Campus de São Carlos

CARACTERIZAÇÃO DA USINABILIDADE DE ULTRA PRECISÃO
EM LIGAS DE ALUMÍNIO FABRICADAS NO BRASIL

Eng. RENATO GOULART JASINEVICIUS

Orientador: Prof. Dr. ARTHUR JOSÉ VIEIRA PORTO

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**ESCOLA DE ENGENHARIA
DE SÃO CARLOS**

CARACTERIZAÇÃO DA USINABILIDADE DE ULTRAPRECISÃO EM LIGAS DE ALUMÍNIO FABRICADAS NO BRASIL

RENATO GOULART JASINEVICIUS

Dissertação apresentada à
Escola de Engenharia de São
Carlos, da Universidade de
São Paulo, para obtenção do
título de Mestre em
Engenharia Mecânica.

DEDALUS - Acervo - EESC

31100035679

ORIENTADOR : Prof. Dr. Arthur José Vieira Porto

**SÃO CARLOS
1994**

Class.	Tese - EESC
Cutt.	2807
Tombo	150/94

Eng. Mecânica

it 07410694

Dedicatória

DEDICO ESTE TRABALHO OS MEUS PAIS QUE
ME APOIARAM EM TODOS OS MOMENTOS
DOS MEUS ESTUDOS, À MINHA ESPOSA
CARLA PELO AMOR E COMPREENSÃO
E AO MEU FILHO GABRIEL.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos aqueles que, direta ou indiretamente, colaboraram para a realização deste trabalho. Em particular agradeço:

Ao Prof. Dr. Arthur J. V. Porto orientador do presente trabalho, pelas suas sugestões, dedicação e colaboração durante todas as fases de sua realização.

Ao Prof. Dr. Jaime G. Duduch pelo apoio, revisão e sugestões que contribuíram para o enriquecimento deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Benedito de M. Purquerio pela confiança e sugestões apresentadas.

Aos técnicos do LAMAFE e principalmente ao José Carlos Risardi pela ajuda na realização dos experimentos.

Aos amigos e companheiros do LAMAFE, especialmente a Carlos A. Fortulan, Luis A. A. Penteado, Sergio França, Edwin Chavarría, Paulo A. S. Wrege, Aparecido C. Gonçalves, Luis Balestrero, Ericson Olivatto, Marley, Regina Chaves e Celso Viviani, pela amizade e bons momentos passados nesses anos de trabalho.

Ao Orides Morandin Jr e Edilson Kato pela ajuda na finalização deste trabalho.

A toda minha família, a minha esposa um agradecimento especial pela compreensão e amor sem os quais tudo teria sido mais difícil, aos meus pais pelo apoio e incentivo ao longo de toda minha vida.

Ao Professor Alfredo Américo Hammar pela ajuda e conscientização do que é um trabalho científico.

Ao secretário da P.G. Iberê Iori pela amizade e dedicação demonstrada e ao pessoal da Secretaria do SEM pela amizade e atenção.

Aos Professores do Departamento de Engenharia Mecânica pelo conhecimento adquirido ao longo desses anos.

A CAPES, pela ajuda financeira.

Resumo

JASINEVICIUS, R.G. Caracterização da usinabilidade de ultra-precisão em liga de alumínio fabricada no Brasil. São Carlos, 1994, 150p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

O objetivo deste trabalho foi identificar a influência das condições de usinagem sobre o acabamento superficial no faceamento de uma liga de alumínio com ferramenta de diamante. Os parâmetros de corte variados foram: velocidade de corte, avanço e profundidade de corte. De acordo com a bibliografia consultada apenas o avanço e o raio de ponta da ferramenta afetam diretamente o acabamento superficial, sendo que quanto menor o avanço e maior o raio de ponta melhor será o resultado em termos de rugosidade superficial. A profundidade de corte é dita apenas influenciar na força de corte e não no acabamento. Outro parâmetro de corte que segundo a bibliografia não apresenta influência seria a velocidade de corte, sendo que sua variação não afeta os resultados de acabamento superficial. Os ensaios demonstraram que dentre as condições de corte estudadas o avanço é o parâmetro de maior influência, com os menores valores de rugosidade obtidos para um avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{rev}$. A profundidade de corte apresentou pouca influência no acabamento, apresentando um efeito previsto pela literatura, o "size effect", a uma profundidade de corte de 3 μm , e a velocidade de corte não apresentou influência. A liga de alumínio testada foi a 7075-T6. Utilizou-se uma ferramenta de diamante monocristalino nova com raio de ponta de 1.524 mm e ângulos de folga e de saída de 11° e 0°, respectivamente.

Palavras-Chave : Ferramenta de Diamante, condições de corte, torneamento de ultra-precisão, rugosidade superficial.

ABSTRACT

JASINEVICIUS, R.G. Caracterização da usinabilidade de ultra-precisão em liga de alumínio fabricada no Brasil. São Carlos, 1994, 150p. Dissertação (Mestrado) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo.

The objective of this work was to identify the influence of the cutting conditions on surface roughness of an aluminum alloy faced with a single-point diamond tool. The cutting parameters to be varied were: feedrate, depth of cut and cutting speed. According to the literature, only the feedrate and the tool nose radius have direct influence on surface roughness, in the following way: The lower the feedrate and the greater the nose radius, the better the surface roughness. The depth of cut is said only to influence on the cutting forces and do not affect the surface roughness. The cutting speed also has no influence on surface roughness, according to the literature. Experimental investigation has demonstrated that, among the tested cutting conditions, the feedrate has the most influence with low values of surface roughness obtained at a feedrate of $2 \mu\text{m} / \text{rev}$. The depth of cut has very little influence on the surface finish. It just showed an effect foreseen by the literature, the size effect, at a depth of cut of $3 \mu\text{m}$ and the cutting speed has not showed any influence. The aluminum alloy investigated was 7075-T6. A fresh diamond tool was used, with a nose radius of 1.524 mm and 11° and 0° clearance and rake angle, respectively.

Keywords: Single-point diamond tool, cutting conditions, surface roughness, ultraprecision diamond turning.

SUMÁRIO

	Página
RESUMO	i
ABSTRACT	ii
LISTA DE ABREVIACÕES E SÍMBOLOS	
LISTA DE FIGURAS	
LISTA DE TABELAS	
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. Considerações Gerais	1
1.2. O Presente Trabalho	7
1.3. Conteúdo do Trabalho	8
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	9
2.1. Considerações Gerais	9
2.1.1 Características dos materiais metálicos para usinagem com diamante	12
2.1.2.1 Efeito da anisotropia dos materiais policristalinos sobre o mecanismo de corte	18
2.2 Ferramentas monocortante de diamante monocristalino	23
2.2.1 Considerações gerais	23
2.2.1.1 Exigências de desempenho de ferramentas de corte de ultraprecisão	24
2.2.1.2 Geometria da ferramenta e orientação cristalográfica do diamante	28
2.2.3 Importância da microestrutura da aresta de corte	30

2.2.3.1 Afição da aresta de corte	30
2.2.3.2 Rugosidade da aresta de corte	31
2.2.3.3 Uniformidade na microestrutura sobre a aresta de corte	32
2.2.4 O desgaste da aresta de corte de diamante	
2.2.4.1 Considerações gerais	34
2.2.4.2 Mecanismos responsáveis pelo desgaste de ferramentas de diamante	42
2.2.4.3 Padrões de desgaste de ferramentas de diamante em materiais metálicos não-ferrosos	51
2.3 Aspectos físicos da usinagem de ultraprecisão	55
2.3.1 Considerações gerais	55
2.3.2 Mecanismos de remoção de material no Torneamento e morfologia do cavaco	56
2.3.2.1 Espessura mínima de corte	59
2.3.3 Forças e energia de corte	63
2.3.4 Temperatura e dissipação do calor no torneamento de UP	69
2.4 Comentários finais	72
3 TORNEAMENTO COM FERRAMENTA DE DIAMANTE DE MATERIAIS METÁLICOS NÃO-FERROSOS	
3.1 Considerações gerais	73

3.2 A Máquina ferramenta utilizada para os ensaios de faceamento	73
3.2.1 Metrologia	77
3.2.1.1 Medição da rugosidade superficial	77
3.2.1.2 Parâmetro de avaliação das superfícies	79
3.2.1.2.1 Rugosidade e Ondulação	80
3.2.1.3 Parâmetros de avaliação de rugosidade e ondulação	83
3.2.1.4 Parâmetros de rugosidade	84
3.2.1.5 Parâmetros de ondulação	87
3.3 Preparação da máquina	90
3.3.1 Ajuste da ferramenta	90
3.3.2 Preparação e Fixação da peça	93
3.4. Considerações finais	97

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Considerações gerais	98
4.2 Procedimentos dos ensaios	99
4.3 Procedimentos de análise	104

5 GERAÇÃO DE SUPERFÍCIES NO TORNEAMENTO DE ULTRA-PRECISÃO: RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Considerações gerais	105
5.2 Fatores de processo que influenciam no acabamento superficial	106
5.3 A influência das condições de corte no acabamento superficial	110
5.3.1 Influência do avanço	110

5.3.2 Influência na profundidade de corte	124
5.3.3 Influência da velocidade de corte	128
6 CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA FUTUROS TRABALHOS	131
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	134
ANEXOS	144

LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS.

CNC	-	Computer Numerical Control.
n	-	Velocidade do eixo árvore [rpm].
μm	-	micrometro (10^{-6} m).
nm	-	nanometro (10^{-9} m).
mm	-	milímetro (10^{-3} m).
f	-	Avanço (μm / revolução).
d_c	-	Profundidade de corte [μm].
R	-	Raio de ponta da ferramenta [μm].
$R_{\text{teórico}}$	-	Rugosidade cinemática teórica [μm].
R_t	-	Rugosidade cinemática [μm].
R_a	-	Média aritmética das alturas [μm].
R_{rms}	-	Desvio médio quadrático de rugosidade [μm].
W_a	-	Média aritmética das ondulações [μm].
W_t	-	Altura máxima das ondulações [μm].
Cu	-	Cobre.
Al	-	Alumínio.
UP	-	Ultra Precisão.
h_{AB}	-	Altura [nm].
P-V	-	Peak-to-Valley.
V_c	-	Velocidade de corte [m / min].
V_a	-	Velocidade de avanço [mm/min].
W_v	-	Comprimento de onda [μm].
(khl)	-	Plano cristalográfico.
[uvw]	-	Direção cristalográfica.
α	-	Ângulo de folga .
α_1	-	Ângulo de folga primario.
α_2	-	Ângulo de folga secundário.
γ	-	Ângulo de saída.

LISTA DE FIGURAS

	Página
FIGURA 1 Uma comparação entre a rugosidade superficial e a acuracidade de contorno de processos de usinagem de precisão [STOWERS et al, 1988]	4
FIGURA 2 Comparação entre a rugosidade superficial e a taxa de remoção alcançável pelos processos de usinagem de precisão [STOWERS et al, 1988]	4
FIGURA 3 Efeitos específicos do material das superfícies na usinagem de ultraprecisão [KÖNIG et al, 1991]	15
FIGURA 4 Modelo de formação de "dimple" [OHMORI E TAKADA, 1982]	17
FIGURA 5 Modelos de corte para microusinagem ortogonal com ferramenta de diamante.	19
FIGURA 6 Modelos de corte considerando as camadas de trabalho afetadas.	22
FIGURA 7 Ferramenta de diamante: termos e parâmetros.	24
FIGURA 8 Possível relação entre os valores efetivo e nominal de profundidade de corte [IKAWA & SHIMADA, 1977].	26
FIGURA 9 Efeito da imperfeição da aresta de corte do diamante no acabamento.	32
FIGURA 10 Usinagem ortogonal de superfície.	35
FIGURA 11 Desgaste da ferramenta.	36
FIGURA 12 Desgaste lateral versus tempo de usinagem].	36
FIGURA 13 Efeito de raio de ponta finito e face de folga desgastada e danos sub-superficiais durante a usinagem. [HURT & DECKER, 1984].	38
FIGURA 14 Aresta da ferramenta com desgaste do tipo "stepped geometry" .	38

FIGURA 15 Representação esquemática da forma e locais de desgaste na ferramenta de diamante.	40
FIGURA 16 Desgaste do plano (001) do diamante cúbico na direção [010]	46
FIGURA 17 Modelo bidimensional de formação de cavaco no corte ortogonal.	57
FIGURA 18 O processo de faceamento [BLAKE, 1988]	57
FIGURA 19 Diagrama de força para o corte ortogonal	60
FIGURA 20 Simulação computacional do processo de corte [IKAWA et al, 1991].	60
FIGURA 21 Representação esquemática das forças na região do corte e seus efeitos ocorrendo na interface entre a ferramenta e o cavaco durante a usinagem.	67
FIGURA 22 Gerador de Superfícies Anesféricas ASG-2500 RANK-PNEUMO	76
FIGURA 23 FORM TALYSURF MOD.120L TAYLOR ROBSON	76
FIGURA 24 Instrumentos do tipo "stylus" [STEDMAN, 1987].	78
FIGURA 25 Superfícies que possuem irregularidades com a mesma altura mas com espaçamento diferente.	82
FIGURA 26 O perfil da superfície representa os efeitos combinados de rugosidade, ondulação e forma.	82
FIGURA 27 Relação entre comprimentos amostral, de avaliação e transversal.	84
FIGURA 28 Derivação gráfica de R_a .	86
FIGURA 29 Derivação matemática de R_a e R_q (rms).	86
FIGURA 30 Derivação de alguns parâmetros de pico.	88
FIGURA 31 Comprimento do perfil ("Average Slope").	88
FIGURA 32 Erro de centragem da ferramenta.	92
FIGURA 33 Microscópio de contraste de fase Nomarski.	101

FIGURA 34 Metalografia e porta-peças para os ensaios de usinagem.	101
FIGURA 35 Fixação do conjunto à placa de vácuo.	102
FIGURA 36 Direcionamento do fluído refrigerante para o corte.	102
FIGURA 37 Geometria de superfícies geradas com ferramenta com geometria de ponta diferente.	109
FIGURA 38 - 53 Influência do avanço no acabamento superficial.	112
FIGURA 54 - 57 Influência da profundidade de corte no acabamento superficial.	126
FIGURA 58 - 60 Influência da velocidade de corte no acabamento superficial	129
FIGURA 61 Liga de alumínio 6061-T6, $f = 50 \mu\text{m/rev}$, $dc = 3 \mu\text{m}$, $SS = 1000 \text{ rpm}$, aumento 50 x.	140
FIGURA 62 Cobre comercial, $f = 5 \mu\text{m/rev}$, $dc = 3 \mu\text{m}$, $SS = 1000 \text{ rpm}$, aumento 50 x. Diferença no nível de altura dos grãos cristalinos.	140
FIGURA 63 Liga de alumínio KOBE M2B, $f = 5 \mu\text{m/rev}$, $dc = 3 \mu\text{m}$, $SS = 1000 \text{ rpm}$, aumento 50 x. Diferença no nível de altura dos grãos cristalinos.	140
FIGURA 64 Liga de alumínio KOBE M2B, $f = 50 \mu\text{m/rev}$, $dc = 3 \mu\text{m}$, $SS = 1000 \text{ rpm}$, aumento 50 x. Contorno de grão.	
FIGURA 65 Liga de alumínio 7075-T6, $f = 30 \mu\text{m/rev}$, $dc = 2 \mu\text{m}$, $SS = 500 \text{ rpm}$, aumento 50x.	140
FIGURA 66 Liga de alumínio 7075-T6, $f = 30 \mu\text{m/rev}$, $dc = 10 \mu\text{m}$, $SS = 500 \text{ rpm}$, aumento 100x.	141
FIGURA 67 Liga de alumínio 7075-T6, $f = 7,5 \mu\text{m/rev}$, $dc = 2 \mu\text{m}$, $SS = 2000 \text{ rpm}$, aumento 50 x. Percebe-se a presença de inclusões na superfície, podendo-se inferir que a rugosidade superficial dessas peças pode ter sido afetada por essas inclusões.	141

FIGURA 68 Liga de alumínio 7075-T6, $f = 2 \mu\text{m/rev}$, $dc = 3 \mu\text{m}$, SS= 1000 rpm.	141
Figura 69 Aresta desgastada	144
Figura 70 Aresta lascada	144
Figura 71 Desgaste escalonado causado pelo avanço	144
Figura 72 Aresta lascada	144

LISTA DE TABELAS

	Página
TABELA 1 Aplicação da usinagem de ultraprecisão.	06
TABELA 2 Materiais usados na usinagem de ultraprecisão.	10

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Nos últimos anos, a usinagem e metrologia de ultra-precisão têm ocupado significativo espaço na indústria e entidades de pesquisa, refletido nos inúmeros trabalhos publicados e no nível de investimento em atividades de pesquisa no assunto. A principal razão para esse crescente desenvolvimento pode ser atribuído à necessidade de se produzir produtos de alta qualidade economicamente, aliados à utilização de novos materiais tecnológicos os quais, normalmente, oferecem maior dificuldade de serem usinados que os materiais tradicionais [DUDUCH, 1993].

Embora os termos "precisão" e "ultra-precisão" não sejam definições fixas, isto é, mudam com o progresso e tempo, pode-se definir "ultra-precisão" como a maior acuracidade atingida, economicamente, num determinado instante, com o equipamento disponível. Atualmente, ultra-precisão inclui dimensões de componentes da ordem de 1 μm e medidas com resoluções na ordem de 1 nm, daí o termo "Nanotecnologia". Tais ordens de grandeza não são alcançadas através de adaptações ou modificações de processos convencionais, mas unicamente pelo

desenvolvimento de novas técnicas de usinagem e medição, envolvendo: posicionadores de ultra-precisão, metrologia e controle, usinabilidade de ultra-precisão de materiais disponíveis, materiais para ferramentas (por exemplo, diamante) e a interação entre ferramenta e peça-obra durante a usinagem.

A fim de se melhorarem as características e desempenho de certos produtos, a indústria tem sido constantemente forçada a desenvolver pesquisas em novos materiais. A crescente demanda de componentes de ultra-precisão em áreas tais como microeletrônica, informática, óptica, automação e instrumentação tem estimulado e assistido grandemente no aprimoramento das técnicas de usinagem nos diversos setores produtivos no sentido de se tornarem mais competitivos. A necessidade da fabricação de produtos cada vez menores, mais leves, com maior acuracidade, confiabilidade e, se possível, com baixo custo, tem constantemente lançado desafios à engenharia de fabricação. Um típico exemplo é a manufatura de componentes ópticos a qual correntemente apresenta tendências em direção ao uso de materiais tais como ligas de alumínio e cobre na fabricação de superfícies ópticas planas, esféricas e anesféricas para redução de tamanho e peso dos componentes [PURQUÉRIO et al, 1994].

Processos convencionais (não determinísticos) tais como polimento, lapidação e "etching"(usinagem química) comumente usados para o acabamento desses componentes são considerados ineficientes com baixa taxa de remoção requerendo longo tempo , portanto, caros e constituindo um obstáculo à fabricação em massa.

Tolerâncias de contorno e acabamento superficiais a níveis ópticos são possíveis de serem obtidos por técnicas de torneamento com ferramenta de diamante em máquinas-ferramenta de ultra-precisão. Esta técnica está

sendo seriamente considerada para substituir técnicas convencionais a fim de se reduzirem tempos e custos e se melhorarem a acuracidade e repetibilidade, na fabricação de componentes opto-eletrônicos. Como indicado na Figura 1 a rugosidade superficial alcançável e a acuracidade de contorno dos processos revisados por **STOWERS et al [1988]** são claramente interrelacionados, embora seja possível produzir uma rugosidade superficial numericamente menor do que a acuracidade de contorno correspondente, o inverso é claramente impossível.

A Figura 2 mostra a inter-relação entre a rugosidade superficial alcançável e a taxa de remoção volumétrica demonstrada. O objetivo de se alcançar uma rugosidade superficial da ordem nanométrica e uma taxa de remoção de $100 \text{ m}^3 / \text{ano}$ é representado pela área retangular na mesma Figura 2. Pode-se concluir, a partir desta figura, que, embora muitos processos alcancem uma rugosidade superficial de 50 nm - rms desejada ou uma taxa de remoção de $1 - 10 \text{ mm}^3/\text{s}$, nenhum processo individualmente preencheu ambos requisitos simultaneamente. Deve-se observar que, embora vários processos tenham alcançado taxas de remoção superficial superiores a $1 \text{ micrometro por minuto}$ (equivalente a $17 \text{ mm}^3/\text{s}$ sobre uma área de 1 m^2), seria necessário que simultaneamente o contorno da área inteira de 1 m^2 fosse capaz de manter esta alta taxa de remoção volumétrica. Pode-se perceber, por outro lado, que o SPDT (torneamento com ferramenta de diamante) apresenta resultados muito próximos desses, porém ainda inferiores ao alvo especificado por **STOWERS et al [1988]**.

O torneamento com diamante é o processo onde se utiliza uma ferramenta especial monocortante de diamante em uma máquina ferramenta de ultra-precisão, especialmente projetada para produzir acabamentos de superfícies, sob condições precisamente controladas de máquina, ferramenta e ambiente. Este difere de outros processos de usinagem de

Figura 1 Uma comparação entre a rugosidade superficial e acuracidade de contorno de processos de usinagem de precisão [STOWERS et al 1988]

LEGENDA: Figuras 1 e 2

*SPDT	SINGLE POINT DIAMOND TURNING
*PACE	PLASMA ASSISTED CHEMICAL ETCHING
*DG	DUCTILE GRINDING
*LAG	LOOSE ABRASIVE GRINDING
*FAG	FIXED ABRASIVE GRINDING
*CNC	COMPUTER NUMERICAL CONTROL POLISHING
*FP	FLOAT POLISHING
*EEM	ELASTIC EMISSION MACHINING
*EJ	EROSIVE JETS
*MFAFF	MAGNETIC FIELD ASSISTED FINE FINISHING
*EAMF	ELECTROLYTIC ABRASIVE MIRROR FINISHING
*IBF	NEUTRAL ION BEAM FIGURING
*PP	PITCH POLISHING

Figura 2 Comparação entre a rugosidade superficial e a taxa de remoção alcançável pelos processos de usinagem de precisão [STOWERS et al, 1988].

duas maneiras: a) o uso de ferramentas de diamante permite que vários materiais sejam torneados com precisão nanométrica; b) a ação do corte nesta escala de precisão juntamente com o desgaste extremamente baixo da ferramenta de diamante (com determinados materiais) resultam na geração de uma superfície espelhada. Portanto, as máquinas ferramentas utilizadas nesse processo são de importância fundamental, tendo estas alcançado níveis elevados de desempenho através de avanços científicos e de engenharia. Tais máquinas, são normalmente dotadas de mancais aerostáticos, guias hidrostáticas e posicionamento por interferometria laser e controle através de CNC, assim como sistemas especiais para isolamento de vibrações e devem operar em ambientes com temperatura e umidade controladas. Atualmente, podem-se obter tolerâncias das peças inferiores a $0,25\text{ }\mu\text{m}$ e rugosidade superficial "Peak-to-Valley" (a distância entre o pico mais alto e o mais baixo de uma superfície usinada com uma ferramenta com aresta circular) geralmente da ordem de $0,05\text{ }\mu\text{m}$ ou em torno de $0,001\text{ }\mu\text{m}$ Ra (Tabela 1).

