

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO  
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS

Bruno Henrique de Luca

Análise da Influência de Fluido de Corte e Mínima Quantidade de Lubrificante  
(MQL) no Microcorte

São Carlos

2020



Bruno Henrique de Luca

Análise da Influência de Fluido de Corte e Mínima Quantidade de Lubrificante  
(MQL) no Microcorte

Monografia apresentada ao Curso de Engenharia Mecânica, da Escola de Engenharia de São Carlos da Universidade de São Paulo, como parte dos requisitos para obtenção do Grau de Engenheiro Mecânico.

Orientador: Prof. Titular Dr. Jaime Gilberto Duduch

VERSÃO CORRIGIDA

São Carlos  
2020

AUTORIZO A REPRODUÇÃO TOTAL OU PARCIAL DESTE TRABALHO, POR QUALQUER MEIO CONVENCIONAL OU ELETRÔNICO, PARA FINS DE ESTUDO E PESQUISA, DESDE QUE CITADA A FONTE.

Ficha catalográfica elaborada pela Biblioteca Prof. Dr. Sérgio Rodrigues Fontes da EESC/USP

D931a      de Luca, Bruno Henrique  
Análise da influência de fluido de corte e  
Mínima Quantidade de Lubrificante  
(MQL) no micro corte  
/ Bruno Henrique de Luca;  
orientador Jaime Gilberto Duduch. São Carlos, 2020.

Monografia (Graduação  
em Engenharia Mecânica) -- Escola de Engenharia de  
São Carlos da Universidade de São Paulo, 2020.

1. Micro  
usinagem. 2. efeito de escala. 3. materiais  
frágeis. 4. fluido de corte. 5. MQL. I. Título.

com os dados inseridos pelo(a) autor(a).  
Eduardo Graziosi Silva - CRB - 8/8907

## FOLHA DE AVALIAÇÃO

**Candidato:** BRUNO HENRIQUE DE LUCA

**Título:** Análise da Influência do Fluido de Corte e Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) no Microcorte

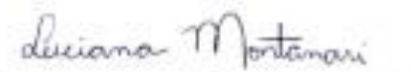
Trabalho de conclusão de curso apresentado à  
Escola de Engenharia de São Carlos da  
Universidade de São Paulo – Engenharia Mecânica

### BANCA EXAMINADORA

Prof. Dr. Alessandro Roger Rodrigues – EESC-USP  
(Vídeo conferência)  
Nota atribuída: 10 (dez)



Profª. Drª. Luciana Montanari – EESC-USP  
(Vídeo conferência)  
Nota atribuída: 10 (dez)



Prof. Tit. Jaime Gilberto Duduch – EESC-USP  
(Orientador)  
Nota atribuída: 10 (dez)



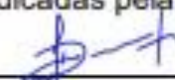
Média: 10 (dez)

Resultado: APROVADO

Data: 10/12/2020

Este trabalho tem condições de ser hospedado no Portal Digital da Biblioteca da EESC após correções indicadas pela Banca.

Visto do orientador





## **DEDICATÓRIA**

*Aos meus pais Vanderlei e Lucimara  
pelo apoio constante ao longo de  
todo o caminho até aqui.*

## **AGRADECIMENTOS**

Agradeço a todos que colaboraram com o desenvolvimento deste trabalho e contribuíram de alguma forma para que o caminho percorrido fosse trilhado da melhor forma.

Ao Prof. Dr. Jaime Gilberto Duduch, pela oportunidade, orientação e aprendizado, possibilitando que os objetivos desse projeto fossem atingidos.

À Profa. Dra. Luciana Montanari, pelo auxílio durante esse período.

Aos meus amados pais, Vanderlei Roberto de Luca e Lucimara McAlpine de Luca, por todo o apoio e por compreenderem a importância deste projeto e os momentos em que estive ausente para o desenvolvimento desta pesquisa.

Ao meu querido irmão, Guilherme Francisco de Luca, pelo incentivo oferecido durante essa fase.

À queridíssima Dra. Livia Contini Massimino, pelo incentivo, ajuda, paciência e carinho durante essa fase.

Aos queridos Fábio e Nina, pelo amor constante e inspiração.



“Que os vossos esforços desafiem as impossibilidades, lembrai-vos de que as grandes coisas do homem foram conquistadas do que parecia impossível.”

Charles Chaplin

## RESUMO

de Luca, B. H. Análise da influência do fluido de corte e mínima quantidade de lubrificante (MQL) no microcorte. 2020. 95 p. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

Nas últimas cinco décadas, o desenvolvimento da usinagem e o interesse da indústria em fabricar componentes precisos e em escala cada vez mais reduzida tem gerado estudos sobre o processo de microusinagem. A microusinagem possui peculiaridades, como o efeito de escala, o qual se caracteriza pela relação inversamente proporcional entre a energia e a escala de corte. Na escala micrométrica, a formação de cavaco tem grande influência do raio de aresta da ferramenta e da composição e defeitos cristalinos do material. Na microusinagem, entre os materiais que tem ganhado maior interesse, além dos metais, estão os materiais frágeis. Esses materiais frágeis têm sido amplamente aplicados na indústria óptica e eletrônica. Como apresentam alta dureza, são considerados de difícil usinagem, com características próprias, impedindo que sua usinagem seja feita como a de metais e outros materiais dúcteis. A difícil usinabilidade destes materiais de alta dureza e o interesse da indústria em sua manufatura têm incentivado estudos e melhorias dos processos de microfabricação. Assim como nos processos convencionais, a microusinagem também pode ser feita utilizando-se fluido de corte. O fluido de corte tem diversas funções, dentre elas estão o controle da temperatura; lubrificação e redução de atrito e forças; retirada e quebra de cavaco na zona de corte; diminuição do desgaste da ferramenta; maior integridade superficial da peça. Assim, o fluido de corte visa introduzir melhorias que podem ser tanto de caráter funcional quanto de caráter econômico. Nesse contexto, nasceu a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL), que se caracteriza pela utilização de gotículas de fluido em ar, reduzindo o desperdício e o impacto ambiental. Esse trabalho objetiva apresentar uma revisão bibliográfica sobre os principais processos de microusinagem mecânica, bem como os conceitos que envolvem o processo, buscando oportunidades de melhoria pela utilização de fluido de corte e MQL para os principais materiais utilizados na indústria. Estudos realizados demonstram que a utilização de fluido de corte na microusinagem, na maioria dos processos, pode trazer diversos benefícios quando comparada à usinagem a seco. A substituição do método convencional pela MQL, porém, mostra melhorias em apenas alguns casos e aplicações, sendo de especial sucesso na usinagem com ferramenta de ponta única de materiais frágeis, tendo maior êxito principalmente no controle de forças e qualidade superficial.

Palavras-chave: Microusinagem, efeito de escala, materiais frágeis, fluido de corte, MQL.

## **ABSTRACT**

de Luca, B. H. Analysis of the Influence of Cutting Fluid and Minimum Quantity Lubrication (MQL) in Micro-Cutting. 2020. 95 p. Monografia (Trabalho de Conclusão de Curso) – Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2020.

