

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

**Estudo do Fresamento do Aço D2 Endurecido em
Altas Velocidades de Corte**

Autor: **Carlos Cesar de Castro Deonísio**
Orientador: **Olívio Novaski**

01/04

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

**Estudo do Fresamento do Aço D2 Endurecido em
Altas Velocidades de Corte**

Autor: **Carlos Cesar de Castro Deonísio**
Orientador: **Olívio Novaski**

Curso: Engenharia Mecânica.
Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2004
S.P. - Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

D44e Deonísio, Carlos Cesar de Castro
Estudo do fresamento do aço D2 endurecido em altas
velocidades de corte / Carlos Cesar de Castro Deonísio.--
Campinas, SP: [s.n.], 2004.

Orientador: Olívio Novaski.
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas,
Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Processos de fabricação. 2. Usinagem.
3. Ferramentas para cortar metais. 4. Aço
I. Novaski, Olívio. II. Universidade Estadual de Campinas.
Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Titulo em Inglês: Study of the milling of hardned stee D2 in high speed
cutting

Palavras-chave em Inglês: Manufacture process, Machining, Tools for cutting
metals, Steel

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutorado

Banca examinadora: Reginaldo Teixeira Coelho, João Roberto Ferreira,
Anselmo Eduardo Diniz e Sérgio Tonini Button

Data da defesa: 15/12/2004

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE FABRICAÇÃO

TESE DE DOUTORADO

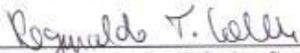
**Estudo do Fresamento do Aço D2 Endurecido em
Altas Velocidades de Corte**

Autor: Carlos Cesar de Castro Deonísio

Orientador: Olívio Novaski



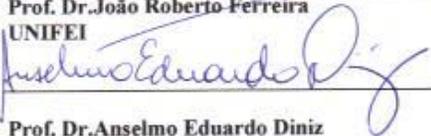
Prof. Dr. Olívio Novaski, Presidente
UNICAMP-FEM



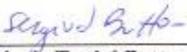
Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho
USP-EESC



Prof. Dr. João Roberto Ferreira
UNIFEI



Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz
FEM-UNICAMP



Prof. Dr. Sérgio Tonini Button
FEM-UNICAMP

Campinas, 15 de dezembro de 2004

Dedicatória:

Dedico este trabalho à minha família, Alda, Mariana e Melissa, pelo carinho, incentivo e compreensão nas minhas ausências, em prol da realização deste; aos meus pais, Oscar e Luzia, exemplos de perseverança e dedicação, e a todos que possam aplicá-lo na execução das tarefas do dia a dia.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ser executado sem a ajuda de diversas Instituições e pessoas às quais presto minha homenagem:

À **Volkswagen do Brasil** pela oportunidade de aprendizado, durante os 12 meses que passamos na sua Ferramentaria, acompanhando a implementação da Tecnologia de Usinagem em Alta Velocidade no seu processo de fabricação de moldes e matrizes, e pelo apoio financeiro na compra de equipamentos e atuação junto a seus fornecedores, os quais forneceram as ferramentas de corte e fixações utilizadas nesse trabalho.

À **Arvín Méritor do Brasil**, pela cessão da matéria prima e preparação dos corpos de prova;

À **DAIMLER CHRYSLER**, através do seu Centro Tecnológico da Qualidade - CTQ, pelas medições de tensão residual e também pela oportunidade de aprendizado, nos dois anos em que acompanhamos a implementação do processo de usinagem em alta velocidade na sua Ferramentaria;

À **Karmann-Ghia**, pela cessão de ferramentas de corte desgastadas, montagem das ferramentas de corte para os ensaios preliminares e informações técnicas;

À **ELEB**, pela confecção dos dispositivos para fixação do dinamômetro e cessão de recursos financeiros para compra de equipamentos utilizados neste trabalho;

À **EMBRAER** e a **T-SYSTEM**, pela geração dos programas CN utilizados nos ensaios;

À **MAKINO**, que disponibilizou na Área de Fabricação do Centro de Competência em Manufatura-CCM/ITA, por 2 anos, o centro de usinagem HSC, onde foram realizados os ensaios;

À **Sanches Blanes**, pela cessão dos cones para fixação das ferramentas de corte e do equipamento para montagem por interferência térmica;

À **Walter do Brasil**, pela cessão das ferramentas de corte;

Ao **Centro Técnico Aeroespacial/Instituto de Aeronáutica e Espaço**, através das divisões: ***Divisão de Instrumentação e Ensaios – AIE***, pela disponibilização dos equipamentos para aquisição de temperatura; ***Divisão de Sistemas Aeronáuticos / Propulsão – ASA-P***, pela calibração dos termopares utilizados nos ensaios; ***Divisão de Materiais - AMR***, pelas análises para caracterização da matéria prima e dos corpos de prova após as usinagens e disponibilização do equipamento para realização dos ensaios de microdureza;

Ao **Instituto Tecnológico de Aeronáutica-ITA**, através da ***Divisão de Engenharia Mecânica***, pela disponibilização dos serviços de apoio técnico do Laboratório de Máquinas Ferramentas – MOF e pelo do uso das instalações e equipamentos do ***Centro de Competência em Manufatura – CCM***;

Ao **Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial-SENAI**, através do ***Centro Integrado de Manufatura e Tecnologia - CIMATEC***, pelo apoio na conclusão deste trabalho, inserido no conjunto de atividades do Projeto RECOPE: Estruturação e Desenvolvimento do Núcleo Baiano de Pesquisa e Desenvolvimento em Ferramentaria;

À **FINEP** que financiou a criação da Área de Fabricação do Centro de Competência em Manufatura-CCM, no ITA, onde foi desenvolvida a parte experimental desse trabalho;

À **FAPESB**, através do financiamento do Projeto RECOPE: Estruturação e Desenvolvimento do Núcleo Baiano de Pesquisa e Desenvolvimento em Ferramentaria, e à **FAPESP**, através do financiamento do Projeto Temático Usinagem em Altas Velocidades de Corte, projetos para os quais este trabalho é uma modesta contribuição;

Ao Prof. Dr. Olívio Novaski, pela oportunidade de desenvolver este trabalho, pela orientação, ensinamentos técnicos e amizade desenvolvida ao longo desses anos;

Ao Prof. Dr. Reginaldo Teixeira Coelho e ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, pelo apoio e discussões técnicas que em muito colaboraram nas diretrizes seguidas neste trabalho;

Aos amigos e companheiros de trabalho: Davi Neves, Daniel Krabbe, João Marcos, Aldo Braghini Junior, Daniel Hioki e Cibele Deonísio Darvin, pelo apoio e enriquecedoras discussões técnicas;

À todos os professores e funcionários do **DEF/FEM/UNICAMP**, pelo ótimo convívio e ambiente de trabalho. Na realização deste trabalho há um pouco da colaboração de todos, não apenas através das contribuições técnicas, mas também através dos laços de respeito e amizade desenvolvidos;

A Deus pela graça do poder realizar.

*“Ama a Deus sobre todas a s coisas e ao próximo como a ti mesmo.”
Tudo mais será conseqüência deste ato.*

Resumo

Deonísio, Carlos Cesar de Castro, *Estudo do Fresamento do Aço D2 Endurecido em Altas Velocidades de Corte*; Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 214 p. Tese (Doutorado)

O principal objetivo deste trabalho é caracterizar a qualidade da superfície gerada no processo de fresamento em acabamento, com fresas de topo esférico, do aço para trabalho a frio ABNT D2, endurecido. Utilizou-se o método do planejamento fatorial e as variáveis de influência foram às condições de contato entre a ferramenta e a superfície usinada, os parâmetros de corte e o desgaste de flanco da ferramenta de corte (VB). O aumento da velocidade de corte muda o mecanismo de formação do cavaco, causando a diminuição da razão entre o aumento dos esforços de usinagem e da deflexão da ferramenta de corte em relação ao aumento da velocidade de corte, decorrente da mudança na distribuição de temperatura entre a ferramenta de corte, a peça e o cavaco. Há interação entre a velocidade de corte, o sobrematerial e o avanço, em relação à deformação, encruamento e conseqüente endurecimento da superfície usinada. O desgaste da ferramenta de corte tem significativa influência na integridade da superfície gerada. A velocidade de corte e o avanço por dente influenciam na segmentação do cavaco.

Palavras Chave

Usinagem em Alta Velocidade; Fresamento; Moldes e Matrizes; Integridade Superficial; Formação de Cavacos; Esforços de Usinagem; Aço Endurecido;

Abstract

Deonísio, Carlos Cesar de Castro, *Study of The Milling of Hardened Steel D2 in High Speed Cutting*, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2004. 214 p. Tese (Doutorado)

The main goal of this investigation is to characterize the quality of the generated surface, in the process of finishing milling, of the hardened steel for cold work ABNT D2. The method of factorial planning was used and the variables of influence were the conditions of contact between the cutting tool and the machined surface, the cutting parameters and the cutting tool wear. The increase of the cutting speed change the mechanism of chip formation, causing the reduction of the ratio of the increase of machining forces and the deflection of the cutting tool in relation to the increase of the cut speed, because of the change in the distribution of temperature between the tool, the part and the chip. There is interaction between cutting speed, feed rate and stock removal, in relation the deformation, strain hardening and consequent hardening of the surface machining. The wear of the cutting tool has significant influence in the integrity of the generated surface. The cutting speed and the feed for tooth influence the segmentation of the chip.

Key Words

High Speed Machining; Milling; Die and Molde; Surface Integrity; Chip Formation; Machining Forces; Hardned Steel;

Índice

Lista de Figuras	vii
Lista de Tabelas	xix
Nomenclatura.....	xx
Capítulo 1 Introdução	01
1.1 – Objetivo geral	03
1.1.1 – Objetivos específicos.....	03
Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica	
O Fresamento com fresas de topo esférico na usinagem de moldes e matrizes para conformação de chapas	
2.1 - Introdução.	07
2.1.1 - O ciclo de fabricação de moldes e matrizes para a conformação de chapas....	08
2.1.2 - Materiais empregados na fabricação de moldes e matrizes para conformação de chapas.....	10
2.1.3 - Considerações gerais para definição dos processos de fabricação de moldes e matrizes para conformação de chapas.	13
a - Custos de fabricação.....	13
b - Cumprimento dos prazos.....	16

c - Observação dos requisitos funcionais do produto e da ferramenta para conformação.	17
d - Recurso produtivo disponível.	17
2.2 – Usinagem em alta velocidade.	18
2.2.1 – Histórico da usinagem em alta velocidade.	19
2.2.2 – Conceituação da usinagem em alta velocidade.	23
2.2.3 – Vantagens e aplicações do fresamento em alta velocidade na usinagem de moldes e matrizes para a conformação de chapas.	25
2.2.4 – Aplicação industrial do processo.	27
2.3 - Fundamentos da tecnologia de usinagem aplicados ao processo de fresamento de formas livres, com fresa de topo esférico, em aços endurecidos.	28
2.3.1 – Análise geométrica do processo de usinagem com fresas de topo esférico.	28
2.3.2 – Formação de cavacos.	38
2.3.3 – Temperatura durante o fresamento.	44
2.3.4 – Esforços de usinagem no fresamento.	47
2.3.5 - A Vibração durante o processo de fresamento (“Chatter”).	51
a – O processo de amortecimento.	53
2.4 – Materiais para ferramentas de corte utilizados no fresamento de aços endurecidos.	54
2.4.1 - Metal Duro Utilizado no Fresamento de Aço Endurecido.	55
2.4.2 – Revestimentos Usados nas Ferramentas de Corte para fresamento de aço endurecido.	56
2.4.3 – CBN Utilizado no Fresamento de Aço Endurecido.	60
2.5 – Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.	62
2.5.1 – Principais mecanismos de desgaste observados.	63

2.6 – Integridade superficial e caracterização da superfície usinada.....	67
2.6.1 – Acabamento superficial ou textura da superfície usinada.....	68
2.6.2 – Integridade superficial.....	70
2.6.3 – Tensão Residual.....	75
Capítulo 3 – Procedimentos experimentais	
3.1 – Descrição geral	78
3.1.1 – Matéria prima	78
3.1.2 – Preparação dos corpos de prova	80
3.1.3 – Máquina-ferramenta utilizada.....	81
3.1.4 – Ferramentas de corte, fixações e equipamentos para montagem.....	82
3.1.5 – Sistemas para medição de desgastes na ferramenta de corte e observação das superfícies usinadas.....	83
3.1.6 – Sistema para medição da deflexão do conjunto mandril de fixação e ferramenta de corte.....	84
3.1.7 – Sistema para medição dos esforços de usinagem.....	87
3.1.8 – Sistema para medição da temperatura.....	89
3.2 – O delineamento dos ensaios	91
a – Critérios para a escolha dos parâmetros de corte.....	92
b – Critérios para a escolha dos ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}) entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à superfície usinada.....	93
c – Critérios para a escolha das estratégias de usinagem	94
d – Critérios para escolha das condições de contato entre a ferramenta e a superfície usinada	94

3.2.1 – Primeiro bloco de ensaios - análise das condições de contato entre a ferramenta de corte e a superfície usinada.....	95
3.2.2 – Segundo bloco – ensaios para análise da influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z)	98
3.2.3 – Terceiro bloco – ensaios para análise da influência da velocidade de corte (v_c)	100
3.2.4 – Quarto bloco – ensaios para análise da influência do desgaste da ferramenta de corte (VB)	101
Capítulo 4 – Análise dos resultados	
4.1 – Primeiro Bloco de Ensaios: Análise do comportamento das variáveis de resposta, para diferentes condições de contato entre a ferramenta de corte e a superfície em usinagem, na estratégia de contorno.....	105
4.1.1 – Análise da influência das condições de contato, entre a ferramenta de corte e a superfície usinada, na força de usinagem (F_u), na força de avanço (F_f), na força de apoio (F_{ap}) e na força passiva (F_p).....	105
4.1.2 – Análise da influência das condições de contato, entre a ferramenta de corte e a superfície usinada, na rugosidade	114
4.2 - Bloco de Ensaios 02: análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nas variáveis de resposta.	118
4.2.1 - Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos esforços de usinagem e na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte	118
4.2.2 - Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na temperatura da superfície usinada	133
4.2.3 – Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual).	137

a - Influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) no perfil de micro dureza.....	137
b – Análise da influência dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade.....	139
c – Análise da influência dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial	141
d - Análise da influência dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na tensão residual da superfície usinada.....	145
e - Análise da influência dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na forma e no tipo de cavaco gerado	147
4.3 - Bloco de Ensaio 03: análise da influência da variação dos valores de velocidade de corte (v_c) nas variáveis de resposta.....	151
4.3.1 - Análise da influência da variação da velocidade de corte nos esforços de usinagem e na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte ..	151
4.3.2 - Análise da influência da variação da velocidade de corte na temperatura da superfície da peça	154
4.3.3 - Análise da influência na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, transformações metalúrgicas, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, rugosidade e tensão residual)	161
a - Análise da influência da velocidade de corte no perfil de micro dureza....	161
b - Análise da influência da variação da velocidade de corte na rugosidade ..	163
c - Análise da influência da variação da velocidade de corte nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial	169
d - Análise da influência da variação da velocidade de corte na tensão residual da superfície usinada.....	174

4.3.4 - Análise da influência da variação da velocidade de corte na forma e no tipo do cavaco gerado.	175
4.4 – Bloco de ensaios 04: análise da influência da variação dos valores do desgaste das ferramentas de corte (VB) nas variáveis de resposta	181
4.4.1 - Análise da influência na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, transformações metalúrgicas, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, rugosidade e tensão residual)	182
a - Análise da influência da variação do desgaste VB na rugosidade	182
b - Análise da influência da variação do desgaste VB nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial	185
c - Análise da influência da variação do desgaste VB no perfil de micro dureza	186
4.4.2 - Análise da influência da variação do desgaste VB na forma e no tipo do cavaco gerado.	188
 Capítulo 5 – Conclusões e sugestões para próximos trabalhos	
5.1 - Conclusões.	192
5.2 - Sugestões para próximos trabalhos.	200
 Referências Bibliográficas.....	201

Lista de figuras

Figura 2.1 Peças usinadas em aço ABNT D2, endurecido, 60HRc (Coldwell, 2003).....	14
Figura 2.2 Tempos de usinagem das peças fabricadas em aço ABNT D2, apresentadas na figura 2.1 (Coldwell, 2003)	15
Figura 2.3 Custos das peças usinadas em aço ABNT D2, apresentadas na figura 2.1 (Coldwell, 2003).....	15
Figura 2.4 Faixas de velocidade de corte para operações HSC (Schulz, 1992, Schulz, 1996, Finzer, 1997)	24
Figuras 2.5 Variáveis do processo relacionadas à tecnologia de corte em alta velocidade (Schulz, 1992; Schulz, 1996; Finzer, 1997)	25
Figura 2.6 As características do processo de usinagem em alta velocidade de corte (SANDVIK, 1999).....	26
Figura 2.7 Sistema de referência da ferramenta: Corte FF - Plano de referência (P_r); Corte HH - Plano de trabalho (P_f); Corte EE - Plano ortogonal (P_o); Corte DD - Plano de corte (P_s), adaptado conforme NBR 6163 (NBR 6163, 1990)	30
Figura 2.8 Representação da variação do ângulo (B_f), em máquinas CNC de três eixos, utilizando-se a estratégia de usinagem em cópia, na usinagem de superfícies inclinadas e planas. a) Movimento descendente ($-B_f$); b) Movimento neutro ($B_f = \text{zero graus}$); c) Movimento ascendente ($+B_f$); (Deonísio, 2003).....	31

Figura 2.9 Representação da variação do ângulo (B_{fn}), em máquinas CNC de três eixos, utilizando-se a estratégia de usinagem em contorno. a) Movimento descendente ($-B_{fn}$); b) Movimento neutro ($B_{fn} = \text{zero graus}$); c) Movimento ascendente ($+B_{fn}$); (Deonísio, 2003)	32
Figura 2.10 (a) Variação do raio de corte e da velocidade de corte, ao longo da aresta de corte de fresas de topo esférico, em função da variação do ângulo de inclinação da ferramenta; (b) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento ascendente (adaptado de Aksoy, 1997)	34
Figura 2.10 (c) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento neutro; (d) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento descendente (adaptado de Aksoy, 1997)	35
Figura 2.11 Influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_f) e do diâmetro de fresas de topo esférico na variação do raio máximo de contato ($R_{\text{máximo}}$) e na espessura máxima (h_m), medidos no plano de trabalho, para $a_n = 0,2 \text{ mm}$ e $f_z = 0,1 \text{ mm}$ (Deonísio, 2003)	36
Figura 2.12 Estágios do mecanismo da formação do cavaco (Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002)	39
Figura 2.13 Microestrutura do cavaco, no 4º estágio, do ciclo de formação do cavaco, apresentado na figura 2.12 (Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002)	40
Figura. 2.14 Tipos de cavaco em função da dureza e da variação da velocidade de corte (Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002)	41
Figura 2.15 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2, com uma ferramenta nova, na operação de torneamento (POULACHON, 2003)	42
Figura 2.16 Carbonetos em meio à camada branca, no cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2 com uma ferramenta nova (POULACHON, 2003).....	42

Figura 2.17 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2, utilizando uma ferramenta com desgaste de cratera de 80 μm de profundidade (POULACHON, 2003)	43
Figura 2.18 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2 com uma ferramenta sem desgaste (a) e com desgaste de cratera de 80 μm de profundidade(b) (Nakagawa, 2000, Nakagawa, 2001)...	43
Figura 2.19 Influência da velocidade de corte na temperatura de corte, segundo Salomon, 1931 (DEWES, 1999)	45
Figura 2.20 Influência da velocidade de corte na temperatura de corte (DEWES, 1999)	45
Figura 2.21 Influência da velocidade de corte no valor da temperatura de corte (alumínio 7050-T6 $a_p=7,62\text{ mm}$, $f_z=0,05\text{ mm}$) (DAGILOKE, 1995)	46
Figura 2.22 Relação entre velocidade de corte e temperatura do cavaco (Nakagawa, 2001).....	47
Figura 2.23 Relação entre a velocidade de corte e a força de impulso, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62\text{ mm}$ e $f_z = 0,05\text{mm/dente}$ (Dagiloke, 1995, 1996).....	49
Figura 2.24 Relação entre a velocidade de corte e esforços de usinagem, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62\text{ mm}$ e $f_z = 0,05\text{mm/dente}$ (Dagiloke, 1995, 1996)	50
Figura 2.25 Relação entre a velocidade de corte e a potência consumida, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62\text{ mm}$ e $f_z = 0,05\text{mm/dente}$ (Dagiloke, 1995, 1996)	51
Figura 2.26 Fenômeno de amortecimento nos processos de usinagem em alta velocidade (Tlusty, 1993, adaptado por Silva, 1998).....	53
Figura 2.27 Profundidade de usinagem limite na zona de amortecimento (Tlusty, 1993)	54
Figura 2.28 Desgaste da superfície de folga (VB), em função do tempo, para os quatro materiais, com a mesma velocidade de corte e de avanço (em escala logarítmica) (Poulachon, 2003 - A)..	64
Figura 2.29 Variação da micro dureza de vários carbonetos e da martensita encontrada nos aços endurecidos (Poulachon, 2003 - A).....	65

Figura 2.30 (a) Desgaste da superfície de folga (VB) na usinagem do aço ABNT D2, com $v_c=180\text{m/min}$ e $f = 0,08 \text{ mm/volta}$; (b) microestrutura do aço ABNT D2; (c) Foto da aresta de corte, realizada no MEV (Poulachon, 2003 - B).....	66
Figura 2.31 Relação entre o comprimento usinado e a velocidade de corte, para os aços ABNT D2 e ABNT H13 (Nakagawa, 2001).....	67
Figura 2.32 Marcas na superfície usinada causadas por desgaste e defeitos de afiação (Whitehouse, 1994).....	70
Figura 3.1 Micro estrutura dos corpos de prova utilizados nos ensaios (1000x).....	79
Figura 3.2 Corpos de prova utilizados nos ensaios.....	81
Figura 3.3 Centro de usinagem vertical (Fabricante Makino, modelo V33).....	81
Figura 3.4 Ferramentas utilizadas nos ensaios.....	82
Figura 3.5 (a) Equipamento para montagem da ferramenta de corte na haste e no mandril. (b) Mandril e ferramenta de corte montada com a roldana para medição da deflexão do conjunto mandril e ferramenta de corte durante a usinagem.....	83
Figura 3.6 Equipamento utilizado para medição dos desgastes das ferramentas de corte.....	84
Figura 3.7 Princípio de funcionamento de um sensor de deslocamento (Neves, 2002).....	85
Figura 3.8 Figura 3.8 Componentes do sistema de medição da deflexão da ferramenta: (a) vista lateral do conjunto montado na máquina; (b) vista inferior do conjunto montado na máquina; (c) conjunto desmontado.....	86
Figura 3.9 Montagem do corpo de prova e do dinamômetro no centro de usinagem: 3.9 (a) inclinação de 75° ; 3.9 (b) inclinação de 15°	88
Figura 3.10. Sistema de aquisição de temperatura: 3.10 (a) termopares montados nos corpos de prova, antes da fixação no dinamômetro; 3.10 (b) módulo de aquisição dos sinais dos termopares;	

3.10 (c) detalhe da montagem do termopar no corpo de prova com ampliação de 32 x (1 – termopar; 2 – tubo plástico para fixação do termopar)	89
Figura 3.11. Sistema utilizado para a calibração dos termopares	90
Figura 3.12 Equipamentos utilizados na filmagem dos ensaios de temperatura: 3.12 (a) câmera de infravermelho, marca Flir Systems – FSI, modelo Prism DS; 3.12 (b) equipamento para gravação e visualização dos resultados; 3.12 (c) termo – higrômetro	91
Figura 3.13. Posição das medições durante o ensaio de micro dureza.....	99
Figura 3.14 Montagem para realização dos ensaios:(a) no interior do centro de usinagem; (b) - Montagem dos aparelhos periféricos.....	103
Figura 4.1 Comportamento da força de avanço (F_f) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).....	107
Figura 4.2 Comportamento da força de apoio (F_{ap}) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).....	108
Figura 4.3 Comportamento da força passiva (F_p) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).....	109
Figura 4.4 Comportamento da força de usinagem (F_u) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn})	110
Figura 4.5 Força de usinagem (F_u) e suas componentes: força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p), em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).....	111
Figura 4.6 Efeito das variáveis de influência na variância do valor RMS das forças de usinagem (F_u), de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p).....	113
Figura 4.7 Comportamento da rugosidade R_a , transversal, em função das variáveis de influência	114

Figura 4.8 Efeito das variáveis de influência nas rugosidades: longitudinal e transversal (análise da variância)	116
Figura 4.9 Registro dos sinais de força e deslocamento durante oito passes da ferramenta de corte sobre a superfície usinada para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm.....	119
Figura 4.10 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm	120
Figura 4.11 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm	121
Figura 4.12 Deslocamento da ferramenta de corte girando em “vazio”, sem remover material da peça.....	122
Figura 4.13 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,10$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente, no comprimento usinado de 30 mm.....	123
Figura 4.14 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,10$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente, no comprimento usinado de 30 mm.....	124
Figura 4.15 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm	124
Figura 4.16 Deslocamento da ferramenta para o sobrematerial (a_n) igual a 0,20 mm e o avanço por dente (f_z) igual a 0,10 mm/dente no comprimento usinado de 30 mm	125
Figura 4.17 Deslocamento da ferramenta, para o sobrematerial (a_n) igual a 0,20 mm e o avanço por dente (f_z) igual a 0,10 mm/dente, em uma volta durante a usinagem.....	125
Figura 4.18 Sinais dos esforços medidos no dinamômetro, correspondentes aos esforços de usinagem nos eixos X, Y e Z do dinamômetro, respectivamente $F_{x,din}$, $F_{y,din}$ e $F_{z,din}$, após passagem pelo filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μ m.....	126

Figura 4.19 Gráfico da força de usinagem, após o uso do filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μm	127
Figura 4.20 Interação entre os sinais registrados para a deflexão, na direção normal à direção de avanço (D_y), correspondente ao eixo Y da máquina, e a força medida no eixo Z dinamômetro (força normal, F_n), após o uso do filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μm	128
Figura 4.21 Interação entre os sinais registrados para a deflexão na direção de avanço (D_x), correspondente ao eixo X da máquina, e a força medida no eixo Y dinamômetro (força de avanço, F_f), após o uso do filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μm	129
Figura 4.22 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no valor RMS dos esforços de usinagem	130
Figura 4.23 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) nos esforços de usinagem	131
Figura 4.24 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte, na direção da força de apoio (F_{ap}) e da força de avanço (F_f).....	132
Figura 4.25 Temperatura na superfície usinada, registrada através de um termopar, colocado no centro do corpo de prova, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o comprimento usinado (L_f) de 30 mm, com sobrematerial (a_n) de 0,20 mm e a variação do avanço por dente (f_z).....	133
Figura 4.26 Temperatura máxima na superfície usinada, registrada através de termopares, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o comprimento usinado (L_f) de 30 mm, com a variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z).....	134
Figura 4.27 Comportamento da temperatura, medida na superfície da peça, com a variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z)	135
Figura 4.28 Efeito da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na temperatura, medida na superfície da peça	136

Figura 4.29 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no gradiente de dureza da peça usinada	137
Figura 4.30 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no gradiente de dureza da peça usinada	138
Figura 4.31 Influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade	139
Figura 4.32 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente nos valores de rugosidade, através da análise da média dos valores obtidos	140
Figura 4.33 (a) Micro estrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min; $a_n=0,10$ mm; $f_z=0,05$ mm (1000x).....	141
Figura 4.34 (b) Micro estrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min; $a_n =0,10$ mm; $f_z =0,10$ mm (1000x).....	142
Figura 4.35 Micro estrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min; $a_n =0,20$ mm; $f_z =0, 05$ mm (1000x).....	143
Figura 4.36 Micro estrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min; $a_n =0,20$ mm e $f_z =0,10$ mm (1000x).....	144
Figura 4.37 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) na tensão residual.....	145
Figura 4.38 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos valores de tensão residual.....	146
Figura 4.39 (a) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n =0,10$ mm e o avanço por dente $f_z =0,05$ mm (50x); (b) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n=0,10$ mm; e o avanço por dente $f_z =0,10$ mm (50x).....	147

Figura 4.40 (a) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e o avanço por dente $f_z = 0,05$ mm (50x); (b) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,20$ mm; e o avanço por dente $f_z = 0,10$ mm (50x)	148
Figura 4.41 Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições de usinagem: (a) sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e avanço por dente $f_z = 0,05$ mm (1000x); (b) sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e avanço por dente $f_z = 0,10$ mm (1000x); (c) sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e avanço por dente $f_z = 0,05$ mm (1000x); (d) sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e avanço por dente $f_z = 0,10$ mm (1000x)	149
Figuras 4.42 (a) (b) e (c) Micrografia dos cavacos gerados em função da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na usinagem do aço ABNT D2	150
Figura 4.43 Variação da força de usinagem e suas componentes para as velocidades de corte (v_c) de 140m/min, 220m/min, 400m/min, 650m/min e 1000m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,1mm.....	151
Figura 4.44 Variação da deflexão na direção de avanço (D_x) e na direção normal a direção de avanço (D_y), para as velocidades de corte (v_c) de 140m/min, 220m/min, 400m/min, 650m/min e 1000m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,1mm.....	153
Figura 4.45 Temperaturas registradas durante a usinagem da superfície do corpo de prova, com a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente, pelo termopar 02, colocado no interior do corpo de prova, 0,2 mm abaixo da superfície usinada e pelo termopar 04, colocado fora do corpo de prova, para registrar a temperatura ambiente	155
Figura 4.46 (a), (b), (c), (d) e (e) Temperatura da superfície usinada, em função da variação da velocidade de corte, para os valores de 140 m/min, 220 m/min, 400 m/min, 650 m/min e 1000 m/min, respectivamente, com o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente. Item (f) temperatura da superfície usinada, com a velocidade de corte de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/dente.....	156
Figura 4.47 Comportamento da temperatura, medida na superfície da peça, com a variação da velocidade de corte.....	158

Figura 4.48 Forma e coloração do cavaco gerado com diferentes valores de velocidade de corte	160
Figura 4.49 Influência da variação dos valores de velocidade de corte no gradiente de dureza da peça usinada	161
Figura 4.50 Rugosidade Ra [μm] em função da variação da velocidade de corte v_c [m/min], medida no sentido longitudinal e transversal da amostra.....	163
Figura 4.51 Medição da frequência natural de vibração da ferramenta de corte	165
Figura 4.52 Espectro da frequência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte, mandril e eixo árvore, com o eixo árvore parado	165
Figura 4.53 Espectro das frequências observadas durante a usinagem com a velocidade de corte (v_c) de 650m/min.....	166
Figura 4.54 (a), (b), (c) e (d) Fotos das superfícies usinadas para diferentes velocidades de corte	167
Figura 4.55 Foto da superfície usinada com v_c de 650 m/min (ampliação de 80 x)	168
Figura 4.56 Micro estrutura observada na superfície do corpo de prova, antes do fresamento, com ampliação de 1000x.....	169
Figura 4.57 Deformações e micro estrutura, observadas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $v_c=140$ m/min; $a_n=0,10$ mm; $f_z=0,05$ mm (1000x).....	170
Figura 4.58 Deformações e micro estrutura, observadas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $v_c=220$ m/min; $a_n=0,10$ mm ; $f_z=0,05$ mm (1000x).....	170
Figura 4.59 Deformações e micro estrutura, observadas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $v_c=400$ m/min; $a_n=0,10$ mm ; $f_z=0,05$ mm (1000x).....	171
Figura 4.60 Deformações e micro estrutura, observadas na superfície do corpo de prova, após o	

fresamento, para $v_c = 650$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x).....	172
Figura 4.61 Deformações e micro estrutura, observadas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x).....	173
Figura 4.62 - Influência da variação dos valores de velocidade de corte na tensão residual.....	174
Figura 4.63 (a) (b) (c) e (d) Forma do cavaco gerado nas velocidades de corte (ampliação de 50x).....	175
Figura 4.64 Forma do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 650m/min (ampliação de 50x).....	176
Figura 4.65 (a) (b) (c) e (d) Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições de usinagem.....	177
Figura 4.66 Tipo do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e avanço por dente (f_z) de 0,05 mm, com ampliação de 1000x.....	178
Figura 4.67 (a) (b) (c) e (d) Tipo e forma dos cavacos gerados com a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e de 1000 m/min	179
Figura 4.68 (a), (b), (c) e (d) Micrografias dos cavacos gerados para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm, com o menor desgaste (VB) da ferramenta de corte	180
Figura 4.69 Fotos da ferramenta de CBN desgastada, ampliação de 16 x, para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/min, utilizada na usinagem do aço ABNT D2. (a) Superfície de Saída; (b) Desgaste da superfície de folga da ferramenta (VB) de 0,50 mm.....	181
Figura 4.70 - Desgaste VB de 0,50 mm na ferramenta de CBN com ampliação de 32 x.....	182
Figura 4.71 Perfil “R” medido para o desgaste da superfície de folga (VB) de 0,08 mm e de 0,50 mm.....	183

Figura 4.72 Indicação da ocorrência de vibração na superfície usinada, para o maior valor de desgaste da superfície de folga ($VB=0,50$ mm), com ampliação de 6x	184
Figura 4.73 Micro estrutura observada na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB = 0,08$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x)	185
Figura 4.74 Indícios da ocorrência de fusão incipiente na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB = 0,50$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x)	186
Figura 4.75 Ocorrência de trincas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB=0,50$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x)	186
Figura 4.76 Influência da variação dos valores do desgaste da superfície de folga (VB) no gradiente de dureza da peça usinada, para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm	187
Figura 4.77 Forma de cavaco obtida para a velocidade de corte de 400 m/min	188
Figura 4.78 (a) e (b) Forma do cavaco gerado para diferentes valores dos desgastes VB (ampliação de 50x)	189
Figura 4. 79 Micrografia do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm, com o menor desgaste (VB) da ferramenta de corte	189
Figura 4.80 Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições desgaste, observado no MEV: (a) $VB=0,08$ mm, $a_n=0,10$ mm, $v_c = 1000$ m/min, $f_z=0,05$ mm (1000x); (b) $VB=0,50$ mm; $a_n = 0,10$ mm; $v_c=1000$ m/min; $f_z=0,05$ mm (1000x)	190
Figura 4.81 (a) e (b) Tipo e forma do cavaco gerado para $VB = 0,08$ mm e $VB = 0,50$ mm	190
Figura 4.82 Micrografia do cavaco que fundiu durante a usinagem com a ferramenta de corte desgastada ($VB = 0,50$ mm), 2000 x	191

Lista de tabelas

Tabela 2.1 – Durezas encontradas em ferramentas feitas com aço ABNT D2	11
Tabela 2.2 – Propriedades dos revestimentos	59
Tabela 2.3 – Características das coberturas das pastilhas de metal duro	60
Tabela 2.4 – Efeitos observados no aço ABNT D2	73
Tabela 2.5 – Zonas de material alteradas mecanicamente	74
Tabela 3.1 – Composição química do aço ABNT D2 e da amostra da matéria prima utilizada nos ensaios	79
Tabela 3.2 – Equivalência do aço ABNT D2 conforme normas internacionais	80
Tabela 3.3 – Variáveis do Bloco de Ensaio n° 1	95
Tabela 3.4 – Variáveis do bloco de ensaios n° 2	98
Tabela 3.5 – Variáveis do bloco de ensaios n° 3	100
Tabela 3.6 – Variáveis do bloco de Ensaio n° 4	102
Tabela 4.1 Variação da rugosidade em função do desgaste da superfície de folga da ferramenta de corte (VB), para $v_c = 1000$ m/min, $a_n = 0,10$ mm e $f_z = 0,05$ mm.....	183

Nomenclatura

Letras Latinas

φ_f	ângulo da direção de avanço	°
η_f	ângulo da direção efetiva	°
A, B, C	Eixos de rotação da máquina CNC	-
a_e	espessura de penetração ou “passo lateral”	mm
a_m	Distância entre as cristas de duas ondulações consecutivas medida num plano paralelo a superfície usinada, na direção perpendicular a direção de avanço da ferramenta de corte	mm
a_n	sobrematerial	mm
a_p	profundidade de usinagem	mm
A_{STC}	área da seção transversal do cavaco	mm ²
B_f	ângulo de inclinação da ferramenta na direção da velocidade de avanço	-
B_{fn}	ângulo de inclinação normal à direção da velocidade de avanço	-
$B_{fn} S$	Interação entre o ângulo de inclinação da ferramenta de corte, normal à direção de avanço, e o sentido de corte	-
D	Diâmetro de corte	mm
Dx	Deflexão da ferramenta de corte na direção da força de avanço	mm
Dy	Deflexão da ferramenta de corte na direção da força de apoio	mm
ΔF	Força de compressão	N

F_{ap}	Força de apoio	N
F_c	Força de corte	N
F_e	Força efetiva	N
F_f	Força de avanço	N
F_n	Força normal	N
F_p	Força passiva	N
F_r	Força radial	N
F_s	Força de cisalhamento	N
F_t	Força ativa	N
F_u	Força de usinagem	N
F_{xdin}	Força na direção x do dinamômetro	N
F_{ydin}	Força na direção y do dinamômetro	N
f_m	Distância entre as cristas de duas ondulações consecutivas medida num plano paralelo a superfície usinada, na direção de avanço da ferramenta de corte	mm
f_z	Avanço por dente	mm
F_{zdin}	Força na direção z do dinamômetro	N
h_m	Espessura máxima do cavaco	mm
h_{md}	Espessura média do cavaco	mm
HRC	Dureza Rockwell C	
$K_{c1.1}$	Força específica de corte	N
K_{max}	Máximo ângulo de contato de uma fresa de topo esférico, medido no plano dorsal	°
k_r	Ângulo de posição da aresta principal de corte	°
L_c	Comprimento de corte	mm
L_f	Comprimento usinado	mm
N	Reta perpendicular à superfície em usinagem	-
n	Rotação	rpm
P, Q, R	Eixos auxiliares secundários da máquina CNC	-
P_f	Plano de trabalho	-
P_o	Plano ortogonal	-

P_p	Plano dorsal	-
P_r	Plano de referência	-
P_s	Plano de corte	-
r	Raio de ponta da ferramenta de topo esférico	mm
R máximo	Raio máximo de contato	mm
$R_a, R_y, \text{ ou } R_z,$	Parâmetros de rugosidade	-
R_q		
R_{t_f}	Rugosidade teórica	mm
S	Sentido de corte	-
U, V, W	Eixos auxiliares secundários da máquina CNC	-
VB	Desgaste de flanco	mm
v_c	Velocidade de corte	m/min
v_e	Velocidade efetiva	m/min
v_f	Velocidade de avanço	m/min
X, Y, Z	Eixos principais da máquina CNC	-
α_0	Ângulo de folga	°
β_0	Ângulo de cunha	°
γ_0	Ângulo de saída	°
λ_s	Ângulo de inclinação da aresta de corte	°
σ_1	Tensões de 1ª ordem, do Tipo I ou Macrotensões	MPa
σ_2	Tensões de 2ª ordem, do Tipo II ou Pseudo-Macrotensões	MPa
σ_3	Tensões de 3ª ordem, do Tipo III ou Microtensões	MPa
φ	Ângulo de contato de uma fresa de topo esférico, medido no plano de trabalho	°

Abreviações

AFNOR	Association Française de Normalisation
AISI	American Iron and Steel Institute
AMR/LAQ	Divisão de Materiais / Laboratório de Análises Químicas
AMRP	Advanced Machining Research Program
ANFAVEA	Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores
ASTM	American Society of Testing and Materials
B.S.	Briths Standards
HSC	High Speed Cutting
HSM	High Speed Machining
ANSI	American National Standards Institute
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
BMFT	Ministério de Tecnologia e Pesquisa da Alemanha
BN	Nitreto de Boro
CAD	Computer Aided Design
CAE	Computer Aided Engeneering
CAM	Computer Aided Manufacturing
CBN	Nítreto Cúbico de Boro
CCM	Centro de Competência em Manufatura
CN	Comando Numérico
CNC	Comando Numérico Computadorizado
CTA	Centro Técnico Aeroespacial
DARPA	Defense Advanced Research Project Agency
DIN	Deutsche Industrie Normenausschuse
ECM	Usinagem eletroquímica
EDM	Usinagem por eletroerosão
EESC	Escola de Engenharia de São Carlos
FAPESP	Fundação de Amparo a Pesquisa no Estado de São Paulo
ITA	Instituto Tecnológico de Aeronáutica

JIS	Japanese Standards Association
MD	Metal duro; carboneto de tungstênio
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
NBR	Norma Brasileira
PTW	Instituto de Máquinas Ferramentas e Tecnologias de Produção
PVD	Physical Vapour Deposition
RMS	Run Measure Square
SAE	Society of Automotive Engineers
SS	Swedish Standards
UNE	Spanish Standardisation
UNI	Ente Nazionale Italiano de Unificazione
UNICAMP	Universidade Estadual de Campinas
UNIMEP	Universidade Metodista de Piracicaba
ZTA	Zona afetada pelo calor

Capítulo 1

Introdução

Em todo o mundo, empresas, que atuam no ramo de fabricação de moldes e matrizes, procuram reduzir o tempo de fabricação e o custo das ferramentas para conformação, de modo a continuarem competitivas.

Na indústria brasileira, nos últimos seis anos, empresas, de médio e de grande porte, têm investido em novas tecnologias de fabricação, entre elas a usinagem em alta velocidade, High Speed Cutting (HSC) ou High Speed Machining (HSM).

Por tratar-se de uma tecnologia recente, vivencia-se um processo de adequação das máquinas-ferramenta, ferramentas de corte, softwares e em alguns casos do próprio processo produtivo. Sendo assim, embora não existam dúvidas quanto aos benefícios do uso desta tecnologia, ela ainda necessita passar por etapas de certificação e de validação, para que possa ser aplicada com segurança, em toda a sua extensão, na indústria.

Destacam-se, pelos resultados já obtidos através de trabalhos de pesquisa e de aplicação industrial da tecnologia, países como a Alemanha, o Japão, a França e os Estados Unidos. Porém não são raros os relatos de insucesso, decorrentes da falta de informação tecnológica e preparação técnica adequada.

Nas empresas brasileiras, que hoje são pioneiras no uso desta tecnologia, particularmente na usinagem do aço ABNT D2, observa-se, também, esta forte ausência de informações, decorrentes da própria ausência da experiência mundial, em uma escala mais ampla. Coldwell,

Koshy, Dewes e Aspinwall confirmam a existência de poucas publicações, referentes à usinagem do aço para trabalho a frio ABNT D2, apesar da sua intensa aplicação, na indústria de moldes e matrizes (Coldwell, 2003).

Uma consulta à literatura traz à tona informações a respeito dos efeitos causados pelos processos usuais para a fabricação de moldes e matrizes (fresamento em baixas velocidades de corte, eletroerosão e retificação), na integridade da superfície usinada. Todavia, há pouca informação sobre esses mesmos efeitos, quando se utiliza o processo de fresamento em alta velocidade, especialmente quando o material usinado é o aço para trabalho a frio, ABNT D2, de ampla aplicação em ferramentas para corte e conformação de chapas.

Diante deste cenário, pesquisadores de universidades brasileiras vêm realizando trabalhos com o objetivo de fornecer informações e propor diretrizes para a realização, com sucesso, do fresamento em alta velocidade de materiais endurecidos, empregados na fabricação de moldes e de matrizes. No Estado da Bahia a FAPESB apóia um projeto RECOPE desenvolvido pelo SENAI – Diretório Regional da Bahia, com a participação do ITA e da UFSC. No Estado de São Paulo, a FAPESP apóia um projeto temático, que sob a coordenação da EESC, congrega pesquisadores da UNICAMP, da UNIMEP, do ITA e de empresas da iniciativa privada. Um dos aspectos, abordados neste esforço, é o estudo da influência dos parâmetros de usinagem, na integridade superficial. Esta tem influência significativa na vida dos moldes e matrizes (Poulachon, 2003a). Assim, a composição química do material usinado, sua microestrutura, a geometria da ferramenta de corte (ângulos de saída axial e radial, de folga, de posição e a condição da aresta), os parâmetros de usinagem (velocidade de corte, sobrematerial e avanço por dente), e a estratégia de usinagem (movimento ascendente ou descendente, corte concordante ou discordante), influenciam a integridade superficial, e, por conseguinte, a vida dos moldes e matrizes. Nesta observação encontra-se a motivação deste trabalho, no que tange a usinagem.

1.1 Objetivo Geral

Este trabalho tem por objetivo caracterizar a influência dos parâmetros de corte na integridade, textura e no nível das tensões residuais da superfície usinada, durante o processo de fresamento em alta velocidade, em operações de acabamento do aço ABNT D2, no estado endurecido. Através desta caracterização pretende-se fornecer informações qualitativas, que orientem a melhor escolha da tecnologia de usinagem, tendo em vista a qualidade das ferramentas para conformação a serem fabricadas.

1.1.1 Objetivos específicos:

- Avaliar o efeito das diferentes condições de contato entre a ferramenta de corte e a superfície em usinagem. Estas diferentes condições de contato são o sentido de corte e o ângulo de inclinação entre a fresa de topo esférico e a superfície em usinagem. O efeito a ser avaliado é a rugosidade da superfície usinada;

Através do estudo deste tópico pretende-se obter informações que auxiliem na escolha de diferentes combinações dos parâmetros em estudo, para a obtenção das estratégias de usinagem adequadas aos demais ensaios realizados neste trabalho, e na interpretação dos resultados gerados. Os conhecimentos obtidos aplicam - se à fabricação de moldes e matrizes em geral, nas operações de acabamento.

- Estudar o efeito da variação do sobrematerial e do avanço por dente na rugosidade, na integridade e na tensão residual da superfície usinada;

Pretende-se através deste estudo avaliar a influência do avanço e do sobrematerial para velocidades de corte consideradas convencionais ($v_c=140$ m/min), para o uso de ferramentas de metal duro recobertas com TiNAl e o aço ferramenta ABNT D2, com 58 a 60 HRc. A hipótese a ser verificada é a de que: “para menores valores de a_p e de f_z , respeitado o limite imposto pela espessura mínima de formação do cavaco, o dano térmico e/ou mecânico na superfície usinada é menor”.

- Avaliar o efeito da variação da velocidade de corte na rugosidade, na integridade e

na tensão residual da superfície usinada;

Pretende-se através deste estudo avaliar a influência da velocidade de corte, de valores convencionais, $v_c=140$ m/min, com ferramentas de metal duro, e em altas velocidades de corte, $v_c=1.000$ m/min, com ferramentas de CBN. A hipótese a ser verificada é a de que: “para maiores valores de v_c , o dano térmico e/ou mecânico na superfície usinada é menor”.

- Avaliar o efeito do desgaste VB na rugosidade e na integridade da superfície usinada;

Pretende-se através deste estudo avaliar a influência do desgaste VB, em altas velocidades de corte, $v_c=1000$ m/min, com ferramentas de CBN,

- Avaliar o efeito dos parâmetros de corte: sobrematerial, velocidade de corte e avanço por dente, nos esforços de usinagem;

Este tópico tem por objetivo auxiliar na escolha dos parâmetros de corte, observado o efeito da variação destes nos esforços de usinagem. A variação dos esforços de usinagem pode ser associada com a ocorrência de condições estáveis de usinagem (ausência de vibrações prejudiciais à rugosidade), para um balanço da ferramenta de corte conhecido previamente. Partindo-se da premissa de que “os esforços de usinagem diminuem com o aumento da velocidade de corte (v_c) e do avanço por dente (f_z), e com a diminuição do sobrematerial (a_n)”, pretende-se verificar a hipótese de que “o processo de usinagem torna-se mais estável nestas condições”.

- Caracterizar o cavaco gerado nos ensaios;

Este tópico tem por objetivo permitir o registro das informações contidas na observação do tipo e da forma dos cavacos recolhidos durante a usinagem e uma melhor compreensão da distribuição de calor durante a usinagem. Partindo-se da premissa de que “para maiores velocidades e corte há uma mudança na morfologia do cavaco, associada ao aumento da taxa de deformação, e a uma mudança na distribuição de temperatura entre a ferramenta de corte, a peça e o cavaco”, a hipótese a ser verificada é a de que “uma maior quantidade de calor vai para o cavaco e uma quantidade menor para a superfície usinada”.

- Avaliar a temperatura na superfície usinada em função da variação dos parâmetros de usinagem.

Permitir uma melhor compreensão das alterações na integridade da superfície usinada, do mecanismo de formação do cavaco e da variação dos esforços de usinagem.

Neste trabalho as principais variáveis de resposta são a rugosidade, a integridade e a tensão residual na superfície usinada. Como variáveis de resposta secundárias também foram observados os esforços de usinagem, a deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte, a temperatura da superfície usinada e a morfologia dos cavacos gerados.

Com a finalidade de facilitar a compreensão e leitura do texto, o presente estudo foi dividido em cinco capítulos, cuja breve descrição do conteúdo tem-se a seguir:

Capítulo 1 – INTRODUÇÃO: é abordada a contextualização do trabalho. Apresenta-se uma visão global da pesquisa e as delimitações para este trabalho. Assim, são apresentados: um breve histórico, as motivações, a relevância do tema, as hipóteses, as premissas e os objetivos do trabalho;

Capítulo 2 – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA: São desenvolvidos temas cujo conteúdo é relevante para o desenvolvimento da parte experimental e discussão dos resultados deste trabalho. Desta forma, neste capítulo: faz-se uma breve descrição do processo de fabricação de moldes e matrizes, para a conformação de chapas; relata-se a evolução da usinagem em alta velocidade, a sua conceituação, as suas principais aplicações e os seus fundamentos tecnológicos; descreve-se o conceito de integridade superficial e a caracterização de superfícies usinadas, bem como, os efeitos do processo de usinagem, na textura e integridade superficial.

Capítulo 3 – METODOLOGIA E PROCEDIMENTOS EXPERIMENTAIS: são descritos os procedimentos, equipamentos, materiais e critérios adotados para a realização dos ensaios.

Capítulo 4 – RESULTADOS E DISCUSSÕES: são apresentados os resultados dos ensaios realizados durante todo o projeto, incluindo os ensaios e procedimentos preparatórios.

Capítulo 5 – CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS: são apresentadas as principais conclusões, obtidas a partir da análise dos resultados e da observação dos objetivos propostos. Também são apresentadas sugestões para trabalhos de continuidade, com a exploração de outros aspectos do tema abordado.

Capítulo 2

Revisão Bibliográfica

O Fresamento com fresas de topo esférico na usinagem de moldes e matrizes para conformação de chapas

2.1 - Introdução

A grande base automotiva, instalada no Brasil, tem capacidade para produzir mais de 1,9 milhões de veículos por ano (Gorni, 2003). De acordo com a ANFAVEA (2004) a produção brasileira de veículos (automóveis, caminhões e ônibus) ultrapassou a marca dos 2,2 milhões de unidades em 2004, representando um crescimento de 20,7% em relação ao ano anterior. Apesar deste aumento, ainda há capacidade ociosa no setor, estimada em 31% (uma vez que a indústria poderia produzir 3,2 milhões de unidades). Adicionando-se a este número a demanda existente nos segmentos de injeção de plástico, indústria de eletroeletrônicos e indústria de calçados, obtém-se um volume que torna o país um mercado muito atraente para os fabricantes de moldes e matrizes.

Com a globalização da economia e a abertura dos portos na década de 90, para atender a demanda interna, o Brasil passou a importar moldes de diversos países, sendo que em 1998 era o 5º maior importador de moldes de Portugal. A forte desvalorização do real em 1999 e nos anos seguintes vem tornando as importações inviáveis e tem incentivado os investimentos deste setor industrial no Brasil (Gorni, 2003).

2.1.1 O Ciclo de Fabricação de Moldes e Matrizes para Conformação de Chapas

No ciclo usual de fabricação de moldes e matrizes, a ferramentaria recebe os modelos matemáticos ou desenhos em CAD do produto acabado e determina que ferramentas para corte e conformação devem ser fabricadas. Nesta etapa, é importante que os sistemas de CAD/CAM e CNC das máquinas-ferramenta sejam integrados, para que informações geométricas do produto não se percam na importação de arquivos do CAD para os sistemas de CAM ou no pós-processamento dos programas CN para as máquinas ferramenta CNC. Nas ferramentarias que utilizam sistemas de manufatura integrados, o tempo de concepção e fabricação de ferramentas para produção de um novo produto ou a realização de eventuais alterações é bastante reduzido (Deonísio, 2000).

Se o componente a ser usinado é muito grande, caso típico da indústria automobilística, um modelo do molde ou matriz é confeccionado em “isopor” e, a partir deste modelo, prepara-se um molde em areia para a fundição das peças. Quando o metal fundido é vazado dentro do molde de areia, o modelo em isopor evapora e obtém-se a peça fundida com dimensões próximas ao formato final, considerando-se a existência de um sobrematerial mínimo para a eliminação de eventuais defeitos de fundição e a realização das etapas posteriores de usinagem. Em geral, o sobrematerial deixado é de 10 mm ou menos, levando-se em consideração a qualidade do fundido, para minimizar o tempo gasto nas operações de usinagem que se seguem. Geralmente utiliza-se o ferro fundido cinzento (DIN GG25) ou nodular (DIN GGG70L), ou ligas similares, como material de preenchimento dos moldes de areia.

O próximo passo é dar início à usinagem do componente fundido, gerando superfícies de referência para as operações de usinagem posteriores, aproximando-se da forma final da ferramenta para conformação. As estratégias de usinagem, ou seja, os percursos das ferramentas de corte e os parâmetros geométricos do processo de usinagem, que determinam a rugosidade teórica do molde ou matriz, são escolhidos pelos programadores, com o auxílio de sistemas de CAM, no departamento de programação. Via de regra as velocidades de avanço e de corte são adicionadas ou alteradas pelos operadores das máquinas-ferramenta através dos comandos numéricos. Em alguns casos, os próprios operadores geram os programas em estações de

trabalho, colocadas ao lado da máquina CNC. Segundo Silva (2003) este é um procedimento que tem sido adotado com uma frequência cada vez maior, pois mesmo que haja um departamento de programação estruturado, a intervenção do operador em correções do programa CN, em regiões em que há excesso de sobrematerial, por exemplo, ou realizando o programa da próxima peça a ser usinada, enquanto a máquina está em operação, reduz o tempo de máquina parada e contribui de forma significativa para a redução dos custos. Uma situação típica, observada pelo autor nas ferramentarias das montadoras de veículos, é a terceirização das operações de desbaste, o que torna imprescindível a intervenção do operador, pois nem sempre é possível ter o controle do valor do sobrematerial deixado para as operações de pré-acabamento e de acabamento, principalmente nos raios de concordância do molde ou matriz. Ao componente fundido e usinado são anexados outros componentes pré-usinados de aço endurecido (na faixa de 58 HRC a 60 HRC), chamados de “postigos”. Estes componentes são colocados nas regiões em que haverá maior solicitação mecânica durante o corte ou a conformação do produto final. Procede-se então a usinagem final de todo o conjunto montado. Quando a usinagem em máquinas CNC é finalizada, dependendo das exigências relativas à qualidade superficial, o conjunto ainda pode ser trabalhado manualmente, através do esmerilhamento com turbinas pneumáticas e do polimento.

A etapa seguinte é o ajuste na prensa (“try-out”), em que são realizadas as verificações finais, através da conformação da chapa e obtenção do produto. Nesta etapa, muitas vezes, pode ser necessária a correção no acabamento de alguma superfície ou na dimensão dos raios. Estas operações de retrabalho são demoradas e de custo elevado. Como exemplo, pode ser citado o retrabalho em uma ferramenta para conformação, de grandes dimensões (3.000mm x 1.500mm), em que seja necessário realizar uma correção em um raio, removendo 0,1 mm. Nesta operação, além de se demandar um tempo considerável, não é possível garantir a forma geométrica obtida através do trabalho manual, nos mesmos padrões obtidos nas máquinas-ferramenta com comando numérico. A etapa de retrabalho em operações de “try-out” tende a ser bastante reduzida, através da introdução do uso de ferramentas computacionais (CAE), para a otimização da geometria das ferramentas para conformação, ainda durante o processo de concepção do produto (Deonísio, 2000).

2.1.2 – Materiais Empregados na Fabricação de “Postiços” em Moldes e Matrizes para Conformação de Chapas

A seleção adequada dos materiais da ferramenta de conformação e da técnica de fabricação determina, de forma geral, a sua vida útil. O molde e a matriz devem ser fabricados por métodos modernos, a partir de materiais apropriados, a fim de fornecer uma vida aceitável a um custo razoável. Frequentemente, o sucesso econômico de um processo de conformação depende da vida da ferramenta e do custo por peça produzida (Altan, 1999).

A vida da matriz e sua falha são fortemente afetadas pelas propriedades mecânicas dos materiais utilizados na sua fabricação e pelas condições que existem em um dado processo de conformação. Geralmente, as propriedades mais importantes dependem da temperatura do processo. Portanto, os materiais de matrizes usados no processo de conformação a frio são muito diferentes daqueles empregados no processo de conformação à quente (Altan, 1999).

Em conformação a frio, o ferramental normalmente consiste de um punção, uma matriz, um anel prensa chapa e um pino extrator. Uma placa de choque é normalmente colocada atrás do punção para distribuir a alta pressão para o restante da ferramenta. Os vários componentes da ferramenta de conformação a frio estão sujeitos a diferentes níveis de tensão. Estes níveis de tensão determinam o projeto e a escolha dos materiais (Altan, 1999).

O aço ABNT D2 é utilizado com grande frequência na fabricação dos componentes postiços de moldes e matrizes para conformação a frio (Coldwell, 2003), e será objeto de estudo neste trabalho.

O aço ABNT D2 é usado sempre que seja necessária uma elevada resistência ao desgaste e à compressão e tolerâncias dimensionais apertadas, em trabalhos que envolvam médios e grandes lotes de peças. Alguns exemplos de aplicação incluem matrizes de corte, de furação, de estampagem, de extrusão a frio, de dobramento, para cunhagem, para corte a frio e a quente, buchas, alargadores, ferramentas para operações de recalçamento a frio, laminadores, moldes para materiais cerâmicos e para transformação de plásticos com alta exigência de resistência ao desgaste (Böhler, 1995; Maciel, 2004).

Alguns exemplos de durezas comumente encontradas em ferramentas feitas com aço ABNT D2 podem ser vistas na tabela 2.1 (Coldwell, 2003).

Tabela 2.1 Durezas encontradas em ferramentas feitas com aço ABNT D2 (Coldwell, 2003).

Matrizes de cortar, estampar ou dobrar a frio	60-63 HRC
Matrizes para laminação de roscas, a frio ou a quente	60-62 HRC
Rolos para dobramento de chapas	58-62 HRC
Punções e lâminas de corte (para serviço leve)	60-62 HRC
Calibres	62-64 HRC
Matrizes para rebarbação a quente	52-56 HRC

Em relação aos tratamentos térmicos, convém observar que o aço ABNT D2 não deve ser normalizado e que é recomendado, após operações de desbaste, o revenimento para alívio das tensões residuais resultantes. Esta operação proporciona maior segurança na têmpera, ou nas operações de acabamento (Souza, 1989, Yoshida, 2001).

Com o advento da usinagem em alta velocidade, pode-se usinar o material já endurecido, mas, como citado no parágrafo anterior, ainda é recomendado o alívio de tensões, antes da operação final de acabamento, para minimizar ocorrência de deformações da geometria usinada (Yoshida, 2001).

Os aços da série D exigem uma têmpera muito cuidadosa. Por seu alto teor de carbono e de cromo e elevada temperatura de têmpera, eles são particularmente sujeitos ao fenômeno de retenção da austenita, o que diminui a sua dureza, e ainda traz sérios inconvenientes para a estabilidade dimensional futura desse material. A transformação posterior desse microconstituente, instável à temperatura ambiente, poderá resultar em modificações dimensionais significativas em peças de elevada precisão, como calibres e contracalibres de fabricação. Para diminuir este risco, tais peças poderão ser submetidas a um tratamento subzero, que consiste em resfriá-las a -70°C ou -80°C , logo após a têmpera, por cerca de 3 a 4 horas, seguindo-se o seu revenimento normal (Yoshida, 2001).

O aço ABNT D2 apresenta, tal como os aços rápidos, um pico de dureza secundária em sua curva de revenimento, a cerca de 540°C. O fato de manter a dureza elevada nesta temperatura torna este aço apto a receber tratamentos de nitretação e cianetação líquida, ou revestimentos PVD, para melhorar a sua resistência à abrasão (Yoshida, 2002).

Em geral, os aços-carbono são mais usináveis que os aços-liga de mesmo teor de carbono e mesma dureza. Entretanto, os aços-liga podem ser bem usináveis, pois tem menores tensões residuais, devido às temperaturas mais altas de revenimento empregadas. O ABNT D2 recozido tem uma usinabilidade de 20% a 30% da obtida no aço de corte fácil SAE-AISI B1112. A presença de molibdênio, cromo e vanádio é a principal causa da baixa usinabilidade deste aço. O cromo é um elemento que forma carbonetos estáveis e muito duros nos aços. Os carbonetos de cromo, sendo muito duros, conferem aos aços grande resistência ao desgaste e grande capacidade de corte. No revenimento, o cromo torna menos intenso o amolecimento do aço. Além disso, o cromo (assim como outros elementos formadores de carbonetos) provoca o endurecimento secundário no revenimento, em temperaturas variando de 500 a 600°C, sem perda de tenacidade. Esse fato é devido à substituição do carboneto de ferro pelos carbonetos desses elementos, que se formam como partículas finas. O vanádio é adicionado principalmente para refinar o grão dos aços devido à formação de carboneto e nitreto de vanádio, estáveis até em temperaturas elevadas. O molibdênio também influi no endurecimento secundário, através da formação de carbonetos. É também o elemento de liga mais efetivo para aumentar a resistência e a dureza do aço a altas temperaturas. A presença de carbonetos nos aços-ferramenta é essencial para conferir resistência ao desgaste por abrasão, após têmpera e revenimento, e para inibir o crescimento de grão da austenita. As propriedades mecânicas dos aços-ferramenta dependem essencialmente do tipo e da dureza dos carbonetos. Eles se formam na solidificação da liga (carbonetos primários) ou por reações intermetálicas durante o tratamento de revenimento (carbonetos secundários) (Souza, 1989).

Existem pelo menos cinco tipos de carbonetos presentes nos aços-ferramenta. Esses tipos de carbonetos são mais estudados para o caso dos aços-rápidos. Suas fórmulas são as seguintes: MC , M_2C , M_3C , M_6C , $M_{23}C_6$, M_7C_3 , em que M é o elemento de liga ou a soma dos átomos metálicos existentes no carboneto. O carboneto M_3C é mais rico em ferro e cromo, contendo menor quantidade de tungstênio, molibdênio e vanádio. A alta resistência ao desgaste do aço

ABNT D2 é devido à formação dos carbonetos duros M_2C e M_7C_3 de alto teor em cromo (Souza, 1989, Pinedo, 2003).

2.1.3 – Considerações gerais para a definição dos processos de fabricação de moldes e matrizes para conformação de chapas

O planejamento do processo de fabricação de matrizes complexas de grande porte, para corte e conformação de chapas é muito importante. Está intrinsecamente ligado à cultura e ao conhecimento técnico de cada empresa. Em geral, observa-se que o processo de fabricação é planejado para que as operações de desbaste e alívio de raios nos cantos das ferramentas de conformação sejam realizadas durante o dia e, as operações de acabamento, durante a noite e nos finais de semana. Isto porque nas operações de desbaste é necessário um número maior de intervenções do operador, principalmente em decorrência da variação do sobrematerial. Nas operações de acabamento o sobrematerial é mais uniforme, o número de intervenções é menor, sendo comum encontrarmos um único operador responsável por duas ou até quatro máquinas ferramenta CNC. Nos dois casos torna-se importante à utilização de sistemas de monitoramento integrados as máquinas-ferramenta e uma boa análise da vida das ferramentas de corte, para uso da troca automática e para a redução dos tempos de parada da máquina-ferramenta durante a usinagem.

Os seguintes critérios podem ser observados na definição dos processos de fabricação de moldes e de matrizes:

a - Custos de fabricação

Na usinagem de moldes e matrizes no estado endurecido em alta velocidade, deve ser encontrado um ponto de equilíbrio entre os custos e a produtividade desejada. No Brasil, algumas empresas pioneiras no uso da tecnologia de usinagem em alta velocidade estão revendo seus parâmetros de corte e estratégias de usinagem, buscando um equilíbrio entre a redução do ciclo de fabricação de ferramentas para conformação e os custos com ferramentas de corte, horas máquina, horas de programação e principalmente com a manutenção das máquinas de usinagem

em alta velocidade (Deonísio, 2000).

Segundo Altan (1998), já na década de 60, nos Estados Unidos, vários estudos realizados mostraram que, quando se usina em alta velocidade, a produtividade aumenta significativamente e os custos de produção podem ser reduzidos, se os problemas com o intenso desgaste das ferramentas e as vibrações nas máquinas-ferramenta, pudessem ser solucionados. Coldwell (2003) realizou alguns estudos de caso comparando os tempos e os custos da usinagem por meios convencionais e utilizando a tecnologia de usinagem HSC, na fabricação de componentes, a partir do aço ABNT D2, no estado endurecido. As geometrias estudadas podem ser observadas na figura 2.1.

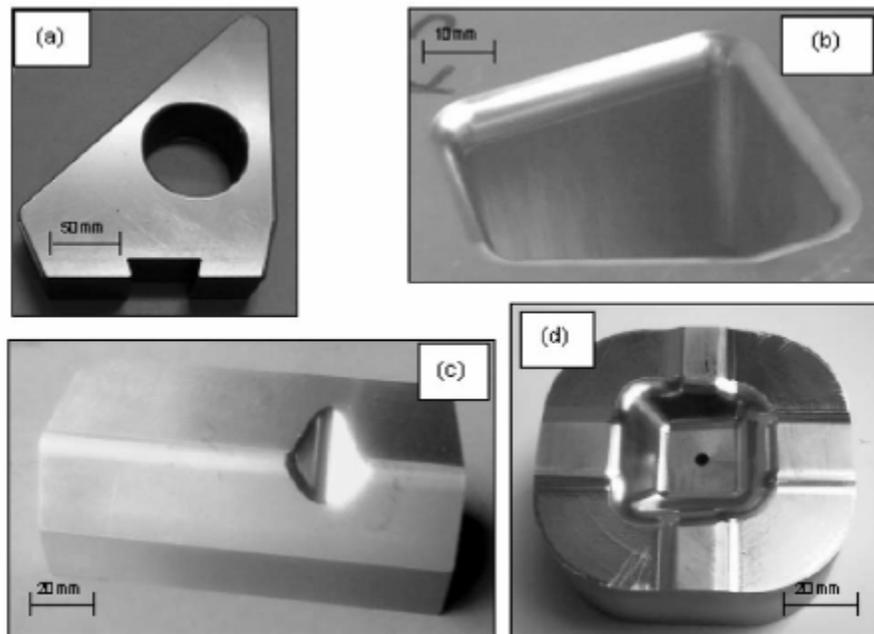


Figura 2.1 Peças usinadas em aço ABNT D2 endurecido (60 HRC) (Coldwell, 2003).

Coldwell (2003) demonstrou, através dos resultados apresentados nas figuras 2.2 e 2.3, ser praticável e benéfica a usinagem HSM de ferramentas de aço ABNT D2, no estado endurecido, para as geometrias (a), (b), (c) e (d), apresentadas na figura 2.1.

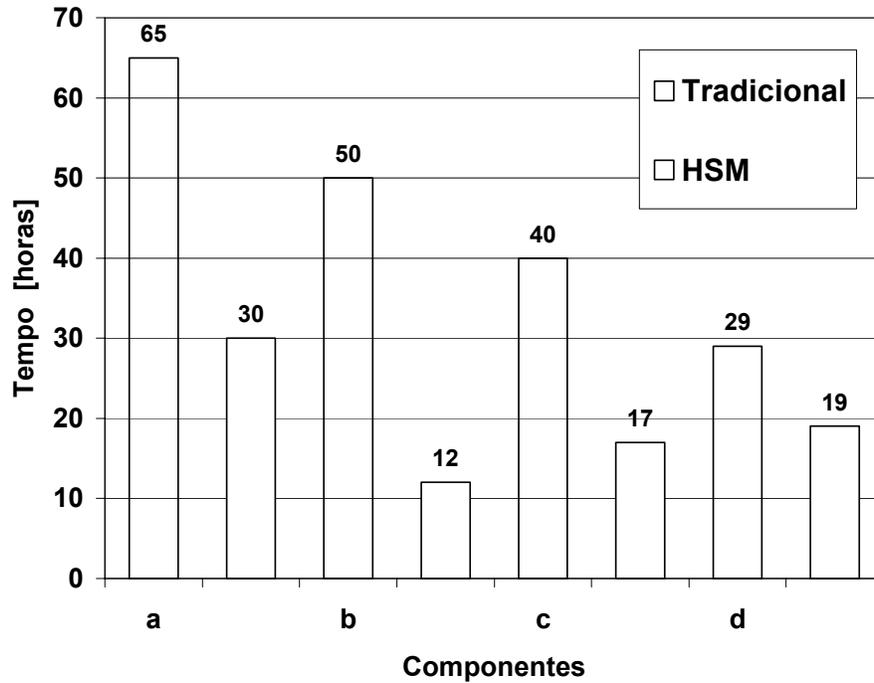


Figura 2.2 Tempos de usinagem das peças fabricadas em aço ABNT D2, apresentadas na figura 2.1 (Coldwell, 2003).

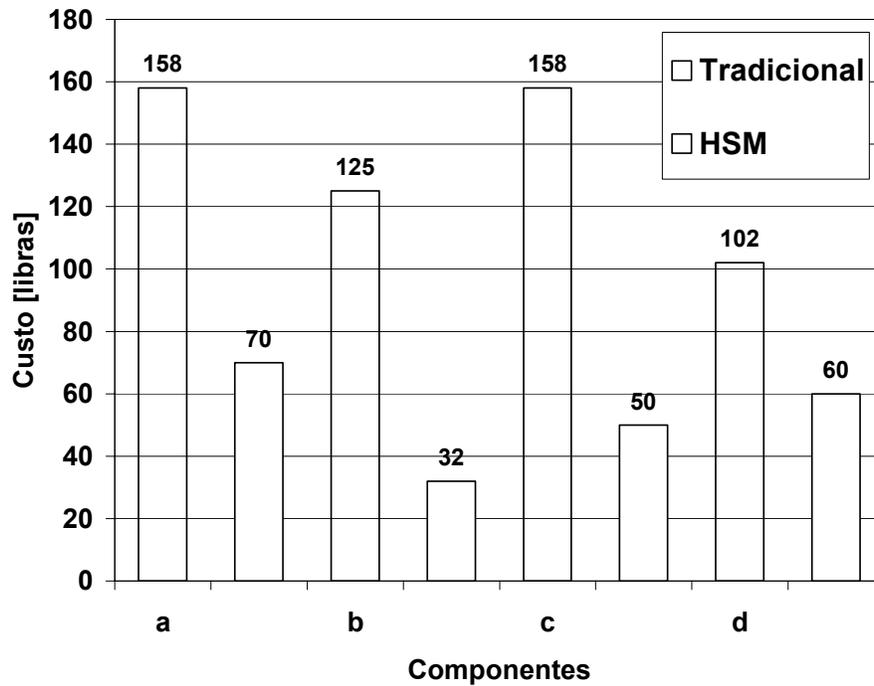


Figura 2.3 Custos das peças usinadas em aço ABNT D2, apresentadas na figura 2.1 (Coldwell, 2003).

Atualmente, a tecnologia disponível permite uma boa relação de custo benefício. Há relatos de ferramentarias, em que o equipamento, uma vez colocado no chão de fábrica, permitiu o retorno do investimento em pouco mais de um ano, mas é necessária uma adequação do processo produtivo à nova tecnologia (Valls, 2002).

Devido aos altos custos das operações de usinagem que compõem o ciclo de fabricação de uma ferramenta para conformação, algumas vezes, durante o desenvolvimento de novos produtos, as ferramentarias lançam mão da fabricação de protótipos, com o objetivo de realizar todas as verificações de projeto, antes da fabricação das peças definitivas. O protótipo é normalmente usinado em ligas Al Zn ou em material polimérico (“cibatu”, por exemplo). Apenas metade da ferramenta de conformação é usinada, normalmente a parte de baixo, chamada de punção. Para a obtenção do produto final, esse protótipo é levado para uma prensa especial, em que a ação da parte superior da ferramenta de conformação, a “matriz” é exercida por elastômeros, obtendo-se assim o produto final conformado a partir de uma chapa. Esta técnica é muito utilizada na indústria automobilística para produzir componentes utilizados em testes de impacto, e verificar se é necessário realizar alterações na geometria do componente e, portanto, na ferramenta para conformação. Pequenos lotes de peças também podem ser produzidos a partir deste método.

Segundo Geist e Finzer (2000), quando se considera a cadeia completa do processo de manufatura, em função da alta qualidade superficial gerada, e se faz uso da tecnologia de usinagem em alta velocidade, em muitos casos podem ser eliminadas as operações de acabamento subsequentes, como por exemplo, a retificação. Na manufatura de matrizes e moldes, as superfícies usinadas estão muito próximas da qualidade superficial requerida e isto reduz consideravelmente ou elimina o tempo de retrabalho manual. Índices de economia de tempo de até 80% e de custo de até 30% são dados muito próximos da realidade.

b - Cumprimento de prazos

Com o aumento do número de fornecedores nacionais e de empresas estrangeiras estabelecidas no país, a concorrência no fornecimento de serviços na área de moldes e matrizes tem se tornado cada vez mais intensa. Neste segmento, o prazo de entrega de um molde ou matriz

pode ser tão importante quanto o fator preço. Assim, geralmente as ferramentarias buscam trabalhar sempre que possível com parâmetros de corte que proporcionem máxima produtividade e desenvolver prestadores de serviços confiáveis, principalmente para as operações finais (gravação ou texturização, por exemplo), onde já se tem o molde ou matriz com alto valor agregado, em decorrência das operações anteriores, e a necessidade de retrabalhos pode comprometer o prazo de entrega.

c - Observação dos requisitos funcionais do produto e da ferramenta para conformação

Sempre devem ser observados os requisitos funcionais do produto final e da ferramenta para conformação. Esses requisitos determinam o delineamento dos processos de manufatura a serem utilizados. Como exemplo, pode ser citada a seleção dos parâmetros de corte e dos parâmetros geométricos do processo, que são os principais fatores na determinação da rugosidade do molde ou matriz. Os parâmetros de corte, como o avanço por dente (f_z) e a velocidade de corte (v_c), e os parâmetros geométricos, como o raio da fresa de topo, em combinação com a profundidade de usinagem (a_p) ou o sobrematerial (a_n) e a espessura de penetração ou “passo lateral” (a_e), podem ter valores maiores, e proporcionarem uma redução no tempo de usinagem, se a peça a ser estampada não for aparente no veículo, por exemplo. Um outro exemplo relacionado aos requisitos funcionais da ferramenta para conformação é a escolha das estratégias de usinagem. Na fabricação de grandes matrizes, estas podem ser escolhidas levando-se em consideração o desgaste da ferramenta de corte, fazendo com que o erro dimensional gerado seja distribuído de forma a minimizar os ajustes nas operações de “try-out”. As marcas de usinagem na superfície do molde ou da matriz também podem ser orientadas de forma a facilitar a movimentação da chapa durante a conformação.

d - Recurso produtivo disponível

Em geral, peças com dimensões de até 400mm x 400mm, são consideradas matrizes de pequeno porte e, mesmo no estado endurecido, seu processo de usinagem pode apresentar uma boa relação de custo benefício, se usinadas integralmente, ou seja, no desbaste, pré-acabamento e

acabamento, em uma única máquina. Mas para peças maiores, geralmente é mais produtivo e econômico realizar-se as operações de desbaste e de alívio de raios em máquinas convencionais, no material com menor dureza, e as operações de pré-acabamento e de acabamento em máquinas para usinagem em alta velocidade, com o material no estado de dureza final.

A seleção da seqüência de fabricação mais adequada depende da geometria da cavidade, do material da matriz, da dureza, do número de peças a ser fabricado e do equipamento disponível para a fabricação.

Não é raro se encontrar em uma ferramentaria, durante a implantação da tecnologia de usinagem em alta velocidade, situações em que um centro de usinagem HSC, funcionando em três turnos, reduza de 60% a 70 % o número de horas de eletroerosão. No caso de matrizes de cavidades não muito profundas, caso típico de algumas ferramentas para forjamento, a primeira vista, todo o setor de eletroerosão pode ser desativado. No entanto, de forma estratégica, deve-se manter parte do processo anterior operacional, a fim de garantir o cumprimento de prazos de fabricação, no caso de quebra da máquina-ferramenta para usinagem em alta velocidade, ou de manutenção programada.

Em linhas gerais, é recomendável que se lance mão da associação da máquina HSC a todos os recursos produtivos disponíveis, por exemplo, máquinas convencionais e de eletroerosão, observando os requisitos de produtividade e de menor custo.