A aplicação de torneamento com ferramenta de diamante não se restringe apenas a componentes ópticos ou moldes para produtos ópticos; ela oferece um campo muito mais vasto de aplicações (Tabela 1). Em termos de volume de produção, porém, o que mais se produz são peças não-ópticas tais como discos rígidos para computador e cilindros para copiadoras.

As ferramentas de diamante monocristalino são insuperáveis em termos de acabamento superficial e vida útil, e, portanto, são consideradas únicas em termos de aplicação para o torneamento de peças com qualidade óptica.

O projeto, manufatura e o uso de ferramentas monocortantes de diamante parecem ainda depender de regras e conhecimentos empíricos.

Tabela 1 Aplicação da usinagem de Ultra-Precisão

	CAMPO DE APLICAÇÃO	MATERIAIS	ESPECIFICAÇÃO
ÓPTICA DE REFLEXÃO	<p>Espelhos poligonais para impressoras laser</p> <p>-cilindros para máquinas copiadoras</p> <p>-fotografias terra-ar</p> <p>Espelhos metálicos para aplicações laser</p> <p>-planos</p> <p>-parabólicos</p> <p>-integrador de feixe</p>	<p>-Alumínio</p> <p>-Cobre</p> <p>-Latão</p> <p>-Ouro</p> <p>-Níquel</p> <p>-Molibidênio</p>	<p>-refletividade > 98%</p> <p>-acuracidade de forma 0,2 - 0,01 μm</p> <p>-rugosidade Ra ~ 0,005 μm</p>
ÓPTICA DE TRANSMISSÃO	<p>- Moldes para lentes de Fresnel</p> <p>-Lente óptica para aplicação em IV</p> <p>-Lentes para fotocélulas</p> <p>-Lentes para foco Laser</p> <p>-Óptica para CD-players</p>	<p>-Plásticos ópticos</p> <p>-Germânio</p> <p>-GaAs</p> <p>-ZnSe</p> <p>-ZnS</p>	<p>acuracidade de forma 0,2 - 0,5 μm</p> <p>-rugosidade Ra =< 0,005 μm</p>
COMPONENTES MECÂNICOS	<p>-Disco rígido do computador</p> <p>-"video head drums"</p> <p>-mancais aerostáticos</p> <p>-moldes para lentes de Fresnel</p> <p>-conexões para fibras ópticas</p> <p>-eletrodos para aceleradores de partículas</p> <p>- Blocos padrão</p>	<p>-Alumínio</p> <p>-Níquel</p> <p>-Cobre</p> <p>-Latão</p>	<p>-acuracidade de forma 0,1 - 0,5 μm</p> <p>-acuracidade Ra ~ 0,01 μm</p>

Embora em termos de aplicações comuns na indústria estas regras pareçam ser suficientes, existe uma necessidade urgente de um maior entendimento científico visando o desenvolvimento de uma tecnologia mais avançada para um futuro próximo.

Embora ferramentas de diamante sintético e policristalino sejam utilizadas genericamente em máquinas convencionais de torneamento, as ferramentas de diamante monocristalino possuem características que restringem sua utilização apenas a equipamentos específicos que permitam um rígido controle de movimentos indesejáveis da máquina, vibrações e trepidações, assim como variações térmicas do ambiente.

Nesse contexto encontra-se implantado no Campus de São Carlos de Universidade de São Paulo, junto ao Laboratório de Máquinas-Ferramentas (LAMAFE), o Laboratório de Engenharia de Precisão, dedicado ao estudo, pesquisa e desenvolvimento de processos de manufatura e metrologia avançados de componentes de ultra-precisão.

1.2 O PRESENTE TRABALHO

O presente trabalho tem por objetivo principal apresentar o comportamento de ligas de alumínio fabricadas no Brasil em termos de usinabilidade com ferramentas de diamante monocristalino. Para isso, o critério utilizado foi de acabamento superficial em função das condições de usinagem pré-estabelecidas para uma ferramenta de diamante com geometria definida. Além disso, o trabalho apresenta uma revisão bibliográfica com as principais contribuições sobre usinagem com ferramenta de diamante visando oferecer uma contextualização sobre o assunto.

1.3 CONTEÚDO DO TRABALHO

Este trabalho é constituído por 6 capítulos, a saber:

Capítulo 1 - Este capítulo apresenta uma visão geral da usinagem de ultraprecisão comparando esta tecnologia com outras que são aplicadas com o mesmo fim. Delimita o assunto a ser tratado e os objetivos da pesquisa

Capítulo 2 - Apresenta uma revisão bibliográfica sobre usinagem com ferramentas de diamante abrangendo os seguintes campos do conhecimento: materiais para usinagem de ultra-precisão, ferramentas de diamante monocristalino e aspectos físicos da usinagem de ultra-precisão (mecanismo de formação de cavaco, forças de usinagem, temperatura e energia do processo, etc.).

Capítulo 3 - O conteúdo deste capítulo abrange uma apresentação prática para preparação da máquina para operação de usinagem. Adicionalmente, apresentam-se os parâmetros a serem utilizados para a análise das superfícies geradas. Apresenta, também, aspectos qualitativos sobre dispositivos de fixação de peças e centragem da ferramenta.

Capítulo 4 - A descrição de materiais e métodos e procedimentos utilizados para os experimentos serão apresentados nesse capítulo.

Capítulo 5 - Neste capítulo são apresentados os resultados experimentais na forma de gráficos e tabelas. As discussões concernentes aos resultados obtidos serão também discutidos aqui .

Capítulo 6 - Este capítulo contém as conclusões e proposições para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Na usinagem de ultraprecisão, o processo de remoção de material não é governado apenas pela ferramenta de corte, mas também pelo material, pois nesse tipo de usinagem, as dimensões do corte são da ordem de micrométero a sub-micrométrica. Os materiais devem ser escolhidos de forma a oferecer uma usinabilidade aceitável com um nível de acabamento superficial de ordem nanométrica.

Atualmente, os materiais típicos que podem ser usinados são as ligas de alumínio, cobre, prata, ouro, níquel eletrolítico, plásticos acrílicos e alguns cristais para aplicação em infravermelho, além de cerâmica avançada e vidros ópticos. O alumínio e o cobre estão entre os materiais mais comumente utilizados em usinagem de ultra-precisão, (Tabela 2).

Metais não ferrosos são policristalinos. Isto significa que a ferramenta constantemente encontra propriedades diferentes no material devido à anisotropia e, devido à deformação sofrida pelo material durante a usinagem, tensões são introduzidas na superfície usinada. As variações nas tensões residuais e o fenômeno de relaxamento de tensão em cada grão dos cristais

TABELA 2 MATERIAIS USADOS NA USINAGEM DE ULTRA-PRECISÃO

METAIS	CRISTAIS	POLÍMEROS	AMORFOS
aluminio cobre níquel-eletrolítico ouro platina prata latão estanho chumbo	germânio silício sulfeto de zinco niobalto de lítio	acrílico acetato nylon policarbonato polipropileno polistireno	Cerâmica avançada zerodur sílica fundida vidros ópticos zircônia

pode resultar em pequenos recuos dos grãos cristalinos sobre a superfície do metal. Estes efeitos dependem das dimensões de corte e da afiação da ferramenta [KÖNIG et al, 1991].

A usinagem de cristais pode ser realizada devido à extrema qualidade de afiação da aresta de corte a qual permite a remoção de cavaco com espessuras de corte menores que a chamada crítica, acima da qual, como é geralmente aceito, haverá uma transição entre escoamento e fratura (dúctil - frágil) [DUDUCH, 1993] .

Materiais que contêm carbono não são geralmente considerados usináveis com diamante por causa das reações químicas que ocorrem quando altas temperaturas durante a usinagem são atingidas **[CASSTEVENS, 1983]**.

Existem dois grupos de metais que podem atacar a ferramenta de diamante durante a usinagem. O primeiro inclui o tungstênio, tântalo, titânio e zircônia que reagem quimicamente com os átomos de carbono do diamante a altas temperaturas e formam carbetos com o material da peça. O segundo, constituído pelos metais ferrosos, cobalto, manganês, berílio, níquel (níquel eletrolítico não apresenta problemas na usinagem) e cromo reagem com o carbono na presença de oxigênio **[KÖNIG et al 1991]**. Esta reação causa a grafitização o que destrói a aresta de corte do diamante. Ensaaios de usinagem podem ser realizados em atmosferas ricas em carbono com o objetivo de diminuir a grafitização. Isto é possível quando a usinagem é realizada em uma atmosfera protegida e saturada de gás metano que impede a reação com o oxigênio **[CASSTEVENS, 1983]**. Outras alternativas podem ser utilizadas, tais como a utilização de temperaturas extremamente baixas (Criogenia) **[EVANS, 1991]** e aplicação de vibração ultra-sônica **[MORIWAKI & SHAMOTO, 1991]**. Deve-se ressaltar que nenhum desses processos está sendo usado comercialmente.

Uma outra limitação prática que influi no acabamento final está relacionada com a quantidade e tamanho das impurezas no material. Existem materiais que apresentam inclusões duras em matriz mole as quais são difíceis de serem cortadas. Partículas duras no material conduz um aumento no desgaste da ferramenta e, conseqüentemente, a um acabamento superficial prejudicado. Isto, de maneira nenhuma, impede o corte de materiais considerados extremamente duros, uma vez que, estes materiais possuem

uma região de transição frágil-dúctil onde o corte pode ser realizado removendo-se cavaco contínuo.

2.1.1 CARACTERÍSTICAS DE MATERIAIS METÁLICOS PARA USINAGEM COM DIAMANTE

Para se obterem superfícies com qualidade óptica através do torneamento com ferramentas de diamante é necessário que o processo introduza um baixo nível de energia à interface microscópica entre a aresta de diamante e a peça-obra. Isto é necessário principalmente para retardar a interação química entre o diamante e o material da peça.

Em geral, os materiais mais facilmente usinados com diamante são os metais não ferrosos tais como o alumínio e o cobre pois apresentam baixa resistência ao escoamento e relativamente baixa reatividade química com carbono do diamante [TANAKA et al 1981]. A formação de cavaco no torneamento de um material metálico não ferroso ocorre a baixos níveis de energia em função da alta ductilidade que apresentam esses materiais [SHAW, 1984].

A aplicabilidade de ferramentas de diamante ao corte de diversos metais foi examinado experimentalmente por TANAKA et al [1981], que concluem que os metais que apresentam menor afinidade com o diamante são o cobre, alumínio e o latão os quais podem ser facilmente usinados alcançando-se acabamentos superficiais de ordem submicrométrica com um baixo desgaste da ferramenta. Concluem também que o ouro, prata, platina e Be-Cu também apresentam excelente desempenho em termos de usinabilidade com um desgaste reduzido. Por outro lado, não foram obtidos resultados satisfatórios com molibidênio, titânio e tungstênio.

Os metais do sexto ao décimo grupos do sistema periódico de elementos, entre os quais o ferro se encontra, são usados como catalizadores para a sintetização do diamante a alta pressão. Assume-se que, durante o corte destes materiais com uma ferramenta de diamante, o equilíbrio termodinâmico do processo de síntese do diamante em grafite (e vice - versa) tende a favorecer o grafite. Devido à conversão catalítica do diamante em grafite existe um alto desgaste na aresta de corte a qual conduz a uma redução drástica da vida da ferramenta em um curto período de tempo **[KÖNIG et al 1991]**.

No torneamento com diamante é possível se chegar a um acabamento superficial muito próximo do previsto teoricamente, já que em materiais normalmente classificados como torneáveis com diamante dificilmente ocorre a formação de aresta postiça ("built-up-edge") na ferramenta, entretanto uma aresta postiça aderente pode, ocasionalmente, formar-se quando da usinagem de alguns tipos de alumínio dentro de determinadas faixas de velocidade de corte, o que pode deteriorar o acabamento superficial **[BAO & STEVENSON 1976]**.

É comum em torneamento de ultraprecisão de materiais dúcteis que contêm inclusões e/ou partículas duras causarem marcas ("nicks") na aresta da ferramenta e conseqüentemente uma degradação do acabamento superficial. Tais inclusões possuem dureza menor do que a do diamante, logo, o principal mecanismo de desgaste é a fratura ao longo do plano preferencial de clivagem (111) sendo o desgaste por abrasão um mecanismo secundário nesse caso **(WADA et al 1980)**. Um exemplo desse fenômeno são as ligas de alumínio contendo altas concentrações de partículas de silício **[KEEN, 1971]**. Portanto, para o caso da usinagem do alumínio devem-se escolher preferencialmente ligas que possuam o menor teor possível de silício.

Portanto, a qualidade do material a ser usinado pode ter grande influência no acabamento superficial sobretudo na usinagem de UP. A Figura 3 apresenta os efeitos primários específicos das estruturas das superfícies de materiais policristalinos. Estes efeitos serão discutidos a seguir.

Um fator de influência predominante no acabamento superficial é a diferença (não uniformidade) das propriedades elásticas e (principalmente) plásticas entre grãos distintos de um material policristalino. Essa diferença de comportamento resulta em superfícies usinadas com variações topográficas nos contornos de grão as quais determinam a qualidade superficial, como pode ser ilustrado na Figura 3 (a).

Os contornos de grão podem ser considerados um outro fator de influência no acabamento de uma superfície usinada, por conterem impurezas decorrentes da fundição (depositadas durante a solidificação do material). Estas impurezas resultam em propriedades elásticas diferentes entre o material de base e os contornos do grão, o que, durante o processo de usinagem, pode acarretar na formação de estruturas com arestas retilíneas afiadas na superfície do material como mostra a Figura 3 (b).

As impurezas não apenas podem se instalar nos contornos de grão, mas também dentro dos grãos. Além disso, partículas de carvão ligadas a alguns materiais (por exemplo, silício em ligas de Al), se instalam de uma forma finamente distribuída. A Figura 3 (c) ilustra a presença de inclusões duras numa matriz mole. A forma encontrada para minimizar a influência dessas inclusões duras sobre o acabamento e vida útil da ferramenta é através da geometria das ferramentas apresentando ângulos de saída mais negativos os

Figura 3 Efeitos do material da superfície na usinagem de Ultra-Precisão [KÖNIG et al, 1991].

quais removem facilmente estas inclusões da matriz ao invés de arrancá-las da superfície o que poderia causar o riscamento e conseqüentemente, a degradação da superfície **[OHMORI & TAKADA, 1982]**.

Os materiais usados para peças de precisão são cuidadosamente inspecionados quanto a diversas propriedades tais como composição, resistência, etc. Porém, defeitos microscópicos do material, causados freqüentemente por impurezas ou precipitados, impõem limites ao acabamento superficial devido à formação de defeitos conhecidos como "black spot-like dimples" como mostrado na Figura 4 .

A Figura 4 mostra um modelo de formação de "dimple" durante a usinagem de uma superfície a partir do desenvolvimento de vazios resultantes de defeitos no material. Como se pode observar na Figura 4, os vazios inicialmente no interior do material , passam a se integrar à superfície **[OHMORI E TAKADA 1982]**.

A Figura 4 (1) ilustra a formação de "dimples". Vazios originam-se em torno de impurezas na zona de escoamento à frente da ferramenta (1). No estágio (2), trincas são geradas pela aproximação da aresta de corte. No estágio (3), as trincas se desenvolvem dividindo os vazios entre o lado do cavaco e o lado da superfície acabada. E, finalmente, no estágio (4), os "dimples" são gerados na superfície usinada.

Figura 4 Modelo de formação de "dimple": (1) vazios originam-se na zona de escoamento (2) trincas são geradas pela aproximação da ferramenta (3) trincas dividem-se entre o lado de cavaco e o lado da superfície acabada (4) os "dimples" são gerados

2.1.2 EFETO DA ANISOTROPIA DOS MATERIAIS SOBRE O MECANISMO DE CORTE

Na usinagem de ultra-precisão ocorre que, a espessura do cavaco pode ser menor que o tamanho dos grãos do material. Por consequência, os materiais para usinagem de ultra-precisão devem apresentar uma estrutura cristalina regular e microgranular ou então, monocristalina. Em materiais policristalinos, cada cristal está aleatoriamente orientado, e, conseqüentemente, a condição do acabamento superficial muda de acordo com a orientação dos cristais. Todavia, podem-se obter resultados satisfatórios através da minimização da diferença no grau de deformação e ruptura (fratura) entre os grãos do material, como mostrado a seguir.

Materiais policristalinos são anisotrópicos, mas, ao reduzir-se a seção de corte, a ferramenta poderá estar cortando no domínio de um único grão como mostra a Figura 5 (b). A espessura de corte se estabelece na posição de equilíbrio entre a força aplicada pela ferramenta e a reação do material do grão, como pode ser evidenciado pela Figura 5 (a). Quando o corte passa para o grão seguinte, que estatisticamente apresenta uma outra orientação cristalográfica, a posição de equilíbrio será diferente por causa da mudança das propriedades físicas do grão. Isso torna-se mais pronunciado em estruturas granulométricas grosseiras. Para uma estrutura granulométrica fina, mesmo na usinagem de ultraprecisão, vários grãos serão cortados simultaneamente, de forma que a posição de equilíbrio para a espessura de corte se dê em uma posição média, e não oscila com grande intensidade [SUGANO et al 1987]. Para isso, são utilizadas ferramentas com raio de ponta grande no corte de materiais policristalinos.

(a) modelo de corte para profundidade de corte grande

(b) Modelo de corte para profundidade de corte reduzida.

Figura 5 Modelos de corte para a microusinagem ortogonal com ferramenta de diamante.

Outro aspecto importante é que o cavaco formado no torneamento de ultraprecisão de materiais policristalinos são do tipo lamelar [VON TURKOVICH, 1970; OHMORI & TAKADA, 1982]. A importância de se utilizar a anisotropia de forma favorável durante a usinagem, ou seja, utilização de ferramentas com raio de ponta grande e um material com estrutura granular refinada, deve-se ao fato de que essas diferenças em termos de resistência mecânica em cada grão pode ocasionar microvibrações na interface ferramenta/peça, o que influencia na rugosidade superficial. Outra fonte de vibrações seria grandes profundidades de corte uma vez que, poderia-se estar cortando mais de uma camada de grãos onde além de se ter que vencer a resistência mecânica de cada grão teria-se que vencer a resistência mecânica dos contornos de grão (Figura 5 [a]).

SATO et al [1991], procuram melhorar a acuracidade do corte a partir do ponto de vista da peça-obra procurando tornar claras as características do mecanismo de microusinagem e assim melhorar as propriedades do acabamento através da utilização da anisotropia do próprio material. Os autores perceberam que havia um gradiente na força principal próximo de uma profundidades de corte de 1 μm , sugerindo uma mudança no mecanismo de corte, possivelmente estaria ocorrendo o efeito tamanho ("SIZE EFFECT") que é o aumento na força de corte específica com a diminuição da profundidade de corte. Este efeito ocorre devido à diminuição do ângulo de cisalhamento, que por sua vez aumenta o coeficiente de atrito na face da ferramenta [NAKAYAMA E TAMURA, 1968].

Com isso, os autores propuseram modelos de corte das camadas de trabalho afetadas que pudessem explicar o fenômeno de alternância da forma do cavaco e da variação na força de corte. O modelo proposto é apresentado

na Figura 6 no qual as zonas hachuradas são as camadas policristalinas na superfície. Na figura 6 (a), a relação $t_1 < d_1$ é assumida como verdadeira, onde t_1 e d_1 significam a profundidade de corte e a espessura da camada policristalina, respectivamente. Neste caso, o corte é realizado dentro da camada policristalina, de forma que a espessura d_2 da camada policristalina novamente formada, sob a superfície acabada, torna-se mais fina que d_1 (Figura 6b) . Após cortar novamente, a relação $t_1 > d_2$ torna-se válida, significando que a microestrutura da camada policristalina abaixo da primeira camada policristalina é cortada. Portanto, a espessura d_1 da camada policristalina resultante torna-se mais espessa do que d_2 , porém o corte subsequente segue o modelo mostrado na Figura 6a. A repetição desse mecanismo pode ocasionar o fenômeno da alternância das forças de corte. Pois, no modelo proposto pela Figura 6 (b) demonstra que o corte está ocorrendo no interior de uma camada composta por d_2 mais contorno de grão entre as duas camadas policristalinas e a camada seguinte. Além disso, a causa da diferença entre a espessura da camada policristalina formada a partir do corte dentro da camada policristalina e a formada a partir do corte da camada logo abaixo pode ser a diferença em densidade de deslocações de microestruturas sendo cortada.

Figura 6(a) Modelo de corte I considerando uma camada de trabalho afetada

Figura 6(b) Modelo de corte II considerando uma camada de trabalho afetada

2.2 FERRAMENTAS MONOCORTANTES DE DIAMANTE MONOCRISTALINO

2.2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

O projeto de ferramentas monocortantes de diamante deve ser tal a atender os requisitos necessários à usinagem de ultraprecisão, onde acabamentos superficiais da ordem de 10 nm são freqüentes. O projeto, manufatura e o uso de ferramentas monocortantes de diamante, parecem ainda depender de regras e conhecimentos empíricos.

Com o intuito de compatibilizar a qualidade de ferramentas de diamante e máquinas ferramentas altamente desenvolvidas, e ao mesmo tempo satisfazer às exigências de um ferramental mais avançado para um futuro próximo, tem-se procurado adotar um enfoque científico para o projeto e manufatura de ferramentas de diamante de alta qualidade [JASINEVICIUS et al 1993]. Atualmente, esse tipo de aproximação é maior por parte de pesquisadores e centros de pesquisas.

A Figura 7 apresenta a geometria de ferramenta descrevendo os termos e parâmetros, assim como duas geometrias diferentes de ponta da ferramenta. Deve-se ressaltar que a ferramenta com ponta seca é geralmente utilizada para o corte de materiais frágeis e monocristalinos em função de não haver influência de fatores tais como a anisotropia durante o corte desses materiais; a geometria com ponta circular são mais frequentemente utilizadas para o corte de materiais ducteis em função da policristalinidade e conseqüentemente da anisotropia desses materiais.

Figura 7 Geometria da Ferramenta Monocortante de Diamante

2.2.2 EXIGÊNCIAS DE DESEMPENHO DE FERRAMENTAS DE CORTE DE PRECISÃO

Para se obter um total aproveitamento das máquinas ferramentas com uma precisão sub-micrométrica, uma atenção especial deve ser dada ao projeto e fabricação de ferramentas de corte, pois podem ocorrer situações onde a precisão da usinagem seja predominantemente determinada pelo desempenho da ferramenta, e não da máquina ferramenta dado que a máquina consegue

garantir movimentos e deslocamentos precisos, no entanto, caso a afiação da ferramenta não for garantida dificilmente haverá a possibilidade de se realizar cortes com espessuras de ordem sub-micrométrica. A seguir serão apresentadas as exigências de ferramentas de corte para usinagem de ultraprecisão.

(1) A alta resolução da profundidade de corte.

Assumindo-se uma operação ideal de uma máquina ferramenta, a precisão geométrica da usinagem é determinada pela profundidade efetiva de corte a qual determina a espessura do material removido da superfície da peça. A profundidade efetiva de corte não é sempre igual à profundidade nominal de corte (medida na aresta da ferramenta) em função de a profundidade efetiva de corte ser afetada pelo comportamento do material ao redor da aresta de corte (medida na peça), devido ao recuo elástico, comportamento elasto-plástico, etc.

