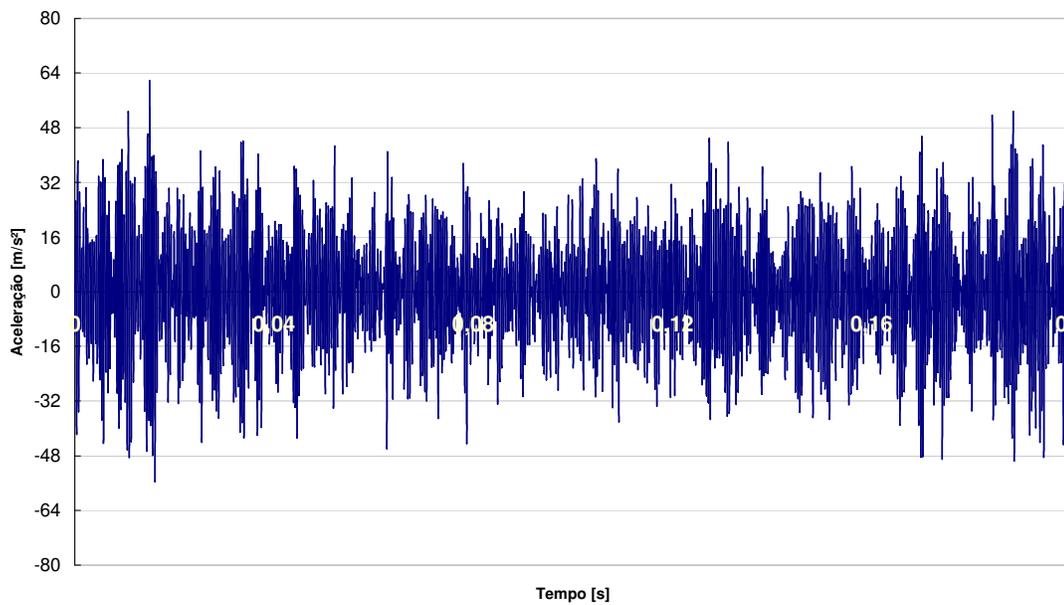
O comportamento das barras de tornear com a presença do absorvedor durante os ensaios complementares foi semelhante ao das barras inteiriças durante os ensaios preliminares. Não houve deterioração gradativa do acabamento com o aumento do balanço e, nas condições em que o corte foi estável, a presença dos absorvedores não implicou em acabamentos superiores.

4.3.2 Influência do Balanço da Ferramenta em sua Aceleração (vibração) nos domínios de tempo e frequência

Novamente a análise da vibração da ferramenta é feita na direção radial, pois é a que mais interfere no acabamento. Os valores de aceleração são obtidos com acelerômetro preso ao porta-ferramenta de tal maneira a medir a vibração do mesmo na direção radial da peça tanto no domínio do tempo quanto no domínio da frequência.

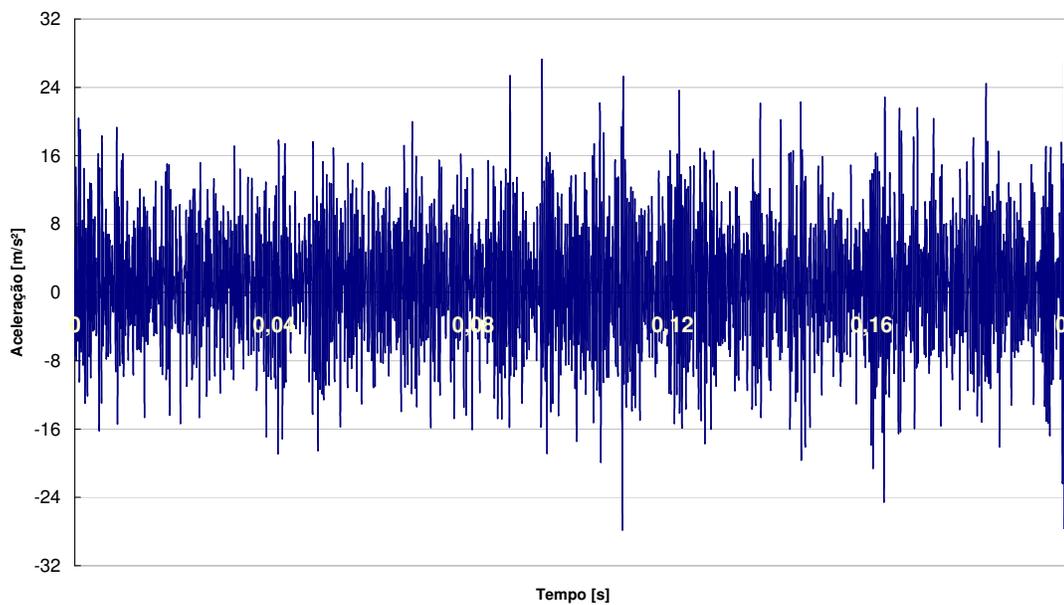
A Figura 4.29 a seguir apresenta os valores de aceleração (sinal bruto) para diferentes barras de aço (inteiriça e oca), dentro de condições de corte consideradas estáveis.

Aceleração - Aço Inteira 68 mm



(a)

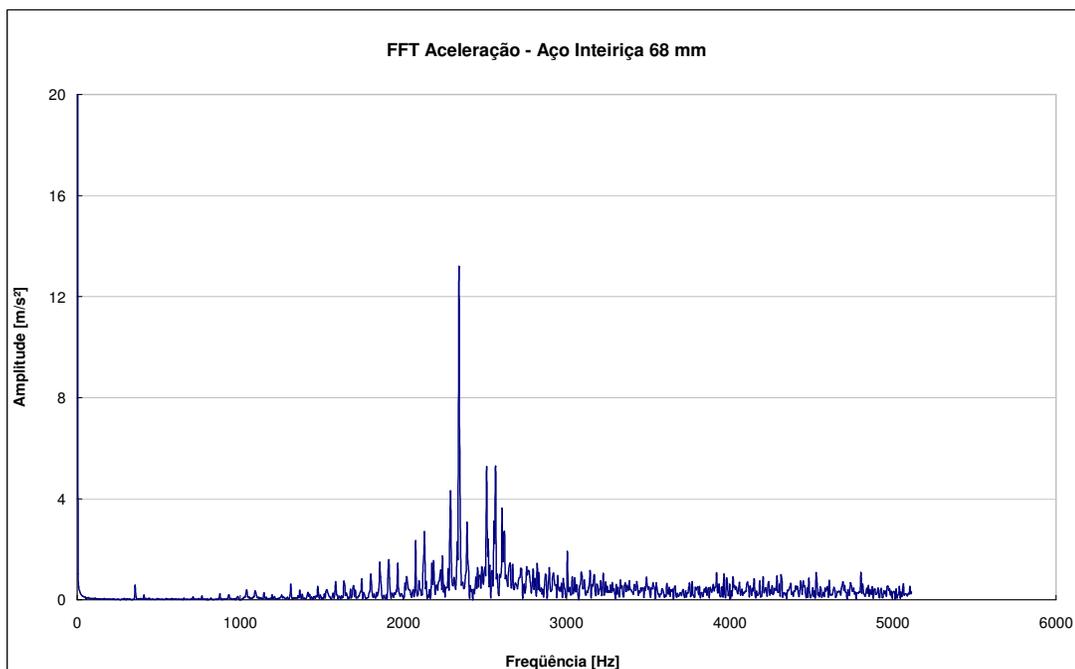
Aceleração - Aço Oca 68 mm



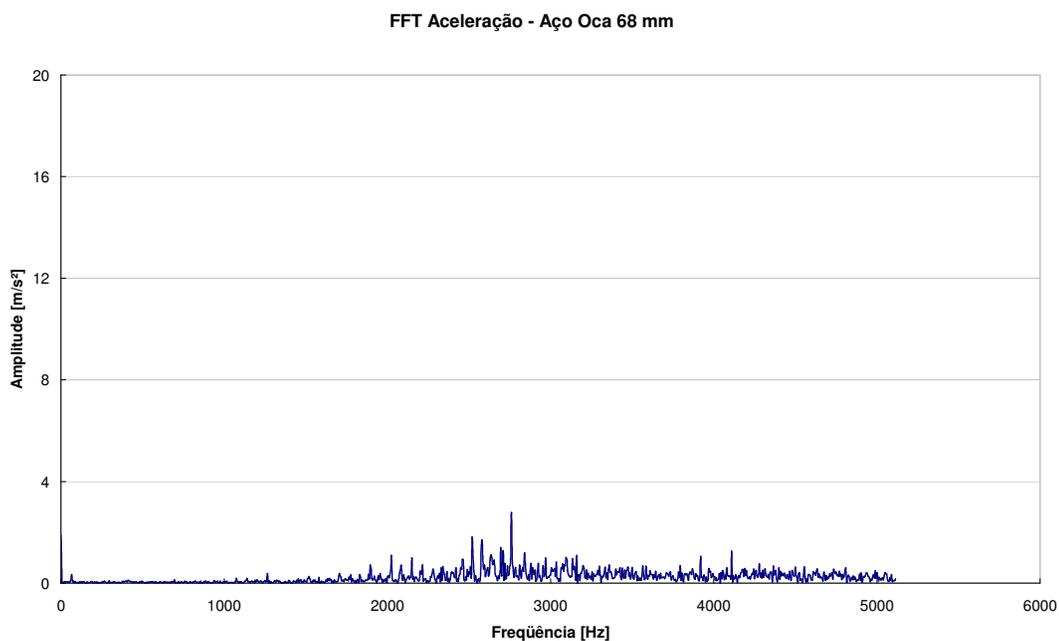
(b)

Figura 4.29 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço inteira e (b) barra de aço oca, nas mesmas configurações e condições de corte.