2.2. – Usinagem em Alta Velocidade

As condições impostas pelo mercado, tais como a globalização da economia e o aumento do número de fornecedores, a questão da qualidade vista como condição de fornecimento e não mais como argumento de venda, ou ainda a necessidade de cumprimento de prazos menores e redução do tempo de resposta entre identificar uma oportunidade de mercado e lançar um novo produto, têm obrigado as empresas a serem cada vez mais competitivas para manterem-se no mercado (Deonísio, 2002).

Esta realidade externa tem reflexo direto no chão de fábrica, em que se observa uma grande diversidade de produtos, cada vez mais complexos, a usinagem de materiais endurecidos e o

cumprimento obrigatório de prazos, com baixos custos e boa qualidade do produto final (Deonísio, 2002).

Todas essas exigências levam as empresas a buscarem novas tecnologias que as tornem mais competitivas. A tecnologia de usinagem em alta velocidade preenche parte das necessidades apontadas anteriormente e está sendo implementada em um grande número de empresas.

Ao longo da última década, a usinagem em altas velocidades vem sendo usada cada vez mais para fabricar moldes e matrizes em aços de ferramenta endurecidos, tais como o AISI H13, P20 e D2, para a produção de uma grande gama de componentes automotivos e eletrônicos. A usinagem em altas velocidades mostra-se extremamente favorável, quando comparada ao processo tradicional de fabricação de moldes e matrizes, que envolve o fresamento da peça no estado recozido, o tratamento térmico para obter-se a dureza de trabalho, a usinagem por eletro erosão (EDM), a retificação e o acabamento manual (Coldwell, 2003).

2.2.1 – Histórico da Usinagem em Alta Velocidade

A tecnologia da usinagem em alta velocidade é relativamente recente e ainda demanda estudos por parte de diversos pesquisadores no mundo todo, a fim de otimizar os processos já implementados na indústria.

Um dos seus primeiros investigadores foi o Dr. C. Salomon, que em 1931 obteve uma patente para HSC baseado nos efeitos de temperatura. Segundo Kahles, 1978, a patente de Salomon indica que, para baixas velocidades de corte, a temperatura aumenta com o aumento da velocidade de corte. Sua investigação indicou, no entanto, que quando a velocidade de corte continua a aumentar, a temperatura atinge um valor máximo e então cai rapidamente para um valor menor, que os materiais para ferramentas de corte podem suportar, tornando o corte possível. Os experimentos do Dr. Salomon constituíram-se na usinagem de aços dentro da faixa de velocidade de corte superiores a 440m/min, na usinagem de cobre com velocidades de corte de até 2.850m/min e ligas de alumínio com velocidades superiores a 16.500m/min. Ele fez uso de ferramentas de corte de metal duro, de aço rápido e de aço fundido. Os valores da velocidade de corte obtidos por Salomon, somente foram possíveis devido ao grande diâmetro das

ferramentas/peças empregadas, pois na época ainda existiam sérias limitações tecnológicas ao aumento de frequência de rotação dos motores das máquinas-ferramenta disponíveis (Kahles, 1978).

A partir dos seus experimentos, o Dr. Salomon estabeleceu ser possível a usinagem em altíssimas velocidades de corte, sendo necessários, no entanto, o desenvolvimento de novas ferramentas de corte, máquinas ferramenta e processos (Correa, 2001).

O trabalho de Salomon estimulou diversos outros pesquisadores a iniciarem extensas investigações sobre a possibilidade de aplicação da usinagem HSC na indústria e foi extremamente importante para o desenvolvimento da tecnologia de usinagem em alta velocidade.

Durante muitos anos, devido às restrições das máquinas-ferramenta, em relação às características de projeto, características dinâmicas, controles e acionamentos, foram realizados ensaios balísticos, simulando a usinagem em alta velocidade.

Historicamente, destacam-se também os trabalhos de Robert Vaughn e do Dr. Max Kronenberg, que em 1960, através de testes balísticos, disparavam a peça, na forma de um projétil, de encontro à ferramenta de corte, presa a um dispositivo para medição da velocidade de corte, da temperatura, das forças e da vibração. Este tipo de ensaio também permitia a avaliação da formação do cavaco. Foram ensaiados projéteis fabricados com os materiais: AISI 4340, AM350, Ti 6Al 4V, Inconel X e alumínio 7075, para velocidades de corte entre 4.573 m/min e 73.170 m/min. O aço rápido SAE78, o metal duro e o “stellite” foram os materiais das ferramentas de corte utilizadas. Nos resultados, não foram observados desgastes significativos para as ferramentas de corte, durante a usinagem de alumínio, até a velocidade de corte de 36.585 m/min. No entanto, para a usinagem do aço AISI SAE 4340, um desgaste extremamente acentuado, de 1,3 mm a 3,8 mm, foi observado para um comprimento de 152 mm (Kahles, 1978).

Também se destaca o trabalho de Kuznetsov, iniciado em 1947 e concluído em 1960. Através de ensaios balísticos, o pesquisador utilizou projéteis de alumínio e duralumínio com 7,62 mm de diâmetro e 30 mm de comprimento, com velocidades de corte entre 6.000 m/min e 42.000 m/min e profundidades de usinagem entre 0,47 mm e 0,82 mm. Os resultados de Kuznetsov indicaram que, com o aumento da velocidade de corte, a força de corte cai até um

valor mínimo e depois volta a crescer. A velocidade de corte de 6.000 m/min foi a melhor para a usinagem do alumínio e duralumínio e a força de corte medida foi acima de 400 N (Kahles, 1978).

Também nos Estados Unidos, nos meados dos anos cinquenta, o objeto de pesquisa foi à utilização de altíssimas velocidades de corte para a usinagem em ligas de alumínio. Estas pesquisas foram conduzidas no “Lockheed - The Denver Research Institute” Correa, citando Koontz, 1977 (Correa, 2001).

As velocidades de corte utilizadas nos experimentos aproximaram-se a valores da ordem de 70.000 m/min. O principal objetivo destes estudos foi a verificação dos conceitos propostos por Salomon, em relação ao comportamento da temperatura no processo de usinagem. Através destes foi determinado que estes conceitos estavam equivocados, o que também foi confirmado, por Mc Gee, 1978, Schulz, 1990 e Lin, 1992.

Na década de 70 começam também a surgir melhorias tecnológicas na construção de máquinas-ferramenta (Heisel, 1996), juntamente com o aparecimento das primeiras máquinas a comando numérico. Estas novidades, até então inexistentes, viabilizaram novos experimentos em usinagem com altíssimas velocidades de corte, em particular, com ensaios em fresamento e torneamento (Komanduri, 1985).

Em 1977, Kumar apresenta uma teoria referente às forças de corte, na qual considerava que o plano de cisalhamento era constituído de uma área de material sólido e de uma área de material líquido, levando em consideração o efeito hidrodinâmico e o momento. As propriedades do material e as condições de corte, segundo esta teoria, influenciam na formação da zona de fluxo, que afeta a área do plano de cisalhamento e o comportamento do sistema de forças (Kumar, 1977, citado por Corrêa, 2001).

Turkovich desenvolveu um modelo para a predição dos vários efeitos da velocidade de corte acima de 9.146 m/min, e, em seus experimentos, chegou próximo à velocidade do som. Os efeitos da inércia, nessas velocidades, são muito maiores que as forças de corte. A temperatura na superfície de saída da ferramenta é alterada drasticamente e pode ser menor do que para velocidades muito baixas (Turkovich, 1978, citado por Corrêa, 2001). Kahles supõe que esses

resultados se devam a uma completa mudança no mecanismo de formação do cavaco (Kahles, 1978).

Um dos mais sistemáticos projetos de pesquisa sobre a usinagem em altíssimas velocidades de corte, intitulado AMRP (Advanced Machining Research Program), foi conduzido, pelo DARPA (Defense Advanced Research Project Agency), nos Estados Unidos. Ele teve a duração de quatro anos, iniciando-se em 1979. Esta pesquisa tinha por finalidade principal estabelecer bases científicas confiáveis para usinagem com altas taxas de remoção de material. O intervalo de velocidades de corte avaliado nos experimentos variou de 0,0013m/min a 24.500m/min (Schulz, 1996). Alguns resultados deste projeto, como a metodologia para o estabelecimento dos requisitos básicos de uma máquina-ferramenta para usinagem HSC, foram publicados por Komanduri (1985), relatando os progressos obtidos.

A partir do início dos anos oitenta, foi alocado um grande empenho nas pesquisas em usinagem com HSC na Alemanha, em particular, impulsionada com vultosas verbas do Ministério de Tecnologia e Pesquisa da Alemanha (BMFT), destinadas aos laboratórios das universidades do país. O PTW (Instituto de Máquinas Ferramentas e Tecnologias de Produção), em especial, recebeu grande aporte de verba e passou a desenvolver trabalhos extensivos de pesquisa em HSC, coordenados pelo Prof. Herbert Schulz, de 1981 até 1998, enfatizando as condições tecnológicas para a viabilização do emprego total da usinagem em altíssimas velocidades de corte. De 1984 até 1988 e de 1989 até 1991, dois projetos de pesquisa foram desenvolvidos, estudando a usinagem em alta velocidade de ligas leves, metais não ferrosos, aço e ferro fundido, materiais de difícil usinabilidade e materiais compostos. As pesquisas empreendidas pelo PTW, até o presente instante, concentraram-se não somente na tecnologia do corte em alta velocidade (HSC), mas também no desenvolvimento de ferramentas de corte para aplicações em HSC, máquinas ferramenta e componentes para HSC, processos em HSC, enfim a viabilização da tecnologia HSC como real opção de trabalho, colocando, desta maneira, o PTW como referência mundial em excelência de pesquisas com usinagem HSC (Correa, 2001).

Embora ainda existam restrições tecnológicas, a Tecnologia HSC tem sido, recentemente, alvo de atenção na Europa, Japão e EUA. Mesmo não sendo uma tecnologia completamente madura, segundo pesquisa realizada por Tönshoff, em 1996, 60% da indústria alemã e 95% das

indústrias japonesas pretendiam investir em HSC a curto e médio prazo (Gomes, 2001).

2.2.2 – Conceituação da usinagem em alta velocidade.

Dada a abrangência e relativa atualidade do tema, ainda não há uma definição precisa e completa para a tecnologia. Usualmente são utilizadas as siglas HSC, de High Speed Cutting, ou HSM, de High Speed Machining, para fazer referência à tecnologia de usinagem em alta velocidade. Segundo Coelho, 2002, pode-se fazer a distinção entre HSM e HSC: a primeira expressão se refere ao processo como um todo e a segunda apenas ao corte. A sigla HSM, usada inicialmente só para o processo de fresamento com fresas de topo, ganhou abrangência maior, sendo também aplicada a outros processos, como torneamento, furação, roscamento, etc. Devido ao fato de se referir à velocidade, as expressões tornam a definição muito difícil. Pode-se, por exemplo, ter uma ferramenta rotativa de diâmetro grande girando a rotações moderadas e mesmo assim ter-se corte em altas velocidades. Neste caso, em particular, nenhuma inovação em usinagem de materiais se caracteriza e, o termo que melhor descreve esse caso é o “corte com alta velocidade - HSC” (Coelho, 2002).

Algumas definições, usualmente empregadas, baseiam-se no tipo de material usinado e no tipo de operação de corte. Uma definição amplamente aceita, voltada para o fresamento de moldes e matrizes, é a de que fresar em alta velocidade significa utilizar velocidades de corte cinco a dez vezes maiores que as utilizadas no fresamento convencional, conforme o material a ser usinado. Entre as velocidades de corte convencionais, e as altas velocidades de corte, tem-se um intervalo conhecido como faixa de transição, conforme é mostrado na Figura 2.4 (Schulz, 1992, Schulz, 1996, Finzer, 1997).

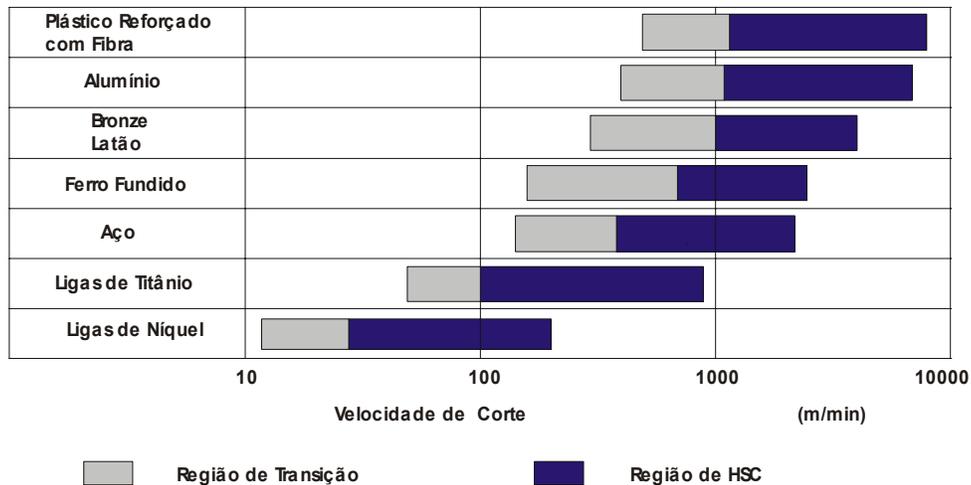


Figura 2.4 Faixas de velocidade de corte para operações HSC (Schulz, 1992, Schulz, 1996, Finzer, 1997).

A determinação da faixa de “High Speed Cutting” é baseada no material que está sendo usinado. Assim a velocidade de corte de 500m/min, para a usinagem de alumínio, é considerada normal, mas esta mesma velocidade é considerada alta para usinagem de aço endurecido (Fallböhmer, 2000).

Segundo Geist (2000), mais importante que a alta velocidade de corte são as altas velocidades de avanço de usinagem, especialmente na manufatura de moldes e matrizes em que se utilizam freqüentemente ferramentas de pequeno diâmetro na usinagem de superfícies complexas. A associação de eixos-árvore de alta freqüência com altas velocidades de avanço é a principal característica necessária para a aplicação da Tecnologia HSC neste segmento.

Porém, numa visão mais abrangente, percebe-se que não basta que a máquina tenha altas rotações e velocidades de avanço, para que seja viável a aplicação desta tecnologia. Outras variáveis do processo, como partes específicas da máquina-ferramenta, ferramentas de corte e elementos de fixação, também devem ser adequados, como demonstrado na Figura 2.5 (Schulz, 1992; Schulz, 1996; Finzer, 1997).

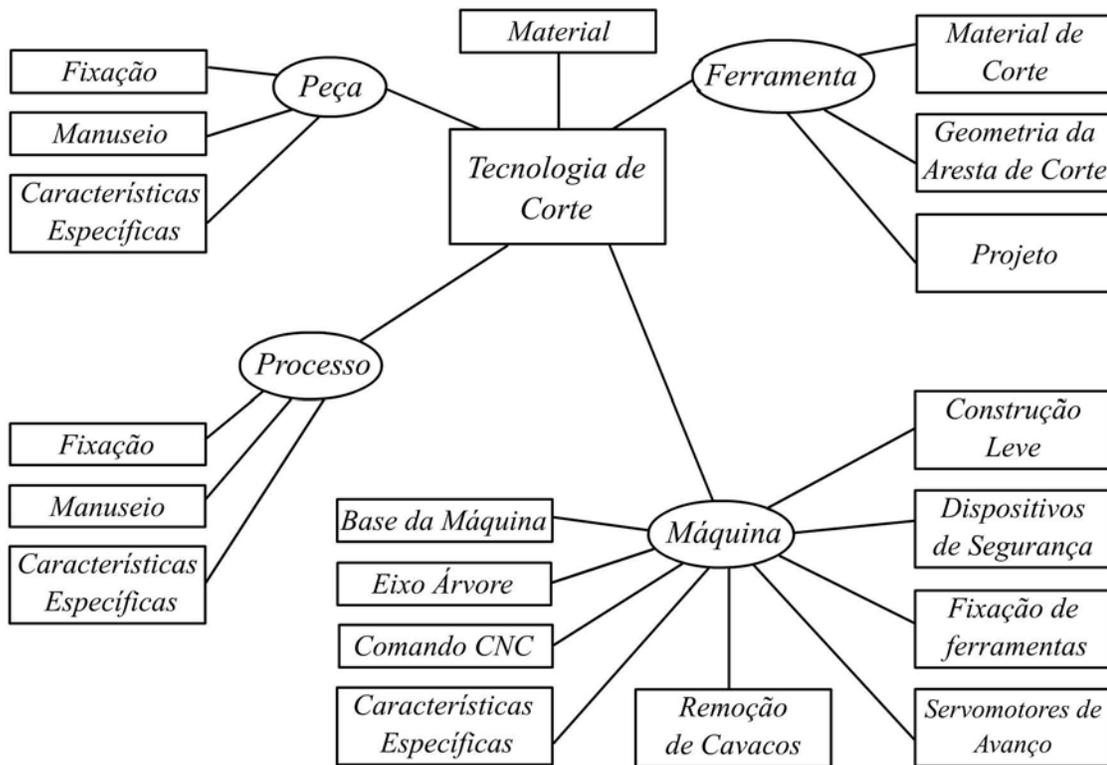


Figura 2.5 Variáveis do processo relacionadas à tecnologia de corte em alta velocidade (Schulz, 1992; Schulz, 1996; Finzer, 1997).

2.2.3 – Vantagens e aplicações do fresamento em alta velocidade na usinagem de moldes e matrizes para a conformação de chapas.

As principais características do processo de usinagem em alta velocidade de corte podem ser vistas na figura 2.6. Com o aumento da velocidade de corte observam-se como pontos positivos o aumento do volume de material removido, a redução da força de corte e uma qualidade melhor da superfície usinada. Como ponto negativo observa-se a redução da vida útil da ferramenta de corte (SANDVIK, 1999).

Com o aumento das rotações há uma redução significativa do tempo de fabricação, decorrente do aumento da velocidade de avanço, e uma melhoria considerável da qualidade da superfície usinada. Os baixos esforços de usinagem permitem a fabricação de componentes de paredes finas ou eletrodos, e o fresamento dentro das tolerâncias, dimensional e de forma, mesmo quando se faz uso de ferramentas com maiores balanços.

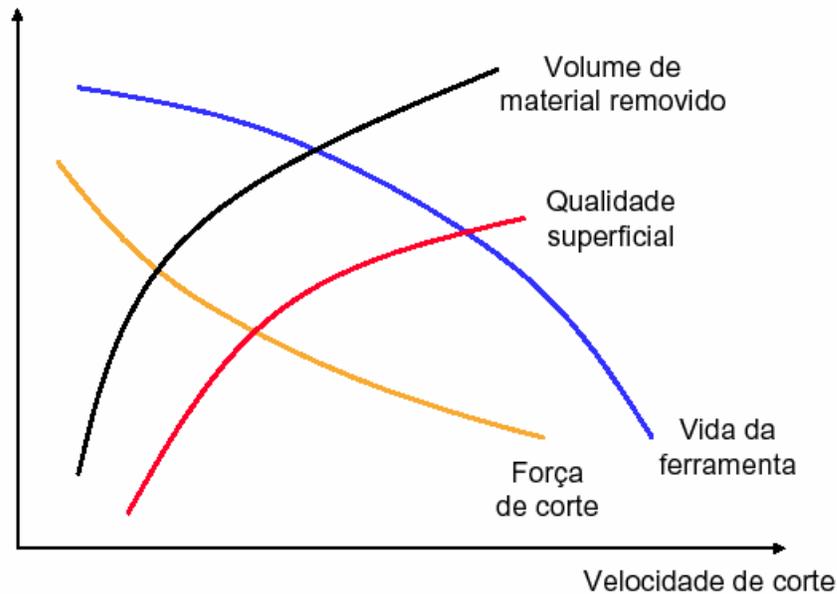


Figura 2.6 As características do processo de usinagem em alta velocidade de corte (SANDVIK, 1999).

Pode-se substituir, parcial ou totalmente, a usinagem por eletroerosão, para a fabricação de cavidades com formas complexas, em materiais endurecidos. O fresamento direto no material permite uma redução das etapas do processo e a diminuição do tempo de produção, sendo observado, em alguns casos, melhorias na qualidade do produto (Deonísio, 2001).

Segundo Schock (1996), devido às facilidades para a usinagem de materiais endurecidos, foi possível substituir parcialmente os processos de eletroerosão, respeitando-se as limitações técnicas do fresamento, especialmente na faixa entre 46 e 60 HRC. Ferramentas para processos de conformação, como forjamento e estampagem profunda, puderam ser fresadas quase por completo, pois praticamente não havia cantos vivos internos. As taxas de remoção de material obtidas com o fresamento de materiais endurecidos são comparáveis ou melhores do que as obtidas com a eletroerosão e a fabricação do eletrodo é eliminada. As qualidades superficiais obtidas podem ser melhores, com o mesmo tempo de processamento.

Durante a usinagem em HSC pode-se usar apenas com a aplicação de ar comprimido ou com a aplicação de mínima quantidade de fluido de corte e ar, em misturas (névoa) que podem chegar, dependendo do material usinado, a um consumo bastante reduzido de fluido de corte, em

alguns casos de 10 a 40 ml/hora. Também o uso de outros gases, como o nitrogênio, pode resultar em um aumento da vida da ferramenta de corte, observadas as características dos materiais para ferramentas de corte e coberturas empregadas. O compromisso entre tenacidade e elevada dureza a quente, permite que as ferramentas apresentem um bom comprimento usinado, nos processos de usinagem em alta velocidade. O fluido de corte tem, como principal função, a remoção do cavaco aquecido da região do corte.

Velocidades de corte e taxas de avanço elevadas podem reduzir o tempo de usinagem em até dez vezes, na produção de protótipos, especialmente para materiais de fácil usinabilidade.

2.2.4 – Aplicação industrial do processo.

Na faixa de transição entre as velocidades de corte convencionais e as altas velocidades, a usinagem de materiais não ferrosos, como ligas de alumínio, ligas de cobre e grafite, tem apresentado avanços significativos, uma vez que já se têm, no mercado, máquinas-ferramenta adequadas. No entanto, quando em altas velocidades, há limitações em relação à vida útil dos fusos e aos controles e acionamentos, devido às altas rotações e taxas de avanço. Na usinagem dos aços e dos ferros fundidos, na faixa de transição e em alta velocidade o fator limitante é o desgaste da ferramenta. Desta forma, a otimização dos parâmetros de corte não é realizada em relação à máxima taxa de remoção de material, mas sim em relação à busca de baixos esforços de usinagem, melhor qualidade superficial e precisão dimensional, com menores desgastes da ferramenta (Schulz, 1996).

Schock cita que foi possível usinar a cavidade de uma matriz de forjamento, de uma chave de boca, em aço temperado (54 HRC), em aproximadamente 88 minutos. No processo de fabricação convencional, anteriormente usado, eram necessárias cerca de 17 horas para a fabricação do eletrodo, para a eletroerosão e para o acabamento da peça (Schock, 1996).

O ganho em relação às horas de usinagem depende de quão otimizado está o processo anterior. Em alguns casos pode ser pequeno, ou mesmo nem existir, pois o foco está no ganho em relação ao tempo total de fabricação da ferramenta para conformação, por exemplo, através da redução, ou eliminação, das horas de retrabalho manual (Deonísio, 2002).

2.3 - Fundamentos da tecnologia de usinagem aplicados ao processo de fresamento de formas livres, com fresa de topo esférico, em aços endurecidos.

Fresamento é o processo de usinagem executado com ferramentas rotativas, geralmente multicortantes, objetivando gerar uma superfície qualquer. Para tanto são utilizados movimentos conjugados de corte e de avanço, sendo este último perpendicular ou inclinado em relação ao eixo da ferramenta (DIN 8589-b, 1985).

2.3.1 – Análise geométrica do processo de usinagem com fresas de topo esférico

Na usinagem de moldes e matrizes, as superfícies de trabalho contêm uma grande quantidade de superfícies de formas livres. Estas superfícies contêm formas côncavas e/ou convexas e podem ser usinadas em máquinas ferramenta de três eixos, com o uso de fresas de topo esférico (Aksoy, 1997). Conforme normalização, os três eixos principais de movimentação da máquina CNC são denominados X, Y e Z (DIN 66217, 1984).

Na usinagem em máquinas ferramenta CNC, de cinco eixos, tem-se dois eixos de rotação associados, cada um deles a um dos eixos principais de movimentação da máquina, X, Y ou Z, conforme o projeto da máquina CNC. De acordo com a norma DIN 66217, o eixo de rotação associado ao eixo X é chamado de eixo A, o eixo de rotação associado ao eixo Y é chamado de eixo B e o eixo de rotação associado ao eixo Z é chamado de eixo C. Na norma também são definidos os eixos auxiliares U, V, W e P, Q, R, associados aos eixos principais de movimentação, X, Y e Z, respectivamente (DIN 66217, 1984).

A usinagem com movimentação simultânea dos cinco eixos é pouco usual, em função da dificuldade encontrada na preparação das estratégias de usinagem, considerando-se a complexidade das formas a serem usinadas e a cinemática da máquina ferramenta CNC de cinco eixos (Schulz, 1995; Hock, 1996). Em 1996, poucos programas de CAM possibilitavam a usinagem em cinco eixos e a simulação das estratégias, extremamente necessária para minimizar

os riscos de colisão da máquina ferramenta. Janovsky (1996) observou que, mesmo quando o software de CAM possuía o recurso da usinagem simultânea em cinco eixos, o desenvolvimento da estratégia de usinagem era extremamente trabalhoso. Por outro lado, nem sempre os programadores estavam treinados para utilizar, de forma adequada, os recursos disponíveis.

É mais comum o uso da usinagem em “três mais dois eixos”, na qual não existe a movimentação simultânea dos cinco eixos, mas sim o posicionamento da ferramenta de corte, nos dois eixos de rotação, antes do início da usinagem, e a usinagem em três eixos com a ferramenta inclinada, em relação a superfície a ser usinada.

A geometria da fresa de topo esférico pode ser descrita com base nas normas ABNT NBR 6162 e ABNT NBR 6163. A figura 2.7 mostra o sistema de referência da ferramenta, em que são apresentados os principais planos para o projeto e controle das fresas de topo esférico. São apresentados os planos de referência (P_r), de trabalho (P_f), de corte (P_s), dorsal (P_p) e ortogonal (P_o) (ABNT NBR 6162, 1989, NBR 6163, 1989).

No plano de trabalho (P_f), no “ponto de corte” escolhido sobre a aresta de corte da ferramenta, são definidas as velocidades de corte (v_c), de avanço (v_f) e a efetiva (v_e), figura 2.7 (Corte HH). Também neste plano são definidos os ângulos da direção de avanço (φ_f) e da direção efetiva (η_f). No plano de referência (P_r) é definido o ângulo de posição da aresta principal de corte (k_r), figura 2.7 (Corte FF). No plano ortogonal (P_o) são definidos os ângulos de folga (α_0), de cunha (β_0) e de saída (γ_0), figura 2.7 (Corte EE). No plano de corte (P_s) é definido o ângulo de inclinação da aresta de corte (λ_s), figura 2.7 (Corte DD).

No processo de fresamento, com fresas de topo esférico, a posição da ferramenta de corte, em relação à superfície usinada, é determinada por dois ângulos: o ângulo de inclinação normal à direção da velocidade de avanço (B_{fn}) e o ângulo de inclinação da ferramenta na direção da velocidade de avanço (B_f).

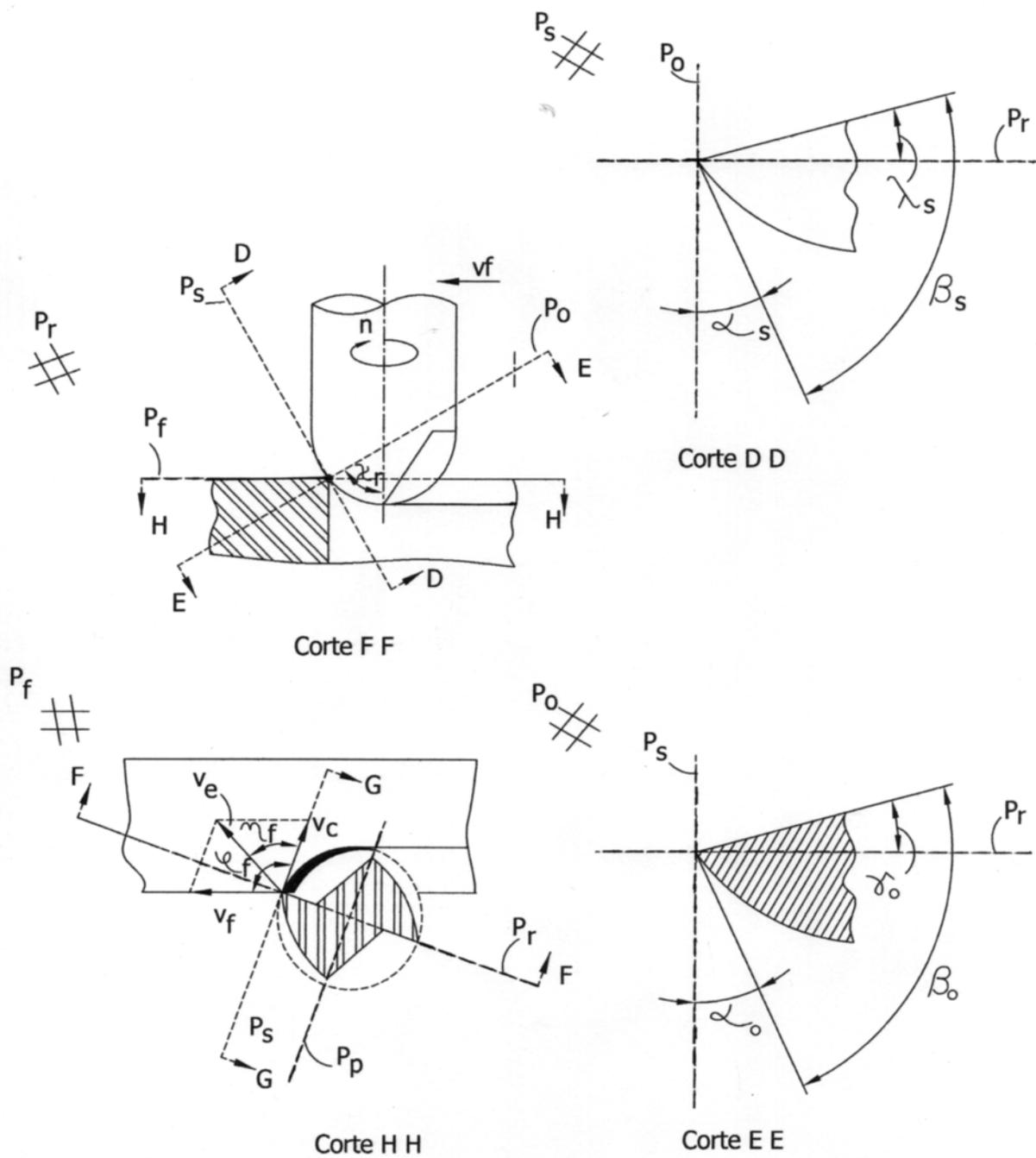


Figura 2.7 Sistema de referência da ferramenta: Corte FF - Plano de referência (P_r); Corte HH - Plano de trabalho (P_f); Corte EE - Plano ortogonal (P_o); Corte DD - Plano de corte (P_s), adaptado conforme NBR 6163 (NBR 6163, 1989).

Na figura 2.8, pode ser observado o ângulo (B_f). Este é medido entre o eixo de rotação da

ferramenta e a reta perpendicular à superfície em usinagem (N), contidos no plano perpendicular à superfície usinada e paralelo a direção de avanço.

Através do sinal, positivo ou negativo, dos ângulos de inclinação da ferramenta de corte, (B_f) e (B_{fn}), determina-se o sentido de movimentação da fresa, que pode ser ascendente ou descendente. O sinal positivo do ângulo de inclinação da ferramenta de corte na direção da velocidade de avanço ($+B_f$), figura 2.8 (c), indica que a inclinação da ferramenta tem a mesma direção e sentido da velocidade de avanço (v_f), e que o movimento é ascendente. O sinal negativo ($-B_f$) indica que a inclinação da ferramenta tem a mesma direção da velocidade de avanço (v_f), figura 2.8 (a), mas no sentido contrário e que o movimento é descendente.

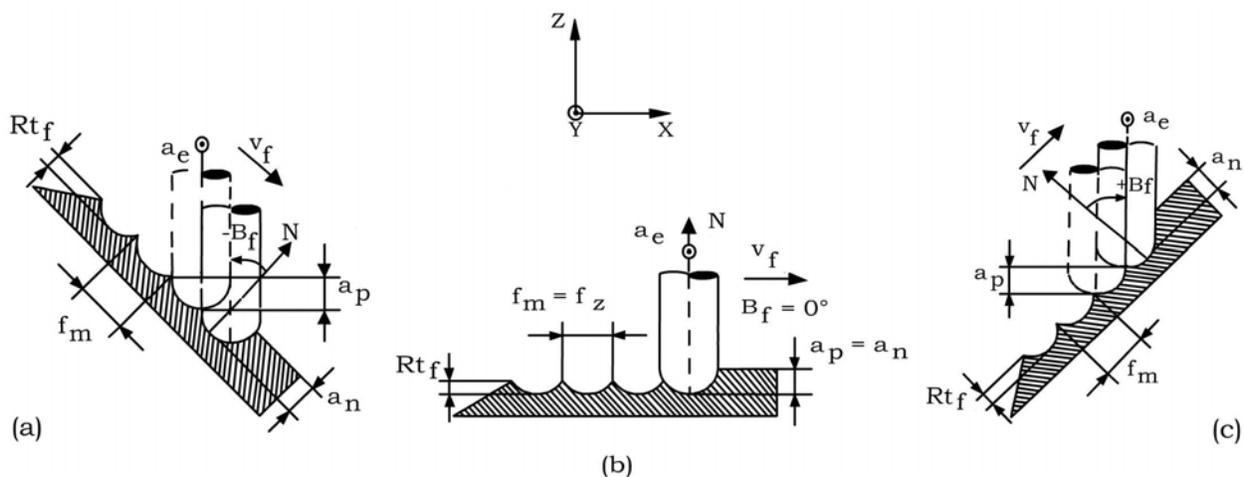


Figura 2.8 Representação da variação do ângulo (B_f), em máquinas CNC de três eixos, utilizando-se a estratégia de usinagem em cópia, na usinagem de superfícies inclinadas e planas. a) Movimento descendente ($-B_f$); b) Movimento neutro ($B_f =$ zero graus); c) Movimento ascendente ($+B_f$); (Deonísio, 2003).

Na figura 2.9, pode ser observado o ângulo (B_{fn}), entre o eixo de rotação da ferramenta e a reta perpendicular à superfície em usinagem (N). O ângulo (B_{fn}) é medido no plano normal a direção de avanço e a superfície usinada. O mesmo raciocínio utilizado para escolha do sinal do ângulo de inclinação na direção da velocidade de avanço (B_f) aplica-se ao ângulo de inclinação normal à direção da velocidade de avanço (B_{fn}). O sinal positivo ($+B_{fn}$), figura 2.9 (c), indica que a inclinação da ferramenta tem a mesma direção e o sentido crescente da espessura de penetração (a_e), também chamado de passo lateral ou pauta (a_e), e que o movimento é ascendente. O sinal

negativo ($-B_{fn}$) indica que a inclinação da ferramenta tem a mesma direção da espessura de penetração (a_e), figura 2.9 (a), mas no sentido contrário ao sentido crescente da espessura de penetração (a_e) e que o movimento é descendente.

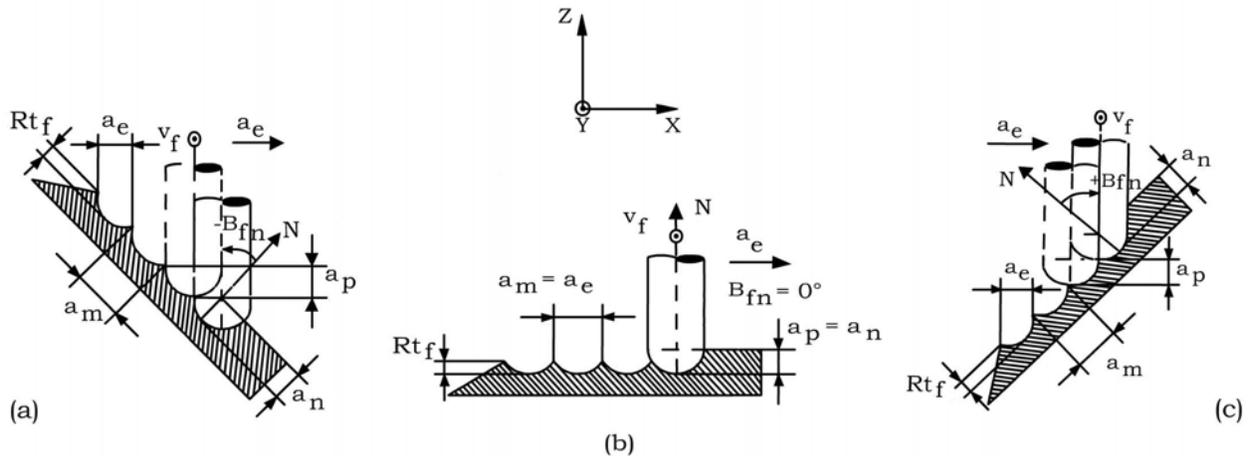


Figura 2.9 Representação da variação do ângulo (B_{fn}), em máquinas CNC de três eixos, utilizando-se a estratégia de usinagem em contorno. a) Movimento descendente ($-B_{fn}$); b) Movimento neutro ($B_{fn} = \text{zero graus}$); c) Movimento ascendente ($+B_{fn}$); (Deonísio, 2003).

Nas figuras 2.8 e 2.9 podem ser observados os parâmetros profundidade de usinagem (a_p), sobrematerial (a_n), largura de corte (a_e) e avanço por dente (f_z). Quando os ângulos de inclinação da ferramenta, na direção de avanço (B_f) e na direção perpendicular a direção de avanço (B_{fn}), forem iguais a zero observa-se que o valor da profundidade de usinagem (a_p), medido na direção perpendicular ao plano de trabalho (P_f), é igual ao valor do sobrematerial (a_n), que será removido nas operações de desbaste, de pré-acabamento ou de acabamento, medido na direção normal a superfície usinada. Também se observa que a distância entre as cristas de duas ondulações consecutivas medidas num plano paralelo a superfície usinada na direção do avanço (f_m) será igual ao avanço por dente (f_z) e que a distância entre as cristas de duas ondulações consecutivas medidas num plano paralelo a superfície usinada na direção perpendicular à direção de avanço (a_m) será igual largura de corte (a_e).

A partir das figuras 2.8 e 2.9 também podem ser descritas as estratégias de percurso em cópia e em contorno. Na figura 2.9, para uma máquina CNC de três eixos, observa-se a estratégia de percurso em contorno. Nesta, a movimentação no eixo “Z” é apenas para o ajuste da profundidade de usinagem (a_p) e da espessura de penetração (a_e), o movimento efetivo de corte

ocorre com o eixo “Z” parado e os demais eixos, “X” e/ou “Y”, em movimento. A estratégia de contorno também é conhecida como usinagem em níveis no eixo “Z” ou ainda de “Z constante”. Na figura 2.8 observa-se a estratégia de percurso em cópia. O movimento de avanço da ferramenta de corte ocorre através da movimentação do eixo “Z” da máquina ferramenta, e de um ou mais eixos (“X” e/ou “Y”). A estratégia de cópia também é chamada de “usinagem pendular”.

Para todos os tipos de ferramentas de topo, esférico, reto ou toroidal, na direção da velocidade de avanço (v_f), a rugosidade teórica (R_{t_f}) aumenta proporcionalmente ao aumento do avanço por dente (f_z).

Do ponto de vista geométrico, para as ferramentas de topo esférico, não ha dependência da da altura de crista (R_{t_f}), na direção do movimento de avanço, ou na direção normal ao movimento de avanço, em relação aos ângulos de inclinação da ferramenta de corte (B_f ou B_{fn}). Assim, estas ferramentas são mais adequadas para o acabamento de superfícies complexas em 3 eixos. No entanto, a rugosidade é prejudicada para ângulos de inclinação da ferramenta de corte (B_f ou B_{fn}) menores do que 5° , pois a remoção de cavaco da região de corte é mais difícil e a velocidade de corte na região central tende a zero, provocando a extrusão e o encruamento do material nesta região. A rugosidade também é prejudicada para os ângulos de inclinação da ferramenta de corte (B_f ou B_{fn}) maiores do que 85° , devido à maior deflexão da haste da ferramenta e ocorrência de vibrações. Isso ocorre porque a força de apoio (F_{ap}) tem valores mais elevados para esta faixa de valores dos ângulos de inclinação da ferramenta.

Para fresas de topo longas, o acabamento superficial tende a piorar com o aumento do avanço por dente (f_z). A situação é mais crítica com pequenos ângulos de inclinação da ferramenta de corte (B_f ou B_{fn}), pois o cavaco tem pouco espaço para escoar da região de corte e com o aumento do avanço e, conseqüentemente da espessura de usinagem (h_m), ocorrem vibrações que levam à degradação do acabamento superficial. Com ângulos maiores do que 75° , a situação também pode ser crítica, devido a uma maior deflexão da haste da ferramenta.

A espessura de penetração (a_e), associada ao raio de fresas de topo esférico, exerce uma influência significativa na formação da altura das cristas, na superfície usinada (R_{t_f}). Entretanto, em operações com altas velocidades de corte, é possível o emprego de pequenas espessuras de penetração (a_e) associadas a altas velocidades de avanço. Assim, obtém-se um baixo valor de

rugosidade, na direção normal à direção de avanço (R_{t_f}), sem aumentar o tempo de fabricação.

Janovsky (1996) realizou testes em máquinas CNC de cinco eixos, comparando o sentido de corte concordante e o sentido de corte discordante, o ângulo de inclinação da ferramenta de topo esférico, e o sentido ascendente e descendente, em relação ao ângulo de inclinação da ferramenta de corte. Em seus estudos, observou, que o sentido de corte concordante, o ângulo de inclinação da ferramenta de corte, na direção da velocidade de avanço (B_f), variando de 10° à 20° e o movimento ascendente, proporcionaram os melhores resultados em relação à vida da ferramenta de corte. Em relação ao desvio dimensional e à rugosidade foram observados resultados um pouco melhores para o movimento descendente e o sentido de corte discordante. O aço usinado foi o DIN 40 CrMnMo7 (1.2311), 30HRC, com fresas de topo esférico, diâmetros 10 mm e 20 mm, com duas arestas de corte, em metal duro, para operações de acabamento e percurso em cópia.

A figura 2.10 (a) mostra a variação da velocidade de corte em função da variação do raio de corte, ao longo da aresta de corte de fresas de topo esférico. As figuras 2.10 (b), 2.10 (c) e 2.10 (d) ilustram esta variação e a influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte.

Na figura 2.10 (b), o ângulo (B_f) é positivo (movimento ascendente), e, o eixo “W” (eixo auxiliar da ferramenta de corte) é posicionado no eixo de giro, em relação ao eixo do movimento “Y”. Observa-se que o raio de corte e a velocidade de corte variam de um valor máximo até um valor mínimo, diferente de zero. Na figura 2.10 (c), o ângulo B_f é igual a zero, e, o eixo “W” tem a mesma direção do eixo “Z”. Sobre a aresta de corte, o raio de corte varia de zero até um valor máximo.

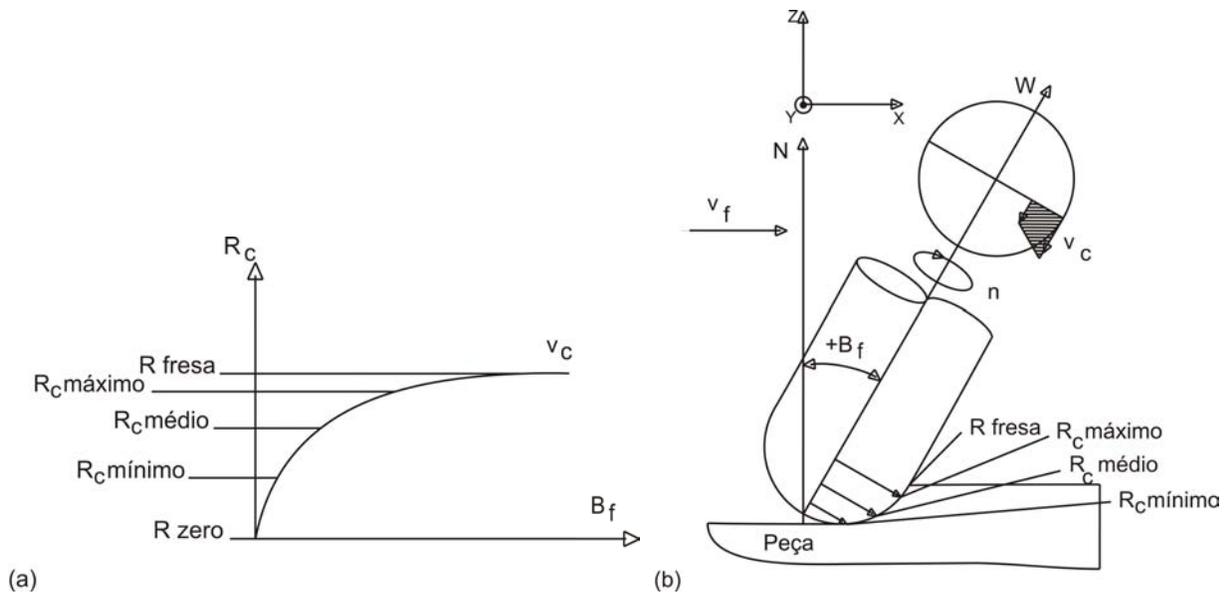


Figura 2.10 (a) Variação do raio de corte e da velocidade de corte, ao longo da aresta de corte de fresas de topo esférico, em função da variação do ângulo de inclinação da ferramenta; (b) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento ascendente (adaptado de Aksoy, 1997).

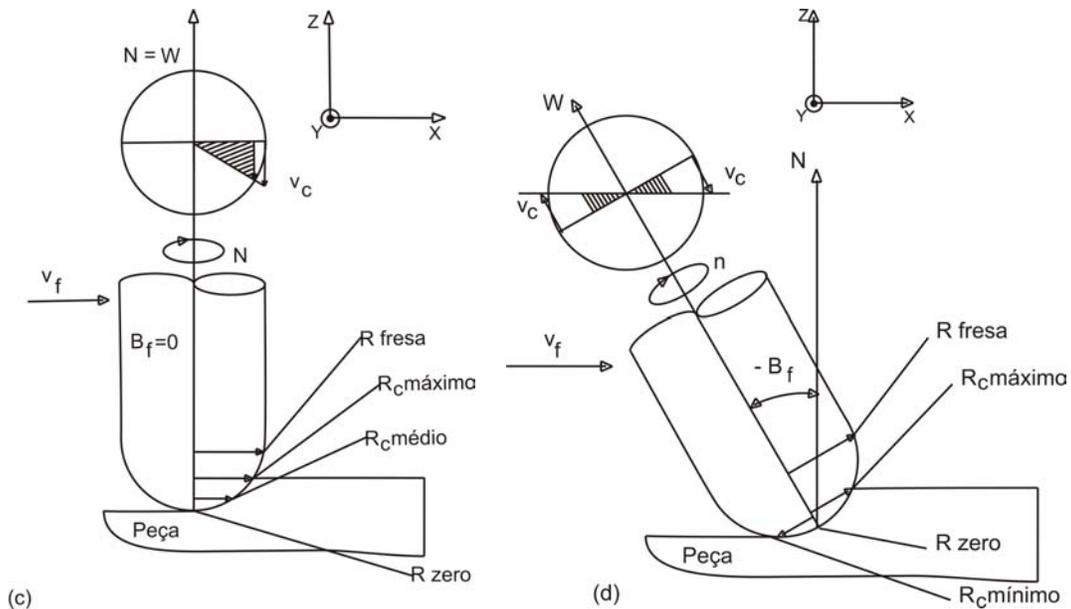


Figura 2.10 (c) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento neutro; (d) Variação da velocidade de corte sobre a aresta de corte no movimento descendente (adaptado de Aksoy, 1997).

Na figura 2.10 (d), o ângulo é negativo (movimento descendente), e, o raio de corte, varia de um valor máximo, passando pelo zero, até um valor mínimo. Esta observação justifica o porquê do movimento ascendente ser mais favorável à vida da ferramenta de corte, uma vez que o raio de corte é diferente de zero e a tendência de “lascamento” da aresta de corte é menor. Quando o corte ocorre próximo ao eixo de rotação da ferramenta, a velocidade de corte, medida ao longo da aresta de corte, diminui muito, podendo chegar a zero. Para uma velocidade de corte excessivamente baixa, ocorre o lascamento da aresta de corte, quando aços endurecidos são usinados (Aksoy, 1997).

A figura 2.11 mostra a influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_f) e do diâmetro de fresas de topo esférico, na variação do raio máximo de contato (R máximo) e na espessura máxima (h_m) para o sobrematerial (a_n) igual a 0,2 mm e o avanço por dente (f_z) igual a 0,1 mm.

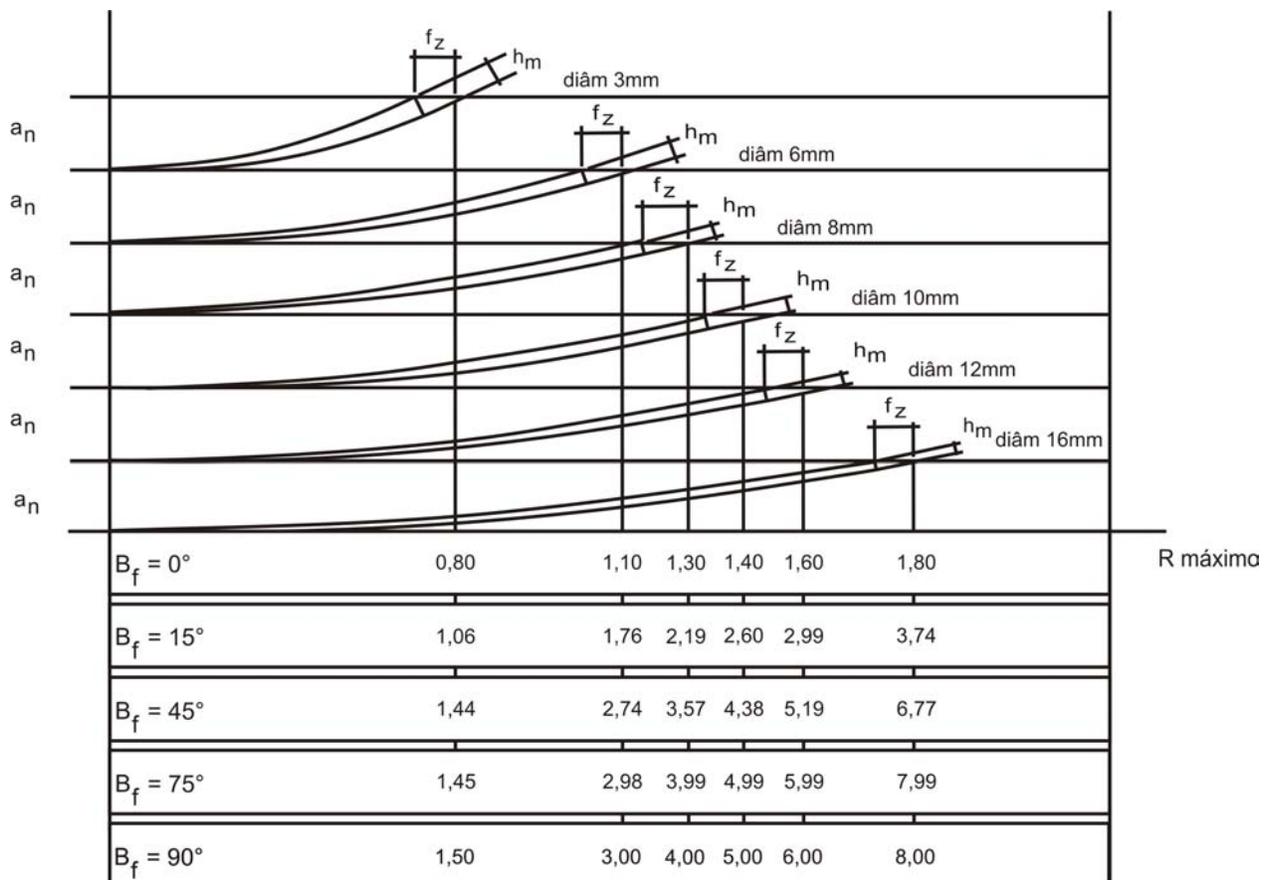


Figura 2.11 Influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_f) e do diâmetro de fresas de topo esférico na variação do raio máximo de contato (R máximo) e na espessura máxima (h_m), medidos no plano de trabalho, para $a_n = 0,2$ mm e $f_z = 0,1$ mm (Deonísio, 2003).

Para valores fixos da rotação (n), do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z), com a redução do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_f), observa-se a redução do raio máximo de contato (R máximo), medido no plano de trabalho, e, conseqüentemente, da velocidade de corte (v_c). Observa-se, também a redução da espessura do cavaco e variação da sua seção transversal.

Com a diminuição do diâmetro da fresa, se a_n , f_z e B_f forem constantes, há o aumento da espessura máxima (h_m). Se houver variação do sobrematerial (a_n) haverá variação da espessura do cavaco (h_m), medida no plano de trabalho. Se o sobrematerial (a_n) aumentar, maior será o valor da espessura do cavaco (h_m). Reciprocamente, quanto menor for o sobrematerial (a_n), menor será o valor da espessura do cavaco (h_m).

Aksoy (1997) também chama a atenção para a importância da entrada da ferramenta de corte em contato com a peça, durante a usinagem, e, faz algumas sugestões, para minimizar o “choque de entrada”. Ele sugere para a estratégia em contorno que a aproximação da ferramenta seja realizada no plano que contenha a direção de avanço e seja normal a superfície usinada. Mas, para a estratégia de cópia, este procedimento deve ser evitado, pois o carregamento da aresta é maior, e a ferramenta tende a vibrar, principalmente, quando a ferramenta esta desgastada. Quando a ferramenta se aproxima, em sentido concorrente à direção de avanço, o contato dos dentes é na forma de choques, que podem conduzir ao lascamento da aresta de corte, especialmente para os materiais de corte menos tenazes.

Geist recomenda que as entradas e saídas devam ser realizadas com trajetórias em arco (Geist, 2000).

Ruppel (1996) estudou estratégias HSC para a operação de pré-acabamento na usinagem de moldes e matrizes. Ele relata que um dos recursos essenciais dos programas de CAM, para a aplicação HSC, durante a operação de pré-acabamento, é o reconhecimento do sobrematerial deixado na peça após a operação de desbaste. Assim é possível remover de forma adequada o volume de material necessário e deixar um sobrematerial uniforme para a operação de acabamento.

Fechter, 1996, citado por Ruppel, preconiza a utilização de bancos de dados com orientação por objetos e a utilização de rotinas e ciclos para usinagem HSC nas operações de pré – acabamento e de acabamento, incorporados aos programas de CAM (Ruppel, 1996). Atualmente, já existem programas CAM, dedicados a usinagem de moldes e matrizes, em alta velocidade, que dispensam um conhecimento técnico maior do programador, sobre o tema.

A literatura reporta uma melhora do acabamento superficial com o emprego de velocidades de corte (v_c) mais elevadas. Segundo Koepfer e Boogert, com o aumento da velocidade de corte (v_c), ocorre um aumento de energia na zona primária de corte, resultando um aumento da taxa de deformação plástica no material. Conseqüentemente, com o aumento da taxa de deformação plástica e com uma menor quantidade de calor dissipada da região plasticamente deformada ocorrerá um decréscimo nas componentes da força de usinagem, principalmente da força de corte (F_c) e um melhor acabamento superficial (Koepfer e Boogert, citados por Schulz, 2001).

Dependendo do tipo e da direção de aproximação da ferramenta de corte, diferentes mecanismos podem ser determinantes para o desgaste da ferramenta e para a qualidade da superfície. A aproximação da ferramenta no sentido concorrente à direção de avanço deve ser evitada, pois resulta em grandes impactos sobre a ferramenta de corte, conduzindo a elevados desgastes e significativos desvios dimensionais (Aksoy, 1997).

Em seus estudos, na usinagem do aço ABNT A2 endurecido, com 60 HRC, Aksoy observou, que o corte discordante, descendente, com estratégia em cópia, permite obter uma melhor qualidade superficial. No entanto, o corte concordante permitiu obter uma vida mais longa, para todos os ensaios realizados. Para os ângulos de inclinação da ferramenta, avaliados de 0° até 25° , o maior comprimento usinado, com qualidade superficial adequada, foi obtido utilizando (B_{fn}) de 15° (Aksoy, 1997).

Na usinagem de matrizes de superfícies livres, em que não seja possível ajustar o melhor ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_f e/ou B_{fn}), em máquinas ferramenta de três eixos, por exemplo, o percurso da ferramenta deverá ser preferencialmente em contorno.

2.3.2 - Formação de cavacos.

O processo de formação do cavaco determina a magnitude dos vários fenômenos físicos que promovem o desgaste da ferramenta de corte, como as reações químicas, o desgaste abrasivo e a difusão. Ele também determina quantitativamente a potência que deve ser gerada para efetivamente remover o material da peça (Davies, 1999).

O mecanismo de formação do cavaco envolve uma taxa de deformação muito alta, temperatura elevada e fluxo plástico não linear do material. Este fluxo plástico gera tensões locais na ferramenta de corte, uma distribuição de temperatura na interface ferramenta cavaco e determina as condições do material da peça após o cavaco ter sido removido (Davies, 1999).

Segundo Poulachon, no corte ortogonal, com ângulo de saída negativo e aresta de corte suficientemente longa, a distribuição das tensões pode ser considerada como bidimensional. O máximo valor da tensão está na zona próxima ao raio da aresta caindo bruscamente na superfície da peça antes do chanfro da ferramenta. Os baixos valores das tensões de compressão, junto da superfície da peça, associadas com altos valores da tensão de cisalhamento, induzem à formação de uma trinca, que irá crescer em que o valor crítico de tensão de cisalhamento for alcançado. A propagação da trinca se dá na direção da aresta de corte e ocorre até o momento em que as tensões mudam para um valor que permita a deformação plástica. Estas condições se aplicam na usinagem do aço endurecido e os estágios sucessivos da formação do cavaco são apresentados na figura 2.12, adaptada por Neves. (Poulachon, 1998, Poulachon, 2001, Neves, 2002).

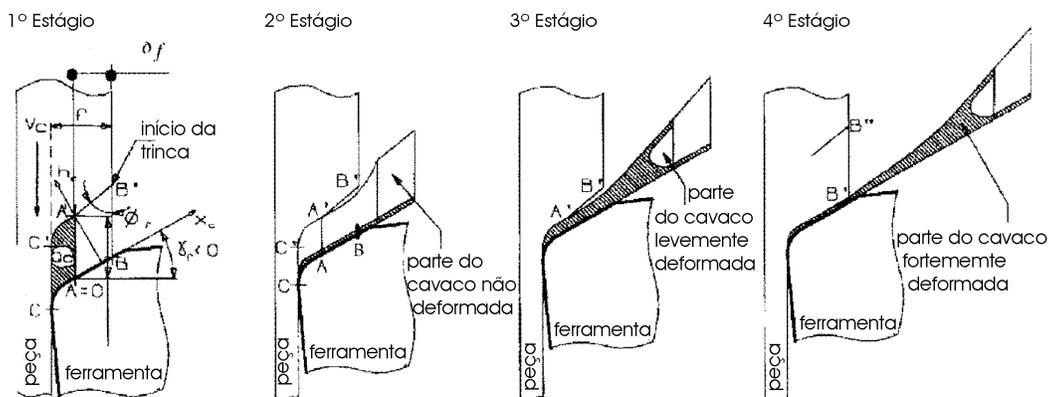


Figura 2.12 Estágios do mecanismo da formação do cavaco
(Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002).

Durante o ciclo de formação do cavaco, uma trinca precede a deformação plástica do material, parte do material se desprende da peça sem deformação, mas permanece preso a ela por uma porção de material fortemente deformado.

Na figura 2.13 observa-se a microestrutura do cavaco, no 4º estágio, do ciclo de formação do cavaco, apresentado na figura 2.12.

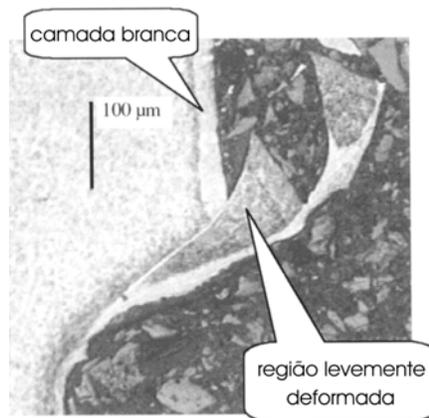


Figura 2.13 Microestrutura do cavaco, no 4º estágio, do ciclo de formação do cavaco, apresentado na figura 2.12 (Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002).

Observa-se um cavaco do tipo “de cisalhamento” (formato dente de serra), que é característico da usinabilidade das ligas endurecidas. A energia térmica é concentrada na região intensamente deformada, em que é observada a formação de uma fina camada branca.

No caso de aços endurecidos, Komanduri (1993) relata que o cavaco de cisalhamento ocorre nas altas velocidades de corte em função da instabilidade termoplástica adiabática catastrófica que ocorre na usinagem.

A figura 2.14 ilustra os diferentes tipos de cavaco, gerados a partir da variação da dureza, em aços endurecidos, e da velocidade de corte.

Observa-se, com o aumento da velocidade de corte, até 1000 m/min, a ocorrência do amolecimento térmico, decorrente da elevada taxa de deformação localizada, intensa geração de calor e das altas temperaturas. Com o aumento da dureza da peça, o cavaco passa da área de

formação do cavaco por deformação mais uniforme e cisalhamento, para uma área de deformação e cisalhamento localizados, até atingir a área em que ocorre a trinca na formação do cavaco.

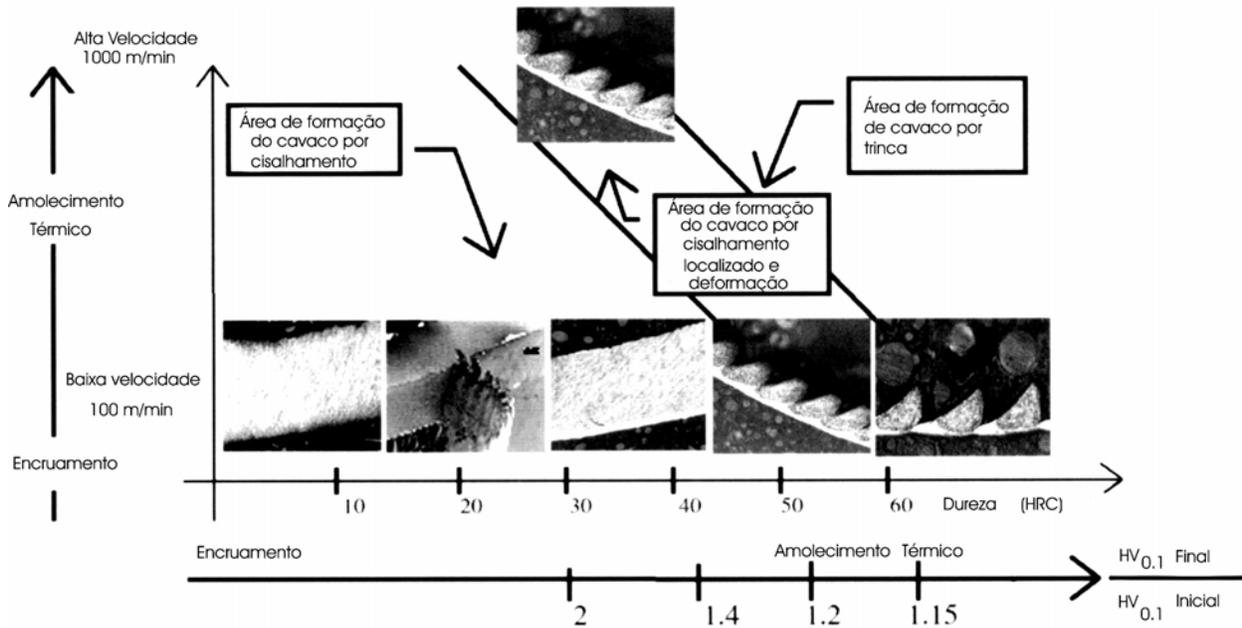


Figura. 2.14 Tipos de cavaco em função da dureza e da variação da velocidade de corte (Poulachon, 1998, Poulachon 2001, figura adaptada por Neves, 2002).

O cavaco de cisalhamento localizado é formado por segmentos com pequena quantidade de deformação. Estes segmentos estão separados por faixas de cisalhamentos finas e altamente deformadas, que atuam como elementos flexíveis (em decorrência da sua plasticidade). A formação de faixas de cisalhamento concentrado, durante este processo é atribuída à baixa condutibilidade térmica dos materiais e conseqüente concentração de calor nestas faixas.

Poulachon (2003b) realizou estudos referentes à morfologia do cavaco, no processo de torneamento, para diferentes tipos de aços endurecidos. Segundo estes estudos, a geometria do cavaco depende principalmente do desgaste da ferramenta e do material da peça e os parâmetros do corte não têm uma influência significativa. Em seus estudos, durante a usinagem do aço ABNT D2, foram gerados dois tipos diferentes de cavacos. A forma do cavaco pareceu estar ligada à geometria da ferramenta. Um cavaco longo, de coloração azulada, no formato de dente de serra, foi gerado ao se fazer a usinagem com uma ferramenta nova, como mostrado na figura 2.15.

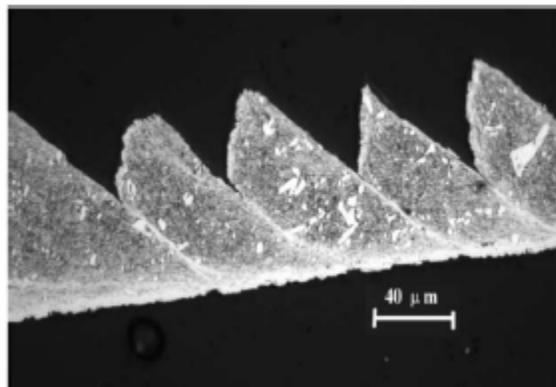


Figura 2.15 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2, com uma ferramenta nova, na operação de torneamento (POULACHON, 2003b).

O estudo da microestrutura do cavaco revelou a presença de diferentes quantidades de carbonetos e da camada branca na usinagem desse aço. Na figura 2.16, observa-se a existência de carbonetos na região em que se formou a camada branca.

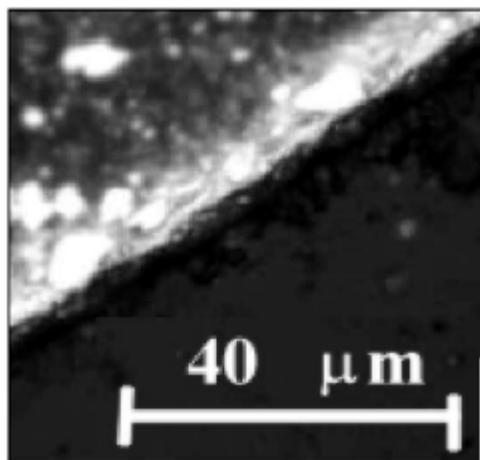


Figura 2.16 Carbonetos em meio à camada branca, no cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2 com uma ferramenta nova (POULACHON, 2003b).

Depois que a ferramenta foi usada por um determinado período de tempo, o desgaste de cratera foi observado na superfície de saída da ferramenta. Notou-se então uma mudança na forma do cavaco, pois o desgaste de cratera teve a ação de um quebra cavacos. O cavaco mostrou-se mais curvado e deformado, como pode ser visto na figura 2.17.

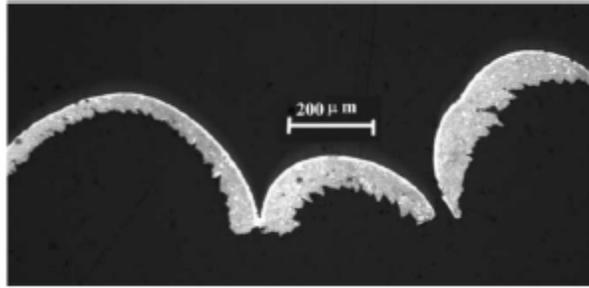


Figura 2.17 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2, utilizando uma ferramenta com desgaste de cratera de 80 μm de profundidade (POULACHON, 2003b).

Nakagawa (2000, 2001), em seus estudos, no fresamento com fresas de topo reto, demonstra o efeito do desgaste da ferramenta de corte na morfologia do cavaco gerado. Na figura 2.18, observa-se a morfologia do cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2, com uma ferramenta sem desgaste e com desgaste de cratera, de 80 μm de profundidade.

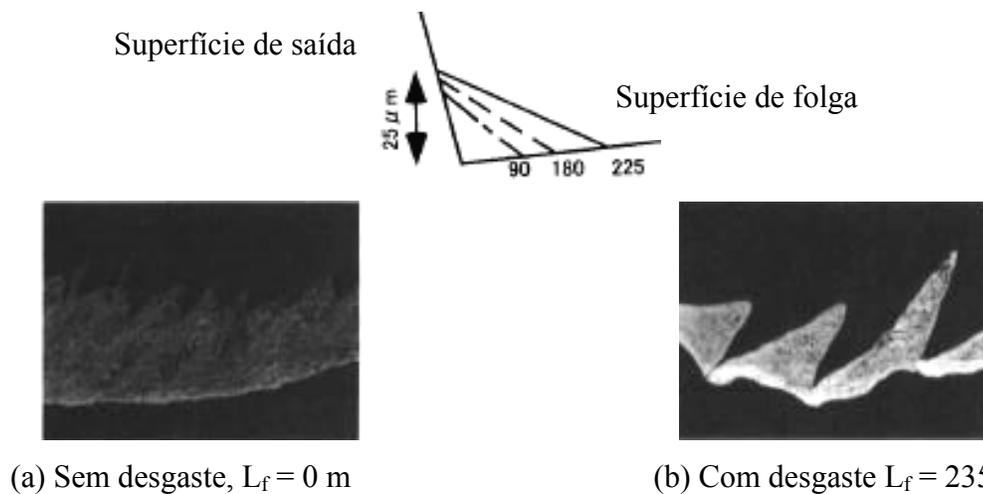


Figura 2.18 Cavaco gerado na usinagem do aço ABNT D2 com uma ferramenta sem desgaste (a) e com desgaste de cratera de 80 μm de profundidade (b) (Nakagawa, 2000, Nakagawa, 2001).

Observa-se que o desgaste da ferramenta de corte tem grande influência na forma e no tipo do cavaco gerado.

2.3.3 – Temperatura durante o fresamento

A energia disponível na aresta de corte durante o processo de usinagem é convertida em calor, devido ao atrito ou pela destruição das ligações entre os grãos no plano de cisalhamento. Ou seja, o calor é gerado pelo atrito entre a ferramenta de corte, a peça e o cavaco, e pela a deformação e cisalhamento do material. Quanto maiores forem os fenômenos citados, maior será a quantidade de calor gerado e por conseqüência os valores de temperaturas observados (Kronenberg, 1966, citado por Braghini Jr., 1998).

O calor é gerado principalmente em três áreas, na zona de cisalhamento, na superfície de saída e na superfície de folga da ferramenta de corte. A maioria do calor surge na zona de cisalhamento (Sandvik Coromant, 1994).

Dados práticos demonstram claramente que a maior parte do calor é dissipada através do cavaco em movimento. O aumento de temperatura do cavaco e do calor dissipado, depende da massa do cavaco e do calor específico do material da peça e da ferramenta. No entanto, não se deve concluir que a temperatura do cavaco é maior que a temperatura da ferramenta. Em alguns casos, como no torneamento contínuo, esta relação pode ser inversa, pois a temperatura do cavaco é menor do que a temperatura da ferramenta, em determinados pontos. Isto pode ser explicado pelo fato de que o cavaco está continuamente em movimento, mudando seu ponto de contato com a ferramenta, enquanto que esta permanece sendo atritada sempre nos mesmos pontos.

Os parâmetros de corte influenciam a forma como o calor gerado se dissipa através da peça, da ferramenta e do cavaco.

O efeito da profundidade de usinagem e da espessura de penetração no aumento da temperatura gerada durante o fresamento de matrizes é maior do que o do avanço de corte. Isto nos leva a considerar que para se obter altas taxas de remoção de material é mais interessante utilizar avanços maiores com menores profundidades de corte. Em altas velocidades de corte, o cavaco recebe mais calor do que a ferramenta e a peça. Em menores velocidades de corte uma maior quantidade de calor vai para a peça (Sandvik Coromant, 1994).

Como citado no item 2.2.1, Salomon (1931) propôs que a temperatura, em uma operação de usinagem, cresce com a velocidade de corte, até um certo valor e que, após este valor ser atingido, os valores da temperatura começam a diminuir progressivamente, como é mostrado na figura 2.19 (DEWES, 1999).

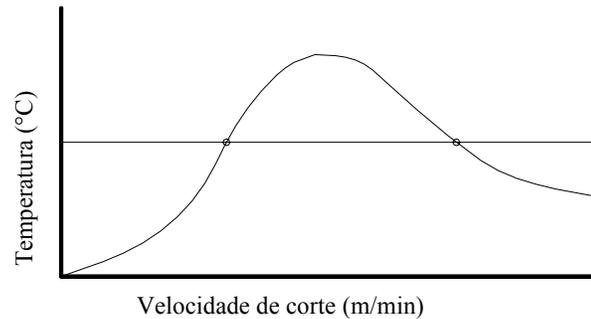


Figura 2.19 Influência da velocidade de corte na temperatura de corte, segundo Salomon, 1931 (DEWES, 1999).

No entanto, estudos realizados desde então não têm comprovado esta afirmação (Koontz, 1977), (Mc Gee, 1978), (Schulz, 1990) e (Lin, 1992). McGee (1979), propôs que a temperatura de corte sobe, à medida que a velocidade de corte aumenta, até que o ponto de fusão do material usinado seja atingido, como mostra a figura 2.20 (DEWES, 1999).

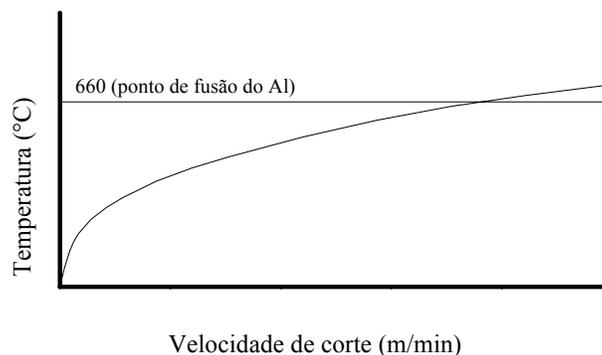


Figura 2.20 Influência da velocidade de corte na temperatura de corte (DEWES, 1999).

Dagiloke (1995) realizou a modelagem do processo de usinagem, da faixa convencional até 10.000 m/min, e, comparou o modelo proposto com resultados de ensaios de usinagem, realizados por outros pesquisadores. O autor afirma que há uma concordância entre o modelo proposto e os trabalhos consultados em relação à temperatura. Os resultados, referentes às

relações entre a velocidade de corte e a temperatura da ferramenta, do cavaco e da peça usinada, podem ser observados na figura 2.21.

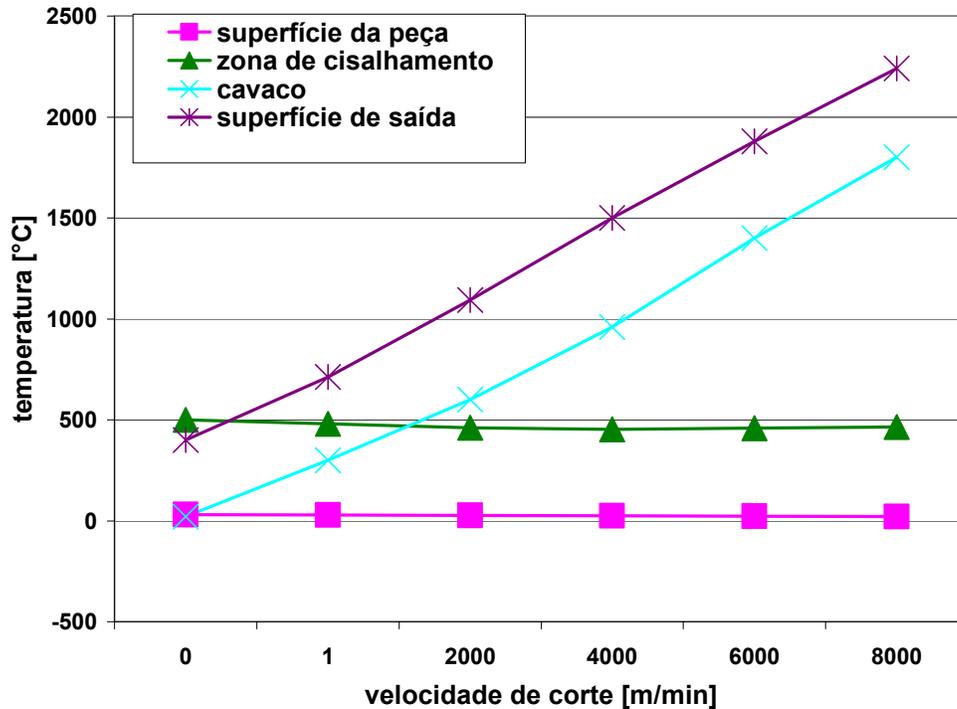


Figura 2.21 Influência da velocidade de corte no valor da temperatura de corte (alumínio 7050-T6 $a_p=7,62$ mm, $f_z=0,05$ mm) (DAGILOKE, 1995).