A diferença entre os dois valores definidos acima é geralmente difícil de se distinguir precisamente, por que esses valores flutuam devido à natureza estatística do fenômeno que ocorre na interação da aresta de corte com o material. Esta incerteza pode ser definida como a resolução em profundidade de corte. Através da magnitude da resolução pode-se determinar a acuracidade alcançável da usinagem. A Figura 8 mostra esquematicamente uma possível relação entre a profundidade de corte efetiva (t_e) e a nominal (t). A magnitude da resolução $t - t_e$, pode permanecer constante a uma profundidade de corte onde uma remoção de cavaco seja estável [IKAWA & SHIMADA, 1977].

A magnitude da resolução pode aumentar com um decréscimo da profundidade de corte por causa da fricção ou deslizamento ("rubbing or Sliding") da aresta da ferramenta sem que ocorra remoção de material.

Figura 8 Possível relação entre os valores efetivo e nominal de profundidade de corte [IKAWA & SHIMADA, 1977].

A transição entre "rubbing" e o corte propriamente dito, é afetado por diversos fatores (desgaste, material, etc.) e em função disso a profundidade efetiva de corte pode variar instavelmente. Isto significa que, a profundidades de corte muito pequenas no corte de metais, a ferramenta poderá estar em três situações distintas: a primeira, deslizando sobre a peça, pois o nível de tensão imposto pela ferramenta está dentro do nível de tensão do comportamento elástico do material; segundo, a ferramenta estaria trabalhando dentro de um regime plástico tendo o nível de tensão superado o limite de escoamento, isto é conhecido como o "burnishing action", nesse caso a ferramenta estaria deformando plasticamente o material sem haver remoção de material; e por fim, a ferramenta estaria atingindo um nível de tensão superior ao limite de fratura, havendo nesse caso a remoção de material. Portanto, a menor espessura de material removida, a qual pode ser esperada dentro de uma profundidade considerada estável, talvez seja da mesma ordem de magnitude da resolução da profundidade de corte.

(2) A durabilidade.

Esta é uma exigência comum para qualquer tipo de material para ferramenta. Ferramentas de diamante se caracterizam pela alta resistência à abrasão e extrema fragilidade devido à alta dureza do diamante. O lascamento da aresta de corte, independente do seu tamanho, resulta em danos à superfície. O dano à ferramenta de diamante ocorre abruptamente e é difícil de prever o momento do evento. Geralmente a ferramenta danificada por lascamento não pode ser mais aplicada para propósitos de usinagem de ultraprecisão em termos de resolução em profundidade de corte e desempenho em termos de acabamento superficial.

2.2.2.1 - GEOMETRIA DA FERRAMENTA E ORIENTAÇÃO DO DIAMANTE

A geometria de ferramentas de diamante possui valores recomendados para a usinagem de metais não-ferrosos, por exemplo, ângulos de saída negativos seriam recomendáveis na usinagem de materiais constituídos por uma matriz mole na qual existem inclusões duras (por exemplo, inclusões de silício em alumínio) [KÖNIG et al 1991].

Ferramentas com ângulo de saída positivo cortam de uma forma mais definida gerando uma superfície modulada por descontinuidades nos contornos de grão no metal. Ferramentas com ângulo de saída negativo tendem a empurrar o metal por uma grande distância, sendo que a estrutura do grão aparentemente torna-se mais suave. Por outro lado, ferramentas com ângulo negativo demonstraram-se mais passíveis a reproduzir qualquer imperfeição contida na aresta da ferramenta [WILKS, 1980].

Uma geometria ótima para ferramentas de diamante depende de outros parâmetros além do ângulo de saída. O ângulo de folga pode produzir um polimento benéfico na superfície, no entanto, deve-se ressaltar que ângulos de folga muito pequenos tem um efeito contrário a esse esperado, uma vez que, quanto menor esse ângulo e maior a profundidade de corte, maior será a possibilidade de a face de folga encostar na peça durante a usinagem, isto deve-se ao efeito do recuo elástico do material.

Sendo o diamante um material extremamente duro, ele torna-se muito frágil, portanto é essencial no projeto garantir que tensões de tração sejam mantidas a um mínimo. Isso exige que o ângulo entre a face de folga e de saída da ferramenta seja o maior possível, em geral de 80° a 85°.

Uma outra característica importante da ferramenta de diamante é a geometria da aresta de corte, em particular, sua afiação. O processo de torneamento de ultraprecisão deve o seu sucesso ao fato de que o diamante, quando apropriadamente orientado, pode ser afiado cirurgicamente com raios de aresta de 20 a 50 nm, dependendo do(s) processo(s) de afiação **[MIYAMOTO, 1987, 1990]**. Além da afiação, a aresta de corte deve apresentar um perfil homogêneo, ou seja, a aresta de corte, quando visualizada com um aumento de 500 a 1000 vezes, não deve exibir nenhuma imperfeição, ondulação ou descontinuidade.

O acabamento superficial torna-se melhor quanto maior o raio de ponta da ferramenta (para usinagem de superfícies planas). Aumentos no raio de ponta conduzem a uma mudança na microtopografia da superfície do componente usinado. Para usinagem de metais não ferrosos, são recomendados raios de ponta entre 2 e 10 mm na usinagem de superfícies planas e de 0.5 e 4 mm na usinagem de superfícies côncavas e convexas **[KÖNIG et al 1991]**. Porém, uma das desvantagens de ferramentas com raio de ponta grande seria que estas não são apropriadas para aplicação em usinagens de contorno em máquinas de torneamento. O motivo desta restrição diferença deve-se ao fato de que, ferramentas com raio de ponta grande apresentam um raio de curvatura maior que para o caso de usinagem de superfícies concavas e convexas torna-se difícil de se conseguir compensar o raio ao longo da superfície de corte. Porém, para o corte de superfícies planas, ferramentas com raio de ponta grande além de se conseguir uma maior remoção de material conta-se ainda com um aumento do efeito de "nivelamento", em função do aumento da razão entre o perfil produzido por um passo da ferramenta e o passo subsequente. Em outras palavras, os picos remanescentes deixados por um passo da ferramenta são plasticamente nivelados pelos passos subsequentes **[KÖNIG et al, 1991]**.

A orientação cristalográfica da ferramenta de diamante é importante sob dois aspectos. Primeiro, a taxa de desgaste da ferramenta em algumas operações depende de sua orientação cristalográfica. Embora este efeito seja geralmente desprezado, tem-se discutido que a taxa de desgaste de uma ferramenta, no torneamento de pistões de carro de ligas de Al-Si, pode variar por um fator de 7 com a orientação cristalográfica [KEEN 1971]. Segundo, por que as propriedades do diamante são fortemente direcionais, a orientação cristalográfica do diamante tem grande influência na facilidade e no sucesso com o qual a ferramenta pode ser polida.

2.2.3 - IMPORTÂNCIA DA MICROESTRUTURA DA ARESTA DE CORTE

2.2.3.1 - Afição da Aresta de Corte

Sob condições ideais de operação de uma máquina ferramenta, a acuracidade geométrica alcançável pela usinagem é determinada pela espessura efetiva de corte a qual é a espessura efetivamente removida da superfície de trabalho pela aresta de corte. A espessura efetiva de corte nem sempre é igual ao seu valor nominal o qual é dado na aresta de corte pelo avanço. A uma profundidade de corte extremamente pequena a acuracidade da espessura efetiva de corte pode ser considerada como a mínima espessura de corte na qual ocorre uma transição na formação de cavaco passando de estável para instável. A mínima espessura de corte pode ser considerada como a que determina possível limitação da acuracidade alcançável pelo corte [IKAWA et al 1987].

A afiação da aresta de corte é o principal fator na determinação da mínima espessura de corte. Quanto mais afiada a aresta de corte, menor

poderá ser a espessura mínima de corte. Pode existir uma certa limitação no raio da aresta de corte, ou afiação da aresta. Baseado no balanço de energia entre a energia superficial e a energia na deformação elástica na aresta afiada, o raio crítico da aresta de diamante foi hipoteticamente calculado como sendo de 2 nm (**IKAWA & SHIMADA, 1977**). A partir desses resultados, considera-se que a aresta de corte de ferramentas de diamante pode ser polida até um raio menor que alguns nanômetros, e que a espessura mínima de corte possível possa ser da mesma ordem. Vale ressaltar que de acordo com estudos realizados por **IKAWA E SHIMADA [1982,1985]**, a aresta do diamante com esse nível de afiação mantém as mesmas propriedades de resistência mecânica que a superfície. As ferramentas encontradas comercialmente no mercado internacional possuem um raio de aresta da ordem de 40 a 70 nm (**KÖNIG et al, 1991**).

2.2.3.2 - Rugosidade da Aresta de Corte

O perfil da superfície usinada é basicamente composto pela reprodução do perfil da ferramenta no plano normal à direção de corte (**IKAWA & SHIMADA, 1977**). O processo de transferência de perfil poderá ser afetado pelo desgaste da aresta decorrente da sua interação com o material, ou em outras palavras, na afinidade interfacial. O diamante é um material conhecido por possuir pouca afinidade com uma ampla variedade de materiais. A aresta de corte de diamante é considerada como a que possui melhor fidelidade de transferência, da ordem de 10 nm. Portanto qualquer irregularidade, por menor que seja, na aresta de corte devido ao microlascamento ou adesão de partículas, pode causar danos à superfície usinada, como é ilustrado na (Figura 9).

Figura 9 Efeito da Imperfeição da Aresta de Corte do Diamante no Acabamento

A superfície do diamante pode ser polida a uma rugosidade da ordem de 1nm sem dificuldades. Entretanto, a rugosidade da aresta de corte é normalmente inferior a 10 nm. Conseqüentemente, o diamante pode ser considerado como tendo a capacidade de dar acabamentos a alguns metais com uma rugosidade menor que 10 nm ao longo do comprimento efetivo de contato da aresta de corte [IKAWA et al 1987].

2.2.3.3 - Uniformidade da Microestrutura sobre a Aresta de Corte

Numa operação de corte, a remoção de cavaco é realizada sobre o comprimento efetivo de contato da aresta de corte com a superfície. A afiação de uma aresta de corte não é uniforme sobre todo o seu comprimento efetivo e ainda varia durante todo o processo de corte devido a lascamento, adesão de

material e/ou desgaste. Portanto, a mínima espessura de corte também varia ao longo do comprimento de contato da aresta cortante. Então, o valor efetivo da espessura de corte para uma determinada aresta cortante é determinado pelo valor máximo do raio da aresta dentro do comprimento efetivo. No caso de uma aresta de corte perfeitamente uniforme, a força de corte deve ser constante independentemente do comprimento efetivo da aresta cortante. Segundo **IKAWA et al [1987]** a uniformidade da microestrutura sobre a aresta de corte é um dos fatores mais importantes na remoção estável de cavaco no corte de ultraprecisão de metais.

2.2.4 DESGASTE DA ARESTA DE CORTE DE DIAMANTE

2.2.4.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

De acordo com **HURT & DECKER [1984]** para entender a função desgaste na degradação da qualidade superficial, primeiro deve-se considerar o modelo de usinagem ortogonal na Figura 10 nele o cavaco é removido da superfície pela ferramenta de diamante a qual é mostrada com ângulo de saída negativo. Ângulos de saída negativos são comuns para usinagem de metais não-ferrosos tais como o cobre e alumínio .

Durante a usinagem, a superfície é gerada através do deslizamento de uma aresta de corte perfeitamente afiada. O desgaste, portanto, pode ocorrer em dois locais da ferramenta: o desgaste da face de saída e o da face de folga (Figura 11). Nesse processo existem tensões de compressão muito altas que ocorrem na face de saída **[TANIGUCHI, 1983]** da ferramenta e que atingem um limite máximo ao longo do comprimento de contato da aresta de corte. Além desse efeito, na face de saída da ferramenta ocorre uma elevação da temperatura devido ao atrito causado pelo deslizamento do cavaco sobre a mesma. Por outro lado, ocorre um desgaste progressivo na face de folga, como ilustrado na Figura 12 **[BEX, 1975]**. Pode-se perceber através dessa ilustração que, após ocorrer um pequeno desgaste inicial da aresta de corte, uma taxa uniforme de desgaste é estabelecida. A re-afiação da ferramenta será necessária quando o desgaste alcança a fase rápida de deterioração final, pois nesse ponto, o acabamento superficial sofrerá danos devido à imperfeição da aresta. O desgaste inicial é um fenômeno característico e muito comum com ferramentas de diamante utilizadas na manufatura de discos rígidos para computadores. Este fenômeno parece estar

Figura 10 Usinagem Ortogonal de uma Superfície.

Figura 11 Desgaste da ferramenta. A ação do atrito do cavaco causa o desgaste da face de saída, e o contato com a superfície do material causa o desgaste da face de folga. Tensões altamente compressivas e elevadas temperaturas são comuns na face de saída.

Figura 12 Desgaste lateral versus tempo de usinagem. Após o período inicial de desgaste, a taxa de desgaste é constante em relação a vida útil da ferramenta [BEX, 1975].

relacionado com um "burnishing" desejável (nesta aplicação) da superfície usinada pela área desgastada da ferramenta. Para a fabricação de superfícies ópticas de alta qualidade, o desgaste na face de folga implicaria em aumentos na rugosidade superficial que não seriam desejáveis em função da necessidade reflexiva que esses componentes exigem.

O efeito do raio de ponta da ferramenta e uma face de folga desgastada na superfície usinada final é apresentada na Figura 13. Ambos conduzem a um aumento na deformação da superfície. Esta deformação aumenta a pressão de contato e elevam a temperatura na interface ferramenta/peça, podendo acelerar um mecanismo de desgaste. Por sua vez, esse desgaste implicaria num aumento das forças da ferramenta, e conseqüentemente, um aumento na rugosidade superficial devido a trepidação e outras instabilidades decorrentes desse efeito. Pode-se dizer que, com o aumento da deformação causado pelo desgaste da ferramenta implica no aumento do erro de forma e ondulação da superfície.

A durabilidade ou estabilidade da aresta de corte é uma exigência comum para qualquer tipo material utilizado como ferramenta. O desgaste da aresta de diamante pode ser classificada em dois tipos, um seria o microlascamento (por fratura ou fadiga) e o outro seria o desgaste gradual (atrito, abrasão, etc.).

O desgaste por atrito é observado na face frontal, lateral e de saída; a superfície desgastada, aproximadamente paralela ao plano (110) do diamante, é aparentemente pouco significativa. A área do desgaste por atrito cresce com geometria de degraus ("stepped") como mostra a Figura 14, sendo que o comprimento corresponde ao avanço. Este tipo de desgaste é dependente do

Figura 13 Efeito de raio de ponta finito e face de folga desgastada e danos subsuperficiais durante a usinagem. Esta deformação que é irrelevante nesses processos conduz a um aumento nas forças da ferramenta e uma qualidade superficial inferior [Hurte e Decker, 1984].

Figura 14. Aresta de ferramenta com desgaste com geometria do tipo "stepped". Dependente do avanço; não afeta o acabamento

aumento da distância de corte realizada pela ferramenta, porém, ele não afeta o acabamento superficial.

O acúmulo de microfraturas é observado tanto na aresta lateral assim como na aresta frontal de folga, e a superfície fraturada torna-se evidente devido à fratura por clivagem. As Figura 15 a e b apresentam, respectivamente, a forma geral do desgaste e os locais onde geralmente eles ocorrem. Geralmente, a orientação cristalina das duas superfícies fraturadas são paralela ao plano de clivagem (111) do diamante. A fratura pode ocorrer ainda num estágio prematuro do corte. Este tipo de desgaste aparece na aresta frontal afetando a rugosidade superficial significativamente.

Quando o desgaste progride somente pela acumulação de pequenos lascamentos, os principais fatores para o desgaste da ferramenta são a orientação cristalina e a micro-resistência do diamante. Porém, sabe-se que o diamante apresenta grande perda de peso por oxidação ou grafitização [THORNTON & WILKS, 1979], [DAVIES & EVANS, 1972], [KOMANDURI & SHAW 1976], [IKAWA & TANAKA 1971], quando é exposto a altas temperaturas, a ferramenta de diamante apresenta um severo desgaste após o corte de alguns tipos de materiais especialmente metais ferrosos.

Estudos sobre o desgaste de ferramentas de diamante correlacionando o desgaste e o acabamento superficial foram realizados [JOMEN & EISSES, 1992]. Um fato interessante descoberto é que a orientação cristalográfica da ferramenta de diamante pode afetar o desgaste da ferramenta por um fator de 8 [HURT & DECKER, 1984].

Figura 15(a) : Representação da forma do desgaste [Bex 1975]

Figura 15(b) : Representação dos locais de desgaste [Bex 1975]

A importância dos estudos sobre desgaste de ferramenta de diamante deve-se ao fato de que, por menor que seja o dano que qualquer tipo de desgaste possa ocasionar à aresta de corte, este pode afetar o desempenho do corte e, conseqüentemente, o acabamento superficial, ou seja, dado que os resultados de acabamento e desempenho dependem da afiação da aresta de corte (de ordem nanométrica), o desgaste torna-se um fator de grande relevância. Apesar de ser mencionado que o desgaste em ferramentas de diamante ocorre pela exposição a altas temperaturas ainda não foi estudado a possibilidade de redução desse tipo de desgaste através da aplicação de fluídos refrigerantes-lubrificantes no processo.

2.2.4.2 MECANISMOS RESPONSÁVEIS PELO DESGASTE DE FERRAMENTAS DE DIAMANTE

O desgaste de ferramentas de diamante monocristalino pode ocorrer através de inúmeros mecanismos os quais podem acontecer simultaneamente e interativamente. Os mecanismos responsáveis pelo desgaste de ferramentas são categorizados da seguinte maneira [EVANS,1991] :

- (a) **adesão e a formação de aresta postiça ;**
- (b) **abrasão, micro-lascamento, fratura e fadiga;**
- (c) **desgaste tribotérmico e;**
- (d) **desgaste triboquímico .**

Devido a altas temperatura e à pressão do cavaco sobre a ferramenta durante a usinagem, a difusão pode tornar-se um fator muito relevante. Porém a alta condutividade térmica do diamante comparada à de outros materiais, tais como cerâmica, minimiza o problema do choque térmico [LUCCA & SEO 1989]. Os principais mecanismos de desgaste de ferramentas de diamante serão discutidos a seguir.

a) Adesão e a Formação de Aresta Postiça ("built-up-edge")

Um dos axiomas estabelecidos pela moderna comunidade do torneamento com diamante é que pode-se chegar a um acabamento superficial

muito próximo do teórico em materiais torneáveis com diamante pois "difícilmente ocorre a formação de aresta postiça na ferramenta" [EVANS, 1991]. Uma aresta postiça aderente é ocasionalmente formada durante a usinagem de alguns tipos de alumínio, o que produz um acabamento superficial muito pobre. A formação de aresta postiça na usinagem de ligas de alumínio é altamente dependente da velocidade de corte, podendo ser evitada através do emprego de fluídos refrigerantes [KÖNIG et al, 1991].

Quando fluídos refrigerantes são empregados deve-se considerar que estes não extraem muito calor do processo de usinagem. Em outras palavras, não é necessariamente a ação refrigerante, mas sim a lubrificante, dos fluídos que é relevante. Sob muitos aspectos, o efeito refrigerante não é muito bem vindo, uma vez que deslocamentos no material que são ativados termicamente podem ocorrer nas imediações do corte o que implica em erros de forma do componente; para se evitar isso deve-se utilizar lubrificantes que apresentem baixo calor de vaporização [KÖNIG et al, 1991].

b) Lascamento, Fratura, Fadiga e Abrasão

O termo "desgaste por abrasão" é comumente empregado quando um dentre inúmeros mecanismos de remoção de material esteja ocorrendo. Existe um grande número de publicações sobre a abrasão de diamante com diamante [WILKS & WILKS, 1972], [WILKS, 1980]. A abrasão é o processo utilizado para fabricação de ferramentas de diamante monocristalino para torneamento.

É comum no torneamento de ultraprecisão de materiais dúcteis que inclusões e partículas duras causem entalhe ("nicks") na aresta da ferramenta e uma degradação no acabamento superficial. Tais inclusões são menos duras

do que o diamante e o desgaste ocorre mais por fratura ao longo do plano preferencial de clivagem (111) do que por abrasão [WADA et al 1980]. O acúmulo de microfraturas é observado tanto na aresta lateral assim como na aresta frontal de folga. A fratura ocorre num estágio prematuro do corte. Portanto, qualquer fratura que ocorra na aresta frontal afetará a rugosidade superficial significativamente.

Desempenhos inferiores surgem em ferramentas de diamante em função de imperfeições contidas no seu interior. Os defeitos e falhas mais óbvios são inclusões; qualquer tentativa de polir próximo a elas geralmente resulta em trincas.

A vida de ferramentas de diamante pode ser restringida por processos de fadiga os quais causam trincas e falhas prematuras. A fadiga está associada com o movimento e rearranjo de deslocamentos, sendo que as deslocamentos no diamante são altamente imóveis exceto a altas temperaturas [WILKS & WILKS, 1973]. O diamante apresenta um comportamento de fadiga devido presumivelmente às imperfeições do cristal e danos sub-superficiais decorrentes do polimento. Para demonstrar o efeito da fadiga no diamante BELL et al [1977] pressionaram repetidamente um indentador esférico de diamante sobre uma superfície de diamante para produzir uma "RING CRACK". Uma única indentação não produziu efeito apreciável algum, mas após 1000 indentações algum dano já era visível quando a superfície era vista num microscópio de interferência. Pode-se dizer, portanto, que a resistência à fratura do diamante diminui com o aumento do número de ciclos de tensões.

CROMPTON et al [1973] demonstraram que existe um período de indução no desgaste do diamante por fricção a baixas velocidades("rubbing") o

qual pode ser explicado em termos do número de ciclos necessários para iniciar a remoção de material. A relação entre dureza e o período de indução também tem uma explicação: as tensões dependem da durezas das asperezas encontradas na superfície do diamante. A presença de micro-protuberâncias na superfície polida do diamante pode ser confirmada através de um microscópio de transmissão eletrônica. A taxa de desgaste do diamante, depende fortemente da dureza do material a ser usinado, quanto maior a dureza maior será o desgaste. **CROMPTON et al [1973]** friccionou uma superfície de diamante polida no plano (001) na direção [010] sobre alumínio sob cargas relativamente leves e baixas velocidades. A Figura 16 mostra uma característica comum para o desgaste do alumínio; inicialmente nenhum dano foi aparente no diamante, então após o chamado período de indução, o desgaste inicia-se e aumenta linearmente com o tempo.

Fica claro que as ferramentas de diamante podem deteriorar-se por causa do processo de fadiga cujos efeitos não são imediatamente aparente, o qual, todavia, reduz a vida útil da ferramenta. No entanto seria importante manter os esforços na ferramenta a um mínimo, ambos através da garantia de que o acabamento superficial na ferramenta seja tão suave quanto possível, e pela montagem da ferramenta num suporte rígido e livre de vibrações.

c) TRIBOTÉRMICO :

Temperaturas crescentes na interface ferramenta-peça podem causar degradação térmica do diamante. O diamante é uma forma alotrópica instável do

Figura 16 Desgaste do plano (001) do diamante cúbico na direção [010] friccionado contra Alumínio.. (a) Disco previamente friccionado (b) Disco polido eletroliticamente. [Crompton et al 1973].

carbono [OOMEN & EISSES, 1992] e, como é conhecido, reverte-se ao grafite a temperaturas elevadas, acima de 1800 K no vácuo ou em atmosfera inerte de gás, na presença de oxigênio em torno de 1100 K, e na presença de ferro acima de 1000 K. Loladze e Bokuchava são citados por **THORNTON & WILKS [1978]** como tendo : "medido a temperatura da face de saída de uma ferramenta de diamante no torneamento de aço usando um pirômetro óptico, e registrado valores na faixa de 600 K a 1300 K com velocidades de corte entre 2.5 m/s e 10 m/s". **IWATA, MORIWAKI & OKUDA [1987]** usaram termopares nas peças-obra para medir temperaturas locais no corte de cobre por "flycutting". Temperaturas medidas para profundidades de corte relativamente grandes (50 μm) mostram um forte efeito da velocidade da superfície; a profundidades de corte na faixa de 10-50 μm , este efeito parece menos pronunciado.