In the last five decades, the development of machining and the interest of the industry in manufacturing precise components increasingly smaller have generated studies on micro cutting processes. The micro cutting has peculiarities, such as the size effect, which is characterized by the inversely proportional relationship between the energy and the cut scale. On the micro scale, chip formation is influenced by the tool's edge radius and the composition and crystalline defects of the material. In micromachining, among the materials that have gained greater interest, in addition to metals, are the brittle materials. Brittle materials have been widely used in the optical and electronic industry. These hard materials are considered difficult to machine, with their own characteristics, preventing them to be machined in a similar manner as metals and other ductile materials. The low machinability and the interest of the industry in these brittle materials have encouraged studies and improvements in the micro-machining process. As well as with conventional macro-scale processes, micro-machining can also be performed using cutting fluid. The cutting fluid has several functions, among which are temperature control; lubrication and reduction of friction and forces; chip removal and breaking in the cutting area; decrease of tool wear; and greater surface integrity. Thus, the use of cutting fluids aims at introducing improvements, which can be both functional and economical. In this context, the Minimum Quantity Lubrication (MQL) technique was born, which is characterized by the use of aerosol, reducing waste and environmental impact. A literature review on the main processes of micro mechanical machining, as well as the concepts involved in the process, looking for opportunities for improvement by using cutting fluid and MQL for the main materials used in the industry is presented. Studies show that the use of cutting fluid in micromachining, in most processes, can bring several benefits when compared to dry machining. The replacement of the conventional method by MQL, however, shows improvements in only a few cases and applications, being of particular success in the machining of brittle materials, having greater success mainly in the control of forces and surface quality.

**Keywords:** Micro machining, size effect, brittle materials, cutting fluid, MQL.

## LISTA DE FIGURAS

Figura 1 - Fatores de influência sobre a precisão da peça na usinagem de ultraprecisão. ....	25
Figura 2 - (a) Canais microfresados com paredes em degrau, (b) componente neurovascular, e (c) microengrenagem. ....	27
Figura 3 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.....	34
Figura 4 - Variação da energia específica de corte com o avanço. ....	35
Figura 5 - Energia específica de corte em função da espessura média de corte $h_m$ . ....	36
Figura 6 - Energia específica de corte para diferentes relações entre espessura de cavaco não deformado e raio da aresta de corte.....	36
Figura 7 - Variação da energia específica de corte com a área de corte para diferentes materiais. ....	37
Figura 8 - Comportamento da energia específica de corte em função da velocidade de corte.....	38
Figura 9 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte em diferentes materiais. ....	38
Figura 10 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.....	39
Figura 11 - Variação da energia específica de corte com a espessura de corte para diferentes operações de usinagem.....	40
Figura 12 - Possíveis motivos para o efeito de escala.....	41
Figura 13 - Formação do cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado.....	42
Figura 14 - Formação do cavaco com o decréscimo da espessura de corte .....	43
Figura 15 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça, onde $F_r$ é a força resultante, $F_r'$ é a força requerida para a remoção do cavaco e $F_p'$ é a força de deformação. ....	44
Figura 16 - Modelo básico do corte ortogonal, após Merchant 1945.....	45
Figura 17 - Modelo de “cartas” para o corte, após Piispanen 1937. ....	45
Figura 18 - Comparação entre a dureza e resistência à flexão dos diferentes materiais de corte atualmente empregados. ....	47
Figura 19 - Classificação de acabamento. ....	49
Figura 20 - Formação de picos de rugosidade conforme a teoria de Brammertz.....	51
Figura 21 - Ilustração do processo de formação da rebarba em corte ortogonal em macroescala. ....	52
Figura 22 - Geração de calor durante o corte ortogonal.....	53
Figura 23 - Variação da temperatura no fresamento da liga de alumínio 96Al4Cu: (a) $V_c$ 50m/min, (b) $V_c$ 100m/min, (c) $V_c$ 150m/min e (d) $V_c$ 200m/min.....	55
Figura 24 - Medição instantânea do fluxo de calor para liga de alumínio 96Al4Cu). ....	55
Figura 25 - Célula unitária do silício. a) Estrutura cristalina cúbica do diamante. b) Plano (111) com maior densidade atômica planar. c) Direção [110] com maior densidade atômica linear.....	59
Figura 26 - Planos de escorregamento do silício. a) planos {111}. b) direções <110> .....	60
Figura 27 - Possíveis sentidos de clivagem do silício conforme os planos de trabalho. a) Plano (100). b) Plano (010). c) Plano (001). d) Plano (110). e) Plano (111) .....	60
Figura 28 - Indentação: a) indentador em contato com a superfície da amostra. b) pressão necessária para transformação das fases de diversos materiais semicondutores do grupo IV, III-V e II-VI. ....	61
Figura 29 - Variação do ângulo do indentador em nanoindentação Berkovich. ....	63
Figura 30 - Diagrama esquemático dos tipos de fraturas principais dos materiais frágeis em indentação com pontas piramidais.....	63

Figura 31 - Formação de cavaco na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis.....	65
Figura 32 - Área de contato real e fontes de lubrificantes nas interfaces na região de corte. ....	68
Figura 33 - Modelo de um atomizador simplificado.....	69
Figura 34 - Princípios de aplicação do MQL externo. ....	70
Figura 35 - Conceito de gotícula OoW. ....	72
Figura 36 - Desgaste diametral do rebolo diamantado para mesmos parâmetros de corte e maquinário em retificação de alumina ( $heq1 < heq2 < heq3$ ).....	74
Figura 37 - Aumento da temperatura em diferentes fluidos de corte para a retificação de aço AISI 4340 em diferentes fluidos de corte à a) 100 m/min e b)150 m/min.....	75
Figura 38 - Influência do fluido de corte sobre as forças de corte e passiva.....	77
Figura 39 - Fragmentação do cavaco promovido pelo fluido de corte em alta pressão. ....	78
Figura 40 - MEV para a refrigeração convencional ABD para mesmos parâmetros de corte na retificação de ultraprecisão de alumina ( $h1 < h2 < h3$ ).....	80
Figura 41 - MEV para a refrigeração MQL para mesmos parâmetros de corte e maquinário em retificação de ultraprecisão de alumina ( $h1 < h2 < h3$ ).....	80
Figura 42 - Valores médios de altura da rebarba de acordo com a atmosfera de usinagem oferecida por cada tipo de aplicação de fluido de corte. ....	81
Figura 43 - Profundidade de corte: 40,0 $\mu\text{m}$ , avanço por aresta: 0,4 $\mu\text{m}$ , 15.000 rpm, da liga de alumínio 6351.....	82
Figura 44 - Resultados experimentais apresentados por Samuel et al. (2011). ....	84

## **LISTA DE TABELAS**

Tabela 1 - Formulações da pressão específica de corte.....	31
Tabela 2 - Valores de energia específica de corte para diferentes materiais. ....	32
Tabela 3 - Energia específica de corte obtida no torneamento de diferentes materiais para $h=0,25$ mm. .....	33
Tabela 4 - Estrutura cristalina e as respectivas regiões de pressão das fases do silício. ....	62