As temperaturas do cavaco e da superfície de saída da ferramenta aumentam progressivamente com o aumento da velocidade de corte. A temperatura média na zona de cisalhamento diminui. A temperatura na superfície da peça após a faixa de velocidades de 1500 m/min até 2000 m/min sofre uma pequena redução com o aumento da velocidade de corte. Segundo o autor, com o aumento da velocidade de corte o calor se dissipa principalmente pela superfície de saída da ferramenta e pelo cavaco, tendo menos tempo para migrar para a peça (DAGILOKE, 1995).

Outro fator que apresenta grande influência na temperatura de corte gerada é o estado de afiação da ferramenta e a geometria da ferramenta. Um ângulo de saída menor pode gerar um ângulo de cisalhamento pequeno e fazer com que o fluxo de calor seja maior para a peça. Uma área de contato maior entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta também pode aumentar

o fluxo de calor para a ferramenta (DEWES, 1999).

Nakagawa (2001) realizou estudos sobre o fresamento de topo, dos aços ABNT D2 e H13, com 53 HRC. Com uma câmera de infravermelho foi registrada a temperatura do cavaco, e os resultados podem ser observados na figura 2.22.

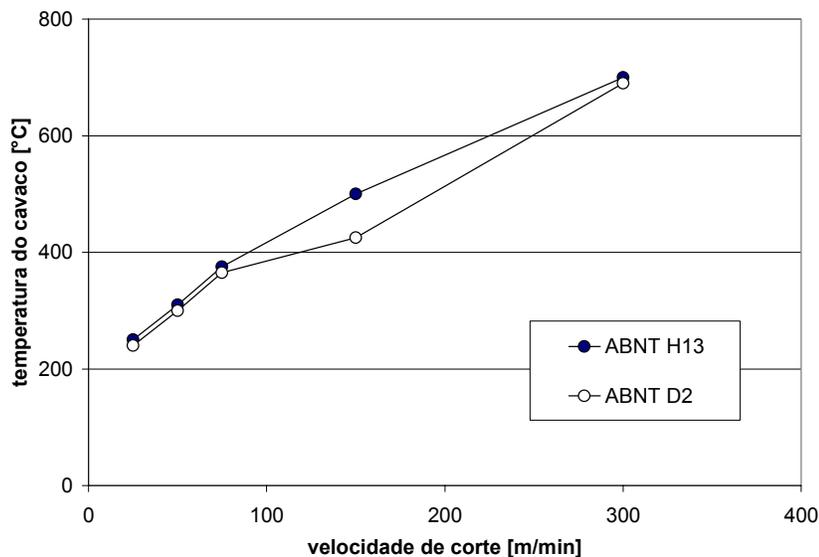


Figura 2.22 Relação entre velocidade de corte e temperatura do cavaco (Nakagawa, 2001).

Observa-se na figura 2.22, em concordância com os trabalhos de Dagiloke, para a variação da velocidade até valores de 300 m/min, o aumento da temperatura do cavaco com o aumento da velocidade de corte, para os dois materiais em estudo.

2.3.4 – Esforços de usinagem no fresamento

O comportamento das forças é de fundamental importância para a pesquisa e o desenvolvimento de modelos, para a otimização, o monitoramento e o controle dos processos de usinagem. Em virtude de sua relativa facilidade de medição e da sua relevância física, muitos pesquisadores têm utilizado medições de forças durante a usinagem, para a avaliação e entendimento do processo e análise da cinemática e dinâmica de máquinas-ferramenta (Schoroeter, 2001).

O desempenho atribuído ao processo de usinagem, como estabilidade dinâmica, precisão de

posicionamento ferramenta-peça, condições da ferramenta, superfície usinada e erros na peça, são algumas vezes explicados com base na análise das forças atuantes.

Considerando-se o processo de formação de cavacos ortogonal, existe um estado de equilíbrio entre as componentes da força de corte no plano de cisalhamento. A força entre a peça e o cavaco, ao longo do plano de cisalhamento e entre a superfície de saída da ferramenta e o cavaco, são iguais, de modo que o cavaco formado esteja em equilíbrio.

As componentes da força de usinagem (F_u), localizadas nos planos de trabalho e efetivo de referência, têm especial importância. No plano de trabalho (P_f) temos as componentes: força de corte (F_c), força de avanço (F_f) e força de apoio (F_{ap}), sendo que, a soma das forças F_f e F_{ap} resulta na força ativa (F_t). No plano efetivo de referência (P_r) temos a força passiva (F_p) (Ferraresi, 1977).

Outras componentes podem ser definidas, tais como a força normal (F_n), que é a projeção da força de usinagem (F_u) na direção perpendicular a superfície usinada, e a força efetiva (F_e), que é a projeção da força de usinagem (F_u) na direção da velocidade efetiva de corte (Ferraresi, 1977).

A força de avanço (F_f) não influi praticamente sobre a potência de usinagem e a força passiva (F_p) não toma parte ativa na determinação da potência da máquina operatriz. Mesmo assim, estas forças são de grande importância no projeto e na estabilidade dinâmica da máquina operatriz.

O relacionamento entre as componentes da força de usinagem varia consideravelmente com o tipo de operação de usinagem. A força de corte (F_c) freqüentemente é dominante nas operações de fresamento e torneamento, especialmente para o cálculo da potência requerida. A força passiva (F_p) é de particular interesse na operação de fresamento com grandes balanços e no torneamento interno e as forças de avanço (F_f) e passiva (F_p) na furação.

Segundo Tönshoff, o ângulo de saída da ferramenta (γ) negativo de elevado valor, é o principal fator que contribui para o aumento da força passiva (F_p) (Tönshoff, 1994).

König afirma que altas velocidades de corte proporcionam mais energia dissipada, pois é maior a temperatura na área de contato ferramenta-peça (König, 1989). Baseado nesta informação, Tönshoff explica que em função deste calor gerado, na região de corte, o material na zona de cisalhamento primária pode sofrer uma redução no valor de dureza e, como consequência, são geradas menores forças de corte durante a usinagem (Tönshoff, 1994).

Dagiloke demonstrou em seus trabalhos que com o aumento da velocidade de corte, a partir do intervalo de 1.500 m/min a 2.000 m/min, passa a ser significativa a influência da força de impulso durante a formação do cavaco, o que causa um aumento nos esforços de usinagem. A relação entre a velocidade de corte e a força de impulso pode ser observada na figura 2.23 (Dagiloke, 1995).

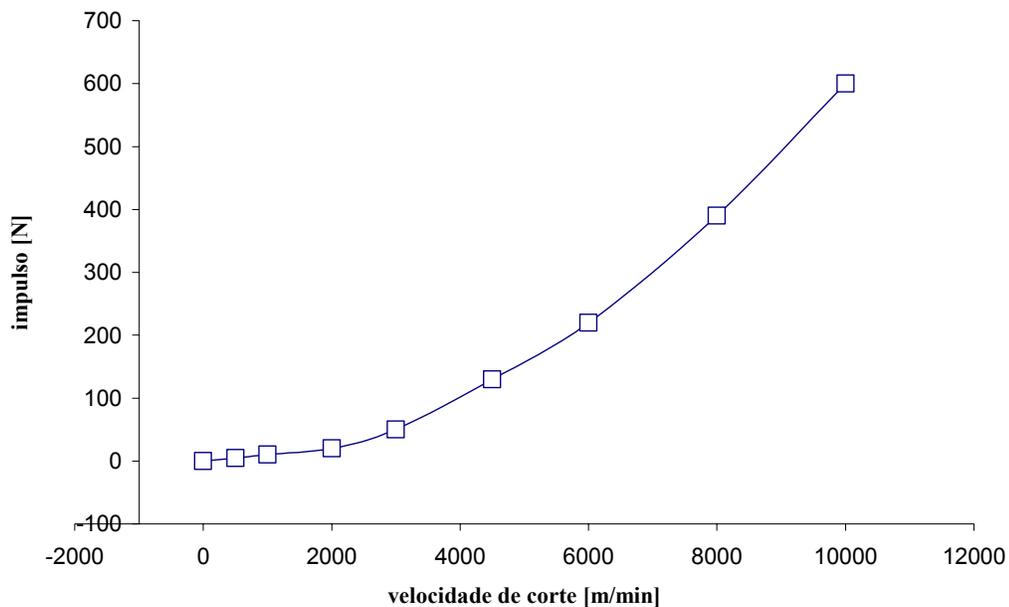


Figura 2.23 Relação entre a velocidade de corte e a força de impulso, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente (Dagiloke, 1995).

Schulz & Moriwaki, também afirmam que quando uma peça é cortada e o cavaco é gerado, o processo de corte exige uma energia adicional, a fim de acelerar a passagem do cavaco pela zona de cisalhamento (força associada à aceleração da massa do cavaco em movimento). A energia associada a esse impulso é proporcional à potência de 3 vezes a velocidade de corte,

enquanto que a energia de corte é basicamente proporcional à velocidade de corte (Schulz & Moriwaki, 1992).

Abaixo da faixa citada, de 1.500 m/min a 2.000 m/min, em decorrência da baixa influência do impulso e ocorrência do “amaciamento térmico”, decorrente da elevação da temperatura, observa-se a diminuição dos esforços com o aumento da velocidade de corte. Na figura 2.24 observa-se a relação entre a velocidade de corte e esforços de usinagem, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente (Dagiloke, 1995).

Dagiloke também relata um aumento na potência consumida no eixo árvore com o aumento da velocidade de corte. Os resultados podem ser observados na figura 2.25 (Dagiloke, 1995).

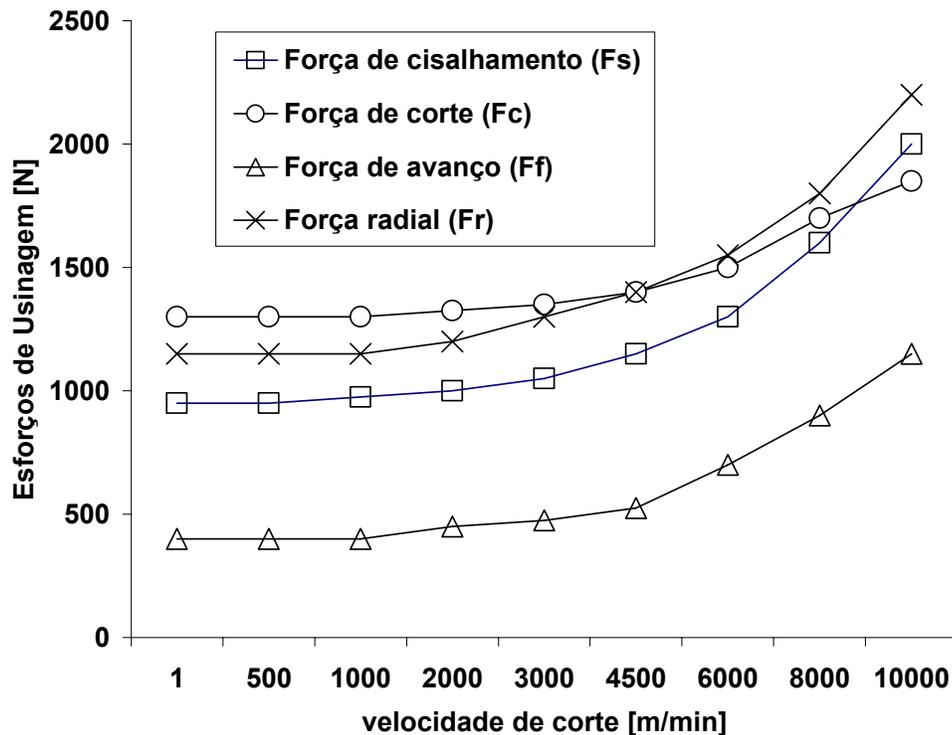


Figura 2.24 Relação entre a velocidade de corte e esforços de usinagem, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente (Dagiloke, 1995).

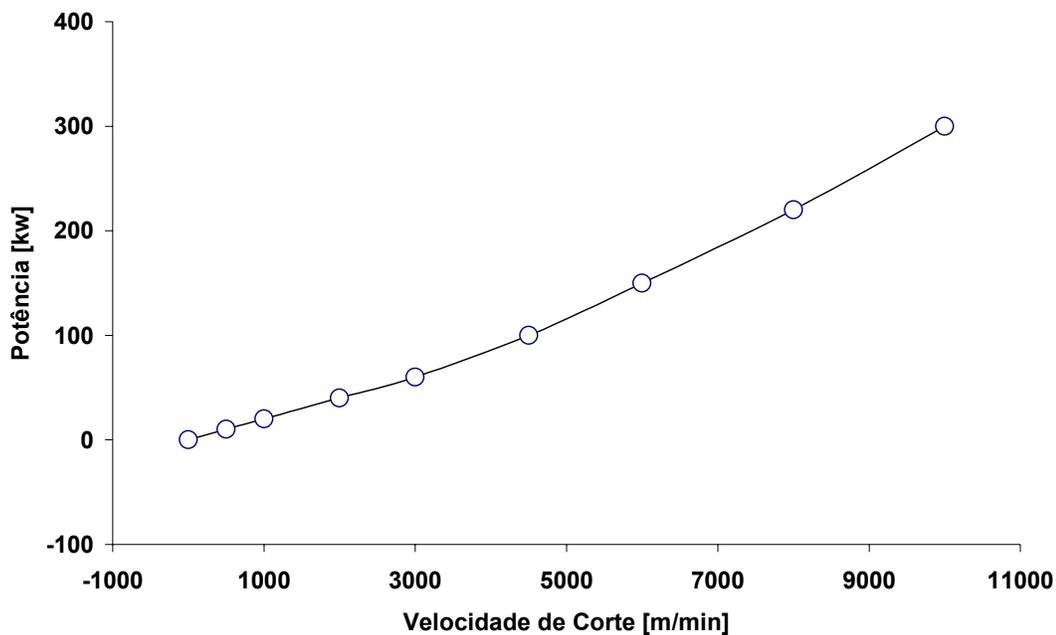


Figura 2.25 Relação entre a velocidade de corte e a potência consumida, na usinagem da liga de alumínio 7075-T6, com $a_p=7,62$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente (Dagiloke, 1995).

2.3.5 - A vibração durante o processo de fresamento (“Chatter”)

São características do processo de fresamento em geral, mais especificamente no fresamento de topo, a ocorrência da excentricidade, deflexão e vibrações durante a usinagem.

Em condições normais de usinagem, a ocorrência da excentricidade é praticamente inevitável, um fato atribuído principalmente a erros na montagem da ferramenta. Uma fresa de topo excêntrica pode ser representada por uma ferramenta com raio variável girando em torno do eixo de rotação e, desta forma, tem-se que a espessura do cavaco não é igual para todos os dentes. A excentricidade altera as forças médias e os picos máximos e mínimos do perfil instantâneo de forças de diversas maneiras, dependendo das condições de corte, da geometria do corte e da natureza e intensidade da excentricidade (Schoroeter, 2001).

Em virtude da fresa de topo estar fixa por uma única extremidade e devido à sua característica de falta de rigidez, surgem deflexões pela ação das forças de usinagem. A inclinação da ferramenta produzida por sua deflexão causa diferentes espessuras de cavaco no

sentido axial, um problema que se torna mais crítico quanto maior for a profundidade de usinagem axial (a_p). Apesar de indesejável por diversos aspectos, a flexibilidade da ferramenta tem como vantagem a redução de sobrecargas em situações transientes e sob vibração auto-excitada.

Deve-se notar, também, que a deflexão da ferramenta tem a propriedade de atenuar os efeitos da excentricidade. Neste caso, a espessura de cavaco a ser removida por uma aresta é maior do que a teórica, as forças na usinagem serão maiores, conduzindo a maior deflexão. No entanto, caso a espessura de cavaco seja menor do que a teórica ocorre o inverso. Desta forma, tem-se que os picos máximos de força são atenuados e os mínimos elevados.

As vibrações durante o fresamento podem ser divididas em vibração externamente excitada e vibração auto-excitada. A principal vibração externamente excitada, ou vibração forçada é causada pelas variações de força devido à mudança de direção e ao corte interrompido, ou seja, frequência de passagem de dentes (Whitte, 1998).

Também são fontes de vibração os impactos de cada dente com a peça. As vibrações auto-excitadas, ou regenerativas, são causadas por um mecanismo de auto-excitação durante a formação do cavaco. Este fenômeno ocorre quando as forças geradas pela ferramenta superam a rigidez do sistema ferramenta, porta-ferramenta e fuso da máquina ferramenta, principalmente quando o processo apresenta altas taxas de remoção ou para grandes balanços. As principais conseqüências são o dano à qualidade superficial e dimensional da peça, o desgaste excessivo ou a quebra da ferramenta, o dano causado nos mancais da máquina ferramenta e a limitação da produtividade do processo.

Em geral, a principal limitação encontrada nos processos HSM é a deficiência de rigidez inerente ao sistema máquina/peça/ferramenta. Essa falta de rigidez influencia severamente a estabilidade do corte (Arnone, 1998; Neves, 2002).

Objetivando minimizar vibrações durante o processo, é prática comum, dentro das oficinas, reduzir a velocidade de corte e as profundidades radial e axial. Essa providência irá gerar um efeito de amortecimento, que melhora os níveis de vibração, resultando, contudo, em baixas taxas de remoção de material. No entanto, a utilização de baixas profundidades de usinagem permitirá

o aumento da velocidade de corte, resultando em um aumento do avanço e conseqüentemente no aumento da taxa de remoção de material (Tlusty, 1993).

O estudo do processo de amortecimento, em operações de fresamento à alta velocidade, representa um fator de grande importância para o sucesso da operação.

a – O processo de amortecimento

O princípio básico do processo de amortecimento nas operações de usinagem pode ser resumido conforme segue (Tlusty, 1993). A figura 2.26, adaptada por Silva, mostra o fenômeno de amortecimento nos processos de usinagem em alta velocidade (Silva, 1998).

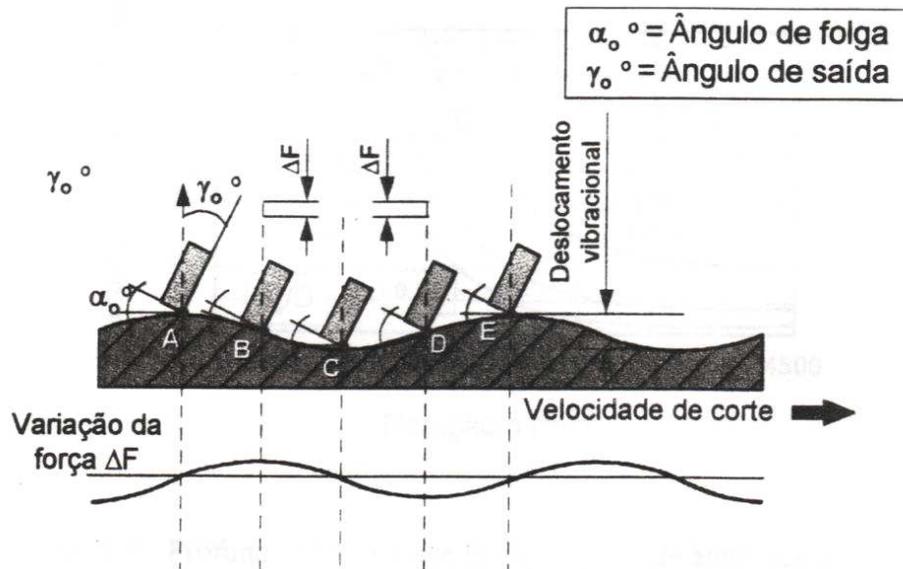


Figura 2.26 Fenômeno de amortecimento nos processos de usinagem em alta velocidade (Tlusty, 1993, adaptado por Silva, 1998).

A ferramenta se movimenta da esquerda para a direita com uma determinada velocidade de corte, vibrando para cima e para baixo. À medida que a ferramenta desce a rampa compreendida entre os pontos A e C, o ângulo de folga efetivo diminui, voltando a aumentar durante a trajetória entre C e E. A componente ΔF da força de compressão depende do ângulo de folga. A diminuição desse ângulo até zero, ou a valores muito próximos a zero, causará uma interferência e um aumento do atrito no flanco da ferramenta. A componente ΔF da força de compressão varia

proporcionalmente com a velocidade de vibração, atingindo seu valor máximo no ponto B e seu valor mínimo no ponto D.

Quando a ferramenta estiver defasada em 90° com o deslocamento de vibração, que será máximo no ponto A, implicará, que a componente ΔF será, em consequência, a força de amortecimento. Para uma dada amplitude de vibração, a amplitude da onda diminuirá com o aumento da velocidade de corte. Com a redução da variação de α_0 e ΔF , o efeito do processo de amortecimento também diminui. Em altas velocidades esse efeito torna-se praticamente desprezível (Tlusty, 1993).

Para uma dada espessura de penetração (a_e), há um valor limite da profundidade de usinagem, para o qual o efeito de amortecimento não será efetivo, surgindo a vibração auto excitada. A figura 2.27 mostra a influência de a_p , a_e e do diâmetro da ferramenta, em função da rotação, para uma frequência constante de 3500 Hz (Tlusty, 1993).

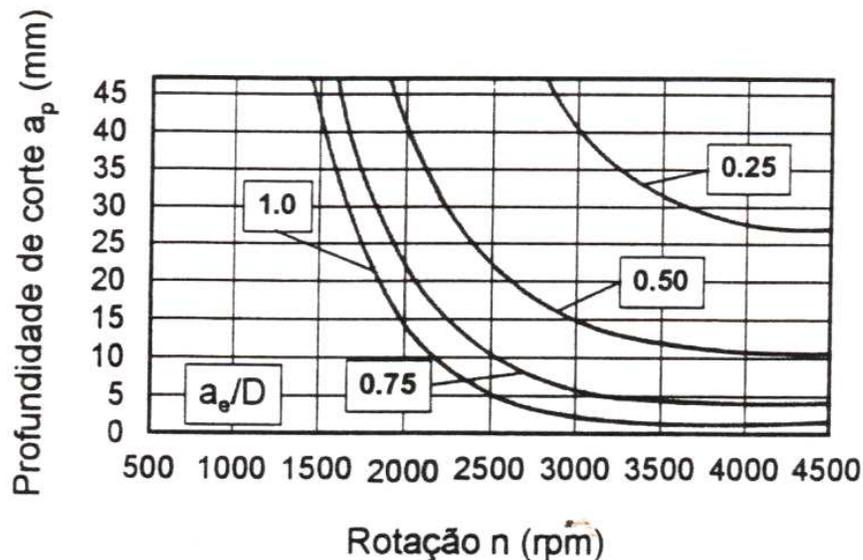


Figura 2.27 Profundidade de usinagem limite na zona de amortecimento (Tlusty, 1993).

2.4 – Materiais para ferramentas de corte, utilizados no fresamento de aços endurecidos.

A ampliação do campo de aplicação da usinagem em alta velocidade, de aços endurecidos,

tornou-se possível, graças ao desenvolvimento de novos materiais cortantes, como o metal duro micro grão com revestimentos e o CBN (Sentuko, 1989).

Os cermets e o metal duro são materiais indicados para operações em que a velocidade de corte é inferior a 1250 m/min (Schulz, 1992; Schulz,1996).

O uso do nitreto cúbico de boro policristalino em materiais de elevada dureza (≥ 57 HRC) permite alcançar valores de vida aceitáveis (Schulz, 1992; Schulz,1996).

2.4.1 - Metal Duro Utilizado no Fresamento de Aço Endurecido.

Os carbonetos tipo P e K atendem bem a usinagem a alta velocidade de todos os materiais usados na fabricação de ferramentas de conformação. Os carbonetos da classe K05 a K20 são usados para as ferramentas de corte inteiriças e os carbonetos da classe K05 a K20 ou ainda da classe P20 para as ferramentas em pastilhas (Bagard, 1995).

O metal duro micro grão contém partículas de tamanho de grão menores que 0,1 μ m. A redução do tamanho de grão melhora a dureza e a resistência à flexão. Por outro lado o aumento da temperatura reduz a dureza do metal duro, que contenha apenas carbonetos WC micro grão, a valores abaixo de outros materiais de ferramenta de corte. A dureza a quente deste metal duro pode ser melhorada pela adição de outros carbonetos, mas simultaneamente a resistência à flexão é diminuída. Em função da adição de carbonetos TiC e TaC ao WC a classe P20 mostra elevada dureza a quente e menos tenacidade comparada com o material metal duro micro grão. Isto propicia uma elevada resistência ao desgaste do WC P20 na usinagem a seco (Tonshoff, 1997).

Elevadas tenacidade e dureza podem ser alcançadas pelo uso de carbonetos micro grão (Cselle, 1995). Historicamente, o tamanho de grão tem variado de 1 a 10 μ m, mas os fabricantes estão reduzindo essa dimensão abaixo dos denominados carbonetos micro grão, que tem partículas da ordem de 1 μ m.

Quanto menor o tamanho do grão, mais denso se torna o material e mais tenacidade à fratura ele tem. Os micro grãos dão origem a novas classes de metal duro, que tem a resistência a quebra do aço rápido, e, a dureza do metal duro. A resistência à ruptura por cisalhamento é de

580.000 psi para o aço rápido e 600.000 psi para as novas classes de ferramentas de metal duro.

Os materiais de grãos finos distinguem-se em muitas aplicações porque aumentam a resistência da aresta de corte. Grãos menores permitem arestas de corte mais afiadas e geometrias mais positivas, sem que ocorra o lascamento da ferramenta.

Embora uma ferramenta com grãos finos apresentem uma melhoria na relação dureza / tenacidade, há aumento de resistência à compressão e não ao impacto. Um tamanho de grão maior, suporta melhor os golpes de corte interrompido.

As classes com grãos finos têm sido bem sucedidas a velocidades de corte elevadas em ligas de alta temperatura, aço inoxidável e aços ferramenta endurecidos (58 HRC).

2.4.2 – Revestimentos Usados nas Ferramentas de Corte para fresamento de aço endurecido.

Para a usinagem em alta velocidade, as coberturas devem ser produzidas com espessura total menor do que $10\mu\text{m}$, uma vez que os pequenos avanços por dente (f_z) são comuns e, por este motivo, só podem ser usados os arredondamentos de cantos relativamente pequenos, para manter as forças de corte baixas. Os metais duros de granulações finas e ultrafinas são um excelente substrato, pois as arestas de corte podem ser agudas, sem perder significativamente a resistência mecânica. O fresamento, geralmente, é realizado com o auxílio de ar comprimido ou névoa.

Em virtude das altas velocidades periféricas no fresamento HSC, as ferramentas ficam submetidas a forças centrífugas extremamente altas. Para evitar riscos a segurança, foi criado o projeto de norma E-DIN 6589-1 em que através de valores empíricos, determinam-se os valores máximos das velocidades periféricas. Se estas velocidades forem ultrapassadas, serão necessárias medidas adicionais de segurança. Em geral, para ferramentas inteiriças, o limite determinado é de 1.000m/min, enquanto para ferramentas de fresamento compostas, a velocidade admissível depende do diâmetro máximo da ferramenta.

Em relação às coberturas aplicadas na usinagem em alta velocidade de corte, pode-se afirmar que as fabricadas com processos de deposição física a vapor (PVD) podem resistir a

altas temperaturas de trabalho, possuindo elevada dureza e resistência ao desgaste. Em alguns testes realizados, observou-se um desempenho superior das coberturas PVD, como o nitreto de titânio alumínio (TiAlN).

Tonshoff (1999) mostrou a resistência superior à oxidação do TiAlN quando comparado com o TiN. Enquanto o TiN se oxida a temperaturas acima de 600° C o TiAlN mostra uma resistência a oxidação superior a 800° C. Tonshoff afirma que a formação de uma camada superficial superior de Al₂O₃ aumenta a resistência à difusão e oxidação do filme de TiAlN.

A resistência do revestimento à abrasão determina a taxa de resistência da ferramenta ao desgaste. Em função da elevada dureza do filme de TiAlN e melhor resistência ao desgaste um desgaste homogêneo da ferramenta ocorre quando a relação Al/Ti é mantida em 1/1.

A adesão dos filmes depende da estrutura da superfície do substrato. Tonshoff enfatiza, que, as propriedades da superfície são influenciadas pelo processo de retificação usado durante a fabricação das ferramentas de corte. A compressão e o espalhamento do aglomerante (cobalto), na retificação do metal duro, têm um importante efeito na perda da resistência da superfície do substrato. As altas forças adesivas desenvolvidas na usinagem a seco, causam elevadas forças de cisalhamento na interface superfície / revestimento e as variações nas propriedades da interface causam diferenças na vida da ferramenta (Tonshoff, 1999).

Como o processo de fresamento é sempre um processo de corte interrompido, a absorção de trincas é um importante requisito, que pode ser atendido pelos revestimentos multicamadas. Os revestimentos de monocamadas como TiN ou TiAlN levam a trinca para o substrato imediatamente (Cselle, 1999).

De todos os revestimentos a base de titânio, a melhor isolamento térmica é dada pelo revestimento de TiAlN, que confere à ferramenta um relevante aumento na vida, tornando-a apta para a usinagem a seco e a alta velocidade de corte (Cselle, 1999).

A elevada resistência térmica do TiAlN faz deste revestimento predestinado para usinagem a seco e usinagem a alta velocidade de corte (Cselle, 1999).

A vantagem fundamental do TiNAl é que este revestimento forma uma densa camada protetiva de Al_2O_3 , altamente adesiva na sua superfície, prevenindo a difusão de oxigênio para o material do revestimento. A outra vantagem para as aplicações em usinagem é a sua baixa condutividade térmica. Conseqüentemente mais calor é dissipado através do cavaco. Isto habilita que altas velocidades de corte sejam utilizadas, uma vez que a carga térmica no substrato é menor. Entretanto o revestimento de TiNAl em geral mostra um desempenho inferior quando comparado ao TiN nos casos de baixa velocidade de deslizamento ou em processos de corte interrompido em função do seu elevado coeficiente de atrito e da sua fragilidade (Hsieh, 1998).

A boa performance do TiNAl a elevadas velocidades de corte é explicada pela sua baixa taxa de oxidação a elevadas temperaturas. (Hedenqvist, 1997)

O uso de revestimento contendo Al é relatado como sendo vantajoso especialmente para operações de usinagem que combinam altas temperaturas de corte com altas cargas mecânicas no material da ferramenta. Isto é usualmente explicado pela formação de uma fina camada de Al_2O_3 na superfície da ferramenta, que forma uma barreira protetora contra o O_2 , protegendo contra a tribooxidação. Isto é importante para as operações de corte interrompido e para a redução do desgaste de entalhe na aresta de corte do metal duro. A segunda razão para a boa resistência do revestimento é a alta dureza a quente, que propicia boa resistência ao desgaste abrasivo na usinagem em altas velocidades de corte (Klocke, 1999).

A tabela 2.2 mostra as principais propriedades físicas e químicas dos revestimentos mais usuais para a usinagem (Van Stappen, 1995).

Tabela 2.2 Propriedades dos revestimentos (Van Stappen, 1995).

	TiN	(Ti,Al)N	Ti(C,N)
Composição química [%]	50Ti-50N	25Ti-25Al-50N	50Ti-25C-25N
Resistência à oxidação [°C]	500	800	-
Condutividade Térmica [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	30	22	43
Dureza [$kg.mm^{-2}$]	2200-2500	2500-3000	2800-3200

As tendências no desenvolvimento de ferramentas de corte podem ser resumidas da seguinte forma (Silva, 1998):

- Fabricação de metais duros com estrutura superfina de grãos, com materiais duros que chegam à faixa de nanocristais, mediante novos processos de fabricação e com a técnica de sinterização de microondas;
- Uso de novos metais e ligas em substituição ao cobalto, como material para ligação, que aumentam a resistência ao calor;
- Desenvolvimento de camadas de revestimento multicomponentes, camadas de materiais duros texturizados e metais duros revestidos com substratos graduados;
- Fabricação de metais duros multifuncionais, com camadas geradas em processo, durante o processo de sinterização, também estão sendo desenvolvidos.

A tabela 2.3 mostra as principais características dos revestimentos mais usuais para a usinagem, em relação ao desgaste durante a usinagem (Silva, 1998).

Tabela 2.3 Características das coberturas das pastilhas de metal duro (Silva, 1998).

Tipos de cobertura	Designação	Características
Carboneto de titânio	TiC	Alta resistência ao desgaste de flanco Alta resistência a craterização
Nitreto de titânio	TiN	Alta resistência ao desgaste Alta resistência a craterização Baixa aderência (aresta postiça de corte)
Óxido de alumínio	Al ₂ O ₃	Boa estabilidade química a altas temperaturas Alta resistência a craterização Alta resistência ao desgaste Baixa condutividade térmica
Carbonitreto de titânio	Ti (C,N)	Combinação das características do TiN e TiC
Nitreto de titânio/alumínio	(Ti,Al)N	Propriedades semelhantes ao Al ₂ O ₃
Nitreto de silício	SIALON	Boa estabilidade química a altas temperaturas

Os desgastes apresentados por revestimentos de TiNAl, demonstram que estes possuem uma maior resistência à abrasão em altas temperaturas, em comparação às pastilhas recobertas por carboneto de titânio (TiC), nitreto de titânio (TiN), carbonitreto de titânio (Ti[C,N]), óxido de

alumínio (Al_2O_3) e materiais cerâmicos. Este fato é de grande importância, visto que na usinagem HSC as temperaturas são extremamente elevadas devido às altíssimas velocidades de corte empregadas e ao atrito entre peça e ferramenta.

2.4.3 – CBN Utilizado no Fresamento de Aço Endurecido.

O nitreto cúbico de boro (CBN) é um material sintético, cujo processamento foi realizado com sucesso pela primeira vez em 1954, pela General Electric Co., EUA. O pó de CBN é fabricado a uma pressão e temperatura extremamente altas, a partir do nitreto de boro hexagonal juntamente com um catalisador (Abrão, 1993).

O CBN possui propriedades mecânicas excelentes, tais como a resistência à alta temperatura, a característica de manter sua afiação em função de sua elevada dureza a quente e por possuir baixa solubilidade no ferro. A dureza do CBN, aproximadamente a metade da dureza do diamante, na escala do Knoop, é de 4800 kgf/mm^2 . Como referência, em relação ao material a ser usinado, através de uma tabela de equivalência entre diferentes escalas de dureza, observa-se que 55HRC correspem quem a 600 kgf/mm^2 (POULACHON G., 2003a).

O CBN tem estabilidade térmica até aproximadamente 1300°C e passa a ser reativo quimicamente a partir de 1050°C , sendo que a sua condutividade térmica é 65% da observada para o diamante (DeVries, 1972, citado por Braghini, Jr.).

As propriedades das ferramentas de CBN podem ser influenciadas pela porcentagem de CBN, pelo tamanho de grão, e pela sua distribuição, bem como pela composição da fase ligante, que pode ser cerâmica ou metálica. Geralmente, para usinagem de materiais endurecidos, os ligantes cerâmicos são preferidos (POULACHON G., 2003a).

Entre os ligantes mais usuais temos os materiais metálicos (liga Ni-Co) e cerâmicos (TiN , $\text{Al}_2\text{O}_3/\text{AlN}$, TiC ou WC), cujas proporções podem variar de aproximadamente 5 a 90% (Abrão, 1996).

O CBN apresenta um grande número de diferentes formulações, que variam de fabricante

para fabricante. Portanto, não é fácil generalizar sobre propriedades mecânicas, técnicas de fabricação, e performance de usinagem de várias classes. Entretanto, duas amplas categorias de aplicação podem ser definidas. Uma para a usinagem de desbaste em materiais ferrosos endurecidos, particularmente ferros fundidos endurecidos com uma faixa de dureza de 45 a 65 HRC, e com profundidade de usinagem entre 0,5mm e 8,0 mm. Outra, para a usinagem de acabamento em componentes endurecidos, tipicamente aços ferramenta ou ferros fundidos endurecidos superficialmente. Com profundidade de usinagem abaixo de 0,5mm, tipicamente entre 0,1 e 0,2 mm (Heath, 1989). É usual a porcentagem de CBN, nas ferramentas de corte, variar de 50% a 90%. As ferramentas com 50% de CBN são utilizadas para as operações de acabamento, por ser necessário um compromisso maior entre a dureza, para garantir a resistência à abrasão, e a tenacidade, devido à geometria da aresta, e com porcentagens maiores para operações de desbaste. O material da ferramenta com um índice mais baixo de CBN tem uma tenacidade mais elevada (POULACHON, 2003a).

Para alguns materiais de peça, o aumento da velocidade de corte resulta no aumento da vida da ferramenta, para uma determinada faixa de velocidades (Heath, 1989).

As ferramentas de corte de CBN estão disponíveis na forma de “blanks” com uma camada de CBN sobre outra de carbetto, ou então, na forma de insertos prontos para o uso em suportes padronizados. CBN no formato de camadas é cortado em peças pequenas e brasados substituindo a aresta de corte de insertos de metal duro indexáveis (Heath, 1989).

Recobrir uma aresta de corte com CBN é uma alternativa ao processo de sinterização, entretanto, as principais razões são a dificuldade na formação do filme de CBN e na inadequada resistência de adesão (Takatsu, 1990).

2.5 – Mecanismos de desgaste das ferramentas de corte.

O principal fator para a seleção do material cortante é o conhecimento básico dos fenômenos de desgaste. O desgaste por abrasão, normalmente, se apresenta como fenômeno predominante nos processos de usinagem convencionais. Em processos de corte HSC o desgaste

por abrasão se apresenta somente como mais um dos fatores a serem considerados (Schulz, 1992; Schulz, 1996).

Nos processos HSC, o aumento da temperatura causada pelo aumento da velocidade de corte tende a acelerar a ocorrência de outros fenômenos de desgaste, entre a peça, a ferramenta e o cavaco, tais como a difusão e a oxidação (Lewis, 1993).

A usinagem de materiais ferrosos requer materiais cortantes como o metal duro com cobertura, cermets, cerâmicas e o nitreto cúbico de boro. Segundo Lewis, a causa do desgaste das ferramentas de Nitreto de Boro (CBN), na usinagem de materiais endurecidos, é uma combinação dos efeitos provocados pela abrasão, adesão, difusão e oxidação (Lewis, 1993).

As ferramentas, que apresentam coberturas múltiplas, irão possibilitar características diferenciadas com relação aos fenômenos de desgaste, devido ao comportamento particular de cada camada, em diferentes faixas de temperatura.

2.5.1 – Principais mecanismos de desgaste observados.

O conhecimento dos fenômenos de desgaste no material de corte selecionado para utilização em ferramentas, é um dos principais fatores para seleção dos mesmos (Rao, 1977).

O processo do desgaste da ferramenta de corte pode ser dividido em quatro mecanismos principais de desgaste; denominados abrasão, adesão, fadiga da superfície, e reação tribo-química.

König (1990) estudou os mecanismos do desgaste por difusão, abrasão, e adesão. Todos estes mecanismos são muito comuns durante o processo do desgaste das ferramentas.

De acordo com os autores os processos químico e de difusão, exercem um papel vital no desgaste da ferramenta.

König et al. demonstraram que diferentes materiais de trabalho, tais como aços liga endurecidos, aços cementados, aços nitretados, aço rápido, com a mesma dureza (62 HRC), quando usinados com as mesmas condições de corte, apresentam diferentes taxas de desgaste.

Segundo o autor, isto significa que a dureza do material de trabalho não é um parâmetro adequado para avaliar o desgaste da ferramenta (POULACHON, Wear, pré print, 2003-b).

A vida das ferramentas de metal duro diminui quando a dureza da peça aumenta, enquanto que para as ferramentas de CBN e outros materiais cerâmicos observam-se resultados opostos (para durezas abaixo de 50 HRC) (POULACHON, Wear, pré print, 2003 b).

Poulachon (2003 a) realizou estudos para investigar o desempenho e o comportamento do desgaste de ferramentas de CBN em operações de acabamento. Foi realizado o torneamento a seco dos aços: para trabalho a frio ABNT D2, para trabalho a quente ABNT H11 e DIN 35NiCrMo16, DIN 35NiCrMo16 e AISI 52100. Embora tivessem a mesma dureza, de 54 HRC, uma grande variação na taxa de desgaste da ferramenta foi observada na usinagem destes aços, como pode ser observado na figura 2.28.

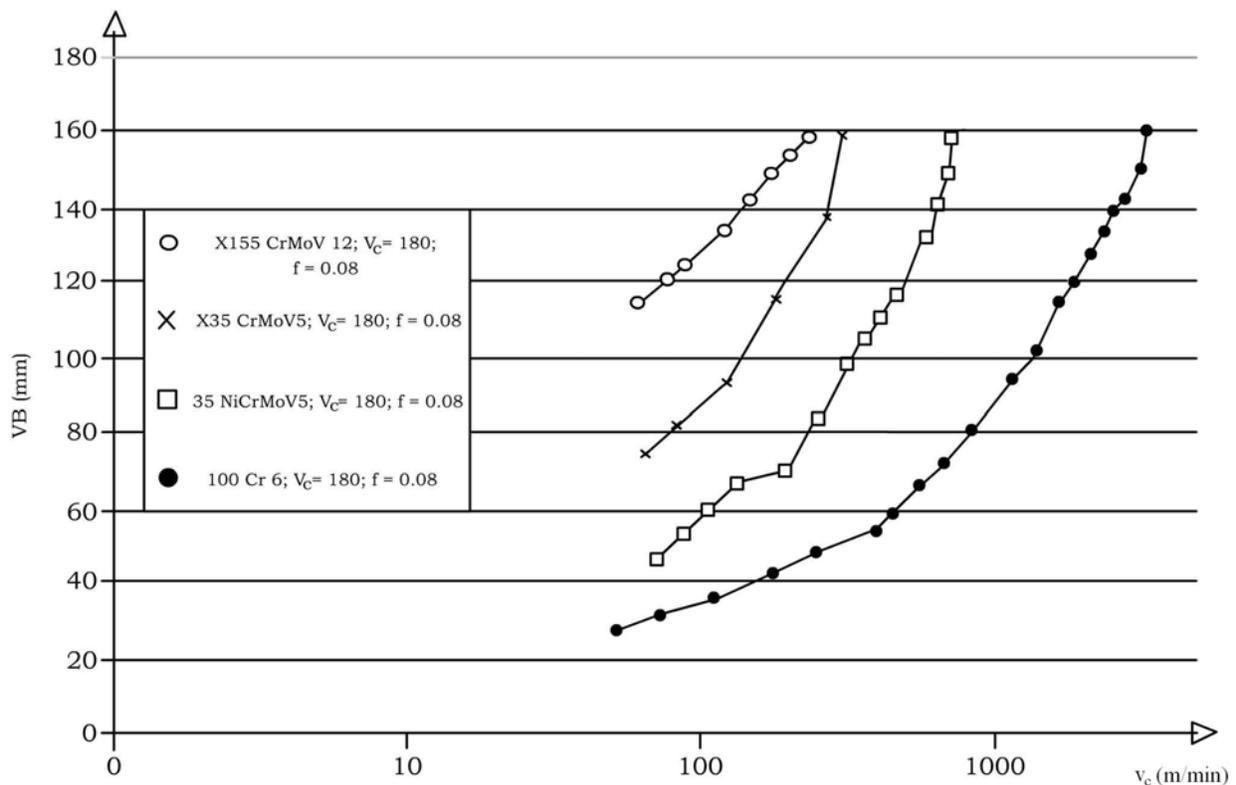


Figura 2.28 Desgaste da superfície de folga (VB), em função do tempo, para os quatro materiais, com a mesma velocidade de corte e de avanço (em escala logarítmica) (Poulachon, 2003 - a).

O trabalho de Poulachon sugere que a microestrutura do aço endurecido tem influência no desgaste das ferramentas de CBN. O principal fator de influência é a presença de vários carbonetos, com diferentes durezas, na microestrutura dos aços. Na figura 2.29 observa-se a variação da microdureza de vários carbonetos encontrados nos aços endurecidos e da martensita (Poulachon, 2003 - a).

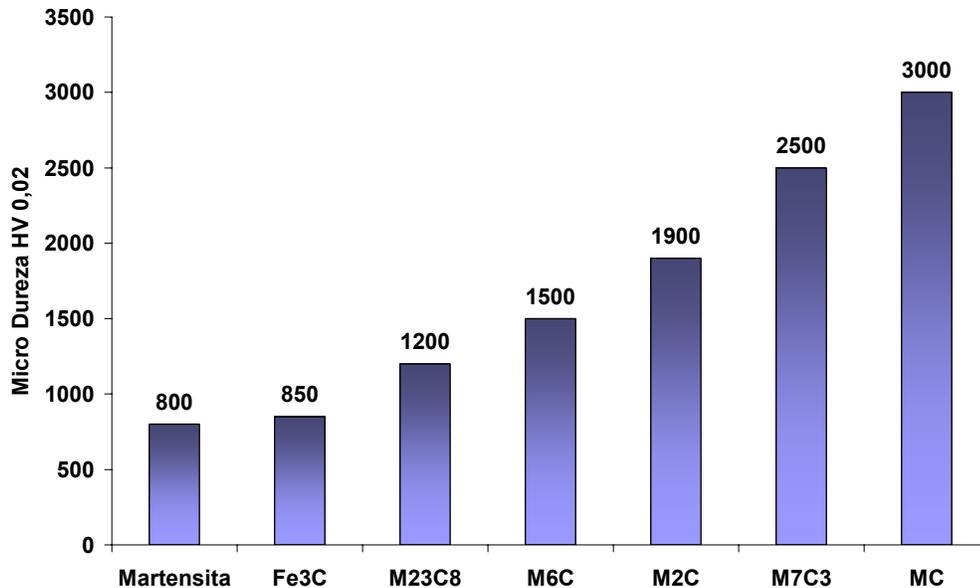


Figura 2.29 Variação da microdureza de vários carbonetos e da martensita encontrada nos aços endurecidos (Poulachon, 2003 - a).

O carboneto M_7C_3 , que aparece em grande quantidade nos aços ABNT D2 e DIN 100Cr6, endurecidos, é três vezes mais duro (2400 HV) do que a martensita (800 HV), que é o principal componente dos aços endurecidos ABNT H13 e ABNT P20. Assim, os aços ABNT D2 e DIN 100Cr6 são mais abrasivos, porque contêm carbonetos maiores e mais duros.

Poulachon (2003 b) correlacionou a forma e dimensão dos sulcos da superfície de folga da ferramenta com a microestrutura dos aços usinados. A figura 2.30 (a) (b) e (c) mostra o desgaste da superfície de folga da ferramenta, na usinagem do aço ABNT D2. Observa-se que o desgaste apresenta sulcos, que são o resultado de um intenso desgaste abrasivo, na direção da velocidade de corte. Os sulcos aparecem no começo da usinagem e nunca desaparecem.

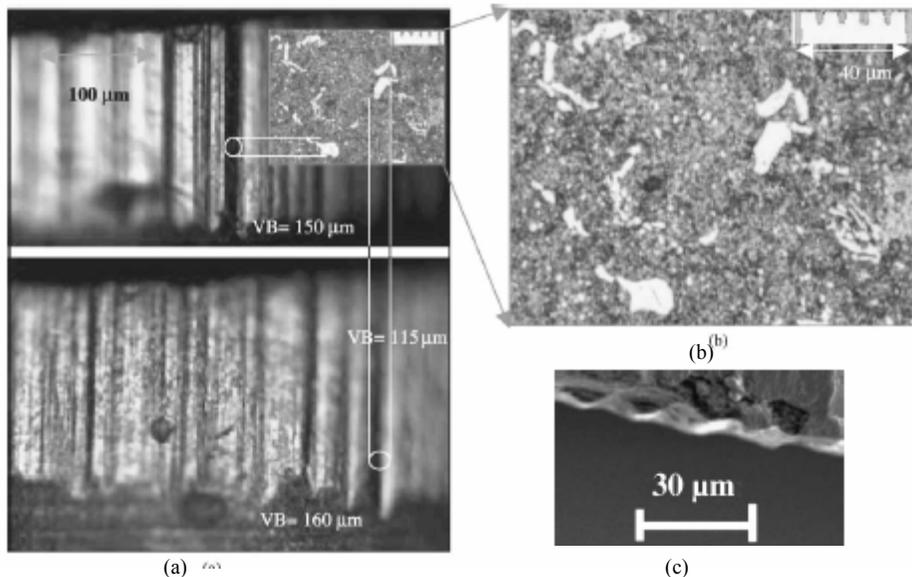


Figura 2.30 (a) Desgaste da superfície de folga (VB) na usinagem do aço ABNT D2, com $v_c=180\text{m/min}$ e $f=0,08\text{ mm/volta}$; (b) microestrutura do aço ABNT D2; (c) Foto da aresta de corte, realizada no MEV (Poulachon, 2003 - b).

O sulco é aproximadamente do tamanho dos grupos do carboneto M_7C_3 , observado na figura 2.30 (b). A figura 2.30 (c) mostra a aresta de corte desgastada (Poulachon, 2003- b).

Segundo Polachon (2003 - a), uma mudança na cor pode ser vista na superfície de folga desgastada. Esta mudança de cor é causada por uma camada aderida, de cor dourada, que conduziu o autor a inferir sobre a ação de outros mecanismos do desgaste, como a difusão-abrasão, ou a adesão-abrasão.

No primeiro caso, esta camada reage com o material da ferramenta. Barry e Byrne mostram que a difusão entre grãos de BN e o elemento alumínio pode ocorrer. Uma outra explicação foi dada por König e por Inding em que mostram a re-cristalização do aglomerante em uma nova estrutura com desprendimento dos grãos de CBN da superfície (Poulachon, 2003 - a).

O segundo comportamento, adesão-abrasão é somente um comportamento de desgaste mecânico. Nos dois casos, acredita-se que o material depositado na região do desgaste da superfície de folga venha da matriz da peça, que é mais dúctil do que os carbonetos (Poulachon, 2003, b).

Na figura 2.31 observa-se, dos estudos de Nakagawa, a relação entre o comprimento usinado e a velocidade de corte, para os aços ABNT D2 e ABNT H13.

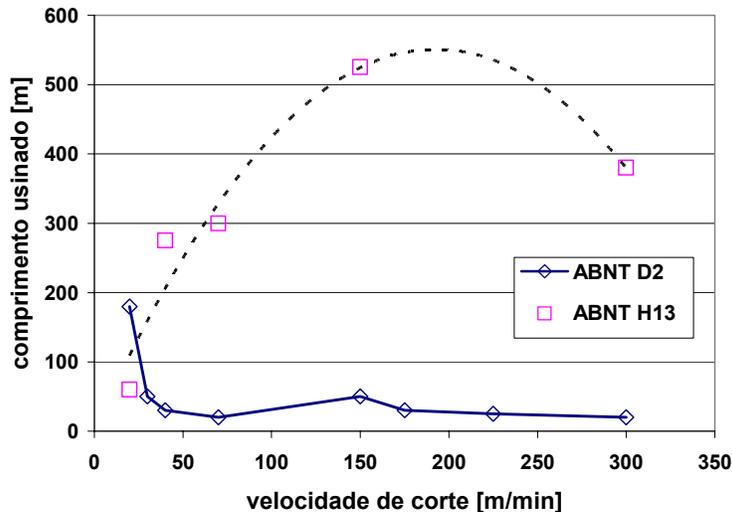


Figura 2.31 Relação entre o comprimento usinado e a velocidade de corte, para os aços ABNT D2 e ABNT H13 (Nakagawa, 2001).

Nakagawa (2001) aponta que, o aumento na velocidade do corte tem um impacto maior na taxa do desgaste da ferramenta, para aços, com estrutura martensítica, que não apresentam grande quantidade de carbonetos duros e grandes (ABNT H13). O menor desgaste do aço que contém carbonetos poderia ser explicado pelo fato de que a dureza destes não é afetada pela elevação da temperatura de corte, com o aumento da velocidade de corte, uma vez que estes ainda podem ser observados na camada branca que se forma no cavaco do aço ABNT D2. Desta forma, não é observada grande variação do comprimento usinado com a variação da velocidade de corte na faixa até 300 m/min, na usinagem do aço ABNT D2.

2.6 – Integridade superficial e caracterização da superfície usinada.

A superfície de uma peça tem dois aspectos importantes que precisam ser definidos e controlados. O primeiro se refere às irregularidades geométricas da superfície e o segundo se refere às alterações metalúrgicas da superfície e da camada superficial, denominado “Integridade da Superfície”. O acabamento e a integridade da superfície devem ser definidos, medidos, e

mantidos dentro de limites especificados no processamento de quaisquer produtos (Damasceno,1993).

2.6.1 – Acabamento superficial ou textura da superfície usinada.

O acabamento superficial ou textura, conforme a norma ANSI B.221.1, 1986, refere - se às irregularidades geométricas das superfícies de materiais sólidos e às características dos instrumentos para medir rugosidade. A textura da superfície é definida pelos parâmetros rugosidade, ondulação, posicionamento e falhas. Abaixo são listados alguns efeitos de natureza geométrica para caracterização de uma superfície usinada:

- Comprimento transversal típico;
- Defeito;
- Posicionamento;
- Espaçamento na ondulação;
- Profundidade de ondulação;
- Espaçamento da rugosidade;
- Comprimento de corte freqüente da rugosidade;
- Vales;
- Picos.

A rugosidade consiste de pequenas irregularidades na textura da superfície, incluindo as que resultam do processo de produção, como as marcas deixadas pela ferramenta, durante o processo produtivo.

A ondulação é um componente mais espaçado da textura superficial e pode resultar de deflexões (da peça ou da ferramenta) e/ou vibrações do conjunto máquina, peça e ferramenta. O posicionamento é a direção predominante das marcas deixadas pela ferramenta na superfície usinada. As falhas são interrupções da superfície, inesperadas e indesejáveis, como por exemplo, trincas, vazios (poros), riscos e rugosidade.

Radford J.D., citado por Whitehouse (1994), relata que o fresamento discordante necessita de uma boa fixação da peça sobre a mesa da máquina-ferramenta, pois nele ocorre facilmente a

“geração de vibração (“chatter”) sobre a superfície. No fresamento concordante, os esforços de corte são menores e a ocorrência de vibração é reduzida. O cavaco obtido nos dois métodos também é diferente. Uma alternativa para minimizar o efeito de vibrações no fresamento tangencial é usar fresas com passo diferencial.

Os fatores que afetam a rugosidade no fresamento, com fresas de topo esférico, são os seguintes:

- Geometria de corte;
- A qualidade da afiação e a seleção do ângulo de inclinação da aresta de corte;
- O valor da espessura de penetração(a_e);
- O valor do avanço por dente (f_z);

Podem ser observadas marcas na superfície fresada, causadas pela sobreposição do avanço por dente, quando uma ou mais arestas não estão coplanares. Isso ocorre devido ao erro de posicionamento das arestas de corte em relação à superfície usinada (diferença na altura, batimento), que pode ser gerado por defeitos de afiação e de montagem no porta ferramentas e na máquina-ferramenta. A figura 2.32 mostra um exemplo de defeito gerado na superfície usinada, decorrente de uma falha na aresta de corte, decorrente de afiação ou desgaste, em uma operação de torneamento (Whitehouse, 1994).

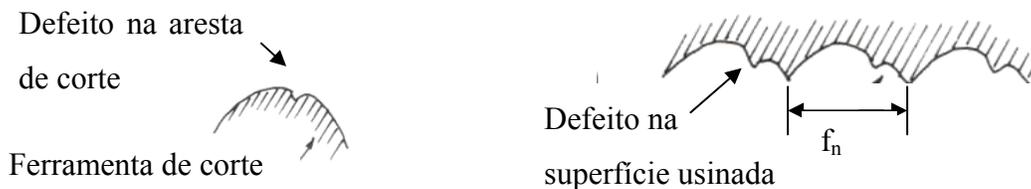


Figura 2.32 Marcas na superfície usinada causadas por desgaste e defeitos de afiação (Whitehouse, 1994)

Um aumento do avanço por dente (f_z) tende a aumentar a rugosidade. Assim deve ser, sob o ponto de vista da rugosidade, e observadas as características funcionais do produto, o menor possível. Por outro lado, o propósito da operação de fresamento em alta velocidade é, usualmente, o de remover o material o mais rápido possível. Para que isso aconteça, o diâmetro da ferramenta deve ser pequeno, porém suficiente para garantir a rigidez durante a usinagem.

Assim, com as altas rotações disponíveis no eixo árvore, tem-se, apesar dos pequenos valores do avanço por dente (f_z), altos valores da velocidade de avanço. Na prática também devem ser levados em consideração os recursos produtivos disponíveis (ferramentas de corte, máquinas-ferramenta, mão de obra para trabalho manual de polimento).

2.6.2 – Integridade superficial.

Durante a usinagem, o processo de remoção de material, geralmente, produz uma alteração nas características da superfície usinada. Estas podem ser profundas, ou, o que é mais comum, superficiais.

A identificação das alterações na camada superficial é importante quando a peça trabalha sob alta sollicitação, especialmente se alternada, ou em altas temperaturas ou em atmosfera corrosiva.

Segundo Turkovich (1981), durante a deformação plástica, na formação do cavaco, dois parâmetros básicos devem ser considerados, os parâmetros mecânicos e os parâmetros do material usinado. Os parâmetros mecânicos incluem o ângulo de saída da ferramenta, o ângulo de inclinação da aresta, o tipo de operação (desbaste, pré-acabamento ou acabamento), o avanço, a profundidade de corte, a velocidade de corte e em alguns casos o comprimento de contato na interface da ferramenta com o cavaco.

Especificar as propriedades do material não é uma tarefa fácil e pode incluir dois fatores: primeiro, as forças de corte e a morfologia do cavaco, e, segundo, o estado metalúrgico básico da nova superfície gerada (que pode incluir os efeitos mecânicos).

A dinâmica geral do processo e as respostas metalúrgicas são fortemente influenciadas pelas forças de corte e pelo mecanismo de formação do cavaco. Assim as forças de corte representam um resumo do que ocorre nos limites da zona plástica. Elas têm uma ligação direta com as propriedades do material em termos de tensão/taxa de deformação e temperatura local.

A estrutura cristalina do material, o tamanho de grão, a composição química, as inclusões e as impurezas são os principais parâmetros de influência na resposta de deformação. Esta resposta

se manifesta no movimento de deslocamento sub-superficial. O deslocamento interage com todos os tipos de defeitos, contornos de grão e vazios. Esses mecanismos constituem a base para o entendimento do endurecimento por deformação e fratura na maioria dos materiais. A estrutura interna pode ser modificada através de tratamentos térmicos, para mudar as propriedades mecânicas abaixo da superfície.

Quando uma superfície é usinada muitas alterações superficiais podem ser produzidas, entre elas:

Alterações Mecânicas:

- deformações plásticas resultantes de trabalhos a quente ou a frio;
- rasgos e emendas e defeitos do tipo de trincas (associados a engrossamento da aresta de corte na usinagem);
- alterações de dureza;
- trincas macro e microscópicas;
- tensões residuais distribuídas na camada superficial;
- introdução de inclusões de processamento;
- resíduos com deformação plástica devido a retificação;
- vazios, buracos, rebarbas, ou materiais estranhos engastados na superfície.

Alterações Metalúrgicas:

- transformações de fases;
- tamanho e distribuição de granulação;
- tamanho e distribuição de precipitação
- inclusões estranhas no material;
- geminação (agrupamento de dois ou mais cristas);
- recristalização;
- martensita não temperada ou supertemperada;
- resolução ou reversão da austenita.

Alterações Químicas:

- corrosão intergranular;
- dissolução preferencial de microcomponentes;
- contaminação;
- fragilização por absorção química de elemento como o hidrogênio e o cloro;
- cavidades ou erosão seletiva;
- corrosão;
- corrosão por tensão.

Alterações Térmicas:

- zona afetada pelo calor;
- material refundido ou depositado;
- partículas espirradas ou metal refundido depositado na superfície;
- material resolidificado.

Alterações Elétricas:

- mudanças de condutividade;
- mudanças magnéticas;
- aquecimento ou superaquecimento resistivo.

Além dos efeitos citados, outros podem surgir, dependendo do material usinado. Entre as principais causas das alterações superficiais temos:

- altas temperaturas e altos gradientes de temperatura desenvolvidos nos processos de remoção de material;
- deformação plástica e fragmentos deformados plasticamente;
- reações químicas e subsequente absorção na superfície usinada.

Alguns dos efeitos descritos podem ser observados na usinagem do o aço ABNT D2, em estudo neste trabalho, a influência destes efeitos na dureza da peça é apresentada na tabela 2.4.

Tabela 2.4 – Efeitos observados no aço ABNT D2

Alteração da Superfície	Dureza
Deformação plástica e geração de fragmentos deformados plasticamente	Aumenta
Martensita não temperada	Aumenta
Martensita “re-temperada”	Diminui
Decomposição ou reversão de austenita	Diminui
Sobre-envelhecimento	Diminui

Praticamente todos os métodos de remoção de material produzem condições de alteração da superfície e da sub-superfície. As zonas com alterações mecânicas e metalúrgicas produzidas pelos processos de remoção de material, também podem se estender para dentro da superfície até uma profundidade considerável, dependendo de terem sido usadas condições de desbaste ou condições de acabamento no processo de remoção de material (Turkovich, 1981).

Na usinagem de uma ferramenta para conformação, os principais métodos de remoção de cavaco incluem as operações como fresamento, furação e mandrilamento. Têm-se também os métodos abrasivos, que envolvem as operações de retificação, lixamento e polimento. Estas operações, referentes à usinagem, podem produzir alterações na camada superficial. Se forem usadas condições excessivamente severas, comuns nas operações de desbaste, são geradas altas temperaturas e deformações plásticas. Em condições mais suaves, típicas das operações de acabamento, com ferramentas adequadas (bem afiadas e com geometria favorável) são obtidas baixas deformações plásticas e esforços de usinagem.

Na tabela 2.5 são apresentadas, as alterações na superfície da peça, os valores da profundidade destas alterações, e, as condições de usinagem (Turkovich, 1981).

Tabela 2.5 Zonas de material alteradas mecanicamente

Alteração da Superfície	Condição	Profundidade [mm]
Deformação plástica	Acabamento	0,043
Fragmentos deformados plasticamente	Desbaste	0,076
Alteração de dureza (condições leves)	Acabamento	0,013
	Desbaste	0,127
Trincas e microtrincas	Acabamento	0,013
	Desbaste	0,038
Tensão residual (condições abusivas)	Acabamento	0,152
	Desbaste	0,358
Recristalização	Acabamento	não observado
	Desbaste	não observado
Ataque intergranular (IGA)	Acabamento	não ocorre
	Desbaste	não ocorre
Corrosão localizada, “Pits”	Acabamento	0,011
	Desbaste	0,025
Transformações metalúrgicas	Acabamento	0,011
	Desbaste	0,076
Zona afetada térmicamente, ou camadas refundidas	Acabamento	0,003
	Desbaste	0,025

A usinagem de aços endurecidos, devido à deformação plástica na formação do cavaco, envolve altas pressões, temperaturas, deformações e taxas de deformação. A superfície da peça está sujeita à mudanças metalúrgicas, formando, algumas vezes, uma camada, frequentemente denominada “camada branca”, que tem a influência significativa na fadiga, na corrosão sob tensão e no desgaste das peças (POULACHON, 2003 a).

Além de poderem se formar na superfície usinada, o estudo do cavaco revela que há camadas brancas nos cavacos gerados na usinagem destes aços (Poulachon, 2003 b).

2.6.3 - Tensão Residual.

A tensão residual é introduzida na superfície através do processo de remoção de material. A presença de tensão residual pode ser útil ou desastrosa dependendo da aplicação da peça. A tensão pode ser trativa ou compressiva, alta ou baixa.

Em geral, para caracterizar o tipo e o grau de tensão residual de uma peça pode ser considerado o sinal da tensão para indicar se esta é trativa ou compressiva e o gradiente de tensão da superfície em relação ao interior da peça e o seu valor máximo.

Um exemplo de operação que gera impacto térmico na superfície é a eletroerosão (EDM). Este invariavelmente conduz a tensões trativas na sub-superfície. A profundidade da penetração depende da energia da descarga. (Schmohl, 1973 e Jutzler, 1982, citados por Whitehouse, 1994 ; Guu, 2003)

O impacto químico também tem potencial para introduzir tensões. No entanto existem poucas evidências concretas disso, e comumente, considera-se que a usinagem química não produz tensões internas. Este é o motivo pelo qual a usinagem eletroquímica (ECM) é bastante usada para remover as camadas externas da eletroerosão (EDM) (Whitehouse, 1994).

Segundo Whitehouse (1994), a divisão das causas que formam a tensão, em mecânica, térmica e química, é um pouco arbitrária porque na maioria das vezes mais de uma delas ocorre simultaneamente. A combinação mais comum encontrada é a ocorrência das causas mecânicas e térmicas conjuntamente.

A norma SAE J784a descreve dois tipos de tensões que podem aparecer nos materiais, Cullity (1971), (Regone, 1999):

- tensão aplicada devido à ação das forças externas; e,
- tensão interna que aparece após as forças aplicadas serem removidas.

A principal causa da tensão interna é a não uniformidade do deslizamento plástico, devido ao processo de fabricação. Alguns casos específicos são: soldagem, fundição, choque térmico, e não uniformidade de trabalho a frio. Pode-se diminuir ou eliminar a tensão interna através de

recozimento ou tratamento mecânico. A tensão interna deve formar um sistema de força em balanço dentro do material, no qual a tensão compressiva de uma parte do material seja acompanhada por uma tensão trativa de outra parte.

A tensão interna pode ser prejudicial ou benéfica. Na superfície de um material a tensão trativa é nociva, contribuindo, na maioria das vezes ao aparecimento de trincas por fadiga. Por outro lado, a tensão compressiva aumenta a resistência à fadiga.

Noyan e Cohen (1987) relatam que as tensões internas aparecem pela deformação não homogênea em um material elástico, tais como: deformações plásticas, introdução de precipitados, transformação de fase, deformações de expansão térmica. Como exemplo os processos de conformação mecânica deformam plasticamente as camadas da superfície do material, ocasionando tensões internas por causa do efeito de compressão do material. Essas tensões são chamadas de macrotensões. O campo de macrotensões do material deformado será desprezível desde que o material tenha as mesmas deformações plásticas não homogêneas entre as fases, devido ao efeito das fases mais fortes comprimirem as mais fracas levando à formação da tensão interna. Em materiais de uma fase também aparecem essas tensões, caso ocorra uma deformação plástica não homogênea entre os grãos do material policristalino.

As tensões são introduzidas no metal por processos mecânicos, térmicos, ou químicos resultando em uma permanente mudança na sua forma (Evans, 1971). Tem-se como exemplo os seguintes processos:

- Mecânico: usinagem, conformação mecânica, montagem;
- Térmico: soldagem, fundição, tratamento térmico;
- Químico: oxidação, corrosão, eletrodeposição;
- Combinação dos processos acima: retificação em condição abusiva, introdução de transformação de fases não térmicas.

Maeder, 1981, citado por Damasceno (1993), afirma que, de maneira geral, as tensões residuais são definidas como sendo aquelas que permanecem atuando no material, mesmo quando forem cessadas todas as forças externas atuantes.

Parthinaj, 1977, citado por Damasceno (1993), define três tipos de tensões residuais, as de

1ª ordem, também chamadas de tensões do tipo I ou macrotensões, as de 2ª ordem, do Tipo II ou Pseudo-Macrotensões (σ_2), e, as de 3ª ordem, do Tipo III ou Microtensões (σ_3).

As tensões de 1ª ordem, ou macrotensões. (σ_1), são homogêneas no volume de vários grãos e causam deformações uniformes apreciáveis da rede cristalina na região em que atuam. Em geral são as que despertam maiores interesses aos problemas relacionados com a engenharia, em função de sua ação sobre os materiais. Atuam na escala de alguns tamanhos de grãos.

As tensões de 2ª ordem, ou Pseudo-Macrotensões (σ_2), são quase homogêneas e atuam na escala do tamanho de um grão na estrutura cristalina.

As tensões de 3ª ordem, ou Microtensões (σ_3), também são homogêneas em regiões muito limitadas, menores que um grão (isto é, atuam na faixa de alguns espaçamentos interatômicos). Como detalhe, a presença das microtensões provoca pequenas flutuações nos espaçamentos dos planos da rede cristalina do material nos pontos em que estão presentes.

Noyan e Cohen (1987) citam que as microtensões podem surgir devido a várias causas: deformação plástica não homogênea; assim como uma deformação plástica entre matriz e precipitados de uma liga de duas fases gera um campo de microtensões em torno de cada precipitado. A distribuição não homogênea das constantes elásticas do material pode causar a formação de um campo de microtensões quando uma tensão homogênea for aplicada em torno do material.

As definições ora apresentadas, descrevem condições ideais e se referem exclusivamente a materiais sólidos policristalinos (é o caso do material em estudo, o aço ABNT D2). De forma geral essas tensões (1ª, 2ª e 3ª ordens) atuam em conjunto ou superpostas.

As tensões de primeira ordem também denominadas macrotensões podem ser medidas através de processos mecânicos, usando “strain gauges” (extensômetros); as de segunda e terceira ordem (microtensões) somente podem ser dimensionadas através da difração de raios-X. Tanto às macros como as microtensões têm efeitos sobre a difração, sendo que as macros deslocam de posição o pico de difração, e as microtensões alargam-no.

Em uma escala macroscópica as macrotensões são homogêneas em pelo menos uma

direção. Ela se estende a uma distância que é grande em relação ao tamanho do grão do material. São de interesse geral para um projeto e análise de falha. A macrotensão para uma dada localização e direção é determinada pela medida da deformação naquela direção em um único ponto. Quando as macrotensões são determinadas ao menos em três direções conhecidas e uma condição de plano é assumida, as tensões podem ser combinadas usando o círculo de Mohr para determinar a tensão residual máxima e mínima, a tensão cisalhante máxima e suas orientações relativas para uma referida direção. A macrotensão deforma uniformemente muitos cristais na superfície (Prevey, 1986).

As macrotensões são umas das mais interessantes na engenharia por afetar o desempenho de um componente. As microtensões residuais homogêneas e não homogêneas são de grande interesse em ciência dos materiais. Neste trabalho, assim como na maior parte da literatura específica, o termo tensão residual será utilizado para as macrotensões.

Greenough, 1954, Almen, 1966, citados por Damasceno (1993), afirma que os efeitos das tensões residuais, na maior parte dos casos, são nocivos, uma vez que esta pode causar deformações, aumentar a velocidade das transformações de fase e processo de corrosão. As tensões residuais podem também provocar o início de trincas ou aumentar a resistência à fadiga. Isto é, as tensões residuais podem ou não provocar o início de uma trinca e, conseqüentemente, uma diminuição da vida ou resistência à fadiga do material. Enquanto que as tensões residuais de tração ou trativas provocam o início de uma trinca e, conseqüentemente, uma diminuição da vida ou resistência à fadiga do material, as tensões de compressão ou compressivas agem de maneira a aumentar a resistência à fadiga, agindo como se fossem barreiras, impedindo a nucleação e a propagação das trincas.

As tensões de compressão podem ser introduzidas através de tratamentos térmicos (têmpera seguida de revenido); operações de torneamento, retificação, jateamento, fresamento (muito usada atualmente em aços endurecidos).

Capítulo 3

Procedimentos Experimentais

3.1 – Descrição geral

Os experimentos constantes deste trabalho foram realizados na Área de Fabricação do Centro de Competência em Manufatura do Instituto Tecnológico de Aeronáutica (CCM-ITA) E na Ferramentaria Escola do SENAI CIMATEC, que ofereciam condições em termos de disponibilidade de máquinas ferramenta e equipamentos para as operações de fresamento em alta velocidade.

3.1.1 – Matéria prima

A matéria prima para os ensaios era constituída por 150 corpos de prova, do aço ABNT D2, tratados termicamente para a dureza de 60 ± 2 HRC. Este material é um aço de aplicação na construção de ferramentas para trabalho a frio, com boa resistência a abrasão e boa tenacidade, sendo adequado para aplicações no corte e conformação de chapas. É considerado um material de difícil usinabilidade e tem extensa aplicação na indústria de moldes e matrizes. A Figura 3.1 mostra a sua microestrutura após o tratamento térmico. Pode-se observar uma estrutura martensítica, rica em carbonetos não dissolvidos.

Foi verificada a dureza em 100% dos corpos de prova utilizados nos ensaios e os valores encontrados estavam dentro da faixa usual de tolerância para tratamento térmico do aço ABNT D2, variando de 58 HRC até 60 HRC.

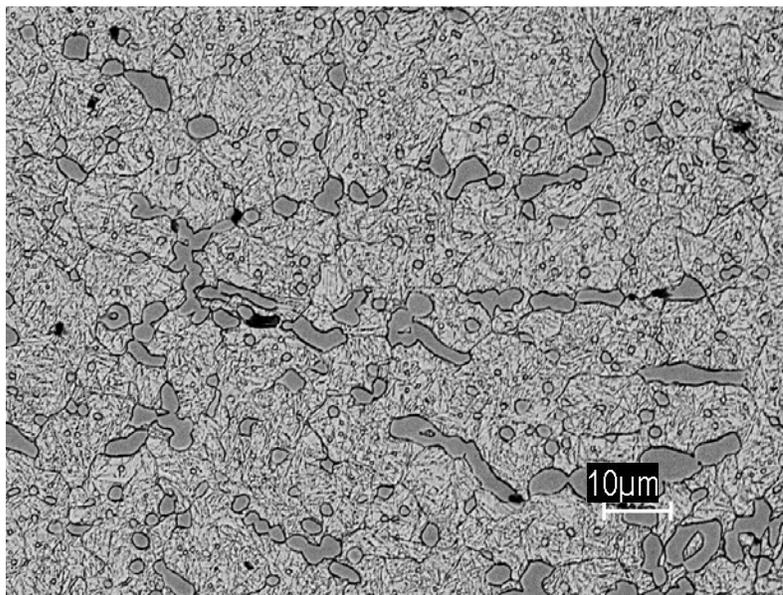


Figura 3.1 Microestrutura dos corpos de prova utilizados nos ensaios.

O resultado da análise da composição química pode ser observado na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 Composição química do aço D2, conforme a norma ABNT, e da amostra da matéria prima utilizada nos ensaios [% em peso].

	C	Si	Mn	Cr	Mo	V (máx)
ABNT D2	1,40-1,60	0,15-0,60	0,15-0,60	11,00-13,00	0,70-1,20	1,10
Amostra	1,52	0,27	0,27	11,85	0,82	0,86

A análise química foi realizada pelo método de absorção atômica, segundo as normas ASTM E 39-84 (seção 67-73), ASTM E 350-87 (seção 221-228) e ASTM E 353-86A (seção 212-220). As análises foram realizadas no Laboratório de Análises Químicas da Divisão de Materiais – AMR/LAQ, do Centro Técnico Aeroespacial – CTA. Foi utilizado o espectrômetro de absorção atômica AA 20 Plus, da marca Varian e o material de referência certificado IPT 31.

A análise química da matéria prima utilizada nos ensaios indicou que a sua composição está de acordo com especificação da norma ABNT para o aço D2.

Os materiais equivalentes ao aço ABNT D2, conforme a nomenclatura de outras normas, podem ser observados na Tabela 3.2.

Tabela 3.2 Equivalência do aço ABNT D2 conforme normas internacionais

NORMA	NOMENCLATURA
ABNT/AISI/SAE/ASTM	D2
DIN	1.2379 X155CrVMoV12
AFNOR	Z160CDV12
B.S.	BD2
UNI	X155CrVMo121KU
JIS	SKD11
SS	~ 2310
UNE	F520A

3.1.2 – Preparação dos corpos de prova.

Cada corpo de prova foi bipartido em duas partes iguais, com as dimensões de 10 mm x 15 mm x 100 mm, Figura 3.2. Estes foram utilizados na realização dos ensaios de: força, deflexão da ferramenta, medição de temperatura e caracterização da superfície usinada.

Durante a preparação dos corpos de prova, o sentido de laminação do tarugo laminado foi observado, de modo que a superfície a ser usinada durante o ensaio fosse paralela ao plano de laminação. Os corpos de prova foram serrados, fresados, temperados e retificados. Os canais para colocação dos termopares foram usinados através de eletroerosão e fresados.

Após a colocação dos termopares, as duas partes do corpo de prova foram justapostas,

formando uma única peça, que era fixada, através de um dispositivo adequado, no dinamômetro.

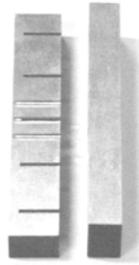


Figura 3.2 Corpos de prova utilizados nos ensaios.

3.1.3 – Máquina-ferramenta utilizada

Todos os ensaios de fresamento foram realizados num centro de usinagem vertical, modelo V33, fabricado pela empresa Makino Inc. Figura 3.3.



Figura 3.3 Centro de usinagem vertical (Fabricante Makino, modelo V33).