Em geral, temperaturas no torneamento com ferramenta de diamante monocristalino parecem estar bem abaixo daquelas para as quais a grafitização térmica seria observada. Mesmo a profundidades de corte pequenas e baixa velocidade da superfície, o desgaste da ferramenta de diamante pode ser rápido dependendo do material a ser usinado.

d) TRIBOQUÍMICO:

Existem três tipos de desgaste triboquímico possíveis : difusão/dissolução, oxidação e grafitização catalisada. O diamante oxida-se rapidamente a 900-1000 K; como indicado anteriormente, um desgaste rápido pode ocorrer mesmo quando temperaturas estiverem muito abaixo desse nível.

THORNTON & WILKS [1978] compararam taxas de desgaste a baixas velocidades de corte com a peça a uma temperatura ambiente e a 490 K;

nenhuma diferença foi observada, indicando que o mecanismo não é ativado termicamente sob algumas condições de deslizamento.

Caso os processos químicos fossem críticos, seria razoável supor que as taxas de desgaste seriam afetadas por mudanças ambientais. **THORNTON & WILKS [1978] CASSTEVENS [1983] HITCHINER & WILKS [1984,1987]** realizaram ensaios de corte numa ampla variedade de atmosferas gasosas os quais indicaram que processos de desgaste químico estão envolvidos durante a usinagem de materiais ferrosos.

A característica mais interessante dos resultados de **THORNTON & WILKS [1978]** é que a velocidades moderadas de corte, operando a pressões reduzidas, o desgaste diminuiu (todos esses ensaios foram realizados com aço doce). A altas velocidades de corte, mudando a pressão do ar não houve diferença significativa, enquanto que, a velocidades muito baixas, reduzindo-se a pressão do ar, a taxa de desgaste aumentou. A explicação dada foi que, acima de uma certa velocidade crítica, o oxigênio fica impossibilitado de existir na interface ferramenta peça (para uma dada ferramenta e operação de usinagem). O oxigênio oxidará o diamante ou catalisará a reação de grafitização caso as temperaturas forem altas o bastante, porém ele pode contaminar a superfície caso ocorra uma grafitização no estado sólido. Uma explicação alternativa seria que a altas velocidades de corte, os efeitos térmicos na ponta da ferramenta bloqueiam a capacidade do oxigênio de interferir no processo catalítico.

A característica central da proposição de **THORNTON & WILKS** é que superfícies recém geradas sejam extremamente reativas. Isso não deixa de ser uma verdade pois para o caso do alumínio uma camada extremamente fina de

Al_2O_3 forma-se durante o corte [EVANS, 1991]. HURT [1985], por exemplo, observou a formação de óxidos de cobre na usinagem do cobre

CASSTEVENS [1983] argumentou que se uma forma disponível a mais de carbono pudesse ser introduzida, a reação entre o carbono e o aço seria retardada. Dessa maneira o autor procedeu seus ensaios utilizando uma atmosfera rica em carbono (metano e etino (acetileno)) tanto em aço doce como em aço de alto carbono de diferentes durezas. Casstevens demonstra que aços duros de alto carbono proporcionaram os melhores resultados, tanto em termos de desgaste como em acabamento superficial. O Recozimento do aço de alto carbono resultou num empobrecimento do acabamento superficial.

HITCHINER & WILKS [1984, 1987] também usinaram aço doce numa atmosfera de metano e descobriram que as taxas de desgaste aumentaram. Resultados similares foram encontrados em atmosfera de hidrogênio. A explicação oferecida é que tanto o hidrogênio quanto o metano dissociam-se em hidrogênio e carbono atômico na presença de ferro; estes podem então reagir com o diamante para formar um produto de desgaste gasoso de hidrocarbono. No entanto este processo não recebeu mais atenção em termos de pesquisa em função, provavelmente, da alta periculosidade na manipulação desse tipo de gás.

O conflito entre estes dois conjuntos de resultados é difícil de ser resolvido. **WILKS et al [1978]** utilizaram profundidades de corte e taxas de avanço grandes, mantendo constante a velocidade superficial. Eles repetiram o corte sobre a mesma área, levantando alguns questionamentos em relação à efeitos de endurecimento por deformação (encruamento) (observado por **CASSTEVENS [1983]**, porém quantificado por **EVANS et al, [1987]**). Não há

referências dos autores quanto ao uso de fluídos refrigerante/lubrificantes em qualquer um dos testes. **CASSTEVEENS** reportou que na tentativa de usinar aço de alto carbono numa atmosfera de metano sem fluído refrigerante o desgaste da ferramenta foi rápido e o acabamento superficial inferior.

2.2.4.3 PADRÕES DE DESGASTE DE FERRAMENTAS DE DIAMANTE COM MATERIAIS METÁLICOS NÃO-FERROSOS

A ocorrência do desgaste em torneamento com ferramenta de diamante monocristalino gerou muitas pesquisas em função do efeito que esse fenômeno tem sobre o acabamento superficial. Como já foi ressaltado o desgaste de ferramentas de diamante é consequência de uma combinação de mecanismos que ocorrem durante o processo de usinagem.

Devido à grande variedade de efeitos que ocorrem concomitantemente torna-se difícil a distinção do principal mecanismo causador de desgaste e, conseqüentemente, de falha da ferramenta. O estudo realizado por **OOMEN & EISSES [1992]** procurou estabelecer as variações e as taxas de desgaste de vários tipos de diamantes cortando-se diversas amostras de metais não ferrosos. Além disso, os autores interessaram-se em realizar um estudo consistente sobre a influência da orientação cristalina nas características de corte. Nesse estudo os autores perceberam diferenças nas características de desgaste para vários materiais investigados.

As conclusões a que eles chegaram foram que a manifestação e a taxa de desgaste é determinada principalmente pelo material da peça. O aspecto mais interessante disso foi a insignificância do tipo de diamante na taxa de desgaste durante a usinagem de alumínio. Em todos os ensaios neste caso, as arestas de corte das ferramentas apresentaram um pronunciado arredondamento ("rounding off"), acompanhado por um aumento da força secundária de corte

Na usinagem do cobre, o desgaste por cratera é o tipo predominante de desgaste. Nesse caso os autores concluem que o desgaste pode ser dependente do tipo de diamante. O mecanismo de desgaste não foi definido. Porém, em geral, o desgaste por cratera está relacionado a um aumento na temperatura da face de saída (**SHAW 1984**), este poderia ser o caso do cobre. Por outro lado, efeitos tribotérmicos não poderiam explicar completamente o padrão desgaste por cratera, na usinagem do cobre, por que nesse caso os diamantes do tipo IIa, tendo uma condutividade térmica comparável com ou até maior do que os do tipo IIb, teriam que ser muito resistentes [**OOMEN & EISSES , 1992**]. **IWATA et al [1987]** estimaram que o aumento de temperatura na face de saída seria em torno de 200 °C, o qual é absolutamente insuficiente para poder introduzir uma forte grafitização no diamante. Possivelmente, segundo **OOMEN & EISSES, [1992]**, algum efeito de desgaste induzido eletricamente ocorreria na usinagem do cobre, pois a única característica que difere os diamantes do tipo IIa do IIb seria sua diferença em termos de condutividade elétrica. Embora efeitos elétricos possam ocorrer quando se corta materiais eletricamente não condutores tais como plásticos, deve-se ressaltar que tal efeito deve ser considerado em outro contexto para o caso do cobre [idem].

Um acentuado lascamento da aresta de corte de uma ferramenta ocorre na usinagem de níquel eletrolítico que é de certa forma, uma surpresa para alguns autores, levando-se em consideração a homogeneidade da camada de níquel eletrolítico. **OOMEN & EISSES [1992]** assumem que defeitos microestruturais apresentam uma grande influência ao longo da aresta de corte podendo acarretar em um enfraquecimento mecânico localizado na borda da aresta, os quais são susceptíveis ao microlascamento.

Quando usina-se tanto a alumínio quanto o cobre, a relação entre a taxa de desgaste e a orientação cristalina das ferramentas em linha geral segue as taxas de polimento e orientação cristalina convencionais **[WILKS & WILKS, 1982]**. Existem algumas pequenas diferenças entre a taxa de desgaste no torneamento e no polimento, pois a distribuição de tensões na aresta de corte é diferente da distribuição de tensão abaixo da superfície do diamante quando este está sendo polido. As observações de **OOMEN & EISSES [1992]** demonstram que o plano (110) é a melhor escolha de orientação do plano de saída.

Para um contorno preciso, um plano de saída (001) e um plano de folga (100) são recomendados pela maior precisão de contorno e uniformidade do desgaste ao longo de todo o contorno da aresta de corte **[OOMEN & EISSES, 1992]**. Diamantes com orientações (110) ($1\bar{1}0$) possuem uma resistência ao desgaste, porém uma precisão de forma muito inferior, por isso tais ferramentas poderiam ser aplicadas preferencialmente em "flycutting", onde apenas uma parte limitada da aresta de corte é utilizada.

OOMEN & EISSES [1992] recomendam que deve-se levar fortemente em consideração o método de polimento da ferramenta de diamante. Os autores perceberam que há uma influência das condições de acabamento da superfície de saída no desgaste. Seria perfeitamente possível que, devido a diferenças nas técnicas de polimento, que são geralmente "receitas" secretas dos fabricantes de ferramentas, pois os dados que são apresentados na literatura poderiam ser de difícil comparação. Isso vai de encontro aos resultados obtidos por **CROMPTON et al [1973]** e **IKAWA & SHIMADA [1985]**.

Para se melhorar as ferramentas de diamante dever-se-iam utilizar

métodos de polimento que deixassem a estrutura subsuperficial das faces do diamante intactas. Poder-se-ia, por exemplo, utilizar a técnica de polimento triboquímico proposta por **HAISMA et al [1992]**. Outra técnica que tem mostrado excelentes resultados na afiação de ferramentas de diamante é a usinagem por feixe de íons ("ion beam machining") que usina a um nível atômico podendo dar acabamentos nas arestas de corte com uma extrema qualidade. **MIYAMOTO [1987] e MIYAMOTO et al [1991]**. Ferramentas de diamante monocristalino tendo um raio médio de aresta de 70 nm (lapidação) foram afiadas através de feixe de íons chegando a um raio de aresta de 20-30 nm [**MIYAMOTO [1987] e MIYAMOTO et al [1991]**].

A direção na qual a face de saída da ferramenta é polida pode ser considerada como sendo pré-desgastada. Esta direção é mais susceptível ao desgaste do que uma direção cristalográfica idêntica, aplicada perpendicularmente à direção de polimento.

2.3 ASPECTOS FÍSICOS DA MICROUSINAGEM DE ULTRAPRECISÃO

2.3.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

A usinagem de Ultra-Precisão de materiais não-ferrosos desenvolveu-se muito devido aos avanços no desempenho de máquinas ferramentas de ultra-precisão. No entanto, os aspectos físicos do processo de microusinagem ainda são obscuros. Avanços recentes em relação à compreensão do processo vem contribuindo para o aperfeiçoamento em termos de eficiência do processo assim como para a melhoria da qualidade superficial, e para a extensão da gama de materiais usináveis.

Como a ordem de grandeza do processo de microusinagem (i.e., avanço e profundidade de corte) é de várias ordens de magnitude menor do que a usinagem convencional, torna-se necessário reexaminar a importância, por exemplo, dos efeitos da dissipação de energia. Na usinagem convencional dos metais com formação de cavaco contínuo, já é bem conhecido que a maior parte do calor (em torno de 80%) é retirado pelo cavaco (**SHAW 1984**). Com o decréscimo na massa térmica do cavaco quando a profundidade de corte é reduzida, há a possibilidade de uma deformação plástica sub-superficial substancial na peça, devido ao atrito ("rubbing") da face lateral ("flank face rubbing"), e assim a divisão de energias térmicas na usinagem de UP pode diferir da usinagem convencional. Outro aspecto importante para o melhor entendimento da usinagem de UP são as forças de corte que ora podem oscilar em função de um possível desgaste da ferramenta, ora em função da policristalinidade de materiais ferrosos e do efeito causado pela redução da

profundidade de corte ("size effect"). Os mecanismos de remoção é um assunto que tem recebido grande atenção nos últimos anos. A compreensão sobre a formação de cavaco ajuda no desempenho do corte visando a melhoria do acabamento superficial.

2.3.2 MECANISMOS DE REMOÇÃO DE MATERIAL E MORFOLOGIA DE CAVACO EM TORNEAMENTO

No corte dúctil dos metais, existe um plano de cisalhamento que passa por um ponto de concentração de tensão no material. Quando o metal (ao ser retirado da superfície) se aproxima deste plano de cisalhamento ele sofre cisalhamento puro através de um plano muito delgado de cisalhamento (**SHAW, 1984**). O cavaco então passa pela face da ferramenta e uma superfície ondulada forma-se na parte posterior do cavaco resultante de uma deformação não homogênea presente no processo.

A deformação do material na usinagem dúctil é geralmente representada por um modelo ortogonal bidimensional da geometria do processo de corte como ilustrado pela Figura 17. O material na região delimitada pela espessura de cavaco indeformado (t_m) à frente da ferramenta será separado da peça pela face de saída da ferramenta. Para simplificar a análise, a ferramenta é considerada estacionária, e a peça é suposta em movimento, com velocidade V (Figura 18). No modelo clássico proposto independentemente por **MERCHANT 1945**, existe uma região delgada, chamada de plano de cisalhamento, onde há deformação do material. Logo que o material alcança o plano de cisalhamento, e não antes disso, ele é cisalhado e move-se sem distorções posteriores. Todo plano do material é deslocado desta maneira como se fosse um baralho de cartas infinitesimalmente

Figura 17 Modelo bidimensional de formação de cavaco no corte Ortogonal.

Figura 18 O processo de Faceamento [Blake, 1988]

finas (**PIISPANEN, 1937**). O cavaco pode ser diversas vezes mais espesso do que a profundidade de corte, pois a espessura do cavaco depende somente do ângulo do plano de cisalhamento (**SHAW, 1984**). O ângulo assume um valor tal a minimizar o trabalho realizado durante o corte. Uma zona secundária de deformação ocorre onde o cavaco é forçado a mover-se sobre a face de saída da ferramenta; nesse ponto considera-se que o material seja friccionado sobre a superfície, com forças de atrito significativas ou adere à ferramenta e cisalha também com uma força significativa (**SHAW, 1984**).

O processo de formação de cavaco é caracterizado por diversos fatores:

- 1) Deformações extremamente altas (200-300%)
- 2) Taxas de deformação extremamente altas ($10^4 - 10^6 \text{ s}^{-1}$)
- 3) Fricção ou adesão de uma superfície recém formada, sobre a face de saída a qual é quimicamente limpa e ativa.
- 4) O contato por fricção existe também entre a superfície recém criada e uma pequena porção da face de folga da ferramenta, provocando desgaste nessa região da ferramenta.

O modelo de **MERCHANT [1945]** permite o cálculo da deformação por cisalhamento, das componentes de velocidade de cavaco e componentes de força a partir de forças que podem ser medidas tais como força tangencial, normal, ângulo de cisalhamento e ângulo de saída. A taxa de deformação pode ser calculada quando o espaçamento dos planos de cisalhamento (ou a espessura da zona de deformação) for conhecido. A Figura 19 mostra o diagrama de forças para o corte ortogonal.

Com auxílio da Figura 19, o ângulo de cisalhamento poderia ser obtido como

$$\tan\phi = \gamma \cos\alpha / 1 - \gamma \sin\alpha$$

onde $\gamma = d/t_c =$ razão de corte

d é a espessura do cavaco indeformado (profundidade de corte), t_c é a espessura do cavaco, e α é o ângulo de saída.

Para uma determinada profundidade de corte e um ângulo de saída α , quanto maior o ângulo de cisalhamento mais longo será o cavaco produzido por unidade de comprimento de corte. Como neste mecanismo de corte o comprimento do cavaco não pode exceder o comprimento de corte, o ângulo de cisalhamento máximo é conseguido dividindo-se ao meio o ângulo entre a face de saída da ferramenta e a superfície a ser usinada (dessa forma, o comprimento do cavaco é igual ao comprimento do corte).

A tensão de cisalhamento, τ , e a tensão normal σ sobre o plano de cisalhamento podem ser escritos como

$$\tau = F_s/A_s = (F_h \cos\phi - F_v \sin\phi) \sin\phi / bd$$

$$\sigma = F_n/A_s = (F_h \sin\phi + F_v \cos\phi) \sin\phi / bd$$

onde F_s , F_n são as forças de cisalhamento e normal no plano de cisalhamento respectivamente, e b é a largura do corte.

Figura 19 Diagrama de força para o corte ortogonal

Figura 20 Simulação computacional do processo de corte [Ikawa et al, 199

2.3.2.1 ESPESSURA MÍNIMA DE CORTE

Segundo **IKAWA et al [1991b]** o fenômeno de corte com remoção de cavaco nanométrico é considerado, pelo menos morfológicamente, ser o mesmo que para o caso da usinagem convencional com diamante, à profundidade de corte da ordem de 1 μm ou maior. Porém, a remoção de cavaco na usinagem de ultraprecisão a nível nanométrico ocorre numa pequena região contendo somente poucas camadas atômicas. Nestes casos, a simulação computacional poderia ser uma técnica útil para compreender a remoção de micro-cavaco e processos de acabamento superficial de um ponto de vista atômico ou molecular. Vários trabalhos dessa natureza foram realizados baseados no método dos elementos finitos não-lineares [**Inamura et al 1991a**], [**Inamura et al 1991b**], [**Stowers et al 1991**] e [**Belak e Stowers 1990**].

A Figura 20 mostra um modelo atômico para ferramenta e peça e um esquema da simulação por computador para a deformação do metal sendo usinado. Quando ocorre um pequeno deslocamento da aresta de corte ao longo da direção de corte, cada um dos átomos específicos do metal é forçado a se mover pela ação das forças interatômicas do diamante e átomos adjacentes do metal, para posições de equilíbrio em função da força resultante. A mudança progressiva na força de corte também é calculada como a força resultante a qual é computada através de acréscimos de forças nos átomos de diamante na superfície da ferramenta [**IKAWA et al 1991(b)**].

Embora a incerteza na profundidade efetiva de corte possa ser assumida como sendo muito pequena, a profundidades de corte extremamente pequenas, existe uma mínima profundidade de corte abaixo da qual a formação de cavaco é instável. A correlação entre a resolução da espessura efetiva de corte e a

espessura mínima de corte ainda não foi objeto de estudo **[IKAWA et al 1991]**. Assumi-se que os dois parâmetros sejam da mesma ordem de magnitude [idem]. Conseqüentemente, um ensaio de corte cuidadoso para determinar a mínima espessura de corte poderia oferecer uma medida útil para a acuracidade alcançável sob uma determinada condição de corte específica **[IKAWA et al 1991]**.

Considera-se que a afiação da aresta de corte seja um dos fatores mais importante na determinação da mínima espessura de corte. Quanto mais afiada a aresta de corte, menor será a espessura mínima de corte **[IKAWA & SHIMADA, 1977]**. Os outros fatores que afetam a espessura mínima de corte são a uniformidade do material e a interação entre a superfície da ferramenta e do material da peça em termos do seu comportamento elasto-plástico.

2.3.3 FORÇAS E ENERGIA DE CORTE

Na usinagem de ultra-precisão (UP) de materiais policristalinos, o corte é realizado dentro de um grão individual e, conseqüentemente, a distribuição estatística de defeitos do cristal e suas interações com o campo de tensão da ponta da ferramenta de corte desempenha um papel importante no mecanismo de corte. Como a máquina ferramenta utilizada na usinagem de UP é dimensionalmente estável e mecanicamente rígida, a flutuação nas forças de corte não podem ser decorrentes de uma trepidação natural da máquina ferramenta. A variação dinâmica da força ocorre no contorno de grãos de materiais policristalinos e tem sua origem centrada nas diferentes orientações e conseqüentemente nas propriedades de cada grão. Portanto, o mecanismo de corte depende muito da direção e orientação cristalográfica dos sistemas de escorregamento do grão, os quais são altamente anisotrópicos com respeito às suas propriedades elásticas e plásticas.

Tanto em monocristais como em policristais, descobriu-se que os ângulos de cisalhamento e as forças de corte variam com a orientação cristalográfica [SATO et al 1978]. Embora a direção do cisalhamento tem sido mostrada como sendo muito sensível à orientação cristalográfica do cristal que está sendo cortado, uma relação simplificada entre a direção do cisalhamento e a orientação cristalográfica ainda não foi estabelecida. SATO et al [1978] tentaram utilizar a hipótese do escoamento contínuo para relacionar a tensão de cisalhamento e o ângulo de cisalhamento com a anisotropia do material, porém esta tentativa fracassou pois o valor do ângulo de cisalhamento estava defasado em relação à tensão de cisalhamento.

Uma aproximação diferente é adotada no trabalho de LEE [1990] para

prever a flutuação na força no micro-corte baseada nas mudanças no ângulo de cisalhamento e resistência ao cisalhamento dos cristalitos cortados.

Segundo **LEE [1990]** a variação periódica das forças de micro-corte em ligas de alumínio teria sua origem física na variação da orientação cristalográfica dos cristalitos que a ferramenta atravessa durante as revoluções do corte. No torneamento de materiais policristalinos, uma textura cristalográfica aleatória com um tamanho de grão ultra-fino seria desejável objetivando minimizar as flutuações nas micro forças de corte. Portanto, o padrão de variação na força de micro-corte pode ser previsto caso a textura cristalográfica do material seja conhecida .

O efeito da orientação cristalográfica de materiais policristalinos também têm grande influência sobre o mecanismo de formação de cavaco em usinagem de UP. Um ângulo de cisalhamento grande está associado com a formação de cavacos contínuos e bom acabamento superficial **[ASAI & KOBAYASHI, 1990]**. As forças de corte refletem-se claramente no processo de remoção de cavaco como sendo um parâmetro físico muito importante para o entendimento do fenômeno de corte. **FURUKAWA & MORONUKI [1988]** observaram que o aumento na força específica de corte (ou "size effect") predomina no sistema de força no torneamento com ferramenta monocortante de diamante a profundidades de corte sub-micrométrica. Vários elementos do processo de micro-usinagem são supostos contribuir para o aumento desta força específica. Primeiramente, quando a profundidade de corte é reduzida, a contribuição relativa do deslizamento elasto-plástico na face lateral da ferramenta para a energia total gasta aumenta. Por sua vez, quando a profundidade de corte torna-se da mesma ordem de grandeza da afiação da aresta de corte a contribuição do "plowing" deve aumentar como resultante do

ângulo de saída efetivo tornar-se altamente negativo. Esta dissipação de energia mecânica, não diretamente responsável pela remoção de material, é extremamente importante em seu efeito no desempenho da ferramenta, integridade superficial da peça e danos sub-superficiais e na determinação da mínima profundidade de corte capaz de usinar.