Os valores de aceleração da barra de aço oca são menores que os da barra de aço inteiriça, pois dentre outros fatores, aquela possui frequência natural superior à esta (devido ao maior momento de inércia). A Figura 4.30 apresenta o espectro de aceleração dos sinais.



(a)



(b)

Figura 4.30 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca, nas mesmas configurações e condições de corte.

O efeito do aumento na frequência natural da barra oca é novamente observado na Figura 4.30, na qual se vê que, além da menor amplitude de aceleração, o pico de excitação ocorre em uma frequência maior do que na ferramenta inteiriça. No entanto, somente estas características não são suficientes para permitir a utilização de balanços maiores ou mesmo a melhoria do acabamento.

A cavidade presente na ferramenta oca foi então preenchida com esferas de aço de diâmetros entre 0,5 e 1 mm, de modo a atuarem como absorvedores de vibração. A Figura 4.31 mostra o sinal de aceleração da barra de aço inteiriça e da barra de aço oca com a cavidade preenchida com esferas relativas a 20% do volume, com balanço da barra de 70 mm, condição em que a barra inteiriça já promove um corte instável e a barra oca com esferas ainda promove corte estável.

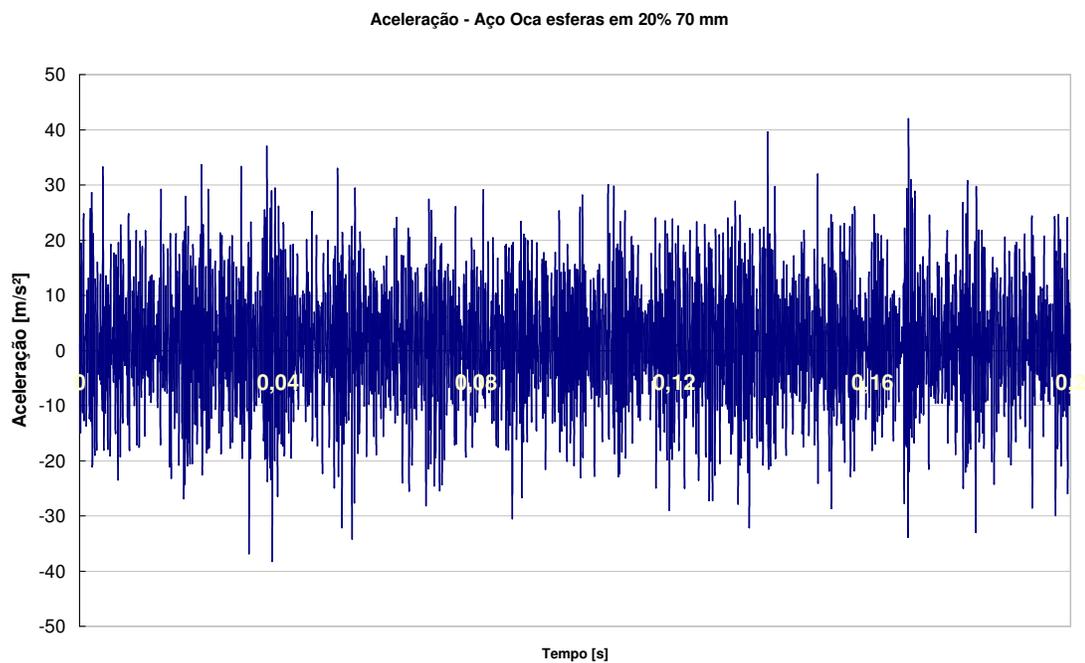
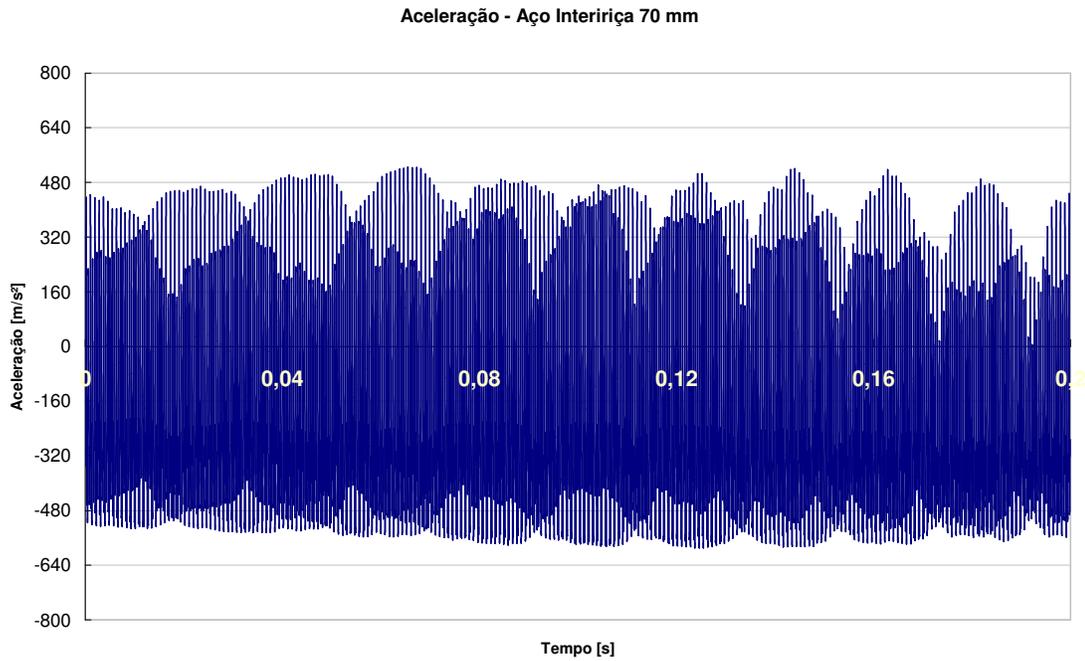


Figura 4.31 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço inteiriça e (b) barra de aço oca com esferas em 20%, nas mesmas configurações e condições de corte.

A utilização de um amortecedor fez com que a vibração da ferramenta diminuísse ao ponto do corte se tornar estável novamente com balanço da ferramenta de 70 mm, o que não ocorreu com a barra inteiriça. O balanço pôde ser aumentado de 68 para 80 mm. O acabamento se manteve semelhante às condições de corte estável quando se utilizando as barras inteiriças (ou mesmo as barras de metal duro). Para uma melhor compreensão do mecanismo de amortecimento, a Figura 4.32 a seguir apresenta o espectro de vibração no domínio da frequência para as barras de aço inteiriça e oca com esferas em 20%.