Este centro de usinagem foi projetado para usinagem de moldes e matrizes, e possui as seguintes características: potência no eixo árvore de 15 kW, torque 32 Nm, rotação programável

de 200 a 20000 rpm, curso dos eixos $x = 600$ mm, $y = 400$ mm e $z = 350$ mm, com velocidade de avanço dos eixos programável de 1 a 20.000 mm/min, sendo equipado com o comando numérico Fanuc 16i Professional3.

3.1.4 – Ferramentas de corte, fixações e equipamentos para montagem.

A geometria das fresas pode ser observada na figura 3.4.

Item	Material	Geometria		
		A (F 1827 R.Z.16.Z2.08 WXH15)		
1	MD			
		A (F 1827 R.Z.16.Z2.08 WCB50)		
2	CBN			

Figura 3.4 Ferramentas utilizadas nos ensaios.

As ferramentas de corte utilizadas foram cedidas pela empresa WALTER DO BRASIL cuja especificação, F 1827R.Z.16.Z2.08 WXH15, do item 1, corresponde à fresa de topo, de ponta esférica, intercambiável, em metal duro micro grão, com diâmetro 16 mm e cobertura de TiNAl, e a especificação F 1827R.Z.16.Z2.08 WCB50, do item 2, corresponde à fresa de topo, de ponta esférica, intercambiável, em CBN, com diâmetro 16 mm, ambas com ângulo de hélice de zero graus. Todas as fresas foram montadas em uma haste de metal duro, de diâmetro 16 mm, com comprimento total de 135 mm, especificação do fabricante A 550.Z16.08.085-CS.

O porta-ferramenta utilizado em todas as fases do ensaio foi o de fixação por “interferência térmica” (montagem por aquecimento), código 24.000.99.016, doado pela empresa Sanches Blanes. A substituição das ferramentas no porta-ferramenta demandava a utilização de um

equipamento especial de aquecimento por indução, também cedido pela empresa Sanches Blanes, modelo Inter Fix (Figura 3.5). O porta ferramenta foi balanceado, de acordo com a norma ISO 1940 – 1973, abaixo de G 2,5, conforme certificado número 094/2002.

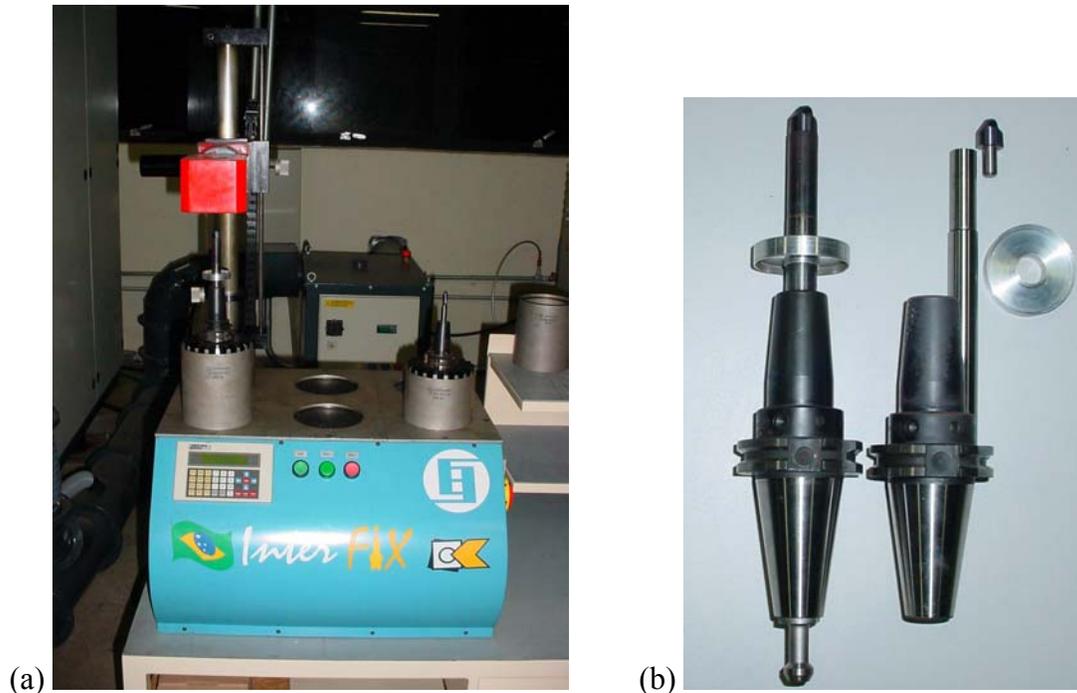


Figura 3.5 (a) Equipamento para montagem da ferramenta de corte na haste e no mandril.
(b) Mandril e ferramenta de corte montada com a roldana para medição da deflexão do conjunto mandril e ferramenta de corte durante a usinagem.

3.1.5 – Sistema para medição de desgastes na ferramenta de corte e observação das superfícies usinadas

As superfícies usinadas e os desgastes das ferramentas foram medidos e registrados através do software Leica Qwin Pro versão 2.40, em imagens obtidas através do uso de um estereomicroscópio Leica (aumento de até 80x) que estava acoplado a um microcomputador por meio de uma câmara JVC TKC1380. Esta montagem viabilizava a análise em função da captura de imagens com resolução de até 4,6 μm por pixel. Durante os ensaios, os desgastes das ferramentas foram medidos individualmente em cada uma das arestas. A figura 3.6 mostra o equipamento utilizado.

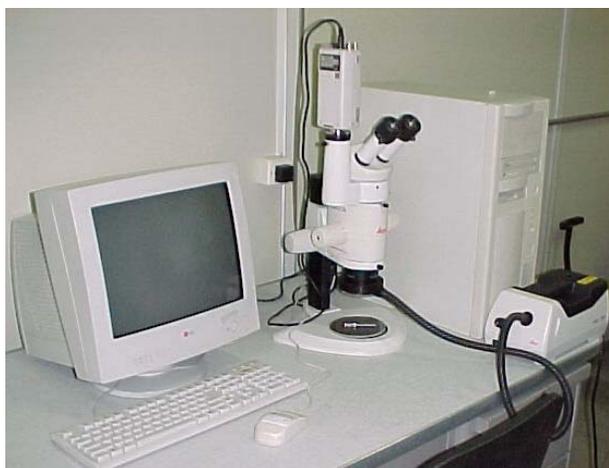


Figura 3.6 Equipamento utilizado para medição dos desgastes das ferramentas de corte.

3.1.6 – Sistema para medição da deflexão do conjunto mandril de fixação e ferramenta de corte

Os valores de deflexão do conjunto mandril de fixação e ferramenta de corte foram obtidos através da montagem perpendicular de dois sensores de medição de deslocamento, sem contato. Estes sensores faziam a medição contínua, sempre de um mesmo ponto da ferramenta (uma medição na direção da força de avanço, $dx_{máquina}$, e outra na sua direção perpendicular, $dy_{máquina}$), localizado a 85 mm da extremidade inferior da ponta da fresa de topo esférico. Os sensores utilizados foram 330103-02-10-10-02-00 juntamente com os condicionadores 330100-90-00 e cabos 330130-080-00-00 fabricados pela Bently Nevada Corporation - USA. Os sinais de resposta do conjunto sensor/condicionador foram capturados a uma frequência de 10 KHz por canal pela placa de aquisição de dados AT MIO 16 da National Instruments, acondicionada em um microcomputador.

Os sensores de proximidade trabalham sob o princípio de corrente parasita. Numa de suas extremidades está o elemento indutor que, ao ser excitado por uma corrente de alta frequência, induz um campo magnético na superfície do material alvo, como ilustrado na Figura 3.7 (Neves, 2002). A corrente parasita gerada nesta superfície oscila mudando a impedância do sensor que altera o valor da tensão que passa por ele. O sensor percebe assim a distância entre a sua extremidade e a superfície que está sendo observada. A corrente parasita gerada é função da distância entre a extremidade do sensor e a superfície e do material da superfície que está sendo observada. A relação entre a distância e a tensão apresenta um comportamento linear onde a

tensão cresce com o aumento da distância de separação entre a extremidade do sensor e a superfície que está sendo observada. Os dois conjuntos sensores/condicionadores foram ajustados para fornecerem a mesma relação tensão/distância com erro de apenas uma unidade na segunda casa decimal. Os procedimentos de calibração adotados garantem uma resolução de 1 μm .

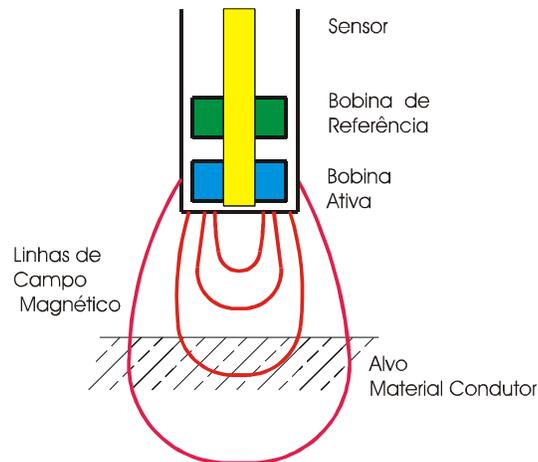


Figura 3.7 Princípio de funcionamento de um sensor de deslocamento (Neves, 2002).

Em função das especificações operacionais dos sensores, uma polia de alumínio de diâmetro de 50 mm, 10 mm de largura e espessura de parede de 1,0 mm foi montada no corpo da ferramenta para assegurar independência do valor de deslocamento lido nas duas direções. Para montagem dos sensores de deslocamento foi construído um suporte de alumínio. O suporte dos sensores, na ilustração da figura 3.8 (a), era rigidamente fixado ao nariz da árvore por quatro parafusos e sua única função era servir de suporte aos sensores. A polia era fixada por interferência térmica a 85 mm da ponta da ferramenta e o conjunto ferramenta de corte e porta ferramenta, quando montado na máquina, girava livre dentro do suporte dos sensores. Na figura 3.8 (b) pode-se observar uma vista inferior de todo o conjunto montado na máquina. Na aba inferior do suporte dois furos radiais perpendiculares entre si garantiam o posicionamento dos sensores de tal forma a detectar micro-deslocamentos do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte em duas direções. Na figura 3.8 (c) pode ser visto o conjunto desmontado.

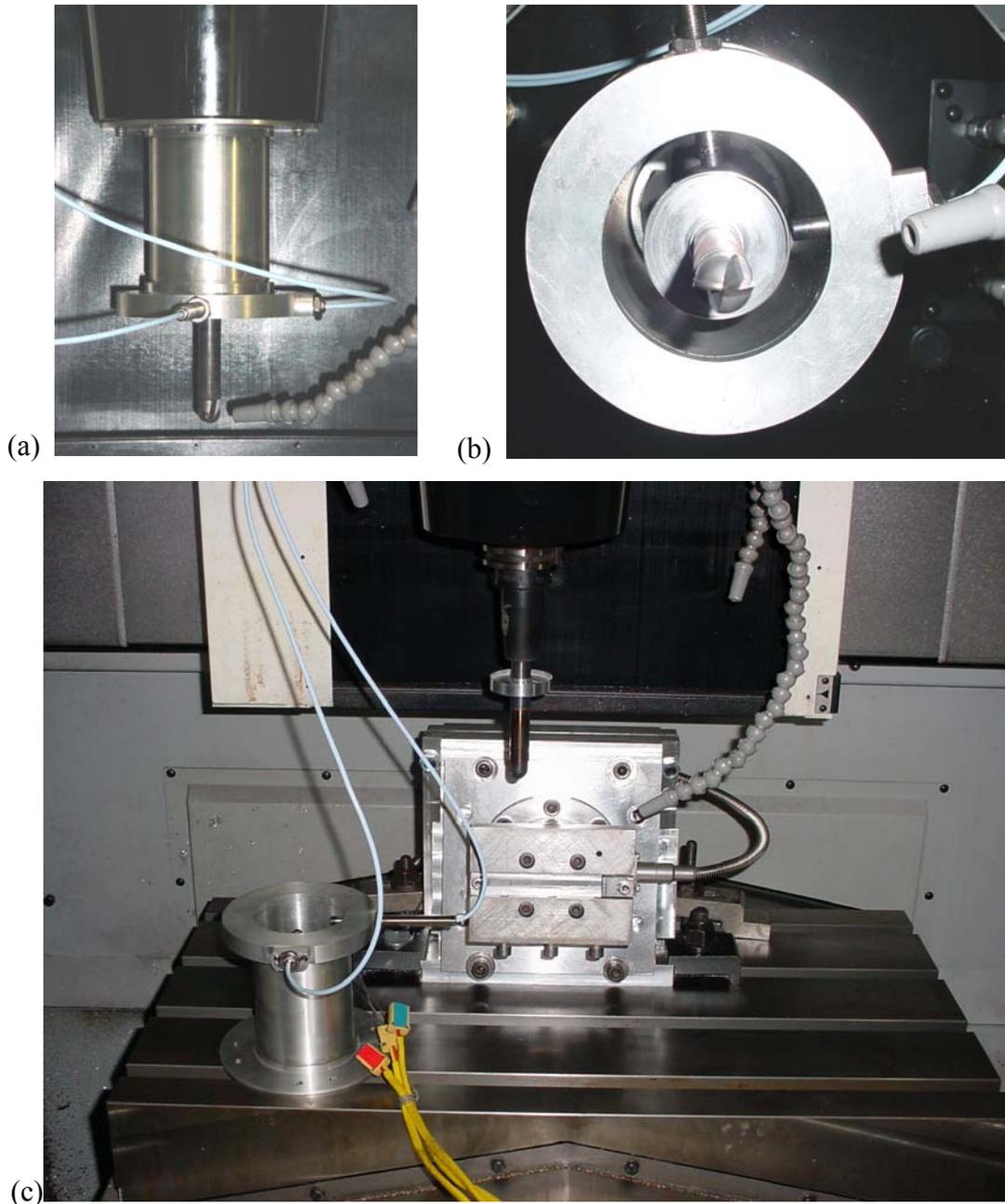


Figura 3.8 Componentes do sistema de medição da deflexão da ferramenta:
(a) vista lateral do conjunto montado na máquina; (b) vista inferior do conjunto montado na máquina; (c) conjunto desmontado.

Os sinais dos sensores eram transmitidos pelos cabos flexíveis até aos condicionadores de sinais. Estes por sua vez eram alimentados por uma fonte HP 6627A que fornecia uma tensão de alimentação constante de $24V \pm 0,001V$. O sinal de resposta de cada conjunto

sensor/condicionador passava por um divisor de tensão para limitar o sinal de entrada na placa de aquisição a 10V. Um programa de aquisição desenvolvido através do software Labview 6.01 permitia visualizar e gravar os sinais que saiam do divisor de tensão. A distância da face do sensor até a superfície do diâmetro da polia de medição era de 1mm, conforme calibração dos sensores para um valor de tensão de saída de 7,5 volts. A concentricidade entre a polia e a ferramenta foi mantida dentro de 0,003 mm pelo fresamento do conjunto montado no próprio centro de usinagem. Uma nova calibração foi efetuada após a montagem do conjunto em função do material da polia ser diferente do material padrão de calibração dos sensores e em função do divisor de tensão modificar o fator de proporcionalidade do sinal de resposta.

3.1.7 – Sistema para medição dos esforços de usinagem

Os valores das três componentes da força de usinagem foram obtidos através da utilização de um dinamômetro Kystler 9272 cujos sinais eram enviados ao amplificador de carga multicanal Kystler 5019b. Da saída do amplificador os sinais foram acoplados à placa de aquisição de dados já citada. Em todos os ensaios optou-se pela utilização de filtros embutidos no software de aquisição de dados em função de eles serem facilmente programáveis, estáveis independentemente da temperatura, umidade e precisão de componentes e da relação custo benefício.

Para a aquisição do sinal de força os corpos de prova foram fixados ao dinamômetro por meio de dispositivo adequado, e para que não houvesse necessidade de correção dos valores medidos, a região de aquisição da força foi limitada à altura de 25mm e inscrita num retângulo de 20 mm por 40 mm posicionado no centro do dinamômetro. O dinamômetro foi fixado a uma placa plana retificada, conforme recomendações do fabricante, e esta placa foi fixada sobre um bloco de alumínio, que permitia obter no dinamômetro as inclinações necessárias à realização dos ensaios, de 15 ° e de 75°. A Figura 3.9 (a) e (b) mostra detalhes da montagem.

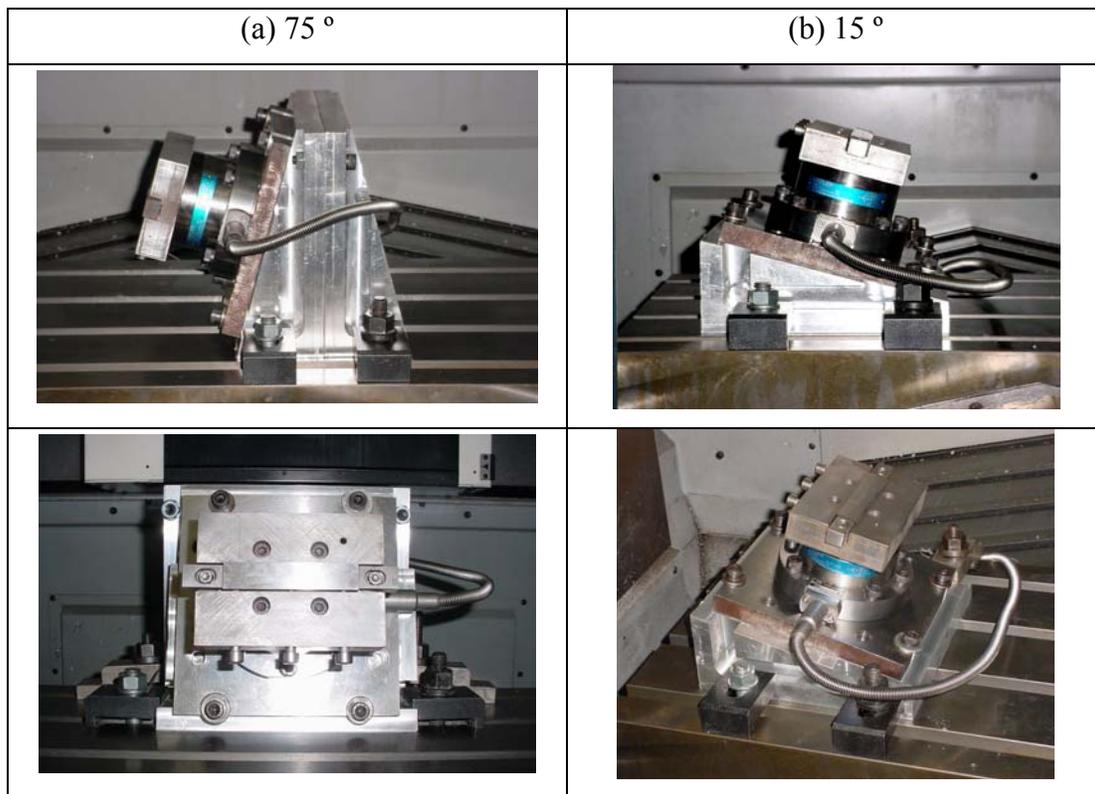


Figura 3.9 Montagem do corpo de prova e do dinamômetro no centro de usinagem.
(a) inclinação de 75 ° e (b) inclinação de 15 °.

O sinal do dinamômetro era transmitido ao amplificador de carga pelo cabo blindado e os sinais do amplificador eram enviados à placa de aquisição de dados montada em um microcomputador. Os sinais do amplificador e do dinamômetro foram verificados e os valores obtidos estavam em conformidade com os certificados de calibração dos instrumentos.

O mesmo programa de aquisição utilizado para medição da deflexão do conjunto mandril de fixação e ferramenta de corte foi utilizado para adquirir os sinais de força nos eixos X, Y e Z do dinamômetro. O eixo Y do dinamômetro sempre esteve alinhado com a direção de avanço da ferramenta de corte, portanto a leitura direta da força nesse eixo equivale à leitura da força de avanço durante a usinagem. Os eixos X e Z do dinamômetro eram perpendiculares à direção de avanço. As forças de usinagem (F_u), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p) foram calculadas como sendo a resultante da soma vetorial das três forças medidas no dinamômetro (F_{xdin} , F_{ydin} e F_{zdin}).

3.1.8 – Sistema para medição de temperatura

Os valores de temperatura foram obtidos através de quatro termopares do tipo K. Cada termopar era montado em um tubo metálico de diâmetro externo igual a 0,5 mm. No interior do tubo metálico, os elementos do termopar encontravam-se adequadamente isolados. Três termopares foram colocados no interior dos corpos de prova, figura 3.10, a serem montados no dinamômetro. O outro termopar media a temperatura ambiente, no interior da máquina ferramenta. Os sinais foram registrados através de um sistema de aquisição formado por um módulo de aquisição, que recebia os sinais dos termopares e os enviava para o laptop, através de uma placa de aquisição de dados, cartão PCMCIA. Os dados eram registrados através do software Win5000, versão 2.03, e exportados, para tratamento posterior, em um programa para análise de dados, desenvolvido no software Labview 6.01. Os termopares foram posicionados de forma que, no passe de acabamento, a distância da extremidade do termopar até a superfície usinada fosse constante e igual a 0,2 mm.

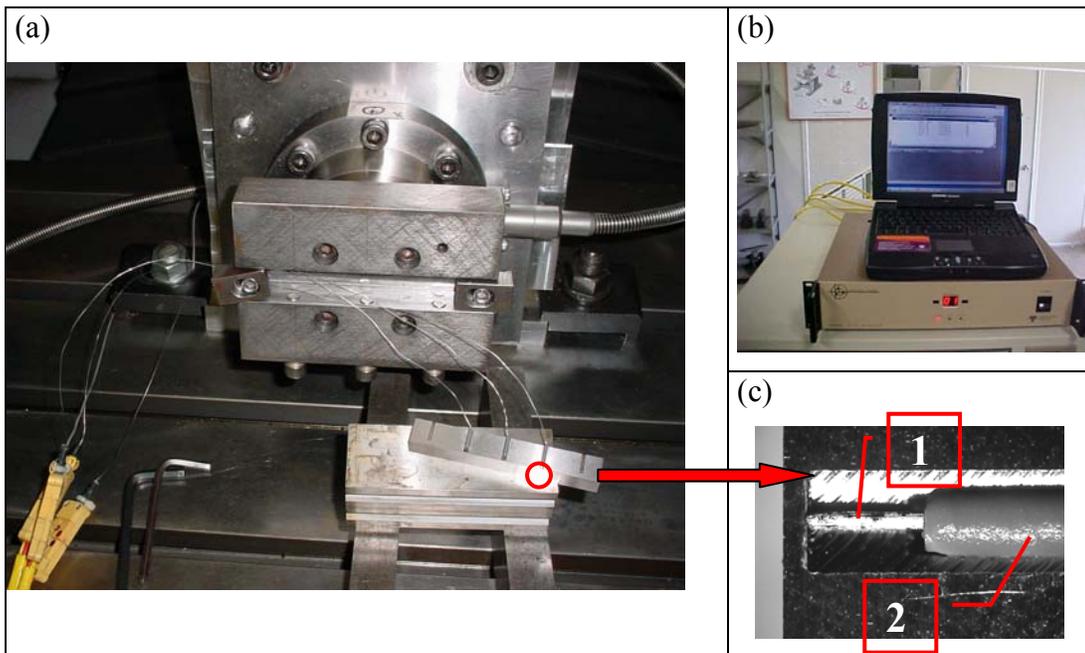


Figura 3.10. Sistema de aquisição de temperatura: (a) termopares montados nos corpos de prova, antes da fixação no dinamômetro; (b) módulo de aquisição dos sinais dos termopares; (c) detalhe da montagem do termopar no corpo de prova com ampliação de 32x (1 – termopar; 2 – tubo plástico para fixação do termopar).

Os termopares foram calibrados e os erros encontrados não foram superiores a 1 °C em relação ao termopar padrão. A figura 3.11 mostra os equipamentos e o arranjo físico utilizado na calibração dos termopares.

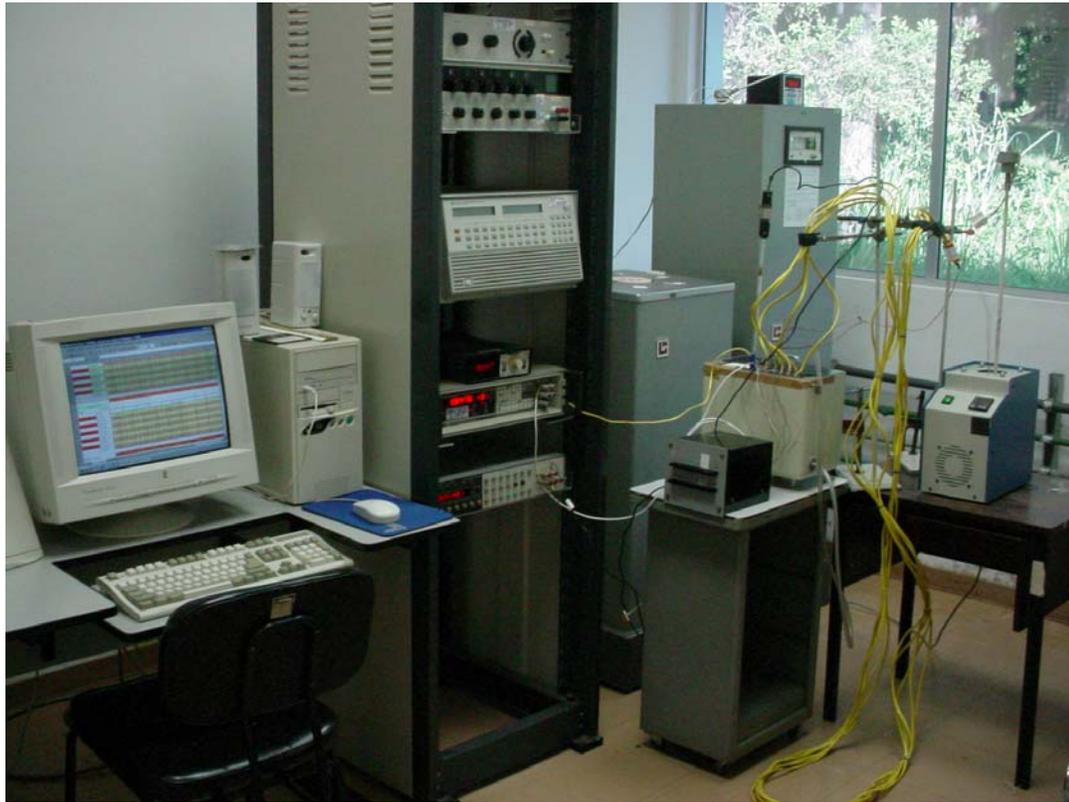


Figura 3.11. Sistema utilizado para a calibração dos termopares.

No terceiro bloco de ensaios, em que se estudou a influência da variação da velocidade de corte, foi utilizada uma câmera de infravermelho, marca Flir Systems – FSI, modelo Prism DS, para registrar os ensaios de temperatura, Figura 3.12 (a). As imagens foram gravadas em uma fita de vídeo através de um gravador de vídeo cassete, Figura 3.12 (b).

O termo-higrômetro, colocado no interior da máquina ferramenta, para registro da umidade relativa do ar e ajustes na câmera de infravermelho, estava dentro da validade de calibração, conforme certificado de calibração do instrumento, Figura 3.12(c).

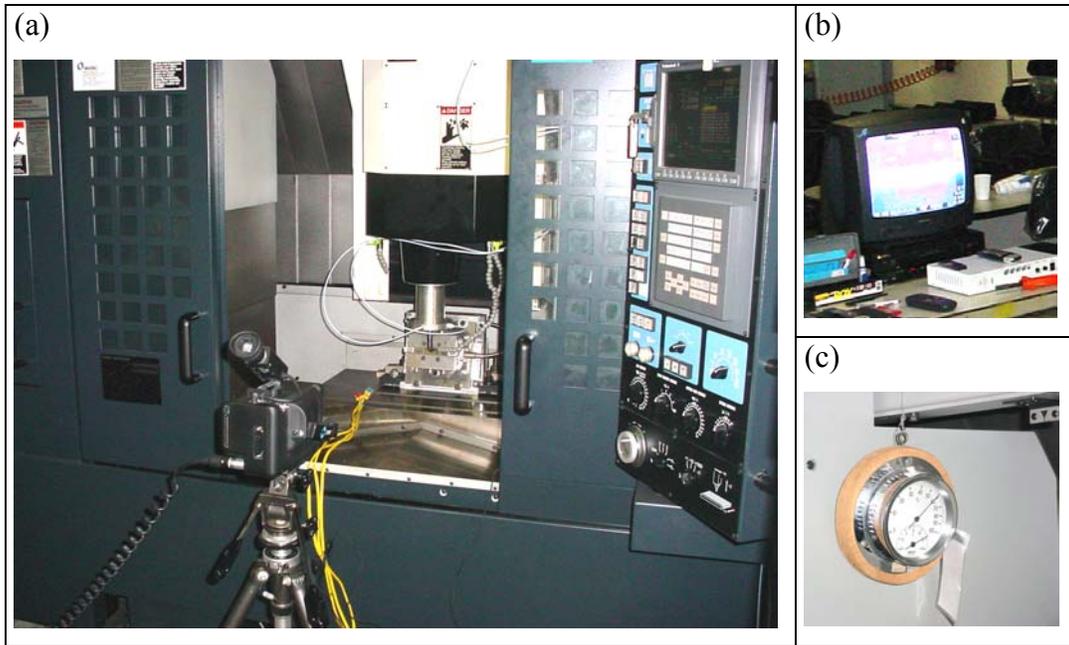


Figura 3.12 Equipamentos utilizados na filmagem dos ensaios de temperatura: 3.12 (a) câmera de infravermelho, marca Flir Systems – FSI, modelo Prism DS; 3.12 (b) equipamento para gravação e visualização dos resultados; 3.12 (c) termo - higrômetro.

A câmera de infravermelho possuía o certificado de aferição dentro da data de validade. Os valores de leitura da câmera de infravermelho foram verificados antes dos ensaios, em um corpo de prova semelhante aos utilizados nos ensaios, aquecido até 400 °C, junto com um termopar, e colocada para resfriar. Observou-se que a curva de resfriamento não apresentou diferença significativa entre as leituras da câmera e do termopar. Para todos os ensaios foi utilizada a emissividade de 0,28, indicada para medições de 40°C até 250°C, de aço temperado e polido (FLIR SYSTEMS, 1995). A umidade relativa, no interior da máquina, variou entre 55 % e 60 %.

3.2 - O delineamento dos ensaios.

O objetivo principal deste trabalho é a caracterização dos efeitos do fresamento durante o processo de acabamento com fresas de topo esférico, na integridade da superfície usinada do aço ABNT D2 endurecido. Assim sendo, as principais variáveis de resposta estão relacionadas com a qualidade da superfície usinada, são elas: a rugosidade, o perfil de micro dureza, as transformações metalúrgicas, a indicação de zona afetada pelo calor, as camadas refundidas, a

deformação plástica, as sobreposições, inclusões e adesões de material, a micro estrutura e a tensão residual na superfície usinada. Outras variáveis de resposta foram observadas com a intenção de que fossem obtidos subsídios para uma melhor compreensão do processo de fresamento com fresas de topo esférico e dos resultados observados para a integridade da superfície usinada. Foram avaliados os esforços de usinagem, a deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte e as temperaturas geradas durante a usinagem. Devido ao fato de que se desejava estudar a influência de um grande número de variáveis, o planejamento fatorial foi utilizado na realização dos ensaios. Os principais critérios adotados para a escolha das variáveis e dos valores utilizados nestes ensaios são apresentados a seguir.

a - Critérios para a escolha dos parâmetros de corte

Para a definição dos parâmetros de corte foram consultadas as ferramentarias das empresas: Volkswagen, Karmann Ghia, DAIMLER CHRYSLER e Arvin Meritor do Brasil. Todas utilizam o aço ABNT D2, ou um similar, na fabricação das ferramentas para conformação de chapas. Desta consulta, observadas as características do produto final e do processo produtivo de cada empresa, foi definida a qualidade necessária para a superfície usinada das ferramentas para conformação e os parâmetros de corte associados a esta variável. Para trabalhar o mais próximo possível da prática usual, para todos os ensaios realizados, foi realizada uma operação de pré-acabamento, com parâmetros de corte fixos. Foi definido que o parâmetro altura de crista (rt_h) seria igual a 0,01 mm para a operação de pré-acabamento e igual a 0,0025 mm para a operação de acabamento. O diâmetro da fresa de topo esférico mais usual, nas operações de acabamento e de pré-acabamento de ferramentas para conformação, na indústria automobilística é o de 16 mm, adotado para a realização deste trabalho. Com base na altura de crista (Rt_h) e no diâmetro da ferramenta de corte foram definidas as larguras de corte (a_e), também chamadas de “pautas” ou “passos laterais”, termos comumente usados no chão de fábrica. A largura de corte (a_e) de 0,85 mm foi utilizada em todas as operações de pré-acabamento e a largura de corte (a_e) de 0,30 mm foi utilizada em todas as operações de acabamento. O sobrematerial (a_n), constante, de 0,3 mm, medido na direção normal a superfície usinada, foi adotado, com base na prática usual das empresas, para as operações de pré-acabamento. Também com base no processo produtivo observado nas empresas, os valores de sobrematerial (a_n), de 0,1 mm e de 0,2 mm, suficientes

para a realização, com sucesso, das operações de acabamento, foram adotados. Os valores do avanço por dente (f_z) foram de 0,05 mm e de 0,10 mm. Os valores da velocidade de corte (v_c) foram de 140 m/min e de 220 m/min para as ferramentas de metal duro e de 400 m/min, 650 m/min e 1000 m/min para as ferramentas de CBN. Foi utilizado o metal duro micro grão, classe H15, com revestimento TiAlN e o CBN a 50 %, conforme referenciado na figura 3.5. Há um consenso entre os fornecedores de ferramentas de corte consultados, quanto a especificação das ferramentas e parâmetros de corte utilizadas nos ensaios (catálogos de fornecedores de ferramentas de corte, consultados e citados na referência bibliográfica complementar).

b - Critérios para a escolha dos ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}) entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à superfície usinada.

Observada a revisão bibliográfica, com base nas informações dos trabalhos de Janovsky e de Aksoy, na usinagem de áreas planas, os ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}) entre o eixo de rotação da ferramenta e a reta normal à superfície usinada entre 10° e 20° são mais favoráveis à obtenção de um melhor acabamento superficial e maior vida da ferramenta de corte. Devem ser evitados os valores menores, que se aproximem de 0° , pois para estes é observada a menor vida das ferramentas, principalmente as de CBN. Isto se deve ao fato de que a velocidade de corte tende a zero quando a região de contato entre a ferramenta de corte e a superfície usinada, na aresta de corte, se aproxima do eixo de giro da ferramenta, o que na maioria das vezes causa o lascamento da aresta de corte. Janovsky e Aksoy demonstraram que, na usinagem de paredes inclinadas, ângulos de inclinação da ferramenta de corte, (B_f) e (B_{fn}), acima de 85° devem ser evitados, pois a ação da força de apoio (F_{ap}) causa a deflexão da ferramenta de corte e a ocorrência de vibração (Janovsky, 1996, Aksoy, 1997).

Do exposto foram definidos os níveis de 15° e de 75° para os ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}) entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à superfície usinada, por serem os mais indicados para a obtenção de um melhor acabamento superficial e maior vida da ferramenta de corte.

c - Critérios para a escolha da estratégia de usinagem.

As informações existentes nos trabalhos de Janovsky e de Aksoy, também demonstram que a estratégia em contorno, através da remoção de camadas, ou “níveis”, variando o movimento de ajuste da ferramenta ao longo do eixo Z da máquina ferramenta e realizando o movimento de avanço através da movimentação nos eixos X e/ou Y da máquina, são os mais favoráveis para a vida da ferramenta de corte e para o acabamento superficial (Janovsky, 1996, Aksoy, 1997). Esta informação, associada à realização de alguns ensaios preliminares, comparando as estratégias de cópia e de contorno, que confirmaram os resultados apontados na literatura citada, determinaram a escolha da estratégia de usinagem em contorno para a realização dos ensaios.

d - Critérios para a escolha do sentido de corte e do sentido de movimentação da ferramenta de corte em relação à superfície usinada.

O movimento de corte concordante é recomendado para as operações de acabamento em aço endurecido com fresas de topo esférico, para um melhor acabamento e vida da ferramenta de corte. No entanto ainda é prática comum nas ferramentarias, para se evitar os deslocamentos da ferramenta de corte em vazio, o uso alternado do corte concordante e discordante. Deste modo, a variável sentido de corte foi avaliada em dois níveis, o sentido concordante e o discordante, para os ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}) entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à superfície usinada assumindo valores de $B_f = 0^\circ$, de $B_{fn} = 15^\circ$ e de $B_{fn} = 75^\circ$, uma vez que foi adotada a estratégia de usinagem em contorno.

O sentido de movimentação da ferramenta de corte, em relação à superfície usinada, considerando os valores dos ângulos de inclinação (B_f e B_{fn}), entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à superfície usinada, se positivo ou negativo, pode ser classificado em ascendente ou descendente, respectivamente. Aksoy recomenda o uso do movimento ascendente para evitar os efeitos indesejáveis de se trabalhar próximo ao valor da velocidade de corte zero, quando o ponto de contato sobre a aresta de corte coincide com o eixo de giro da ferramenta de corte (Aksoy, 1997). Como fator agravante, considerando-se o fato de serem utilizadas ferramentas de CBN, foi adotado o movimento ascendente, em todos os ensaios realizados.

Para simplificar a coleta e análise dos dados, os experimentos foram divididos em quatro blocos de ensaios, descritos a seguir:

3.2.1 - Primeiro bloco – análise das condições de contato entre a ferramenta de corte e a superfície usinada.

Neste bloco, as condições de contato entre a ferramenta e a superfície usinada foram avaliadas em relação aos esforços de usinagem e a rugosidade obtida. A Tabela 3.3 apresenta as variáveis de fixas, de influência e de resposta deste bloco de ensaios.

Tabela 3.3 - Variáveis do Bloco de Ensaios nº 1.

Variáveis de Influência			Variáveis de Resposta	
Ensaio	Sentido de Corte	B_{fn} [°]	Rugosidade	Esforços de Usinagem
1	Concordante	+15	Ra	F_u ; F_f ; F_{ap} ; F_p
2	Discordante	+15		
3	Concordante	+75		
4	Discordante	+75		
Constantes				
Movimento Ascendente		Estratégia: Usinagem em Contorno		$a_n = 0,10$ mm
Fluido de Corte = ar comprimido		$B_f = 0^\circ$	$v_c = 140$ [m/min]	$a_e = 0,35$ mm
MD micro grão / TiNAl		$V_B = 0,02$ mm	$R_{t_h} = 0,0025$ mm	$f_z = 0,05$ mm

As constantes, as variáveis de influência e de resposta foram definidas a partir das informações encontradas na literatura, das informações técnicas obtidas em ferramentarias nacionais e das obtidas através de fornecedores de máquinas ferramenta, softwares de CAD/CAM e ferramentas de corte.

Em relação aos esforços de usinagem foi monitorada a força de usinagem (F_u) e, entre as suas componentes, as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p). A montagem do dinamômetro permitiu a leitura direta da força de avanço (F_f). A força de apoio (F_{ap}) foi calculada

a partir da soma vetorial da força normal à superfície usinada (F_n) e da força ortogonal a esta e a força de avanço (F_f), na direção perpendicular à direção de avanço e paralela ao plano de trabalho. A força passiva (F_p) também foi monitorada por se tratar da força que tende a afastar a ferramenta de corte da superfície usinada, podendo influenciar na rugosidade. A força passiva (F_p) foi calculada a partir da soma vetorial da força normal à superfície usinada (F_n) e da força ortogonal a esta e a força de avanço (F_f), na direção perpendicular ao plano de trabalho (P_f), ou seja, na direção paralela ao eixo de rotação da ferramenta de corte. A força de corte (F_c) não foi monitorada individualmente neste estudo, embora se saiba, a partir do trabalho de Sang-Kyu Lee e Sung-Lim Ko, 2001, que ela pode ser decomposta em componentes, no plano de trabalho, na direção da força de apoio e na direção da força de avanço e que o sentido de corte tem forte influência no módulo das componentes (Sang-Kyu Lee e Sung-Lim Ko, 2001). Desta forma, neste estudo, seu efeito é medido através das forças resultantes na direção de avanço (F_f) e na direção de apoio (F_{ap}).

O ângulo de inclinação normal à direção de avanço foi avaliado em dois níveis $B_{fn} = +15^\circ$ e $B_{fn} = +75^\circ$. Estes níveis foram selecionados com base nas informações dos trabalhos de Janovsky e de Aksoy, que demonstraram que os ângulos de inclinação da ferramenta de corte, (B_f) e (B_{fn}), variando de $+10^\circ$ à $+20^\circ$, associados à estratégia de contorno e ao movimento ascendente, proporcionaram os melhores resultados em relação à vida da ferramenta de corte, ao desvio dimensional e a rugosidade. Eles também demonstraram que ângulos de inclinação da ferramenta de corte, (B_f) e (B_{fn}), acima de 85° devem ser evitados (Janovsky, 1996, Aksoy, 1997).

O sentido de corte também foi avaliado em dois níveis, o sentido de corte concordante e o sentido de corte discordante. Com base nas informações obtidas, através da literatura citada e de informações técnicas fornecidas por ferramentarias, adotaram-se nos ensaios as seguintes constantes:

- A estratégia de usinagem com percurso em contorno (com $B_f = 0^\circ$, por tratar-se de uma máquina CNC de três eixos), também chamada de Z constante, e o movimento ascendente da ferramenta de corte, com base nas informações dos trabalhos de Janovsky e de Aksoy (Janovsky, 1996, Aksoy, 1997).
- A velocidade de corte igual a 140 m/min, conforme indicado no catálogo de fabricantes de

ferramentas de MD, da mesma classe, e de geometria similar, para a usinagem de aços endurecidos, no intervalo de 57HRC até 65HRC. No cálculo da rotação considerou-se o maior diâmetro de contato da ferramenta de corte, durante a usinagem no movimento ascendente. Assim, para $B_{fn} = +15^\circ$ e $B_f = 0^\circ$, foi utilizada a rotação (n) constante de 6.883 rpm, e, para $B_{fn} = +75^\circ$ e $B_f = 0^\circ$, foi utilizada a rotação (n) constante de 2.825 rpm.

- O sobrematerial (a_n) igual a 0,10 mm, com base na informação de catálogos de fabricantes de ferramentas de corte e de informações fornecidas pelas ferramentarias consultadas em referência ao sobrematerial necessário para operação de acabamento (ver bibliografia complementar).
- O avanço por aresta (f_z) igual a 0,05 mm/aresta de corte, escolhido com base na informação disponível nos catálogos dos fabricantes de ferramentas de corte (ver bibliografia complementar). Assim, como a ferramenta de corte tinha duas arestas, as velocidades de avanço utilizadas foram: para $B_{fn} = +15^\circ$ e $B_f = 0^\circ$, $v_f = 688$ mm/min ($n=6.883$ rpm), e, para $B_{fn} = +75^\circ$ e $B_f = 0^\circ$, $v_f = 282$ mm/min ($n=2.825$ rpm).
- A largura de corte (a_e) igual a 0,35 mm, determinada em função da altura da crista (Rt_h) igual a 0,0025 mm, conforme indicação das ferramentarias consultadas, com base nos requisitos funcionais de ferramentas para conformação de chapas, fabricadas com o aço ABNT D2.
- O ângulo de inclinação da ferramenta na direção da velocidade de avanço (B_f) foi mantido constante, $B_f = 0^\circ$, uma vez que para todos os ensaios foi utilizada a estratégia de usinagem em contorno, em uma máquina CNC de três eixos.
- Aplicação de ar comprimido, a uma pressão constante de 6,5 MPa, isento de umidade.
- Uma fresa de topo esférico, de metal duro (MD) micro grão, classe H15, cobertura TiNAl, com duas arestas de corte e diâmetro 16 mm, com balanço de 100mm (6,25 vezes o diâmetro da fresa).
- O desgaste máximo (VB_{max}) abaixo de 0,02 mm

3.2.2 – Segundo Bloco - ensaios para análise da influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z).

Observados os resultados do primeiro bloco de ensaios, foram realizados ensaios para avaliar a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade, no perfil de micro dureza, nas transformações metalúrgicas, na ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, na deformação plástica da superfície usinada, nas sobreposições, inclusões e adesões de material, na microestrutura e na tensão residual da superfície usinada. A Tabela 3.4 apresenta as constantes, as variáveis de influência e de resposta deste bloco de ensaios.

Tabela 3.4 - Variáveis do bloco de ensaios nº 2.

Variáveis de Influência			Variáveis de Resposta	
Ensaio	a_n [mm]	f_z [mm]	Alterações metalúrgicas; Tensão residual na superfície; Micro-estrutura; Perfil de micro dureza; Rugosidade [R_a];	Esforços de Usinagem [N] { F_u ; F_f ; F_{ap} ; F_p }
1	0,10	0,05		Deflexão { D_x , D_y }
2	0,10	0,10		Temperatura [°C]
3	0,20	0,05		Forma e tipo do cavaco
4	0,20	0,10		
Constantes				
Estratégia: usinagem em contorno			Sentido concordante	Movimento ascendente
Fluido de corte = ar comprimido			$a_e = 0,35$ mm	$v_c = 140$ [m/min] $B_{fn} = 75^\circ$
MD micro grão / TiNAl			$VB = 0,02$ mm	$rt_h = 0,0025$ mm $B_f = 0^\circ$

Os esforços de usinagem, a deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte, a temperatura na superfície usinada, a forma e o tipo do cavaco gerado, também foram avaliados.

Os parâmetros: estratégia de contorno, com movimento ascendente, sentido de corte concordante, ângulo de inclinação (B_{fn}) entre o eixo de giro da ferramenta e a reta normal à

superfície usinada de 75° , $B_f=0^\circ$, $v_c = 140$ m/min e o uso de ar comprimido como fluido de corte, foram mantidos constantes durante a realização do ensaio. Foram avaliados em dois níveis os valores do avanço por dente (f_z) e da sobrematerial (a_n). A operação estudada foi a de acabamento, sendo que antes foi realizado um pré – acabamento removendo 0,3 mm de profundidade e deixando uma altura de crista (Rt_h) de 0,01 mm. A ferramenta de corte utilizada foi uma fresa de 16 mm de diâmetro, em metal duro com cobertura de TiAlN.

Os ensaios de micro dureza foram realizados nos corpos de prova com uma carga de trabalho de 25 g, sendo que foram realizadas três medições à distância de 10 μm da superfície usinada, com um intervalo de 30 μm entre uma e outra. As demais medições foram realizadas conforme o diagrama da Figura 3.13, até a profundidade de 250 μm . Este procedimento também foi adotado para o terceiro bloco e para o quarto bloco de ensaios.

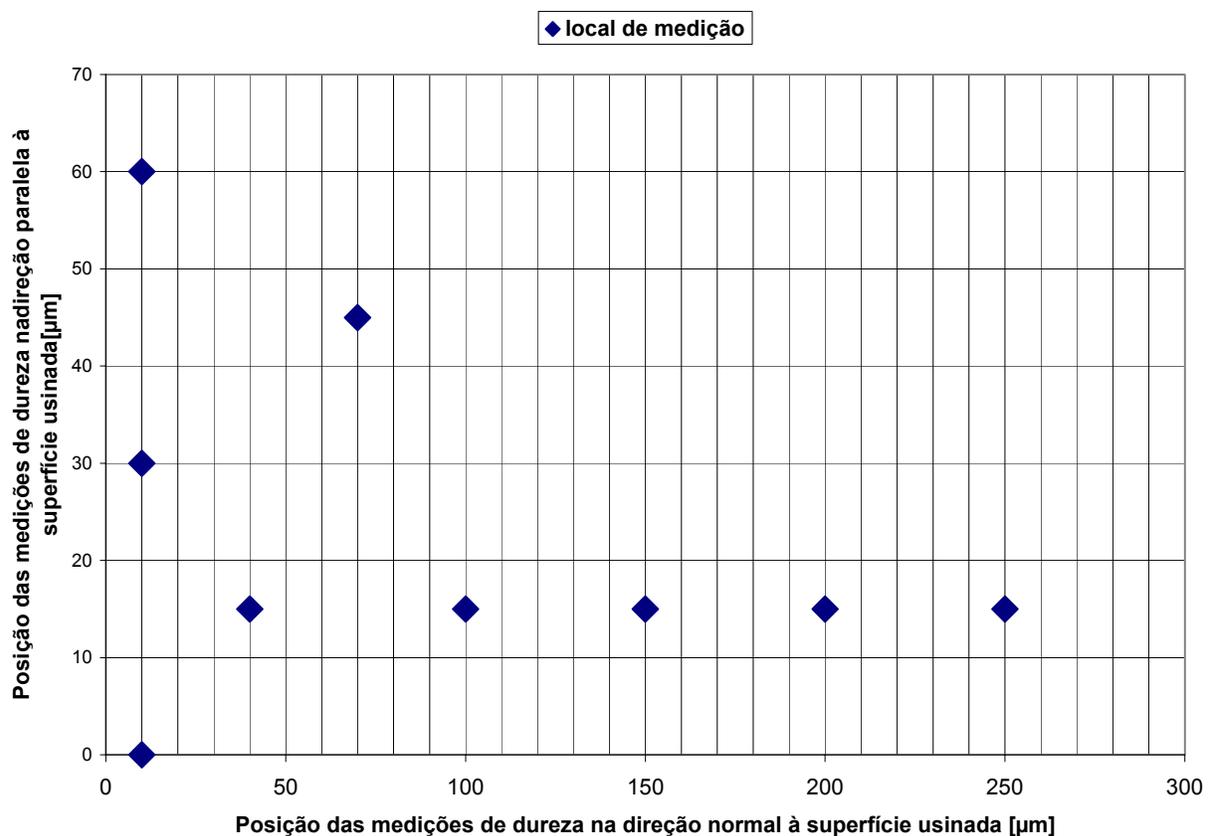


Figura 3.13. Posição das medições durante o ensaio de micro dureza.

3.2.3 – Terceiro Bloco - ensaios para análise da influência da velocidade de corte (v_c).

Foram avaliados os efeitos da variação da velocidade de corte (v_c) na rugosidade, no perfil de micro dureza, nas transformações metalúrgicas, na ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, na deformação plástica da superfície usinada, nas sobreposições, inclusões e adesões de material, na microestrutura e na tensão residual da superfície usinada. Os esforços de usinagem, a temperatura na superfície usinada e a deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte também foram avaliados.

Tabela 3.5 - Variáveis do bloco de ensaios n°. 3.

<i>Variáveis de Influência</i>			<i>Variáveis de Resposta</i>	
Ensaio	v_c [m/min]	Material ferramenta	Alterações metalúrgicas; Tensão residual na superfície;	Esforços de Usinagem [N] { F_u ; F_f ; F_{ap} ; F_p }
1	140	MD	Micro-estrutura;	Deflexão { D_x , D_y }
2	220	MD	Perfil de micro dureza;	Temperatura [°C]
3	400	CBN	Rugosidade [R_a];	Forma e tipo do cavaco
4	650	CBN		
5	1000	CBN		
Constantes				
		Sentido de corte: concordante		
Movimento Ascendente		Estratégia: Usinagem em Contorno		$a_n = 0,10$ mm
Fluido de Corte = ar comprimido		$B_f = 0^\circ$	$B_{fn} = 75^\circ$	$a_e = 0,35$ mm
MD micro grão / TiNAl		$VB = 0,02$ mm		$Rt_h = 0,0025$ mm $f_z = 0,05$ mm

Os seguintes parâmetros foram fixados: estratégia de usinagem em contorno, ângulo de inclinação da fresa (B_{fn}) em relação à reta normal à superfície usinada com valor de 75° ,

movimento de corte no sentido concordante, movimento da ferramenta de corte sobre a peça, em relação ao ângulo de inclinação da fresa (B_{fn}), ascendente, avanço por dente (f_z) de 0,05 mm, sobrematerial (a_n) de 0,1 mm. A Tabela 3.5 apresenta as variáveis de fixas, de influência e de resposta deste bloco de ensaios.

Foram utilizadas ferramentas de corte de metal duro e de CBN, ambas com a mesma geometria e mesma rugosidade, medida na superfície de saída ($R_a = 0,17 \mu\text{m}$).

Para a ferramenta de metal duro a velocidade de corte (v_c) variou em dois níveis: $v_c = 140$ m/min e $v_c = 220$ m/min. Para a ferramenta de CBN a velocidades de corte (v_c) variou em três níveis: $v_c = 400$ m/min; $v_c = 650$ m/min e $v_c = 1000$ m/min. Foram ensaiados os valores efetivos da velocidade de corte.

3.2.4 – Quarto Bloco - ensaios para análise da influência do desgaste da ferramenta de corte (VB)

Foi avaliada a influência do desgaste da ferramenta (VB), na rugosidade, no perfil de micro dureza, nas transformações metalúrgicas, na ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, na deformação plástica da superfície usinada, nas sobreposições, inclusões e adesões de material, na microestrutura e na tensão residual da superfície usinada. Também foram observados os valores referentes aos esforços de usinagem e a deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte.

Permaneceram constantes os parâmetros: estratégia de usinagem em contorno, ângulo de inclinação da fresa (B_{fn}) em relação à reta normal à superfície usinada de 75° , sentido de corte concordante, movimento ascendente, velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, avanço por dente (f_z) de 0,05 mm e sobrematerial (a_n) de 0,1 mm.

Foi avaliada a influência do desgaste, para a velocidade de corte de 1000 m/min, em dois níveis de VB (VB = 0,08 mm e VB = 0,50 mm).

Para a realização deste ensaio foi utilizada uma ferramenta de CBN, já desgastada, com VB=0,5 mm, cedida pela Karmann-Ghia do Brasil, que durante a realização dos experimentos

realizava testes com esse tipo de ferramenta na usinagem do D2 temperado no seu chão de fábrica.

A Tabela 3.6 apresenta as variáveis de fixas, de influência e de resposta deste bloco de ensaios.

Tabela 3.6 – Variáveis do bloco de Ensaios nº 4.

<i>Variáveis de Influência</i>		Variáveis de Resposta		
Ensaio	VB [mm]	Alterações metalúrgicas; Micro-estrutura; Perfil de micro dureza; Rugosidade [R_a]; Forma e tipo do cavaco		
1	0,08			
2	0,50			
Constantes				
Material ferramenta: CBN		Sentido de corte: concordante		$a_e = 0,35$ mm
Movimento Ascendente		Estratégia: Usinagem em Contorno		$a_n = 0,10$ mm
Fluido de Corte = ar comprimido		$B_f = 0^\circ$	$B_{fn} = 75^\circ$	$v_c = 1000$ [m/min]
MD micro grão / TiAl			$rt_h = 0,0025$ mm	$f_z = 0,05$ mm

A outra ferramenta desgastada, utilizada nos ensaios, foi obtidas através de usinagens realizadas durante os ensaios preliminares, no CCM/ITA, com velocidade de corte 1.000 m/min com um avanço por dente de 0,10 mm.

Os cavacos foram coletados durante os experimentos para todos os testes realizados. Inicialmente estes foram analisados em relação a sua forma e tipo, sendo observados em um estéreo microscópio e no MEV. Posteriormente os cavacos foram embutidos em resina fria, polidos, e atacados para observar a microestrutura no MEV.

Na figura 3.14 (a) e (b) pode ser vista a montagem completa para a realização dos ensaios no centro de usinagem.

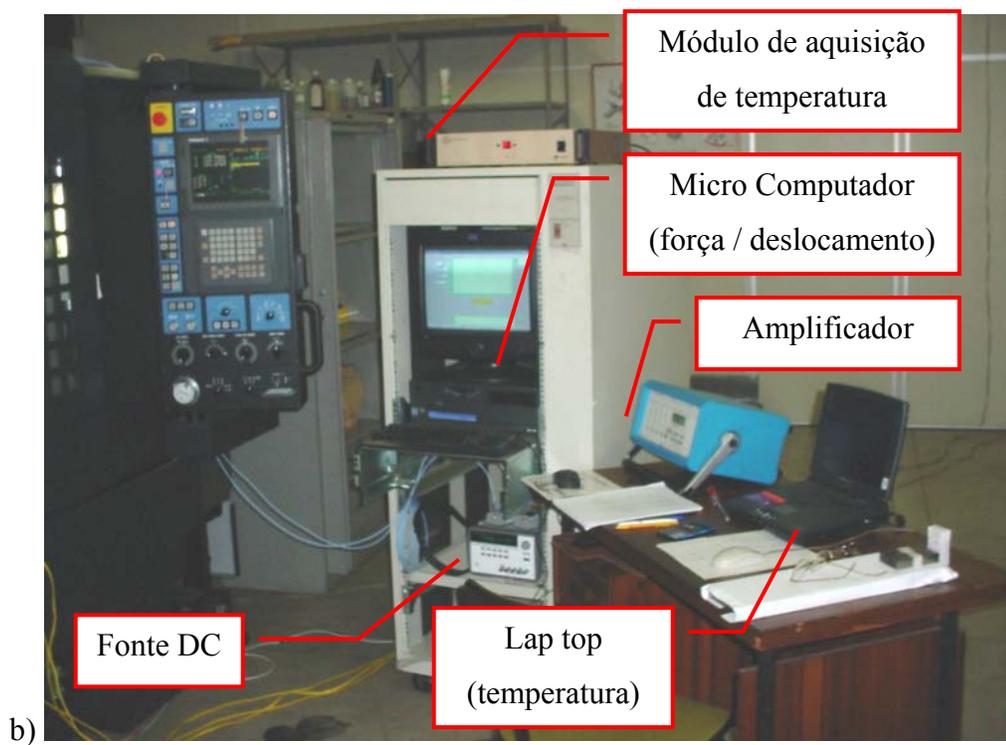
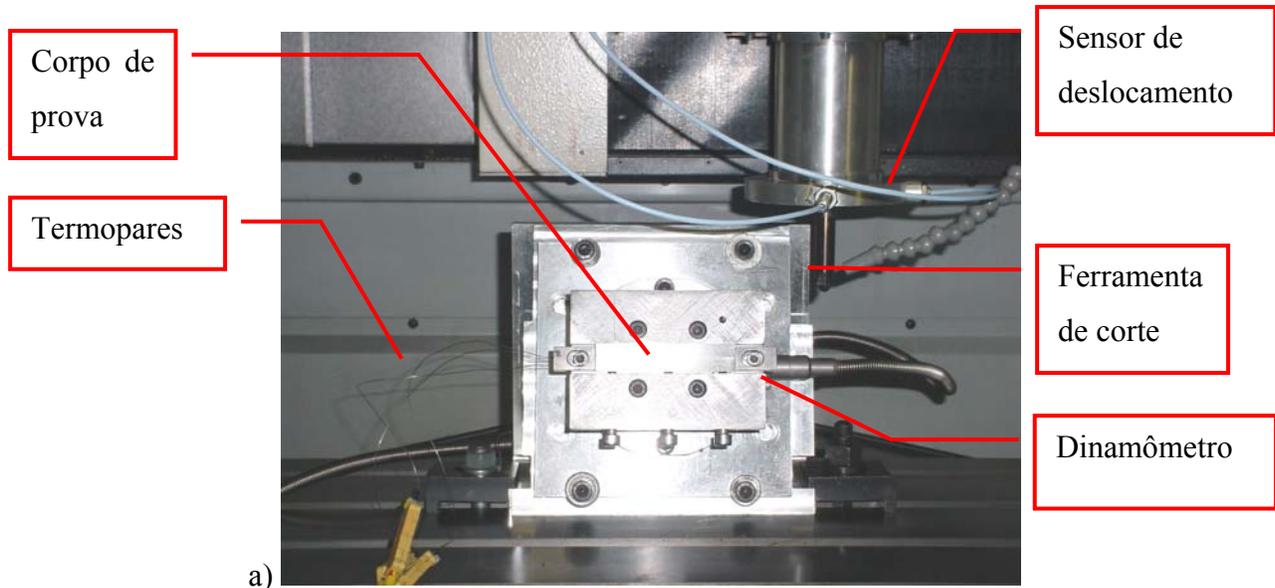


Figura 3.14 Montagem para a realização dos ensaios: (a) montagem no interior do centro de usinagem; (b) - Montagem dos aparelhos periféricos.

Em resumo, com base nas informações obtidas, através da literatura citada e de informações técnicas fornecidas por ferramentarias, foram utilizadas nos ensaios as seguintes constantes:

- Em todos os ensaios foi utilizado o mesmo porta ferramentas e haste, com balanço de 100 mm (6,25 vezes o diâmetro da fresa), para fixação das fresas de topo esférico, de metal duro (MD) e de CBN, que possuíam a mesma geometria, com duas arestas de corte e diâmetro 16 mm, e a mesma rugosidade, medida na superfície de saída;
- Em todos os ensaios o fluido de corte utilizado foi o ar comprimido, a uma vazão e pressão constante de 6,5 MPa, isento de umidade.
- Nos ensaios dos blocos de ensaio um, dois e três o desgaste máximo (VB_{max}) das ferramentas de corte utilizadas foi abaixo de 0,02 mm;
- Em todos os ensaios foi utilizada a estratégia de usinagem com percurso em contorno, também chamada de Z constante, e o movimento ascendente da ferramenta de corte, com base nas informações dos trabalhos de Janovsky e de Aksoy (Janovsky, 1996, Aksoy, 1997);
- O ângulo de inclinação da ferramenta na direção da velocidade de avanço (B_f) foi mantido constante, $B_f = 0^\circ$, uma vez que para todos os ensaios foi utilizada a estratégia de usinagem em contorno, em uma máquina CNC de três eixos;
- Foi mantida constante, nas operações de acabamento, a largura de corte (a_c) igual a 0,35 mm, determinada em função da altura de crista (R_{th}) igual a 0,0025 mm, conforme indicação das ferramentarias consultadas, com base nos requisitos funcionais de ferramentas para conformação de chapas, fabricadas com o aço ABNT D2;
- Em todos os ensaios foi realizada uma operação de pré – acabamento nos corpos de prova, mantendo a altura de crista (R_{th}) igual a 0,01 mm, removendo 0,3 mm, utilizando uma $v_c=140$ m/min, um $f_z= 0,05$ mm/dente, estratégia de usinagem em contorno, movimento ascendente, sentido de corte concordante, desgaste VB abaixo de 0,02 mm, utilizando como fluido ar comprimido;

Capítulo 4

Análise dos resultados

4.1 – Primeiro Bloco de Ensaios: Análise do comportamento das variáveis de resposta, para diferentes condições de contato entre a ferramenta de corte e a superfície em usinagem, na estratégia de contorno.

O primeiro bloco de ensaios permitiu avaliar a influência do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}) e do sentido de corte na rugosidade e nos esforços de usinagem (vide tabela 3.3).

4.1.1 – Análise da influência das condições de contato, entre a ferramenta de corte e a superfície usinada, na força de usinagem (F_u), na força de avanço (F_f), na força de apoio (F_{ap}) e na força passiva (F_p).

Os valores das forças, apresentados nos gráficos, correspondem à média dos valores RMS de duas réplicas, medidas, cada uma delas, em um comprimento usinado de 30 mm, em cada passe, numa área usinada de 30 mm x 20 mm, de acordo com as condições da tabela 3.3.

Para permitir uma melhor análise, a força de usinagem (F_u) e cada uma das suas componentes em estudo neste trabalho, foram analisadas separadamente, mostrando a influência do sentido de corte, concordante e discordante, e dos valores do ângulo de inclinação normal à

direção de avanço, $B_{fn} = +75^\circ$ e $B_{fn} = +15^\circ$.

A figura 4.1 apresenta duas informações, em relação a componente força de avanço (F_f), quais sejam:

a. diminuição da F_f , quando da alteração de B_{fn} de 15° para 75° . Esta diminuição foi de 83% para o sentido concordante e de 80% para o sentido de corte discordante;

b. diminuição da F_f , para um mesmo valor de B_{fn} , quando da alteração do sentido de corte de discordante para concordante. Esta diminuição foi de 35% para $B_{fn} = 75^\circ$ e de 25% para $B_{fn} = 15^\circ$.

A variação de aproximadamente 80%, observada para a força de avanço (F_f), deve-se a influência das componentes da força de corte (F_c) na direção de avanço. O sobrematerial (a_n) e o avanço por dente (f_z) são constantes, e, conseqüentemente, o volume de cavaco removido a cada volta, porém, o diâmetro de corte (D), medido no plano de trabalho, é menor para $B_{fn} = +15^\circ$. Deste modo, a espessura média da seção transversal do cavaco (h_{md}) é maior para $B_{fn} = +15^\circ$ do que $B_{fn} = +75^\circ$. A espessura média do cavaco (h_{md}) pode ser expressa através da equação 4.1 (Shaw, 1984):

$$h_{md} = \frac{v_f}{n \times z} \times \cos \beta_{fn} \quad \text{Equação 4.1}$$

A área da seção transversal do cavaco (A_{STC}) pode ser expressa através da equação 4.2 (Shaw, 1984):

$$A_{STC} = h_m \times \frac{D}{2} \times \text{sen} \varphi \times (1 - \cos \kappa_{\max}) \quad \text{Equação 4.2}$$

Como a força de corte (F_c) pode ser expressa através da equação 4.3 (Shaw, 1984):

$$F_c = K_{Cl.1} \times A_{STC} \quad \text{Equação 4.3}$$

Quando a área da seção transversal do cavaco (A_{STC}) for menor, a força de corte (F_c) também será menor. Neste trabalho, apesar da espessura média do cavaco (h_{md}) ser menor para $B_{fn} = +75^\circ$, o diâmetro e o resultado da expressão $(1 - \cos \kappa_{\max})$ são maiores em relação à $B_{fn} = +15^\circ$. Uma possível explicação é a de que para uma inclinação $B_{fn} = +75^\circ$ a velocidade de corte (v_c) ao longo da aresta de corte da ferramenta, varia de 137m/min a 140m/min, e para $B_{fn} = +15^\circ$ varia de 37m/min a 140m/min. Atribui-se a maior velocidade de corte média, quando $B_{fn} =$

+75°, uma vez que o volume de cavaco removido por aresta de corte é o mesmo, que a força específica de corte ($K_{c1.1}$) diminua, diminuindo assim a força de corte(F_c). Com a redução da força de corte(F_c) também as suas componentes na direção da força de avanço(F_f) se reduzem.

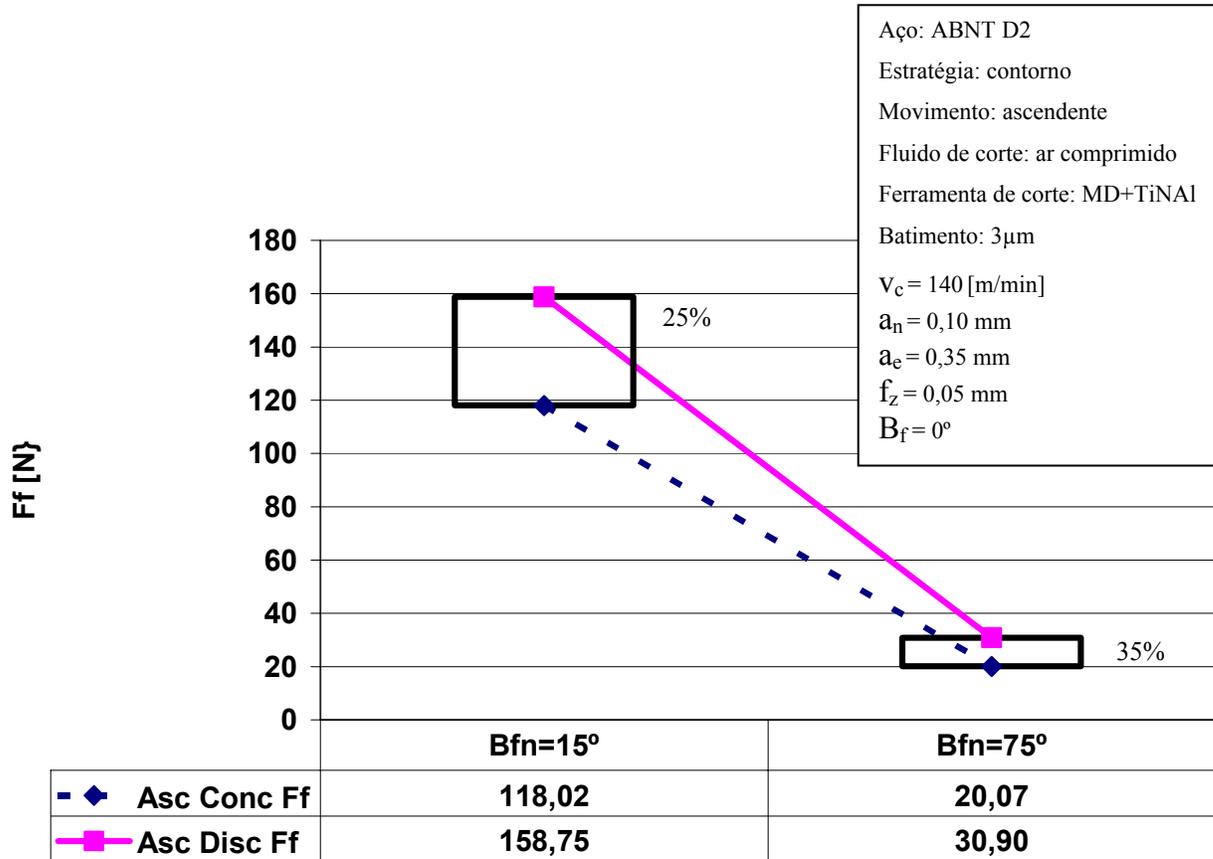


Figura 4.1 Comportamento da força de avanço (F_f) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).

A componente da força de usinagem(F_u), na direção de avanço, é maior para o sentido de corte discordante, pois, os módulos das componentes da força de corte(F_c), nesta direção, são maiores.

A figura 4.2 apresenta as seguintes informações:

- diminuição da força de apoio (F_{ap}) de 55%, quando da alteração de B_{fn} de +15° para +75°, no sentido de corte concordante e de 61%, à mesma situação, para o sentido de corte discordante;
- praticamente não ocorreu alteração da força de apoio (F_{ap}), quando se passou do sentido de corte concordante para o discordante, para $B_{fn} =$ de +15°, e houve uma

redução de 12% para $B_{fn} = + 75^\circ$.

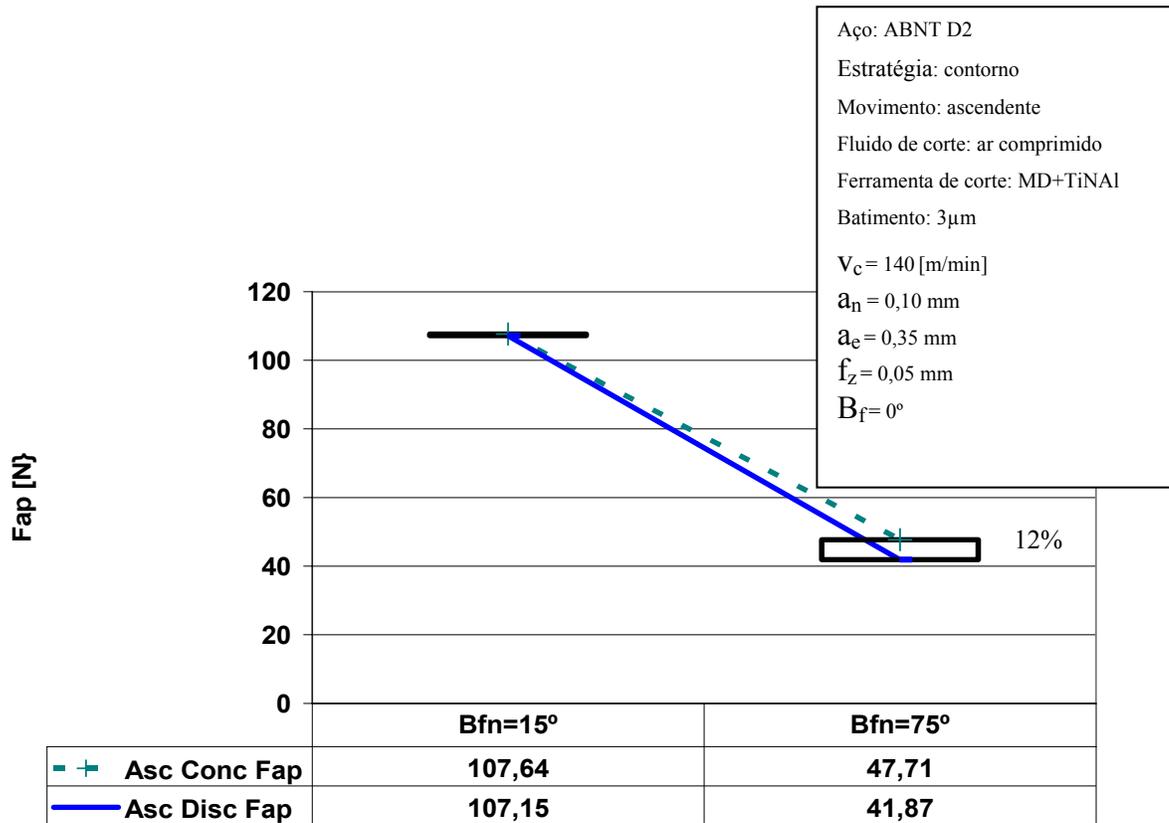


Figura 4.2 Comportamento da força de apoio (F_{ap}) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).

A variação da força de apoio(F_{ap}), quando B_{fn} varia de 15° para 75° , também se deve às características inerentes ao processo de fresamento com fresas de topo esférico, em que ocorre a variação da área da seção transversal do cavaco(A_{STC}) e da velocidade de corte(v_c), devido à geometria da ferramenta de corte e à posição da ferramenta de corte. Assim como para a força de avanço (F_f), a explicação também é o menor valor da seção transversal do cavaco(A_{STC}) e o maior valor da velocidade de corte(v_c), para $B_{fn} = 75^\circ$, o que faz com que a força de corte(F_c) diminua, bem como as suas componentes na direção da força de apoio(F_{ap}).

A componente da força de usinagem(F_u), na direção de apoio, é menor para o sentido de corte discordante, pois, os módulos das componentes da força de corte(F_c), nesta direção, são menores, em relação aos observados para o sentido concordante. Este efeito é mais notável para $B_{fn} = 75^\circ$, pois a força normal (F_n) à superfície usinada também tem influência na força de

apoio(F_{ap}). Para $B_{fn} = 15^\circ$ o módulo da componente da força normal (F_n), medido no plano dorsal (P_p), na direção da força de apoio(F_{ap}), é menor do que para $B_{fn} = 75^\circ$.

As informações contidas na figura 4.3 mostram:

- redução da força passiva (F_p), da ordem de 90%, quando se varia o ângulo de inclinação da ferramenta (B_{fn}) de 15° para 75° , mantido o sentido de corte;
- redução da força passiva (F_p), para ambos os ângulos estudados, quando o sentido do movimento foi alterado de discordante para concordante.

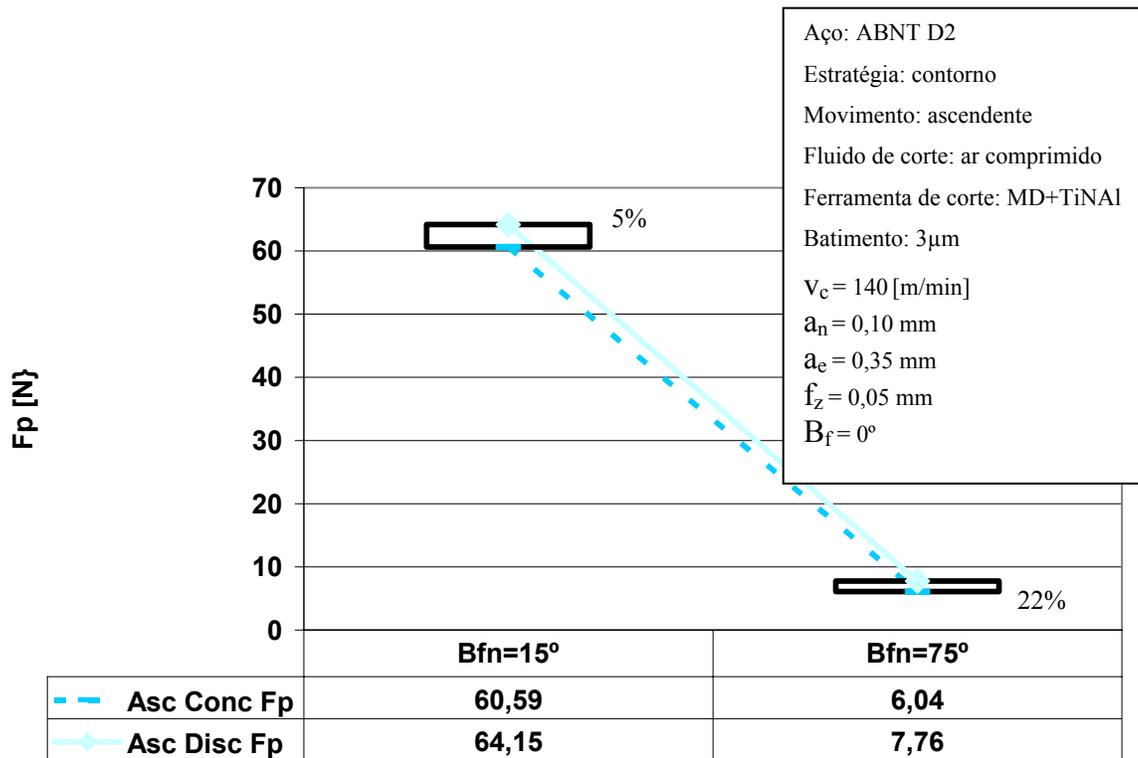


Figura 4.3 Comportamento da força passiva (F_p) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).