A força específica de corte para vários materiais (policristalinos, monocristalinos e poliméricos) aumenta significativamente em regiões mais finas com profundidades de corte abaixo de $3\text{ }\mu\text{m}$, e então estabiliza-se em torno de valores convencionais a profundidades de corte acima desse valor. **NAKAYAMA & TAMURA (1968)** em seu trabalho pioneiro sobre o aumento na energia específica com a diminuição da profundidade de corte, estudaram o "size effect" reconhecendo que certas zonas de dissipação de energia desprezadas no corte de metais com profundidades convencionais, podem crescer em relação à profundidade de corte quando esta torna-se muito pequena. O "efeito tamanho" é a elevada proporção entre as componentes das forças de corte normal em relação à tangencial, especialmente a pequenas profundidades de corte.

Segundo **LO-A-FOE et al [1988]** outras fontes de influências sobre as forças de corte seriam profundidades de corte e/ou o desgaste da ferramenta que por sua vez podem afetar fortemente a acuracidade de forma da peça usinada (magnitude da ordem de $0.1\text{ }\mu\text{m}$), especialmente quando o desgaste da ferramenta ou a profundidade de corte for grande.

Por outro lado, alguns estudos procuraram desenvolver um modelo com o qual fosse possível correlacionar a origem e natureza das forças de corte com as condições da ferramenta (geometria e desgaste) e parâmetros de corte

(profundidade de corte, taxa de avanço e velocidade de corte). Os estudos conduzidos por **DRESHER & DOW [1990, 1991]** mostram que variações na velocidade de corte numa faixa de 4,2 a 21,0 m/s não afetam as forças de corte. Nesse mesmo estudo, esses autores concluem que a força de corte não é linear com a taxa de avanço para valores muito pequenos. Outro aspecto interessante é que pequenas variações na geometria da ferramenta pode influenciar muito nas forças de corte. Finalmente, as forças são significativamente maiores do que seria esperado baseado na dureza nominal do material. Essas aparentes anomalias podem, talvez, serem explicadas pelo aumento exponencial da dureza do material próximo à superfície devido ao processo de deformação causado pela ferramenta além de poder explicar por consequência as respostas das forças com relação a variações na taxa de avanço e profundidade de corte.

As pequenas profundidades de corte (sub-micrométrica, as vezes) usadas, o raio das arestas de corte, a pequena proporção entre a profundidade de corte e o raio da aresta, a qualidade da aresta de corte e até mesmo quantidades mínimas de desgaste na face de folga da ferramenta aumentam a complexidade do processo de usinagem de UP. Conseqüentemente, em adição às zonas primárias e secundárias de cisalhamento, uma terceira zona entre a superfície usinada e a face de folga pode ter uma função importante na usinagem de UP. Esta zona poderia ocorrer devido ao recuo elástico da superfície usinada e/ou devido à fricção ("rubbing") da face de folga com a superfície usinada como consequência de um possível desgaste **[LUCCA & SEO, 1989]**. A Figura 21 esquematiza as forças de corte e seus efeitos na interface ferramenta/peça/cavaco durante a usinagem.

Até recentemente, as limitações em termos de máquina ferramenta impediram um estudo sistemático desse efeito. A tecnologia de torneamento

com diamante permite agora o estudo da usinagem à profundidades de corte a escalas na faixa sub-micrométrica.

Figura 21 Representação esquemática das forças na região de corte e seus efeitos ocorrendo na interface entre a ferramenta/peça/cavaco durante a usinagem.

STOWERS et al [1991] investigaram o torneamento com ferramentas de diamante a profundidades de corte micrométrica e submicrométrica ($15\ \mu\text{m}$ a $5\ \text{nm}$) e demonstraram que para o cobre, existe um aumento significativo na

força específica de corte, observando também uma diminuição da componente secundária em relação à profundidade de corte. Os autores sugerem que nem toda energia gasta no processo esteja diretamente relacionada à remoção de material sendo parte dessa energia consumida com a deformação plástica causada pelo "plowing" e pelo deslizamento ("sliding") da face lateral da ferramenta que é empurrada elasticamente pela superfície. Por outro lado a força de corte secundária pode variar com o aumento da distância de corte, ou seja, acredita-se que isso acontece em função da ocorrência de desgaste da ferramenta. Segundo **SUGANO et al [1987]** a força de corte secundária aumenta quando a distância de corte atinge faixas de corte instável, a primeira faixa ocorre devido ao desgaste inicial, em seguida, em torno de 300-400 Km, após isso, ela torna-se estável novamente; como mostra o esquema abaixo:

0 Km

a região de corte instável devido ao desgaste inicial

100 Km

a região de corte estável

300 Km

a região da segunda fase de corte instável

400 Km

a região de corte estável

...

Acredita-se que esta tendência é causada pelo desgaste da ferramenta, em particular o desgaste lateral [idem].

2.3.4 TEMPERATURA E DISSIPAÇÃO DE CALOR NO TORNEAMENTO DE ULTRAPRECISÃO

O calor gerado no processo de micro-corte (a profundidades de corte e taxas de avanço reduzidas) é pequeno comparado com outras fontes de calor tais como calor gerado pelo atrito de uma ferramenta desgastada. IWATA et al [1987] mediram a temperatura de corte no torneamento de UP com ferramentas de diamante durante o corte do cobre descobrindo que a temperatura alcança até 150 °C. O aumento da temperatura da ferramenta e da peça devido ao calor gerado no corte não é desprezível mesmo no caso de micro-usinagem, devendo seus efeitos serem considerados na precisão da usinagem.

Na usinagem, a maior parte da energia mecânica é transformada em calor (95-99%). As temperaturas resultantes afetam na deformação plástica do material, no processo de formação de cavaco e no desgaste da ferramenta além de causarem danos subsuperficiais e afetar o estado metalúrgico da peça [LUCCA & SEO, 1989].

Para o caso do torneamento com ferramenta de diamante, a literatura apresenta evidência de que ocorre um desgaste significativo na aresta lateral da ferramenta no torneamento de cobre [EVANS et al 1987] e em ligas de alumínio [SUGANO & TAKEUCHI,1987]. O lascamento por clivagem, resultante de tensões na face lateral devido ao recuo elástico, poderia resultar num aumento do comprimento de contato na interface ferramenta-peça aumentando o atrito e elevando a temperatura, e realimentando o processo com aumento da expansão térmica do material.

A força específica de corte aumenta dramaticamente quando a profundidade de corte cai abaixo de um determinado valor ("size effect") **[FURUKAWA & MORONUKI 1988]**. A profundidades de corte pequenas a deformação elástica da superfície da peça causada pela força secundária de corte pode alterar a geometria da interface ferramenta-peça, caso o comprimento característico do recuo elástico do material na região aresta lateral-peça se aproxime da ordem de grandeza da profundidade de corte.

MORIWAKI & HORIUCHI [1990] realizaram uma análise teórica e experimental da deformação da ferramenta de corte e da peça devido ao calor gerado no corte e seus efeitos na acuracidade da usinagem de UP com ferramenta de diamante. Sob a suposição do modelo, criado pelos autores, de um plano delgado de cisalhamento, as quantidades de calor geradas no corte ortogonal são calculadas baseando-se na força principal de corte, força secundária, espessura do cavaco e a medida do comprimento de contato entre o cavaco e a ferramenta. A quantidade de calor gerado no corte e dissipado pela peça e pelo cavaco depende das propriedades físicas do material da peça e da ferramenta, das condições de usinagem e do desgaste da ferramenta, etc. Por exemplo, no torneamento do cobre, quando o corte é realizado com a ferramenta desgastada (após 200 Km de corte), o aumento da temperatura da ferramenta torna-se muito maior do que para o caso da ferramenta nova.

A elevação da temperatura e o erro de usinagem dependem da direção do avanço da ferramenta. Quando a ferramenta avança na direção do diâmetro externo da circunferência da peça para o centro, a temperatura alcança seu valor máximo imediatamente após o início do corte e então diminui gradualmente. Quando a ferramenta avança na direção oposta, a temperatura aumenta gradualmente até o fim do corte **[MORIWAKI & HORIUCHI, 1990]**.

Na usinagem convencional dos metais, a maior parte do calor (em torno de 80%) é retirado pelo cavaco. Para o caso da usinagem do alumínio com ferramenta com propriedades térmicas como as do diamante (difusividade térmica $K = 3100 \text{ m}^2/\text{seg.}$), a maior parte do calor (90%) é dissipado pela ferramenta, e os 10 % remanescentes pela peça, praticamente nenhum calor é dissipado pelo cavaco devido às suas dimensões. A significância das propriedades térmicas do material da ferramenta pode ser vista quando se examina o caso para a usinagem do alumínio com ferramenta com as propriedades térmicas do TiC ($K = 6 \text{ m}^2/\text{seg.}$). De acordo com os autores a maior parte do calor (aproximadamente 70%) é dissipada pela peça. O cavaco é responsável por retirar aproximadamente 20%, e o calor remanescente é retirado pela ferramenta [LUCCA & SEO, 1990] . Portanto, em se tratando de dimensões de corte da ordem de grandeza micrométrica a submicrométrica, deve-se levar em consideração que qualquer tipo de oscilação térmica principalmente aquelas na interface ferramenta/peça pode afetar a precisão do corte sob o aspecto do corte ser mais profundo do que o esperado em função do recuo elástico e pela expansão térmica do material da superfície. Conseqüentemente, isso poderá elevar a temperatura por causa do maior atrito entre a ferramenta e a peça. Por menor que seja a variação de temperatura no ambiente deve-se ter claro que isso pode afetar o acabamento da peça (danos superficiais e sub-superficiais aumentando a dureza superficial da peça que, por sua vez, pode acarretar em microtrincas superficiais devido ao fenômeno de relaxamento de tensão) e principalmente a acuracidade de forma, espessura de cavaco variável ao longo do corte.

2.4 COMENTÁRIOS FINAIS

O objetivo deste capítulo foi reunir diversos assuntos para formar uma base de conhecimento visando a melhor compreensão sobre torneamento de ultraprecisão com ferramenta de diamante monocristalino.

Deve-se ressaltar, no entanto, que a importância dessa abrangência alcançada no texto é decorrente do fato de que é praticamente inexistente uma bibliografia sobre essa área do conhecimento no Brasil.

O texto procura elucidar de forma sintética os principais aspectos sobre usinagem com diamante, a saber: materiais (tipos de materiais usináveis, tipos de defeito, anisotropia), ferramenta (geometria e desgaste) e aspectos físicos do processo (mecanismo de remoção de cavaco, forças de corte, temperatura e dissipação de calor). O motivo pelo qual essa revisão bibliográfica foi apresentada nessa ordem deve-se ao fato de que a usinagem é uma operação onde o resultado depende do material a ser cortado, da ferramenta a ser utilizada e finalmente da interação entre ferramenta/peça.

CAPÍTULO 3

TORNEAMENTO COM FERRAMENTA DE DIAMANTE DE MATERIAIS METÁLICOS NÃO-FERROSOS

3.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

Este capítulo descreve os equipamentos, metrologia e a preparação da máquina para a realização dos ensaios de usinagem. Além disso, serão apresentadas algumas especificações dos equipamentos utilizados para o corte e medição para efeito de demonstração do nível de precisão utilizado para realização dos ensaios.

3.2 A MÁQUINA FERRAMENTA UTILIZADA PARA OS ENSAIOS DE FACEAMENTO

A máquina ferramenta utilizada para a usinagem de ultraprecisão foi um gerador de superfície anesféricas ASG 2500 marca RANK-PNEUMO mostrado na Figura 22.

Esta máquina possui uma base de ferro fundido, termicamente livre de tensões, a qual é isolada de vibrações externas através de isoladores passivos a ar montados cinematicamente numa estrutura de aço soldado.

O eixo-árvore é sustentado por mancais aerostáticos radiais e axiais de escora que conferem ao eixo-árvore alta rigidez axial. O projeto oferece um movimento suave e quando extremamente balanceado ele se torna livre do efeito "hammering" o qual em último caso pode propagar trincas subsuperficiais na peça.

Um CNC Allen-Bradley 8200 é utilizado para controlar precisamente o deslocamento dos dois eixos simultaneamente para realizar o contorno desejado. A posição dos eixos é monitorada por transdutores interferométricos a laser Hewlett-Packard com retroalimentação ao controlador (Figura 22).

Esses equipamentos ocupam uma sala limpa, especialmente projetada com uma base de concreto sob a máquina para isolação de vibrações externas, além de haver controle de temperatura e umidade.

Especificações do Eixo-Árvore do ASG 2500

Tipo:.....Mancais hidrostáticos e aerostáticos radiais e axiais
 Faixa de Rotação:.....100-2400 RPM
 Batida Axial/Radial.....0,1 micrometro T.I.R. ou menor
 Rigidez Axial..... $14,01 \cdot 10^7$ N/m
 Rigidez Radial..... $8,70 \cdot 10^7$ N/m
 Acionador.....Servo motor DC diretamente acoplado ao
 eixo-árvore tendo 0,9 HP de pico.

Guías lienares X e Z

Tipo.....Guías hidrostáticas

Faixa de Avanço.....0,25-762 mm/min

Retilidade horizontalX - 0,5 micrometro ou menor (curso completo)

Z - 0,3 micrometro ou menor (curso completo)

Comprimento transversal.....X - 254 mm

Z - 152 mm

Rigidez Horizontal..... $17,5 \cdot 10^7$ N/m

Rigidez Longitudinal..... $3,00 \cdot 10^7$ N/m

Acionador.....Servo motor DC diretamente acoplado a um fuso de esfera pré-carregado, que por sua vez está acoplado ao "slide carriage"

Controle e "feedback"

Tipo.....CNC 8200 Allen-Bradley interfaceado com um
transdutor interferométrico a laser HP 5518

Resolução.....10 nanômetros

Características.....Compensação da temperatura, umidade e pressão barométrica através do laser

Figura22 Gerador de Superfícies Anesfericas ASG-2500- Rank- Pneumo

Figura23 Form Talysurf -120L - Taylor -Hobson

3.2.1 METROLOGIA

3.2.1.1 Medição da Rugosidade Superficial

A rugosidade superficial dos corpos de prova usinados foi medida através de um Form Talysurf (Figura 23). A resolução (i.e., a menor quantidade que pode ser medida com um instrumento em particular) deste equipamento é de 4nm.

Como um instrumento de contato, o Form Talysurf apresenta a desvantagem de causar danos à superfície pela ponta de diamante que é pressionada sobre a superfície da peça, o que é de importância secundária, no caso desse estudo, já que os corpos de prova não são utilizados como componentes. Quando os componentes forem fabricados visando sua aplicação a medição deve ser realizada através de instrumentos ópticos para evitar danos à superfície.

A Figura 24 mostra os limites de desempenho de alguns instrumentos para medir rugosidade do tipo de contato com ponta de diamante: TALYSTEP (TS), NANOSURF-2 (NS2) e o FORM TALYSURF (FT). Para o TS, as linhas a e b mostram os limites para o diamante do tipo formão ("chisel type") e o stylus padrão, respectivamente; a linha d baseia-se numa acuracidade de 1 segundo para o movimento da cabeça do transdutor. A região plotada representa a capacidade total do instrumento. Para uma única varredura, apenas uma parte da região estará disponível para os valores dos aumentos horizontais e verticais

Figura 24 Instrumentos do tipo "Stylus". TS, TalyStep: stylus de diamante (tipo chisel) linha sólida. Stylus padrão, linha com ponto-traço. NS2, NanoSurf 2, linha pontilhada. FT, Form Talysurf: stylus de diamante, linha tracejada. Ball stylus, linha-traço-ponto (STEDMAN, 1987).

ajustados. A região de desempenho do NS2, a qual é baseada na cabeça do transdutor e stylus do tipo "chisel" do TS, essencialmente aumenta aquela região do TS através de uma faixa de incremento e qualidade do movimento horizontal; extensões adicionais são conseguidas através da digitalização do sinal analógico. A região plotada para o FT reflete uma faixa maior porém inferior em termos de resolução do seu transdutor laser comparado com a cabeça do TS. Contudo, a região total fica acessível numa única varredura, permitindo medir o perfil e textura num único passo [STEDMAN, 1987, p.150-151]. Pode-se concluir a partir dessa exposição que o equipamento a ser utilizado para as medições dos corpos de prova encontra-se dentro dos limites de acuracidade necessária para a descrição do acabamento superficial.

3.2.1.2. Parâmetros de avaliação das superfícies

Quando uma peça é usinada, tanto cavacos como partículas de metal são destacadas através do corte, assim como a superfície é deformada, deixando assim riscos ou marca da ferramenta na superfície formando depressões ou ranhuras ("grooves"). A formação contínua dessas ranhuras pelos passos da ferramenta sobre a superfície da peça resulta em um acabamento superficial. No interior de cada uma dessas ranhuras pode-se determinar a forma como o material foi cortado ou removido a partir da superfície; dessa maneira pode-se determinar, por exemplo, se a superfície foi retificada ou torneada com uma ferramenta com geometria definida. Quando se utiliza uma ferramenta de diamante com uma máquina que se desloca perfeitamente, os cavacos serão destacados uniformemente da superfície formando-se ranhuras com profundidades iguais, sendo que o nível médio dessas ranhuras forma uma superfície plana.

3.2.1.2.1 Rugosidade e Ondulação

A Figura 25 ilustra como irregularidades com a mesma altura podem fazer com que a superfície seja classificada como rugosa, ondulada ou curva, dependendo do espaçamento, ou seja, onde termina a rugosidade e começa a ondulação da superfície.

Deve-se assim classificar separadamente o que é rugosidade, ondulação e forma. Conseqüentemente podem-se definir esses parâmetros da seguinte maneira:

- **Rugosidade** : as irregularidades inerentes ao processo deixadas pela ferramenta de corte.

- **Ondulação** : a componente da textura sobre a qual a rugosidade é sobreposta. Isto pode ser resultante de inúmeros fatores tais como, deflexões da máquina, vibrações e/ou trepidações, causas diversas de deformação do material e , por fim, causa externa tal como temperatura.

Seria igualmente impossível especificar unicamente onde termina a ondulação e as irregularidades tornam-se parte da forma geral da superfície, a definição a seguir pode ser apropriada:

- **Forma** : a forma geral da superfície, desprezando-se variações devido à rugosidade e ondulações (esse termo é mais conhecido como "erro de forma"). As causas para tais problemas poderiam ser falta de rigidez da máquina ou na forma de fixação da peça, erros de deslocamento das guias

utilizadas para deslocar a ferramenta ou a peça, quando o seu deslocamento não for perfeitamente linear, deformações do material da peça devido a tratamentos térmicos etc. Erros de forma devido a estes tipos de causas poderiam gerar algumas ondulações (geralmente ocorre apenas uma ondulação do comprimento da superfície que está sendo avaliada).

As superfícies geradas são o resultado do efeito combinado de rugosidade, ondulação e forma. No entanto, por causa dos efeitos funcionais de rugosidade, ondulação e forma serem diferentes seria útil medi-los separadamente, como mostra a Figura 26 A, B e C.

Para efeito de análise, este trabalho somente analisará a rugosidade e a ondulação da superfície.

Figura 25 . Superfícies que possuem irregularidades com a mesma altura mas com espaçamento diferentes.

Figura 26 : O perfil da superfície representa os efeitos combinados de rugosidade, ondulação e forma.

3.2.1.3 Parâmetros de avaliação de rugosidade e ondulação

Existem três comprimentos característicos associados com a análise numérica da textura superficial (Figura 27):

-Comprimento amostral : é o comprimento de superfície sobre o qual uma única avaliação de um parâmetro é realizada, sendo o comprimento sobre o qual o parâmetro a ser medido possui significância estatística sem ser extenso o bastante para incluir detalhes que sejam irrelevantes à análise.

-Comprimento de avaliação : o comprimento da superfície sobre o qual uma medida é feita. O comprimento pode incluir vários comprimentos amostrais, a medida então será a média de mais do que um parâmetro de avaliação.

-Comprimento transversal : o comprimento total da superfície traçada pelo "Stylus" durante a medição. Este é geralmente maior do que o comprimento de avaliação devido à necessidade de descontar uma pequena distância de ambos os lados de modo a garantir que os transientes mecânicos e elétricos sejam excluídos da medida.

O cut-off é o equivalente em termos de instrumental ao comprimento amostral da metrologia. A distinção entre o comprimento amostral e cut-off é muito importante:

O comprimento amostral é o comprimento físico da superfície. O cut-off é a média pela qual o perfil com forma de onda ("waveform") resultante é construído para simular o efeito de restringir a avaliação ao comprimento amostral. Por conveniência de análise o cut-off é cotado como equivalente ao comprimento de amostral.

Figura 27. Relação entre comprimentos amostral, de avaliação e transversal.
O número de comprimentos amostrais na avaliação pode variar.

3.2.1.4 Parâmetros de Rugosidade [RANDALL, 1986]

RUGOSIDADE MÉDIA R_a (Roughness Average): a derivação de R_a pode ser graficamente ilustrada como mostra a Figura 28. As porções do perfil abaixo da linha de centro dentro do comprimento amostral L (ilustração A) são invertidos e postos acima da linha de centro (B); o R_a é então a altura média do perfil resultante (C). Matematicamente, R_a é o valor da média aritmética do início do perfil a partir da linha de centro ao longo de todo o comprimento amostral (Figura 29).

Observações:

- O valor de R_a medido sobre um comprimento amostral representa a média da rugosidade, embora o efeito de uma única irregularidade, atípica de pico ou vale será balanceado minimizando sua influência sobre o valor medido.
- Para se evitar isso, realiza-se a avaliação sobre vários comprimentos

amostrais consecutivos e então aceita-se a média como o valor de Ra (i.e., o comprimento de avaliação contém diversos comprimentos amostrais, como ilustrado na (Figura 27) . Isto garante que o valor de Ra seja típico da superfície.

- O valor de Ra não tem significado algum caso não seja estipulado um cut-off (Bmax). O Ra somente terá repetibilidade caso seja utilizado o mesmo cut -off.

- O Ra não faz distinções entre picos e vales.

RUGOSIDADE RMS (Rq) : Um outro método de se calcular uma média, muito usado em medidas científicas seria o "root mean square"(rms). Este é obtido através da elevação ao quadrado de cada valor e então calcula-se a raiz quadrada da média. Comparando-o com o Ra, o rms tem o efeito de dar um peso extra aos valores mais altos. O valor de rms (Rq) também é utilizado para medir textura superficial embora a alternativa de se usar Ra é a mais comumente aceita. Referindo-se novamente à Figura 29, a rugosidade rms Rq seria

$$(a^2 + b^2 + c^2 + \dots + n^2 / n)^{1/2}$$

O Ra, no entanto, é um valor mais fácil para se determinar graficamente a partir dos dados registrados do perfil e foi adotado muito antes do Rrms estar disponível em equipamentos de medição. Porém, quando o parâmetro de rugosidade Rq é determinado pelos instrumentos de medição sua vantagem ocorre em termos de simplicidade em função dos efeitos de fase decorrentes dos filtros eletrônicos serem praticamente desprezíveis, o que não acontece para o caso de Ra onde esses efeitos tem maior relevância e não podem ser desprezados.