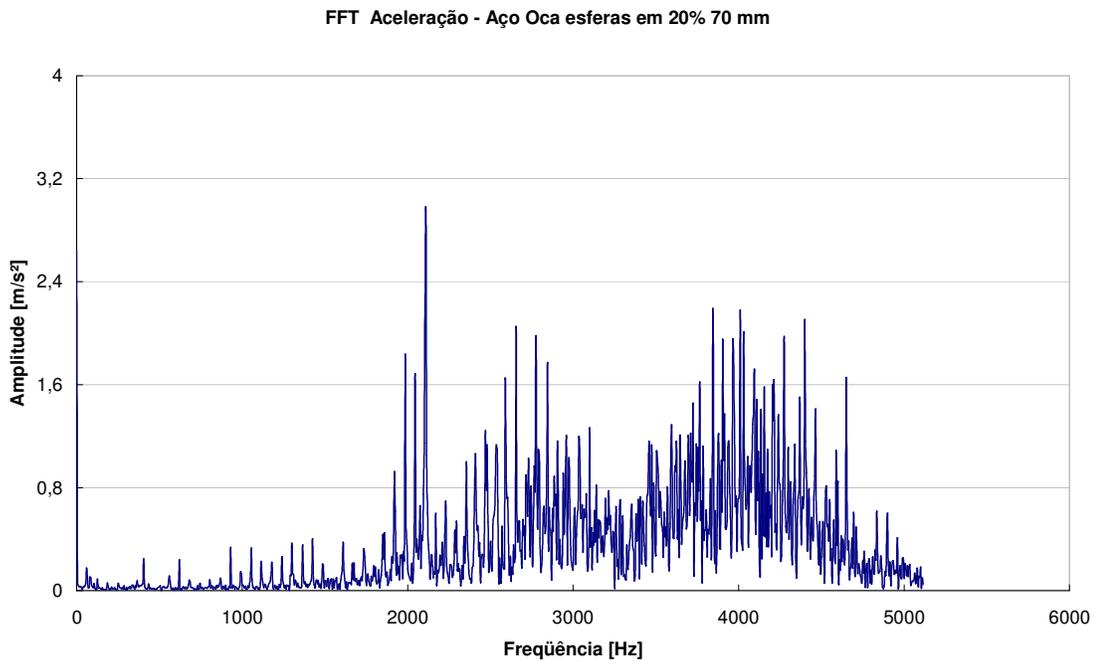
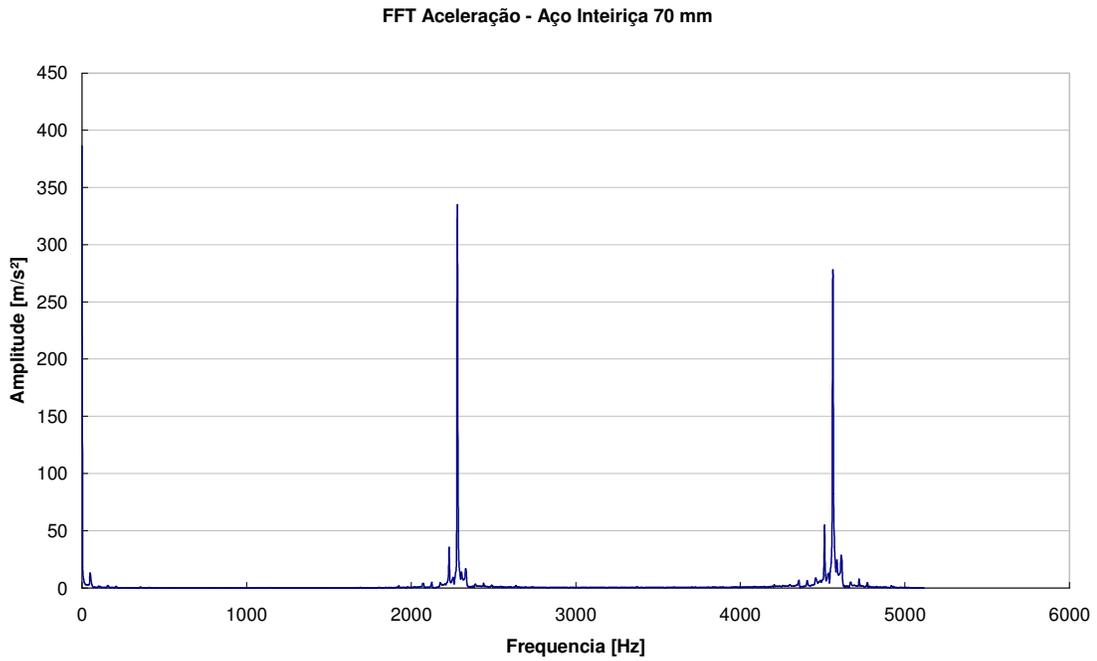


Figura 4.32 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço inteira e (b) barra de aço oca com esferas em 20%, nas mesmas configurações e condições de corte.

A Figura 4.32 permite observar que as frequências de excitação oriundas do corte são muito próximas (2280 Hz para a barra de aço inteiriça e 2110 Hz para a barra de aço com amortecedor). Assim, quando a usinagem não permite a alteração das propriedades mecânicas da barra de toronar (deslocando a frequência natural para um valor mais elevado), o amortecedor deve ter a função de diminuir a amplitude das vibrações na ponta da ferramenta.

O balanço da barra de aço com amortecedor foi então elevado até que o corte se tornasse instável e o acabamento se deteriorasse. O espectro de aceleração é mostrado na Figura 4.33 a seguir.

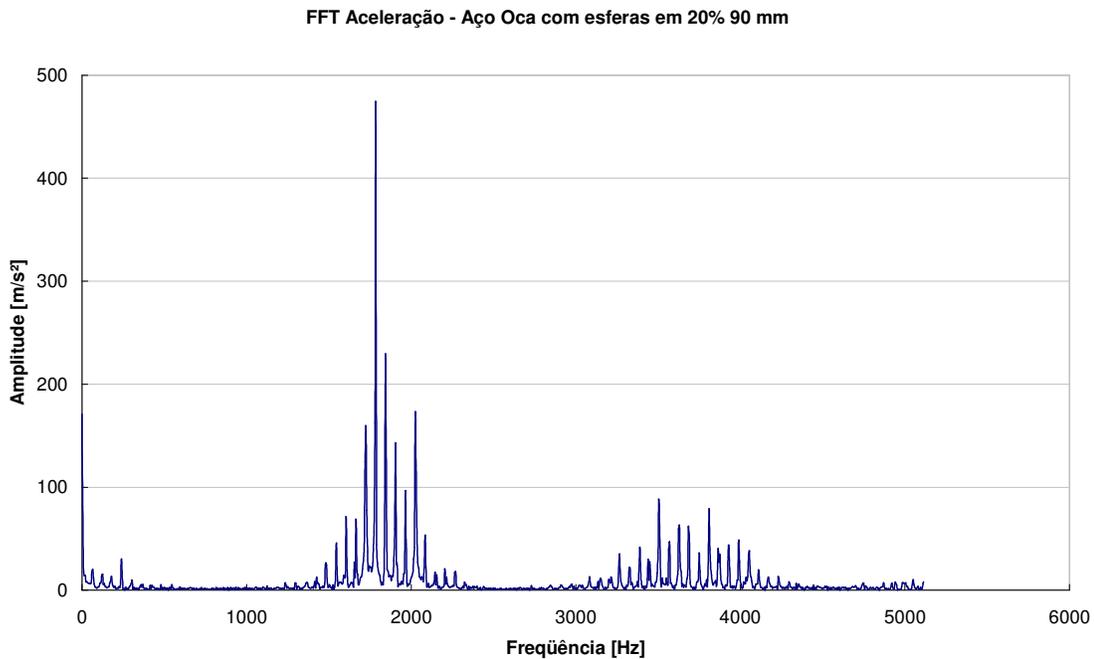
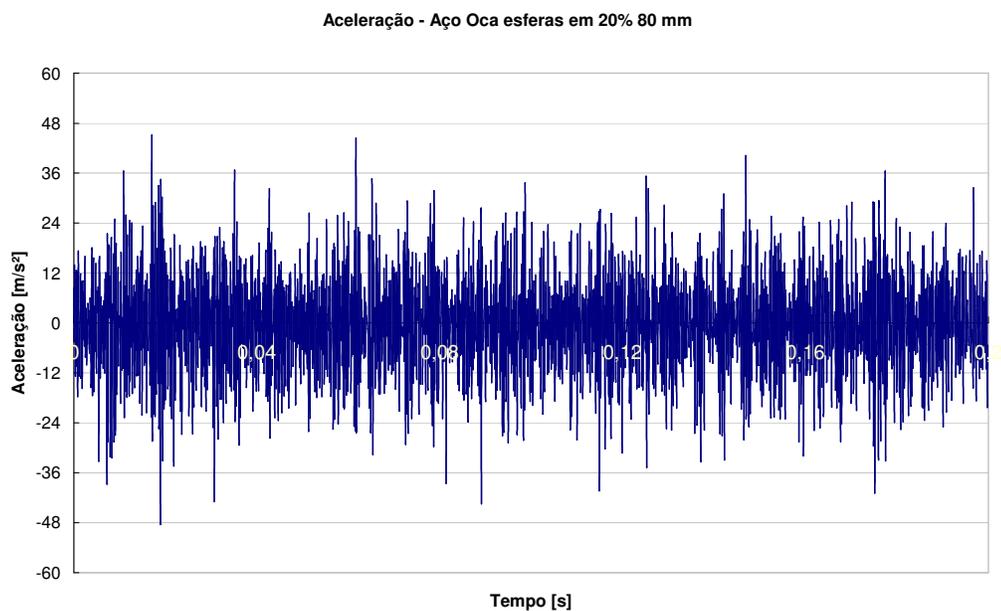