## **LISTA DE QUADROS**

Quadro 1 - Campos de aplicação, materiais e especificações para usinagem de ultraprecisão.....	57
Quadro 2 - Materiais empregados na usinagem de ultraprecisão com diamante. ....	58
Quadro 3 - Fases do silício durante a indentação.....	62

## **LISTA DE ABREVIATURAS E SÍMBOLOS QUÍMICOS**

ABNT	–	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ABD	–	Aplicação em Abundância
AISI	–	American Iron and Steel Institute
APD	–	Aresta postíça de corte
ASME	–	American Society of Mechanical Engineers
AWF	–	Associação de Produção Econômica da Alemanha
CAPES	–	Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior
CONV	–	Convencional
LASER	–	Light Amplification by Stimulated Emission of Radiation
MEMS	–	Micro Electro Mechanical Systems
MEV	–	Microscopia Eletrônica de Varredura
MQCL	–	Mínima Quantidade de Arrefecimento por Lubrificante
MLQ	–	Mínima Quantidade de Lubrificante
OoW	–	Óleo sobre água



## LISTA DE SÍMBOLOS

### LETRAS ROMANAS MAIÚSCULAS

$E$	–	Módulo de Elasticidade [ $N/mm^2$ ]
$F_c$	–	Força de Corte [mN, N]
$F_p$	–	Força de Profundidade [mN, N]
$F_p'$	–	Força de deformação (força <i>plowing</i> ) [mN, N]
$F_r$	–	Força resultante [mN, N]
$F_r'$	–	Força requerida na formação do cavaco [mN, N]
$F_x$	–	Força na direção x [mN, N]
$F_y$	–	Força na direção y [mN, N]
$F_z$	–	Força na direção z [mN, N]
$H$	–	Dureza do Material [Knoop]
$HV$	–	Dureza Vickers
$l_k$	–	Comprimento crítico de fraturas [ $\mu m$ ]
$K_c$	–	Tenacidade à fratura [ $N/mm^{\frac{5}{2}}$ ]
$R'$	–	Raio de esfera [mm]
$R_a$	–	Rugosidade média aritmética [nm, $\mu m$ ]
$R_c$	–	Grau de Recalque [adimensional]
$R_t$	–	Profundidade máxima de rugosidade
$R_{t.teor}$	–	Profundidade máxima de rugosidade teórica [nm, $\mu m$ ]
$S$	–	Profundidade de danos [nm, $\mu m$ ]
$V_c$	–	Velocidade de corte [m/s]
$V_f$	–	Velocidade de avanço [m/s]

### LETRAS ROMANAS MINÚSCULAS

$a_p$	–	profundidade de usinagem ou de corte [ $\mu m$ ]
$b$	–	Largura de corte [ $\mu m$ ]
$d_k$	–	profundidade crítica de penetração [ $\mu m$ ]
$f$	–	avanço [ $\mu m$ ]

$h$	—	espessura de usinagem [ $\mu\text{m}$ ]
$h_{eq}$	—	espessura equivalente de usinagem [ $\mu\text{m}$ ]
$h_k$	—	espessura crítica de usinagem [ $\mu\text{m}$ ]
$h_m$	—	espessura média de usinagem [ $\mu\text{m}$ ]
$h_{min}$	—	espessura mínima de usinagem [ $\mu\text{m}$ ]
$k_s$	—	pressão específica de corte [ $\text{N}/\text{mm}^2$ ]
$r_\epsilon$	—	raio de quina da ferramenta [mm]
$t$	—	tempo [s]
$u$	—	energia específica de corte [ $\text{J}/\text{mm}^3$ ]

## LETRAS GREGAS

$\alpha$	—	Ângulo de folga [°]
$\beta$	—	Fator de processo [adimensional]
$\gamma$	—	Ângulo de saída [°]
$\tau_r$	—	Tensão de cisalhamento na ruptura do material [MPa]

## SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO.....	21
1.1 Objetivo .....	22
1.1.1 Objetivos Específicos .....	22
1.2 Estrutura do Trabalho .....	23
2 METODOLOGIA.....	24
3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA .....	26
3.1 Usinagem de Ultraprecisão e Microusinagem.....	26
3.1.1 Energia específica de corte .....	29
3.1.1.1 Características inerentes ao material a ser usinado .....	31
3.1.1.1.1 Dureza .....	32
3.1.1.1.2 Material da peça e composição química .....	32
3.1.1.1.3 Tensão de cisalhamento .....	33
3.1.1.2 Parâmetros de corte .....	33
3.1.1.2.1 Profundidade de Usinagem .....	34
3.1.1.2.2 Avanço .....	34
3.1.1.2.3 Espessura de corte.....	35
3.1.1.2.4 Seção de corte .....	37
3.1.1.2.5 Velocidade de corte.....	37
3.1.1.2.6 Operações de usinagem.....	39
3.1.1.2.7 Lubrificação e Refrigeração.....	40
3.1.2 Efeito de Escala .....	40
3.1.2.1 Influência do raio de aresta na formação de cavaco .....	41
3.1.2.2 Influência dos Defeitos Cristalinos do Material .....	44
3.1.3 A Ferramenta de Corte .....	46
3.1.4 Integridade Superficial .....	49
3.1.4.1 Rugosidade da peça no microcorte .....	50
3.1.4.2 A formação de rebarba .....	51
3.1.5 Temperatura na Região de Corte .....	53
3.2 Materiais na Usinagem de Ultraprecisão.....	56

3.2.1 Materiais Frágeis .....	58
3.2.1.1 Efeito Anisotrópico.....	59
3.2.1.2 Indentação.....	61
3.2.1.3 Usinagem de Materiais Frágeis .....	64
3.3 Fluidos de corte na Usinagem de Precisão e Microusinagem .....	67
3.3.1 A técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL) .....	67
3.3.2 MQL: classificações e funcionamento .....	69
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES .....	73
4.1 Impacto sobre a ferramenta de diamante .....	73
4.2 Controle da temperatura .....	74
4.3 Manutenção das forças de usinagem .....	76
4.4 A remoção e controle de cavaco.....	78
4.5 Integridade superficial da peça .....	79
4.6 Influência da composição do fluido.....	83
5 CONCLUSÕES .....	85
REFERÊNCIAS .....	87

## 1 INTRODUÇÃO

Para a obtenção de diversos produtos e objetos que usamos no nosso dia a dia, é necessário que eles passem por um longo e minucioso processo industrial que pode envolver a retirada de material através de corte, conhecida como usinagem. A usinagem caracteriza-se por ser o processo que dá forma às matérias-primas por meio de máquinas ferramentas. Atualmente, a usinagem de precisão está sendo cada vez mais utilizada uma vez que o grande objetivo é produzir peças e equipamentos com o maior nível de precisão possível, com base em formulações tecnológicas computadorizadas.