A pronunciada redução da velocidade de corte (v_c), ao longo da aresta de corte, a variação da espessura do cavaco e a força normal (F_n), comentados anteriormente, contribuem para a explicação do comportamento da força passiva.

Também se observa que o sentido de corte influencia o valor médio (RMS) da força passiva (F_p). Os menores valores são observados para o sentido concordante, onde, para $B_{fn} = 15^\circ$, a variação é de 5%, e, para $B_{fn} = 75^\circ$, é de 22%. A variação, ligeiramente maior, para $B_{fn} = 75^\circ$,

pode ser explicada pela menor espessura do cavaco, medida no plano de trabalho, como mostra a figura 2.11, e pela forma do cavaco (que se forma a partir da espessura máxima ou da espessura igual a zero), o que torna mais intenso o fenômeno do deslizamento da aresta de corte, sobre a superfície da peça, a formação do fluxo lateral do cavaco e causa o aumento da força normal(F_n) a superfície usinada.

Na figura 4.4, observa-se que o ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}) tem forte influência no valor da força de usinagem (F_u). Observa-se:

- a redução de 70% para o sentido de corte concordante e de 74% para o sentido de corte discordante, quando o ângulo de inclinação da ferramenta (B_{fn}) varia de 15° para 75° ;
- a redução da força de usinagem (F_u), para $B_{fn} = 15^\circ$, quando o sentido do movimento foi alterado de discordante para concordante.

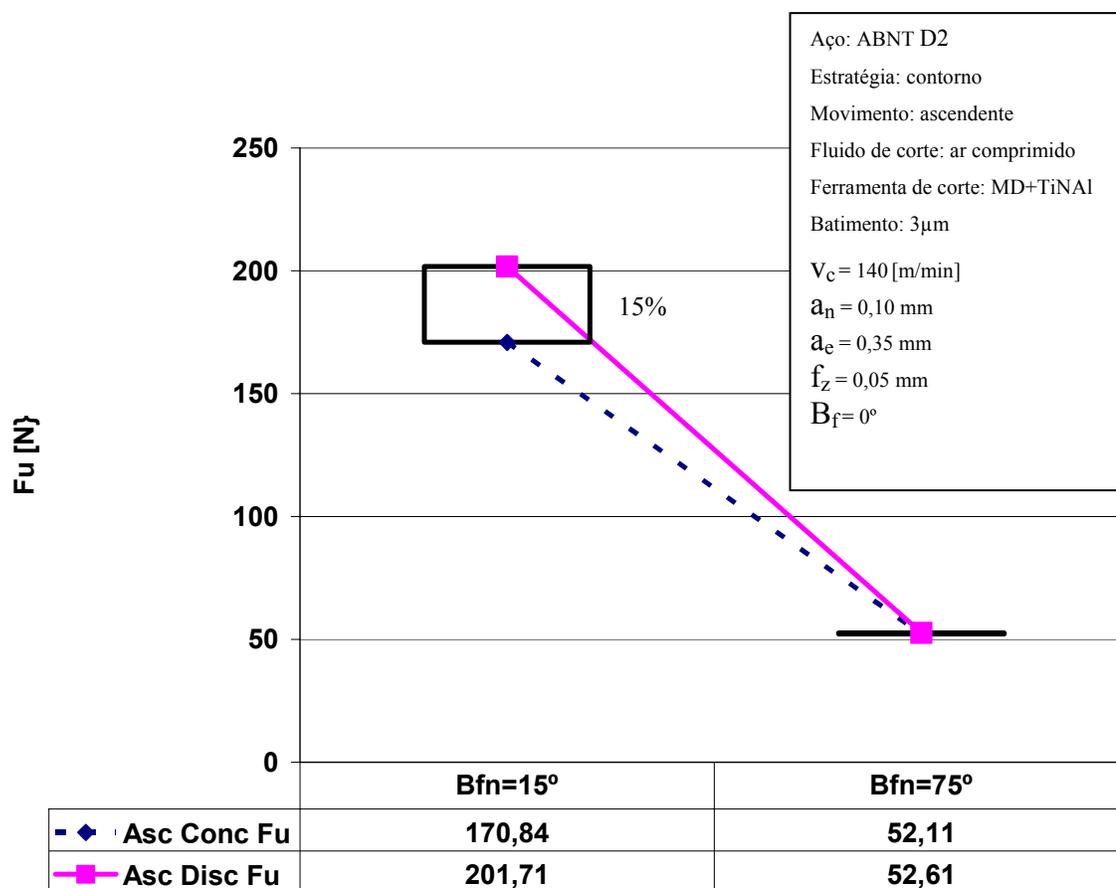


Figura 4.4 Comportamento da força de usinagem (F_u) em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).

Para melhor compreensão dos resultados apresentados para a força de usinagem (F_u), é necessário observá-la junto com as suas componentes. Na figura 4.5 podem ser vistos os valores da força de usinagem (F_u) e das suas componentes, avaliadas neste trabalho: as forças de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p), em função da variação do sentido de corte, concordante e discordante, e dos valores do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}), de 75° e de 15° .

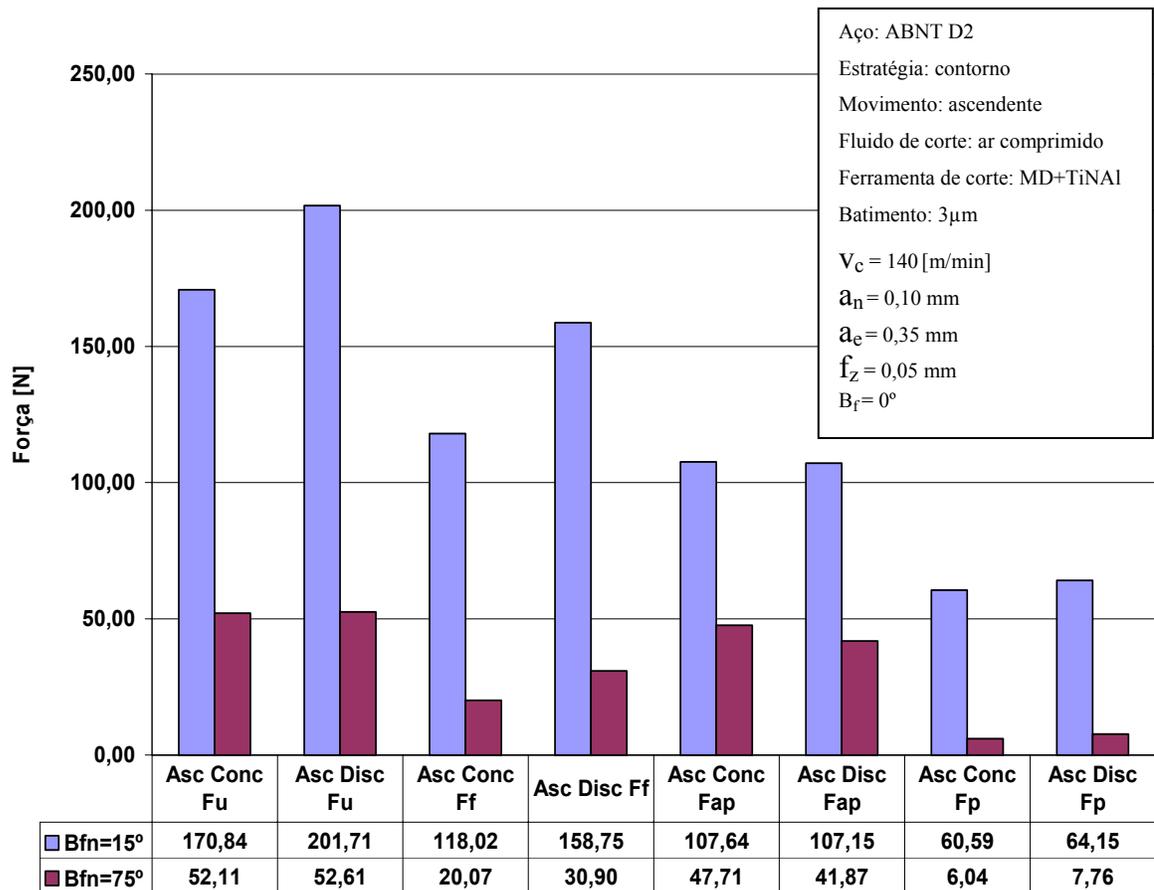


Figura 4.5 Força de usinagem (F_u) e suas componentes: força de avanço (F_f), força de apoio (F_{ap}) e força passiva (F_p), em função do sentido de corte e do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}).

Na figura 4.5, observa-se que a força de usinagem e as suas componentes tiveram uma expressiva redução, com a variação do ângulo de inclinação da ferramenta de corte, na direção normal à direção de avanço (B_{fn}). Os menores valores das forças foram observados para $B_{fn}=75^\circ$. Observa-se que a força de usinagem (F_u) sofreu alteração, quanto ao sentido de corte, apenas para

$B_{fn} = 15^\circ$. Todavia, as componentes da força foram influenciadas, quanto ao sentido de corte, para ambos os ângulos. Uma exceção é a força de apoio (F_{ap}), que não apresentou variação significativa, quanto ao sentido de corte, para $B_{fn} = 15^\circ$, mas, apresentou uma pequena variação para $B_{fn} = 75^\circ$.

A força de usinagem (F_u) não varia com o sentido de corte, quando $B_{fn} = 75^\circ$, e há uma relação entre o aumento da força de avanço (F_f) e a redução da força de apoio (F_{ap}). Este comportamento é atribuído principalmente à variação do módulo da força de corte (F_c), nas direções das forças de avanço (F_f) e de apoio (F_{ap}), com a mudança do sentido de corte.

A principal causa da variação dos esforços de usinagem, com a variação do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_{fn}), é a variação da velocidade de corte ao longo da seção transversal do cavaco, observada sobre a aresta de corte da fresa de topo esférico.

Como demonstrado por Aksoy, e apresentado nas figuras 2.9 (b) e 2.10, no fresamento com fresas de topo esférico, os ângulos de inclinação da ferramenta (B_{fn} e B_f), para valores constantes da rotação (n), do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z), têm influência na variação do diâmetro de corte, e, conseqüentemente, na variação da velocidade de corte, sendo que, quando o corte ocorre próximo ao eixo de rotação da ferramenta, a velocidade de corte, medida ao longo da aresta de corte, diminui muito, podendo chegar à zero (Aksoy, 1997). Com base nesta informação, acredita-se que, com a variação dos ângulos de inclinação da ferramenta de corte, a variação dos esforços de usinagem seja decorrente da variação da velocidade de corte, ao longo da seção transversal do cavaco, sobre a aresta de corte. A redução da velocidade de corte (e conseqüentemente da temperatura de corte), tende a aumentar o valor da força específica de corte ($k_{c1.1}$) e conseqüentemente da força de corte (F_c).

A Figura 4.6 mostra o efeito das variáveis de influência nas forças, de usinagem (F_u), de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p), através da análise da variância dos resultados obtidos.

Para descrever as variáveis de influência e suas interações, foi utilizada a seguinte nomenclatura:

- “ B_{fn} ” = o ângulo de inclinação da ferramenta de corte, normal à direção de avanço;
- “S” = sentido de corte, concordante ou discordante;

- “ B_{fn} S” = interação entre o ângulo de inclinação da ferramenta de corte, normal à direção de avanço e o sentido de corte.

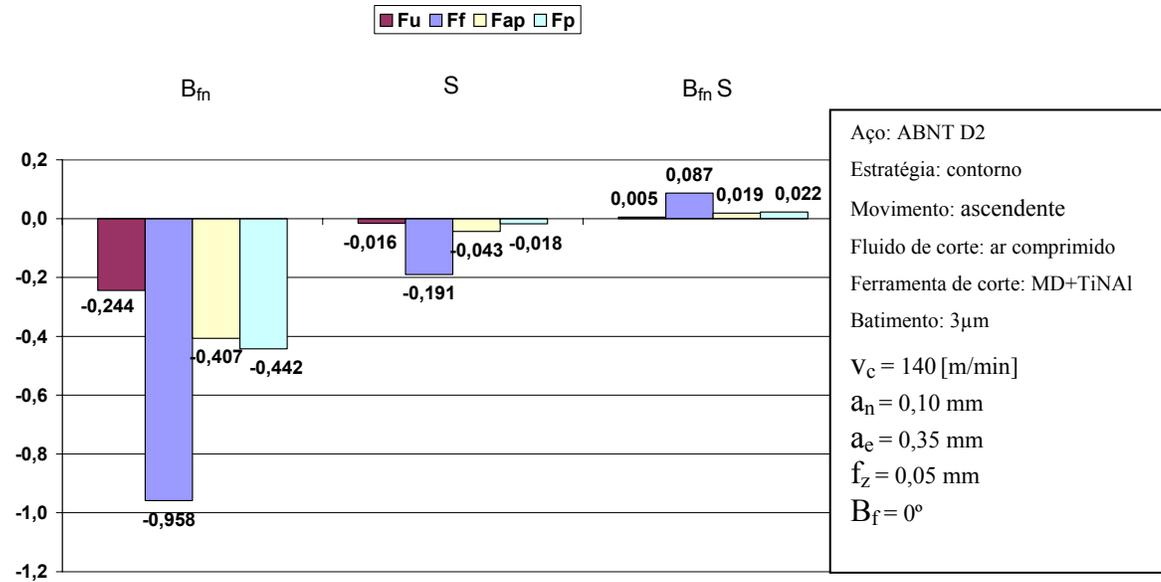


Figura 4.6 Efeito das variáveis de influência na variância do valor RMS das forças de usinagem (F_u), de avanço (F_f), de apoio (F_{ap}) e passiva (F_p).

Observa-se, para os níveis estudados, que o ângulo de inclinação (B_{fn}) tem maior influência na variação dos esforços analisados, principalmente da força de avanço (F_f), seguida pela força passiva (F_p). O sentido de corte (S), concordante ou discordante, tem uma influência menor, quando comparado ao ângulo de inclinação. Há uma maior influência deste parâmetro na força de avanço (F_f) e na força de apoio (F_{ap}), destacando-se a força de avanço (F_f). A interação entre as duas variáveis de influência é mais notável para a força de avanço, e praticamente não há influência dessa interação na força de usinagem (F_u).

4.1.2 – Análise da influência das condições de contato, entre a ferramenta de corte e a superfície usinada, na rugosidade.

A fim de caracterizar as superfícies geradas, para cada uma das réplicas, foram realizadas seis leituras de rugosidade, na direção transversal do corpo de prova (perpendicular à direção de avanço e aos sulcos deixados pela ferramenta). O parâmetro de rugosidade avaliado foi o Ra, sendo utilizado o comprimento de amostragem (“cut-off”) de 0,8 mm, com o filtro PC50.

Na figura 4.7 podem ser vistos os valores da rugosidade (Ra) em função da variação do sentido de corte, concordante e discordante, e dos valores do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}), de 15° e de 75° .

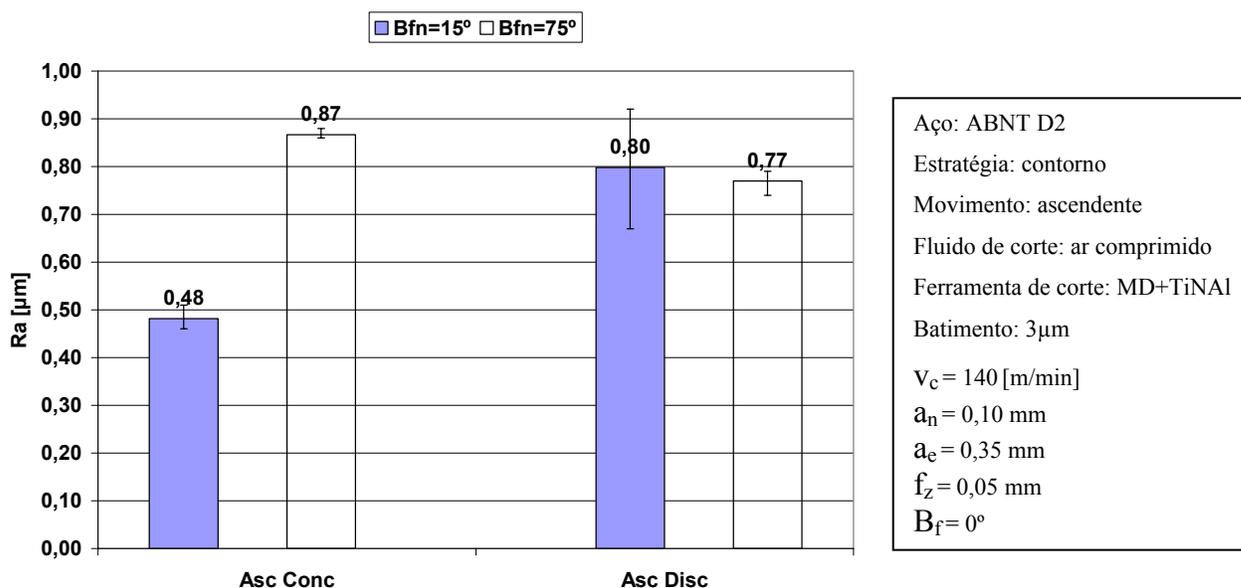


Figura 4.7 Comportamento da rugosidade Ra, transversal, em função das variáveis de influência.

Observa-se, através da figura 4.7, que o sentido de corte influenciou o valor médio da rugosidade, para $B_{fn} = 15^\circ$, e que este efeito se alternou com a variação dos níveis do ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_{fn}).

A maior variação é observada para $B_{fn} = +15^\circ$, em que, no sentido concordante, este valor pode ser até 40% menor do que o valor observado para o sentido discordante, porém, para $B_{fn} = 75^\circ$ este valor, no sentido concordante, é 13% maior do que o valor observado para o sentido discordante. Também se observa um aumento de 45% para o sentido concordante quando o

ângulo de inclinação da ferramenta varia de 15° para 75° . Para o sentido de corte discordante observa-se uma redução de 4%, porém é grande a dispersão dos valores observados, quando $B_{fn} = +15^\circ$.

O aumento da rugosidade para $B_{fn} = 15^\circ$, quando se alterou o sentido do movimento de concordante para discordante está relacionado à formação do cavaco e à deflexão da ferramenta. No movimento discordante há o deslizamento da ferramenta de corte sobre a superfície usinada, até que ocorra o início da formação do cavaco. Este deslizamento, associado ao fluxo de material entre a aresta de corte e a superfície usinada, à deformação e à adesão de material na superfície usinada, à baixa velocidade de corte próximo ao centro da fresa são as principais causas para o maior valor de rugosidade e também para a maior dispersão observada. O balanço da ferramenta de corte, de aproximadamente 6,5 o diâmetro, favorece a ocorrência da deflexão da ferramenta de corte e acentua os fenômenos observados anteriormente.

Para o sentido concordante, quando $B_{fn} = 75^\circ$, observa-se um valor de rugosidade maior. Atribui-se este comportamento à maior deflexão da ferramenta de corte, e a conseqüente ocorrência dos fenômenos citados no parágrafo anterior, sendo um dos indicativos de que isto ocorra, o maior valor da força de apoio (F_{ap}) para o sentido concordante.

A menor variação na dispersão dos valores de rugosidade observados quando $B_{fn} = 75^\circ$, para o sentido discordante, pode ser associada, principalmente, à menor variação da velocidade de corte ao longo da aresta de corte da ferramenta, de aproximadamente 2%, em relação à variação de aproximadamente 73%, quando $B_{fn} = 15^\circ$.

Na figura 4.8 podem ser observados os efeitos, analisados através da variância dos resultados de rugosidade, obtidos em função da variação do sentido de corte, concordante e discordante, e dos valores do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}), de 15° e de 75° .

Observa-se que o ângulo de inclinação da ferramenta de corte e o sentido de corte têm influência na rugosidade da superfície usinada. Quando $B_{fn} = 75^\circ$, não houve diferença expressiva entre os valores de rugosidade obtidos, com a variação do sentido de corte. Assim, adotando-se como critério a rugosidade, seria possível mesclar em uma estratégia de usinagem o sentido de corte concordante e discordante, reduzindo em alguns casos o tempo de usinagem, como

conseqüência da redução do deslocamento da ferramenta de corte em vazio. Por outro lado, se o principal critério para seleção do sentido de corte for a vida da ferramenta de corte, a melhor opção é o sentido de corte concordante, como demonstrado por Aksoy. Quando $B_{fn} = 15^\circ$, observados os valores da rugosidade e os resultados de Aksoy, a melhor opção é o sentido de corte concordante (Aksoy, 1997).

Na figura 4.8 pode ser vista a influência dos parâmetros em estudo nos valores da rugosidade (R_a).

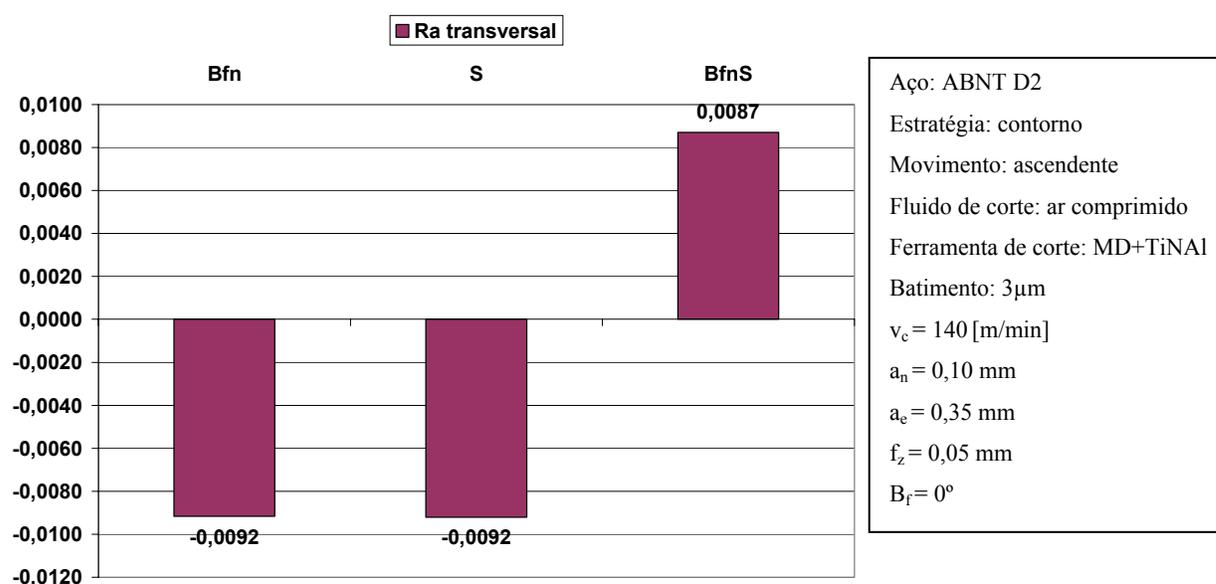


Figura 4.8 Efeito das variáveis de influência na rugosidade transversal (análise da variância).

Observa-se que o sentido de corte, concordante e discordante, e os valores do ângulo de inclinação normal à direção de avanço (B_{fn}), de 15° e de 75° , têm influência na rugosidade. Também a interação entre o sentido de corte e a inclinação da ferramenta (B_{fn}) tem influência na rugosidade, para os níveis avaliados.

Resumidamente, no primeiro bloco de ensaios, ao avaliar-se a influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte na direção normal à direção de avanço (B_{fn}) e do sentido de corte, nos esforços de usinagem, observa-se que:

- A força de usinagem(F_u) e suas componentes diminuem quando B_{fn} varia de 15° para 75° ;
- Para $B_{fn} = 75^\circ$, a força de usinagem(F_u) e suas componentes aumentam de valor, quando o

sentido de corte varia de concordante para discordante, exceto para a força de apoio, que praticamente não apresenta alteração;

- Para $B_{fn} = 15^\circ$, a força de usinagem(F_u) praticamente não se altera, quando o sentido de corte varia de concordante para discordante. Todavia, há variação das suas componentes. Observa-se um balanço nesta variação, sendo que, para um aumento da força de avanço(F_f), observa-se um decréscimo proporcional da força de apoio(F_{ap}).
- A força passiva(F_{ap}), apesar das pequenas variações, de 5% a 10%, apresenta a tendência de aumentar, quando o sentido de corte varia de concordante para discordante, para $B_{fn} = 15^\circ$ e para $B_{fn} = 75^\circ$.
- O ângulo B_{fn} tem maior influência na força de usinagem(F_u) do que o sentido de corte, influenciando, entre as suas componentes, principalmente a força de avanço, seguida da força passiva e da força de apoio;
- O sentido de corte influencia principalmente as forças de avanço e de apoio;

Ao avaliar-se a influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte na direção normal à direção de avanço (B_{fn}) e do sentido de corte, na rugosidade, observa-se que:

- Para $B_{fn} = 15^\circ$, a rugosidade é menor para o sentido de corte concordante. O sentido de corte discordante deve ser evitado, pois além do maior valor da rugosidade, a dispersão dos resultados também é grande;
- Para $B_{fn} = 75^\circ$, a rugosidade é ligeiramente menor para o sentido de corte discordante, porém, a diferença não é expressiva e a dispersão dos resultados é maior para o sentido discordante;
- O ângulo de inclinação da ferramenta de corte e o sentido de corte têm influência na rugosidade da superfície usinada;

4.2 - Bloco de Ensaio 02: análise da influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) nas variáveis de resposta.

O segundo bloco de ensaios teve a finalidade de avaliar a influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos esforços de usinagem, na deflexão da ferramenta, na variação da temperatura, na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual na superfície usinada) e na morfologia do cavaco gerado (tipo e forma).

Observados os resultados obtidos no bloco 1, foi utilizado neste bloco de ensaios o ângulo de inclinação da ferramenta de corte (B_{fm}) de 75° , que propiciou os menores valores dos esforços de usinagem. O sentido de corte escolhido foi o concordante, com base nos trabalhos de Aksoy, que demonstrou que o uso do sentido concordante aumenta a vida da ferramenta de corte (Aksoy, 1997), somado ao fato de que, embora ligeiramente maior, não houve grande diferença entre os valores de rugosidade obtidos pelo fresamento no sentido concordante e no sentido discordante.

Neste bloco foram realizadas duas réplicas dos ensaios, nas quais foram medidos simultaneamente os esforços de usinagem, a deflexão e a temperatura. Posteriormente foram realizadas as medições da rugosidade dos corpos de prova, e estes foram utilizados para as análises metalográfica, de dureza, e para a medição da tensão residual, na superfície usinada. Os cavacos foram recolhidos para cada condição de usinagem, observados no microscópio óptico e no MEV e preparados para análise metalográfica, realizada no MEV.

A tabela 3.4 apresenta as constantes e as variáveis de influência e de resposta deste bloco. Os resultados obtidos são apresentados e comentados a seguir.

4.2.1 - Análise da influência da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos esforços de usinagem e na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte.

Os valores das forças, apresentados nos gráficos, correspondem à média dos valores RMS de duas réplicas, medidas, cada uma delas, em um comprimento usinado de 30 mm, em cada

passe, numa área usinada de 30 mm x 20 mm, de acordo com as condições da tabela 3.4. O dinamômetro foi montado na mesa da máquina ferramenta CNC, inclinado a 75°, de forma que o eixo Y do dinamômetro estivesse alinhado com o eixo X da máquina. Deste modo, as forças que atuam na ferramenta de corte, foram definidas, com base no sistema de referência da máquina ferramenta. A força passiva (F_p) está alinhada com o eixo Z da máquina ferramenta, a força de apoio (F_{ap}) com o eixo Y da máquina ferramenta e a força de avanço (F_f) com o eixo X da máquina ferramenta. Desta forma foi possível obter-se a leitura direta da força de avanço (F_f), que corresponde ao eixo Y do dinamômetro, e da força normal (F_n), que corresponde ao eixo Z do dinamômetro. No entanto, a força passiva (F_p) e a força de apoio (F_{ap}), foram calculadas através da soma vetorial de suas componentes.

A figura 4.9 mostra os sinais registrados durante oito passes da ferramenta de corte sobre a superfície usinada sem a aplicação de nenhum filtro.

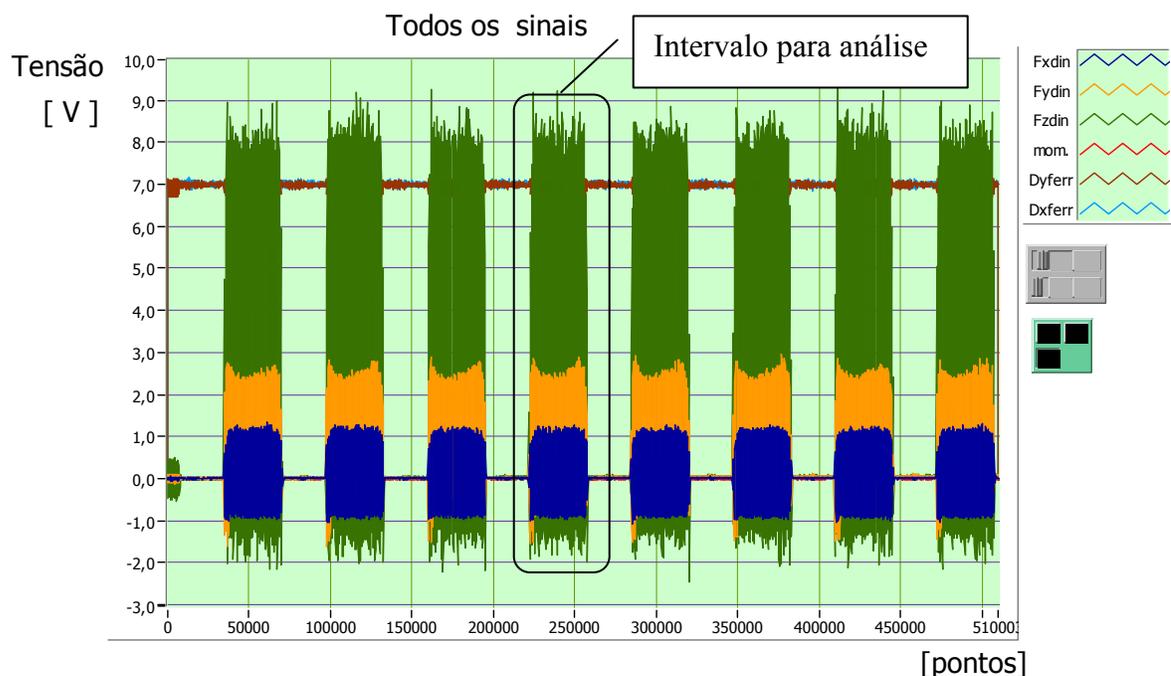


Figura 4.9 Registro dos sinais de força e deslocamento durante oito passes da ferramenta de corte sobre a superfície usinada, sem a aplicação de filtros, para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente e a velocidade de corte de 140 m/min ($n=2825$ rpm), no comprimento usinado de 30 mm/passe.

Nesta figura observa-se o gráfico dos esforços de usinagem, correspondentes às direções X, Y e Z do dinamômetro. No eixo Y do dinamômetro ($F_{y,din}$) tem-se, como comentado, a

medição direta da força de avanço (F_f), no eixo Z do dinamômetro (F_{zdin}) tem-se a medição direta da força normal à superfície em usinagem (F_n), e, no eixo X do dinamômetro (F_{xdin}) tem-se a medição da força na direção ortogonal às duas anteriores (F_{xdin}). Os deslocamentos da ferramenta na direção da força de avanço ($F_f = F_{ydin}$) foram denominados de deslocamentos da ferramenta na direção do eixo X da máquina ferramenta (D_{xferr}). Os deslocamentos da ferramenta na direção da força de apoio (F_{ap}) foram denominados de deslocamentos da ferramenta na direção do eixo Y da máquina ferramenta (D_{yferr}).

Observa-se que o choque de entrada e saída da ferramenta de corte é bastante reduzido. Este foi minimizado através da entrada e da saída da ferramenta de corte com “trajetória em arcos”.

A figura 4.10, retirada do intervalo apontado na figura 4.9, mostra os sinais das forças e deslocamentos, sem a aplicação de filtros, em duas voltas da ferramenta de corte.

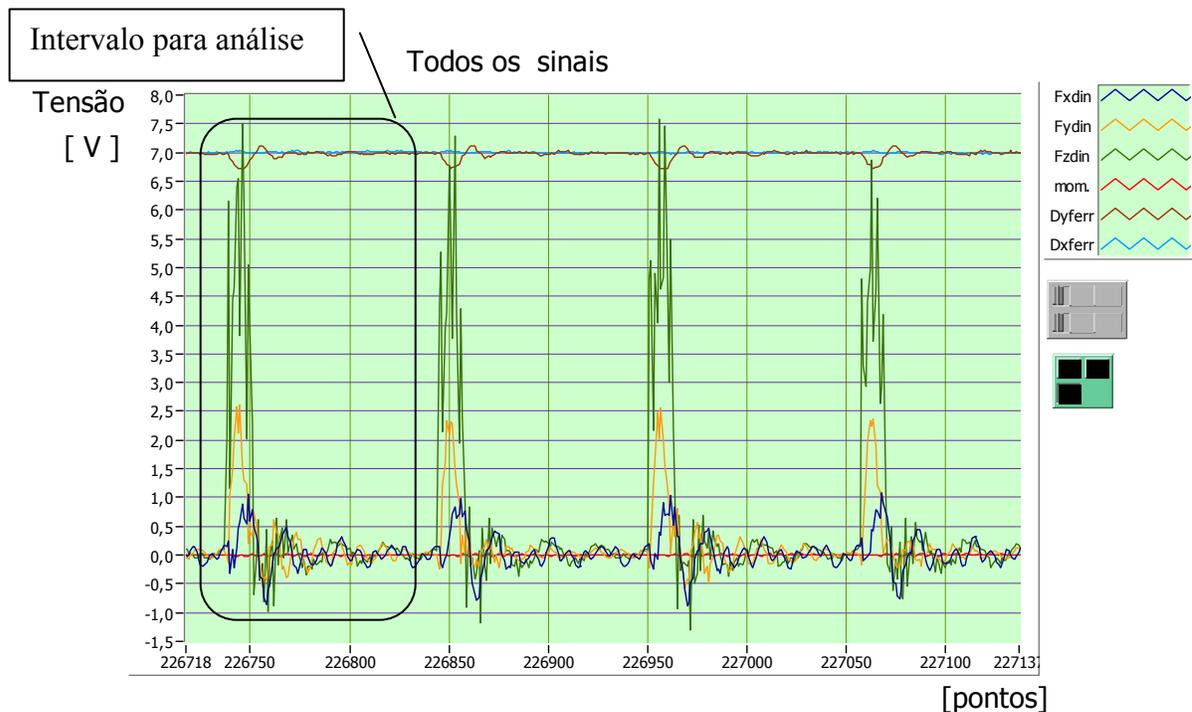


Figura 4.10 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm.

Observa-se que praticamente não há variação do sinal de deslocamento na direção da força de avanço (D_{xferr}), o que era esperado em decorrência do sentido de corte concordante e ângulo $B_{fn} = 75^\circ$ adotados, para os quais foi observado o menor valor da força de avanço (F_f). O

o sinal de deslocamento na direção da força de apoio (D_{yferr}) é maior, pois, a força de apoio (F_{ap}) é 2,3 vezes maior que o valor da força de avanço (F_f).

A figura 4.11 mostra os sinais de força e deslocamento em meia volta da ferramenta de corte, no intervalo de análise mostrado na figura 4.10.

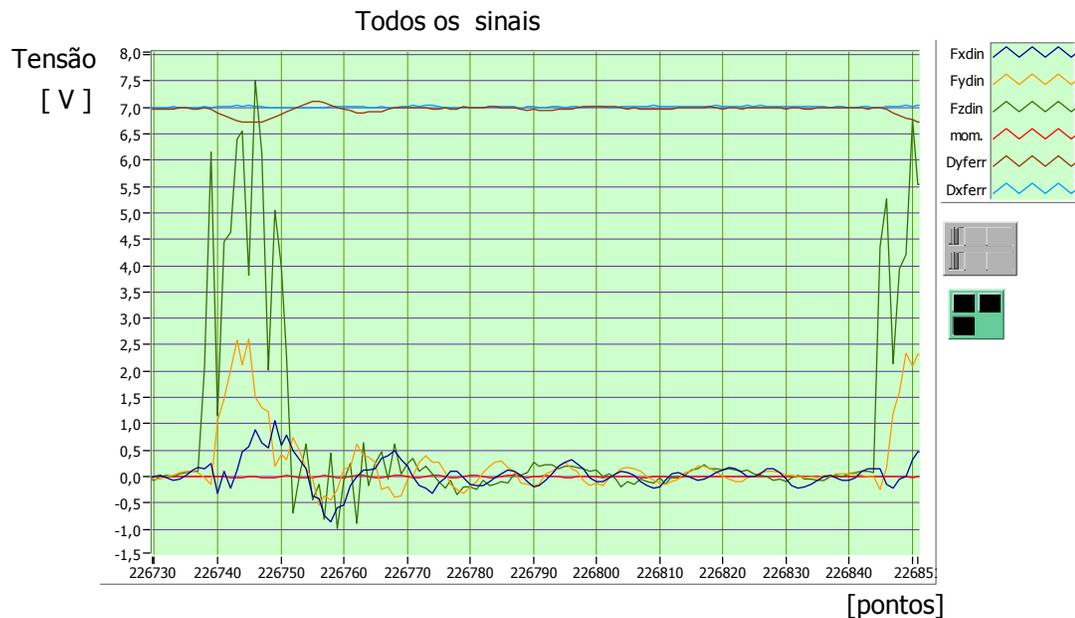


Figura 4.11 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm.

Observa-se que os sinais de força apresentam oscilações. Isto sugere que o cavaco formado apresente descontinuidades, decorrentes das características do material em estudo. Mas isso somente poderá ser confirmado após a análise da forma e do tipo dos cavacos gerados, apresentados na figura 4.42 (a, b e c).

Os sinais de deslocamento na direção da força de avanço e da força de apoio são apresentados nas figuras 4.12 a 4.17.

Na figura 4.12 é apresentado o sinal de deslocamento da ferramenta de corte girando em vazio, quando a rotação da ferramenta era de 2.825 rpm, sem remover material da peça. Este desvio, de aproximadamente $6\mu\text{m}$, será considerado na análise dos resultados de deslocamento das figuras 4.13 a 4.17.

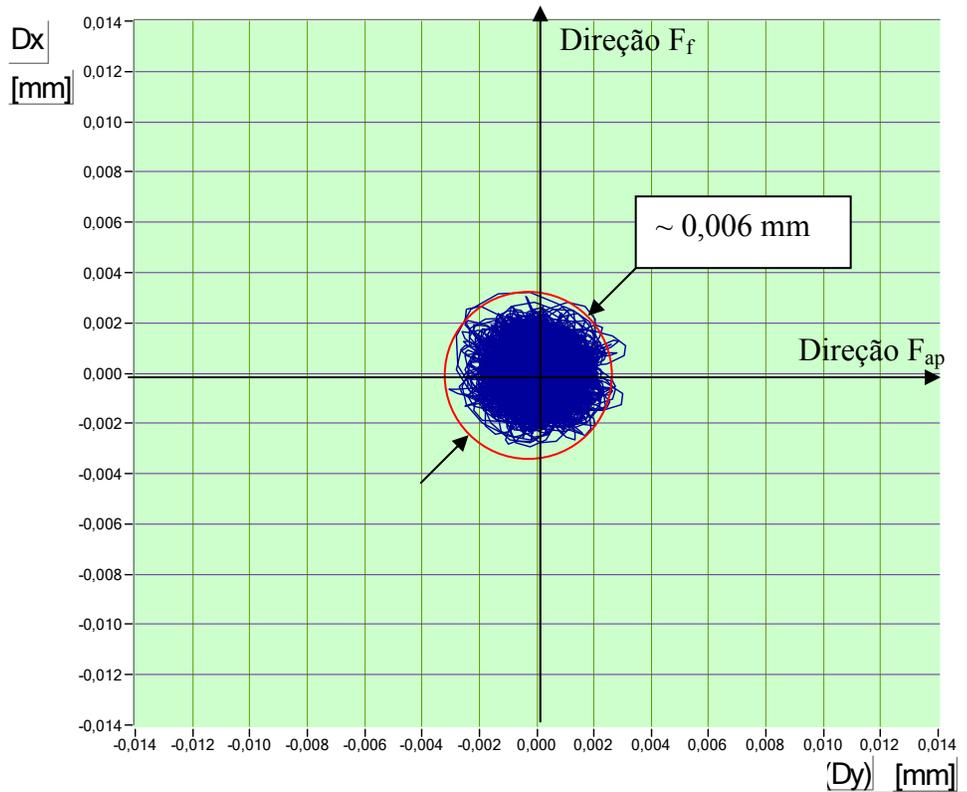


Figura 4.12 Deslocamento da ferramenta de corte girando em “vazio”, sem remover material da peça.

Na figura 4.13 observa-se o deslocamento da ferramenta de corte, para os níveis mais baixos do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z), em um passe com 30mm de comprimento sobre o corpo de prova. Em função do sentido de corte concordante e do ângulo de inclinação da ferramenta adotado, os deslocamentos na direção da força de apoio foram maiores do que os deslocamentos na direção da força de avanço. Este comportamento foi observado para todas as condições ensaiadas. Isto se deve à ação da resultante da força normal (F_n) e da força de corte (F_c) na direção das forças de apoio (F_{ap}) e de avanço (F_f). Em função do movimento concordante a força resultante e, conseqüentemente, o deslocamento da ferramenta de corte serão maiores na direção da força de apoio (F_{ap}). O círculo branco indica a área ocupada pelo deslocamento da ferramenta de corte girando em “vazio”, sem remover material da peça.

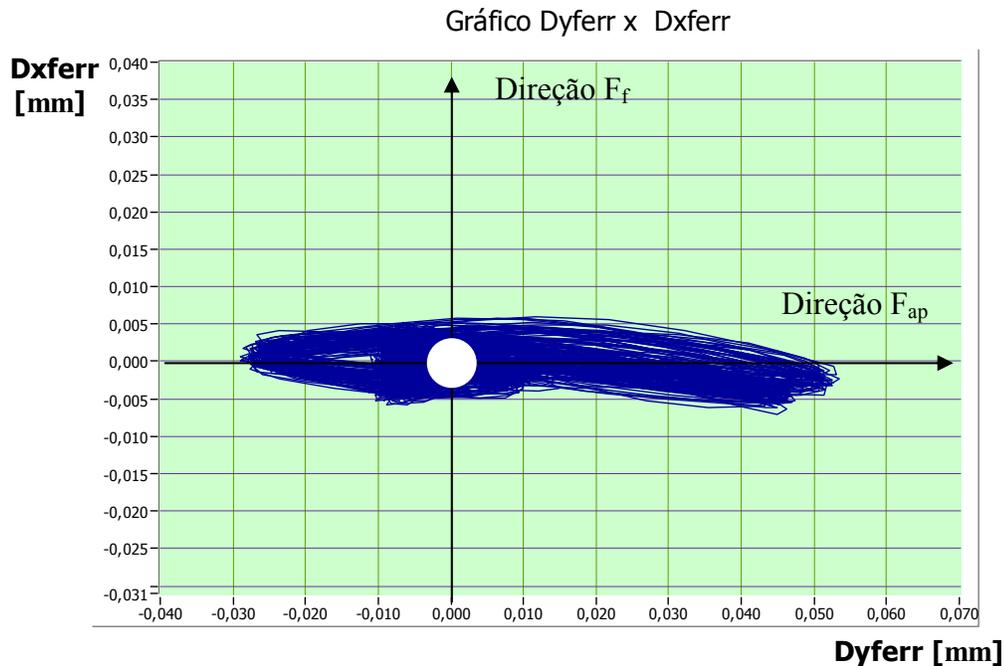


Figura 4.13 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,10$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente, no comprimento usinado de 30 mm.

Nas figuras 4.14 e 4.16 observa-se que o aumento do avanço por dente (f_z), para os dois níveis de sobrematerial (a_n) avaliados, causa o aumento da amplitude dos deslocamentos na direção das forças de apoio (F_{ap}) e de avanço (F_f). Já o aumento do sobrematerial (a_n) para os dois níveis de avanço por dente (f_z) avaliados causa um aumento da amplitude mais notável para a força de avanço (F_f).

Em todos os ensaios realizados, o nível de batimento da ferramenta de corte foi mantido abaixo de $6\mu\text{m}$, pois o batimento altera a espessura do cavaco gerado em cada aresta de corte, e por consequência, os deslocamentos, como pode ser observado na figura 4.17, para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente, em uma volta.

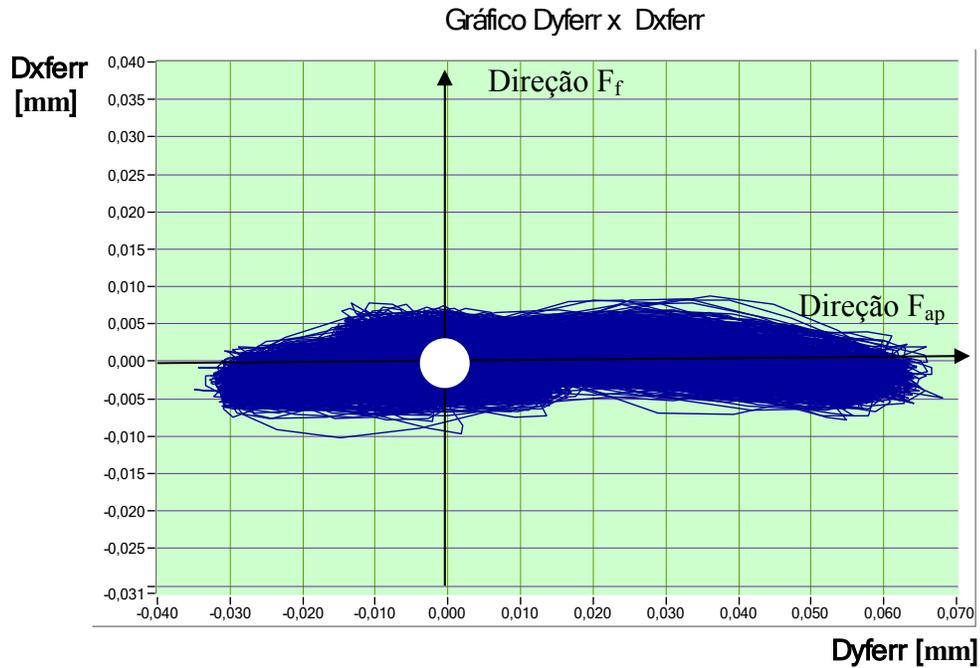


Figura 4.14 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,10$ mm e $f_z = 0,10$ mm/dente, no comprimento usinado de 30 mm.

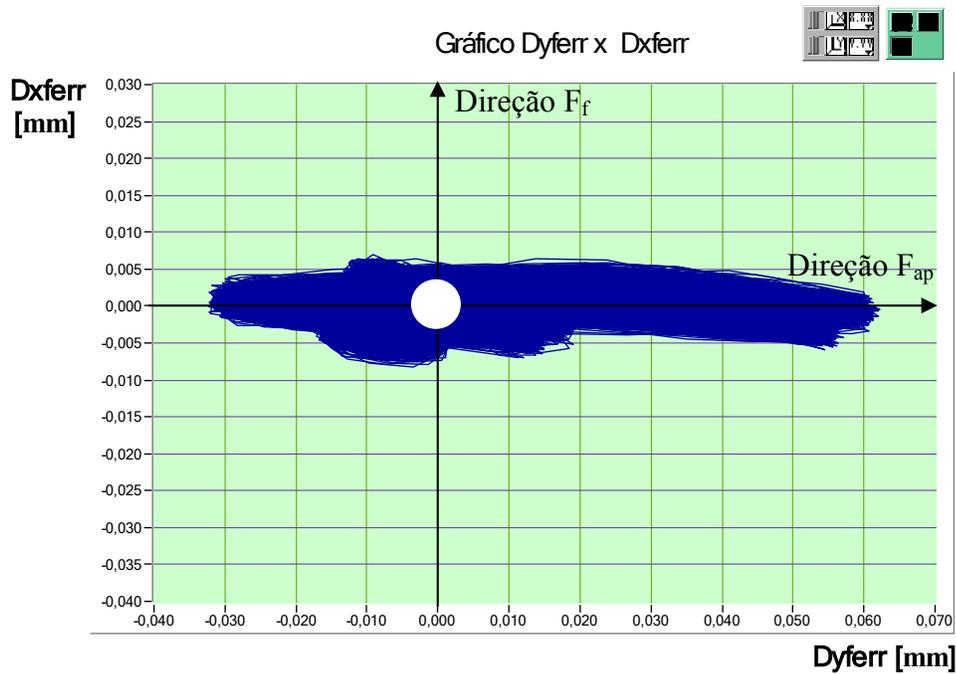


Figura 4.15 Deslocamento da ferramenta para $a_n=0,20$ mm e $f_z = 0,05$ mm/dente no comprimento usinado de 30 mm.

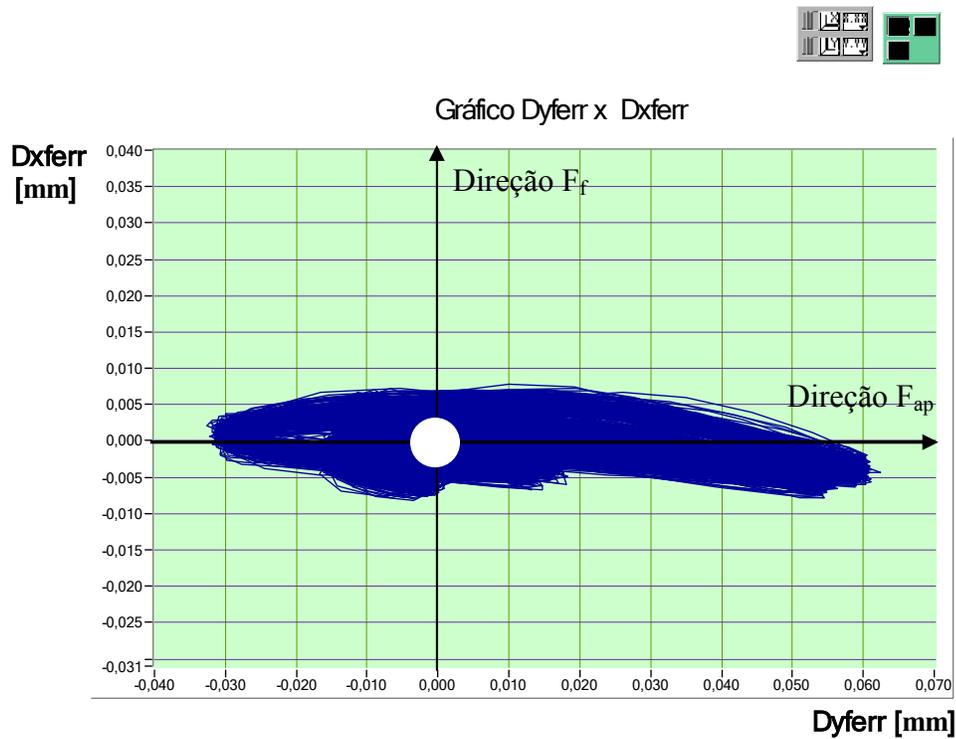


Figura 4.16 Deslocamento da ferramenta para o sobrematerial (a_n) igual a 0,20 mm e o avanço por dente (f_z) igual a 0,10 mm/dente no comprimento usinado de 30 mm.

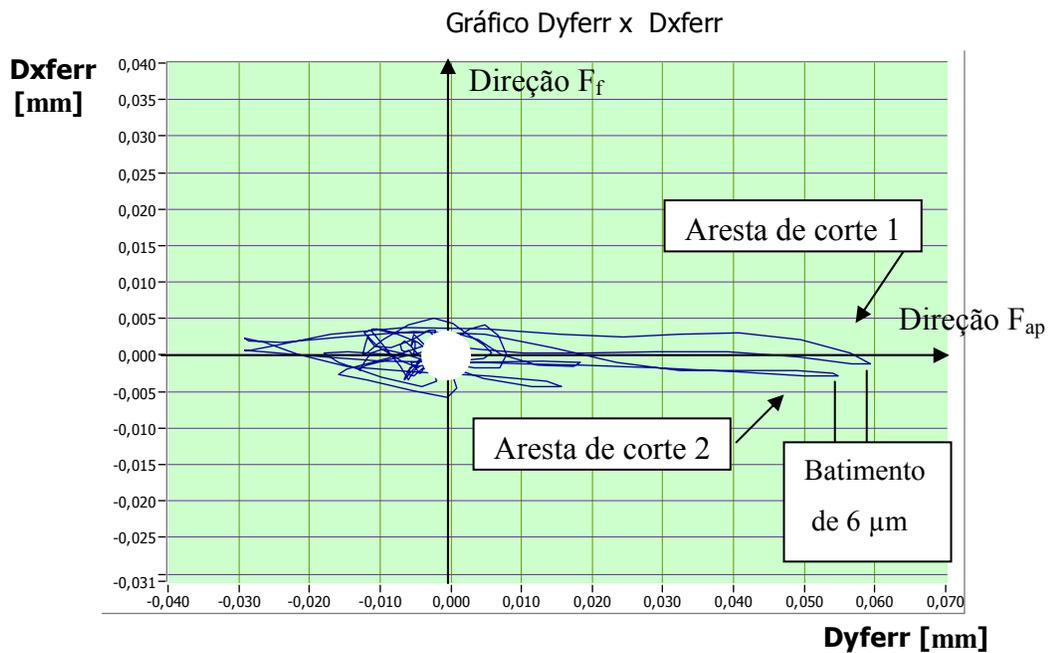


Figura 4.17 Deslocamento da ferramenta, para o sobrematerial (a_n) igual a 0,20 mm e o avanço por dente (f_z) igual a 0,10 mm/dente, em uma volta durante a usinagem.

Com o objetivo de se demonstrar o efeito do batimento da ferramenta de corte nos esforços de usinagem e nos deslocamentos da ferramenta de corte são apresentadas às figuras 4.18 a 4.21, que mostram resultados obtidos durante os ensaios preliminares, para o batimento de 25 μm .

Na figura 4.18 observa-se o gráfico dos esforços de usinagem, correspondentes às direções X, Y e Z, tomando por referência os eixos de medição do dinamômetro. No eixo Y do dinamômetro ($F_{y\text{din}}$) tem-se a leitura direta da força de avanço (F_f), no eixo Z do dinamômetro ($F_{z\text{din}}$) tem-se a leitura direta da força normal à superfície em usinagem (F_n), e, no eixo X do dinamômetro ($F_{x\text{din}}$) tem-se a medição da força na direção ortogonal às duas anteriores ($F_{x\text{din}}$).

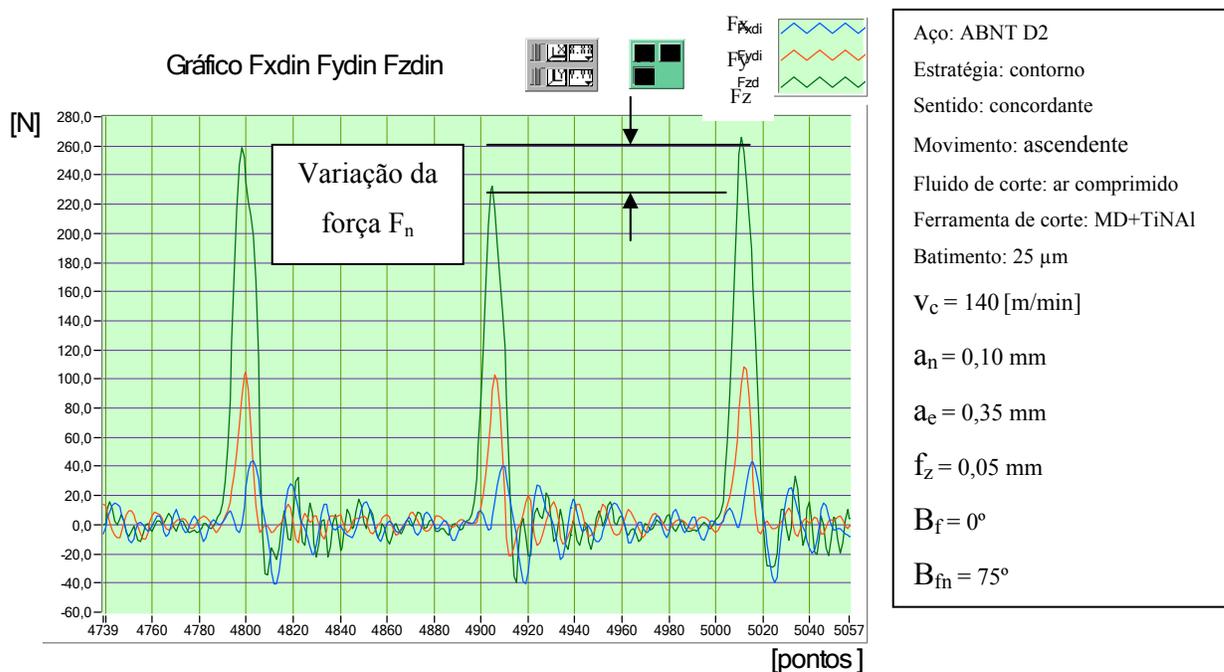


Figura 4.18 Sinais dos esforços medidos no dinamômetro, correspondentes aos esforços de usinagem nos eixos X, Y e Z do dinamômetro, respectivamente $F_{x\text{din}}$, $F_{y\text{din}}$ e $F_{z\text{din}}$, após passagem pelo filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μm .

A fixação da taxa de amostragem em 10KHz permitiu reconstituir o sinal da força, gerado em uma volta da ferramenta, com aproximadamente 212 pontos, quando a rotação da ferramenta era de 2.825 rpm, ou seja, o equivalente à velocidade de corte real de 140 m/min, no movimento ascendente, com $B_{fn} = 75^\circ$.

A figura 4.18 mostra uma volta e meia da ferramenta de corte, que possui duas arestas de

corte, sendo que é possível observar a variação da força normal à superfície usinada (F_n), do primeiro para o segundo dente da fresa, decorrente do batimento da ferramenta de corte, de $25\mu\text{m}$. Este efeito não é tão intenso na direção da força de avanço (F_f), em decorrência dos pequenos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) utilizados, peculiares das operações de acabamento, e na direção ortogonal a força de avanço (F_f) e a força normal (F_n), que se aproxima mais da direção do eixo de rotação da ferramenta de corte. O mesmo efeito, decorrente do batimento de $25\mu\text{m}$, pode ser observado na figura 4.19, que mostra o gráfico da força de usinagem, calculada a partir das componentes: força de avanço (F_f), força normal a superfície usinada (F_n) e da força no eixo X do dinamômetro (F_x), ortogonal as duas anteriores.

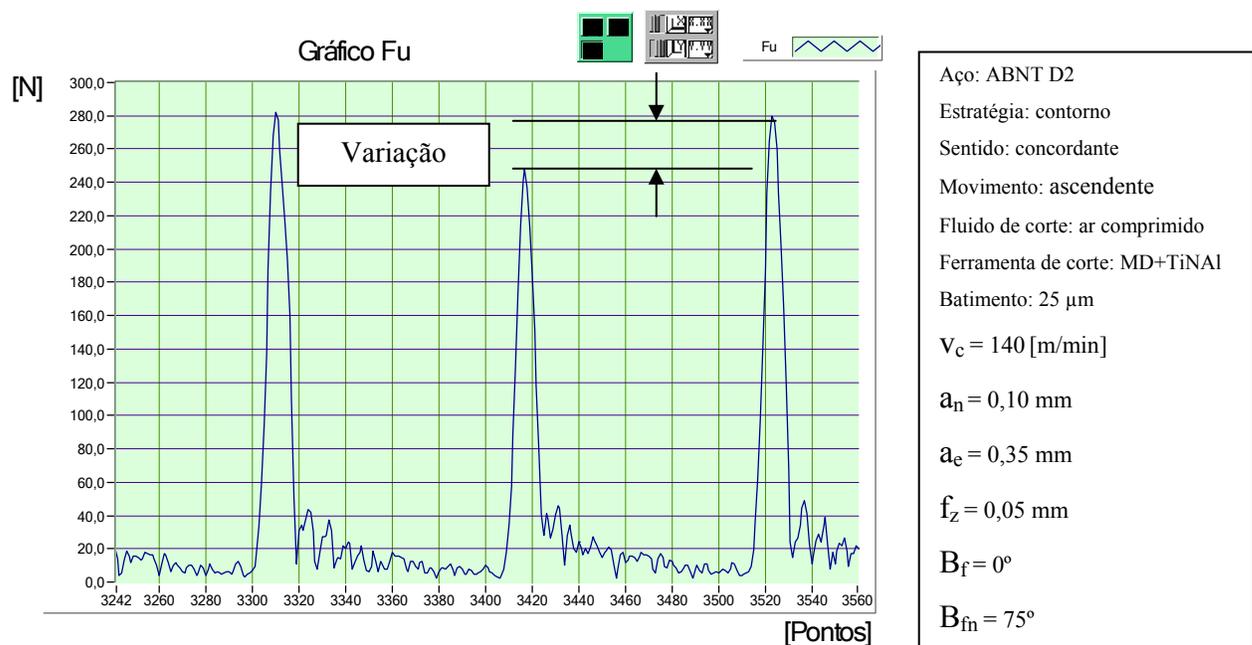


Figura 4.19 Gráfico da força de usinagem, após o uso do filtro de 2 kHz , com o batimento de $25\mu\text{m}$.

Nas figuras 4.20 e 4.21, pode ser vista a interação entre os sinais de deslocamento e os esforços de usinagem. No eixo das ordenadas temos a representação da força, medida em Newtons (N), e da deflexão medida em milímetros [mm], com uma escala de $2000/1$, para permitir uma melhor visualização. Os sensores de deslocamento foram montados nas direções dos eixos X e Y da máquina ferramenta, correspondendo aos deslocamentos D_x e D_y , respectivamente. Deste modo, na figura 4.20, observa-se a relação entre o deslocamento na direção (D_y), e a força normal (F_n), que tem grande contribuição no cálculo da força de apoio

(F_{ap}), para $B_{fn} = 75^\circ$, e, na figura 4.21, a relação entre o deslocamento na direção (Dx) e a força de avanço (F_f).

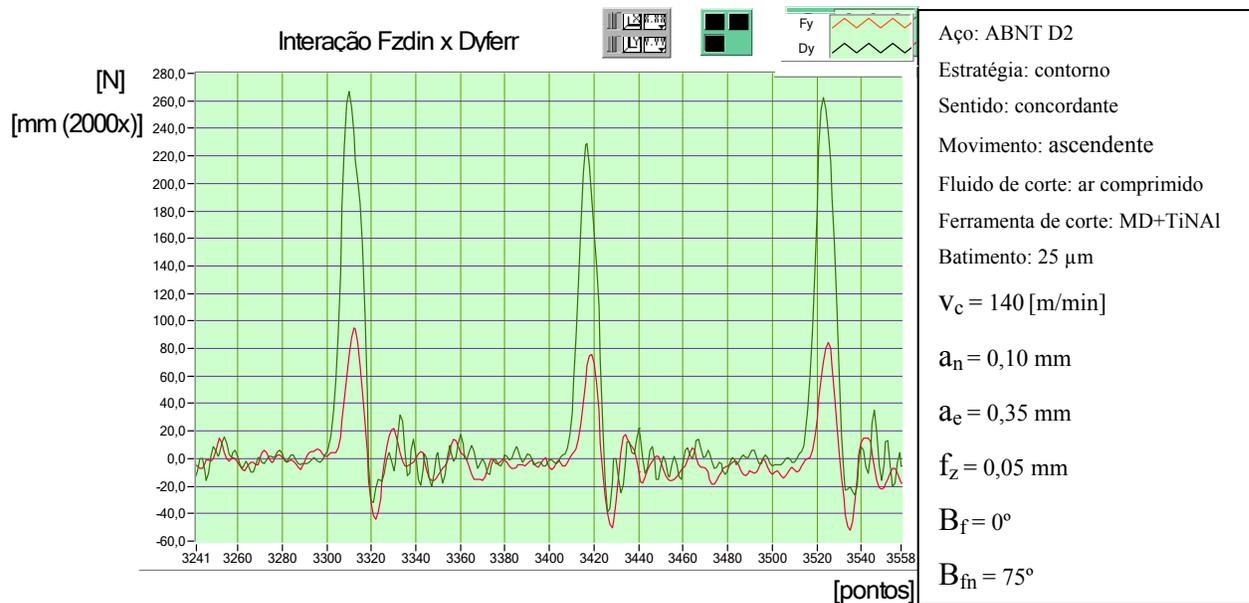


Figura 4.20 Interação entre os sinais registrados para a deflexão, na direção normal à direção de avanço (Dy), correspondente ao eixo Y da máquina, e a força medida no eixo Z dinamômetro (força normal, F_n), após o uso do filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μ m.

Na figura 4.20, em uma volta e meia da ferramenta de corte, observando-se a entrada e a saída de suas duas arestas de corte, é visível que há uma correlação direta entre os valores da força normal à superfície usinada (F_n), e por extensão, para $B_{fn} = 75^\circ$, entre os valores da força de apoio (F_{ap}) e o deslocamento na direção (Dy).

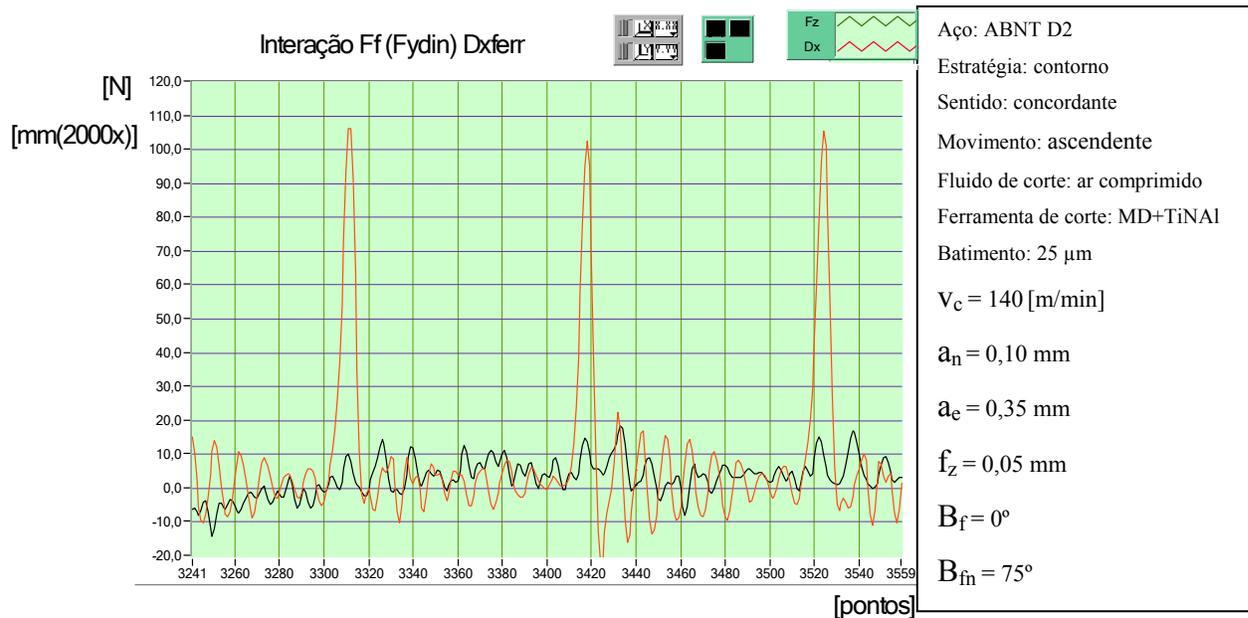


Figura 4.21 Interação entre os sinais registrados para a deflexão na direção de avanço (D_x), correspondente ao eixo X da máquina, e a força medida no eixo Y dinamômetro (força de avanço, F_f), após o uso do filtro de 2 kHz, com o batimento de 25 μ m.

Na figura 4.21, o desvio causado pelo batimento da ferramenta de corte não é tão evidente, em função dos baixos valores registrados para a força de avanço, decorrentes do sentido de corte concordante e dos parâmetros de corte utilizados. Pelo mesmo motivo não foi observada a correlação entre os valores da força de avanço (F_f) e o deslocamento na direção (D_x), para o posicionamento dos sensores de deslocamento utilizado nos ensaios. Estes foram posicionados a 85 mm da ponta da ferramenta de corte.

A figura 4.22 mostra a média dos valores RMS dos esforços de usinagem, de duas réplicas, para um comprimento usinado de 30 mm, em função da variação do avanço por dente (f_z) e do sobrematerial (a_n), nos níveis avaliados neste estudo.

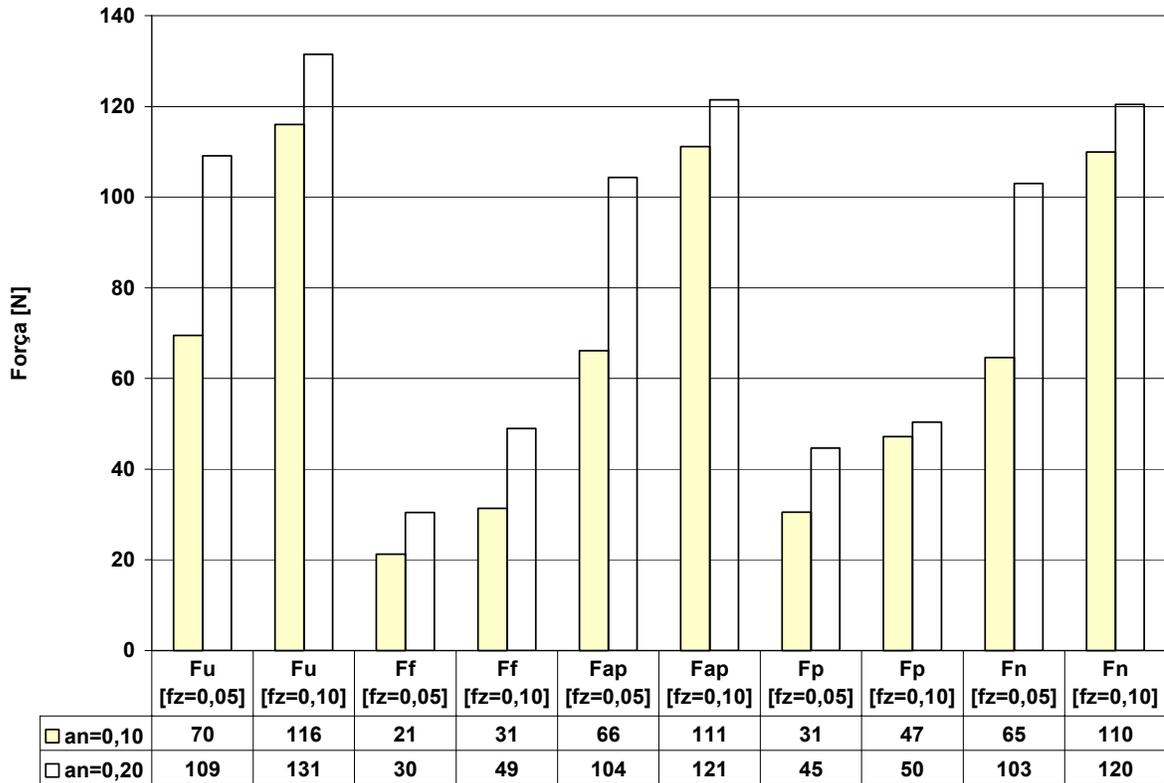


Figura 4.22 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no valor RMS dos esforços de usinagem.

Observa-se, para o aumento do sobrematerial (a_n), um aumento da força de usinagem e de suas componentes para os dois níveis dos valores de avanço por dente (f_z) avaliados. Comportamento semelhante também é observado, com o aumento do avanço por dente (f_z), para os dois níveis dos valores de sobrematerial (a_n) avaliados.

Com o aumento do volume de material a ser deformado durante a formação do cavaco, quando o sobrematerial variou de 0,10 mm para 0,20 mm, houve um aumento da força de usinagem. Entre as componentes da força de usinagem avaliadas neste trabalho, o aumento foi, geralmente, maior para o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente. Para o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/dente, embora também tenha sido observado o aumento da força de usinagem e de suas componentes, acredita-se que este aumento tenha sido menor em decorrência de uma diminuição da força específica de corte ($k_{c1.1}$), com o aumento do avanço por dente (f_z).

Embora não tenha sido calculada, a força de corte é uma das principais componentes da

força de usinagem, e quando os valores de a_n e f_z são alterados, também se alteram as respectivas forças de corte e suas componentes na direção das forças de apoio (F_{ap}) e de avanço (F_f).

O efeito das duas variáveis de influência em estudo pode ser observado na figura 4.23.

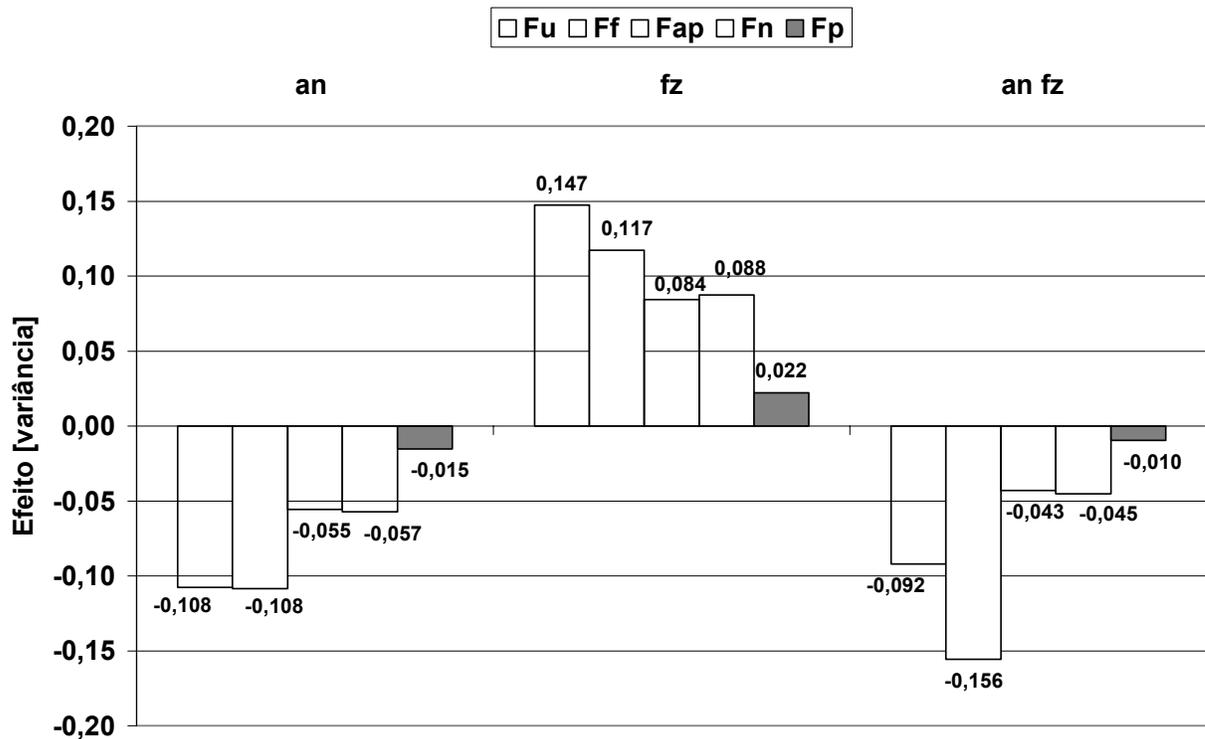


Figura 4.23 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) nos esforços de usinagem.

Na figura 4.23 observa-se que a interação entre o avanço por dente (f_z) e o sobrematerial (a_n) têm maior influência na força de avanço (F_f) e que o avanço por dente (f_z) tem maior influencia na variação dos demais esforços de usinagem.

A figura 4.24 mostra a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte, na direção da força de apoio (F_{ap}) e da força de avanço (F_f).