Figura 28. Derivação gráfica de R_a . A - Perfil com a linha de centro, B - Porção inferior do perfil invertido, C - R_a é a média da altura do perfil.

Figura 29 Derivação matemática de R_a e R_q .

ALTURAS DE PICOS E VALES (Rt e Rmax) : Torna-se necessário algumas vezes especificar a máxima altura de rugosidade (i.e., pico-a-vale) ao invés de se ter apenas a altura média que é fornecida por Ra. Este parâmetro, o qual se relaciona bem com a avaliação tátil de uma superfície é chamado de Rt (= Rauhtiefe, profundidade de rugosidade em alemão). Rt é a distância entre os pontos mais baixos e mais altos da perfil dentro do comprimento amostral, medido perpendicularmente à linha de ordenada do perfil (Figura 30).

Observações:

- A linha de centro não existe na definição de Rt.
- Rt é determinado sobre o comprimento de avaliação.
- Ele não possui qualquer tipo de efeito da média, embora Rt seja diretamente afetado por riscos ou sujeira sobre a superfície.
- Não há ambigüidade quanto aos pontos mais altos e mais baixos do perfil (se a inclinação do perfil for ignorada).

AVERAGE SLOPE (Δq ou Δa) : a inclinação do perfil ("slope") é o ângulo (em termos de gradiente) que sua, ou suas tangentes, no caso de um perfil curvo, reproduz uma linha paralela com a linha de centro. A média das inclinações em todos os pontos no perfil dentro do comprimento amostral é conhecido como "average slope" (sendo Δa para a média aritmética e Δq para o valor de rms) . Este parâmetro serve para medir o comprimento do perfil real , ou seja: o comprimento ocupado caso os picos e os vales fossem esticados em linha reta Figura 31.

$$\text{A razão: } \frac{\text{comprimento do perfil real}}{\text{comprimento do perfil nominal}} \cong 1 + 1/2 (\Delta a)^2 \text{ ou } 1 + 1/2 (\Delta q)^2$$

Figura 30. Derivação de alguns parâmetros de pico. R_{max} = a max altura de Pico-a-v ale dentro do comprimento amostral, R_t = a altura vertical entre os pontos mais baixos e mais altos do perfil dentro do comprimento de avaliação, R_{tm} = o valor medio de 5 comprimentos amostrais consecutivos R_{max} .

Figura 31. Comprimento do perfil.

O "average slope" tem grande relevância na avaliação de três propriedades de superfícies de engenharia :

Contato o parâmetro pode ser relacionado à dureza e elasticidade e pode ser portanto, uma indicação da "crushability" da superfície.

Óptico caso Δa ou Δq forem pequenos, a superfície é um bom refletor.

Atrito propriedades de atrito e adesão variam com o "average slope".

Como o "average slope" depende tanto de amplitude como de espaçamento, ele é um parâmetro híbrido.

3.2.1.5 Parâmetros de Ondulação

A diferença entre rugosidade e ondulação é meramente uma questão de escala, embora suas causas e efeitos funcionais não sejam iguais.

O comprimento do cut-off com o qual a ondulação é avaliada refere-se ao comprimento abaixo do qual as irregularidades são suprimidas, o comprimento amostral deve, no entanto, ser maior do que o cut-off. Isto é o oposto do propósito de cut-off para aplicação em medições de rugosidade, quando o comprimento passa acima de onde as irregularidades são normalmente excluídas ou seja, o filtro de ondulação é do tipo passa-baixo e o de rugosidade é passa-alto. O limite superior para o comprimento amostral (o qual para ondulação também é o comprimento de avaliação) é geralmente ajustado pelo máximo comprimento transversal disponível ao invés de se excluir os desvios de forma.

Por falta de padronização, os parâmetro de ondulação são denotados pela letra W (do inglês "waviness"). Exemplos de parâmetros de ondulação são: W_a , W_q , W_t , W_{tm} , W_{max} , $W_{\Delta q}$, etc, os quais correspondem respectivamente a R_a , R_q , R_t , R_{tm} , R_{max} , Δq , etc, e são definidos da mesma forma.

Os parâmetros escolhidos para avaliar as superfícies gerados nos ensaios de corte para este trabalho serão : R_a , R_q , R_t , W_a , W_q e W_t (com / sem filtro de rugosidade e ondulação)e , por serem parâmetros de amplitude Δq por ser um parâmetro híbrido.

3.3 PREPARAÇÃO DA MÁQUINA

3.3.1 Ajuste da ferramenta

Toda vez que uma nova ferramenta é fixada ao porta ferramenta da máquina, a posição relativa X, Y e Z da ferramenta em relação ao centro do eixo árvore e à placa a vácuo deve ser conhecida. Em outras palavras, a máquina deve ter esta referência para poder iniciar o corte.

Para o torneamento com diamante os métodos convencionais de centragem de ferramenta, tal como o toque da ponta da ferramenta contra o superfície do eixo árvore ou a medição do diâmetro da peça a ser torneada, são inadequados em termos de precisão quando comparados às capacidades da máquina ferramenta utilizada para a usinagem de ultraprecisão.

O gerador de superfícies ASG 2500 (Figura 22) possui uma estação para o ajuste fino da centragem da ferramenta. Este ajuste é realizado através do toque da ferramenta em deslocamentos relativos à uma ponta-padrão de rubi que fornece os desvios reais da ponta da ferramenta em relação ao centro.

A importância da centragem e/ou alinhamento dos três eixos X, Y e Z em relação ao tipo de operação pode variar. Caso não seja feito um alinhamento/centragem corretamente da direção X em relação a Z, durante o corte formar-se-á uma pequena protuberância no centro da peça usinada. Caso a ferramenta esteja abaixo do centro do eixo-árvore uma pequena ponta cilíndrica indica a quantidade a ser corrigida elevando a ferramenta em relação ao centro do eixo-árvore (Figura 32 a). Caso a ferramenta esteja ligeiramente acima do centro do eixo então uma ponta esmagada e ligeiramente cônica aparecerá no centro da peça. Porém, para efeito de medição num microscópico de fase de alta resolução, a medição de uma forma cônica é mais difícil do que para o caso do cilindro. Portanto aconselha-se a ajustar a ferramenta na fase de pré-ajuste inicialmente abaixo da linha de centro.

Após o ajuste exato da altura da aresta de corte em relação ao eixo árvore, o eixo X deve ser então precisamente ajustado. Para isso, a peça deverá ser usinada novamente. Seria útil, escolher um ponto zero do eixo X de tal forma que, se um pequeno cone aparecesse na superfície da peça, caracterizaria-se por apresentar um diâmetro externo como aquele mostrado na (Figura 32 b). A metade do diâmetro do cone seria a quantidade no eixo X que a ferramenta deveria ser ajustada. Este resultado poderia também ser medido precisamente através de perfilômetros ópticos de superfície.

(a) Erro de centragem em Y.

(b) Erro de Centragem em X

Figura 32 Erro de Centragem de Ferramenta.

Caso haja uma troca de ferramenta durante o corte de uma peça, o ajuste na direção X torna-se necessário, pois a centragem nessa direção tornar-se-á imprecisa novamente em X e Y.

3.3.2 Preparação e Fixação da Peça

De acordo com CHALOUX [1984], para se garantir os melhores resultados em operações de torneamento seria necessário avaliar precisamente alguns pontos importantes a respeito da fixação da peça.

1) Engenharia

- a) Projeto da peça
- b) Seleção ou projeto de fixador

2) Distorção da peça

- a) Qualificação da montagem das superfícies
- b) Técnicas de montagem
- c) Forças centrífugas

3) Balanceamento dinâmico

4) Vibração e/ou trepidação

Com uma atenção devida a cada uma dessas áreas pode-se reduzir significativamente imprecisões do tipo erro de forma nas peças devido a uma fixação imprópria.

1) Engenharia

Uma das formas mais fáceis de se garantir um bom resultado, seria entender e prever as operações necessárias de manufatura ainda no estágio de projeto da peça. Embora isso nem sempre seja possível, poderia-se-ia otimizar o custo e o trabalho necessário para conseguir um resultado satisfatório. Por exemplo, a relação diâmetro/espessura da peça de 8:1 seria desejável para o torneamento com diamante. Além disso, seria desejável incorporar uma referência de alinhamento a peça que pode ser facilmente manufaturada durante o mesmo ajuste para a usinagem das superfícies ópticas.

2) Distorções da peça

As distorções podem ser causadas por um (ou uma combinação) dos itens a seguir.

- a) Superfície da placa sem precisão ou falta de acuracidade na montagem das superfícies da peça.
- b) Tensões internas decorrentes do excesso de forças de fixação.
- c) Técnicas impróprias de montagem.
- d) Forças centrífugas durante a rotação da peça (Aplicações de torneamento).

A quantidade e o tipo de peça a ser usinado geralmente determina o tipo de fixação necessária. Sempre que possível, é preferível utilizar uma placa a vácuo por causa de sua distribuição mais homogênea de forças sobre a área de fixação. Estas placas são geralmente feitas de alumínio o que facilita a usinagem com acuracidade desejada na mesma máquina utilizada para o acabamento de componentes ópticos. Dependendo da espessura da peça, as

forças na placa podem criar distorções na peça que podem resultar em erros de forma quando retiradas de sua fixação.

Deve-se ter cuidado também com a limpeza durante a montagem da peça à placa. Pequenas partículas de poeira entre estas superfícies podem criar distorções assim como limitar a aplicação da placa de vácuo em termos da vedação apropriada. Para reduzir tensões internas na estrutura do material, forças de fixação devem ser ajustadas de forma a segurar a peça evitando um excesso na força de corte causado por distorções na fixação da peça. Estas distorções podem ser causadas por também por forças centrífugas nos componentes que não podem ser sustentados totalmente pela superfície de montagem.

3) Balanceamento Dinâmico

O conjunto peça/placa/dispositivo de fixação deve ser balanceado dinamicamente. Uma condição de desbalanceamento pode gerar vibração e conseqüentemente causar danos à ferramenta de diamante e erros de forma na peça. Caso peças excêntricas ("off-axis") não estejam igualmente espaçada ou contrabalanceadas, estas deverão ser balanceadas estaticamente em relação à batida do eixo-árvore. Após o balanceamento estático, toda combinação peça/placa/fixação deve ser dinamicamente balanceada [CHALOUX, 1984].

4) Vibração e/ou Trepidação

As vibrações e/ou trepidações podem ser causadas por forças de fixação insuficientes ou a falta de rigidez da peça. Quando o problema é detectado, como por exemplo, uma força insuficiente de fixação, pode-se corrigi-lo através

do ajuste da pressão de fixação na placa de vácuo. Quando se usina peças com espessuras muito delgadas, a fixação pode ser um problema difícil de ser resolvido. Para se resolver este problema optou-se pela utilização de diversos materiais com características de amortecimento, como por exemplo, a cera de abelha, aderidos à superfície de componentes com paredes delgadas.

3.4 CONSIDERAÇÕES FINAIS

O principal objetivo deste capítulo foi esclarecer sobre os equipamentos utilizados nos ensaios e nas medições, assim como dos cuidados necessários com a montagem e fixação das peças.

A importância desse capítulo deve-se ao fato de que no torneamento com ferramenta de diamante deve-se os procedimentos para realização dos ensaios seguem uma metodologia especial em função da precisão exigida pelo processo. Portanto, qualquer imperfeição ou problemas com limpeza temperatura e umidade pode afetar o processo.

CAPÍTULO 4

MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

O objetivo fundamental deste trabalho é o estudo da influência das condições de usinagem para o torneamento com ferramenta de diamante monocristalino de uma liga de alumínio. Utilizando-se do que foi exposto até o momento sobre a usinagem de materiais não-ferrosos, os experimentos visarão o seguinte: 1) produzir superfícies espelhadas com a liga de alumínio, 2) avaliar o desempenho das condições de corte aplicadas a liga de alumínio, 3) medir a influência relativa de cada um dos parâmetros de corte sobre o acabamento superficial das peças 4) avaliar as influências do material no acabamento e desempenho da ferramenta.

I . Parâmetros dos ensaios

As variáveis a serem estudadas no torneamento com ferramenta de diamante de uma liga de alumínio são as seguintes:

- profundidade de corte
- avanço
- velocidade de corte

II. Medições e caracterizações

- Avaliar a influência de cada um desses parâmetros sobre o acabamento superficial.
- Avaliar a textura e a topografia da superfície com um Form Talysuf (Figura 23) e um microscópio de fase NOMARSKI (UNION)¹ (Figura 33).
- Determinar as faixas de corte onde os resultados possam ser satisfatórios para a liga de alumínio testada em termos de acabamento superficial.

4.2 PROCEDIMENTOS DOS ENSAIOS

A qualidade das superfícies é caracterizada pelo acabamento obtido na operação de usinagem e pelas propriedades físicas e mecânicas do metal na camada superficial e sub-superficial. Estas propriedades são modificadas durante a usinagem, principalmente, devido à ação do seguintes fatores:

- pressão de contato da ferramenta contra a peça;
- atrito da superfície de incidência da ferramenta com a peça;
- atrito interno do material na região de deformação plástica;
- calor gerado no processo de corte;
- fenômenos específicos do processo de formação de cavaco;

Portanto, a espessura das camadas superficial e sub-superficial modificadas depende do processo, das condições de usinagem e do material, Quanto mais dúctil for o material, maior será a modificações dessas camadas, daí a necessidade de se conhecerem as propriedades específicas do material a ser usinado.

¹UNION Optical Co., LTD. : No. 20-9, Shimura 2-Chome, Itabashi-Ku, Tokyo-174, Japan.¹

A liga de alumínio escolhida para produzir superfícies espelhadas é a 7075 - T6. Esta liga é obtida em forma de tarugos com 20,0 m de diâmetro e é cortada em pequenos corpos de prova com 25 m de altura e faceado de ambos os lados em um torno convencional. As propriedades físicas e a composição química dessa liga estão resumidas abaixo:

Limite de		Limite de		Resistência ao				Dureza	
Escoamento		Ruptura		cisalha/o		Alongamento		HB	
(MPa)		(MPa)		(MPa)		(%)			
590.3		637.7		330		8.4		174	

liga		Cu	Fe	Mg	Mn	Si	Ti	Zn	Cr
7075	max%	2.0	0.5	2.9	0.3	0.4	0.2	6.1	0.28
T6	min%	1.2		2.1				5.1	0.18

A Figura 34(a) apresenta a metalografia da superfície dessa liga de alumínio, mostrando a forte presença de inclusões de silício. As inclusões de silício são a parte escura na foto onde pode-se perceber pequenas formas triangulares e piramidais.

Essas pequenas peças são então montadas em um porta-peça (Figura 34 (b)), também de alumínio, especialmente fabricado para essa aplicação. Após a montagem, o conjunto é fixada à placa de vácuo (cerca de -80 mbar) do ASG-2500 para serem faceados para acertar a planicidade Figura 35.

A temperatura foi mantida em $21^{\circ} \pm 0.1^{\circ}\text{C}$. O fluído refrigerante utilizado foi o ALKALISOL-900, ele é lançado através de um bico vaporizador direcionado

**Figura 33 Microscópio de contraste de fase NOMARSKI (UNION)
utilizado para avaliar a topografia da superfície. Aumento :
50, 100, 200, 400, 1000.**

(a) Metalografia Al 7075-T6

(b) Porta-peça

Figura 34 Metalografia e porta-peça para os ensaio

Figura 35 Fixação do conjunto à placa de vácuo do ASG2500 para serem usinados.

Figura 36 Direcionamento do fluido refrigerante para a interface Ferramenta/peça.

para o ponto de contato entre ferramenta/peça, um pouco adiantado (Figura 36). Cada superfície foi preparada com 5 cortes de desbaste de faceamento removendo cavaco contínuo, com um avanço de $20\text{ }\mu\text{m}$ / rev e profundidade de corte de $5\text{ }\mu\text{m}$ com 1000 rpm. Todos os ensaios de corte foram realizados com uma ferramenta nova fabricada pela "CONTOUR - ²FINE TOOLING"¹. A ferramenta possui ângulo de folga de 11.5° e 0° de ângulo de saída, com um raio de ponta de $1,524\text{ m}$.

Os parâmetros de corte que foram sistematicamente variados foram a profundidade de corte, o avanço e a velocidade de corte.

Os ensaios permitiram testar 37 condições para a liga de alumínio (24 de avanço; 7 de profundidade de corte e 6 de velocidade de corte), sendo que cada condição era testada em um corpo de prova. Para cada condição de acabamento, a ferramenta era avançada através da superfície da peça durante 5 vezes faceando-a para remover as marcas dos corte de desbaste e dar o acabamento final.

A seguir são descritas as faixas de variação dos parâmetros de corte nos experimentos:

Profundidade de corte (dc) : de $1\text{ }\mu\text{m}$ a $15\text{ }\mu\text{m}$

Avanço (f) : de $2\text{ }\mu\text{m/rev}$ a $30\text{ }\mu\text{m/rev}$

Rotação (SS) : de 150 a 2000 rpm

4.3 PROCEDIMENTO DE ANÁLISE

A análise da topografia da superfície foi realizada com um microscópio de interferência de contraste de fase NOMARSKI e um perfilômetro de superfície do tipo FORM TALYSURF.

O microscópio de contraste de fase NOMARSKI é uma modificação do microscópio convencional o qual usa filtros polarizantes cruzados e um prisma Wollaston no caminho da luz. Dois feixes opostamente polarizados, cujos centros estão espaçados a uma distância menor do que a largura dos próprios feixes, pode ser feita, através do ajuste do prisma para interferir, entre si sobre uma superfície de reflexão mesmo com diminutas inclinações. Inclinações de direções opostas estarão opostamente tonalizadas em claro e escuro; e a imagem aparece iluminada através de uma fonte de luz oblíqua oferecendo assim uma imagem da topografia superficial.

O microscópio serviu para avaliar as superfícies acabadas permitindo visualizar defeitos, impurezas, inclusões, etc, ou seja, aspectos qualitativos do material, assim como avaliar o desempenho da ferramenta de diamante em termos do tipo de desgaste que ocorreu em decorrência dos experimentos.

Um perfilômetro TALYSURF (Figura 23) foi usado para se obter o perfil da superfície usinada. O FORM TALYSURF é acoplado a um microcomputador através do qual foram calculado os parâmetros de rugosidade R_t , R_a e R_{rms} e de ondulação W_t , W_A e Δq . Este instrumento possui sensibilidade vertical e lateral necessária para apalpar as ranhuras tanto dentro como entre elas.

CAPÍTULO 5

GERAÇÃO DE SUPERFÍCIES NO TORNEAMENTO DE ULTRAPRECISÃO: RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

A interação mecânica ferramenta/peça pode resultar em diferentes tipos de deformação em materiais metálicos assim como modos associados de remoção de material. Esta interação pode gerar tensões e deformações no material; caso estas tensões sejam elásticas numa escala macroscópica, não existe deformações permanentes. Por outro lado, quando estas tensões ultrapassam a resistência ao escoamento do material, isto pode resultar em deformação plástica e, conseqüentemente, atingindo-se o limite de ruptura ocorrerá a fratura do material.

No torneamento com diamante, o contato entre a ferramenta e a peça geralmente resulta na formação de cavaco através da separação do material da peça. Este processo de separação do material envolve um cisalhamento plástico intenso e uma ruptura dúctil do material pela ponta da ferramenta (**SHAW, 1984**). Portanto o escoamento plástico é o modo predominante de remoção de material no torneamento com diamante. A profundidade de corte muito pequenas a

formação de cavaco tem uma estreita relação com o grau de afiação da aresta de corte, caso esta aresta não esteja muito afiada, o que ocorre pode ser apenas a deformação plástica do material. Além disso, a quantidade de tensões introduzidas no material é minimizada quando se utiliza ferramentas afiadas.

A rugosidade superficial de peças torneadas com ferramentas de diamante dependem de fatores tais como o desgaste da ferramenta, a forma como o cavaco é formado, irregularidades no e/ou anisotropia do material da peça, vibrações constantes de baixa amplitude (trepidação), geometria da ferramenta e condições de usinagem (avanço, profundidade de corte e velocidade de corte).

52 FATORES DE PROCESSO QUE INFLUENCIAM NO ACABAMENTO SUPERFICIAL

Basicamente, o perfil da rugosidade superficial ao longo da direção axial da peça é determinado pela geometria da ferramenta e pelo avanço. O valor teoricamente alcançável de rugosidade superficial de uma peça usinada através do torneamento com ferramenta de diamante monocristalino pode ser aproximado pela seguinte formula **[FERRARESI, 1973]**

$$Rt_{teórico} = f^2 / 8R \quad (1)$$

onde f = taxa de avanço, R = raio de ponta da ferramenta e Rt = a máxima altura de um Pico ao Vale individual.

KOBAYASHY et al [1978] afirma que a rugosidade superficial de um espelho usinado a partir de metais não-ferrosos usando ferramentas de diamante

é geralmente maior do que a rugosidade superficial geométrica a qual é determinada apenas pela taxa de avanço e forma da ferramenta. A razão para este fenômeno, seria que vibrações constantes de baixa amplitude da ferramenta sobre a superfície da peça exercem influência para a deterioração da rugosidade da superfície usinada e descobriu-se também que estas vibrações tendem a ser maiores para ferramentas com ponta circular do que em ferramentas com ponta seca [TAKASU et al 1985]. Na verdade, a rugosidade superficial de um espelho usinado varia amplamente dependendo das condições de corte.

SUGANO et al [1987] demonstraram que na região onde ocorre o microcorte, o raio de ponta e a taxa de avanço tem efeitos mais significativos na rugosidade. Os resultados da rugosidade média de superfícies acabadas para raios de ponta diferentes são mostrados abaixo onde a rugosidade teórica é comparada com a média de rugosidade obtida pelo experimento :

RAIO DE PONTA R (mm)	VALORES TEÓRICOS (μm)	VALORES EXPERIMENTAIS(μm)
10.0 :	$3.6 \cdot 10^{-3}$	$40 \cdot 10^{-3}$ (11 x)
6.0 :	$6.0 \cdot 10^{-3}$	$60 \cdot 10^{-3}$ (10 x)
2.0 :	$18 \cdot 10^{-3}$	$90 \cdot 10^{-3}$ (4.4 x)

Estes resultados demonstram que quanto menor o raio de ponta, menor será a variação entre o valor teórico e o valor medido, por exemplo : com raio de ponta de 2 mm o valor medido é apenas 4.4 vezes maior do que o valor teórico enquanto que, com raio de ponta de 10 mm o valor medido é 11 vezes maior. Isto demonstra um resultado totalmente inverso ao apresentado pela relação (1). O

que poderia justificar essa inversão dos valores poderia ser em função da diminuição do raio de ponta haver uma redução no nível de absorção de vibrações inerentes ao processo de microcorte.

MASUDA et al (1989) argumenta que a razão pela qual a rugosidade superficial de superfícies de metais não ferrosos torneadas com ferramentas de diamante são maiores do que a teoricamente calculada seria devido a formação de microcavacos ser sensível a fatores como:

- *Vibrações de baixa frequência com amplitudes muito pequenas da ferramenta em relação à peça **[TAKASU et al, 1985];**

- * "tear marks" deixadas na superfície acabada pela aresta de corte e/ou

- * pequenas rebarbas no ápice composto por duas marcas adjacentes de corte **[NISHIGUSHI et al, 1988].**

Sob condições ideais de usinagem, o perfil do acabamento superficial seria formado pela transferência do perfil da ponta da ferramenta sobre a superfície da peça em intervalos de avanço por revolução. A Figura 37 exemplifica a geração de superfícies com ferramentas com geometria de ponta diferente.