A usinagem de ultraprecisão não possui uma definição fixa, pois esta tecnologia tende a melhorar com o progresso e o passar do tempo. A expressão "ultraprecisão" pode ser considerada como o maior nível de exatidão alcançável, em uma determinada época, com um determinado tipo de equipamento (DUDUCH, 1993).

Com o passar do tempo e a evolução constante, os procedimentos para usinar peças com precisão têm se modernizado e a escala de componentes tornou-se cada vez mais miniaturizada. Com esse processo, é possível obter microestruturas complexas que exigem uma variedade de materiais, formas e interfaces funcionais. Assim, a microusinagem tornou-se um importante método de fabricação para a indústria, com destaque para a aeroespacial, biomédica, óptica, eletroeletrônica e automotiva.

A fabricação de microcomponentes requer métodos que tenham confiabilidade e repetibilidade, com ferramentas de precisão (CHAE; PARK; FREIHET, 2006). A microusinagem mecânica, realizada através do corte, frequentemente utiliza ferramentas miniaturizadas que possuem dimensões na ordem de micrômetros para promover a remoção do material com precisão máxima. Assim, as taxas de remoção de material envolvidas nessas operações de corte são extremamente reduzidas se comparadas às condições de macrousinagem ditas convencionais.

Acompanhando tais avanços, a usinagem de materiais frágeis se tornou cada vez mais importante. Esses materiais estão ligados à tecnologia de ponta, tendo propriedades elétricas, magnéticas e ópticas muito particulares. A usinagem de materiais de grande dureza e de baixa tenacidade, entretanto, é complicada em decorrência dos danos superficiais e subsuperficiais que podem ocorrer (O'CONNOR; MARSH; COUEY, 2005). Assim, grandes estudos envolvendo técnicas e parâmetros de usinagem destes materiais tem se tornando mais comuns visando a otimização do processo de produção.

Como ocorre na indústria de macrousinagem, a usinagem de precisão (usinagem de micropeças ou a fabricação de microestruturas em macro-peças ou ainda a fabricação de superfícies de ultraprecisão) pode ser feita com a utilização de fluidos de corte. A função específica do fluido de corte no processo de usinagem é promover a lubrificação, refrigeração (removendo o calor gerado pelo atrito e forças de usinagem), remoção do cavaco gerado pelo processo, proteção das partes metálicas da máquina contra a corrosão e aumentar a vida útil da ferramenta. Entretanto, devido à atual preocupação com a deterioração do meio ambiente, os fluidos de corte ganharam uma atenção especial por serem potencialmente poluentes.

Considerando as preocupações envolvendo o processo de lubrificação na usinagem, nasceu a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Nesta técnica a função de lubrificação é assegurada por partículas de óleo, em pequenas quantidades, atomizadas em ar comprimido, formando a chamada “névoa”, sendo esta a principal responsável pela refrigeração. Esta pequena quantidade de fluido pode ser suficiente para reduzir o atrito no corte e promover a refrigeração necessária no processo, além de ser um processo ambientalmente amigável. Sendo assim, de sua comparação com a lubri-refrigeração convencional resultam em numerosas vantagens (KLOCKE; EISENBLATTER, 1997).

O crescente aumento das velocidades de corte empregados nas máquinas de usinagem, faz com que maior quantidade de calor seja gerada no processo, fazendo com que esse tipo de técnica e sua forma de aplicação tenham grande relevância. Desse modo, a técnica de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL) vem como alternativa para as empresas que buscam melhor opção para o problema dos fluidos de corte nos processos de usinagem, usinagem de ultraprecisão e microusinagem.

## ***1.1 Objetivo***

O objetivo deste trabalho é o levantamento bibliográfico e estudo teórico dos efeitos de lubri-refrigeração e a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) no microcorte de materiais utilizados frequentemente no processo, como metais não ferrosos e materiais frágeis.

### **1.1.1 Objetivos Específicos**

Como objetivo específico tem-se:

- Fazer levantamento bibliográfico de estudos que analisam: os fundamentos da microusinagem e usinagem de ultraprecisão, os efeitos de escala; as características e peculiaridades dos materiais dúcteis e frágeis utilizados nestes processos; análise da lubrificação e refrigeração no processo e a técnica de MQL;

- Avaliar os parâmetros fundamentais do microcorte de materiais e encontrar oportunidades de melhoria de desempenho do processo por meio da aplicação da técnica MQL;
- Verificar a viabilidade da técnica MQL para os parâmetros analisados, apontando suas vantagens e dificuldades.

## ***1.2 Estrutura do Trabalho***

O trabalho está organizado em cinco seções que compreendem este capítulo introdutório, a metodologia utilizada, a revisão da literatura, resultados e discussões e as conclusões e sugestões para a continuidade do trabalho.

Na primeira seção foi apresentada a introdução cuja finalidade foi contextualizar o trabalho, enfatizando a importância do tema proposto e os objetivos pretendidos.

A segunda seção apresenta a metodologia utilizada para a realização do trabalho, visando o objetivo proposto.

Na terceira seção foi apresentada uma revisão bibliográfica, situando o estado atual dos conhecimentos sobre microusinagem e seus fundamentos, características e peculiaridades dos materiais frágeis e conceitos e estudos sobre a aplicação de fluidos de corte na microusinagem e a técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL).

A quarta seção apresenta as discussões sobre os estudos encontrados na literatura. Esta seção tem como objetivo analisar a informação levantada anteriormente e analisar a viabilidade da técnica MQL para microusinagem de materiais dúcteis e frágeis em diferentes processos.

A quinta e última seção finaliza o trabalho com as principais conclusões sobre a viabilidade do método proposto e faz sugestões para a continuidade da pesquisa.

## **2 METODOLOGIA**

Para fazer o estudo teórico dos efeitos de lubri-refrigeração com técnica de mínima quantidade de lubrificante (MQL) na usinagem de ultraprecisão com ferramenta de diamante foi feito o levantamento bibliográfico sobre os fundamentos do processo, materiais utilizados, materiais frágeis, ferramenta de diamante, fluidos de corte e a técnica MQL. Os estudos foram correlacionados e foi feita uma avaliação da viabilidade do tema proposto. Para isso, foi realizada a revisão da literatura utilizando as plataformas digitais Google acadêmico, *Researchgate*, *Science direct*, *Scielo* e *Web of Science*. Não foi limitada a janela de tempo com o objetivo de analisar a evolução dos estudos referentes ao tema proposto e também verificar as publicações mais antigas sobre o tema, as mais relevantes e, por último, as mais recentes.

Como o trabalho visa o estudo da lubri refrigeração no processo de microcorte, não foi feita distinção entre “Usinagem de ultraprecisão” e entre “Microusinagem” para seu desenvolvimento. Ambos processos possuem características em comum que foram utilizadas como parâmetros de estudo neste trabalho, como corte em microescala, efeito de escala, espessura mínima de formação de cavaco e influência do raio de aresta da ferramenta e da estrutura cristalina do material. Sendo assim, para os parâmetros estudados neste trabalho, os resultados podem ser aplicados a ambos processos.