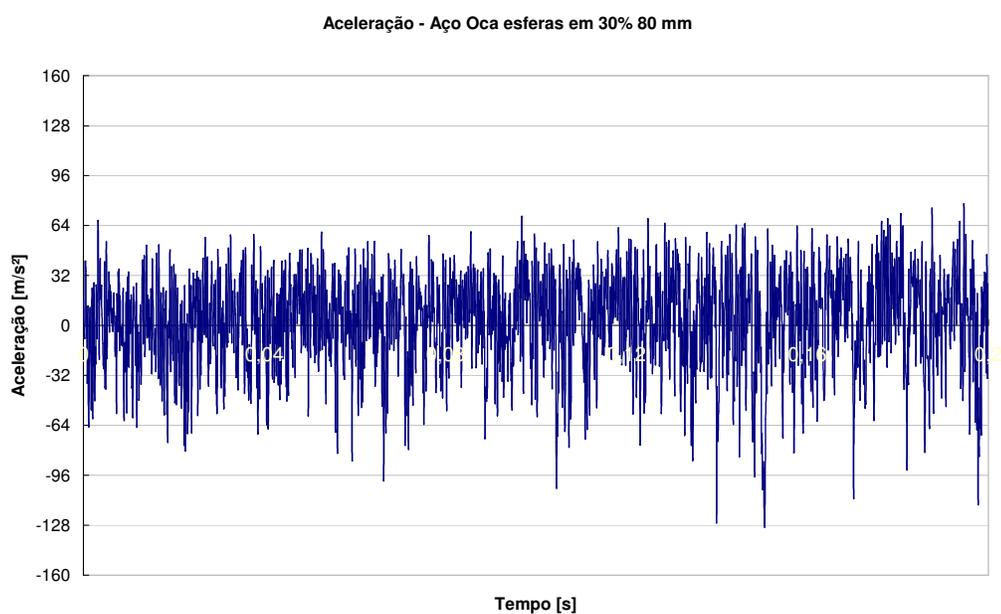
Figura 4.33 - Espectro de aceleração para barra de aço oca com esferas em 20%, em balanço de 90 mm.

Diferentemente do que ocorre com as barras de aço inteiriças (Figura 4.31 (a)) e de metal duro (Figura 4.6, balanço de 100 mm), o espectro de vibração da barra de aço com amortecedor já no regime instável, apresenta uma frequência de excitação predominante e uma faixa ampla de frequências com amplitude elevada. Além disso, a energia de vibração na frequência relativa ao primeiro harmônico desta frequência principal foi bem menor, devido à atuação dos amortecedores de partículas.

Considerando que o impacto das esferas contra a parede da cavidade é o mecanismo atuante no amortecimento das vibrações, a porcentagem de esferas foi elevada de modo a diminuir ainda mais as vibrações. A Figura 4.34 apresenta os valores de aceleração para a barra oca com esferas em 20% e 30% do volume.



(a)



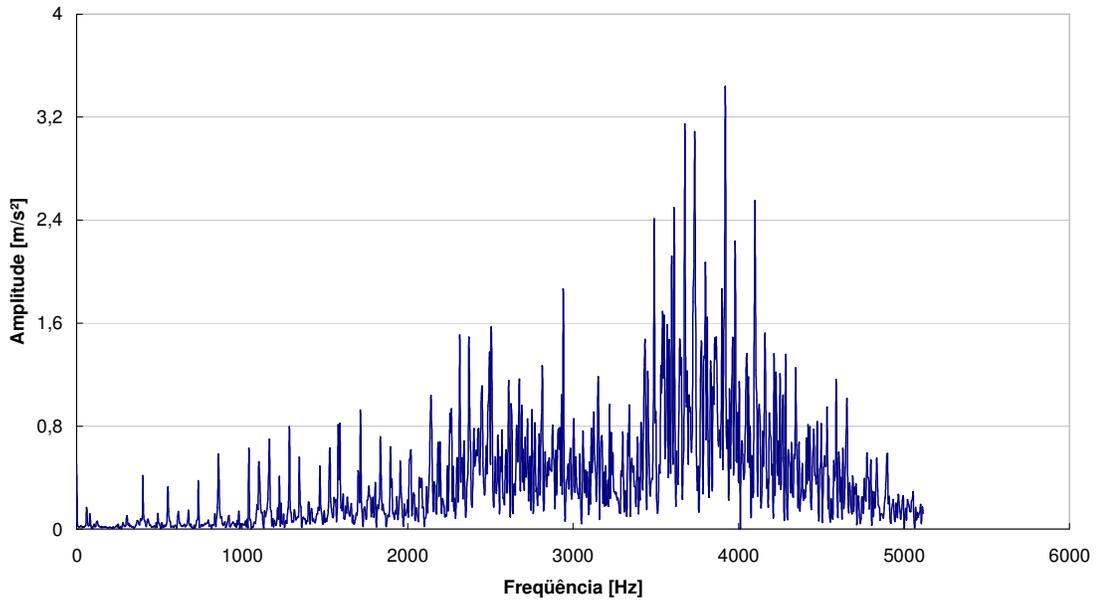
(b)

Figura 4.34 - Valores de aceleração no domínio do tempo para (a) barra de aço oca com esferas em 20% e (b) barra de aço oca com esferas em 30%, nas mesmas configurações e condições de corte.

É possível observar que a amplitude de aceleração é maior quando o volume de esferas foi elevado. Apesar da quantidade de esferas que causam impacto contra as paredes da cavidade ser maior, a distância livre que as esferas percorrem antes das colisões é menor, o que implica em menor energia por esfera.

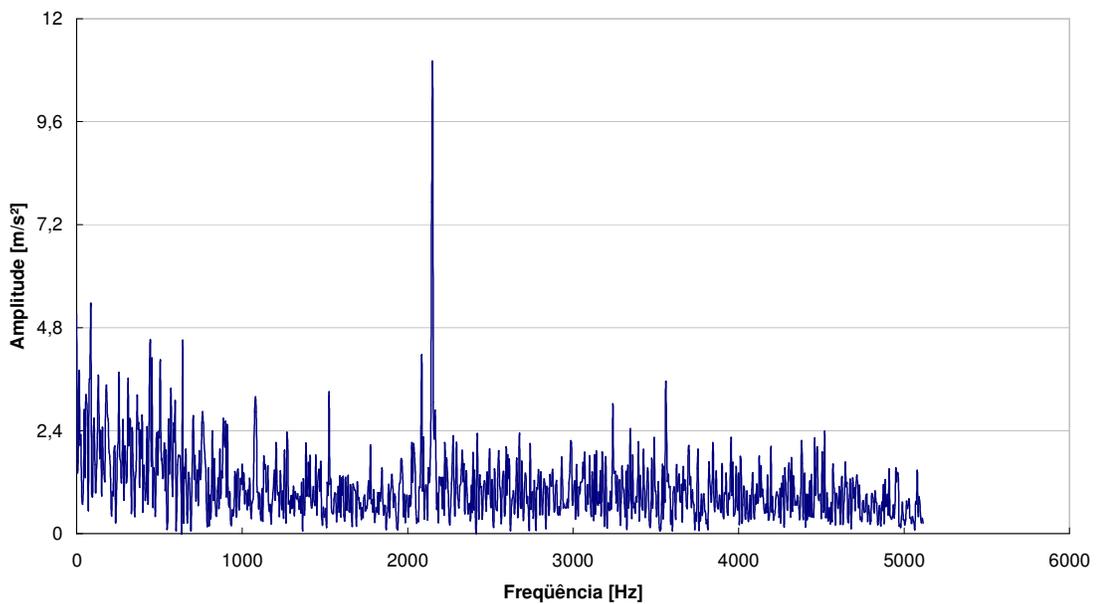
A Figura 4.35 mostra o espectro de aceleração para as barras de aço ocas com esferas em 20% e 30%.

FFT Aceleração - Aço Oca esferas em 20% 80 mm



(a)

FFT Aceleração - Aço Oca esferas em 30% 80 mm



(b)

Figura 4.35 - Espectro de aceleração para (a) barra de aço oca com esferas em 20% e (b) barra de aço oca com esferas em 30%, nas mesmas configurações e condições de corte.

A utilização de uma porcentagem maior de esferas causa uma elevação da amplitude de aceleração e, apesar do corte ainda ser considerado estável, surgem algumas características do corte instável, como um pico de excitação mais acentuado. Isto reforça a hipótese de que é necessário que a amplitude de aceleração atinja um valor limite para que o corte migre de condições estáveis para instáveis.

A etapa seguinte foi a comparação das barras de tornear em ensaios de vida de ferramenta, em valores de balanço no limite de estabilidade para cada uma delas.