A seguir será feita a discussão dos resultados obtidos nos ensaios de corte realizados. Os valores numéricos dos resultados estão apresentados no Anexo 1.

Figura 37 Exemplo de superfícies geradas com ferramentas com pontas de geometria diferente.

5.3 A influência das condições de corte no acabamento superficial

5.3.1 Influência do Avanço

A rugosidade superficial das superfícies torneadas são teoricamente representadas pela relação (1). Conseqüentemente, temos que os fatores de maior relevância para a determinação do perfil da rugosidade superficial seria o avanço e a geometria da ferramenta. Nos experimentos realizados, observou-se que os resultados obtidos não estão concordantes com os valores teóricos.

Os ensaios foram realizados com uma ferramenta nova de diamante monocristalino com raio de ponta de 1,524 mm fabricada pela "Contour Tooling" (USA). A geometria da ferramenta em questão é a seguinte: 0° para o ângulo de saída e $11,5^\circ$ e 43° para os ângulos de folga primário e secundário, respectivamente. Tomando o avanço como o parâmetro de avaliação e fixando os valores de rotação em 1000 revoluções por minuto e a profundidade de corte em $3\text{ }\mu\text{m}$, os resultados são apresentados pela **Figura 38**.

Como mostra a **Figura 38**, o perfil da superfície foi medido em termos dos efeitos combinados de rugosidade e ondulação utilizando-se para isso dois tipos de filtro: um para a rugosidade e outro para a ondulação. O primeiro suprime a ondulação e as formas constituintes do perfil, permitindo que a rugosidade seja claramente vista. Para suprimir as frequências de rugosidades e permitir a visualização das ondulações do perfil superficial utiliza-se o segundo tipo de filtro.

Apesar dos valores de rugosidade superficial (R_t) medidos serem muito

maiores do que o valor teoricamente calculado, pode-se claramente perceber que com o aumento do avanço ocorre um aumento dos valores de rugosidade superficial, o que é uma tendência teoricamente esperada. Como pode ser evidenciado pelas Figuras 67 e 68 (Anexo 2) a presença dessas inclusões pode ter afetado diretamente os valores de R_t . Filtrando-se a rugosidade percebe-se que esta tendência permanece. Por outro lado, quando a ondulação é filtrada podemos inferir que esta não varia com o avanço pois sua oscilação está dentro da faixa de precisão do equipamento de medição. De onde poderíamos concluir que as ondulações apresentadas pela superfície teriam sua origem relacionada ao perfil impresso pela ferramenta na superfície da peça, ou seja, o espaçamento das marcas de usinagem deixado pelo perfil da ferramenta, que aumenta com o aumento da taxa de avanço.

Comparando-se os valores da **Figura 38** com os da **Figura 39** pode-se perceber que com a variação da profundidade de corte de 3 μm para 5 μm , os valores de rugosidade superficial R_t não sofreram, praticamente, nenhuma alteração, apresentando inclusive a mesma tendência nas inclinações da curva. Esta pequena variação da profundidade de corte não teve qualquer relevância nos resultados. Em adição, isso demonstra que a máquina ferramenta apresenta uma boa repetibilidade. Porém a influência da profundidade de corte no acabamento superficial será objeto de estudo no item seguinte deste capítulo.

A ondulação da superfície W_t representou em média 35 a 40% em do valor total do perfil total de R_t medido para profundidades de corte de 3 e 5 μm (Figuras 38 e 39).

Figura 38 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / Profundidade de corte 3 μm

Figura 39 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / Profundidade de corte 5 μm

Os valores de R_a (**Figura 40 e 41**) apresentaram o mesmo comportamento ascendente com relação à variação do avanço da ferramenta. Porém deve-se perceber que para faixas de avanço entre $2\mu\text{m} < a < 10\mu\text{m}$ a variação da rugosidade superficial R_a filtrando-se apenas a rugosidade não chega a ser significativa. Deve-se ressaltar que acima de $10\mu\text{m/rev}$ (a profundidades de corte de 3 e $5\mu\text{m}$) há um súbito crescimento do valor de R_a , praticamente dobrando seu valor com um avanço de $20\mu\text{m/rev}$.

A ondulação W_a da superfície praticamente permaneceu inalterada, variando entre 5 e 7 nm para profundidades de corte entre 3 e $5\mu\text{m}$.

Os valores de R_{rms} (**Figura 42**) tiveram um comportamento muito similar aos de R_a , o que era esperado. Os valores de R_{rms} são em média 30% maiores do que R_a , porém com avanços grandes essa diferença reduz-se para 22 %. Apesar dessa diferença entre R_{rms} e R_a , os valores obtidos pelo R_{rms} possuem a vantagem de não sofrerem influência dos efeitos de fase de filtros eletrônicos.

Quanto a Δq pode-se observar pela **Figura 43** que os valores apresentam uma oscilação em torno de 0.88° a 1.35° . As condições de avanço que apresentaram os menores valores de Δq foram com avanços pequenos (2, 3.3 e $5\mu\text{m/rev}$). A 4 e $6.5\mu\text{m/rev}$, os valores de Δq apresentaram um súbito aumento decrescendo logo em seguida com os valores adjacentes de avanço. Comparando-se esses resultados com os valores de R_{rms} e R_a pode-se perceber que para valores baixos de avanço o acabamento também é melhor.

Figura 40 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / Profundidade de corte 3 μm

Figura 41 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / Profundidade de corte 5 μm

Figura 42 Comparação entre RMS e Ra em função da variação do Avanço.

Figura 43 Influência do avanço sobre Delq com a variação da profundidade de corte

Para se ter um panorama mais seguro de como o avanço da ferramenta influencia no acabamento superficial decidiu-se pela realização de ensaios onde juntamente com a variação do avanço fosse feita variações na profundidade de corte e na rotação do eixo árvore o que modificaria a velocidade do corte :

$$\text{VEL. DE CORTE} = 2 \pi r N$$

onde : r = raio da peça a ser cortada;

N = número de revoluções por minuto do eixo árvore.

Os resultados são apresentados pelas **Figuras 44 a 53**.

Comparando-se os resultados obtidos de R_t com 500 rpm e profundidades de corte de 2 e 10 μm (**Figuras 44 e 45**). Percebe-se que há uma ligeira inflexão da curva que retoma sua tendência crescente após atingir um valor de avanço de 3 $\mu\text{m}/\text{rev}$. Essa tendência pode ser também evidenciada para os valores de R_t utilizando-se o filtro de Rugosidade. A razão pela qual pode ter ocorrido esse fenômeno no acabamento superficial seria em função da velocidade de corte (31,43 m/min) ser muito pequena pois, para o caso do alumínio há uma tendência à formação de aresta postiça de corte diretamente dependente da velocidade de corte. Com o aumento da velocidade de avanço a rugosidade superficial volta a crescer novamente. Os valores de ondulação W_t mantiveram a relação de aproximadamente 40% em média em relação ao perfil de rugosidade R_t medido.

Outro aspecto interessante que poderia ser apoiado por SUGANO et al [1987] é que, com a ferramenta de 1,524 mm para um avanço de 30 $\mu\text{m}/\text{rev}$, o valor do acabamento superficial é apenas 5 vezes maior do que o valor teoricamente calculado para as profundidades de corte de 2 e 10 μm . No entanto isso não ocorre para valores mais baixos de avanço.

Figura 44 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 500 rpm / Profundidade de corte 2 μm

Figura 45 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 500 rpm / Profundidade de corte 10 μm

Por outro lado, a tendência de mudança na inflexão na curva de rugosidade superficial R_a em função do avanço (**Figuras 46 e 47**) não foi tão perceptível como para o caso de R_t . Nesse caso a variação dos valores de R_a para avanços de 1,5 para 3 $\mu\text{m}/\text{rev}$ de apenas de 1 a 2 nm (para as duas faixas de profundidade de corte); devendo-se perceber que quando aplicado o filtro de rugosidade para os valores de R_a a curva apresenta a tendência natural de crescimento.

Agora, comparando-se os valores obtidos de R_t com a variação do avanço, porém com uma rotação de 2000 rpm ($V_c = 125\text{m}/\text{min}$) (**Figuras 48 e 49**) com profundidades de corte de 2 e 10 μm , pode-se perceber com maior clareza essa mudança de inflexão para profundidade de corte de 2 μm , mas não a 10 μm . A ondulação W_t mantém-se na média de 35 a 40 % do perfil de rugosidade R_t medido

A rugosidade superficial R_a medida com e sem filtro de rugosidade (**Figura 50 e 51**) não apresentou essa variação para avanços entre 1,5 e 3 $\mu\text{m}/\text{rev}$ a profundidades de corte de 2 e 10 μm . Todavia, pode-se perceber um aumento da ondulação (W_a) medida com filtro de ondulação onde a diferença de ondulação para avanços mínimos e máximos chega a ser de 12 nm. Esses valores de W_a tendem a crescer com avanços maiores do que 7,5 $\mu\text{m}/\text{rev}$ a profundidades de corte de 2 e 10 μm .

Como a filtragem do perfil da rugosidade superficial serve para demonstrar melhor o perfil da superfície em termos de ondulação e rugosidade, optou-se por apresentar o perfil sem filtros para R_a para apresentar a diferença na influência da variação do avanço com rotações e profundidades de corte mínimas e máximas (**Figuras 52 e 53**). Para variações de profundidade de corte

e rotação de $10\mu\text{m}/500\text{rpm}$ e $2\mu\text{m}/2000\text{rpm}$, respectivamente (**Figura 52**) a diferença em termos de R_a é praticamente inexistente (de 2 a 3 nm, a cada faixa de avanço) demonstrando que para esses dois extremos de rotação e profundidade não afetam o acabamento. O mesmo ocorre para profundidade de corte e rotação de $2\mu\text{m}/500\text{rpm}$ e $10\mu\text{m}/2000\text{rpm}$, respectivamente (**Figura 53**). Porém nesse caso a diferença entre os valores medidos de R_a para as diversas faixas de avanço foi um pouco maior ficando em 8 nm em alguns casos, o que não representa uma influência da rotação da árvore muito menos da profundidade de corte.

Figura 46 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 500 rpm / Profundidade de corte 2 μm

Figura 47 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 500 rpm / Profundidade de corte 10 μm

Figura 48 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 2000 rpm / Profundidade de corte 2um

Figura 49 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 2000 rpm / Profundidade de corte 10 µm

Figura 50 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 2000 rpm / Profundidade de corte 2 μm

Figura 51 Influência do avanço no acabamento superficial. Rotação 2000 rpm / Profundidade de corte 10 μm

Figura 52 Comparação da influência do avanço no acabamento superficial variando-se a profundidade de corte e a rotação

Figura 53 Comparação da influência do avanço no acabamento superficial variando-se a profundidade de corte e a rotação

5.3.2 Influência da profundidade de corte

A razão pela qual optou-se pela aplicação de um avanço de 2 $\mu\text{m}/\text{rev}$ deve-se ao fato de que nos ensaios anteriores, esse valor foi o que apresentou os menores valores em termos de R_t , R_a , R_{rms} e Δq .

De acordo com a **Figura 54**, pode-se inferir que a profundidade de corte tem pouca influência sobre o acabamento superficial, porém, à profundidade de corte de 3 μm ocorre uma pequena redução nos valores de rugosidade superficial. Supõe-se que isto ocorra em função do "size effect" que é a elevada proporção entre as componentes das forças de corte normal em relação à tangencial, especialmente a pequenas profundidades de corte. Este efeito ocorre devido à diminuição do ângulo de cisalhamento, que por sua vez aumenta o coeficiente de atrito na face da ferramenta a pequenas profundidades de corte faz com que haja um aumento na força de corte, aumentando assim a componente da força secundária de corte que nesse caso são forças de atrito. No entanto, esse efeito teria que ser avaliado medindo-se os valores de força de corte.

A ondulação W_t sofre uma variação nessa mesma faixa de profundidade de corte talvez em função dessa elevação da força atrito que pode fazer com que haja um "nivelamento" dos picos de rugosidade causado pelo aumento das forças de atrito causando uma deformação plástica desses picos pela face de folga da ferramenta.

Por outro lado, percebe-se que a profundidades de corte maiores o acabamento superficial tende a ser mais estável, isto ocorre devido ao recuo elástico do material, este recuo faz com que o material da peça toque a face de folga da ferramenta aumentando o efeito do "burnishing" ("amassamento") no

material. Este fenômeno pode por sua vez afetar a forma da superfície em função do aumento da deformação da superfície que causa danos superficiais e sub-superficiais através da introdução de tensões residuais na superfície.

Apesar dessas flutuações ocorrerem, pode-se sugerir que, como a variação em termos de R_a com filtro de rugosidade (**Figura 55**) ocorreu com valores da ordem de 1 nm, a profundidade de corte não apresenta qualquer correlação com o acabamento superficial. O mesmo se verifica para o R_a e W_a que apresentaram uma diferença entre os valores mais altos e mais baixos em torno de 6.8 nm para R_a (sem filtro) e uma variação de 7.3 nm para W_a . Deve-se supor que essas diferenças possam ser de marcas remanescentes da operação de desbaste que os passos de acabamento talvez não tenham sido capaz de corrigi-las.

Agora, comparando-se os resultados de R_a e R_{rms} através da **Figura 56**, observa-se que ocorre oscilações nos resultados de R_{rms} porém com uma amplitude de ± 1 nm (ou 10 Å) . Por sua vez, a amplitude de oscilação para R_a é menor do que 1 nm.

A profundidade de corte pequenas o Δq oscila muito mais do que a profundidades maiores, onde essa variação é menos intensa (**Figura 57**). As superfícies geradas foram espelhos demonstrando que esse índice pode ser utilizado como parâmetro de referência para avaliação das superfícies em termos de reflexão. É importante notar que para o valor de avanço fixado, o resultado em termos de acabamento superficial se manteve oferecendo resultados com pouca diferença aparente em relação a essa mesma condição de profundidade testada com o avanço.

Figura 54 Influência da profundidade de corte no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / Avanço 2 um/rev

Figura 55 Influência da profundidade de corte no acabamento superficial. Rotação 1000 rpm / 2 um/rev

Figura 56 Comaparação entre RMS e Ra em função da variação da profundidade de corte

Figura 57 Influência da profundidade de corte no Delq. Rotação 1000 rpm / Avanço 2 $\mu\text{m}/\text{rev}$

5.3.3. Influência da velocidade de corte

Considerando a qualidade superficial, a velocidade de corte pode ser desconsiderada uma vez que a variação da rugosidade superficial R_a foi menor do que 1 nm (**Figura 58**). Geometricamente, de acordo com a relação (1), pode-se afirmar que a velocidade de corte não apresenta influência no acabamento superficial.

O fato de que as velocidades de corte não tem influência na qualidade superficial atingida, seria importante quando da usinagem de componentes ópticos esféricos e anesféricos, os quais necessitam ser usinados de forma excêntrica, tendo assim uma mesma faixa de velocidade de corte ao longo de toda superfície. A razão disso deve-se à exigência desses componentes necessitarem de uma qualidade constante sobre toda superfície.

A razão pela qual a ondulação W_a (**Figura 59**) da superfície ter variado com valores entre 17,5 nm e 11,5 nm pode estar relacionado ao passo de desbaste ter introduzido tensões residuais que não puderam ser removidas com o passo de acabamento.

A diferença entre R_a e R_{rms} (**Figura 59**) ocorre numa faixa em torno de 30% **Figura**. No entanto, o Δq melhora com o aumento da velocidade de corte (**Figura 60**).

Figura 58 Influência da velocidade de corte no acabamento superficial. Avanço 2 $\mu\text{m}/\text{rev}$ / Profundidade de corte 3 μm

Figura 59 Comparação entre RMS e Ra em função da variação da velocidade de corte

Figura 60 Influência da velocidade de corte sobre o parâmetro Delq. Avanço 2um/rev /
Profundidade de corte 3um

CAPÍTULO 6

CONCLUSÕES E PROPOSTAS PARA FUTUROS TRABALHOS

Este trabalho avaliou a influência das condições de usinagem para o faceamento de uma liga de alumínio 7075-T6 com uma ferramenta de diamante.

O avanço é o fator de maior influência no acabamento superficial. A relação de influência desse parâmetro ocorre da seguinte forma: quanto menor, melhor o acabamento. Porém com avanços menores que 2 $\mu\text{m}/\text{rev}$ e profundidade de corte de 2 a 10 μm , o avanço tem um efeito contrário ao esperado.

Os fatores que poderiam estar influenciando nessa inversão, poderiam ser das forças de corte que tendem a ser maiores quanto menor a profundidade e o efeito de "burnishing" que se explica através do corte com profundidades grandes onde a face de folga estaria tendo um maior contato com a superfície, causando danos ao acabamento ao invés de melhorá-la.

Com avanços grandes, a diferença entre R_t teórico e R_t medido, diminui para 5,5 vezes, portanto para um raio de ponta pequeno, R_t medido

aproxima-se do valor do R_t teórico através da elevação do avanço. O oposto pode ocorrer quando se utiliza ferramentas com R_p maiores.

A profundidade de corte apresentou pouca influência sobre o acabamento superficial porém, revelou, possivelmente, um efeito discutido na literatura: o "size effect".

A velocidade de corte não apresentou influência sobre o acabamento superficial, todavia à velocidades de corte baixas, há uma tendência a uma deterioração do acabamento. Isto se deve, em parte, à possibilidade de formação aresta postiça de corte que no caso do alumínio é comum ocorrer a baixas velocidades. No entanto, para se saber se houve ou não formação de aresta postiça necessita-se aplicar técnicas como FFT ("Fast Fourier Transformer") para se confirmar ou não a sua existência, o que não é escopo desse trabalho.

O material testado apresenta um alto teor de impurezas tais como silício, que podem estar influenciando no acabamento, uma vez que a ferramenta durante o corte poderia estar arrancando estas inclusões, formando assim uma superfície de baixa qualidade Anexo 2 (Figuras 61-68).

A aresta de corte apresentou desgaste, possivelmente abrasivo, assim como lascamentos decorrentes, possivelmente, do corte das inclusões de silício Anexo3 (Figura 69-72).

O perfil superfície da peça (W_a e W_t) varia muito pouco, podendo-se concluir que estas condições de corte não geram ondulações na superfície.

O Δq apresentou-se como um parâmetro bom para avaliar se a peça é ou não um bom meio de reflexão (sua variação não é muito grande).

Como proposta para futuros trabalhos podemos assinalar:

Estudo das forças de corte para usinagem de metais não ferrosos

Estudo sobre a usinabilidade de materiais frágeis

Análise da mínima profundidade de corte e afiação de ferramenta.

Estudo do desgaste de ferramentas de diamante

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASAI, S., KOBAYASHI, A. " Observation of Chip Producing Behaviour in Ultra-precision Diamond Machining and Study on Mirror-like Surface Generating Mechanism", Precision Engineering, Vol. 12(3):137-143, july 1990.

BELL, J.G., STUIVINGA, M.E.C., THORNTON, A.G., WILKS, J., "The cracking and fatigue of diamond". J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 10, pp. 1379-1387, 1977.

BAO, H., STEVENSON, M.G., OXLEY, P.L.B. "A basic mechanism for "built-up-edge" formation in machining". Annals of the CIRP, Vol. 25 (1):53-57, 1976.

BEX, P.A., "Diamond turning tool". Industrial Diamond Review, pp.11-18, Jan. 1975.

BLAKE, P.N., "Ductile-regime diamond turning of germanium and silicon". PhD thesis, North Carolina State Univ., 151p., 1988.

CASSTEVENS, J.M., "Diamond turning of steel in carbon saturated atmospheres". Precision Engineering, Vol. 5(1):9-15, 1983.

CROMPTON, D., HIRST, W., HOWSE, M.G.W., "The wear of diamond". Proc. Royal Soc. (London). A.333, pp.435-454, 1973.

DAGNAL, H. "Exploring surface texture". Rank Taylor Hobson LTD, New Star Road, Thurnston Lane, Leicester, England, 2nd ed. Nov. 1986, 178p.

DAVIES, G., EVANS, T., "Graphitization of diamond at zero pressure and at a high pressure". Proc. R. Soc. (London). A. 328, pp.413-427, 1972.

DRESCHER, J.D., DOW, T.A., "Tool Force Model Development for Diamond Turning", Precision Engineering, Vol. 12 (1):29-35, Jan.1990.

DRESCHER, J.D., DOW, T., "Machining Forces in Diamond Turning of Copper". Proc. of the 6th ASPE, 1991 Annual Conference, Santa Fe, NM, USA, pp.104-107, 1991.

DUDUCH, J.G. "Some critical aspects of machine design and performance for the machining of brittle materials". PhD Thesis, School of Industrial and Manufacturing Science, Cranfield Institute of Technology, Cranfield, England.

EVANS, C., POLVANI, R., POSTEK, M., RHORER, R., " Some observations on Tool Sharpness and Sub-Surface damage in Single Point Diamond Turning", in Proc. of SPIE (In-Process Optical Metrology for Precision Machining), Vol.802, pp. 52-66, 1987.

EVANS, C. "Cryogenic diamond turning of stainless steel" Annals of the CIRP, Vol.40(2):571-575, 1991.

FERRARESI, D. "Fundamentos da usinagem dos metais". São Paulo, Editora Edgar Blücher, 2º ed. 1973, 480p..

FURUKAWA, Y., MORONUKI, N., " Effect of Material Properties on Ultra Precise Cutting Processes", Annals of the CIRP, Vol.37 (1):113-116, 1988.

HITCHNER, M.P., WILKS, J. "Factors affecting chemical wear during machining". WEAR, Vol. 93, pp. 63-80, 1984.

HITCHNER, M.P., WILKS, J. "Some observations on the chemical wear of diamond and CBN during turning and grinding". WEAR, Vol. 114, pp.327-338, 1987.

HURT, H.H., DECKER, D.L. "Tribological considerations of the diamond single-point tool". Proc. of the SPIE, Vol. 508, pp.126-131, 1984.

HURT, H.H. "Defects induced in optical surfaces by the diamond-turning process". Proc. SPIE, Vol.525, pp.16-21, 1985.

IKAWA, N., TANAKA, T. "Thermal aspects of wear of diamond grain grinding". Annals of the CIRP, Vol. 19, pp.153-157, 1971.

IKAWA, N., SHIMADA, S. "Cutting tool for ultraprecision machining". Proc. 3rd ICPE, Kyoto, pp. 357-365, 1977.

IKAWA, N., SHIMADA, S. " Microfracture of Diamond as Fine Tool Material ", Annals of the CIRP, Vol.31(1): 71-74, 1982.

IKAWA, N., SHIMADA, S. "Non-destructive strength evaluation of diamond for ultraprecision cutting tool". Annals of the CIRP, Vol.34(1):117-120, 1985.

IKAWA, N., SHIMADA, S., MOROOKA, H. " Technology of Diamond Tool for Ultraprecision Metal Cutting" , Bull. Japan Soc. of Prec. Engg., Vol. 21 (4) : 233-238, Dec. 1987.