Como base para as discussões seguintes, a metodologia adotada foi o levantamento de informações da literatura que correlacionam os fluidos de corte e os fundamentos do microcorte, com o objetivo de encontrar oportunidades de otimização do processo pela técnica MQL nos principais fatores de influência da utilização de fluido de corte sobre o processo, peça e ferramenta. A Figura 1 ilustra estes fatores de influência.



Figura 1 - Fatores de influência sobre a precisão da peça na usinagem de ultraprecisão.



Fonte: Adaptado de Schroeter (1997).

### 3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

#### *3.1 Usinagem de Ultraprecisão e Microusinagem*

A tecnologia de usinagem de ultraprecisão, também conhecida como usinagem com ferramentas de diamante, microusinagem ou nanousinagem, é uma operação de usinagem para a produção de peças ópticas e mecânicas com precisões no campo sub-micrométrico e, em alguns casos, na faixa de apenas alguns nanômetros. Esta tecnologia, que nos últimos anos tem atraído grande atenção tanto do círculo industrial quanto do círculo científico, emprega uma ferramenta de diamante monocristalino de elevada precisão em máquinas-ferramentas especialmente projetadas para esta função e sob condições controladas de temperatura, umidade e isolamento do meio-ambiente, com o objetivo de obter superfícies de altíssima precisão (IKAWA; SHIMADA; MOROOKA, 1987). Através deste processo é possível usinar uma extensa gama de materiais, como metais, plásticos, materiais semicondutores, vidros, cerâmicas e cristais, com praticamente todas as formas desejadas.

Alting et al. (2003) definem microusinagem como um processo que lida com o desenvolvimento de produtos que apresentam características funcionais ou, ao menos, uma dimensão na ordem de micrômetros. Segundo Masuzawa (2000), a expressão micro, em microusinagem, representa o trabalho com dimensões entre 1 e 999  $\mu\text{m}$ .

Dornfeld, Min e Takeuchi (2006) definem microusinagem do ponto de vista da ferramenta utilizada. Segundo esses autores, a microusinagem pode ser definida como a usinagem mecânica com ferramentas de corte menores que 1 mm e com aresta de corte com geometria definida.

Diferentes autores definem microusinagem de diferentes formas, mas todas as definições nos levam a uma em especial: microusinagem é processo de usinagem em que as dimensões da ferramenta, componente podem estar na faixa micrométrica e/ou parâmetros de corte se encontram na faixa submicrométrica, tornando o processo ultrapreciso.

Operações que têm capacidade de produzir componentes com dimensões nas escalas micro ou nano, e boa precisão, são muito utilizadas na produção de dispositivos MEMS (Micro-Electro-Mechanical Systems). As operações de microusinagem mecânica podem ser aplicadas na usinagem de alta precisão, bem como na usinagem de ultraprecisão, trabalhando com dimensões que variam entre a meso-escala a microescala. Alguns autores definem a meso-escala como uma transição entre a macro e a microescala, onde as operações utilizadas para produzir componentes com dimensões variando em uma determinada faixa de valores ora

podem ser classificadas como macro e ora como micro, levando em consideração as dimensões, aplicações e até parâmetros de corte utilizados na produção desses componentes. Dhanorker e Özel (2006) definem a meso-escala para componentes com características funcionais ou dimensões entre 100  $\mu\text{m}$  e 10 mm, enquanto Lai et al. (2008) definem a variação da meso-escala entre 10  $\mu\text{m}$  e 1 mm.

A microusinagem mecânica, realizada através do corte, tornou-se o processo de microusinagem bastante empregado e é uma boa alternativa quando se deseja criar componentes miniaturizados com dimensões que variam entre dezenas de micrômetros a alguns milímetros (CHAE; PARK; FREIHET, 2006; MASUZAWA, 2000).

Segundo Masuzawa (2000), várias operações de corte podem ser empregadas na microusinagem mecânica: furação para microfuros, fresamento para microcanais e geometrias complexas em 3D, torneamento para micropinos, entre outras aplicações. A microfuração é capaz de produzir furos com algumas dezenas de micrômetros para aplicações práticas.

Masuzawa (2000) também cita a retificação como uma importante operação na microusinagem. Segundo seus estudos, a retificação tem sido amplamente utilizada para usinar pinos e canais com dimensões extremamente reduzidas. Isso se deve ao fato de a profundidade de retificação ser pequena, pois a retificação é realizada por microgrãos, além de ser um dos processos mais utilizados na usinagem de materiais frágeis.

A miniaturização de diversos dispositivos demanda a produção de componentes com dimensões variando entre alguns e centenas de micrômetros. Tais componentes podem ser aplicados em diversas áreas como óptica, eletrônica, médica, biotecnológica, comunicações, aeroespacial, automotiva. Aplicações específicas incluem microssistemas de fluido, microfuros em fibra óptica e micromoldes (LIU; DEVOR; KAPOOR, 2004). Alguns exemplos de microcomponentes usinados são apresentados na Figura 2.

Figura 2 - (a) Canais microfresados com paredes em degrau, (b) componente neurovascular, e (c) microengrenagem.



Fonte: Liu, Devor e Kapoor (2004).

Uma das vantagens mais atraentes do corte em microescala é a possibilidade de usar microcomponentes em 3D com alta complexidade geométrica, o que se torna extremamente importante na produção de micromoldes. Além disso, pode-se processar uma grande variedade de metais e ligas metálicas, compósitos, polímeros e cerâmicas com custos reduzidos (ALTING et al., 2003; CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

Em contrapartida, determinadas questões que não apresentam grande influência na usinagem em macroescala precisam ser analisadas em microusinagem. O desempenho das microferramentas é extremamente influenciado por pequenas vibrações, o que pode determinar um decréscimo na vida da ferramenta e afetar a tolerância geométrica dos microcomponentes. Além disso, a rotação do eixo-árvore da máquina-ferramenta deve ser alta para atingir velocidades de corte que possibilitem boa produtividade e acabamento superficial, uma vez que as dimensões das ferramentas utilizadas normalmente estão na faixa de micrometros (CHAE; PARK; FREIHET, 2006).

A geometria da ferramenta e todos os parâmetros envolvidos no processo tradicional (profundidade de corte, penetração de trabalho, avanço por dente, velocidade de corte, entre outros) podem ser associados a uma redução de escala. Entretanto, os fenômenos envolvidos no macro-processo, como força de corte, formação de rebarba, desgaste da ferramenta, entre outros, não podem simplesmente sofrer uma redução de escala proporcional à redução de escala geométrica do processo. Esses parâmetros podem ter comportamentos diferentes quando avaliados em micro-processos.

Com a redução dos parâmetros de corte, surge o fenômeno denominado efeito de escala, que possui uma influência significativa nos fenômenos associados aos processos de microusinagem. Alguns autores já relataram razões pelas quais este fenômeno altera o comportamento das variáveis do processo de fabricação. Tais explicações são correlacionadas pelo quociente entre a porção indeformada do cavaco e o raio de aresta da ferramenta (DORNFELD; MIN; TAKEUCHI, 2006). Assim, a microusinagem, quando comparada com a usinagem tradicional, apresenta um mecanismo de remoção de material diferente devido a este fenômeno denominado efeito de escala (CHAE; PARK; FREIHEIT, 2006).