4.3.3 Vida e Desempenho de Ferramenta com ferramentas no limite de estabilidade

Foram realizados testes de vida de usinagem comparativos entre a barra inteiriça de aço, metal duro e a barra de aço com amortecedor de partículas todas em seu balanço limite e com os mesmos parâmetros de usinagem (v_c : 360 m/min, f : 0,08 mm/rev e a_p : 0,1 mm) Os resultados de desempenho de ferramenta em termos de volume de cavaco removido pro vida são apresentados na Figura 4.36 a seguir.

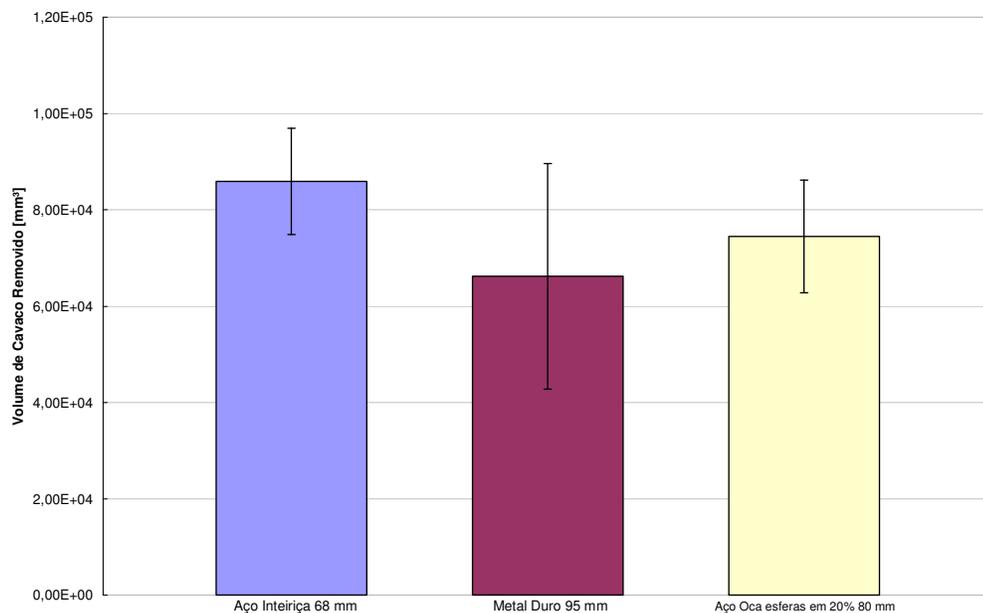


Figura 4.36 - Vida de ferramenta em termos de volume de cavaco removido para diferentes configurações de barra de tornear.

Com base na Figura 4.36 é possível observar que o desempenho das ferramentas pode ser considerado comparável devido às dispersões. Isto significa que, caso seja necessário o torneamento de furos ligeiramente mais longos, cujo balanço seja superior ao da barra de aço inteiriça (no caso das condições usadas neste trabalho, até 80 mm de balanço, a utilização do amortecedor de partículas é uma solução alternativa à aquisição de uma barra de toronar de metal duro. Quando porém se deseja balanços ainda mais longos (até 90 mm para as condições usadas neste trabalho), a barra de metal duro deve ser utilizada.

Uma vez que o critério de final de vida dos insertos foi o desgaste de flanco igual a 0,2 mm e o volume de cavaco removido pode ser estatisticamente considerado similar para os 3 casos, o desempenho obtido nas condições limites de estabilidade foi o mesmo.

4.3.4 Influência do Desgaste da Ferramenta no Acabamento Superficial

As condições de usinagem foram as mesmas em todos os testes complementares, exceto pelo balanço (barras de toronar no balanço limite do corte estável). Logo a diferença no acabamento superficial é devido à influência da vibração da ferramenta. A Figura 4.37 a seguir mostra os valores de desvio médio do perfil (R_a) ao longo das vidas das ferramentas.

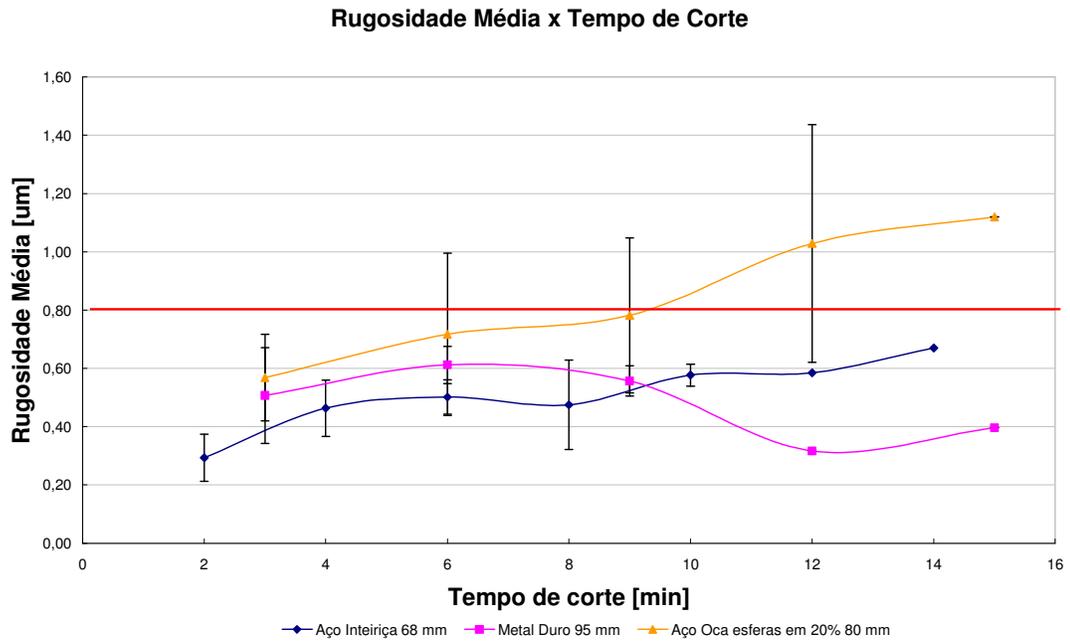


Figura 4.37 - Desvio médio do perfil (Ra) para diferentes configurações de barras de toronar ao longo da vida da ferramenta.

A Figura 4.38 apresenta os valores de rugosidade total para as barras de toronar.

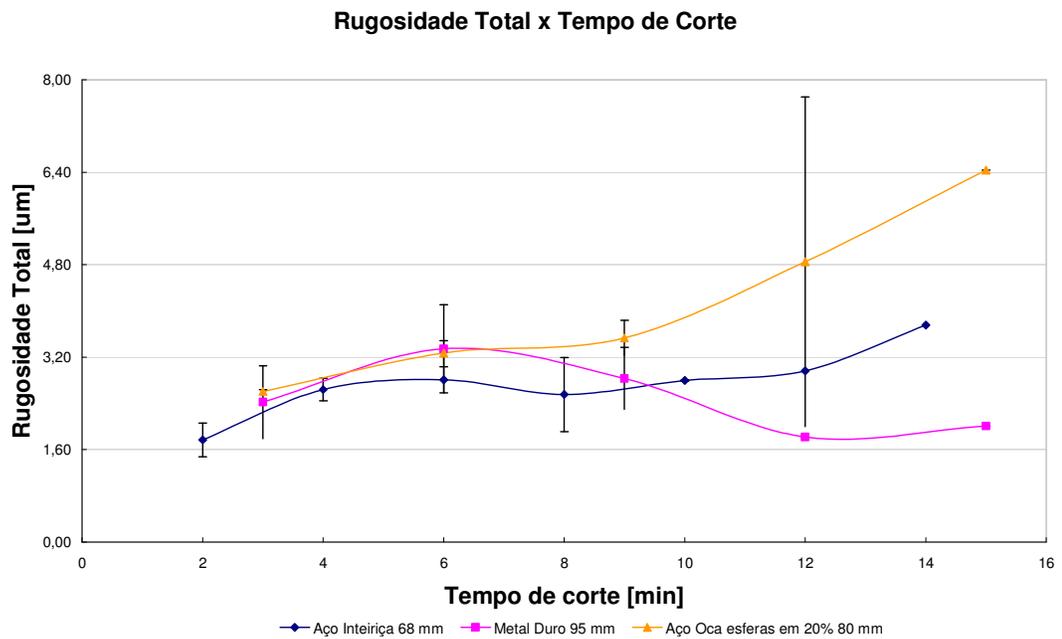


Figura 4.38 - Rugosidade total (Ry) para diferentes configurações de barras de toronar ao longo da vida da ferramenta.