IKAWA, N., SHIMADA, S., OHMORI, G.," Recent Trends in Diamond Tool Technology " in *Ultraprecision in Manufacturing Engg. -Proceedings of the Internactional Congress for UPT, Aachen/FRG*, ed. by Weck, M., Hartel, R., Springer-Verlag, pp.126-142, May 1988.

IKAWA, N., SHIMADA,S., TANAKA, H., OHMORI, G. " An Atomistic Analysis of Nanometric Chip Removal as Affected by Tool-Work Interaction in diamond Turning", *Annals of the CIRP*, Vol. 40 (1): 551-554, 1991.

INAMURA, T. SUZUKI, H., TAKEZAWA, N. " Cutting Experiments in a Computer Using Atomic Models of a Copper Crystal and a Diamond Tool", *Int. J. Japan Soc. Prec. Eng.*, Vol 25 (4): 259-266, Dec. 1991.

IWATA, K., MORIWAKI, T.,OKUDA,K.,"A study of cutting temperature in ultra-high precision diamond cutting of copper". *Manufacturing Technology Review*, Soc. of Manufacturing Engineers, 2, pp.510-515, 1987.

JASINEVICIUS, R.G., PORTO, A.J.V., PURQUÉRIO, B.M., DUDUCH, J.G. "Uma revisão sobre ferramentas de diamante monocristalino usinagem de Ultra-Precisão". *RBCM, J. of the Braz. Soc. Mechanical Sciences*, Vol. XV(4): 409-414, 1993.

KEEN, D., "Some observations on the wear of diamond tools used in piston machining", *Wear*, 17, pp. 195-208, 1971.

KÖNIG, W., WECK, M., SPENRATH, N., LUDERICH,J., "Diamond machining technology". (tutorial), 6th I. P.E.S Sem., Braunschweig, 96p., 1991.

KOBAYASHI, A., HOSHIMA, N., TSUKADA, T., UEDA, K., "High precision cutting with a new ultraprecision spindle". Annals of the CIRP, vol.27 (1): 283-287,1978.

LEE, W.B., "Prediction of microcutting force variation in ultra-precision machining", Prec. Engg., Vol.12 (1):25-28, Jan. 1990.

LO-A-FO, T.C.G., DAUTZENBERG, J.H., Van der WOLF, A.C.H., "Cutting forces and their influences upon the surface integrity in SPDT", in Weck, M., Hartel, R., Ultraprecision in Manufacturing Eng., Proc. of the Int. Congress for UPT, Aachen/FRG, ed. Springer-Verlag, pp.110-125, May 1988.

LUCCA, D.A., SEO, Y.W. Prediction of the partitions of energies and temperatures in orthogonal ultraprecision machining" Proc. of the 5th Int. Prec. Eng. Seminar and Annual Meeting of the ASPE, Monterey, Ca, USA, pp.116-120,1989.

LUCCA, D.A., RHORER, R.L., KOMANDURI, R."Energy dissipation in the ultra-precision machining of copper". Annals of the CIRP, Vol. 40 (1): 69-72, 1991

MASUDA, M., MAEDA, Y., NISHIGUCHI,T., Y. ,"A study on diamond turning of Al-Mg alloy". Annals of the CIRP, Vol.38(1): 111-114, 1989.

MERCHANT, M.E., "Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal cutting and a type 2 chip". J. of Applied Physics, Vol. 16(5):267-275, May 1945.

MIYAMOTO, I., "Ultra fine finishing of diamonds tools by ion beams". *Prec. Engg.*, Vol. 9 (2):71-78, April 1987.

MIYAMOTO, I., EZAWA, T., NISHIMURA, K., "Ion beam machining of single-point diamond tools for nano-precision turning". *Nanotechnology*, Vol. 1 (1):44-49, 1990.

MORIWAKI, T., "Thermal deformation and its on-line compensation of hydrostatically supported precision spindle". *Annals of the CIRP*, Vol. 37(1):393-396, 1988.

MORIWAKI, T., OKUDA, K., "Machinability of Copper in Ultraprecision Micro Diamond Cutting", *Annals of the CIRP*, Vol. 38(1):115-118, 1989.

MORIWAKI, T., HORIUCHI, A., OKUDA, K., "Effect of cutting heat on machining accuracy in ultra-precision diamond turning". *Annals of the CIRP*, Vol. 39 (1):81-84, 1990.

MORIWAKI, T., SHAMOTO, E., "Ultraprecision diamond turning of stainless steel by applying ultrasonic vibrations". *Annals of the CIRP*, Vol. 40(1): 559-562, 1991.

NISHIGUCHI, T., et al., "Mechanism of Chip Formation in Diamond Turning of Al-Mg Alloy" *Annals of the CIRP*, Vol. 37(1):117-120, 1988.

OHMORI, G., TAKADA, S., "Primary Factors Affecting Accuracy in Ultra-Precision Machining by Diamond Tool". *Bull. Japan Soc. of Pre. Engg.*, Vol.16(1): 3-7, Mar. 1982.

OOMEN, J.M., EISSES, J., "Wear of monocrystalline diamond tools during ultraprecision machining of nonferrous metals". Precision Engineering, Vol. 14(4):206-218, Oct.1992.

PURQUÉRIO, B.M., PORTO, A.J.V., JASINEVICIUS, R.G. "O torneamento de UP já é possível também no Brasil". Rev. Máquinas e Metais, No. 338, pp. 106-115, Mar. 1994.

SATA,T., LI,M., TAKATA,S., "Analysis of surface roughness in turning operation and its applications". Annals of the CIRP, Vol.34(1):473-476, 1985.

SATO,M.,KATO,Y.,TUCHIYA,K."Effects of material anisotropy upon cutting mechanism". Trans. of Jap. Inst. of Metals, Vol.19, pp. 530-536, 1978.

SATO, M., KATO, Y., APKI, S., IKOMA, A.,"Effects of Crystal Orientation on the Cutting Mechanism of the Aluminum Single Crystal" Bull. of the JSME, Vol.26(215):890-896, May 1983.

SATO, M., YAMAZAKI, T., SHIMIZU, Y., TAKABAYASHI, T., "A study on the microcutting of aluminum single crystals". Int. J. JSME, Series III, Vol. 34 (4): 540-545, 1991.

STEDMAN, M., "Basis for comparing the performance of surface measuring machines". Precision Engg., Vol.9(3):149-152, July 1987.

STOWERS, I. F., Komanduri, R., Baird, E. D. "Review of Precision Surface Generating Processes and Their Potential Application to the Fabrication of Large Optical Components", Proc. SPIE, vol. 966, pp. 62-73, 1988.

STOWERS, I.F., BELAK, J.F., LUCCA, D.A., KOMANDURI, R., RHORER, R.L., MORIWAKI, T., OKUDA, K, IKAWA, N, SHIMADA, S., TANAKA, H., DOW, T.A., DRESCHER, J.D., "Molecular Dynamics Simulation of the Chip Forming Process in Single Crystal Copper and Comparison with Experimental Data" in Proc. of the 6th ASPE Annual Conference, Santa FE, NM, USA, pp. 100-103, 1991.

SHAW, M.C., "Metal cutting principles". Oxford Univ. Press, 593p., 1984.

SUGANO, T., TAKEUCHI, K., GOTO, T., YOSHIDA, Y., "Diamond Turning of an Aluminum Alloy for Mirror", Annals of the CIRP, Vol. 36(1):17-20, 1987.

SYN, C.K., TAYLOR, J.S., DONALDSON, R.R., "Diamond tool wear vs. cutting distance on electroless nickel mirrors". Proc. of the SPIE, Vol.676, pp.128-140, 1986.

TAKASU, S., MASSUDA, M., NISHIGUCHI, T., "Influence of Steady Vibration with Small Amplitude Upon Surface Roughness in Diamond Machining", Annals of the CIRP, vol. 34 (1) : 463-467, 1985.

TANAKA, T., IKAWA, N., TSUWA, H., "Affinity of diamond for metals". Annals of the CIRP, Vol.30 (1): 241-245, 1981.

TANIGUCHI, N., "Current Status in and Future Trends of Ultra-Precision Machining and Ultrafine Materials Processing", Annals of the CIRP, Vol.32 (2):-582, 1983.

THORNTON, A.G., WILKS, J., "Tool wear and solid state reactions during machining". WEAR, Vol. 53, pp. 165-187, 1979.

THORNTON, A.G., WILKS, J., "Clean surface reactions between diamond and steel". Nature, Vol.274 (24): 792-793, Aug. 1978.

UEGAMI, K., TAMAMURA, K., " Consequence of Orientation on the Single Crystal Diamond Cutting Tool" in Seyfried, P., et alli, Progress in Precision Engineering, Proc. of the 6th Int. Prec. Eng. Seminar, 2nd Int. conf. on UP in Manuf. Eng., Braunschweig, Germany, ed. Springer-Verlag, pp. 392-402, 1991.

Von TURKOVICH, B. F., BLACK, J. T., "Micro-Machining of Copper and Aluminum Crystals", Trans. of the ASME, J. of Engg. for Industry, vol. 92 (1) : 130-134, Feb. 1970.

WADA, R., KODAMA, H., NAKAMURA, K., MIZUTANI, Y., SHIMURA, Y., TAKENAKA, N., " Wear Characteristic of Single Crystal Diamond Tool", Annals of the CIRP, Vol. 29(1): 47-52, 1980.

WILKS, E.M., WILKS, J. "The resistance of diamond to abrasion". J. Phys. D: Appl. Phys., Vol. 5, 1902-1919, 1972.

WILKS, E.M., WILKS, J., "Experiments on polishing of diamond". NATURE, Vol. 243 (5401), pp.15-18, 1973.

WILKS, J., "Performance of diamond as cutting tools for precision machining". Prec. Engg., Vol. 2, pp. 57-71, 1980.

WILKS, E.M., WILKS, J., "The abrasion resistance of natural and synthetic diamond". WEAR, Vol. 81, pp. 329-346, 1982.

WILKS, E.M., WILKS, J. "Some mechanical properties of brown and type II diamonds". WEAR, Vol. 118, pp. 161-184, 1987.

WONG, C.J. " Fracture and Wear of Diamond Cutting Tools " Trans. of the ASME, J. Engineering Materials and Technology, Vol.103, pp.341-345, Oct. 1981.

ANEXO 1

ANEXO 1

RESULTADOS EXPERIMENTAIS

Este anexo visa apresentar os resultados numéricos dos experimentos. O cut-off utilizado nas medições foi de 0,08mm, e um comprimento de avaliação de 6 mm, tendo portanto para cada medição 75 cut-off's.

Avanço	Ra	Rarough	RMS	Wa
2	0.0148	0.0084	0.011	0.0096
3.3	0.0161	0.0093	0.0121	0.0117
4	0.0191	0.0107	0.0144	0.0139
5	0.021	0.0107	0.014	0.0148
6.5	0.0208	0.0111	0.0149	0.0153
10	0.0222	0.014	0.0181	0.0157
15	0.024	0.0181	0.0224	0.0161
20	0.0299	0.0236	0.0286	0.0164

dc=3 um

Avanço	Rteórico	Rtmed	Rtrough	Wt
2	0.000328	0.1786	0.1285	0.0691
3.3	0.000893	0.2168	0.1374	0.0769
4	0.001312	0.2475	0.1648	0.0837
5	0.00205	0.2576	0.1684	0.0932
6.5	0.003465	0.2615	0.193	0.0966
10	0.008202	0.261	0.2027	0.1017
15	0.018455	0.2673	0.2108	0.1043
20	0.032808	0.2766	0.2267	0.1119

dc= 3um

Avanço	Rteórico	Rtmed	Rtrough	Wt
2	0.000328	0.1979	0.1243	0.0721
3.3	0.000893	0.2237	0.1376	0.0753
4	0.001312	0.2332	0.1646	0.0757
5	0.00205	0.2391	0.1677	0.0811
6.5	0.003465	0.2476	0.1943	0.0919
10	0.008202	0.2613	0.2009	0.0999
15	0.018455	0.2601	0.2129	0.1054
20	0.032808	0.2704	0.2215	0.1009

dc= 5 um

Avanço	Ra	Rarough	RMS	Wa
2	0.0169	0.0096	0.0125	0.0102
3.3	0.0172	0.0098	0.0129	0.0111
4	0.0183	0.0103	0.0135	0.0115
5	0.0178	0.0103	0.0135	0.0127
6.5	0.0205	0.0111	0.014	0.0135
10	0.0202	0.0116	0.0158	0.0136
15	0.0244	0.0166	0.0207	0.015
20	0.0293	0.0247	0.0297	0.015

dc= 5 um

Avanço	Delq(3um)	Delq(5um)
2	0.8816	0.9719
3.3	0.9519	1.0092
4	1.2693	1.1486
5	0.994	1.0282
6.5	1.2703	1.2967
10	1.0983	1.1765
15	1.0529	1.1572
20	1.0914	1.1339

Avanço	Rarough	RMS
2	0.0096	0.0125
3.3	0.0098	0.0129
4	0.0103	0.0135
5	0.0103	0.0135
6.5	0.0111	0.014
10	0.0116	0.0158
15	0.0166	0.0207
20	0.0247	0.0297

Avanço	Rteor	Rt	Rtrough	Wt
1.5	0.00018	0.2355	0.1699	0.0864
3	0.00074	0.2056	0.1336	0.093
6	0.00295	0.2295	0.1363	0.0977
7.5	0.00461	0.248	0.1647	0.1093
15	0.01845	0.2646	0.2157	0.1147
30	0.07382	0.3667	0.2979	0.1176

Rotação 500 rpm
Prof,Corte 2 um

Avanço	Ra	Rarough	Wa
1.5	0.0204	0.0105	0.0103
3	0.0227	0.0095	0.0143
6	0.0287	0.0097	0.0155
7.5	0.0276	0.0099	0.0164
15	0.0302	0.0221	0.0173
30	0.037	0.0221	0.0176

Rotação 500 rpm
Prof,Corte 2 um

Avanço	Rteor	Rt	Rtrough	Wt
1.5	0.00018	0.2578	0.1933	0.0868
3	0.00074	0.2216	0.1647	0.0936
6	0.00295	0.2286	0.1706	0.1
7.5	0.00461	0.2391	0.1788	0.1182
15	0.01845	0.2719	0.2286	0.1266
30	0.07382	0.3943	0.2976	0.1276

Rotação 500 rpm
Prof,Corte 10 um

Avanço	Ra	Rarough	Wa
1.5	0.0221	0.0112	0.0142
3	0.0214	0.0104	0.0161
6	0.0238	0.0116	0.0169
7.5	0.0267	0.0124	0.0168
15	0.0305	0.0242	0.0189
30	0.0337	0.0249	0.018

Rotação 500 rpm
Prof,Corte 10 um

Avanço	Rteor	Rt	Rtrough	Wt
1.5	0.00018	0.2722	0.2116	0.0792
3	0.00074	0.2354	0.1347	0.0965
6	0.00295	0.256	0.1507	0.0985
7.5	0.00461	0.2737	0.1697	0.0948
15	0.01845	0.3013	0.1881	0.1083
30	0.07382	0.3642	0.295	0.1394

Rotação 2000 rpm
Prof,Corte 2 um

Avanço	Ra	Rarough	Wa
1.5	0.0207	0.0108	0.0129
3	0.0207	0.0091	0.0169
6	0.0226	0.0113	0.0161
7.5	0.0237	0.0129	0.0161
15	0.0293	0.0229	0.0165
30	0.0369	0.0225	0.0249

Rotação 2000 rpm
Prof,Corte 2 um

Avanço	Rteor	Rt	Rtrough	Wt
1.5	0.00018	0.2732	0.2208	0.0973
3	0.00074	0.2644	0.2278	0.1044
6	0.00295	0.2479	0.236	0.1068
7.5	0.00461	0.2753	0.2442	0.1083
15	0.01845	0.3107	0.2564	0.1324
30	0.07382	0.3779	0.2721	0.1176

Rotação Prof,Corte
2000 rpm 10 um

Avanço	Ra	Rarough	Wa
1.5	0.0282	0.0086	0.0158
3	0.0219	0.0099	0.0177
6	0.023	0.0129	0.0165
7.5	0.0245	0.012	0.0172
15	0.0296	0.0227	0.0168
30	0.0392	0.0246	0.024

Rotação Prof,Corte
2000 rpm 10 um

Avanço	Rteor	Rt 50010	Rt200010	Rt 5002	Rt20002
1.5	0.00018	0.2578	0.2732	0.2355	0.2722
3	0.00074	0.2216	0.2644	0.2056	0.2354
6	0.00295	0.2286	0.2479	0.2295	0.256
7.5	0.00461	0.2391	0.2753	0.248	0.2737
15	0.01845	0.2719	0.3107	0.2646	0.3013
30	0.07382	0.3943	0.3779	0.3667	0.3642

Avanço	Ra 5002	Ra 50010	Ra 20002	Ra 200010
1.5	0.0204	0.0221	0.0207	0.0282
3	0.0227	0.0214	0.0207	0.0219
6	0.0287	0.0238	0.0226	0.023
7.5	0.0276	0.0267	0.0237	0.0245
15	0.0302	0.0305	0.0293	0.0296
30	0.037	0.0337	0.0369	0.0392

Avanço	Wt20002	Wt200010	Wt 5002	Wt50010
1.5	0.0792	0.0973	0.0864	0.0868
3	0.0965	0.1044	0.093	0.0936
6	0.0985	0.1068	0.0977	0.1
7.5	0.0948	0.1083	0.1093	0.1182
15	0.1083	0.1324	0.1147	0.1266
30	0.1394	0.1176	0.1176	0.1276

Prof.Corte	Ra	Rarough	Wa	Rt	Rtrough	Wt
1	0.0215	0.0097	0.0169	0.2357	0.17	0.097
2	0.0168	0.0097	0.0099	0.2293	0.1647	0.0691
3	0.0147	0.0084	0.0084	0.1978	0.1285	0.0691
5	0.0169	0.0097	0.0106	0.2364	0.1516	0.0777
7	0.0199	0.00965	0.015	0.2345	0.1557	0.092
10	0.0204	0.0098	0.0151	0.2331	0.1547	0.0937
15	0.0203	0.00977	0.0152	0.2332	0.1538	0.0954

Prof.Corte	Delq	Rarough	RMS
1	1.0006	0.0097	0.0122
2	1.2394	0.0097	0.0127
3	0.8816	0.0084	0.011
5	0.9719	0.0097	0.0125
7	0.9434	0.00965	0.0122
10	1.0404	0.0098	0.0133
15	1.0904	0.00977	0.0137

Rotação Avanço
1000 rpm 2 um/rev.

Rotação	Vel.corte	Rt	Rtrough	Wt
150	9.43	0.3196	0.2185	0.1009
500	31.43	0.3058	0.1781	0.1398
750	47.14	0.2973	0.1999	0.0879
1000	62.85	0.2442	0.1785	0.0745
1500	94.28	0.2557	0.1916	0.0887
2000	125.71	0.2379	0.1376	0.0723

2 um/rev. Prof.Corte
3 um

Vel.corte	Delq	RMS	Rarough	Wa
9.43	1.4295	0.0156	0.0114	0.0162
31.43	1.0196	0.0136	0.0103	0.0175
47.14	0.9958	0.0142	0.0118	0.0138
62.85	0.8816	0.011	0.0096	0.0133
94.28	0.9724	0.0141	0.0103	0.0163
125.71	0.8294	0.0112	0.0089	0.0115

ANEXO 2

ANEXO 2

CARACTERÍSTICAS DE MATERIAIS METÁLICOS PARA USINAGEM COM DIAMANTE

A qualidade do material a ser usinado pode ter grande influência no acabamento superficial sobretudo na usinagem de UP. A Figura 61 a 68 apresentam os efeitos primários específicos das estruturas das superfícies de materiais policristalinos. Estes efeitos serão discutidos a seguir.

Um fator de influência predominante no acabamento superficial é a diferença (não uniformidade) das propriedades elásticas e (principalmente) plásticas entre grãos distintos de um material policristalino. Essa diferença de comportamento resulta em superfícies usinadas com variações topográficas nos contornos de grão as quais determinam a qualidade superficial, como ilustrado pelas Figuras 61 a 63.

Os contornos de grão podem ser considerados um outro fator de influência no acabamento de uma superfície usinada, por conterem impurezas decorrentes da fundição (depositadas durante a solidificação do material). Estas impurezas resultam em propriedades elásticas diferentes entre o material de base e os contornos do grão, o que, durante o processo de usinagem, pode acarretar na formação de estruturas com arestas retilíneas afiadas na superfície do material como mostra a Figura 64..

As impurezas não apenas podem se instalar nos contornos de grão, mas também dentro dos grãos. Além disso, partículas de carbeto ligadas a alguns materiais (por exemplo, silício em ligas de Al), se instalam de uma forma

finamente distribuída. As Figuras 65 a 68 mostram a presença de inclusões duras numa matriz mole. Deve-se ressaltar que esses defeitos podem influenciar na medição e avaliação do acabamento superficial pois, como pode ser evidenciado pelas Figuras 67 e 68 os "riscos" na superfície são o resultado da medição com o TALYSURF e o caminho do "stylus" atravessa essas inclusões podendo alterar o valor do acabamento superficial. A forma encontrada para minimizar a influência dessas inclusões duras sobre o acabamento e vida útil da ferramenta é através da geometria das ferramentas apresentando ângulos de saída mais negativos os quais removem facilmente estas inclusões da matriz ao invés de arrancá-las da superfície o que poderia causar o riscamento e conseqüentemente, a degradação da superfície [OHMORI & TAKADA, 1982].

Figura 61 Alumínio liga 6061-T6,
f=50 μ m/rev, dc=3 μ m, 1000rpm, 50x.

Figura 62 Cobre, f=5 μ m/rev, dc=3 μ m,
1000rpm, 50x.

Figura 63 Liga de Alumínio KOBE M2B,
f=5 μ m/rev, dc=3 μ m, 1000rpm, 50x.

Figura 64 Liga de Alumínio KOBE M2B,
f=50 μ m/rev, dc=3 μ m, 1000rpm, 50x.

Figura 65 Alumínio liga 7075-T6,
 $f=30\mu\text{m/rev}$, $dc=2\mu\text{m}$, 500rpm, 50x.

Figura 66 Alumínio liga 7075-T6,
 $f=300\mu\text{m/rev}$, $dc=10\mu\text{m}$, 500rpm, 100x.

Figura 67 Liga de Alumínio 7075-T6 ,
 $f=7,5\mu\text{m/rev}$, $dc=2\mu\text{m}$, 2000rpm, 50x.

Figura 68 Liga de Alumínio 7075-T6,
 $f=2\mu\text{m/rev}$, $dc=3\mu\text{m}$, 150rpm, 50x.

ANEXO 3

ANEXO 3

DANOS E DESGASTE DA FERRAMENTA DE DIAMANTE

Como pode ser observado através das Figuras 69 a 71 a ferramenta apresentou desgaste no corte da liga de alumínio. A razão desse desgaste pode ter duas causas possíveis: a abrasão e o lascamento. A abrasão em função da formação de Al_2O_3 na superfície cortada o que, apesar de ter uma dureza inferior à dureza do diamante pode ter contribuído para ocorrer esse desgaste. O lascamento da aresta de corte pode ter ocorrido em função das inclusões que poderiam, por fadiga, quebrar a aresta de corte.

Figura 69 Aresta desgastada, 400x.

Figura 70 Aresta lascada, 400x.

Figura 71 Desgaste escalonado causado pelo avanço, 400x.

Figura 72 Aresta lascada, 200x.