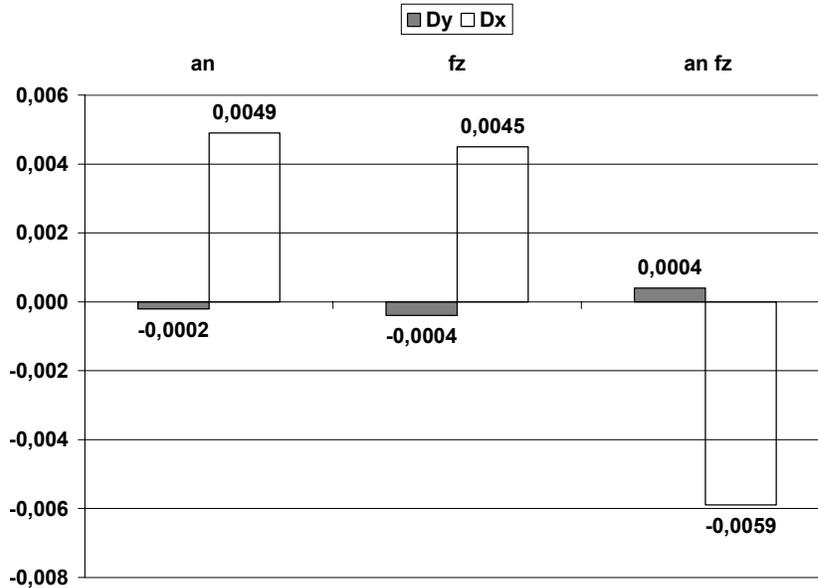


Figura 4.24 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) na deflexão do conjunto porta ferramenta e ferramenta de corte, na direção da força de apoio (F_{ap}) e da força de avanço (F_f).

Na figura 4.24 observa-se que o avanço por dente (f_z) tem influência predominante na deflexão na direção da força de apoio (F_{ap}) e que o sobrematerial (a_n) tem maior influência na deflexão na direção da força de avanço (F_f). Isto se deve principalmente ao sentido de corte concordante e aos valores do sobrematerial (a_n) e da largura de corte (a_e) utilizados.

No segundo bloco de ensaios, de forma resumida, ao avaliar-se a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z), nos esforços de usinagem, observa-se que:

- A força de usinagem (F_u) e suas componentes aumentam quando há o aumento do sobrematerial (a_n) e/ou do avanço por dente (f_z);
- As maiores diferenças, em relação aos dois níveis de a_n avaliados, são observadas para $f_z=0,05$ mm;
- O avanço por dente (f_z) tem maior influência na força de usinagem e nas suas componentes, avaliadas neste trabalho, bem como na deflexão da ferramenta de corte, na direção da força de apoio (Dy);
- O sobrematerial (a_n) tem maior influência na deflexão da ferramenta de corte, na direção da força de avanço (F_f);

4.2.2 - Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na temperatura da superfície usinada.

A temperatura foi medida através de três termopares do tipo K, colocados no interior do corpo de prova, 0,2 mm abaixo da superfície usinada.

A fim de demonstrar a origem dos dados que serão apresentados nas figuras 4.26 a 4.28, na figura 4.25 pode ser observada a variação da temperatura na superfície usinada, registrada através do termopar posicionado no centro da peça, sendo o comprimento usinado (L_f) composto por um total de 67 passes, de 30 mm, para que fosse usinada toda a superfície a ser ensaiada no corpo de prova. Nesta figura são apresentados apenas os avanços por dente (f_z) de 0,05 mm e de 0,10 mm, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o sobrematerial (a_n) de 0,20 mm.

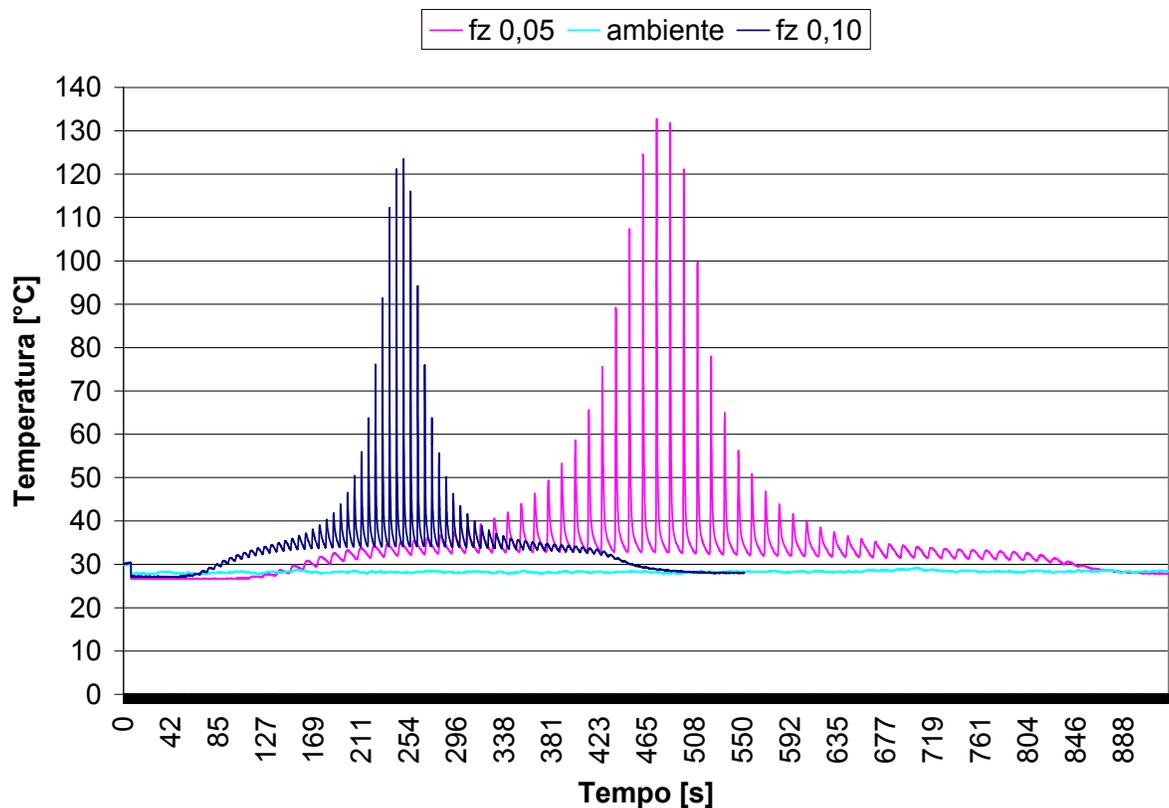


Figura 4.25 Temperatura na superfície usinada, registrada através de um termopar, colocado no centro do corpo de prova, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o comprimento usinado (L_f) de 30 mm, com sobrematerial (a_n) de 0,20 mm e a variação do avanço por dente (f_z).

Observa-se que no início a temperatura na superfície da peça é menor do que a temperatura

ambiente. Isto se deve a ação do ar comprimido, sobre a peça, antes do início do corte. A cada passe o termopar registra a elevação da temperatura, em função da usinagem, e a queda, principalmente em função da ação do ar comprimido. O maior pico de temperatura foi observado no instante em que a ferramenta estava posicionada sobre o termopar. Após o último passe a temperatura da peça é praticamente igual à temperatura ambiente.

Nos gráficos das figuras 4.26 e 4.27 são apresentados, para cada condição de usinagem, às médias dos seis valores máximos obtidos, considerando-se a leitura correspondente a cada um dos três termopares, em duas réplicas, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min, e um comprimento de avanço (L_f) de 30 mm, com a variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z). O sinal de cada termopar foi registrado a cada décimo de segundo.

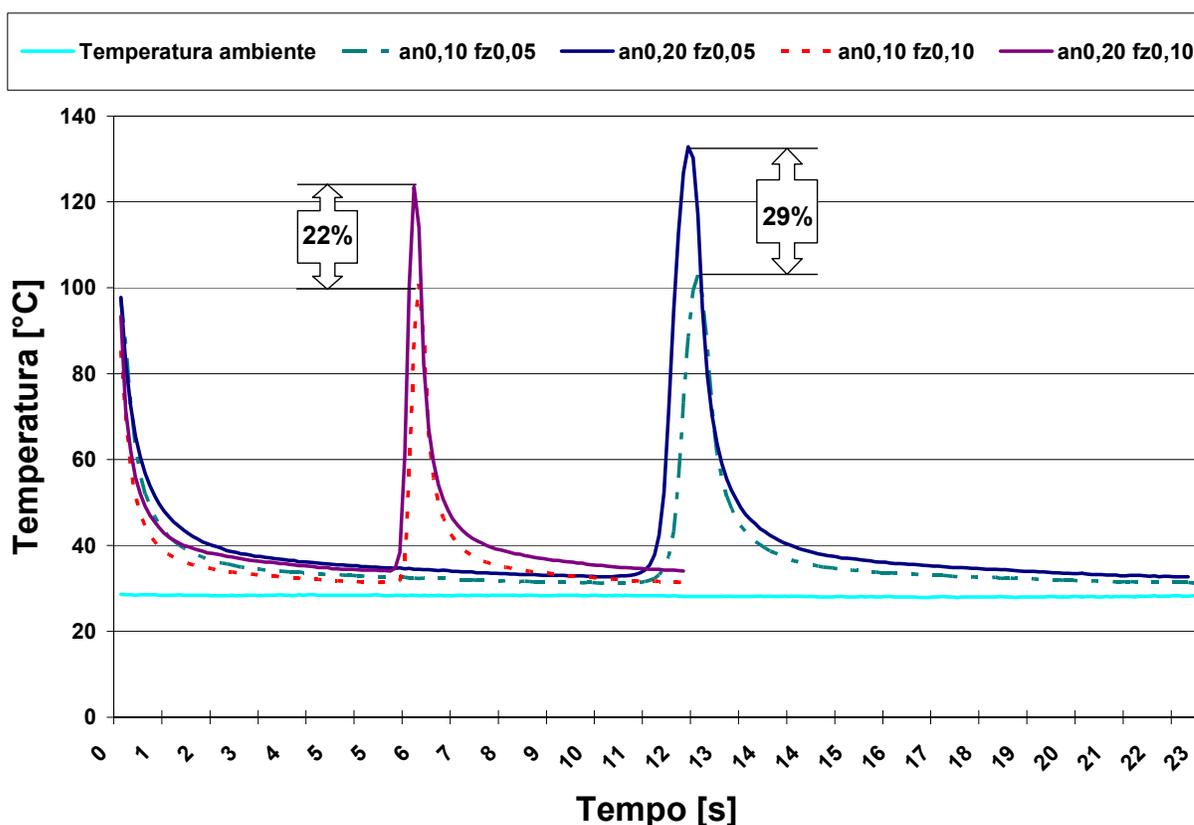


Figura 4.26 Temperatura máxima na superfície usinada, registrada através de termopares, para a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o comprimento usinado (L_f) de 30 mm, com a variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z).

Na figura 4.26 observa-se que o sobrematerial (a_n) tem maior influência na variação da

temperatura, medida na superfície da peça, do que a variação do avanço por dente (f_z). Quando o valor do sobrematerial (a_n) dobrou, de 0,10 mm para 0,20 mm, foi observado um aumento de 22% na temperatura, para o avanço por dente (f_z) igual a 0,10 mm e um aumento de 29%, para o avanço por dente (f_z) igual a 0,05 mm. Pode-se inferir que quanto maior o volume de material deformado na unidade de tempo, ou seja, a taxa de deformação, maior é a quantidade calor gerado, e transferido para a peça.

A figura 4.27 mostra uma pequena redução da temperatura da superfície usinada, quando o avanço por dente variou de $f_z=0,05$ mm para $f_z=0,10$ mm.

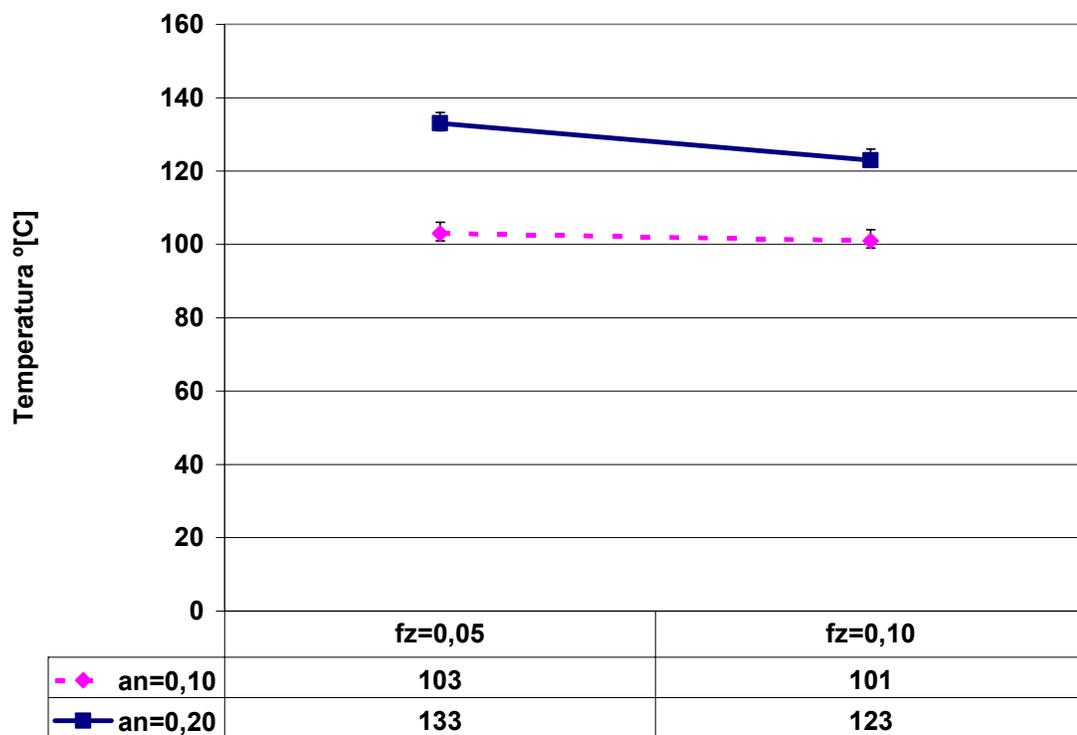


Figura 4.27 Comportamento da temperatura, medida na superfície da peça, com a variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z).

Esta redução foi de 2% para o sobrematerial $a_n=0,10$ mm, que pode ser considerada desprezível, pois o erro de leitura encontrado na calibração do equipamento chegou a 1%, e de 8% para o sobrematerial $a_n=0,20$ mm. Isto se deve ao fato de que, considerando-se um mesmo comprimento usinado (L_f), para menores valores de avanço por dente (f_z), maior é o tempo que a ferramenta permanece em contato com a peça e maior a quantidade de calor transferida para a superfície usinada. Além disso, para menores valores do avanço por dente (f_z) a seção transversal

do cavaco é menor, o que pode causar um aumento do fluxo lateral de cavaco e do atrito na saída do dente, quando a espessura do cavaco diminui, podendo ocorrer o deslizamento da ferramenta sobre a superfície usinada, uma vez que está sendo utilizado o sentido de corte concordante. Também a distribuição da temperatura, através do fluxo de calor do plano de cisalhamento, para o cavaco, para a peça e para a ferramenta, pode ser alterado em função da mudança na seção transversal do cavaco.

O calor pode ser transferido através do contato entre a ferramenta e a superfície usinada e através da zona de cisalhamento. Embora nos ensaios a redução da temperatura na superfície usinada tenha sido de apenas 2% para o sobrematerial $a_n=0,10\text{mm}$ e de 8% para o sobrematerial $a_n=0,20\text{mm}$, pode-se inferir que para maiores avanços menor será o aquecimento da superfície usinada, e possivelmente menor o desgaste associado a um mesmo comprimento usinado.

Na figura 4.28 observa-se o efeito da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na temperatura da superfície usinada, através da análise da média dos valores encontrados.

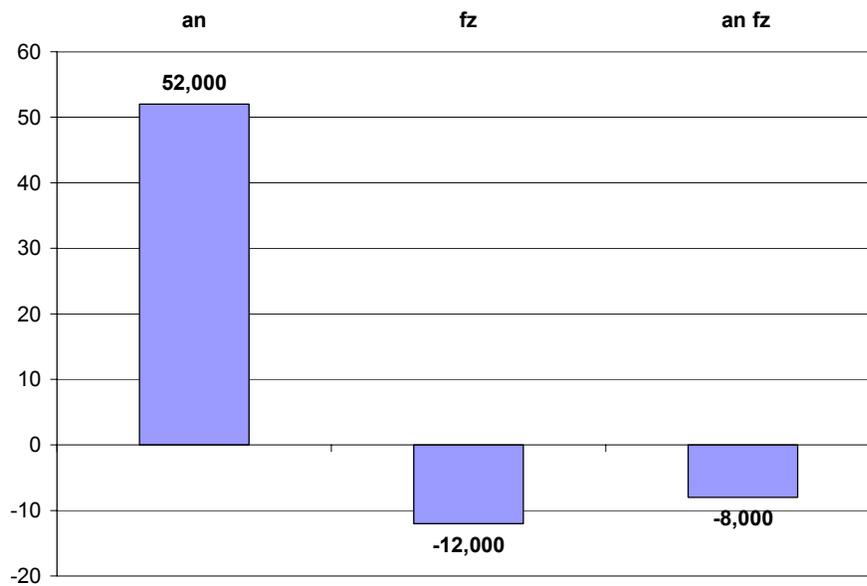


Figura 4.28 Efeito da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na temperatura, medida na superfície da peça.

A observação do gráfico confirma o comportamento observado nas figuras 4.26 e 4.27 de que o sobrematerial (a_n) tem maior influência na elevação da temperatura, seguido pelo avanço por dente (f_z).

4.2.3 – Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual).

a - Influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) no perfil de micro dureza.

Os ensaios de micro dureza foram realizados nos corpos de prova com uma carga de trabalho de 25 g, sendo que foram realizadas três medições à distância de 10 μm da superfície usinada, com um intervalo de 30 μm entre uma e outra. As demais medições foram realizadas conforme o posicionamento indicado na Figura 3.13, até a profundidade de 250 μm .

A figura 4.29 apresenta o efeito da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na microdureza.

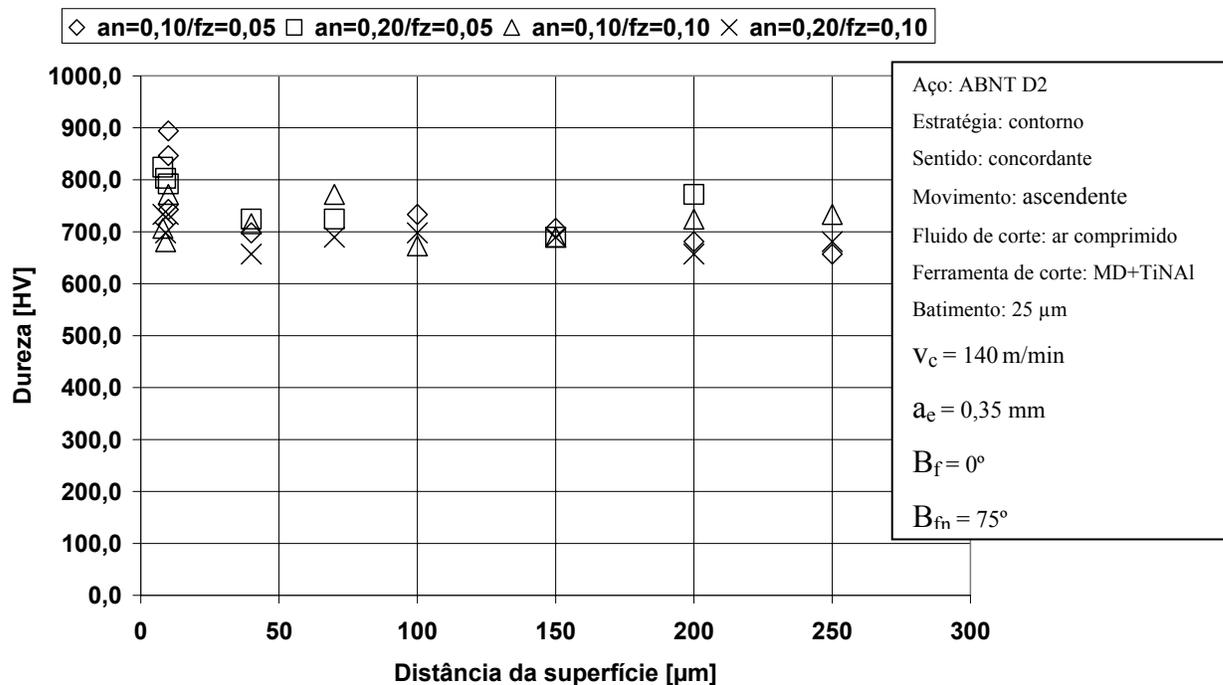


Figura 4.29 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no gradiente de dureza da peça usinada.

Observa-se o aumento da dureza superficial para o menor nível do sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e do avanço por dente $f_z = 0,05$ mm e também para o sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e do avanço por dente $f_z = 0,05$ mm. Nas demais condições não foram observadas variações significativas entre a média dos valores das medições de dureza realizados próximo à superfície usinada e os realizados na região abaixo da superfície usinada, até a profundidade de 250 μm .

Acredita-se que a deformação e o encruamento da superfície usinada, que poderá ser confirmado mais à frente através das figuras 4.33, 4.34, 4.35 e 4.36, em decorrência da menor espessura do cavaco e do provável deslizamento da ferramenta sobre a peça, sejam a principal causa do endurecimento superficial da peça, nas condições de corte citadas.

Na Figura 4.30, observa-se que o sobrematerial (a_n) e o avanço por dente (f_z) têm influência na variação de dureza superficial, e que há interação entre estas variáveis, nos níveis avaliados, em relação à variação de dureza superficial.

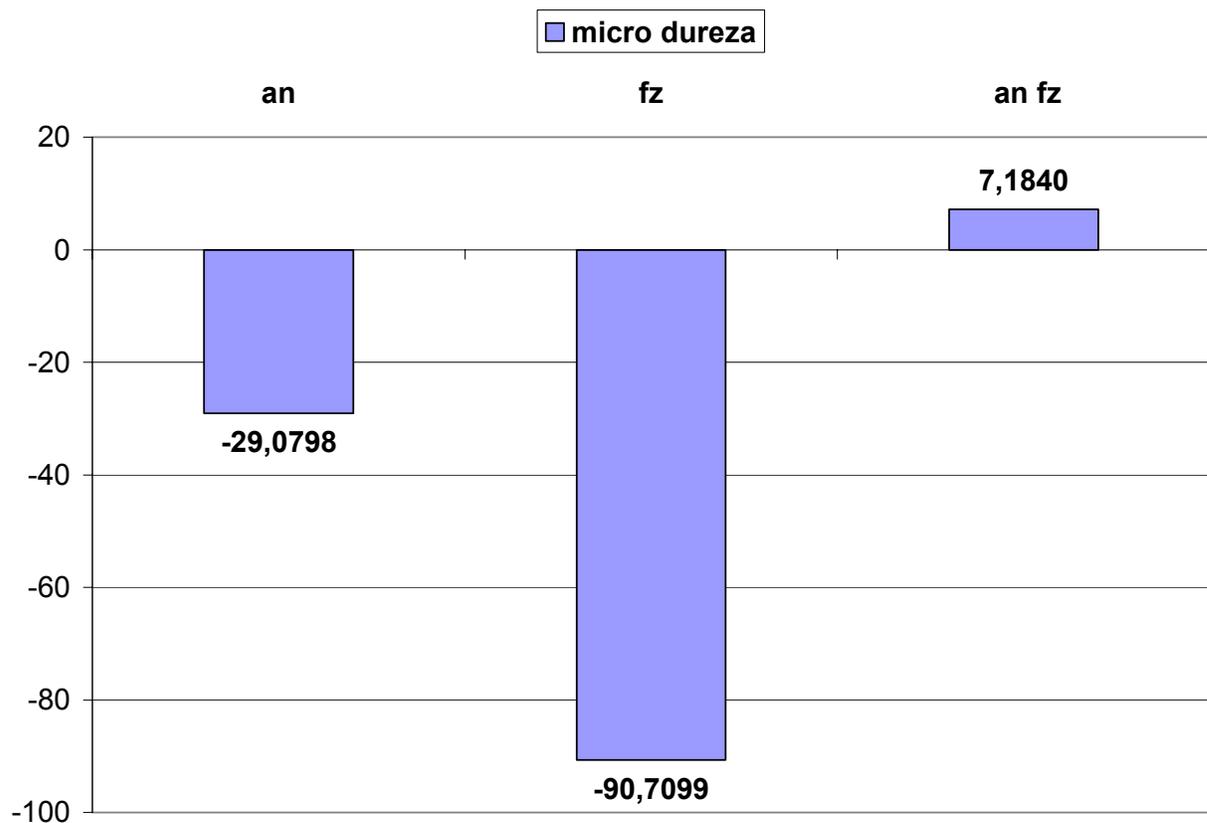


Figura 4.30 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) no gradiente de dureza da peça usinada (desvio padrão).

b – Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade (Parâmetro Ra).

A Figura 4.31 mostra a influência da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade (parâmetro Ra).

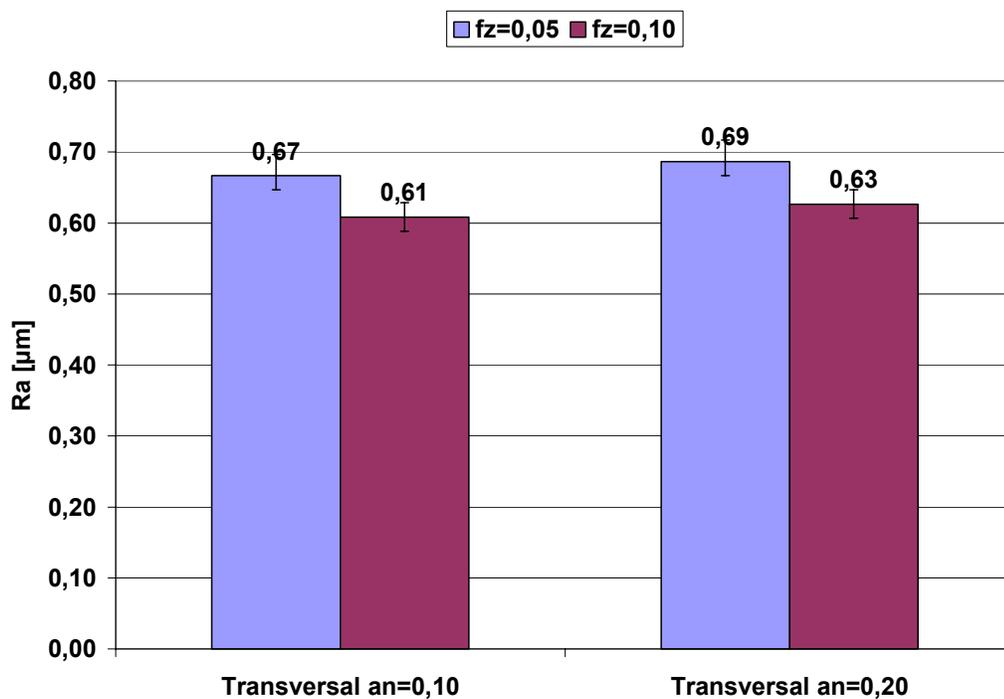


Figura 4.31 Influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na rugosidade.

Observa-se que a rugosidade transversal diminui para o $a_n=0,10\text{mm}$, em função do aumento do avanço por dente (f_z), e, conseqüentemente, da espessura do cavaco. Supõe-se que o aumento na seção do cavaco diminua o fluxo lateral de cavaco melhora a qualidade da superfície usinada.

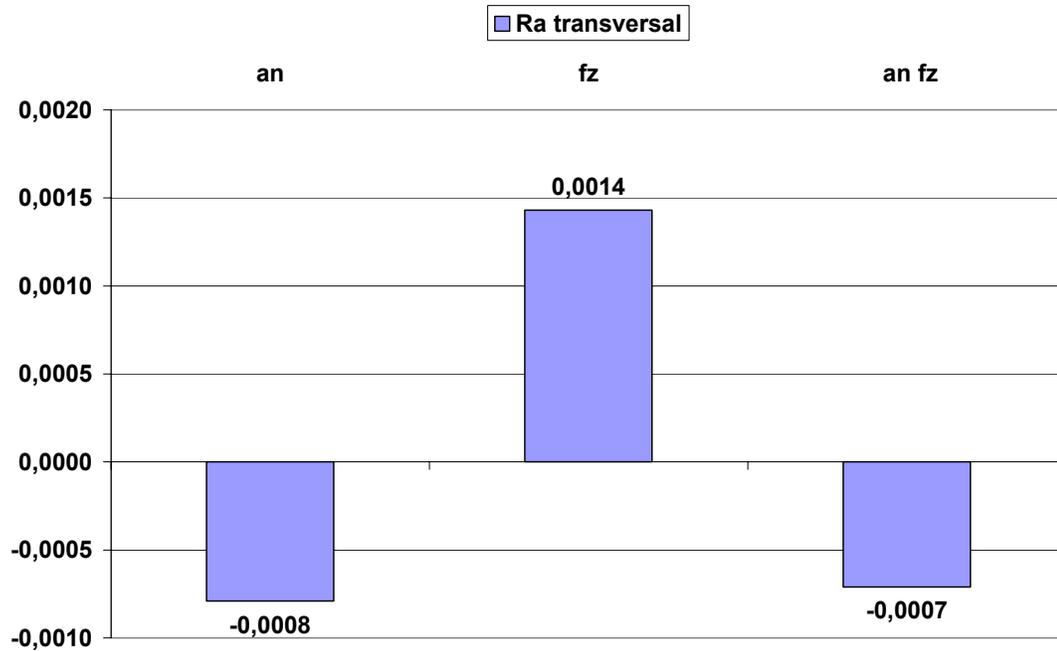


Figura 4.32 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente nos valores de rugosidade, através da análise da média dos valores obtidos.

Em concordância com os resultados observados na figura 4.31, observa-se que o avanço por dente (f_z) tem um efeito um pouco mais pronunciado na rugosidade transversal.

c - Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial.

Foram realizados ensaios para avaliar a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nas transformações metalúrgicas, na ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, na deformação plástica da superfície usinada, nas sobreposições, na ocorrência de inclusões e adesões de material e na microestrutura.

As figuras 4.33, 4.34, 4.35 e 4.36 mostram as micrografias das superfícies usinadas, para a variação do avanço (f_z) e do sobrematerial (a_n), em dois níveis, com a velocidade de corte constante, e igual a 140m/min.

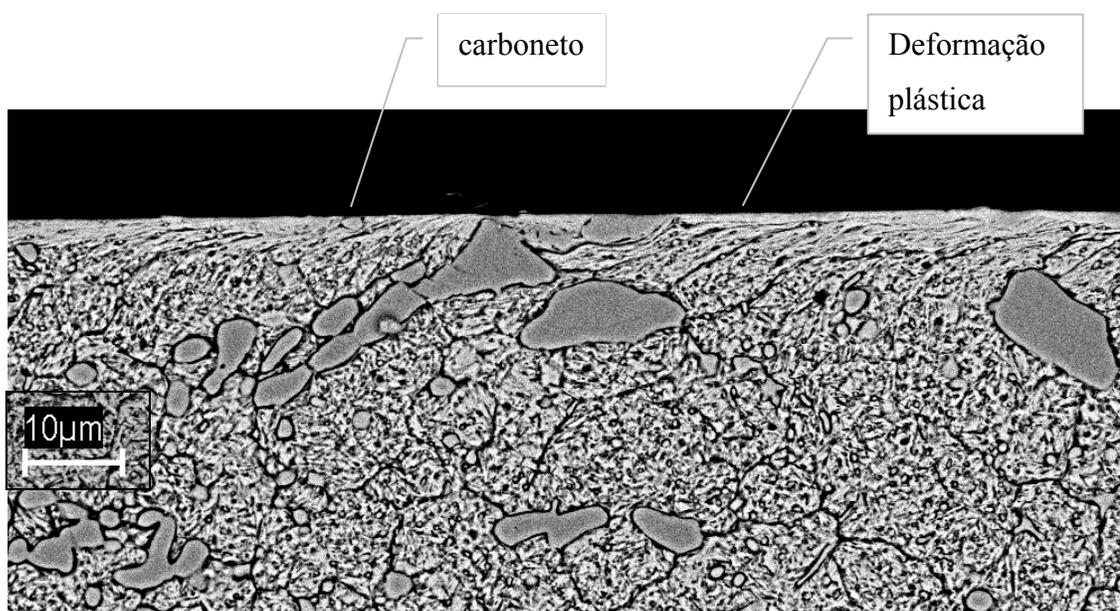


Figura 4.33 Microestrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min;
 $a_n=0,10$ mm; $f_z=0,05$ mm (1000x).

Na figura 4.33, onde se tem o menor nível para o sobrematerial ($a_n=0,10$ mm) e para o avanço por dente ($f_z=0,05$ mm), observa-se a deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco e do atrito da ferramenta ao deslizar sobre a superfície usinada quando a espessura do cavaco é muito pequena. Apesar dos carbonetos escorarem a movimentação do material na superfície da peça, não foi observada a sobreposição

ou adesão de material na superfície. Pequenos carbonetos podem vistos na superfície. Estes geralmente se soltam durante o polimento do molde ou matriz formando o que os ferramenteiros têm o hábito de chamar de “cometinhas”, pelo fato de deixarem na superfície polida um vazio e um risco que lembram o desenho de um cometa ou estrela cadente. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor (ZTA) e de camadas refundidas. Apesar da deformação plástica, que não ultrapassou os 10 μm , não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

Na figura 4.34, onde se tem o menor nível para o sobrematerial ($a_n=0,10$ mm) e o maior nível para o avanço por dente ($f_z=0,10$ mm), observa-se a deformação plástica da superfície usinada, não tão intensa em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco.

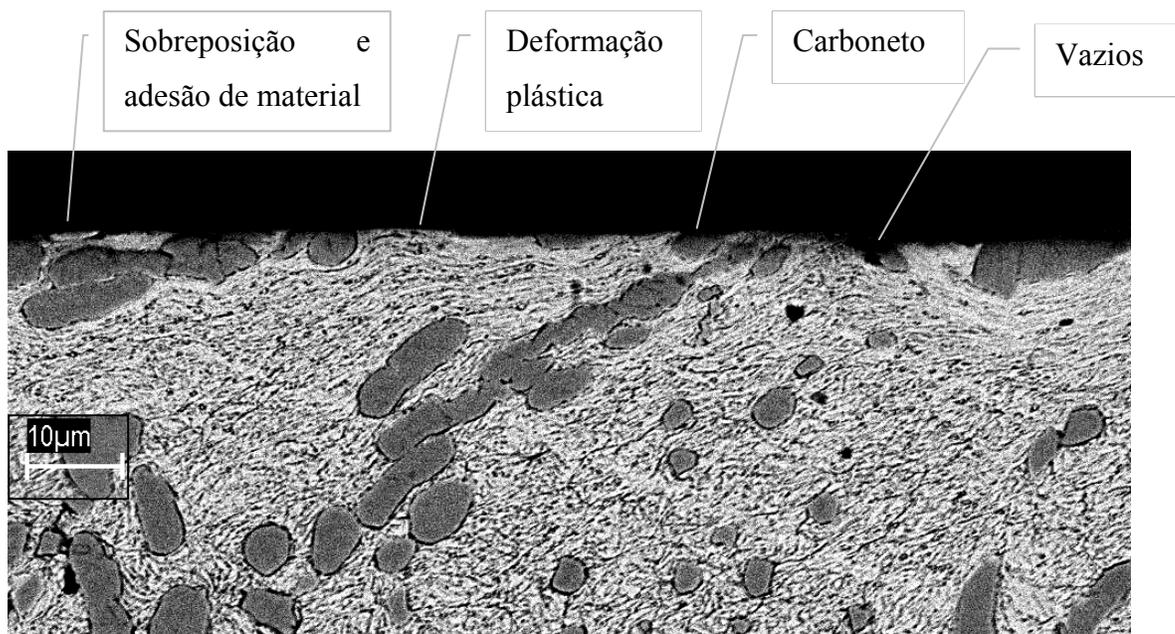


Figura 4.34 Microestrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min;
 $a_n=0,10$ mm; $f_z=0,10$ mm (1000x).

Supõe - se que pelo fato do cavaco apresentar uma espessura maior, foi menor o deslizamento da ferramenta sobre a superfície usinada. Foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície e a existência de inclusões de carbonetos. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor, camadas refundidas e alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

Na figura 4.35, onde se tem o maior nível para o sobrematerial ($a_n=0,20$ mm) e o menor nível para o avanço por dente ($f_z=0,05$ mm), observa-se que a deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco foi maior que $10\ \mu\text{m}$, pois se observa a fratura de carbonetos abaixo da superfície usinada.

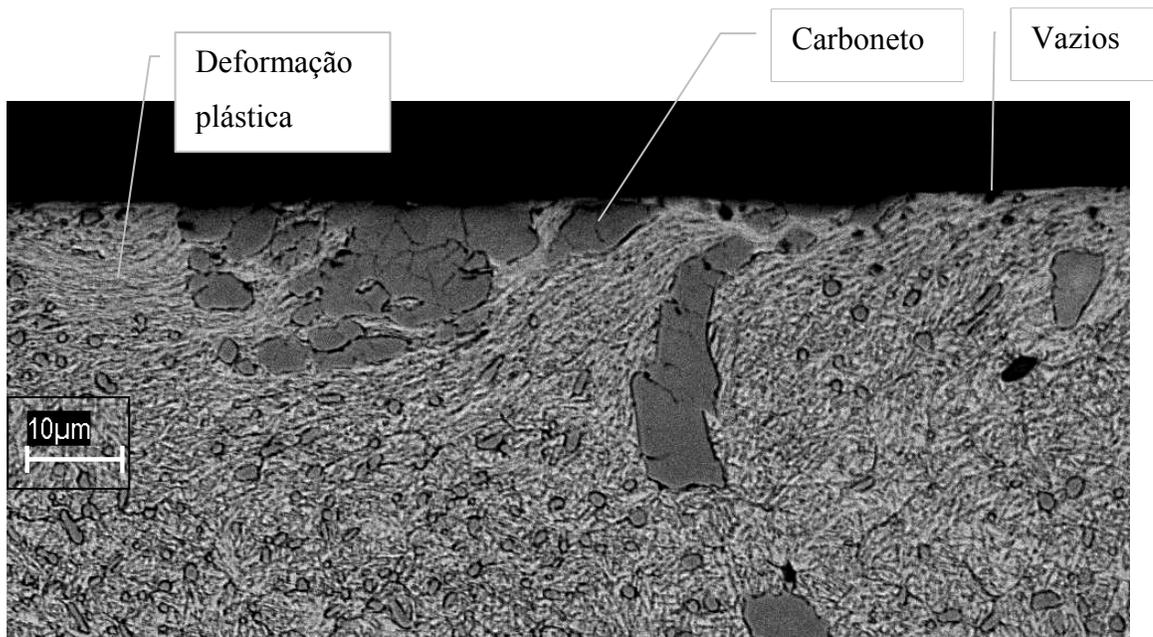


Figura 4.35 Microestrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min;
 $a_n=0,20$ mm; $f_z=0,05$ mm (1000x)

Foi observada a sobreposição ou adesão de material e a existência de carbonetos na superfície usinada. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor, camadas refundidas e alteração metalurgia ou mudança na microestrutura do material.

Na figura 4.36, onde se tem o maior nível para o sobrematerial ($a_n=0,20$ mm) e o maior nível para o avanço por dente ($f_z=0,10$ mm), observa-se a deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco. Supõe-se que isto se deva ao fato do cavaco apresentar uma espessura maior, e assim ser menor o deslizamento da ferramenta sobre a superfície usinada. Foi observada a existência de inclusões de carbonetos.

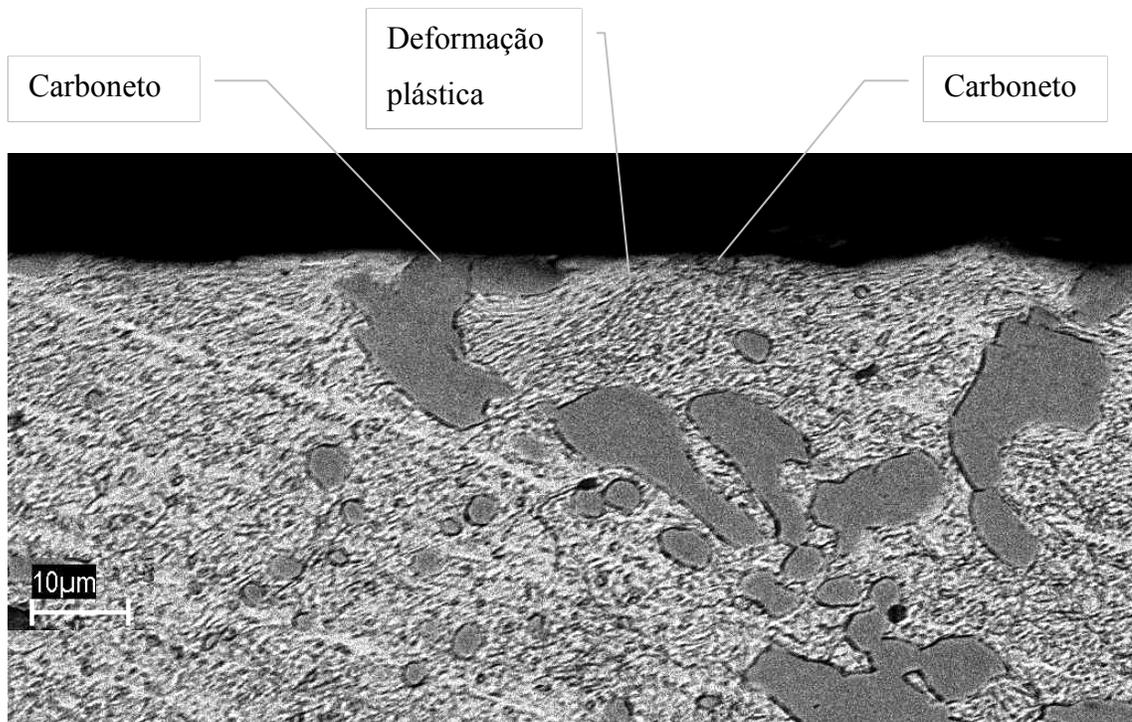


Figura 4.36 Microestrutura da superfície usinada, para $v_c=140$ m/min;
 $a_n=0,20$ mm e $f_z=0,10$ mm (1000x).

Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas. Não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

d – Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na tensão residual da superfície usinada.

Foram realizados ensaios para avaliar a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos valores da tensão residual gerados na superfície usinada.

A figura 4.37 mostra os resultados obtidos para a variação do avanço (f_z) e do sobrematerial (a_n), em dois níveis, com a velocidade de corte constante, e igual a 140m/min.

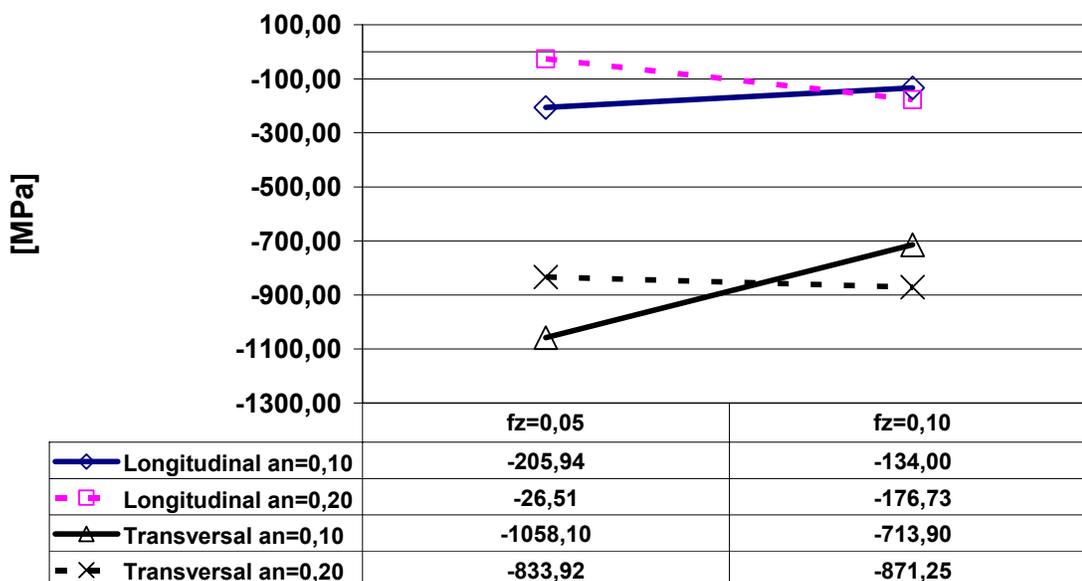


Figura 4.37 Influência da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e de avanço por dente (f_z) na tensão residual.

Observa-se que o trabalho mecânico, gerado através da deformação plástica da superfície usinada, decorrente da formação do cavaco e do deslizamento da ferramenta de corte sobre a superfície usinada são os principais fatores de influência nos resultados de tensão residual na superfície usinada. As tensões mais compressivas são observadas, tanto no sentido longitudinal como no transversal, para as combinações entre o menor valor do avanço por dente, $f_z = 0,05$ mm, e o menor valor de sobrematerial, $a_n = 0,10$ mm, e para o maior valor do avanço por dente, $f_z = 0,10$ mm, e o maior valor de sobrematerial, $a_n = 0,20$ mm. A combinação dos menores níveis das variáveis em estudo é a condição mais favorável ao deslizamento da ferramenta de corte sobre a

superfície usinada em função da menor espessura do cavaco. Porém, para a combinação dos maiores níveis das variáveis em estudo, e, conseqüentemente, maior volume de material deformado, também é observada a deformação da superfície usinada e a ocorrência de valores compressivos de tensão, tanto para o sentido longitudinal como para o sentido transversal.

Através da figura 4.38 observa-se que a variação do sobrematerial (a_n) tem maior influência na tensão residual medida na direção transversal, o que também pode ser observado através da figura 4.37. O avanço por dente (f_z) tem praticamente a mesma influência na tensão residual medida na direção transversal e na direção longitudinal. Também é demonstrada uma forte interação entre as variáveis, para os níveis estudados, nos valores das tensões residuais, nas direções longitudinal e transversal, medidas na superfície da peça usinada.

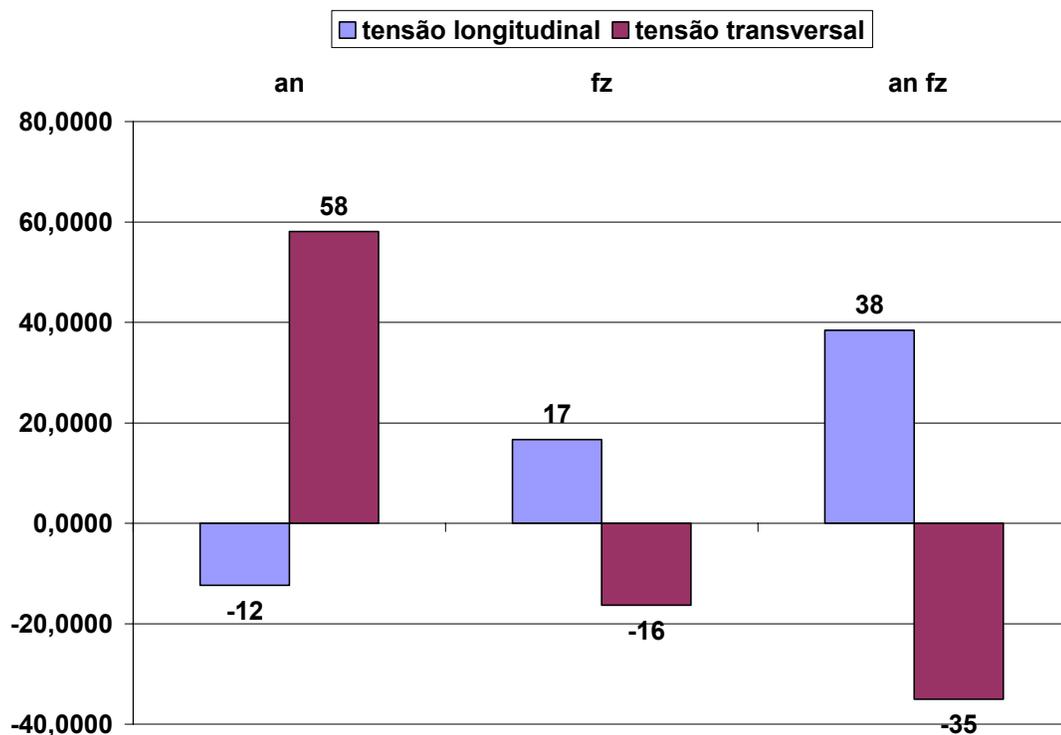
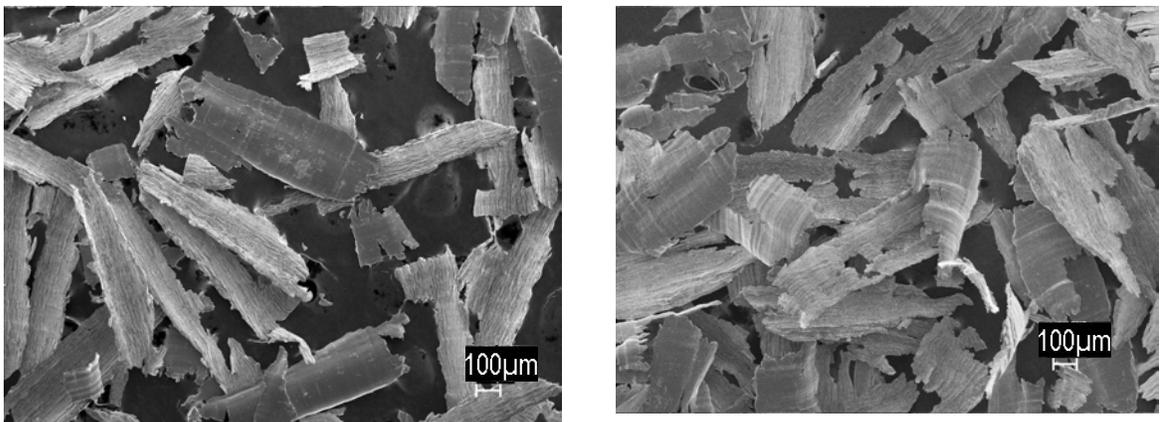


Figura 4.38 Efeito da variação dos valores de sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) nos valores de tensão residual.

e – Análise da influência da variação dos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na forma e no tipo do cavaco gerado.

Durante os ensaios foram recolhidas amostras do cavaco, nas diferentes condições de usinagem, para avaliar a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) na forma e no tipo gerados. Através da observação do cavaco pretende-se avaliar o comportamento dinâmico do processo, identificando a ocorrência de vibrações e indicações sobre a distribuição de calor entre peça, cavaco e ferramenta, durante a usinagem.

As figuras 4.39 (a) e (b) e 4.40 (a) e (b) mostram os resultados obtidos, em relação à forma do cavaco, para a variação do avanço (f_z) e do sobrematerial (a_n), em dois níveis, com a velocidade de corte constante, e igual a 140m/min.

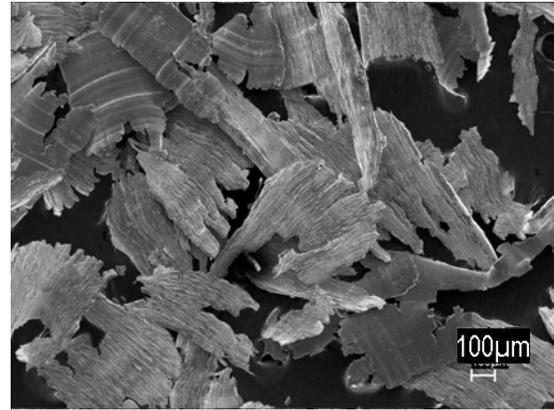
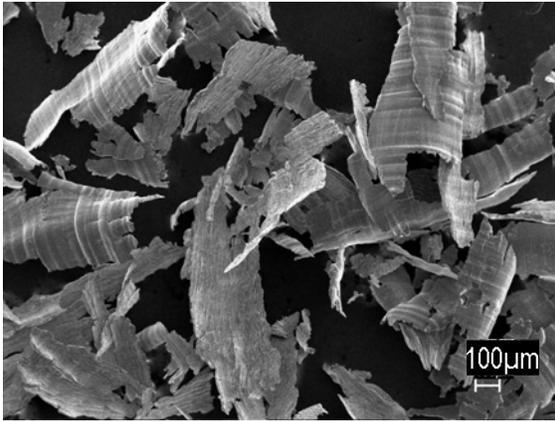


(a) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm

(b) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm

Figura 4.39 (a) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e o avanço por dente $f_z = 0,05$ mm; (b) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,10$ mm; e o avanço por dente $f_z = 0,10$ mm.

Na figura 4.39 (a) observa-se que o cavaco se divide em duas ou três partes durante a sua formação não apresentando o formato teórico ideal. Pode contribuir para isso a menor espessura do cavaco gerado, decorrente dos valores do sobrematerial (a_n) e avanço por dente (f_z) utilizados, e a presença de grande quantidade de carbonetos, o que poderá ser confirmada através da micrografia dos cavacos.



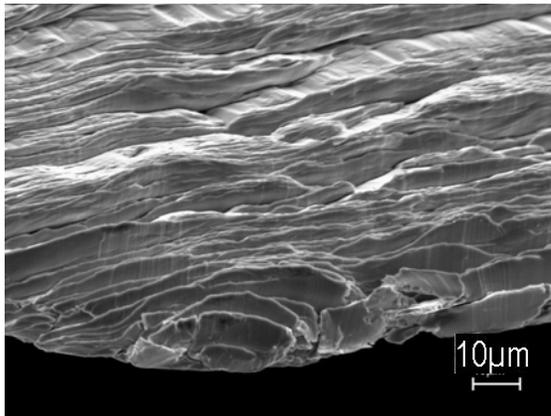
(a) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,20$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm

(b) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,20$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm

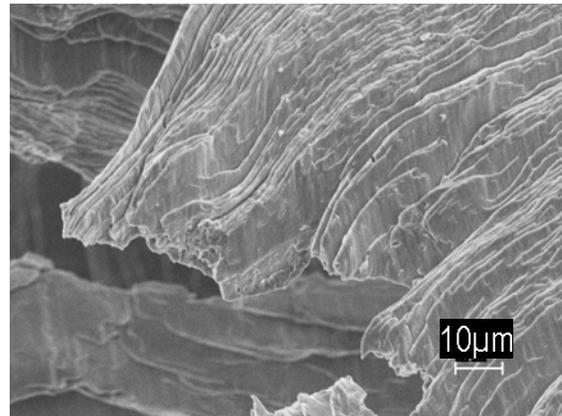
Figura 4.40 (a) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e o avanço por dente $f_z = 0,05$ mm; (b) Forma do cavaco gerado para o sobrematerial $a_n = 0,20$ mm; e o avanço por dente $f_z = 0,10$ mm.

A figura 4.41 (a), (b), (c) e (d) mostra os resultados obtidos, em relação ao tipo do cavaco, para a variação do avanço (f_z) e do sobrematerial (a_n), em dois níveis, com a velocidade de corte constante igual a 140m/min.

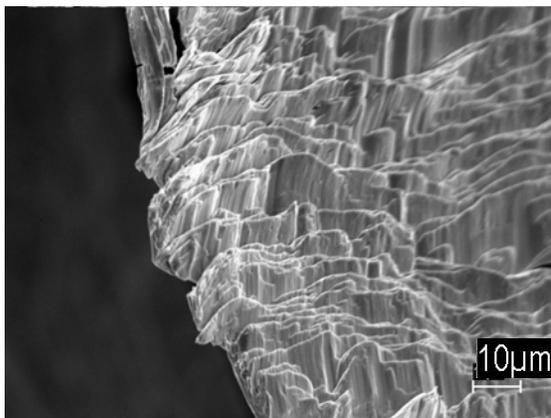
Observa-se que os cavacos (a), (b), (c) e (d), da figura 4.41, são do tipo cisalhamento, não sendo observada nenhuma alteração no tipo com a variação do avanço (f_z) e do sobrematerial (a_n), nos níveis avaliados.



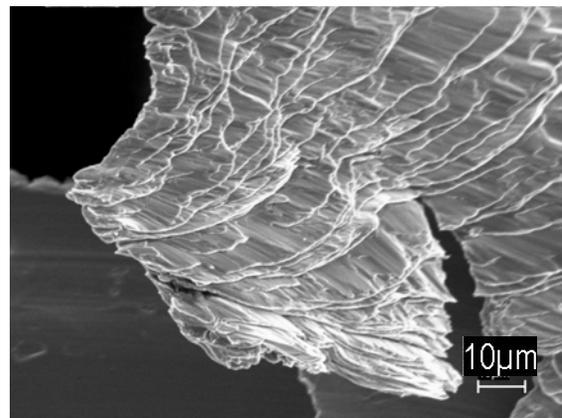
(a) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm



(b) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm



(c) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,20$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm

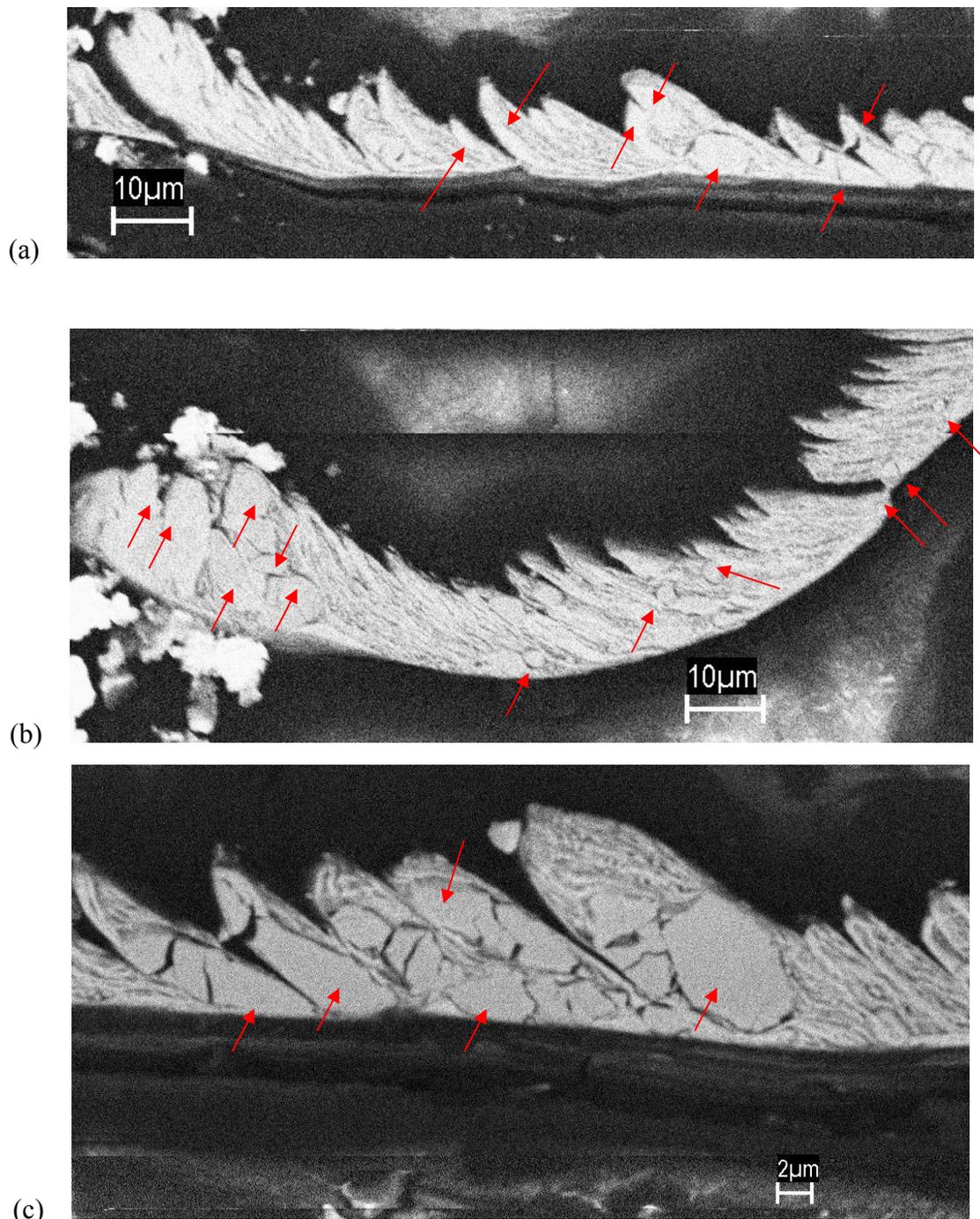


(d) $v_c = 140$ m/min; $a_n = 0,20$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm

Figura 4.41 Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições de usinagem: (a) sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e avanço por dente $f_z = 0,05$ mm; (b) sobrematerial $a_n = 0,10$ mm e avanço por dente $f_z = 0,10$ mm; (c) sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e avanço por dente $f_z = 0,05$ mm; (d) sobrematerial $a_n = 0,20$ mm e avanço por dente $f_z = 0,10$ mm.

Na figura 4.42 (a) (b) e (c) pode ser observada, através da micrografia dos cavacos gerados, a presença de uma grande quantidade de carbonetos, que podem ser os responsáveis pelo formato irregular dos cavacos gerados em função da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço

por dente (fz). A presença dos carbonetos também é responsável pela constante variação dos esforços de usinagem durante a formação do cavaco, como pode ser observado na figura 4.11.



Figuras 4.42 (a) (b) e (c) Micrografia dos cavacos gerados em função da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (fz) na usinagem do aço ABNT D2.

4.3 - Bloco de Ensaio 03: análise da influência da variação dos valores de velocidade de corte (v_c) nas variáveis de resposta.

O objetivo deste bloco de ensaios foi o de caracterizar a influência da variação dos valores de velocidade de corte (v_c) na variação dos esforços, da temperatura e na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, ocorrência de inclusões, adesões de material, micro estrutura, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual).

A tabela 3.5 apresenta as constantes, variáveis de influência e de resposta deste bloco e os resultados obtidos são apresentados e comentados a seguir.

4.3.1 - Análise da influência da variação da velocidade de corte nos esforços de usinagem e na deflexão da ferramenta de corte.

Os valores apresentados na figura 4.43 correspondem à média do maior valor RMS das forças, registrados em três réplicas, para um comprimento de 30 mm, que equivale a um passe da ferramenta de corte sobre o corpo de prova.

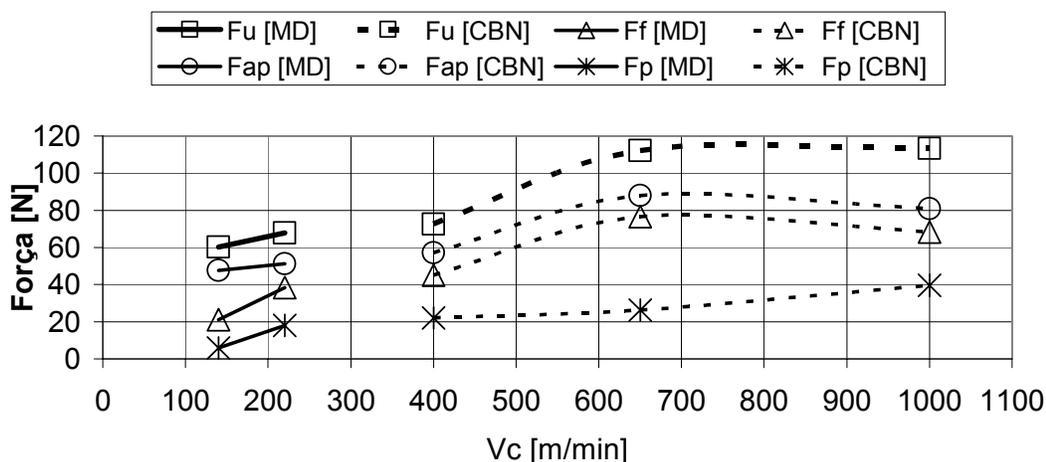


Figura 4.43 Variação da força de usinagem e suas componentes para as velocidades de corte (v_c) de 140m/min, 220m/min, 400m/min, 650m/min e 1000m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,1mm.

Observa-se para a ferramenta de metal duro e de CBN, nas velocidades de 140 m/min e de 220 m/min e de 400 m/min e 650 m/min, respectivamente, que com o aumento da velocidade de corte há um aumento da força de usinagem (F_u). No entanto, para a maior velocidade de corte ensaiada, de 1000 m/min, há uma aparente redução da tendência de crescimento da força de usinagem (F_u). É importante alertar que os valores apresentados indicam apenas a tendência e não tem a finalidade de quantificar os esforços obtidos, sendo o valor RMS a forma encontrada para comparar os sinais de força em um passe da ferramenta de corte. A redução da tendência de crescimento da força de usinagem (F_u) pode se explicada pelo fenômeno de “amolecimento térmico”, na formação do cavaco, em função da elevação da temperatura, como comentado por Shaw (Shaw, 1986), e também constatado por outros pesquisadores. König afirma que altas velocidades de corte proporcionam mais energia dissipada, pois é maior a temperatura na área de contato ferramenta-peça (König, 1990). Baseado nesta informação, Tönshoff explica que em função deste calor gerado, na região de corte, o material na zona de cisalhamento primária pode sofrer uma redução no valor de dureza e, como consequência, são geradas menores forças de corte(F_c) durante a usinagem (Tönshoff, 1994).

Dagiloke demonstrou em seus trabalhos que com o aumento da velocidade de corte, a partir do intervalo de 1.500 m/min a 2.000 m/min, passa a ser significativa a influência da força de impulso durante a formação do cavaco, o que causa um aumento nos esforços de usinagem. (Dagiloke, 1995). Assim, supõe - se que para a faixa de velocidade de corte avaliada, o impulso não teve influência significativa. Com a elevação da temperatura, o “amolecimento térmico” é o principal fenômeno responsável pela tendência de redução dos esforços de usinagem.

A redução mais acentuada da força de avanço(F_f) e de apoio (F_{ap}), bem como a tendência de aumento das forças passiva (F_p) estão relacionadas aos valores do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z) e ao sentido de corte concordante, utilizado nos ensaios.

A figura 4.44 mostra a variação da deflexão na direção de avanço (D_x) e na direção normal a direção de avanço (D_y), para as velocidades de corte (v_c) de 140m/min, 220m/min, 400m/min, 650m/min e 1000m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,10mm.

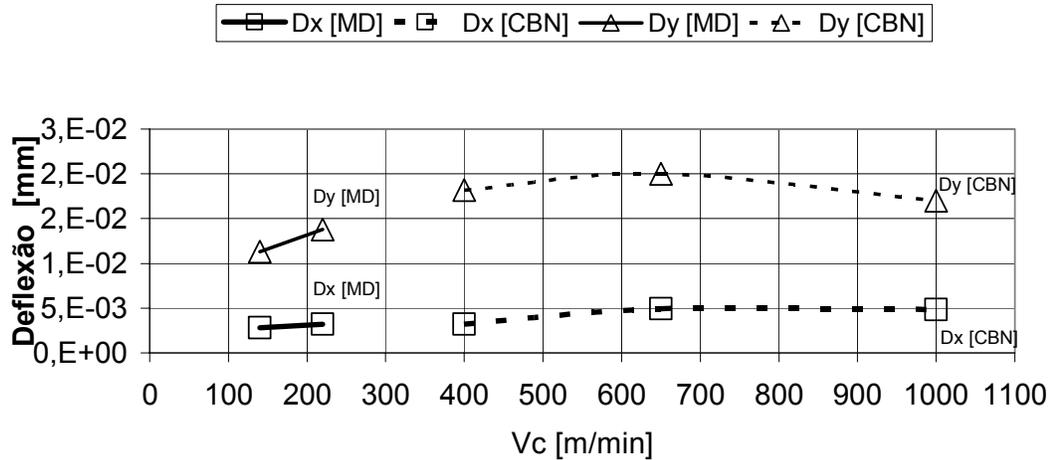


Figura 4.44 Variação da deflexão na direção de avanço (D_x) e na direção normal a direção de avanço (D_y), para as velocidades de corte (v_c) de 140m/min, 220m/min, 400m/min, 650m/min e 1000m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,1mm.

Assim como foi observado para os esforços de usinagem, o valor da deflexão (D_x e D_y) aumentou com o aumento da velocidade de corte (v_c), e apresentou uma redução da tendência de crescimento para a velocidade de corte de 1000 m/min. Tal como apontado por Neves, no processo de desbaste do aço WNR 2606, com 54 HRC, houve uma correlação entre os deslocamentos e os esforços de usinagem (Neves, 2002).

Como apresentado por Sang-Kyu Lee e Sung-Lim Ko, a força de corte (F_c) pode ser decomposta em duas componentes, força normal (F_n) e força tangencial (F_{tan}), no sentido concordante a força normal (F_n) é grande, bem como a sua projeção na direção da força de apoio (F_{ap}). Já a força tangencial é pequena, bem como a sua projeção na direção da força de avanço (F_f) (Sang-Kyu Lee e Sung-Lim Ko, 2001). Assim como observado por estes pesquisadores, aqui também é possível aplicar as mesmas explicações, face aos resultados apresentados, para a velocidade de corte de 1000m/min. Nesta condição há uma diminuição na força de corte(F_c), bem como de suas componentes na direção da força de apoio(F_{ap}) e na direção da força de avanço(F_f), observando-se que, pelo fato do sentido de corte ser concordante, este efeito é mais notável para a força de apoio(F_{ap}) e para o deslocamento D_y .

4.3.2 - Análise da influência da variação da velocidade de corte na temperatura da superfície da peça.

A temperatura foi medida através de três termopares, do tipo K, colocados no interior do corpo de prova, a uma distância de 0,2 mm da superfície usinada. Um quarto termopar registrou a temperatura ambiente.

Na figura 4.45 pode ser visto o sinal da aquisição de um dos termopares colocados no interior do corpo de prova e do termopar que registrou a temperatura ambiente.

Cada “pico” de temperatura, registrado através do termopar número 2, corresponde a um passe da ferramenta de corte sobre a superfície usinada. Os maiores valores ocorrem quando a ferramenta de corte passa sobre o termopar, e, então, começam a diminuir novamente, à medida que as passadas se distanciam. A taxa de aquisição foi de 0,1 segundo. Assim, para a velocidade de corte de 1000 m/min, entre uma aquisição e outra, as arestas de corte passam 66 vezes pela peça, o que corresponde, para um avanço por dente (f_z) de 0,05 mm, a um percurso de 3,3mm. Para a velocidade de corte de 140 m/min, as arestas de corte passam 9,4 vezes pela peça, o que corresponde a um percurso de 0,47mm. Em decorrência dos erros inerentes à taxa de aquisição, principalmente para as velocidades de avanço mais altas, os valores obtidos não são exatos, do ponto de vista quantitativo, mas fornecem indicações qualitativas da variação da temperatura na superfície da peça, com a variação da velocidade de corte.

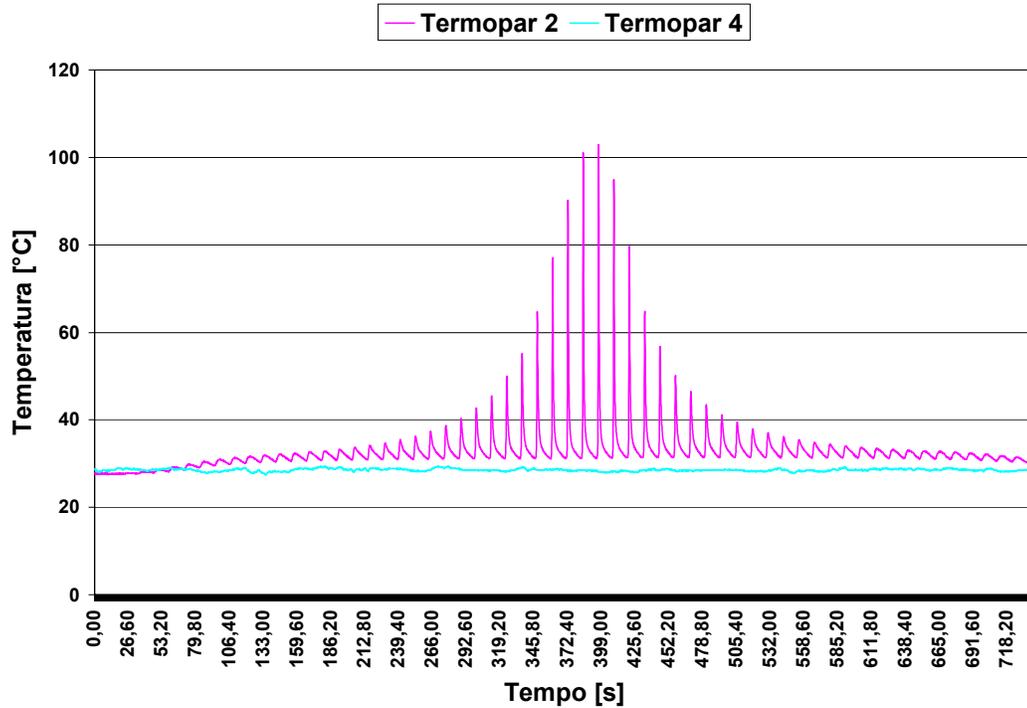


Figura 4.45 Temperaturas registradas durante a usinagem da superfície do corpo de prova, com a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente, pelo termopar 02, colocado no interior do corpo de prova, 0,2 mm abaixo da superfície usinada e pelo termopar 04, colocado fora do corpo de prova, para registrar a temperatura ambiente.

Também foi utilizada uma câmera de infravermelho para medir a temperatura na superfície da peça. A câmera estava posicionada a um metro do corpo de prova, na direção ortogonal à superfície usinada e o alvo de medição era a região posicionada na superfície acima do termopar colocado no centro do corpo de prova. A câmera foi ajustada para a emissividade do aço ABNT D2, endurecido e para o acabamento superficial gerado na usinagem. A temperatura e umidade foram controladas no interior da máquina ferramenta. Imediatamente após a passagem da ferramenta de corte foi registrada a temperatura na superfície do corpo de prova.

Os itens (a), (b), (c), (d) e (e), da figura 4.46, mostram a temperatura na superfície usinada, em função da variação da velocidade de corte (v_c), para os valores de 140 m/min, 220 m/min, 400 m/min, 650 m/min e 1000 m/min, respectivamente, com o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente. O item (f) mostra a temperatura para a velocidade de corte de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/dente.

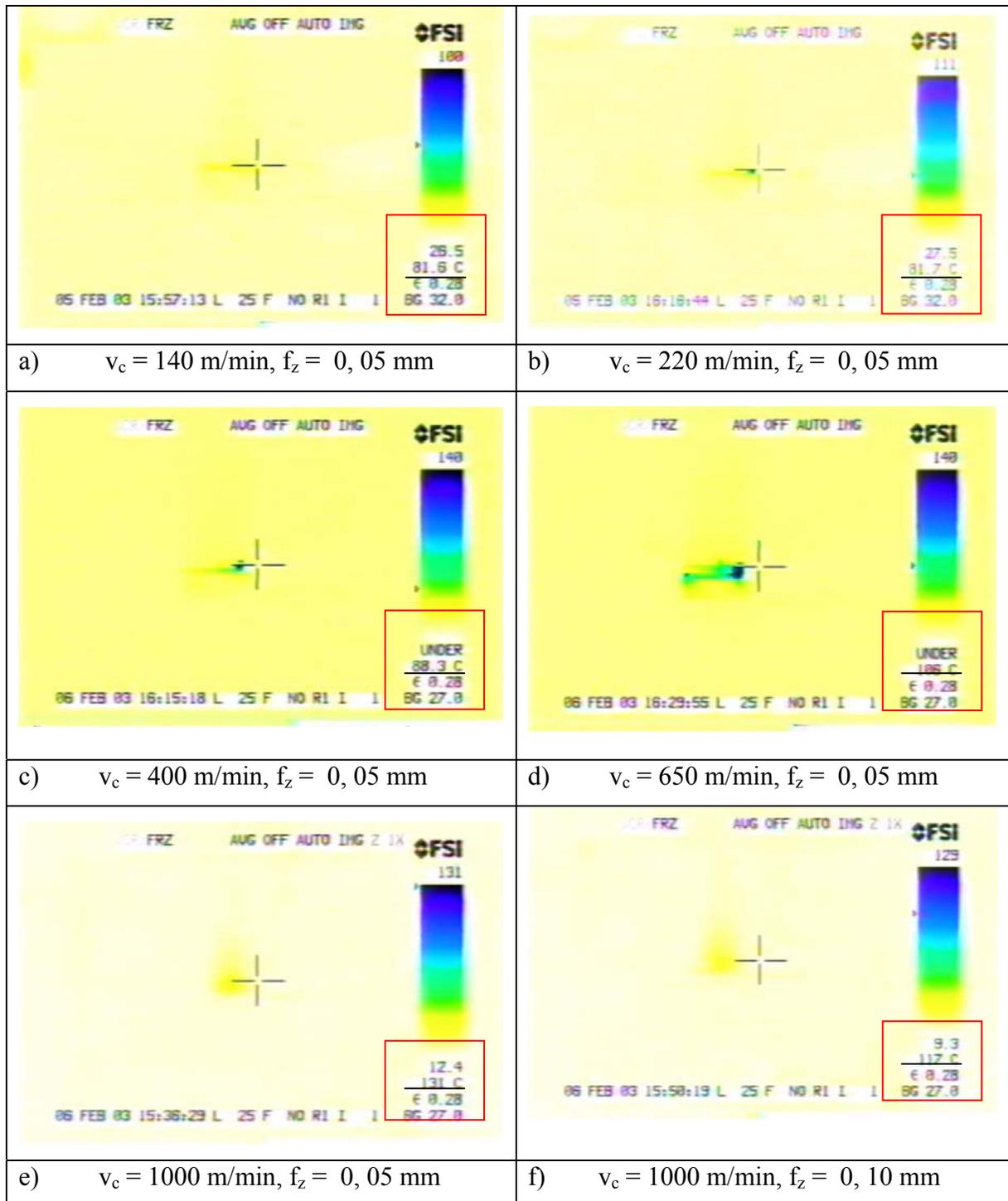


Figura 4.46 (a), (b), (c), (d) e (e) Temperatura da superfície usinada, em função da variação da velocidade de corte, para os valores de 140 m/min, 220 m/min, 400 m/min, 650 m/min e 1000 m/min, respectivamente, com o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente. Item (f) temperatura da superfície usinada, com a velocidade de corte de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/dente.