A análise feita anteriormente sobre a influência do desgaste no acabamento pode ser repetida para este caso. O valor do desvio médio do perfil até próximo à metade da vida da ferramenta ficou abaixo do limite de $0,8 \mu\text{m}$ e as barras de tornear podem ser utilizadas para a obtenção de bons acabamentos dentro das condições de corte estável.

No final da vida do inserto, o acabamento obtido pela barra de aço inteiriça sofreu deterioração, porém seu valor ainda estava abaixo do limite considerado; o obtido pela barra de metal duro manteve-se constante e apenas o acabamento obtido pela barra de aço com amortecedor de partículas ficou acima do limite estabelecido.

A Figura 4. 39 a seguir apresenta as imagens de MEV dos insertos.

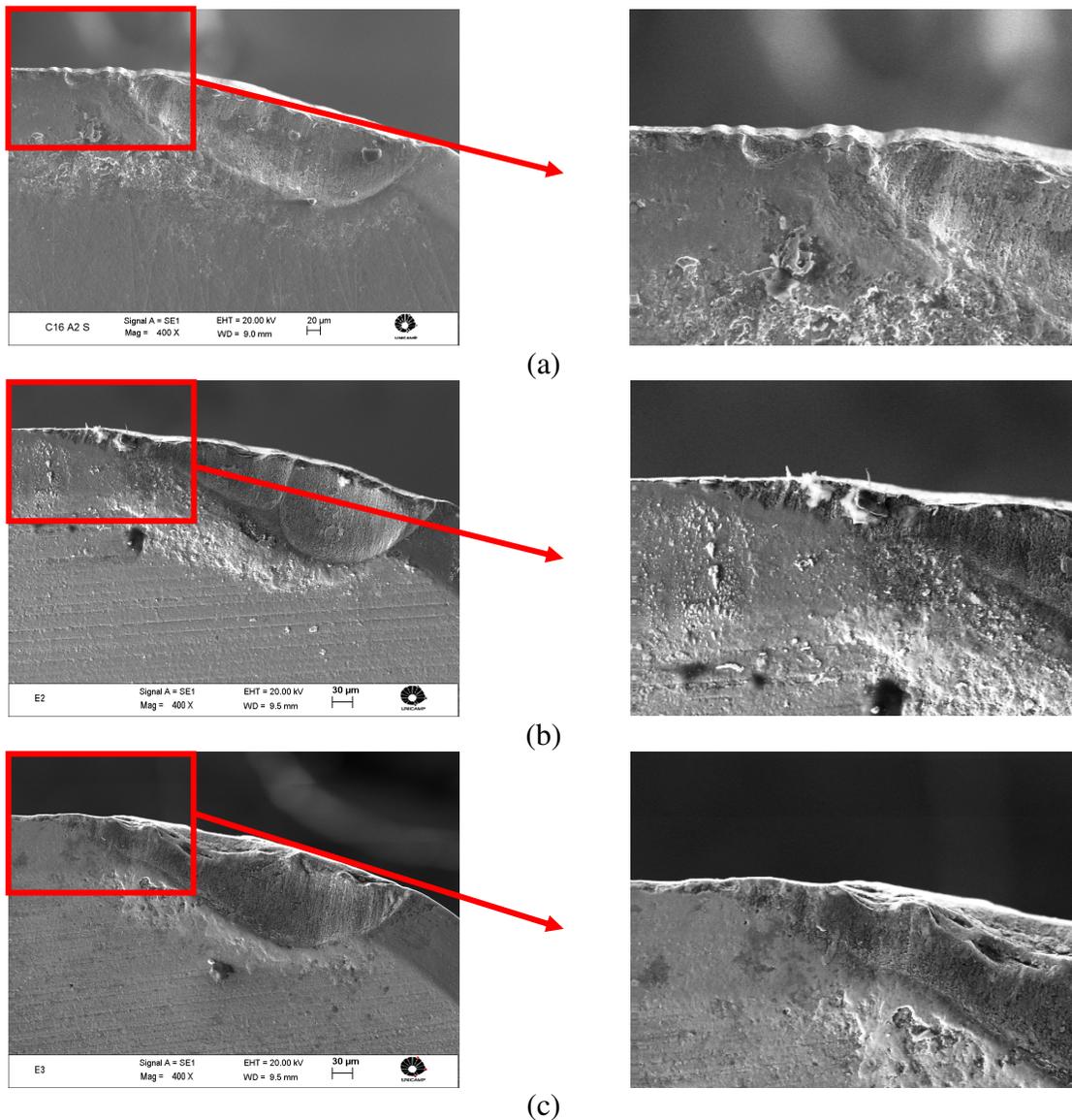


Figura 4.39 - Comparativo entre imagens da ponta da ferramenta para (a) barra de aço inteiriça; (b) barra de metal duro e (c) barra de aço oca com esferas em 20%.

A partir da Figura 4.39 é possível observar que a aresta da barra equipada com o amortecedor de partículas ficou mais degradada (quando comparada às outras barras) ao final da vida. Esta degradação pode estar relacionada ao maior nível de vibração da ferramenta, mesmo que a mesma estivesse em condições consideradas estáveis. Os valores de vibração das barras de aço inteiriça, metal duro e aço com amortecedor de esferas podem ser observados, respectivamente, nas Figuras 4.4 ((a) 68 mm), Figura 4.4 ((b) 95 mm) e Figura 4.34 (a).

4.3.5 Análise do Desgaste da Ferramenta

As condições de usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade de usinagem) foram mantidas constantes durante os ensaios de usinagem. Assim, mesmo que dentro do corte estável, a diferença no desgaste dos inserts foi a vibração. A Figura 4.39 mostra a evolução do desgaste de flanco para as diferentes barras de torneiar.

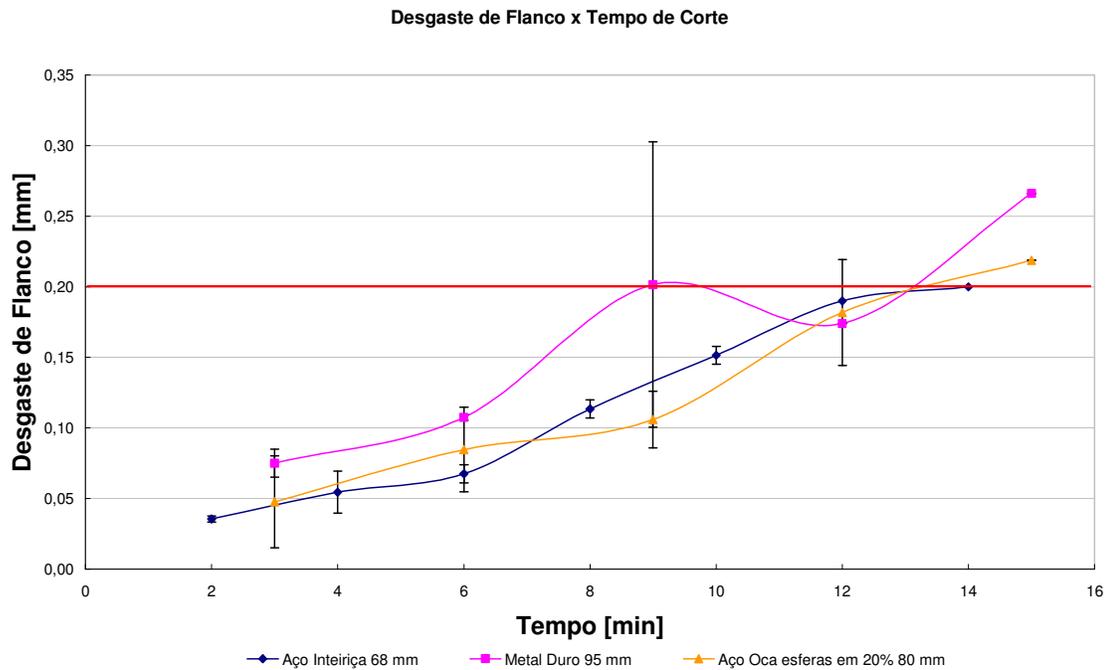
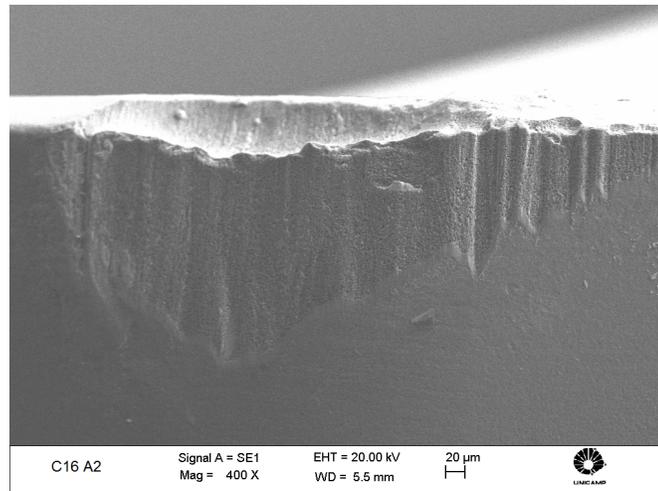
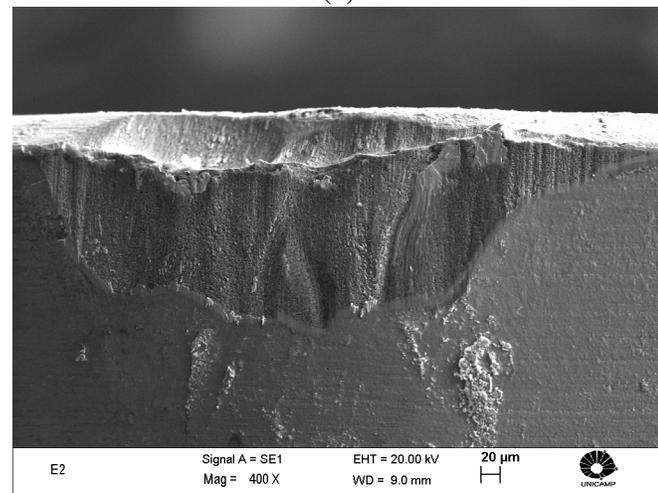