O efeito de escala é caracterizado durante a usinagem pelo crescimento não-linear da energia consumida por unidade de volume de material, ou seja, a energia específica de corte, removido com o decréscimo da espessura de cavaco a ser removida. O raio de aresta da ferramenta contribui para o efeito de escala, além da microestrutura do material a ser usinado, alterações subsuperficiais geradas por deformações plásticas e efeito causado pelo cisalhamento do material (SUBBIAH; MELKOTE, 2008).

### 3.1.1 Energia específica de corte

A energia específica de corte é uma das grandezas físicas mais importantes provenientes da fenomenologia da usinagem. Outros parâmetros tais como força, temperatura de corte, tempo de usinagem e desgaste de ferramenta também apresentam grande relevância (RODRIGUES, 2005).

No processo de usinagem, a energia total por unidade de tempo ou mesmo potência de corte pode ser determinada multiplicando-se diretamente a força de corte  $F_c$  pela velocidade de corte  $v_c$ . Entretanto, como muitos parâmetros influem diretamente no valor da energia consumida, ela é normalizada, dividindo-a pela taxa de material removido da peça, ou seja, produto da espessura de corte  $h$ , pela largura de corte  $b$  e velocidade de corte  $v_c$ , conforme Equação 1.

$$u = \frac{F_c \times v_c}{h \times b \times v_c} = \frac{F_c}{h \times b} \quad (1)$$

Na Equação 1  $u$  é denominado energia específica de corte, o que pode ser entendido também como a razão entre potência de corte e a taxa de remoção de material, o equivalente à energia por unidade de volume (RIGATTI, 2010).

Segundo Shaw (1995), a energia específica de corte ( $u$ ) é um conceito muito útil para todos os processos de remoção e deformação de materiais. Para usinagem, é a energia por unidade de volume do material removido, enquanto para conformação é a energia por unidade de volume de material deformado. Para Shaw (1995), a energia específica de corte pode ser definida como uma quantidade intensiva que caracteriza a resistência oferecida ao corte para determinado material, assim como resistência à tração e dureza caracterizam resistência à deformação plástica.

Ersoy e Atici (2004) acreditam que a magnitude da energia específica de corte seja útil para determinar a potência requerida para uma operação de usinagem e que materiais que possuem menores valores de  $u$  podem ser cortados de forma mais eficiente.

Em processos de usinagem, a energia específica de corte tem sido relatada como equivalente da pressão específica de corte. Nos casos em que a espessura de corte é constante tal equivalência é verdadeira, porém, quando a espessura de corte é variável perde-se essa equivalência. Para os casos em que há variação de espessura, apenas a pressão específica de corte média é equivalente à energia específica de corte (RODRIGUES, 2005).

Ferraresi (1977) e Machado et al. (2009) apresentam o conceito de pressão específica de corte ( $k_s$ ), que é definida como a razão entre a força de corte e a área da seção de corte. Para as duas variáveis, a unidade é dada em energia por volume ou força por área. Assim, apesar de apresentarem definições diferentes, pode-se fazer uma analogia entre  $u$  e  $k_s$ .

Segundo Rodrigues (2005), a pressão específica de corte é considerada um bom índice de usinabilidade dos materiais e permite compreender todo o processo de corte. Dentre as várias formulações apresentadas por diversos pesquisadores, a expressão da pressão específica de corte para um caso geral é dada pela Equação 2 :

$$k_s \times \frac{V_c}{V_c} \sim u \quad (2)$$

sendo  $F_c$  a força de corte,  $f$  o avanço e  $a_p$  a profundidade de usinagem. No sistema internacional, a pressão específica de corte é dada em N/m<sup>2</sup> ou submúltiplos, no entanto efetuando a multiplicação do denominador e numerador da Equação 2 pela velocidade de corte  $v_c$ , têm-se uma forma equivalente da energia específica de corte, dada em J/mm<sup>3</sup>. A multiplicação da equação pela velocidade de corte não altera matematicamente o resultado e permite analisar a pressão específica de corte pelo aspecto energético do fenômeno de usinagem (RODRIGUES, 2005).

A revisão da literatura apresenta o mesmo conceito para diferentes terminologias: energia e pressão específica de corte. Assim, os termos energia específica de corte  $u$  e pressão específica de corte  $k_s$  serão adotados como equivalentes durante o desenvolvimento do texto referente a este trabalho de pesquisa e para as discussões.

Segundo Ferraresi (1977), vários pesquisadores, baseados em resultados experimentais, propuseram fórmulas analíticas, relacionando a pressão específica de corte com as diversas grandezas que a influenciam. A Tabela 1 fornece, em cada linha, as constantes e o modelo proposto por alguns autores.

Tabela 1 - Formulações da pressão específica de corte.

	Fofo cinzento	Fofo branco	Aço semidoce	Constantes
<b>Taylor</b>	$k_s = \frac{88}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}}$	$k_s = \frac{138}{f^{0,25} \cdot a_p^{0,07}}$	$k_s = \frac{200}{f^{0,07}}$	88; 138; 200; 0,25; 0,07
	Ferro fundido em geral		Aços em geral	
<b>ASME</b>	$k_s = \frac{C_a}{f^{0,3}}$		$k_s = \frac{C_a}{f^{0,2}}$	$C_a$ ; 0,3; 0,2
	Ferro fundido, aço e outros materiais em geral			
<b>AWF</b>	$k_s = \frac{C_w}{f^{0,477}}$			$C_w$ ; 0,477
<b>Hucks</b>	$k_s = \tau_r \left\{ \frac{1}{\sqrt{\lg^2 \left[ 90^\circ + 2\gamma - 2 \left( \text{arc cotg} \frac{R_c - \text{sen } \gamma}{\cos \gamma} \right) \right]} + 1} + \frac{R_c - \text{sen } \gamma}{\cos \gamma} \right\}$			$\tau_r$
<b>Kronenberg</b>	$k_s = \frac{C}{f^{ps} \cdot a_p^{qs}} = \frac{C_{ks} \left( \frac{G}{5} \right)^{gs}}{s^{fs}}; \text{ onde } G = \frac{a_p}{f}$			$C$ ; $C_{ks}$ ; $ps$ ; $qs$ ; $gs$ ; $fs$
<b>Kienzle</b>	$k_s = \frac{k_{s1}}{h^m}$			$k_{s1}$ ; $m$

Fonte: Dib (2013).

A fórmula de Kienzle merece uma atenção em especial, por ser bastante simples e suficientemente precisa para os cálculos práticos. Nesta,  $k_s$  é dado em função da espessura de corte  $h$  e não em função do avanço  $f$ . Esta propriedade permite aplicar facilmente a fórmula de Kienzle a todas as operações de usinagem (FERRARESI, 1977).