Em função da posição câmera, a temperatura foi registrada imediatamente após a passagem da ferramenta de corte. Assim o valor registrado é menor do que o real, sendo influenciado pelo valor da velocidade de avanço. Quanto maior é a velocidade de avanço, menor é o intervalo de tempo entre a geração do cavaco e a medição da temperatura. Assim, para a velocidade de corte de 1000m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente, a temperatura é medida no intervalo entre 0,2 segundos e 0,3 segundos após o corte, e para a velocidade de corte de 140m/min e o mesmo avanço por dente (f_z), no intervalo entre 1,7 segundos e 2,3 segundos após o corte.

Os itens (e) e (f), da figura 4.46, mostram a temperatura da superfície usinada, para a velocidade de corte de 1000 m/min e os avanços por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e 0,10 mm/dente, respectivamente. Observa-se que com o aumento do avanço por dente e conseqüentemente da velocidade de avanço, há uma redução de aproximadamente 10% no valor da temperatura medida na superfície usinada. Isto se deve ao fato de que, considerando-se um mesmo comprimento usinado (L_f), para menores valores de avanço por dente (f_z), maior é o tempo que a ferramenta permanece em contato com a peça e maior a quantidade de calor transferida para a superfície usinada.

A figura 4.47 mostra a variação da temperatura ($^{\circ}\text{C}$), registrada a partir dos termopares e a partir da câmera de infravermelho, em função da velocidade de corte (v_c), para fresas de topo esférico de MD e de CBN. As fresas intercambiáveis, montadas por “interferência térmica”, ou seja, montadas em uma haste aquecida e fixadas após o resfriamento desta, têm as mesmas características geométricas e a mesma montagem no eixo árvore da máquina ferramenta CNC (haste, mandril para fixação e balanço). A rugosidade medida na superfície de saída do da ferramenta de corte é a mesma para a ferramenta de MD e de CBN (0,17 $\mu\text{m Ra}$).

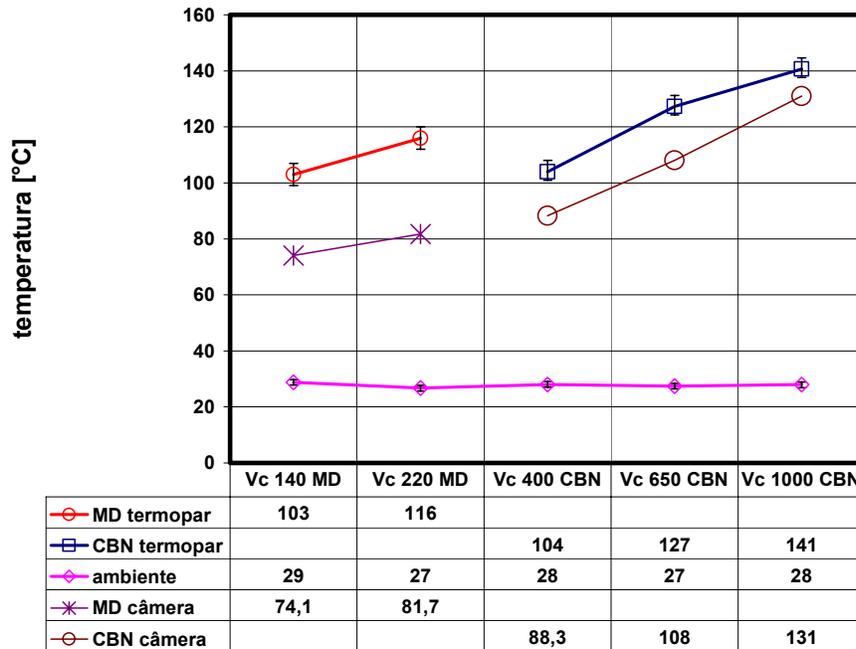


Figura 4.47 Comportamento da temperatura, medida na superfície da peça, com a variação da velocidade de corte.

Os valores apontados na figura 4.47 correspondem às médias dos valores máximos, registrados por três termopares colocados no interior da peça, em cada réplica. Também os valores registrados através da câmara térmica, como observado na figura 4.46 (a), (b), (c), (d) e (e), foram mostrados no gráfico, considerando-se os valores máximos observados, sendo que a variação entre uma réplica e outra foi inferior a 4%.

Observa-se que com o aumento da velocidade de corte há o aumento da temperatura na superfície usinada. Porém a razão entre o gradiente de aumento da velocidade de corte e o gradiente de aumento da temperatura, na superfície da peça, tende a aumentar. Isto pode indicar que, se a velocidade de corte continuar a aumentar, haverá um valor para o qual a temperatura na superfície da peça começará a decrescer. Uma possível explicação é que, com o aumento da velocidade de corte e conseqüente aumento da velocidade de avanço, há uma diminuição do tempo de transferência de calor para a peça. Estas observações estão em conformidade com os resultados do trabalho apresentado por Dagiloke, que fez a modelagem do processo de usinagem, da faixa convencional até as altas velocidades, e comparando os resultados do seu modelo com resultados experimentais, seus e de outros pesquisadores, afirma que a partir da faixa de

1500m/min à 2000m/min, os valores da temperatura na superfície da peça diminuem. Ele também demonstra que menos calor é transferido através da zona de cisalhamento, mas mais calor vai para o cavaco e para a superfície de saída da ferramenta de corte (Dagiloke, 2004).

Os resultados também estão de acordo com os apresentados por Skopecek, que afirmou que com velocidades de corte entre 500 e 1000 m/min, a parcela de calor transferida para a peça diminui, embora a temperatura na superfície da peça aumente com o aumento da velocidade de corte (Skopecek, 2004).

Na figura 4.47, apesar da tendência de aumento da temperatura, para os parâmetros de corte em estudo, observa-se que há uma descontinuidade nos valores observados, nas medições realizadas através dos termopares, quando passa a ser utilizada a ferramenta de CBN. Atribui-se esse comportamento à diferença de condutibilidade térmica entre o CBN e o MD. Supõe-se que o CBN permita que uma quantidade maior de calor seja transferida para a ferramenta, reduzindo assim a temperatura na superfície da peça. Um outro motivo pode ser a redução da área de contato entre o cavaco e a ferramenta de corte, decorrente do aumento da velocidade de corte, considerando-se que a geometria e a rugosidade, medida na superfície de folga, são as mesmas para as ferramentas de MD e de CBN. Para uma área de contato menor e maior taxa de deformação, ou seja, menor tempo de deformação, há maior concentração de calor no cavaco e menor na peça e na ferramenta de corte. Para as medições de temperatura efetuadas através da câmera de infravermelho, esta descontinuidade não ficou tão evidente, acredita-se em função do erro associado ao intervalo de tempo entre a usinagem e a medição da temperatura na superfície usinada.

As figuras 4.48 (a), (b), (c), (d) e (e) mostram a variação da forma do cavaco em função da variação da velocidade de corte. Nela não foi observada uma mudança significativa na forma do cavaco. No entanto, com o aumento da velocidade de corte, e conseqüentemente, da temperatura, o cavaco teve a sua coloração alterada. Através da observação da mudança na cor do cavaco, supõe-se que uma quantidade maior de calor esteja sendo transferida para o cavaco, pois enquanto a velocidade de corte aumentou em aproximadamente 86%, e junto com ela a taxa de deformação e a energia introduzida no sistema, a temperatura na superfície aumentou em aproximadamente 40%.



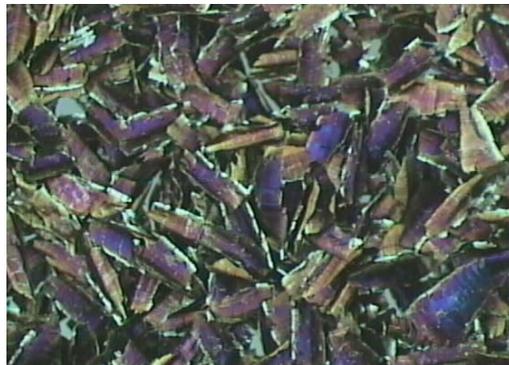
(a) $v_c=140$ m/min



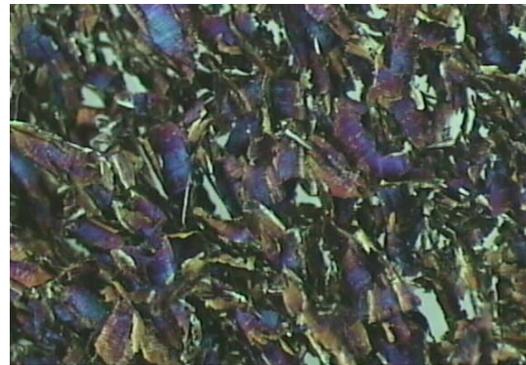
(b) $v_c=220$ m/min



(c) $v_c=400$ m/min



(d) $v_c=650$ m/min



(e) $v_c=1000$ m/min

Figura 4.48 Forma e coloração do cavaco gerado com diferentes valores de velocidade de corte.

É notável a diferença de coloração entre a figura 4.48 (a), correspondente à velocidade de corte de 140 m/min, e a figura 4.48 (e), correspondente à velocidade de corte de 1000 m/min. Através da câmera de infravermelho, embora estivesse preparada especificamente para a medição da temperatura na superfície usinada, foi possível observar o aumento da temperatura da ferramenta de corte, com o aumento da velocidade de corte.

4.3.3 - Análise da influência na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, transformações metalúrgicas, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, ocorrência de inclusões e adesões de material e micro estrutura, rugosidade e tensão residual).

a - Análise da influência da variação da velocidade de corte no perfil de micro dureza.

Os ensaios de micro dureza foram realizados com uma carga de trabalho de 25 g, sendo executadas três medições à distância de 10 μm da superfície usinada, com um intervalo de 30 μm entre uma e outra. As demais medições foram realizadas conforme o diagrama da Figura 3.13, até a profundidade de 250 μm . A figura 4.49 apresenta o efeito da variação velocidade de corte na microdureza.

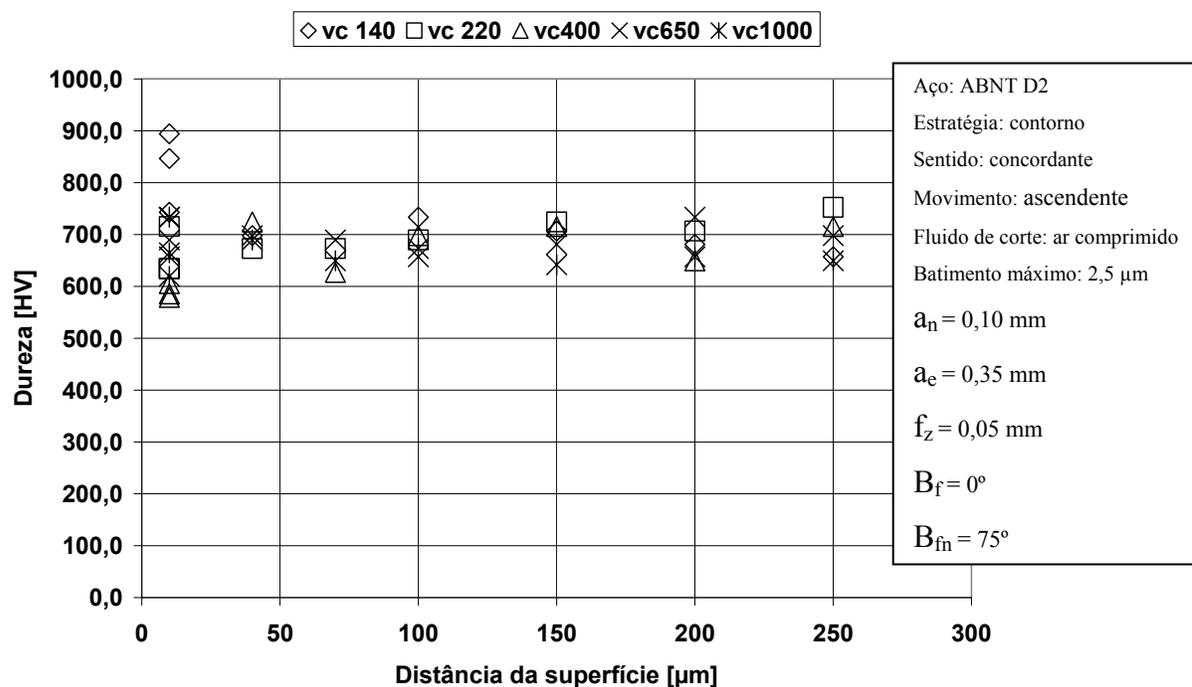


Figura 4.49 Influência da variação dos valores de velocidade de corte no gradiente de dureza da peça usinada.

Observa-se o aumento da dureza superficial para o menor nível da velocidade de corte $v_c =$

140 m/min. Nas demais condições não foram observadas variações significativas entre a média dos valores das medições de dureza realizados próximo à superfície usinada e os realizados na região abaixo da superfície usinada, até a profundidade de 250 μm .

Acredita-se que a pequena espessura do cavaco, associada à baixa velocidade de corte, $v_c = 140$ m/min, e a ocorrência do deslizamento da ferramenta sobre a peça, sejam as principais causas da deformação e do encruamento da superfície usinada, causando o endurecimento superficial da peça, nas condições de corte citadas.

Em todos os ensaios deste bloco, a área da seção transversal do cavaco foi mantida constante. Assim, para velocidades de corte mais elevadas, com o aumento da taxa de deformação, e conseqüentemente da parcela de energia que se transforma em calor, principalmente na zona primária de cisalhamento, infere-se que o cavaco se forme com menor deformação e encruamento da superfície usinada. A menor resistência à formação do cavaco também minimiza o deslizamento da ferramenta sobre a superfície usinada. Acredita-se que isto explique a ausência de endurecimento superficial observada para as velocidades mais elevadas.

b - Análise da influência da variação da velocidade de corte na rugosidade.

Com o objetivo de caracterizar as superfícies geradas, foram realizadas seis leituras de rugosidade, em cada uma das réplicas, na direção transversal do corpo de prova (perpendicular à direção de avanço e aos sulcos deixados pela ferramenta). O parâmetro de rugosidade avaliado foi o Ra, sendo utilizado o cut of de 0,8 mm e o filtro PC50.

A figura 4.50 mostra a influência da velocidade de corte nos valores das rugosidades (Ra), para fresas de topo esférico de MD e de CBN. As fresas intercambiáveis, montadas por interferência térmica, têm as mesmas características geométricas e a mesma montagem no eixo árvore da máquina ferramenta CNC (haste, mandril para fixação e balanço). A rugosidade, medida na superfície de saída da ferramenta, é a mesma para a ferramenta de MD e de CBN (0,17 Ra).

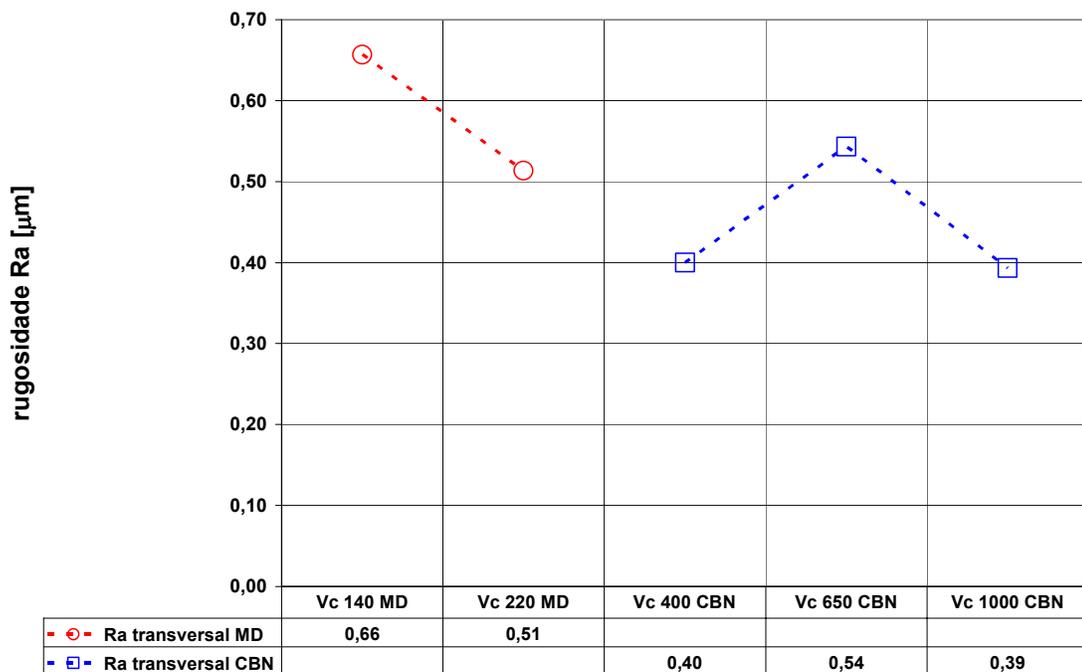


Figura 4.50 Rugosidade Ra [μm] em função da variação da velocidade de corte v_c [m/min], medida no sentido longitudinal e transversal da amostra.

Observa-se na figura 4.50, que com o aumento da velocidade de corte, há uma redução nos valores da rugosidade no sentido transversal para a usinagem realizada com a ferramenta de metal duro. Esta redução pode ser explicada pela interação de diversos fatores, entre eles a

observação da redução dos esforços de usinagem, devido ao aumento da velocidade de corte e da temperatura de usinagem. Para a ferramenta de CBN não foi observada uma diminuição da rugosidade para o menor e o maior nível avaliado. Com a redução dos esforços há redução da deflexão da ferramenta e dos fenômenos do corte nocivos ao acabamento, tais como a vibração, decorrente da variação da espessura do cavaco e o fluxo lateral de cavaco. Também, a observação, de uma forma do cavaco, mais próxima da forma teórica, conforme análise geométrica, da interação da ferramenta com a peça, para os parâmetros de corte utilizados, como constatado na figura 4.48 (a) (b) (c) e (d), nas velocidades de corte mais elevadas, indica um corte mais estável. Para as velocidades de corte menores, 140 m/min e 220 m/min, é maior a deformação da superfície usinada, como poderá ser constatado nas figuras 4.57 a 4.61, e maiores valores de rugosidade. Para velocidades maiores a rugosidade é menor e tende a se estabilizar, para os valores ensaiados. A exceção ocorre para a velocidade de corte de 650 m/min.

Suspeitava-se que se a frequência de entrada dos dentes da ferramenta na peça fosse um múltiplo da frequência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte e mandril, montados no eixo árvore da máquina ferramenta, poderia surgir o fenômeno de vibração auto excitada. Para verificar se isso de fato ocorria, um acelerômetro foi fixado na ponta da ferramenta de corte, e mediu-se a frequência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte e mandril, montados no eixo árvore da máquina ferramenta, que foi de 323 Hz, figura 4.51 e 4.52. Embora este não seja um número múltiplo da frequência de entrada dos dentes da fresa na peça, de 437,6 Hz, para a rotação de 13.130 rpm, que equivale à velocidade de corte de 650m/min, os múltiplos da frequência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte e mandril, montados no eixo árvore da máquina ferramenta, coincidem com os múltiplos da frequência de rotação da ferramenta de corte, de 217,3 Hz, e foram observados no gráfico de frequências geradas durante a usinagem a 650m/min, figura 4.53. Acredita-se que isto explique o aumento de rugosidade observado para esta velocidade de corte.

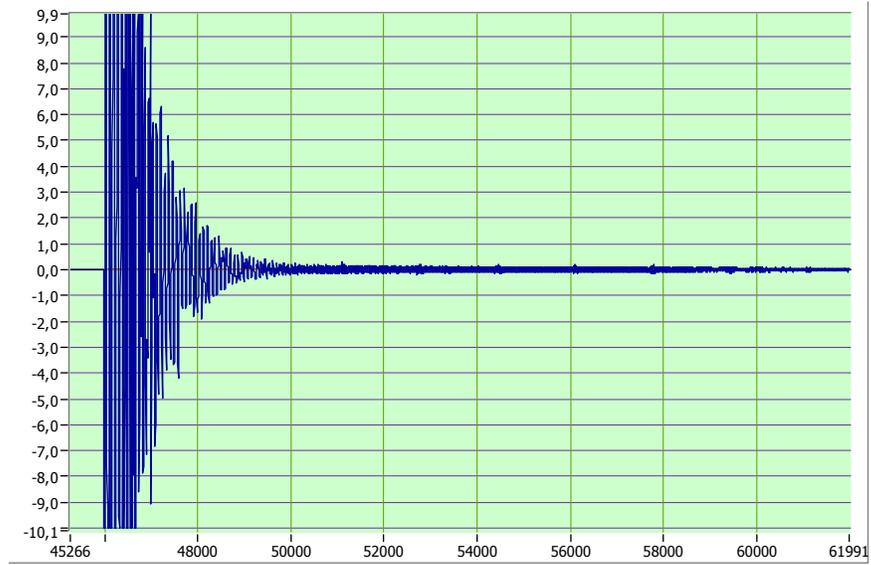


Figura 4.51 Medição da freqüência natural de vibração da ferramenta de corte.

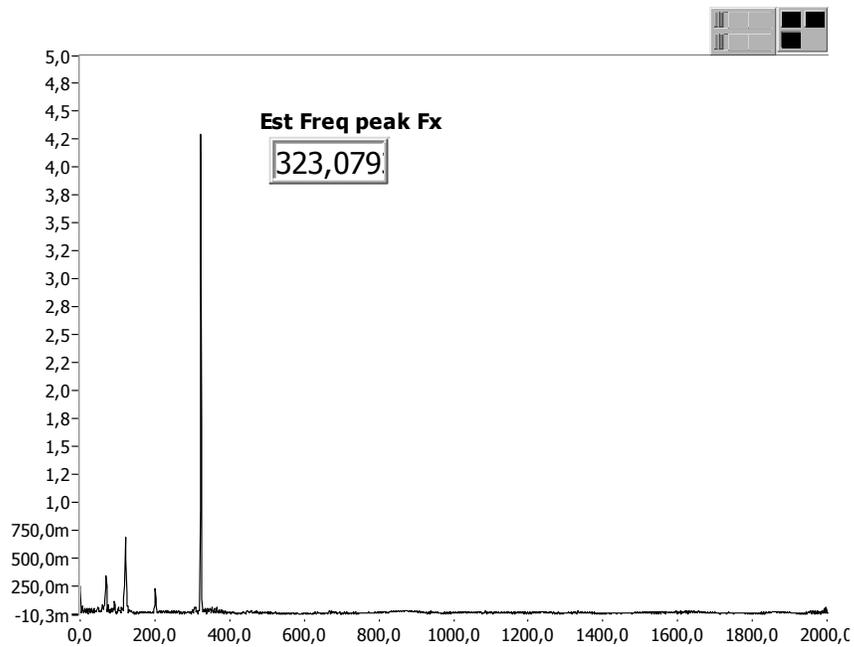


Figura 4.52 Espectro da freqüência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte, mandril e eixo árvore, com o eixo árvore parado.

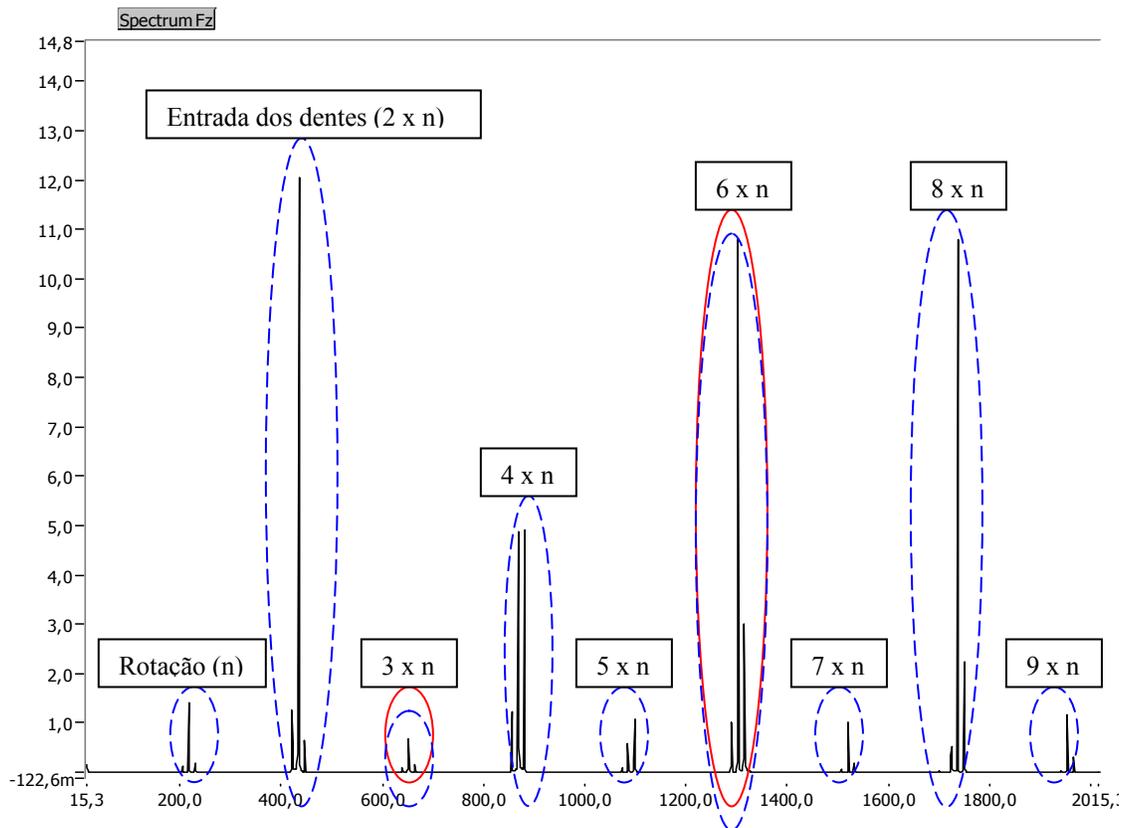


Figura 4.53 Espectro das frequências observadas durante a usinagem com a velocidade de corte (v_c) de 650m/min.

As linhas tracejados indicam a frequência de rotação (217,3 Hz), de entrada dos dentes (434,6 Hz), e seus múltiplos (651,9 Hz, 867,9 Hz, 1302 Hz e 1750 Hz). Os outros dois círculos com linha contínua indicam os múltiplos da frequência natural de vibração da ferramenta de corte (651,9 Hz e 1302 Hz). Acredita-se que durante a usinagem, em função da vibração, a superfície de folga da ferramenta de corte se choque periodicamente com a superfície usinada, prejudicando o acabamento superficial.

A figura 4.54 (a) apresenta a foto da superfície usinada com velocidade de corte $v_c=140\text{m/min}$, com uma ampliação de 80x. É possível notar a ocorrência de marcas escuras na superfície usinada. Acredita-se que estas marcas resultem da deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do deslizamento da ferramenta de corte sobre ela. Para as outras velocidades de corte, figura 4.54 (b), (c) e (d), estas marcas não foram observadas.

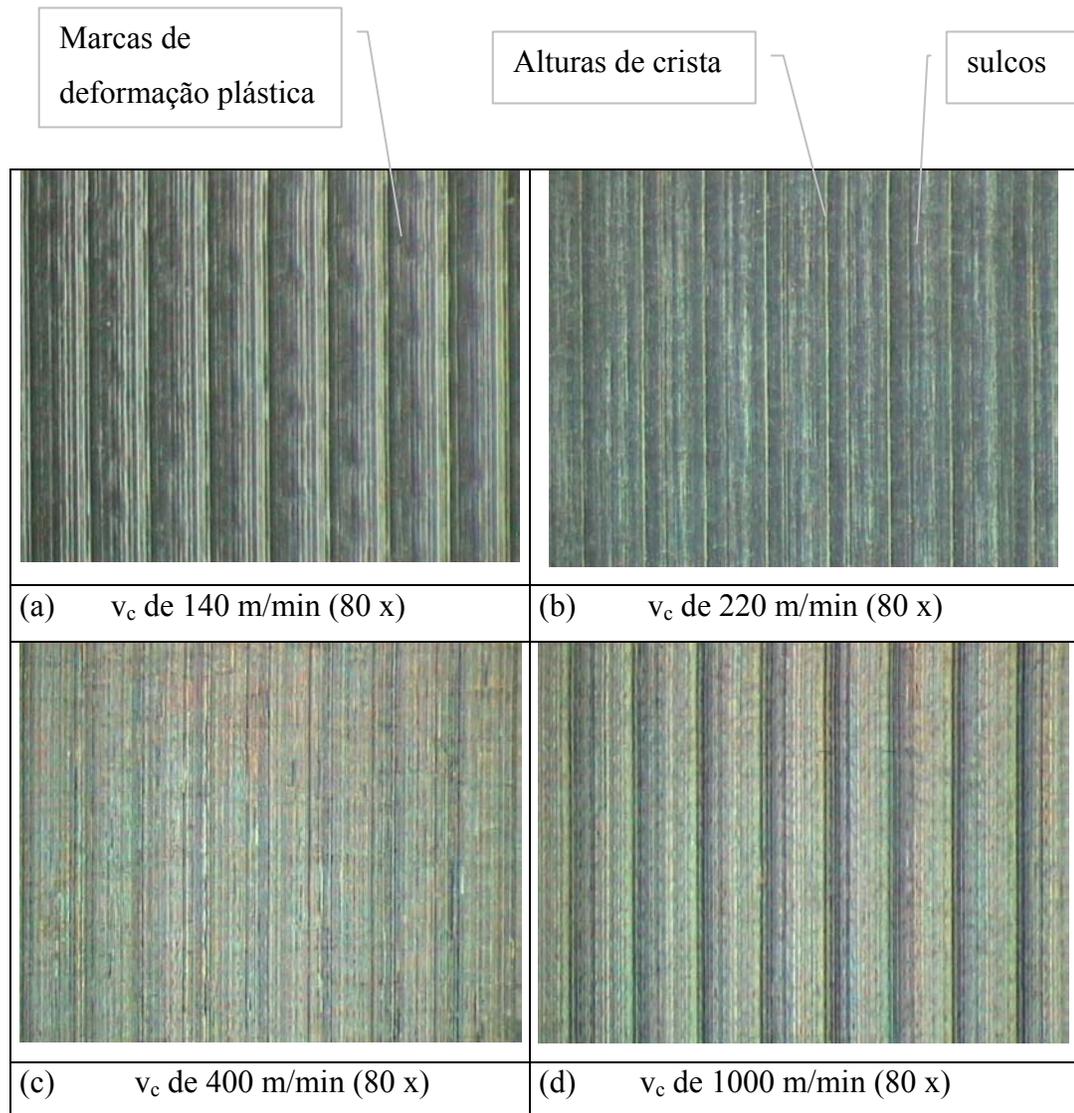


Figura 4.54 (a), (b), (c) e (d) Fotos das superfícies usinadas para diferentes velocidades de corte.

Também a análise da superfície usinada demonstrou que a superfície apresentava muitas irregularidades, que também podem ser indícios de vibração.

Na figura 4.55, podem ser observadas estas irregularidades na superfície usinada, mais visíveis na “crista”.

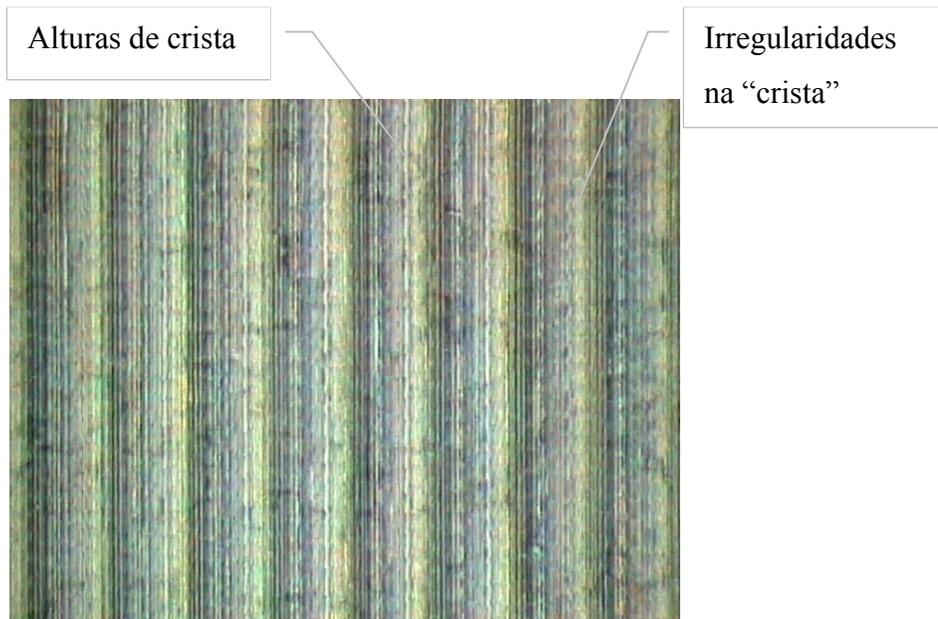


Figura 4.55 Foto da superfície usinada com a velocidade de corte (v_c) de 650 m/min (ampliação de 80 x).

Através da observação no estéreo microscópio, notou-se que estas marcas de irregularidade se repetem periodicamente, o que também sugere a ocorrência de vibração durante a usinagem com a velocidade de corte $v_c=650\text{m/min}$.

c - Análise da influência da velocidade de corte nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial.

A microestrutura na superfície do corpo de prova foi observada, para diferentes valores de velocidade de corte. Deformações e irregularidades na superfície foram localizadas e comentadas.

A figura 4.56 mostra a Microestrutura do corpo de prova antes do fresamento.

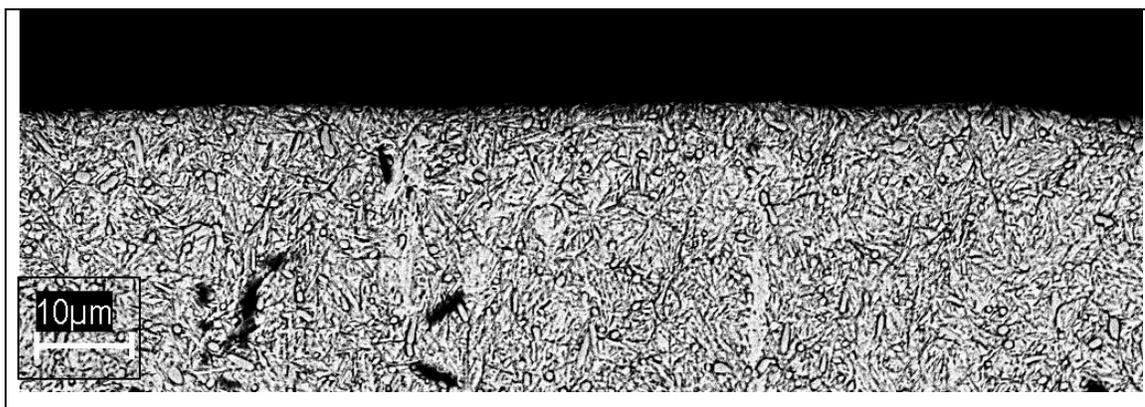


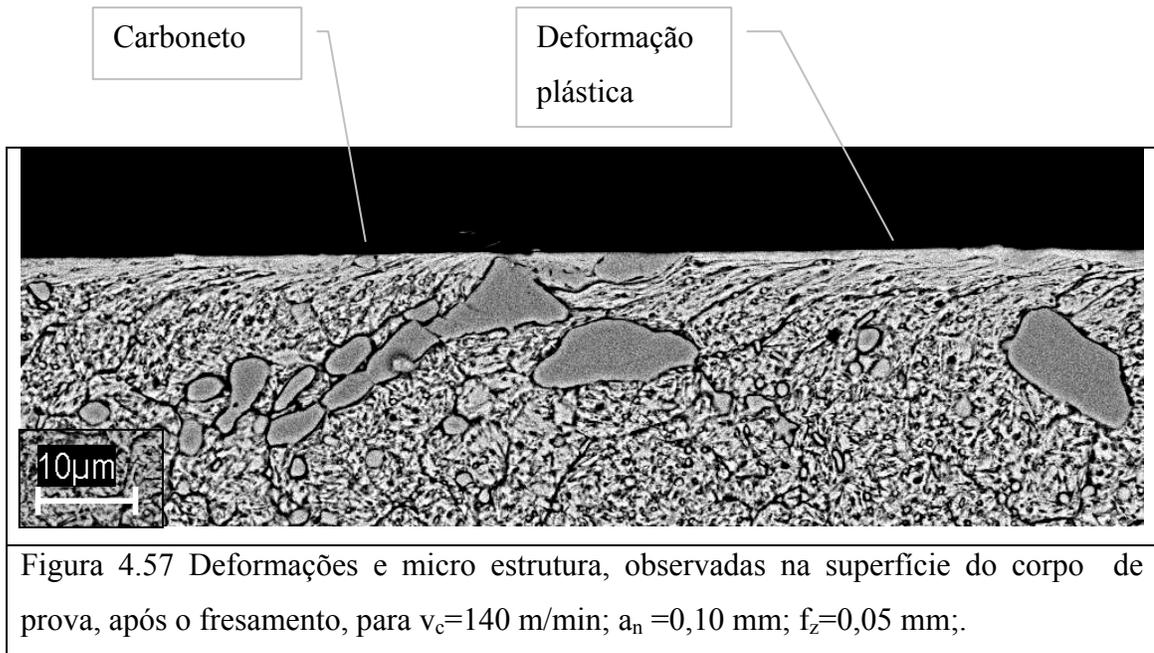
Figura 4.56 Micro estrutura observada na superfície do corpo de prova, antes do fresamento.

Observa-se na figura 4.56 que a superfície dos corpos de prova não apresentava deformações, irregularidades ou indícios de dano de origem térmica.

As figuras 4.57, 4.58, 4.59, 4.60 e 4.61 mostram a microestrutura e as deformações, observadas na superfície dos corpos de prova, para diferentes valores de velocidade de corte, após o fresamento.

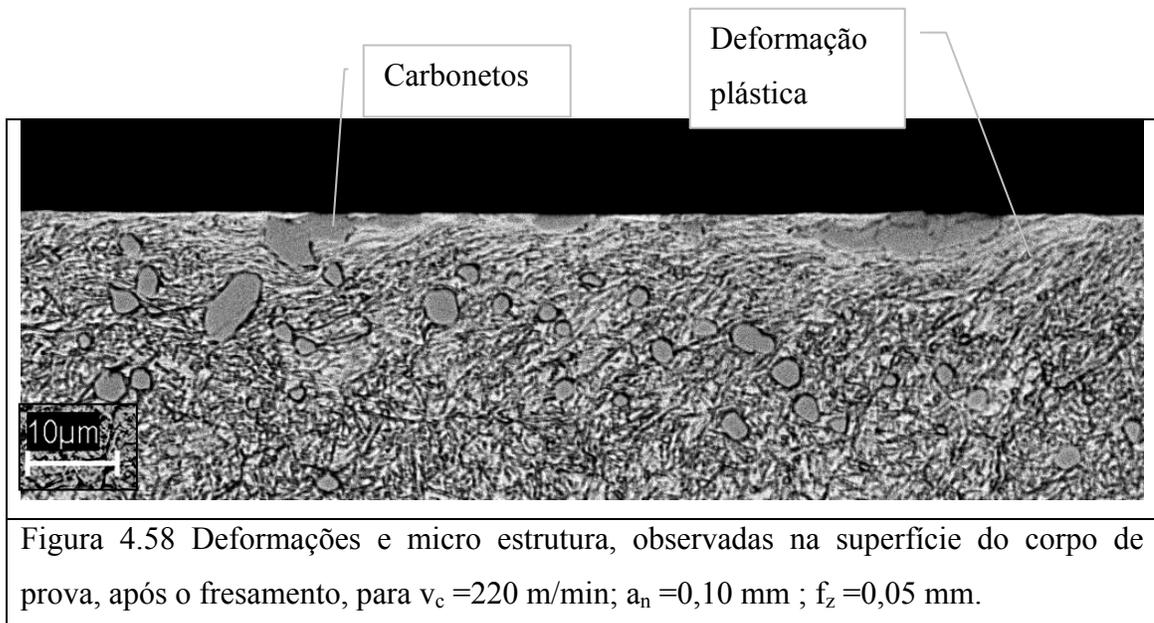
Nas figuras 4.57 e 4.58 observa-se uma camada de pequena espessura, menor que 10 μm , de material deformado, na direção do movimento de avanço da ferramenta de corte.

Na figura 4.57, para a velocidade de corte de 140m/min, observa-se a deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco e do atrito da ferramenta ao deslizar sobre a superfície usinada.



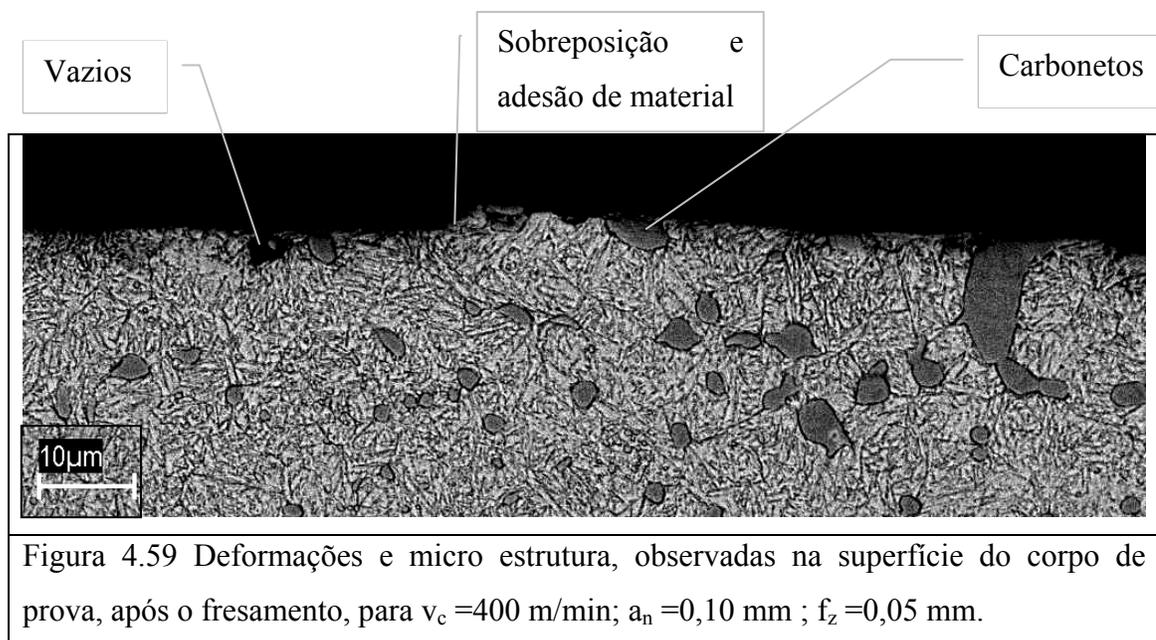
Apesar dos carbonetos escorarem a movimentação do material na superfície da peça, não foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície. Pequenas inclusões de carbonetos podem ser vistas na superfície. Não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

Na figura 4.58, para a velocidade de corte de 220m/min, também se observa a deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco e do atrito da ferramenta ao deslizar sobre a superfície usinada.



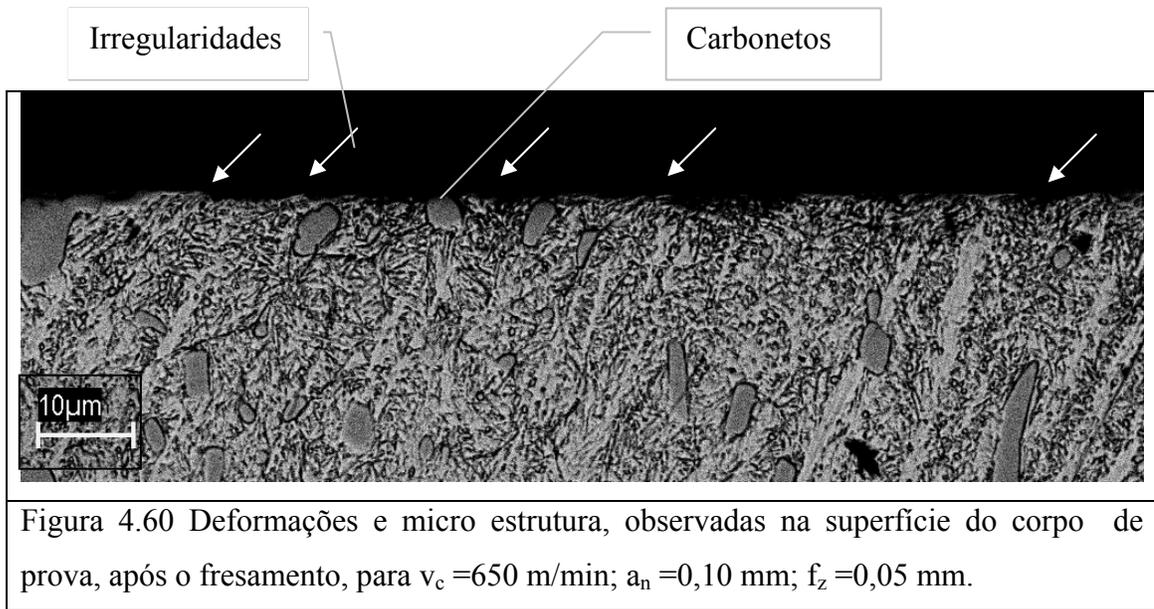
Não foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície, porém podem ser vistas inclusões de carbonetos na superfície. Não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

A figura 4.59 mostra a micro estrutura, observada na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para a velocidade de corte $v_c = 400$ m/min.



Observa-se que a partir desta velocidade de corte não foi observada a ocorrência de deformação plástica mais intensa na superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco. Supõe-se que o aumento da taxa de deformação e consequentemente, do calor gerado na zona primária de cisalhamento, facilitem a formação do cavaco, ocorrendo uma deformação mais intensa na zona de cisalhamento primária e secundária sendo menor o trabalho mecânico sobre a superfície usinada. Foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície, causada pela presença dos carbonetos, que são uma barreira à movimentação do material durante a formação do cavaco. Podem ser vistas inclusões de carbonetos na superfície. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, e não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

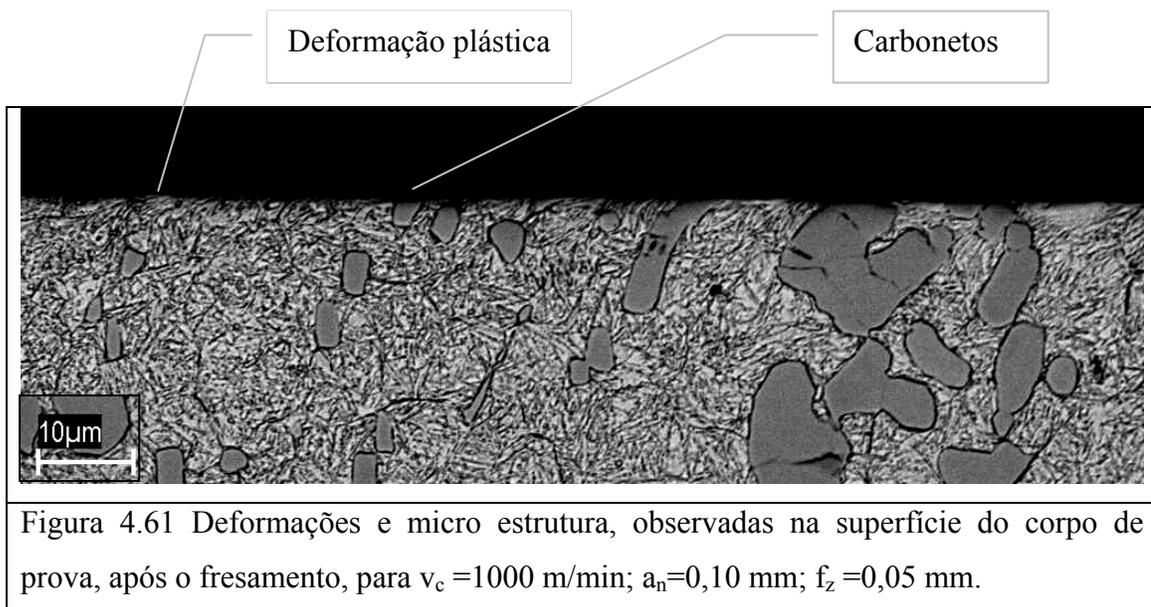
Na figura 4.60, para a velocidade de corte de 650m/min, observa-se praticamente a ausência de deformação plástica da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco.



Foi observada a existência de carbonetos na superfície usinada. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor ou camadas refundidas e não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material. Apesar de não haver sobreposição ou adesão de material na superfície, foram observadas irregularidades, que sugerem a ocorrência de vibração.

Na figura 4.61, para a velocidade de corte de 1000m/min, observa-se praticamente a ausência da camada de deformação plástica na superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco. Não foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície, zona afetada pelo calor ou camadas refundidas e não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material. Foi observada a existência de inclusões de carbonetos, o que parece ser uma característica típica do material em estudo.

Um outro indício de um processo de corte diferenciado, para a velocidade de corte $v_c = 650$ m/min, pode ser notado quando se compara o resultado desta com a usinagem para a velocidade de corte $v_c = 1000$ m/min, nas figuras 4.60 e figura 4.61, respectivamente. A superfície usinada com a $v_c = 1000$ m/min apresenta-se mais uniforme do que a usinada com a $v_c = 650$ m/min.



Sabe-se que para os materiais endurecidos a espessura da deformação plástica na superfície é menor do que para os materiais dúcteis. Através dos ensaios realizados, observa-se que a espessura da camada deformada, à medida que a velocidade de corte aumenta, para os níveis estudados, diminui. Uma possível explicação pode ser o aumento do calor na zona primária de cisalhamento ocorrendo concomitantemente com a redução da transferência de calor, desta zona para a ferramenta e para a peça, de modo que o fluxo de calor e de material fique concentrado em uma região menor.

d - Análise da influência da velocidade de corte na tensão residual da superfície usinada.

A figura 4.62 mostra a variação dos valores de velocidade de corte na tensão residual.

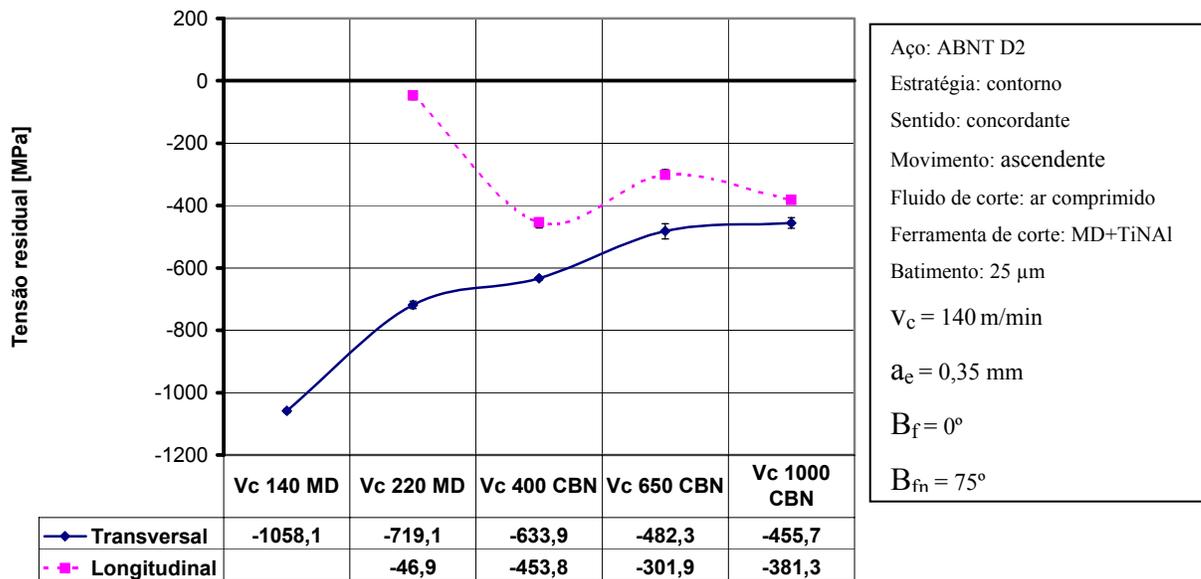
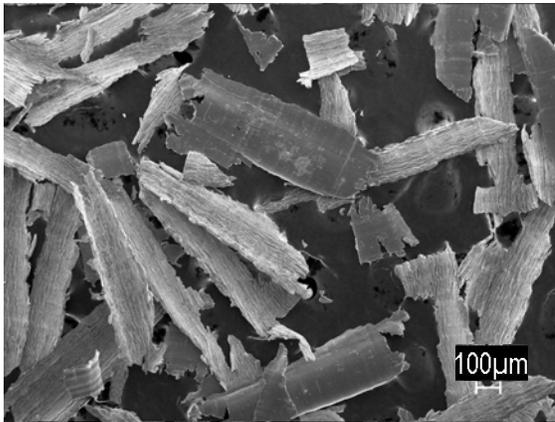


Figura 4.62 - Influência da variação dos valores de velocidade de corte na tensão residual.

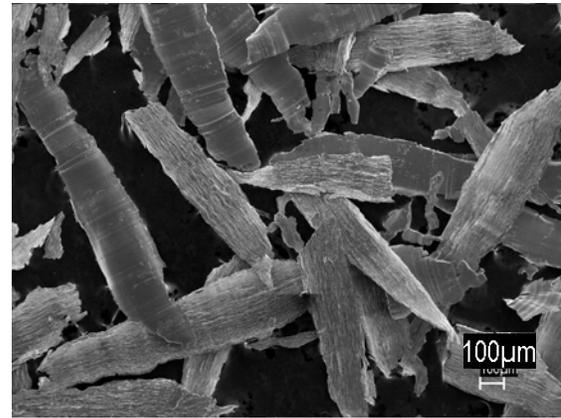
Para os níveis dos parâmetros de corte avaliados o aumento da velocidade de corte fez com que a tensão residual, medida no sentido longitudinal, se tornasse mais compressiva, tendendo a estabilizar, para valores acima de 650m/min. Já a tensão residual, medida no sentido transversal, mostrou-se mais compressiva para o menor valor da velocidade de corte (v_c), de 140m/min, e apresentou a tendência de tornar-se mais trativa, e estabilizar em um patamar compressivo, em torno de 455 MPa. Da observação do gráfico conclui-se que, considerando-se a medição da tensão residual na superfície usinada, nas direções, de avanço (tensão longitudinal) e perpendicular à direção de avanço (tensão transversal), o aumento da velocidade de corte, nos níveis avaliados, conduz à existência de tensões compressivas nas duas direções de medição, o que é benéfico para a peça.

4.3.4 - Análise da influência da variação da velocidade de corte na forma e no tipo do cavaco gerado.

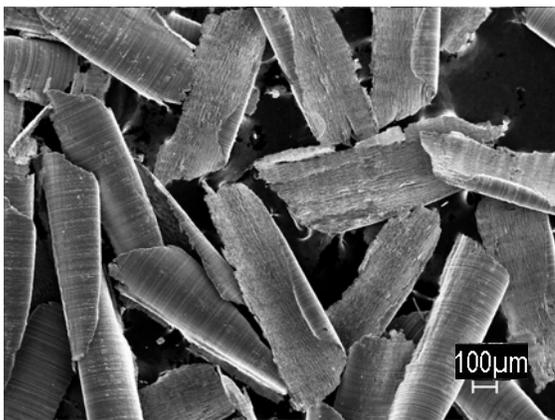
A figura 4.63 (a) (b) (c) e (d) mostra as formas do cavaco geradas, para os diferentes valores da velocidade de corte.



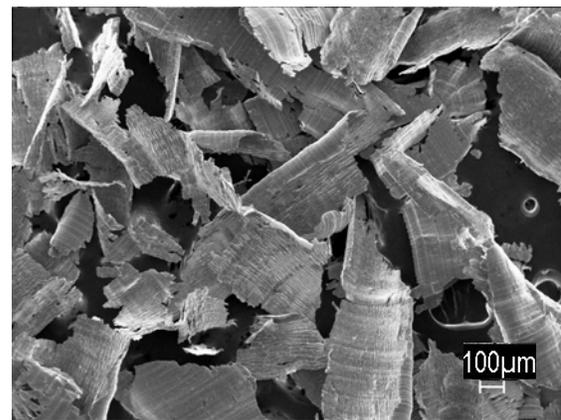
(a) $v_c=140$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm



(b) $v_c=220$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm



(c) $v_c=400$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm



(d) $v_c=1000$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm

Figura 4.63 (a) (b) (c) e (d) Forma do cavaco gerado nas velocidades de corte.

Nas figuras 4.63 (a) e (b) observa-se que o cavaco tem a forma de pequenos pedaços pontiagudos, o que exige muita cautela durante o seu manuseio no chão de fábrica.

Na figura 4.63 (c), observa-se que o cavaco, para velocidade de corte de 400 m/min, forma - se integralmente, e que este é o formato que mais se aproxima do formato teórico, esperado em função da geometria da ferramenta de corte, das condições de contato e dos parâmetros de usinagem utilizados.

Na figura 4.63 (d), observa-se que o cavaco, para velocidade de corte de 1000 m/min não se forma integralmente, como no formato teórico ideal. No entanto, ele também difere dos formatos observados para as velocidades de 140 m/min e de 220 m/min figuras 4.63 (a) e (b).

A figura 4.64 mostra o formato do cavaco para a velocidade de corte de 650 m/min.

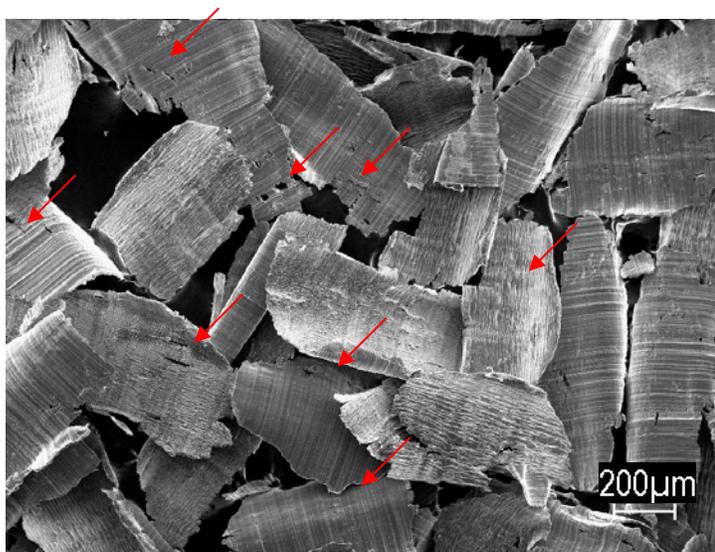
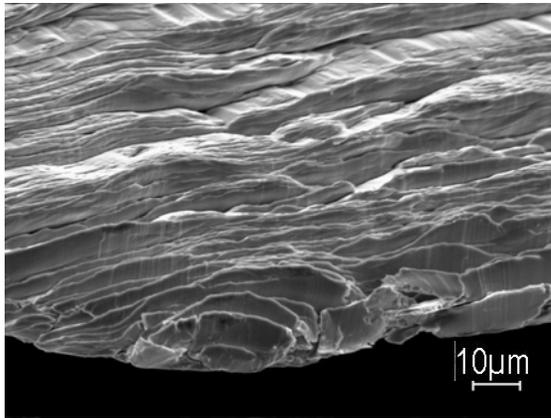


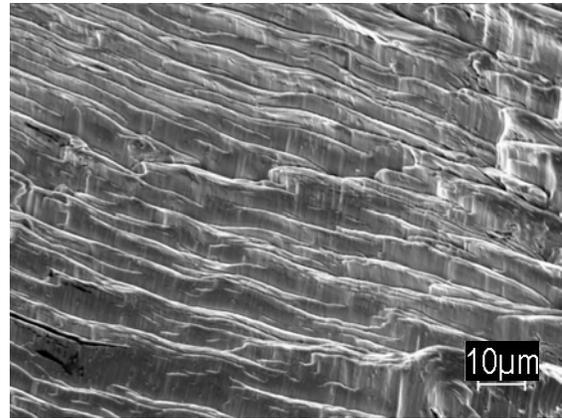
Figura 4.64 Forma do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 650m/min.

Observa-se que o cavaco tende a se formar integralmente, mas há algumas descontinuidades, que sugerem a variação da espessura do cavaco durante o corte, possivelmente, devido à ocorrência de vibração.

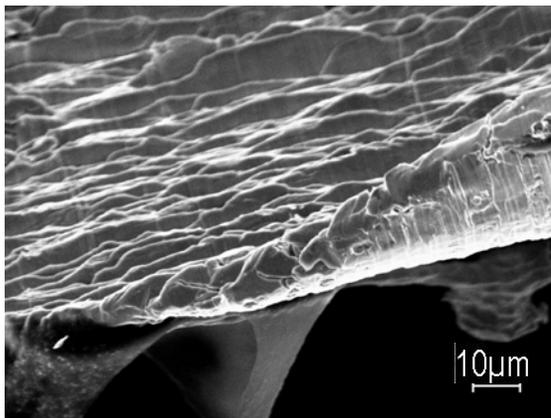
A figura 4.65 (a) (b) (c) e (d) mostra o tipo do cavaco gerado nas diferentes condições de usinagem. Observa-se que o tipo dos cavacos apresentados na figura é de cisalhamento.



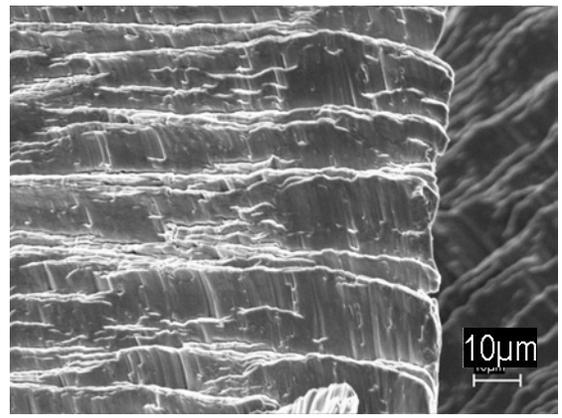
(a) $v_c = 140$ m/min; $a_p = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm



(b) $v_c = 220$ m/min; $a_p = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm



(c) $v_c = 400$ m/min; $a_p = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm



(d) $v_c = 650$ m/min; $a_p = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,05$ mm

Figura 4.65 (a) (b) (c) e (d) Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições de usinagem.

Com o aumento da velocidade, o cavaco torna-se mais segmentado, o que pode ser comprovado através da observação das figuras 4.65 (a) (b) (c) (d) e 4.66, que mostram, com ampliação de 1000 vezes, os cavacos formados nas velocidades de corte (v_c) de 140 m/min, 220 m/min, 400 m/min, 650 m/min e de 1000m/min, respectivamente. O cavaco mostrado na figura 4.66, com a velocidade de corte de 1000m/min, apresenta indícios de uma deformação mais intensa, e tende a ser mais segmentado, do que o gerado com a velocidade de corte de 140m/min, da figura 4.65 (a).

Isto também pode ser comprovado através das micrografias apresentadas na figura 4.67 (b) e (d).

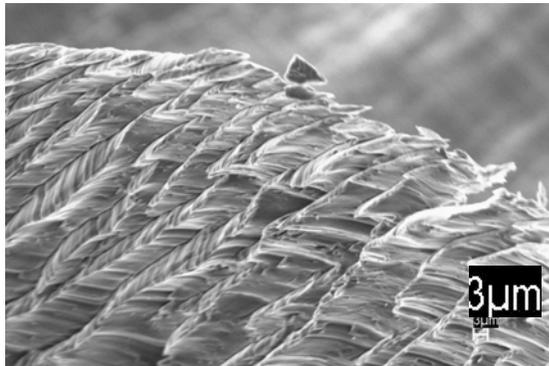


Figura 4.66 Tipo do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e avanço por dente (f_z) de 0,05 mm.

Como observado por Poulachon, e confirmado através da observação das micrografias dos cavacos apresentadas na figura 4.67 (b), onde $v_c = 140$ m/min, e (d), onde $v_c = 1000$ m/min, a segmentação do cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte, e conseqüente aumento da taxa de deformação. Observa-se uma mudança no mecanismo de formação do cavaco, que para velocidades mais baixas apresenta uma deformação mais uniforme e lamelas justapostas, com pouca segmentação. Para velocidades de corte mais altas apresenta áreas de deformação mais intensa nas interfaces entre uma lamela e outra e maior segmentação.

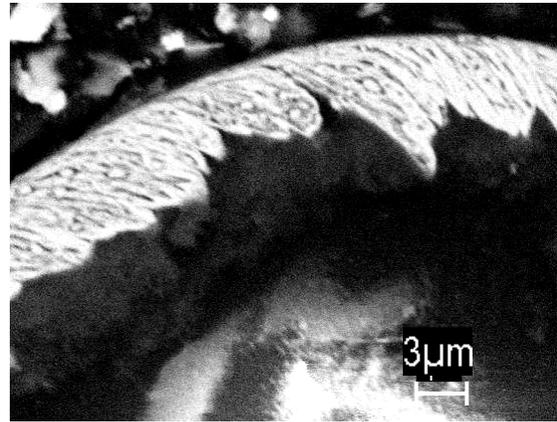
Esta mudança no mecanismo de formação do cavaco também pode ser observada através da mudança da cor do cavaco, na figura 4.67 (a), com a velocidade de corte (v_c) de 140m/min e 4.67 (c) com a velocidade de corte (v_c) de 1000m/min. Uma maior quantidade de calor é transferida para o cavaco quando a velocidade de corte aumenta, e este muda de cor.

Infere-se que a principal mudança seja a passagem de um mecanismo de deformação e cisalhamento mais uniforme para as baixas velocidades de corte, para um mecanismo de cisalhamento termoplástico adiabático localizado. Com o aumento da velocidade de corte e manutenção do volume de material a ser removido (sobrematerial (a_n) e avanço por dente (f_z) constantes), há um aumento na taxa de deformação, ou seja, o mesmo volume de material passa a ser deformado num período de tempo menor e a deformação ocorre de forma concentrada numa determinada região, em função do curto período de tempo, o calor também fica concentrado nesta

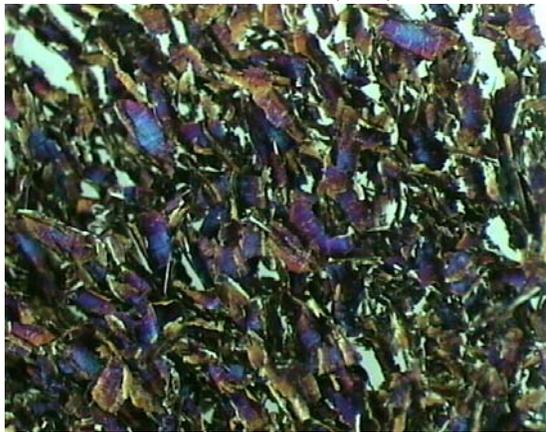
região, o que confere as características adiabáticas do processo e conduz à formação de zonas de intenso cisalhamento localizado, de tal forma que a maior parte do calor esteja concentrada na massa de material que se desprende da peça, ou seja, no cavaco.



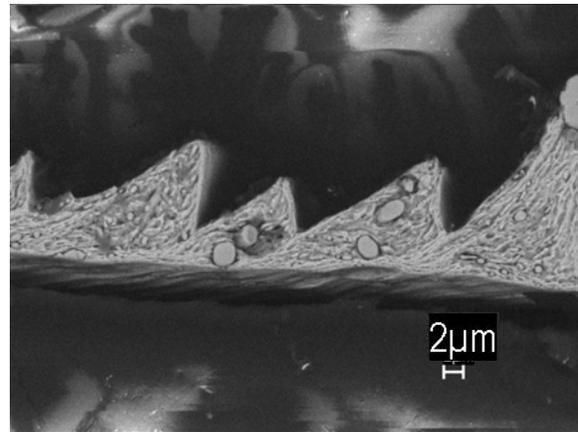
(a) $v_c=140$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm (36x)



(b) $v_c=140$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm



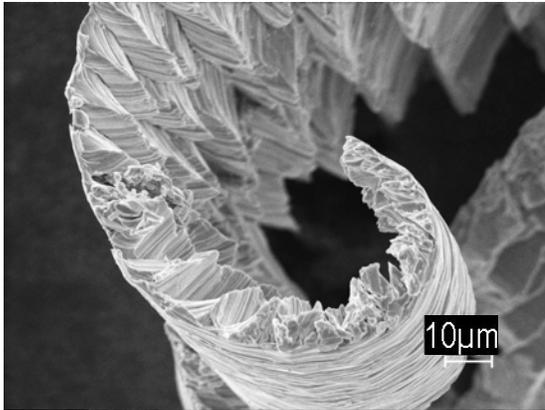
(c) $v_c=1000$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm (36x)



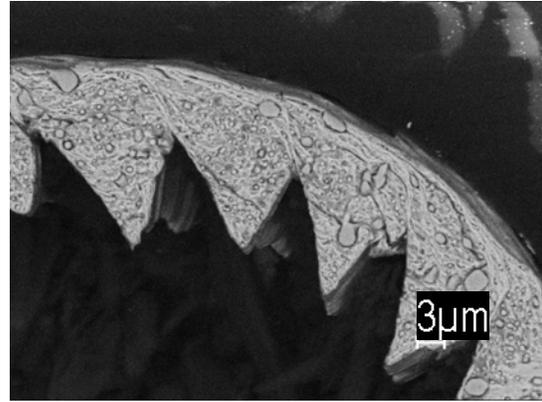
(d) $v_c=1000$ m/min; $a_n=0,10$ mm;
 $f_z=0,05$ mm

Figura 4.67 (a) (b) (c) e (d) Tipo e forma dos cavacos gerados com a velocidade de corte (v_c) de 140 m/min e de 1000 m/min.

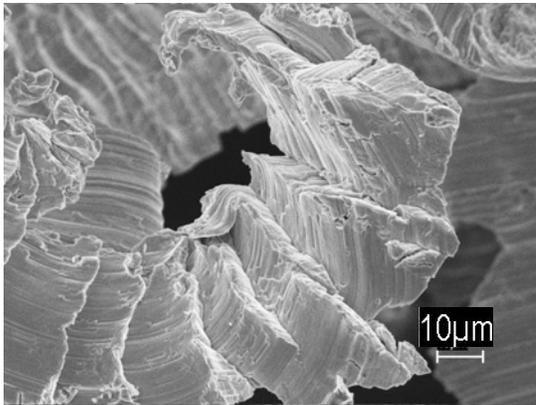
A figura 4.68 (a), (b), (c) e (d) apresenta o cavaco, para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm, com o desgaste (VB) da ferramenta de corte de 0,08 mm.



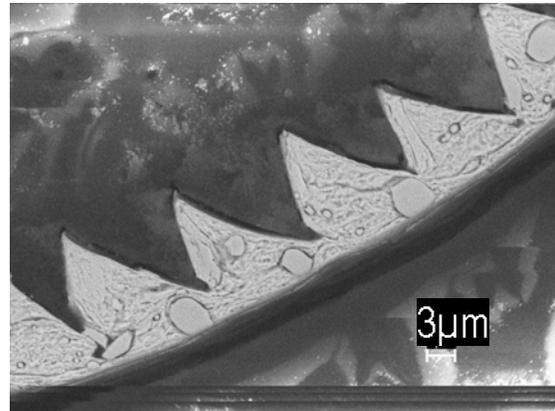
(a) $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm



(b) $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm



(c) $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm



(d) $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm;
 $f_z = 0,10$ mm

Figuras 4. 68 (a), (b), (c) e (d) Micrografias dos cavacos gerados para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm, com o menor desgaste (VB) da ferramenta de corte.

Observa-se que o aumento do avanço por dente (f_z) com a velocidade de corte (v_c) de 1000m/min tem um efeito similar na segmentação do cavaco ao observado para a velocidade de corte (v_c) de 140m/min, ou seja, com o aumento do avanço por dente (f_z) há um aumento na segmentação do cavaco, para os níveis avaliados neste trabalho. Semelhante observação foi observada por Schulz, na usinagem de ligas de alumínio (AlZnMgCu1,5) com diferentes estágios de precipitação (Shulz, 2001).

4.4 - Bloco de Ensaio 04: análise da influência da variação dos valores de desgaste da ferramenta de corte (VB) nas variáveis de resposta.

O objetivo deste bloco de ensaios foi o de caracterizar a influência do desgaste VB na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, ocorrência de inclusões e adesões de material, micro estrutura, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual).

Com o objetivo de se verificar a influência do desgaste, utilizou-se uma ferramenta de CBN com um valor extremo de desgaste (VB) igual a 0,50 mm, em comparação com uma outra onde o desgaste era inferior a 0,08 mm. O valor extremo de desgaste foi gerado para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/min. As figuras 4.69 (a) e (b) e 4.70 mostram a ferramenta de CBN desgastada.

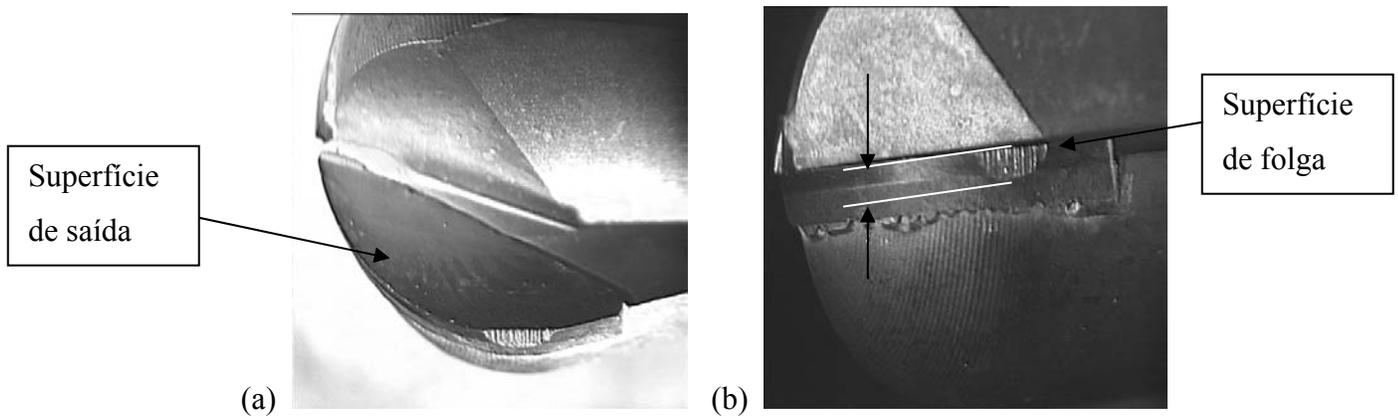


Figura 4.69 Fotos da ferramenta de CBN desgastada, ampliação de 16 x, para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min e o avanço por dente (f_z) de 0,10 mm/min, utilizada na usinagem do aço ABNT D2. (a) Superfície de Saída; (b) Desgaste da superfície de folga da ferramenta (VB) de 0,50 mm.

A figura 4.70 mostra o desgaste da superfície de folga da ferramenta, VB=0,50 mm, utilizada na usinagem do aço ABNT D2, com ampliação de 32x.

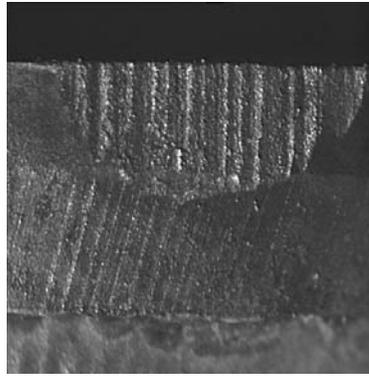


Figura 4.70 - Desgaste VB de 0,50 mm na ferramenta de CBN com ampliação de 32 x.

Observa-se que a superfície de folga da ferramenta apresenta sulcos, que são o resultado de um intenso desgaste abrasivo, na direção da velocidade de corte. Segundo Poulachon, os sulcos aparecem no começo da usinagem e nunca desaparecem. Ele sugere que o desgaste seja causado por carbonetos, uma vez que cada sulco é aproximadamente do tamanho dos grupos do carboneto M_7C_3 . Boehner também chegou a esta conclusão em seus trabalhos, para a velocidade de corte (v_c) de 220 m/min (Boehner, 1999) (Poulachon, 2003 b).

A tabela 3.6 apresenta as constantes e as variáveis de influência e de resposta deste bloco e os resultados obtidos são apresentados e comentados a seguir.