Figura 4.39 - Evolução do desgaste de flanco para diferentes configurações de barras de torneiar, nas condições limite de estabilidade.

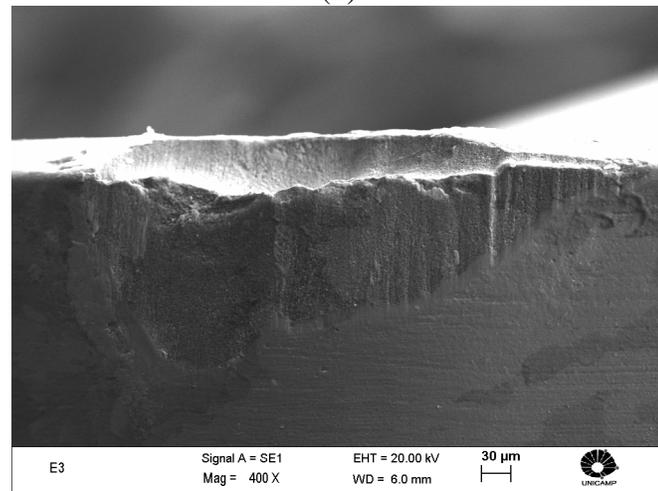
A evolução gradativa do desgaste de flanco (V_B) indica a ausência de avarias que levasse a uma mudança brusca da inclinação da curva e ao final súbito da vida do inserto. Novamente conclui-se que, enquanto o corte for estável, a vibração causada pela excitação em alta frequência que se confunde com a faixa de frequência natural do porta ferramenta como ocorreu nos ensaios deste trabalho (Figuras 4.8 e 4.9), não é suficiente para causar lascamento e quebra da ferramenta. A Figura 4.40 a seguir mostra as imagens de MEV da superfície de folga dos inserts.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.40 - Desgaste de flanco em (a) barra de aço inteiriça; (b) barra de metal duro e (c) barra de aço oca com esferas em 20%.

Pelas imagens, os tipos de desgaste presentes continuaram de flanco e de cratera. Os mecanismos aparentam serem os mesmos pelo aspecto das superfícies de folga (ranhuras e superfícies alisadas). Apenas na barra de aço com amortecedores que a aresta de corte se apresenta mais avariada que as outras e, por isso, se relaciona com os maiores valores de vibração.

5 CONCLUSÕES

Analisados os resultados obtidos, as conclusões obtidas e as sugestões para trabalhos futuros são apresentadas a seguir.

5.1 Conclusões deste Trabalho

É possível concluir, para o torneamento interno de aço endurecido com ferramenta de cBN, que:

- Nas condições em que o corte é estável, o acabamento é influenciado principalmente pelos parâmetros de usinagem (principalmente o avanço);
- Apesar de se tratar de uma ferramenta em balanço, o acabamento não piora com a perda gradual de rigidez;
- Mesmo com maior rigidez, as barras de metal duro devem ser recomendadas somente para balanços superiores aos permitidos nas barras de aço, pois sua utilização não gera melhor acabamento no corte estável, mesmo gerando amplitude de vibração da ferramenta menor que a barra de aço;
- A transição entre corte estável e instável se dá subitamente após um valor limite do balanço e não de modo gradativo. Esta transição se dá no mesmo valor de balanço tanto quando se avalia a estabilidade usando a rugosidade da peça, quanto quando ela é avaliada pela vibração da ferramenta;
- O limite de estabilidade para torneamento interno utilizando-se barra de metal duro se dá para maior valor de balanço que quando se utiliza barra de aço;

- O aumento do balanço provoca diminuição da frequência natural e também da excitação provocada pelo corte
- A instabilidade do corte não esteve ligada à excitação em pico de frequência natural, porém à presença de um ou mais harmônicos dessa excitação;
- A utilização de menor velocidade de corte e maior avanço promovem maior remoção de cavaco por aresta (maior vida da ferramenta);
- Quando o balanço da ferramenta utilizado está dentro da faixa de estabilidade da barra de aço, o uso de barra de aço ou de metal duro não influencia a vida da ferramenta;
- O desgaste de flanco é causado principalmente pela abrasão provocada por partículas de cBN oriundas do próprio inserto.
- A utilização de absorvedores passivos é uma alternativa à aquisição de uma barra de metal duro quando o balanço necessário for ligeiramente maior que o limite da barra de aço;
- Quando se utiliza barras de toronar, tanto de aço inteiriça, quanto de aço oca com amortecedores de partículas ou barra de metal duro, com balanço nos limites de estabilidade de cada uma das barras, as vidas de ferramenta encontradas são similares para os 3 casos;
- O principal mecanismo de atuação no absorvedor por partículas é a energia removida por cada impacto e não a quantidade de impactos dentro da cavidade;

5.2 Recomendações para Trabalhos Futuros

Como sugestão para trabalhos futuros nesta linha de pesquisa, recomenda-se:

- Análise dimensional e de forma dos furos usinados para que seja verificado se o torneamento pode substituir a retificação também deste ponto de vista;
- Análise de integridade superficial dos furos e comparação com a integridade superficial de furos obtidos por retificação;
- Utilização de outros fatores influentes nas vibrações como: sistemas de fixação, raio de ponta do inserto, profundidade de usinagem;
- Utilização de amortecedores ativos, barras comerciais com amortecedores (silent tools) e outros tipos de amortecedores passivos;
- Refinamento e compreensão dos amortecedores de partículas, utilizando-se de diferentes materiais, volumes e diâmetros de partículas.

6 REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AKESSON, H.; SMIRNOVA, T.; HAHASSON, L. Analysis of dynamic properties of boring bars concerning different clamping conditions. **Mechanical Systems and Signal Processing**, [S.l.], v. 23, p. 2629-2647. 2009.

ALTINTAS, Y. Mechanics of metal cutting. In: _____. **Manufacturing Automation: Metal Cutting Mechanics, Machine Tool Vibrations, and CNC Design**. Nova Iorque: Cambridge University Press, 2000. p. 4-64.

ALTINTAS, Y. WECK, M. Chatter Stability of Metal Cutting and Grinding **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, [S.l.], v. 53, n. 2, p. 619-642. 2004.

ANDRÉN, L.; HAKANSSON, L.; BRANDT, A.; CLAEISSON, I. Identification of dynamic properties of boring bar vibrations in a continuous boring operation. **Mechanical Systems and Signal Processing**, [S.l.], v. 18, p. 869–901. 2004.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR ISO 4287:2002**: Especificações geométricas do produto (GPS) - Rugosidade: Método do perfil - Termos, definições e parâmetros da rugosidade. Rio de Janeiro: ABNT, 2002. 18 p.

ASTAKHOV, V.P. Machining of hard materials - Definitions and industrial applications. In: DAVIM, J.P. (Ed.). **Machining of Hard Materials**. [S.l.]: Springer-Verlag, 2011. p. 1-32.

ATABEY, F.; LAZOGLU, I.; ALTINTAS, Y. Mechanics of boring processes - part I. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 43, p. 463-476. 2003.

BARTARYA, G.; CHOUDHURY, S.K. State of the art in hard turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 53, p. 1-14. 2012.

BEAUCHAMP, Y.; THOMAS, M.; YOUSSEF, Y.A.; MASOUNAVE, J. Investigation of Cutting Parameter Effects on Surface Roughness in Lathe Boring Operation by use of a Full Factorial Design. **Computers & Industrial Engineering**, [S.l.], v. 31, n. 3-4, p. 645-651. 1996.