Características acerca do material a ser usinado, parâmetros de corte e ferramenta podem alterar o comportamento da energia específica de corte e influenciar no comportamento do processo de usinagem. A seguir serão apresentados os fatores de influência referentes às características inerentes ao material da peça e aos parâmetros de corte.

### 3.1.1.1 Características inerentes ao material a ser usinado

Diversos autores mostram a relação entre a energia específica de corte e as características inerentes ao material da peça. A seguir serão apresentadas estas relações para dureza, material da peça e sua composição química, e tensão de cisalhamento.

### 3.1.1.1.1 Dureza

A dureza do material é um importante fator de influência na energia específica de corte. De forma geral, quanto maior a dureza, maior o valor de  $u$ . Entretanto, alguns materiais com dureza semelhante podem apresentar valores diferentes de  $u$ , isso ocorre devido às diferenças de estrutura cristalina e elementos de liga em sua composição. Portanto, deve-se ter um cuidado especial quando se correlaciona dureza e energia específica (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2000).

Gorczyca (1987) apresenta valores de energia específica de corte para diferentes materiais, variando a dureza de cada um, conforme apresentado na Tabela 2.

Tabela 2 - Valores de energia específica de corte para diferentes materiais.

Material	Dureza HB	Energia Específica de Corte	
		HP/in <sup>3</sup> /min	J/mm <sup>3</sup>
Aços	125	0,62	1,69
	180	0,75	2,05
	260	0,90	2,46
	430	1,50	4,10
Ferro Fundido	150	0,40	1,09
	250	0,90	2,46
	270	1,20	3,28
Latão	35	0,23	0,63
	75	0,26	0,71
	130	0,30	0,82
Cobre	40	0,90	2,46
Alumínio	90	0,16	0,44
	120	0,20	0,55
	150	0,24	0,66

Fonte: Modificado de Gorczyca (1987).

Apesar de não apresentar informações a respeito do tipo de operação ou parâmetros de corte utilizados, nota-se pela Tabela 2 que a dureza do material e a energia específica de corte são diretamente proporcionais.

### 3.1.1.1.2 Material da peça e composição química

Em seus estudos, Shaw (1984) apresenta resultados de energia específica de corte para diferentes materiais na operação de torneamento, conforme apresentado na Tabela 3.



Tabela 3 - Energia específica de corte obtida no torneamento de diferentes materiais para  $h=0,25$  mm.

Material	$u$ [J/mm <sup>3</sup> ]
Liga de alumínio	0,702
Ferro fundido cinzento	1,053
Latão	1,053
Aço AISI 1213	1,755
Aço médio teor de carbono AISI 1018	2,106
Ligas de titânio	3,510
Aço inoxidável	4,914
Ligas a base de Ni e Co	4,914

Fonte: Modificado de Shaw (1984).

Para Diniz, Marcondes e Coppini (2000), o aumento da porcentagem de carbono em aços provoca um aumento da energia específica de corte. Em contrapartida, o aumento dos teores de alguns elementos como fósforo, chumbo, boro e sulfeto de manganês provocam uma diminuição no valor de  $u$ .

#### 3.1.1.1.3 Tensão de cisalhamento

Segundo Ferraresi (1977), existe uma relação entre a tensão de cisalhamento na ruptura do material ( $\tau_r$ ), o grau de recalque ( $R_c$ ) e a energia específica de corte ( $k_s$ ), conforme mostra a Equação 3:

$$k_s = k \times \tau_r \times R_c \quad (3)$$

onde  $k$  é uma constante.

Essa relação mostra que o aumento da energia específica de corte deve ser diretamente proporcional ao aumento de  $\tau_r$ , mas com o aumento da resistência do material, a sua plasticidade diminui e o valor de  $R_c$  se torna menor. Assim, sob as mesmas condições de usinagem, pode não haver uma proporcionalidade entre energia específica de corte e resistência mecânica para um determinado material (DIB, 2013)..

#### 3.1.1.2 Parâmetros de corte

Na literatura há diversos estudos sobre a relação de parâmetros de corte e energia específica para a macroescala, porém, em geral, há poucos estudos referentes ao comportamento da energia específica de corte na microescala. Portanto, o comportamento da energia específica de corte apresentado a seguir tem predominância na macroescala. No entanto, é importante ressaltar que o comportamento esperado para a usinagem na microescala é que

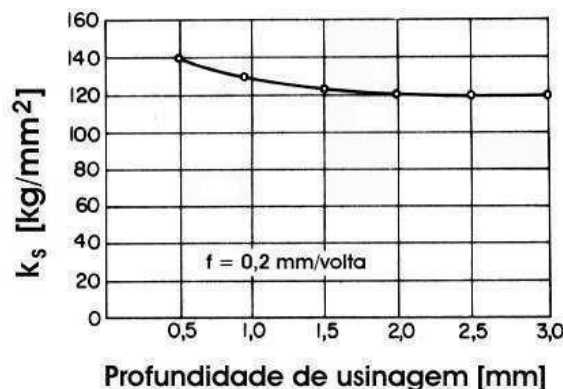
haja um aumento ainda maior da energia específica de corte com a diminuição dos parâmetros de corte, como será apresentado posteriormente neste trabalho.

Os parâmetros de corte e sua relação com a energia específica de corte apresentados a seguir são: profundidade de usinagem, avanço, espessura de corte, seção de corte, velocidade de corte, a operação de usinagem, lubrificação e refrigeração.

#### **3.1.1.2.1 Profundidade de Usinagem**

A maioria dos estudos mostra que o aumento da profundidade de usinagem não exerce grande influência no valor da energia específica de corte, a não ser para pequenos valores de  $a_p$ . Entretanto, Ersoy e Atici (2004), citados por Dib (2013) desenvolveram alguns estudos que apontam um decréscimo da energia específica de corte com o aumento da profundidade de usinagem como uma tendência para a maioria dos resultados. A Figura 3 apresenta a variação da energia específica de corte para pequenos valores de  $a_p$ .

Figura 3 - Variação da energia específica de corte com a profundidade de usinagem.

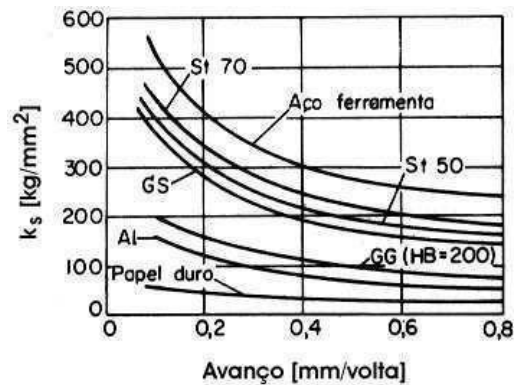


Fonte: Ferraresi (1970).

#### **3.1.1.2.2 Avanço**

Ferraresi (1977) mostra que o aumento do avanço provoca uma diminuição no grau de recalque, o que resulta em diminuição da energia específica de corte, conforme é apresentado na Figura 4. Assim, o decréscimo do avanço possui uma influência maior no comportamento da energia específica de corte, se comparado à profundidade de usinagem.