4.4.1 - Análise da influência na qualidade da superfície usinada (perfil de micro dureza, transformações metalúrgicas, ocorrência de zona afetada pelo calor e camadas refundidas, deformação plástica da superfície usinada, sobreposições, ocorrência de inclusões e adesões de material e micro estrutura, alterações metalúrgicas, rugosidade e tensão residual).

a - Análise da influência da variação do desgaste VB na rugosidade.

Com o objetivo de caracterizar as superfícies geradas, foram realizadas seis leituras de rugosidade, em cada uma das réplicas, na direção transversal do corpo de prova (perpendicular à direção de avanço, e aos sulcos deixados pela fresa de topo esférico). Os parâmetros de rugosidade avaliados foram o R_a , o R_y , o R_z e o R_q , sendo utilizado o cut of de 0,8 mm e o filtro PC50.

A tabela 4.1 mostra a influência do desgaste da superfície de folga da ferramenta de corte (VB), para $v_c=1000$ m/min, $a_n=0,10$ mm e $f_z=0,10$ mm, nos valores das rugosidades.

Tabela 4.1 Variação da rugosidade em função do desgaste da superfície de folga da ferramenta de corte (VB), para $v_c=1000$ m/min, $a_n=0,10$ mm e $f_z=0,05$ mm.

Rugosidade	VB = 0,50 mm	VB = 0,08 mm
Ra	1,25 um	0,42 um
Ry	5,13 um	2,41 um
Rz	5,13 um	2,41 um
Rq	1,43 um	0,51 um

Observa-se que com o maior desgaste a rugosidade foi maior em todos os parâmetros avaliados, em concordância com os resultados apresentados por Koshy, para a usinagem do aço ABNT D2, na mesma faixa de dureza (Koshy, 2002).

A figura 4.71 mostra o “Perfil R”, durante a verificação da rugosidade, para os dois níveis do desgaste da superfície de folga (VB) avaliados.

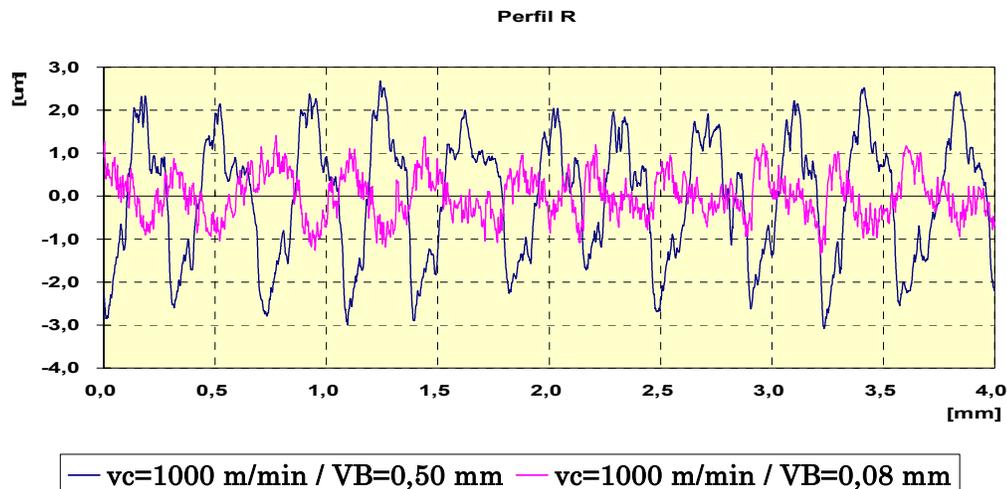


Figura 4.71 Perfil R para o desgaste da superfície de folga (VB) de 0,08 mm e de 0,50 mm.

Observa-se que a variação na amplitude do sinal é maior para o desgaste (VB) de 0,5 mm. Segundo Whitehouse, a maior variação na amplitude do sinal indica a ocorrência de vibração durante a usinagem (Whitehouse, 1994).

Na figura 4.72 observa-se no microscópio, com a ampliação de 6 x, através do reflexo da luz na superfície usinada, sinais da ocorrência de vibração.

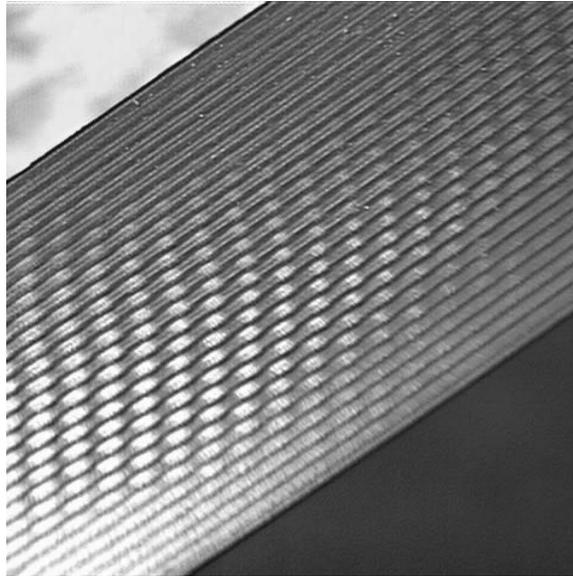


Figura 4.72 Indicação da ocorrência de vibração na superfície usinada, para o maior valor de desgaste da superfície de folga ($VB=0,50$ mm), com ampliação de 6x.

b - Análise da influência do desgaste VB nas alterações metalúrgicas e no nível de deformação da camada superficial.

A microestrutura na superfície do corpo de prova foi observada, para diferentes valores de desgaste da ferramenta de corte.

A figura 4.73 mostra a micrografia da superfície, do aço ABNT D2, usinada com a ferramenta desgastada com $VB = 0,08$ mm.

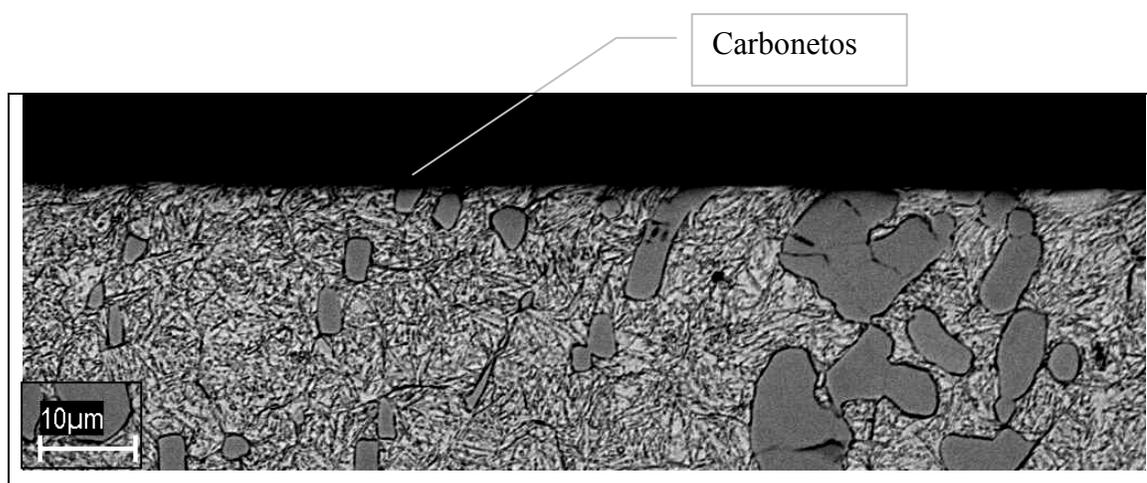


Figura 4.73 Microestrutura observada na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB = 0,08$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm.

Observa-se uma pequena deformação e a ocorrência de inclusões na superfície usinada. Não foram observadas alterações metalúrgicas na superfície usinada.

As figuras 4.74 e 4.75 mostram a micrografia da superfície, do aço ABNT D2, usinada com a ferramenta desgastada com $VB = 0,50$ mm.

Na figura 4.74 observa-se a formação de uma estrutura com forma “colunar”, de espessura variável, o que é um forte indicativo da ocorrência de fusão do material na superfície usinada.

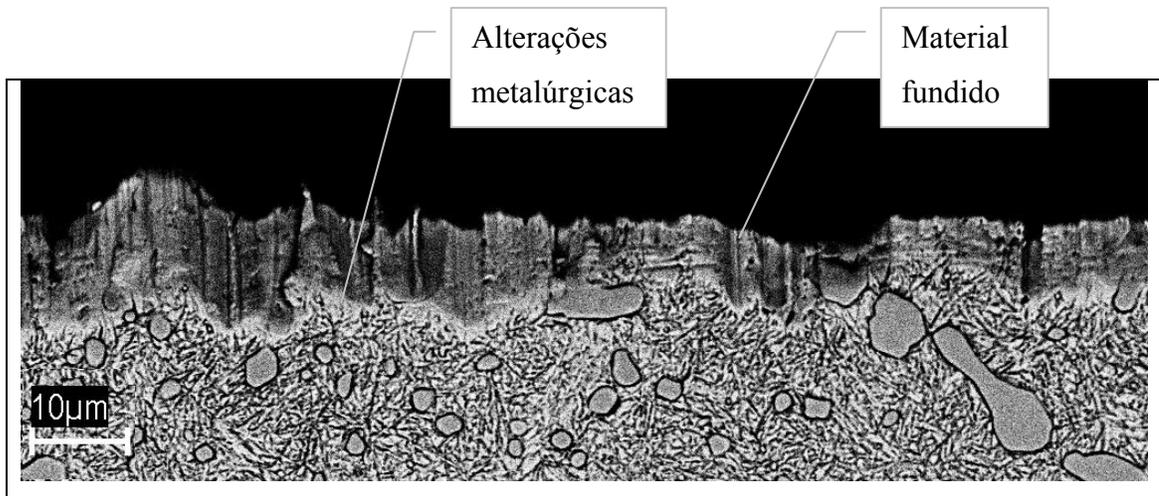


Figura 4.74 Indícios da ocorrência de fusão na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB = 0,50$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x).

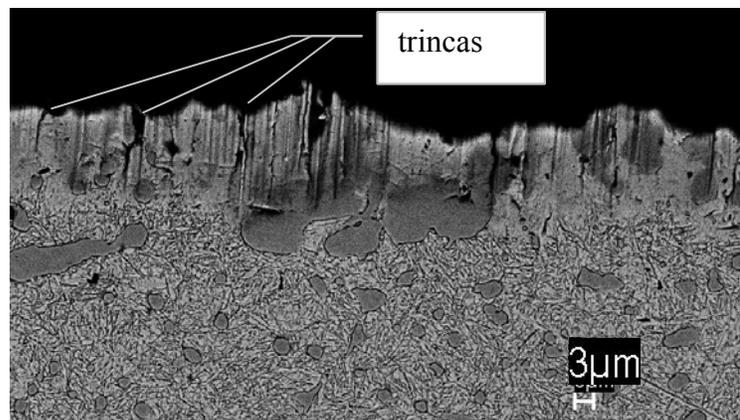


Figura 4.75 Ocorrência de trincas na superfície do corpo de prova, após o fresamento, para $VB = 0,50$ mm, $v_c = 1000$ m/min; $a_n = 0,10$ mm; $f_z = 0,05$ mm (1000x).

Na figura 4.75 observa-se a formação de trincas na região do material fundido, na superfície usinada. As trincas indicam a ocorrência tensões trativas na superfície, que podem reduzir a vida útil do molde.

c - Análise da influência da variação do desgaste VB no perfil de micro dureza.

Os ensaios de micro dureza foram realizados com uma carga de trabalho de 25 g, sendo executadas três medições à distância de 10 μm da superfície usinada, com um intervalo de 30 μm

entre uma e outra. As demais medições foram realizadas conforme o diagrama da Figura 3.13, até a profundidade de 250 μm .

A figura 4.76 apresenta o efeito da variação do desgaste da superfície de folga (VB) na micro dureza.

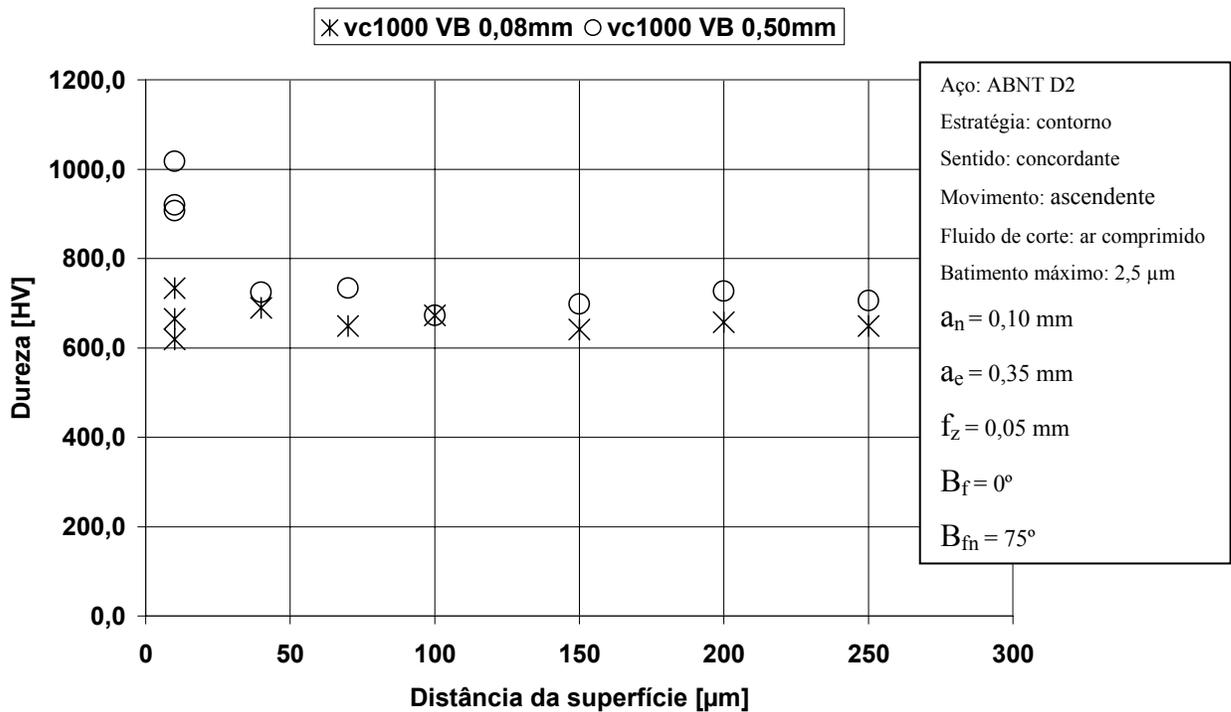


Figura 4.76 Influência da variação dos valores do desgaste da superfície de folga (VB) no gradiente de dureza da peça usinada, para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm/dente e o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm.

Observa-se um aumento da dureza superficial para o maior nível do desgaste da superfície de folga (VB), de 0,50 mm. Inicialmente atribuiu-se este aumento de dureza à maior deformação da superfície usinada, porém após a observação das figuras 4.74 e 4.75, foi possível identificar a ocorrência de fusão na superfície do material. Assim, atribui-se a maior dureza à camada de material fundido observada na superfície. Na região abaixo da superfície usinada, não foram observadas variações significativas nos valores das medições de dureza realizados até a profundidade de 250 μm .

4.4.2 - Análise da influência da variação do desgaste VB na forma e no tipo do cavaco gerado.

A forma de cavaco que mais se aproximou do formato teórico foi a obtida para a velocidade de corte de 400 m/min, que pode ser observada na figura 4.77.

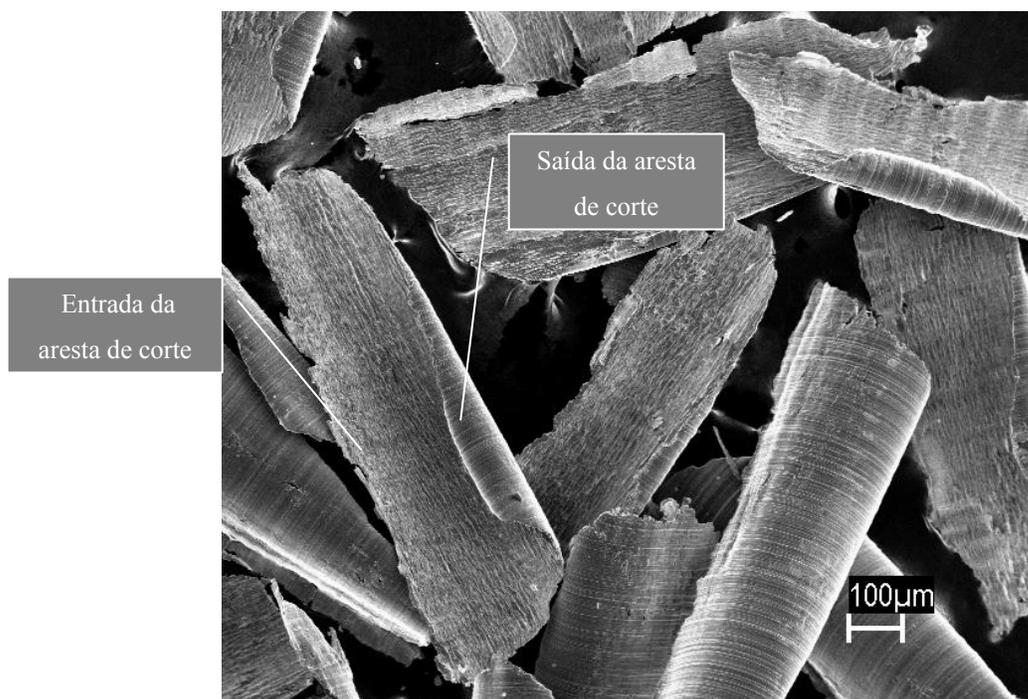
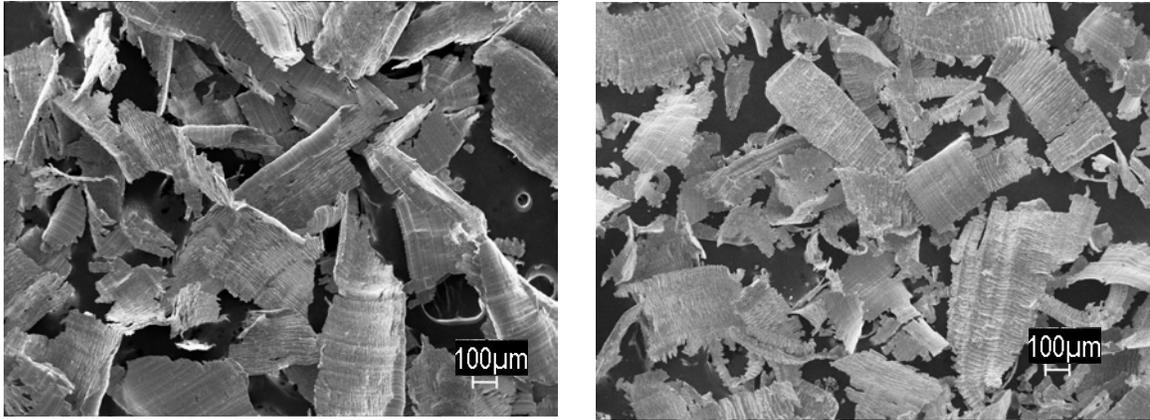


Figura 4.77 Forma de cavaco obtida para a velocidade de corte de 400 m/min.

Na figura 4.77 podem ser observados o início e o fim da formação do cavaco, correspondentes a entrada e a saída da aresta de corte, no sentido de corte concordante.

A figura 4.78 (a) e (b) mostra as formas do cavaco, gerado com diferentes valores de desgaste VB, com a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min, o avanço por dente (f_z) de 0,05 mm e o sobrematerial (a_n) de 0,10 mm.



(a)

(b)

Figura 4.78 Forma do cavaco gerado para diferentes valores dos desgastes VB: (a) $VB=0,08\text{mm}$; $a_n=0,10\text{ mm}$; $v_c=1000\text{ m/min}$; $f_z=0,05\text{ mm}$; (b) $VB=0,50\text{mm}$; $a_n=0,10\text{ mm}$; $v_c=1000\text{ m/min}$; $f_z=0,05\text{ mm}$.

Na figura 4.78 (a) observa-se que o cavaco, para o desgaste $VB=0,08\text{ mm}$, não se forma integralmente, como no formato teórico ideal, no entanto, se aproxima mais do formato ideal do que o cavaco gerado com a ferramenta de $VB=0,50\text{ mm}$, figura 4.78 (b).

A figura 4.79 mostra que a forma do cavaco gerada com a ferramenta de menor desgaste (VB) é muito próxima da teórica.

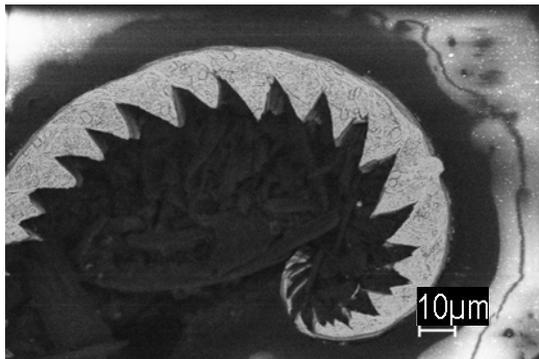


Figura 4.79 Micrografia do cavaco gerado para a velocidade de corte (v_c) de 1000 m/min , sobrematerial (a_n) de $0,10\text{ mm}$ e o avanço por dente (f_z) de $0,05\text{ mm}$, com o menor desgaste (VB) da ferramenta de corte.

A espessura do cavaco varia de um valor máximo até zero.

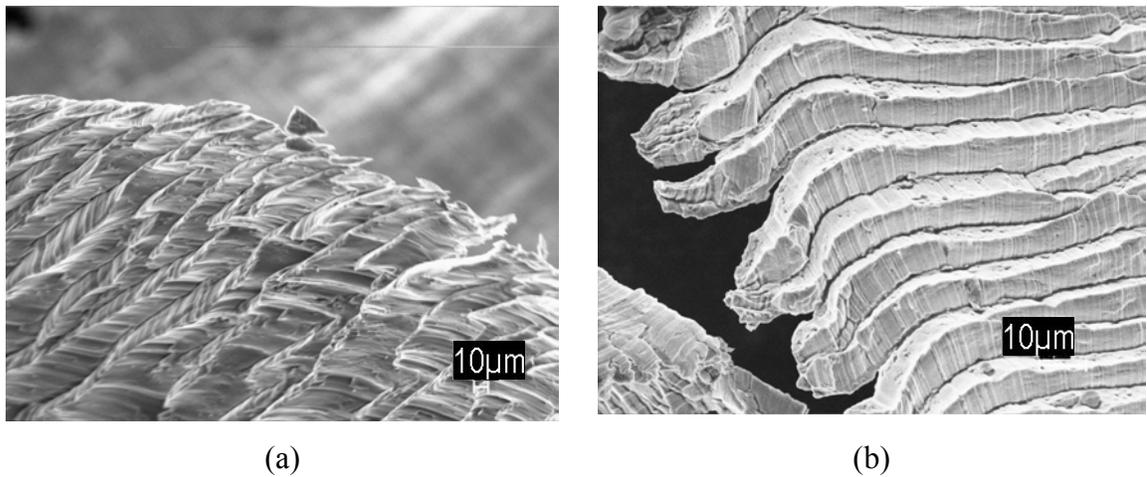


Figura 4.80 Tipo do cavaco gerado nas diferentes condições desgaste, observado no MEV:

(a) $VB=0,08\text{mm}$, $a_n=0,10\text{mm}$, $v_c=1000\text{m/min}$, $f_z=0,05\text{mm}$;

(b) $VB=0,50\text{mm}$; $a_n=0,10\text{mm}$; $v_c=1000\text{m/min}$; $f_z=0,05\text{mm}$.

Na figura 4.80 (a) e (b) observa-se que o cavaco é extremamente segmentado para o maior desgaste VB. Isto se deve à mudança na geometria da aresta de corte, em função do desgaste, o que dificulta a formação do cavaco e causa uma deformação maior.

As micrografias apresentadas na figura 4.81 (a) e (b) também demonstram a maior segmentação do cavaco com o aumento do desgaste VB.

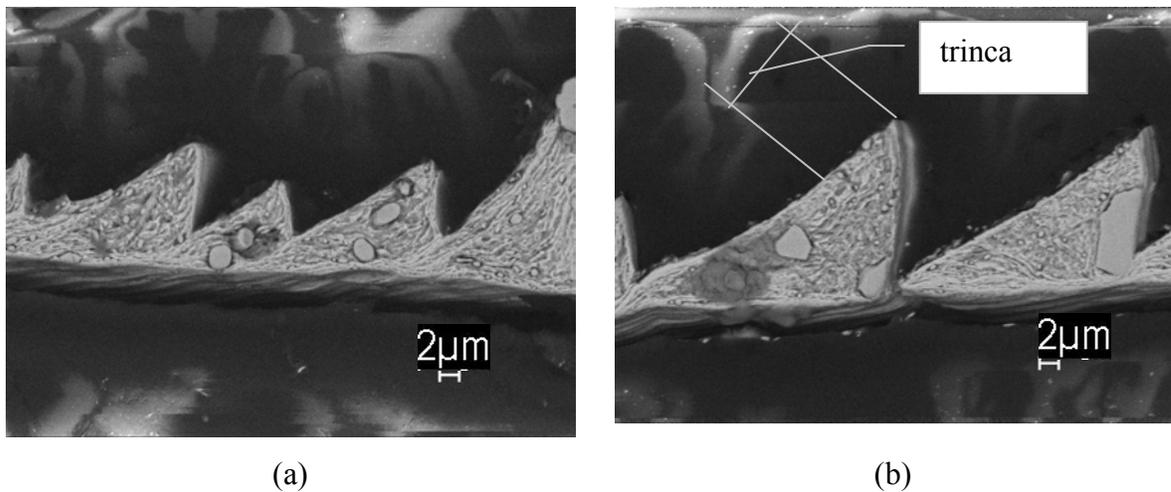


Figura 4.81 e Tipo e forma do cavaco gerado para $VB=0,08\text{ mm}$ e $VB=0,50\text{ mm}$:

(a) $VB=0,08\text{ mm}$; $a_n=0,10\text{ mm}$; $v_c=1000\text{ m/min}$ $f_z=0,05\text{ mm}$;

(b) $VB=0,50\text{ mm}$; $a_n=0,10\text{ mm}$; $v_c=1000\text{ m/min}$; $f_z=0,05\text{ mm}$.

Também é possível observar a presença de carbonetos no cavaco e a ocorrência do mecanismo de cavaco descrito por Shaw, König e Vyas. Eles assumem que a segmentação do cavaco é causada por micro trincas, decorrentes do comportamento frágil de muitos materiais, quando submetidos a altas taxas de deformação (König, 1990, Shaw, 1993 e Vyas, 1999). Baseado nesta teoria, a formação do cavaco é diferenciada pela sensibilidade à fratura frágil do material em trabalho. Pinedo demonstrou que a tenacidade do aço ABNT D2 varia de acordo com a distribuição e o tamanho dos carbonetos dispersos, diminuindo com o aumento do tamanho dos carbonetos (Pinedo, 2003). Na figura 4.81 (b) é possível observar-se, na face superior do cavaco, uma região formada através da trinca, seguida por uma estreita região de intensa deformação, até a justaposição das lamelas. Assume-se que o comprimento das trincas é variável em função da isotropia do material, e que as oscilações observadas no sinal dos esforços de usinagem, para os maiores valores da velocidade de corte, tenham forte influência do mecanismo de formação do cavaco e da variação do tamanho das lamelas.

Na figura 4.82 observa-se o cavaco parcialmente fundido durante a usinagem com o $VB=0,50\text{mm}$, referente à superfície mostrada nas figuras 4.71 e 4.72.

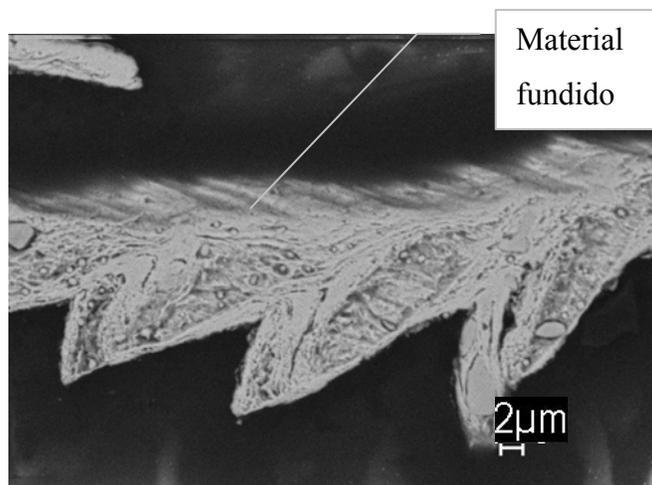


Figura 4.82 Micrografia do cavaco que se fundiu durante a usinagem com a ferramenta de corte desgastada ($VB = 0,50\text{ mm}$), 2000 x.

Para o maior desgaste ($VB = 0,50\text{ mm}$) supõe-se que a fusão tenha ocorrido em função das elevadas temperaturas geradas, decorrentes da alta taxa de deformação e do atrito, incrementadas em função do desgaste (VB). A variação dos desgastes da ferramenta de corte tem influência no tipo e na forma do cavaco gerado na usinagem.

Capítulo 5

Conclusões e sugestões para trabalhos futuros

5.1 - Conclusões

O tratamento dos dados e as análises dos resultados obtidos neste trabalho experimental permitem, respeitando-se as particularidades das condições operacionais, máquina ferramenta e ferramentas de corte utilizadas, para o material em estudo, apontar as conclusões discriminadas nos parágrafos apresentados a seguir.

No primeiro bloco de ensaios, ao avaliar-se a influência do ângulo de inclinação da ferramenta de corte na direção normal à direção de avanço (B_{fn}) e do sentido de corte, nos esforços de usinagem, conclui-se que:

- Na usinagem de regiões planas de moldes e matrizes deve-se adotar $B_{fn} = 15^\circ$ e o sentido de corte concordante, para a estratégia de usinagem em contorno, observados os menores valores da rugosidade e dos esforços de usinagem. Cita-se também, que Aksoy demonstrou em seus trabalhos que o sentido de corte concordante proporciona uma maior vida da ferramenta de corte, para B_{fn} entre 10° e 20° , o que faz com que a escolha citada seja ainda mais assertiva (Aksoy, 1997).
- Como, para $B_{fn} = 75^\circ$, não houve diferença expressiva entre os valores da rugosidade e dos esforços de corte obtidos com a variação do sentido de corte. Desta forma, na usinagem de

paredes inclinadas, de moldes e matrizes, é possível mesclar em uma única estratégia de usinagem o sentido de corte concordante e o sentido de corte discordante. Esta estratégia reduz o tempo de usinagem, pois praticamente pode eliminar o tempo de percurso da ferramenta de corte em vazio, no entanto, faz-se necessária a realização de ensaios de vida, para verificar se é significativa a redução da vida da ferramenta de corte em decorrência do uso do sentido de corte discordante.

No segundo bloco de ensaios, ao avaliar-se a influência do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente(f_z), nos esforços de usinagem, conclui-se que:

- Há correlação entre a deflexão da ferramenta de corte e a força de apoio.
- O batimento da ferramenta de corte influencia a variação dos esforços de usinagem durante a ação de cada aresta de corte. Quanto maior o batimento, maior a variação dos esforços de usinagem, decorrentes da mudança na espessura do cavaco em cada aresta de corte.
- As oscilações observadas no sinal da força, durante a ação de uma aresta de corte na formação do cavaco, são decorrentes da grande quantidade de carbonetos no material.

Em relação à temperatura na superfície usinada, concluiu-se que:

- O sobrematerial tem maior influência do que o avanço por dente, pois quanto maior é o volume de material deformado na unidade de tempo, maior é a quantidade de calor gerado. O avanço por dente tem influência menor, sendo que, quanto maior é a velocidade de avanço, através do aumento do avanço por dente, menor é a quantidade de calor transferida para a superfície usinada. Desta forma, como em operações de acabamento o sobrematerial e a largura de corte são fixos, deve-se trabalhar com o maior avanço possível e remover o sobrematerial em mais de uma passada (para os parâmetros de corte ensaiados, $f_z=0,10\text{mm}$ e $a_p=0,10\text{mm}$).

Em relação à rugosidade da superfície usinada, concluiu-se que:

- A rugosidade transversal diminui para o $f_z=0,10\text{mm}$, em função do aumento do avanço por dente (f_z), e, conseqüentemente, da espessura do cavaco. Supõe - se que o aumento na seção do cavaco diminua o fluxo lateral de cavaco, o que melhora a qualidade da superfície usinada.

Em relação à integridade da superfície usinada (deformações na superfície, inclusões, vazios, dureza, ZTA) concluiu-se que:

- Menores avanços e sobrematerial causam deformações mais superficiais.
- Menores avanços e maiores valores do sobrematerial causam deformações com profundidades maiores.
- A deformação está associada ao encruamento, ao endurecimento superficial e a geração de tensões mais compressivas.
- A deformação plástica e o encruamento da superfície usinada, em decorrência do trabalho mecânico na formação do cavaco e do atrito da ferramenta ao deslizar sobre a superfície usinada, quando a espessura do cavaco é muito pequena, são as principais causas do endurecimento superficial da peça. Nos níveis avaliados, o sobrematerial (a_n) e o avanço por dente (f_z) têm influência na variação da dureza superficial, havendo interação entre estas variáveis de influência, em relação à variação de dureza superficial.
- É inerente ao aço ABNT D2, usinado no estado endurecido, a ocorrência de carbonetos na superfície usinada. Estes carbonetos, geralmente, se soltam durante o polimento do molde ou matriz formando o que os ferramenteiros têm o hábito de chamar de “cometinhas”, pelo fato de deixarem na superfície polida um vazio e um risco que lembram o desenho de um cometa e sua cauda. Apesar dos carbonetos escorarem a movimentação do material na superfície da peça, não foi observada a sobreposição ou adesão de material na superfície usinada. Não foi observada a ocorrência de zona afetada pelo calor (ZTA) e de camadas refundidas. Não houve alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material.

Em relação à tensão residual na superfície usinada, concluiu-se que:

- A tensão residual na superfície usinada ocorre devido ao trabalho mecânico, que tem como principais fatores de influência a deformação plástica da superfície usinada, decorrente da formação do cavaco e do deslizamento da ferramenta de corte sobre a superfície usinada. As tensões mais compressivas são observadas, tanto no sentido longitudinal como no transversal, para as combinações entre o menor valor do avanço por dente, $f_z = 0,05$ mm, e o menor valor de sobrematerial, $a_n = 0,10$ mm, e para o maior valor do avanço por dente, $f_z = 0,10$ mm, e o maior valor de sobrematerial, $a_n = 0,20$ mm. A combinação dos menores

níveis das variáveis em estudo é a condição mais favorável ao deslizamento da ferramenta de corte sobre a superfície usinada em função da menor espessura do cavaco. Porém, para a combinação dos maiores níveis das variáveis em estudo, e, conseqüentemente, maiores volume de material deformado, também é observada a deformação da superfície usinada e a ocorrência de valores compressivos de tensão, tanto para o sentido longitudinal como para o sentido transversal.

Em relação à forma e tipo do cavaco gerado, concluiu-se que:

- O cavaco de pequena espessura apresenta-se na forma acicular, alongado e com pontas aguçadas, extremamente perigosas para o operador. Recomenda-se a aspiração do cavaco no interior da máquina e que o operador utilize luvas para proteger as mãos, durante o manuseio de peças, dispositivos e ferramentas de corte. Como o cavaco é fino e leve, podendo ser arrastado pelo ar comprimido, também deve haver um cuidado especial, por parte dos operadores de máquinas, com a proteção dos olhos e para evitar a presença de cavacos nas vestes ou aderidos à pele.
- A presença de uma grande quantidade de carbonetos é responsável pelo formato irregular dos cavacos gerados em função da variação do sobrematerial (a_n) e do avanço por dente (f_z). A presença dos carbonetos também é responsável pela constante variação dos esforços de usinagem durante a usinagem.

No terceiro bloco de ensaios, ao avaliar-se a influência da variação da velocidade de corte (v_c), nos esforços de usinagem, observa-se que:

- A área da seção transversal do cavaco foi mantida constante para todas as velocidades ensaiadas. Assim, para as velocidades mais elevadas, há redução dos esforços necessários à formação do cavaco se deve ao aumento da taxa de deformação, e, conseqüentemente, da parcela de energia que se transforma em calor, principalmente na zona primária de cisalhamento.

Em relação à temperatura na superfície usinada, concluiu-se que:

- Com o aumento da velocidade de corte, no intervalo de 140m/min a 1000m/min, há o aumento da temperatura na superfície usinada, porém a razão entre o gradiente de aumento da velocidade de corte e o gradiente de aumento da temperatura, na superfície da

peça, tende a aumentar. Isto indica que, se a velocidade de corte continuar a aumentar, haverá um valor para o qual a temperatura na superfície da peça praticamente não se altera. Uma possível explicação é que, com o aumento da velocidade de corte e conseqüente aumento da velocidade de avanço, há redução do tempo de contato entre a ferramenta e a peça e a diminuição da transferência de calor para a peça. Além disso, com a maior taxa de deformação, ou seja, mesmo volume de material deformado em menor tempo, há maior concentração de calor no cavaco e na ferramenta de corte, e menor na peça.

- A diferença de condutibilidade térmica entre o CBN e o MD causa uma descontinuidade nos valores observados, nas medições realizadas através dos termopares, quando passa a ser utilizada a ferramenta de CBN. O CBN permite que uma quantidade maior de calor seja transferida para a ferramenta, reduzindo assim a temperatura na superfície da peça.
- Para as medições de temperatura efetuadas através da câmera de infravermelho, esta descontinuidade não ficou tão evidente, acredita-se em função do erro associado ao intervalo de tempo entre a usinagem e a medição da temperatura na superfície usinada, uma vez que, a ferramenta de corte durante a usinagem ficava posicionada entre a superfície a ser medida e a câmera de infravermelho. Desta forma a velocidade de avanço da ferramenta determina o intervalo de tempo entre a remoção do cavaco e a medição da temperatura na superfície da peça através do uso da câmera de infravermelho.

Ao avaliar-se a influência da velocidade de corte na rugosidade, observa-se que:

- A rugosidade diminui com o aumento da velocidade de corte para os valores ensaiados com ferramentas de metal duro. Esta redução se deve à interação de diversos fatores, entre eles a redução dos esforços de usinagem, devido ao aumento da velocidade de corte e da temperatura de usinagem. Com a redução da tendência de crescimento dos esforços há redução da deflexão da ferramenta e dos fenômenos do corte nocivos ao acabamento, tais como a vibração, decorrente da variação da espessura do cavaco e o fluxo lateral de cavaco. Também, a observação, de uma forma do cavaco, mais próxima da forma teórica, conforme análise geométrica, da interação da ferramenta com a peça, para os parâmetros de corte utilizados, nas velocidades de corte mais elevadas, indica um corte mais estável. Esta redução também foi observada para a ferramenta de CBN em relação à ferramenta de

metal duro, porém outros fatores, como a dinâmica da máquina ferramenta, passaram a influenciar o acabamento nas velocidades de corte utilizadas para esta ferramenta. Para a velocidade de corte de 650 m/min, uma vez que os múltiplos da frequência natural de vibração do conjunto ferramenta de corte e mandril, montados no eixo árvore da máquina ferramenta, coincidem com os múltiplos da frequência de rotação da ferramenta de corte, o que causa o fenômeno de vibração auto excitada, a rugosidade foi mais maior.

Em relação à integridade da superfície usinada (deformações na superfície, inclusões, vazios, dureza, ZTA, tensão residual) concluiu-se que:

- A dureza superficial aumenta para o menor nível da velocidade de corte ($v_c = 140$ m/min). A pequena espessura do cavaco, associada à baixa velocidade de corte, e a ocorrência do deslizamento da ferramenta sobre a peça, são as principais causas da deformação e do encruamento da superfície usinada, causando o endurecimento superficial da peça, nas condições de corte ensaiadas.
- A ausência de endurecimento superficial para as velocidades mais elevadas, se deve a redução da deformação e do encruamento da superfície usinada. A redução da espessura da camada deformada, à medida que a velocidade de corte aumenta, para os níveis estudados, é explicada pelo aumento da taxa de deformação na zona primária de cisalhamento, conseqüente aumento do calor e concomitante redução da transferência de calor, desta zona para a ferramenta e para a peça, de modo que o fluxo de calor e de material fique concentrado em uma região menor. O calor gerado na zona primária de cisalhamento facilita a formação do cavaco, ocorrendo uma deformação mais intensa na zona de cisalhamento primária e secundária sendo menor o trabalho mecânico sobre a superfície usinada.
- Os carbonetos atuam como uma barreira à movimentação do material durante a formação do cavaco, podendo causar a sobreposição de material na superfície, ou a ocorrência de inclusões e vazios.
- O uso de velocidades de corte mais elevadas, dentro do intervalo de velocidades de corte avaliado, de 140m/min até 1000m/min, não causa a ocorrência de zona afetada pelo calor, camadas refundidas, alteração metalúrgica ou mudança na microestrutura do material em

estudo, para a ferramenta de corte com desgastes até 0,10mm.

Em relação à forma e ao tipo do cavaco gerado, concluiu-se que:

- Com o aumento da velocidade de corte, e conseqüentemente, da temperatura, o cavaco teve a sua coloração alterada. Através da observação da mudança na cor do cavaco, supõe-se que uma quantidade maior de calor esteja sendo transferida para o cavaco, pois enquanto a velocidade de corte aumentou em aproximadamente 86%, e junto com ela a taxa de deformação e a energia introduzida no sistema, a temperatura na superfície aumentou em aproximadamente 40%.
- O cavaco exige muita cautela durante o seu manuseio no chão de fábrica. Foi observada a mudança da forma do cavaco em função da velocidade de corte, sendo que, para baixas velocidades de corte tem a forma de pequenos pedaços pontiagudos. Para velocidade de corte de 400 m/min, o cavaco se forma integralmente, aproxima-se mais do formato teórico, esperado em função da geometria da ferramenta de corte, das condições de contato e dos parâmetros de usinagem utilizados.
- A segmentação do cavaco aumenta com o aumento da velocidade de corte, e conseqüente aumento da taxa de deformação. Há uma mudança no mecanismo de formação do cavaco, que para velocidades mais baixas apresenta uma deformação mais uniforme e lamelas mais justapostas, com pouca segmentação, e que, para velocidades de corte mais altas, apresenta áreas de deformação mais intensa nas interfaces entre uma lamela e outra e maior segmentação. Infere-se que a principal mudança seja a passagem de um mecanismo de deformação e cisalhamento mais uniforme para as baixas velocidades de corte, para um mecanismo de cisalhamento termoplástico adiabático localizado. Com o aumento da velocidade de corte e manutenção do volume de material a ser removido (sobrematerial (a_n) e avanço por dente (f_z) constantes), há um aumento na taxa de deformação, ou seja, o mesmo volume de material passa a ser deformado num período de tempo menor e a deformação ocorre de forma concentrada na zona primária de cisalhamento, em função do curto período de tempo, o calor também fica concentrado nesta região, o que confere as características adiabáticas do processo e conduz a formação de zonas de intenso cisalhamento localizado, de tal forma que a maior parte do calor esteja concentrada na

massa de material que se desprende da peça, ou seja, no cavaco. Esta mudança no mecanismo de formação do cavaco também pode ser observada através da mudança da cor do cavaco, associada à distribuição de calor entre este, a ferramenta e a peça.

- Da observação da microestrutura dos cavacos e da superfície usinada, e dos valores de temperatura, registrados na superfície usinada, através dos termopares, e do cavaco, através da câmera de infravermelho, pode-se constatar que, com o aumento da velocidade de corte uma quantidade de calor maior é gerada em função da elevação da taxa de deformação na zona de cisalhamento. Do calor gerado, uma grande parcela permanece no cavaco, e uma parcela menor vai para a superfície usinada.

Todas as observações anteriores podem validar a hipótese formulada inicialmente, de que com o aumento da velocidade de corte, dentro da faixa em estudo, de 140 m/min até 1000 m/min, há uma mudança no mecanismo de formação do cavaco, o que conduz a um menor dano térmico e ou mecânico na superfície usinada, bem como à melhor rugosidade e precisão dimensional do componente usinado, o que pode justificar a maior vida observada nas ferramentas para conformação, fabricadas através do fresamento em alta velocidade, quando comparadas com outras fabricadas por meios convencionais.

No quarto bloco de ensaios, ao avaliar-se a influência do desgaste (VB), na rugosidade, na dureza da superfície usinada, no tipo e na forma do cavaco gerado na usinagem, observa-se que:

- Com o maior desgaste da ferramenta de corte a rugosidade é maior
- Há um aumento na dureza superficial para o maior nível do desgaste da superfície de folga (VB), de 0,50 mm. Inicialmente atribuiu-se este aumento de dureza à maior deformação da superfície usinada, porém após identificar a ocorrência de fusão na superfície do material, atribui-se a maior dureza a camada de material fundido observada na superfície. Na região abaixo da superfície usinada, não foram observadas variações significativas nos valores das medições de dureza realizados até a profundidade de 250 μm .
- A ocorrência da formação de trincas na região do material fundido, na superfície usinada, pode reduzir a vida útil do molde.

- A variação dos desgastes da ferramenta de corte tem influência no tipo e na forma do cavaco gerado na usinagem. O cavaco é extremamente segmentado para o maior nível do desgaste VB. Isto se deve a mudança na geometria da aresta de corte, em função do desgaste, o que dificulta a formação do cavaco e causa uma deformação maior. As elevadas temperaturas, decorrentes da alta taxa de deformação e do atrito, incrementadas em função do desgaste (VB), causam a fusão do cavaco e da superfície usinada.

5.2 - Sugestões para Trabalhos Futuros

As análises desenvolvidas durante toda a extensão deste trabalho irão contribuir no estabelecimento de parâmetros para o fresamento de moldes e matrizes a partir de materiais endurecidos. Para a continuidade e desenvolvimento das atividades nesta linha de pesquisa, alguns trabalhos são sugeridos a seguir:

- Estudar o fresamento de superfícies complexas em materiais endurecidos utilizados em ferramentas para conformação de chapas utilizando:
 - Fresa de topo esférico, com inserto de metal duro micro grão e revestimento TiNAl;
 - Fresa de topo toroidal, com inserto de CBN e MD;
- Avaliar o desempenho de ferramentas de CBN em relação às ferramentas de metal duro micro grão com revestimento TiNAl em ensaios de vida;
- Realizar análise técnica e econômica da utilização de outros materiais de ferramentas no fresamento de desbaste em materiais endurecidos;
- Avaliar a influência dos parâmetros de usinagem, nas operações de fresamento de acabamento de materiais endurecidos, no comportamento dinâmico da máquina ferramenta;
- Avaliar quantitativamente a temperatura de usinagem de materiais endurecidos, através de experimentos e de modelagem numérica;
- Estudar estratégias de usinagem e a sua influência na vida das ferramentas de corte.

Referências bibliográficas

- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT – “Conceitos da Técnica de Usinagem – Movimentos e Relações Geométricas” – NBR 6162 – Projeto Revisão – 1989.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS-ABNT – “Conceitos da Técnica de Usinagem – Geometria da Cunha de Corte” – NBR 6163 – Projeto Revisão – 1989.
- ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K., WISE, M. L. H., A review of polycrystalline cubic boron nitride cutting tool developments and application. In Matador conference, 30, Manchester, 1993, v. 1, p. 169-180.
- ABRÃO, A. M.; ASPINWALL, D. K., The surface integrity of turned and ground hardened bearing steel. *Wear*, v. 196, p. 279-284, 1996
- AKSOY, Z.; *Optimierung des 3-Achsen Hochgeschwindigkeitsfräsens bei der Bearbeitung von Freiformflächen*, Aachen, Shaker, 1997, 107p. Dissertação (mestrado).
- ALTAN, T; High-Speed Cutting of Cast Iron and Alloy Steels – State of Research; *VDI BERICHTE*, NR. 1399, p 309- 332, 1998.
- ALTAN, T.; OH, Soo-Ik; Gegel, Harold L. *Conformação de metais: fundamentos e aplicações*. São Carlos, SP: EESC/USP, 1999. 366 p. ISBN 85-85205-25-3
- ANFAVEA, Associação Nacional dos Fabricantes de Veículos Automotores; *Anuário Estatístico de 2004*, <http://www.anfavea.com.br/Index.html>, 2004.
- ARNONE, M. *High performance machining*. Cincinnati, OH: Hanser Gardner Publ., 1998, 297 p.
- BAGARD, P. Fresamento a alta velocidade de ferramental de conformação: mais qualidade e precisão. *Máquinas e Metais*, v. , p. 78-89, 1995.
- BOEHNER, J.; et al. Effect of carbide tool grades and cutting edge geometry on tool life during high speed machining of hardened tool steel. In: *INTERNATIONAL CONFERENCE ON*

- HIGH SPEED MACHINING*, 2., 1999, Darmstadt. Anais... Darmstadt: Institut für Produktionstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, 1999. p. 37-46.
- BÖELER, Catálogo Böhler K110 Cold Work Tool Steel, 1995. p. 04.
- BRAGHINI Jr., A., *Investigação do desgaste de ferramentas de PCBN e MD no fresamento de topo de aços endurecidos*. São Carlos: Escola de Engenharia de São Carlos / Universidade de São Paulo, 1998, 106 f., Dissertação (Mestrado).
- COELHO, R. T. Junto com a rapidez é preciso ganhar eficiência. *Máquinas e Metais*, n. 440, p. 128-153, set. 2002.
- COLDWELL, H.; et al., Rapid machining of hardened AISI H13 and D2 moulds, dies and press tools. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 135, p. 301–311, 2003.
- CORRÊA, Maurício. *Estudo das características do fresotorneamento ortogonal radial aplicado em aço endurecido*. 2001. 116 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica). Universidade Estadual de Campinas. Campinas, SP: 2001.
- CSELLE, T. Rotating tooling for dry and high speed cutting. In: *International German and French Conference*, 2., March, 1999, Darmstadt. Anais... Darmstadt, p. 137-145, 1999.
- CSELLE, T., BARIMANI, A. Today's applications and future development of coatings for drills and rotating cutting tools. *Surface and Coatings Technology*, v. 76-77, p. 712-718, 1995.
- CULLITY, B.D. Residual Stress Measurement by X-ray Diffraction, *SAE Handbook J784a*, 2ª ed., Society of Automotive Engineers, 1971.
- DAGILOKE, I. F., et al., High speed machining: an approach to process analysis, *Journal of Materials Processing Technology*, n.54, p. 82-87, 1995
- DAMASCENO, D. *Análise das tensões residuais após torneamento e retificação do aço ABNT 52100 endurecido*. 1993. 128 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas. Campinas, SP: UNICAMP, 1993.
- DAVIES, M. A., BURNS, T. J., SCHMITZ, T. L. High-speed machining processes: dynamics on multiple scales. In: *Proceedings Dynamics and Control of Mechanical Processing*, November, 1999. Technical University of Budapest, Department of Applied Mechanics, Hungary. www.mm.bme.hu/cost_p4_wg2/ws99/paper01.pdf
- DEONISIO, C. C. C.; et al. A influência da velocidade de avanço na textura de componentes usinados. In: *Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica*, 15., 1999, Águas de Lindóia. Anais... Águas de Lindóia: UNICAMP, ABCM, 1999.

- DEONISIO, C. C. C.; et al. Usinagem de ferro fundido na faixa de transição e em HSC. *Máquinas e Metais*, n. 416, p. 56-71, set. 2000.
- DEONISIO, C. C. C. Produzindo ferramentas de conformação de chapas em HSC. *O Mundo da Usinagem* - Sandvik/Coromant do Brasil, São Paulo – SP, edição especial, p. 10-15, 2001.
- DEONISIO, C. C. C. *Fundamentos da usinagem em alta velocidade* – módulo do curso sobre a usinagem de moldes e matrizes-UMM, Sandvik/Coromant, São Paulo – SP, out. 2002.
- DEONISIO, C. C. C.; et al. *Introdução da usinagem em alta velocidade na ferramentaria da Arvin Meritor* - Relatório técnico nº 01/2003, jan. 2003.
- DEWES, R. C., et Al., A review of ultra high speed milling of hardened steels, *Journal of Materials Processing Technology*, n. 69, p. 1-17, 1997.
- DEWES, R. C., et Al., Temperature measurement when high speed machining hardened mould/die steel, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 92-93, p. 293-301, 1999.
- DIN 66217, Deutsche Institut für Normung; Berlin;1984.
- DIN 8589-b, Fertigungsverfahren Übersicht; Deutsche Institut für Normung; Berlin;1985.
- EVANS, E. B., Residual stress Measurement by X-ray diffraction, *SAE Handbook J784a*, 2ªed., Society of Automotive Engineers,1971.
- FALLBÖHMER, P.; RODRIGUEZ, C. A. High speed machining of cast iron and alloy steels for die and mold manufacturing. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, p. 104-115, 2000.
- FERRARESI, D. *Fundamentos da usinagem dos metais*. São Paulo: Edgard Blücher, 1977, 751 p.
- FLYR SYSTEMS, Prism DS infrared camera: operator's manual. Oregon: Flir Systens, 1995.
- FINZER, T. The HSC Technology – Palestra Unicamp 1997.
- GEIST, J.; FINZER, T. Influência dos parâmetros de usinagem HSC na programação NC. *Máquinas e Metais*, n. 411, p. 30-49, abr. 2000.
- GOMES, Jefferson de Oliveira. *Fabricação de superfícies de forma livre por fresamento no aço temperado DIN 1.2083, na liga de alumínio (AMP8000) e na liga de cobre (Cu-Be)*. 2001. 150 f. Tese (Doutorado). Florianópolis: Universidade Federal de Santa Catarina, 2001.
- GORNI, Antonio Augusto. Brasil atrai fabricantes portugueses de moldes. *Máquinas e Metais*, n. 444, p. 14-16, jan. 2003.
- GUU, Y.H., HOCHENG, H., CHOU, C.Y., DENG, C.S., Effect of electrical discharge

- machining on surface characteristics and machining damage of AISI D2 tool steel, *Materials Science and Engineering A*, v. 358, p. 37-43, 2003.
- HEDENQVIST, P. Tribological laboratory evaluation of thin hard coatings. *Surface and Coating Technology*, v. 97, p. 656-660, 1997.
- HSIEH, J. H. Deposition and characterization of TiNAl and multi-layered TiN/TiAl coatings using unbalanced magnetron sputtering, *Surface and Coating Technology*, v. 108-109, p. 132-137, 1998.
- HEATH, P. J., Ultra hard tool materials, American Society for Metals, *Metals Hand Book*, 9^a ed., Metals Park Ohio, V16, p. 105-117, 1989.
- HEISEL, U. et al., Machining tool design requirements for high speed machining – *annals of the CIRP*; v.45; p. 389 – 392; 1996.
- HOCK, S.; *Hochgeschwindigkeitsfräsen im Werkzeug – und Grossformenbau: Eingriffsverhältnisse und Technologie*, Aachen, Shaker, 1996.
- JANOVSKY, D. *Einfluss der technologie auf massgenauigkeit und prozesssicherheit beim hochgeschwindigkeits fräsen im werkzeug-und formenbau*. Aachen: Shaker, 1996. 153 p. ISBN 3-8265-1516-1.
- KAHLES, J. F.; FIELD, M.; HARVEY, S.M.; High Speed Machining Possibilities and Needs, *Annals of the CIRP*, v. 27/2, p. 551-560, 1978.
- KLOCKE, F.; KRIEG, T. Coated tools for metal cutting-features and applications. *Annals of the CIRP*, v. 48/2, p. 515-525, 1999.
- KOMANDURI, R. On a methodology for establishing the machine tool requirements for high speed/high-throughput machining – *Transactions of ASME*, vol.107, p. 316-324, 1985.
- KOMANDURI, R. Machining and grinding: a historical review of the classical papers. *In: Symposium on US Contributions to Machining & Grinding Research in the 20th Century*, 5., 1993. Anais...Oklahoma State University, p. 81-132, 1993.
- KÖNIG, W., et al. Machining of hard materials with geometrically Defined Cutting Edges – Field of Applications and Limitations, *Annals of the CIRP*, Vol. 39/1, p. 61-64, 1990.
- KOONTZ, J.L., Ultra high speed machining, *American Machinist*, v. 77, p. 135-139, 1977.
- KOSHY P., DEWES R.C., ASPINWALL D., High speed end milling of hardened AISI D2 tool steel (58 HRC) *Journal of Materials Processing Technology*, v. 127, p. 266-273, 2002.
- LEWIS, H.W., Neue Werkzeugmaschinen für besondere Fertigungsaufgaben, *Werkstatt und*

- Betrieb*, n. 126, 1993.
- LIN, J., Estimation of cutting temperature in high speed machining, *Journal of Engineering Materials and Technology*, v. 114, p. 289-296, 1992.
- MACIEL, J. C., *Aços Ferramenta e Tratamentos Térmicos*, Villares Metals, São Paulo, 65 p., 2004.
- Mc GEE, F. J. An assesment of high speed machining, *Society of Mechanical Engineering*, technical paper, n. 78-648, p. 1-22, 1978.
- Mc GEE, F. J., High speed machining study: methods for aluminium workpieces, *American Machinist*, 1979.
- NAKAGAWA, H. at. Al; A study on end milling of hardened steels comparison of SKD 11 and SKD 61, *精密工学会誌* (in japanese), v 67, n° 5, 2001.
- NAKAGAWA, T., Advances in prototype and low volume sheet forming and tooling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, p. 244-250, 2000.
- NEVES, D., *Uma contribuição ao fresamento de matrizes com fresa de topo*, 2002. 116 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica). Universidade Estadual de Campinas. Campinas, SP: 2002.
- NOYAN, I. C.; COHEN, Jerome B. *Fundamental concepts in stress analysis. In: _ Residual stress: measurement by diffraction and interpretation*. New York: Springer-Verlag, 1987. cap. 2, p. 13-46.
- PHYSIQUE & INDUSTRIE. Stress residual. [S.l.] : Physique & Industrie, [S.n.]. Disponível em:<<http://babelfish.altavista.com/urltrurl?url=http%3A%2F%2Fwww.physiqueindustrie.com...>> Acesso em: 15 jul. 2002.
- PINEDO C. E.; MENDANHA A.; GOLDENSTEIN H., Estudo da Tenacidade do Aço Ferramenta para Trabalho a Frio AISI D2 Parte I - Influência da Microestrutura de Partida, São Paulo. *Anais, ABMM*, 2003. p. 93-101.
- POULACHON G., et al., The influence of the microstructure of hardened tool steel workpiece on the wear of PCBN cutting tools, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 139–144, 2003 - A.
- POULACHON, G.; et al. Wear behavior of CBN tools while turning various hardened steels, *Wear*, 2003 (pre-print received 30 July 2002; received in revised form 14 April 2003; accepted 19 May 2003 - B).

- POULACHON, G.; MOISAN, A. A contribution to the study of the cutting mechanisms during high speed cutting of hardened steel. *Annals of the CIRP*, v. 47/1, p. 73-76, 1998.
- POULACHON, G.; MOISAN, A. A study of chip formation mechanisms in high speed cutting of hardened steel. In: SCHULZ, Herbert (Ed.). *Scientific fundamentals of HSC*. Munich: Carl Hanser Verlag, p. 11-21, 2001.
- PREVEY, P.S., X-ray diffraction residual stress techniques, *Metals Hand Book*, 9^a ed., Ohio: *American Society for Metals*, v.10, p. 380-392, 1986.
- RAO, I. V., Tool life at high speed cutting, *International Journal of Machine Tool and Design Research*, v. 17, p. 197-201, 1977.
- REGONE, N. N., *Determinação de tensão interna em camadas superficiais*. 1999. 100 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas. Campinas, SP: UNICAMP, 1999.
- ROSA, A. B., *Comparação da performance de fresas de topo de metal duro e coronite no fresamento de aço 1045*, Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Unicamp, 1999, 134p. Dissertação (Mestrado).
- RUPPEL, R., *Hauptzeitreduzierung durch HSCgerechte Vorschlichtstrategien im werkzeug-und Formbau*, 1996.108 f., Dissertação (mestrado), Fachbereich Maschinenbau, Technischen hochschule Darmstadt, Aachen: Shaker Verlag, 1996.
- SANDVIK COROMANT. Die & Mold Making Application Guide. Sandvik Coromant, 1999, 208 p.
- SANDVIK COROMANT, “*Modern Metal Cutting*”, AB Sandvik Coromant, Sandviken, Sweden, 1994.
- SANG-KYU LEE, SUNG-LIM KO, Improvement of the accuracy in the machining of a deep shoulder cut by end milling, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 111, p. 244-249, 2001.
- SCHOCK, J.; FISCHER, B. Jetzt wird HSC-gefräst. *Werkstatt und Betrieb*, v. 129, n. 6, p. 487-492, 1996.
- SCHROETER, R. B., WEINGAERTNER, W. L., MACEDO, S. E. M., Análise de forças no fresamento de topo reto. *Máquinas e Metais*, p. 130-139, ago. 2001.
- SCHULZ, H., MORIWAKI, T., High speed machining. *Annals of the CIRP*, v. 41/2, p. 637-643, 1992.

- SCHULZ, H.; HOCK, S., High speed milling of dies and moulds—cutting conditions and technology. *Annals of the CIRP*, v. 44/1, p. 35-38, 1995.
- SCHULZ, H. *Hochgeschwindigkeits-bearbeitung/High-speed machining*. Wien: Hanser, 1996. 286 p. ISBN 3-446-18796-0.
- SCHULZ, H., *Scientific fundamentals of HSC*. Munich: Carl Hanser Verlag, 2001, 202 p., ISBN 3-446-21799-1.
- SENTUKO, E., Research on the cutting mechanism of hardened steel by CBN tool, *Journal of Japan Society of Metal*, vol. 36, 1989.
- SILVA, F. R., *Usinagem em altíssimas velocidades de corte*, dissertação de mestrado, Universidade Estadual de Campinas, 1998.
- SILVA, M.; Relatório Técnico, Karman Guia, 12 p., São Paulo, 2003.
- SKOPECEK, T., et al., Prejuízos causados pelo calor no fresamento de materiais endurecidos, *Maquinas e Metais*, Ed. Aranda, São Paulo, p. 22-30, 2004.
- SOUZA, S. A.. *Composição química dos aços*. São Paulo: Edgard Blücher, 1989. 134 p. ISBN 85-212-0302-0.
- SHAW, M. C., *Metal Cutting Principles*. Oxford University Press, New York, p. 451-461, 1984.
- SHAW, M. C., Vyas, A., Chip formation in the machining of hardened steel, *Annals of the Cirp*, v. 42/1, p. 29-33, 1993.
- TAKATSU, S., Recent developments in hard cutting tool materials. *High temperature Material and Process*, v. 9, n. 2-4, p.175-193, 1990.
- TLUSTY, J. High speed milling. *Annals of the CIRP*, v. 42/2, p. 733-738, 1993.
- TÖNSHOFF, H. K.; MOHLFELD, A. PVD-coatings for wear in dry cutting operations. *Surface and Coatings Technology*, v. 93, p. 88-92, 1999.
- TÖNSHOFF, K. Wear mechanisms of (Ti1-X,Alx)N coatings in dry drilling. *Surface and Coatings Technology*, v. 94-95, p. 603-609, 1997.
- TÖNSHOFF, H. K., WOBKER, H. G., BRANT, D., Wear characteristics of cermet cutting tools. *Annals of The CIRP*, v.43, n. 1, p. 89-92, 1994.
- VALLS, Á. Aplicações da usinagem em alta velocidade. In: *Workshop de Usinagem em Alta Velocidade de Corte, 2.*, 2002. São José dos Campos. Anais... São José dos Campos, SP: CTA/ITA/CCM, 2002.
- VAN STAPPEN, M. State of the art for the industrial use of ceramic PVD coatings. *Surface and*

Coatings Technology, v. 74-75, p. 629-633, 1995.

VYAS, A., SHAW, M. C., Mechanics of saw-tooth chip formation in metal cutting, *Journal of Manufacture Science Engineering*, 121, p. 163-172,1999.

WHITEHOUSE, D. J., *Handbook of Surface Metrology*, Institute of Physics Publishing, Bristol, 1994.

WHITTE, H., *Máquinas Ferramenta - elementos básicos de máquinas e técnicas de construção*, Título original em alemão: *Werkzeugmaschinen*, ed Hemus, São Paulo – SP, 312-315, 1998.

YOSHIDA, S.; Seleção de aços, tratamentos térmicos e engenharia de superfícies para ferramentas de conformação de metais. In: *Congresso de Corte e Conformação* , São Paulo, SP, 2001.

YOSHIDA, S.; *A influência dos processos de eletroerosão no rendimento de ferramentas – problemas e soluções*. [s.l.] , Brasimet Ind. e Com., São Paulo, SP, 2002.

Referências bibliográficas complementares

- ALVES SOBRINHO, O. *Avaliação experimental de sensor de proximidade para monitoramento de ferramentas no fresamento de ranhuras de grande profundidade*. 1999. 151 f. Dissertação (Mestrado), Escola de Engenharia de São Carlos; Universidade de São Paulo, 1999.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. E837-85: Standard test method for determining residual stresses by the hole–drilling strain-gage method. Philadelphia, Pa: ASTM, [198-?]. p. 1282–1288.
- AROLA, D.; RAMULU, M. Material removal in abrasive water jet machining of metals: a residual stress analysis. *Wear*, v. 211, p. 302-310, 1997.
- AROLA, D.; RAMULU, M. Material removal in abrasive water jet machining of metals: surface integrity and texture. *Wear*, v. 210, p. 50-58, 1997.
- BAPTISTA, R.; SIMOES, J. F. A. Three and five axis milling of sculptured surfaces. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 103, p. 398-403, 2000.
- BARBACKI, A.; KAWALEC, M. Structural alterations in the surface layer during hard machining. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 64, p. 33-39, 1997.
- BYRNE, G. A new approach to the theoretical analysis of surface generation mechanisms in machining. *Annals of the CIRP*, v. 41/1. p. 67-70, 1992.
- CALDEIRANI FILHO, José. *Estudo e monitoramento do processo de fresamento frontal com fresas de insertos intercambiáveis*. 1998. 147 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica), Universidade Estadual de Campinas. Campinas, SP: UNICAMP, 1998.
- CAMARGO, Robson de. *Rugosidade superficial nas operações de torneamento*. São Paulo: SENAI; SANDVIK do Brasil, 2002. 96 p.
- CAMPOS, G. P. *Contribuição ao estudo técnico-experimental da distribuição da*

- temperatura em dressadores ponta única de diamante*. São Carlos, SP: USP/EESC, 1999. Originalmente apresentada como dissertação de mestrado, Universidade de São Paulo; Escola de Engenharia de São Carlos, 1999.
- CHANCE, B. H. *Ultrasonic measurement of residual stress relaxation in welded steel plates using critically refracted longitudinal waves*. Texas A & M University, 2000. Originalmente apresentada como dissertação de mestrado, Texas A & M University, 2000. 91p.
- CHANSEL, P. Como reduzir a rugosidade da superfície de peças fresadas. *Máquinas e Metais*, n. 419, p. 30-34, dez. 2000.
- COELHO, R. T. *The machinability of aluminium-based SiC reinforced metal matrix composite (MMC) alloy with emphasis on hole production*. Birmingham, UK: University of Birmingham, 1994. Originalmente apresentada como dissertação de doutorado, University of Birmingham; School of Manufacturing and Mechanical Engineering, 1994.
- DAVIES, M. A. On the dynamics of high speed milling with long, slender end mills. *Annals of the CIRP*, v. 47/1, p. 55-60, 1998.
- DIMLA, D. E.; LISTER, P. M. On-line metal cutting tool condition monitoring I: force and vibration analysis. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 40, p. 739-768, 2000.
- DINIZ, A. E., MARCONDES, F. C. e COPPINI, N. L., *Tecnologia da Usinagem dos Materiais*. 3^a ed., São Paulo, Artliber Editora, 2001.
- EIGENMANN, B. ; MACHERAUCH, E. Histoire et état actuel de l'analyse des contraintes par rayons X. *Journal de Physique IV. Colloque C4, suppl. Au Journal de Physique III*, v. 6, p. 151-185, juillet, 1996.
- EMUGE/FRANKEN.HRC: bearbeitung von gehärteten stählen.Linz: EMUGE/FRANKEN, 20p, 2000.
- FIELD, Ron; BEARD, Tom. High speed machining of dies and moulds. *Modern Machine Shop Online*. Disponível em: <<http://www.mmsonline.com/articles/119603.htm>>. Acesso em: 27 mar. 1999.
- FRIEDHOFF, J. Feed rate adaption for process optimization in the field of die and mould manufacturing. In: *International Conference on High Speed Machining*, 2., 1999,

- Darmstadt. Anais Darmstadt: Institut für Produktionstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, 1999. p. 103-106.
- GOMES, J. O. Machining of very hard materials in mold and die manufacturing (CRAFT-Project BES-5665, BRST-CT98-5493. [Mensagem pessoal]. Mensagem recebida por <deonisio@ccm.ita.cta.br> em:21 nov. 2002.
- GRABEC, I. Explanation of random vibrations in cutting on grounds of deterministic chaos. *Robotics & Computer-Integrated Manufacturing*, v. 4, n. 1-2, p. 129-134, 1988.
- HANITA.HSS end mills solid carbide drills. Israel: Hanita Metal Works, 110 p., 1999.
- HITACHI, TOOL. Catalogue 4000. Germany: Hitachi Tool, 121 p., 1994.
- HOLLISTER, G. *Die mold process training high speed machining for milling machines. Student Manual Makino*, Die/Mold Division, Publication n. 1541-3 1998.
- HOU, Z. B.; KOMANDURI, R. Modeling of thermo mechanical shear instability in machining. *International. Journal Mechanical. Science*, v. 39, n. 11, p. 1273-1314, 1997.
- ISCAR, Ferramentas ISCAR para a produção de moldes e matrizes. Israel: ISCAR, 2001.
- KALDOS, A.; DAGILOKE, I. F.; BOYLE, A. Computer aided cutting process parameter selection for high speed milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 61, p. 219-224, 1996.
- KENNAMETAL HERTEL, Die & Mold, Germany: Kennametal Hertel, n.106, 17 p., 2002.
- KISTLER *Operating Instructions 4 component measuring platform*, Switzerland:Kistler, 1999.
- KOREA TUNGSTEN/TAEGUTEC, Carbide rod. Korea Tungsten; taegutec, 15p. 2000.
- KRABBE, Daniel Fernando M. *Estudo comparativo de medição de rugosidade entre os apalpadores mecânico e óptico do rugosímetro Perthometer S8P*. 3 f. Relatório de Pesquisa (Graduação), Escola de Engenharia Industrial. São José dos Campos, SP: Escola de Engenharia Industrial, [199-?].
- LEICA IMAGING SYSTEMS, LEICA QWIN: Reference guide, England, 150 p., 1996.
- LESKOVAR, P.; GRUM, J. The metallurgical aspects of machining. *Annals of the CIRP*, v. 35/2, p. 537-549, 1986.
- LIU, C. R.; GUO, Y. B. Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. *International Journal of Mechanical*

- Sciences*, v. 42, p. 1069-1086, 2000.
- LMT. Ferramentas para a indústria de matrizes e moldes. Germany:LMT, 144p., 2000.
- LUCCA, D. A.; BRINKSMIEIER, E.; GOCH, G. Progress in assessing surface and subsurface integrity. *Annals of the CIRP*, v. 47/2, p. 669-693, 1998.
- MACKERLE, Jaroslav. FEM and BEM analysis and modeling of residual stresses: a bibliography (1998-1999). *Finite Elements in Analysis and Design*, v. 37, p. 253-262, 2001.
- MAIA, Paulo Roberto Stockler de Faria. *Estudos dos níveis de tensões residuais de alumínio*. 27 f. 1986. Trabalho de curso (Graduação). EEI–Escola de Engenharia Industrial. São José dos Campos, SP: EEI, 1986.
- MATHEW, P.; OXLEY, P. L. B. Predicting the effects of very high cutting speeds on cutting forces, etc. *Annals of the CIRP*, v. 31/1, p. 49-52, 1982.
- MATSUMOTO, H.; DINIZ, A. E. A vida das ferramentas no torneamento de aços endurecidos. *Máquinas e Metais*, n. 411, p. 156-167, abr. 2000.
- MATSUMOTTO, Y.; HASHIMOTO, F.; LAHOTI, G. Surface integrity generated by precision hard turning. *Annals of the CIRP*, v. 48/1. p. 59-62, 1999.
- MITTAL, S.; LIU, C. R. A method of modeling residual stresses in superfinish hard turning. *Wear*, v. 218, p. 21-33, 1998.
- MITUTOYO. SJ-201 medidor de rugosidade superficial: manual do usuário. São Paulo: Mitutoyo, [200-?]. 51 p.
- MIYAGUCHI, T.; MASUDA, M. Effect of tool stiffness upon tool wear in high spindle speed milling using small ball end mill. *Journal of the International Societies for Precision Engineering and Nanotechnology*, v. 25, p. 145-154, 2001.
- NIEMINEN, I.; PARO, J.; KAUPPINEN, V. High-speed milling of advanced materials. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 56, p. 24-36, 1996.
- NOVASKI, Olívio. *Introdução à engenharia de fabricação mecânica*. São Paulo: Edgard Blücher, c1994. 119 p.
- OSGOOD, William R. (Ed.). *Residual stress in metals and metal construction*. New York: Reinhold Publ., 1954. 353 p.
- ÖZEL, Tugrul; ALTAN, Taylan. Process simulation using finite element method – prediction of cutting forces, tool stresses and... *International Journal of Machine Tools &*

- Manufacture*, v. 40, p. 713-738, 2000.
- PEKLENIK, J.; KISIN, M. An investigation of material structure transformation in the cutting process. *Annals of the CIRP*, v. 47/1. p. 83-86, 1998.
- PYZALLA, A. Stress and strain measurements: X-rays and neutrons. *Physica B*, p. 833-836, 2000.
- RECH J., MOISAN A., Surface integrity in finish hard turning of case-hardened steels, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 543–550, 2003.
- RIGAKU CORPORATION. *Instruction manual for X-ray tube for X-ray stress analysis H7133*. Manual n. ME910BE6. Tokio: Rigaku, [199-?].
- RIGAKU CORPORATION. *Residual stress data process program operation manual*. Manual n. ME13201A01. Tokio: Rigaku, 1999.
- RIGAKU CORPORATION. *X-ray stress analyzer application report*. Tokio: Rigaku Corporation, [199-?].
- RIGAKU INDUSTRIAL. CORP. *Análises químicas por espectrometria de fluorescência de raios X*. Japan: Rigaku Ind. Corp.; São Paulo, SP: Dairix Equipamentos Analíticos, [199-?]. 88 p.
- SCHULZ, H. How to select the right HSC-machine. In: *International Conference on High Speed Machining, 2.*, 1999, Darmstadt. Anais... Darmstadt: Institut für Produktionstechnik und Spanende Werkzeugmaschinen, 1999. p. 63-65.
- SHATLA, M.; ALTAN, T. Analytical modeling of drilling and ball end milling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 98, p. 125-133, 2000.
- SHATLA, Mahmoud; KERK, Christian; ALTAN, Taylan. Process modeling in machining. Part I: determination of flow stress data. *Int. Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, p. 1511-1534, 2001.
- SHICHUN, Wu; et al. Measurements of the changes in microstructure during superplastic deformation. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 69, p. 203-207, 1997.
- SMITH, S.; WINFOUGH, W. R. Power and stability limits in milling. *Annals of the CIRP*, v. 49/1, p. 309-312, 2000.
- STIRNIMANN, J.; KIRCHHEIM, A. Cutting-force dynamometers for high-speed machining- new developments and trends. In: *Int. Conference on High Speed Machining, 2.*, 1999, Darmstadt. Anais...Darmstadt: Institut für Produktionstechnik und Spanende

Werkzeugmaschinen, 1999. p. 255-261.

TLUSTY, J. Analysis of the state of research in cutting dynamics. *Annals of the CIRP*, v. 27/2, p. 583-589, 1978.

TLUSTY, J.; SMITH, S.; WINFOUGH, W. R. Techniques for the use of long slender end mills in high-speed milling. *Annals of the CIRP*, v. 45/1, p. 393-396, 1996.

TOBIAS, S. A. *Machine-tool vibration*. London: Blakie & Son, 1965, 351 p.

TÖNSHOFF, H. K.; BRINKSMEIER, E. Optimization of computer controlled X-ray stress analysis. *Annals of the CIRP*, v. 30/1, p. 509-513, 1981.

TREUTING, R. G.; et al. Residual stress measurements. In: *National Metal Congress And Exposition*, 33., 1951, Detroit. Apostila de curso...Cleveland: American Society for Metals, 1952.

UEDA, Kanji; MANABE, Keiji. Rigid-plastic FEM analysis of three-dimensional deformation field in chip formation process. *Annals of the CIRP*, v. 42/1, p. 35-38, 1993.

URBANSKI, J. P.; et al. High speed machining of moulds and dies for net shape manufacture. *Materials and Design*, v. 21, p. 395-402, 2000.

VIEIRA JÚNIOR, M.; et al. Como o calor pode afetar a integridade das peças. *Máquinas e Metais*. P. 28-36, fev. 1999.

ZHENG, Li; CHIOU, Y. S.; LIANG, S. Y. Three dimensional cutting force analysis in end milling. *International Journal of Mechanical Science*, v. 3, p. 259-269, 1996.