BENHABIB, B. Machining. In: _____. **Manufacturing: Design, Production, Automation, and Integration**. 1. ed. Nova Iorque: Marcel Dekker, 2003. p. 199-231.

BONIFÁCIO, M.E.R. **Monitoramento do processo de torneamento de acabamento via sinais de vibração**. 1993. 103 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, Campinas, 1993.

BOUACHA, K.; YALLESE, M.A.; MABROUKI, T.; RIGAL, J. Statistical analysis of surface roughness and cutting forces using response surface methodology in hard turning of AISI 52100 bearing steel with CBN tool. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, [S.l.], v. 28, p. 349-361. 2010.

COELHO, R.T.; NG, E.; ELBESTAWI, M.A. Tool wear when turning hardened AISI 4340 with coated PCBN tools using finishing cutting conditions. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 47, p. 263-272. 2007.

DALLAS, D. B (Ed.). Turning and Boring. In: _____. **Tool and Manufacturing Engineers Handbook**. 3.ed. [S.l.]: McGraw-Hill, 1976. p. 1-220.

DINIZ, A.E. **Processo de Retificação**. Campinas, 2002, 49 p. Apostila do Curso de Usinagem dos Materiais - Faculdade de Engenharia Mecânica da UNICAMP.

DINIZ, A.E.; FERREIRA, J.R.; TEIXEIRA FILHO, F. Influence of refrigeration/lubrication condition on SAE 52100 hardened steel turning at several cutting speeds. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 43, p. 317-326. 2003.

DINIZ, A.E.; GOMES, D.M.; BRAGHINI JR, A. Turning of hardened steel with interrupted and semi-interrupted cutting. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 159, p. 240-248. 2005.

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**. 8. ed. São Paulo: Artliber, 2013.

DINIZ, A.E.; OLIVEIRA, A.J. Hard turning of interrupted surfaces using CBN tools. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 195, p. 275-281. 2008.

DOGRA, M.; SHARMA, V.S.; SACHDEVA, A.; SURI, N.M.; DUREJA, J.S. Tool wear, chip formation and workpiece surface issues in CBN hard turning: A review. **International Journal of Precision Engineering and Manufacturing**. [S.l.], v. 11, n. 2, p. 341-358. 2010.

DU, Y.; WANG, S. Modeling the fine particle impact damper. **International Journal of Mechanical Sciences**, [S.l.], v. 52, p. 1015-1022. 2010.

EMA, S.; MARUI, E. A fundamental study on impact dampers. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 34, n. 3, p. 407-421. 1994.

EMA, S. MARUI, E. Suppression of chatter vibration of boring tools using impact dampers. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 40, p. 1141–1156. 2000.

FIELD, M.; KAHLES, J.F.; KOSTER, W.P. Surface finish and surface integrity. In: DAVIS, J.R.. **ASM Metals Handbook: Machining**. v. 5. 9. ed. [S.l.]: ASM International, 1994. p. 43-84.

GODOY, V.A.A.; DINIZ, A.E. Turning of interrupted and continuous hardened steel surfaces using ceramic and CBN cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 211, p. 1014-1025. 2011.

GRZESIK, W. Advanced Machining Processes. In: _____. (Org.). **Advanced Machining Processes of Metallic Materials: Theory, Modelling and Applications**. [S.l.]: Elsevier, 2008. p. 213-299.

GRZESIK, W.; RECH, J.; WANAL, T. Surface finish on bearing steel parts produced by superhard and abrasive tools. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 47, p. 255-262. 2007.

HUO, D.; CHENG, K. Basic concepts and theory. In: CHENG, K. (Ed.). **Machining Dynamics: Fundamentals, applications and practices**. Londres: Springer-Verlag, 2009. p. 7-20.

KLOCKE, F.; BRINKSMEIER, E.; WEINERT, K. Capability profile of hard cutting and grinding processes. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, [S.l.], v. 54, n. 2, p. 22-45. 2005.

KÖNIG, W.; BERKTOLD, A.; KOCH, K.-F. Turning versus grinding - A comparison of surface integrity aspects and attainable accuracies. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, [S.l.], v. 42, n. 1, p. 39-43. 1993.

LIMA, J.G.; ÁVILA, R.F.; ABRÃO, A.M.; FAUSTINO, M.; DAVIM, J.P. Hard turning: AISI 4340 high strength low alloy steel and AISI D2 cold work tool steel. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 169, p. 388-395. 2005.

LU, Z.; LU, X.; MASRI, S.F. Studies of the performance of particle dampers under dynamic loads. **Journal of Sound and Vibration**, [S.l.], v. 329, p. 5415-5433. 2010.

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

MATWEB - Material Property Data. [S.l.]. Disponível em: <<http://www.matweb.com/>>. Acesso em jul 2014.

MEI, C. Active regenerative chatter suppression during boring manufacturing process. **Robotics and Computer-Integrated Manufacturing**, [S.l.], v. 21, p. 153-158. 2005.

MORE, A.S.; JIANG, W.; BROWN, W.D.; MALSHE, A.P. Tool wear and machining performance of CBN-TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 180, p. 253-262. 2006.

OLIVEIRA, A.J.; DINIZ, A.E.; URSOLINO, D.J. Hard turning in continuous and interrupted cut with PCBN and whisker-reinforced cutting tools. **Journal of Materials Processing Technology**, [S.l.], v. 209, p. 5262-5270. 2009.

PARIS, H.; PEIGNE, G.; MAYER, R. Surface shape prediction in high speed milling. **International Journal of Machine Tools & Manufacture**, [S.l.], v. 44, n.15, p.1567-1576, 2004.

POULACHON, G.; MOISAN, A.; JAWAHIR, I.S. Tool-wear mechanism in hard turning with polycrystalline cubic boron nitride tools. **Wear**, [S.l.], v. 250, p. 576-586. 2001.

RIVIN, E.I.; KANG, H. Enhancement of dynamic stability of cantilever tooling structures. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, [S.l.], v. 32, n. 4, p. 539-561. 1992.

SAHIN, Y.; MOTORCU, A.R. Surface roughness model in machining hardened steel with cubic boron nitride cutting tool. **International Journal of Refractory Metals and Hard Materials**, [S.l.], v. 26, p. 84-90. 2008.

SANDVIK Coromant. **How to Reduce Vibration in Metal Cutting**. Sandviken: Sandvik, [2006?].

SANDVIK Coromant. **Manual Técnico**. Sandviken: Sandvik, [2009?].

SCHEFFER, C.; HEYNS, P. S. Vibration-Based Tool Condition Monitoring Systems. In: DE SILVA, C. W. **Vibration and Shock Handbook**. 1.ed. [S.l.]: CRC Press, 2005. pp. 1-24.

SHAW, M.C. **Metal Cutting Principles**. 2. ed. [S.l.]: Oxford University Press, 2005. 672 p.

SIMS, N.D.; AMARASINGHE, A.; RIDGWAY, K. Particle dampers for workpiece chatter mitigation. In: ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition, 2005, Orlando. **Proceedings of IMECE 2005**, 2005. 8 p.

SMITH, G.T. Drilling and Associated Technologies. In: _____. (Org.). **Cutting Tool Technology**: Industrial Handbook. Londres: Springer-Verlag, 2008. p. 87-147.

SORTINO, M.; TOTIS, G.; PROSPERI, F. Development of a practical model for selection of stable tooling system configuration in internal turning. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**. [S.l.], v. 61, p. 58-70. 2012.

THOMAS, M. BEAUCHAMP, Y. YOUSSEF, A. Y. MASOUNAVE J. Effect of tool vibrations on surface roughness during lathe dry turning process. **Computers Industrial Engineering**. [S.l.], v. 31, n. 3/4, p. 637-644. 1996.

TÖNSHOFF, H.K.; ARENDT, C.; BEN AMOR, R. Cutting of hardened steel. **CIRP Annals**. [S.l.], v. 49, n. 2, p. 547-566. 2000.

TRENT, E.M.; WRIGHT, P.K. **Metal Cutting**. 4. ed. Woburn: Butterworth-Heinemann, 2000.

TRICARD, M. Surface integrity. In: COTELL, C.A.; SPRAGUE, J.A.; SMIDT JR, F.A. **ASM Metals Handbook**: Surface Engineering. v. 5. 9. ed. [S.l.]: ASM International, 1994. p. 317-331.

TUCHOLSKI, G. **Grinding sludge goes Green:** Briquetting for the environment. North American Clean Energy. 2012. Disponível em: <<http://www.nacleanenergy.com/articles/14358/grinding-sludge-goes-green-briquetting-for-the-environment>>. Acesso em: 01 jun. 2014.