Figura 4 - Variação da energia específica de corte com o avanço.



Fonte: Ferraresi (1977).

### 3.1.1.2.3 Espessura de corte

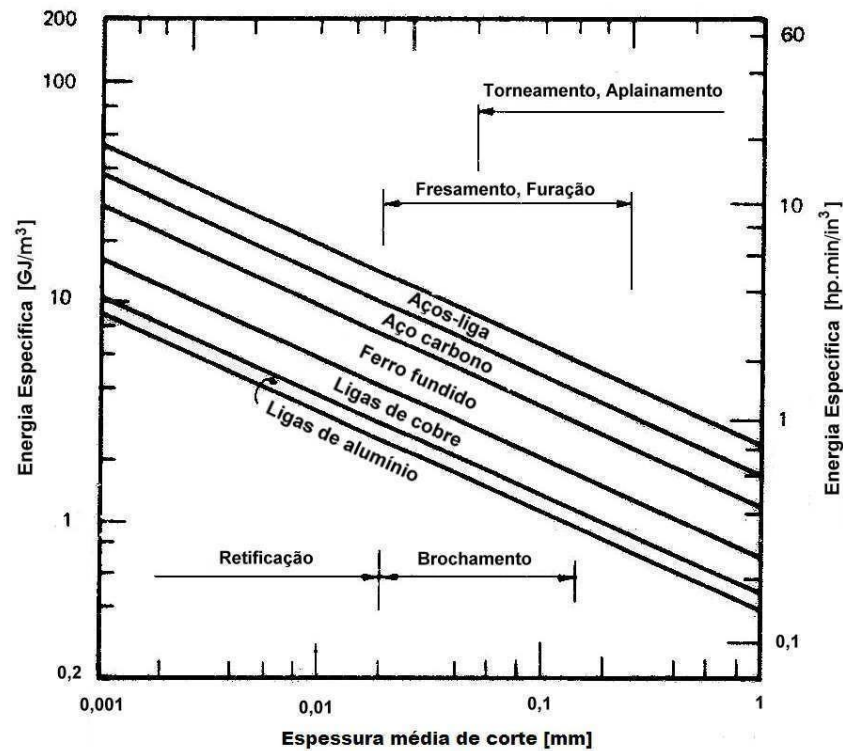
Segundo Shaw (1995), a energia específica de corte é inversamente proporcional à espessura de cavaco não deformado. Para valores práticos de espessura de cavaco não deformado ( $h > 25 \mu\text{m}$ ), determinou-se experimentalmente que a energia específica é inversamente proporcional à espessura de corte  $h$  no corte de metais, tal como é apresentado pela Equação 4:

$$u = \frac{1}{h^n} \quad (4)$$

onde o expoente da espessura de corte, no denominador da razão, é adotado em função da operação de corte realizada. A constante  $n$  vale 0,2 para operações que utilizam ferramentas de geometria definida, 0,3 para retificação de desbaste e de 0,8 a 1 para retificação de acabamento (SHAW, 1995).

Segundo Boothroyd (1981), a energia específica de corte depende principalmente da dureza do material a ser trabalhado e da espessura média de cavaco não deformado ou espessura média de corte,  $h_m$ . A Figura 5 apresenta várias faixas de energia específica de corte em função da operação de corte e da espessura média de corte para diferentes materiais.

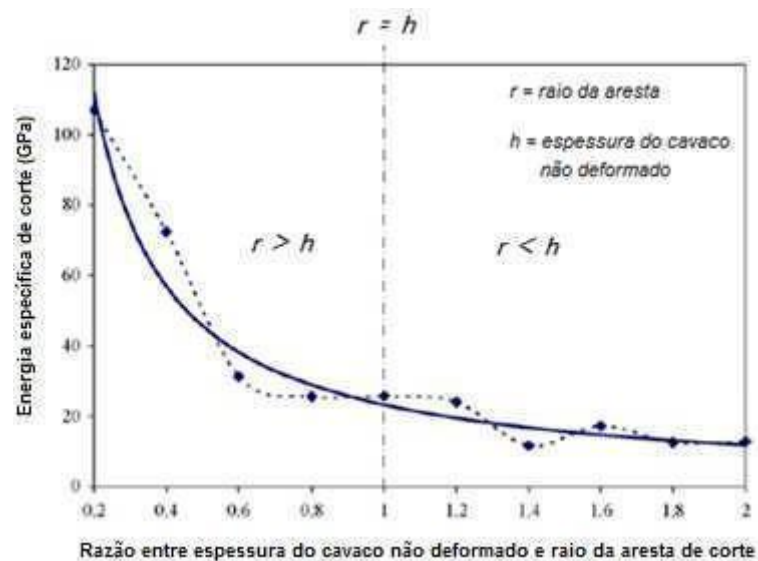
Figura 5 - Energia específica de corte em função da espessura média de corte  $h_m$ .



Fonte: Dib (2013).

A Figura 6 apresenta os resultados obtidos por Aramcharoen e Mativenga (2009), na operação de microfresamento no aço ferramenta H13, podendo observar-se um decréscimo considerável da energia específica de corte com o aumento da espessura de cavaco quando se varia a razão de espessura de cavaco não deformado e o raio da aresta.

Figura 6 - Energia específica de corte para diferentes relações entre espessura de cavaco não deformado e raio da aresta de corte.

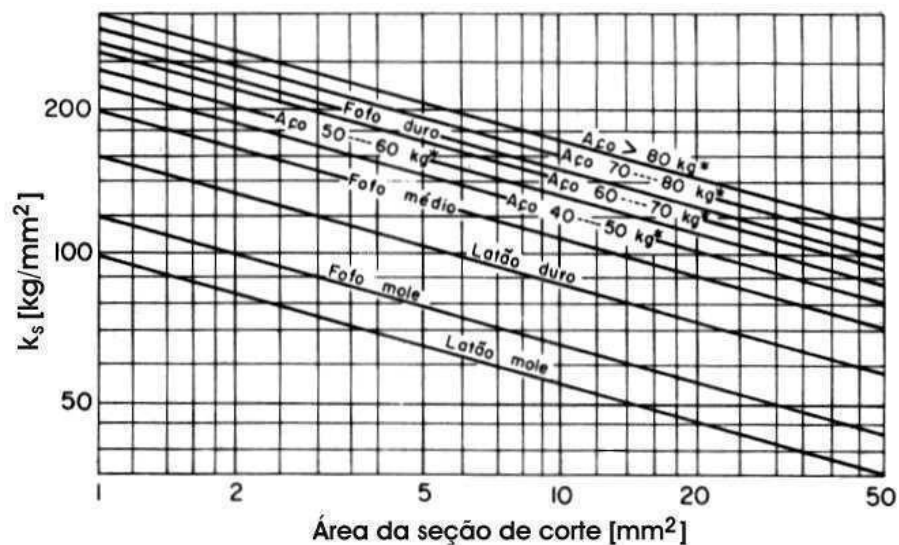


Fonte: Dib (2013).

### 3.1.1.2.4 Seção de corte

A área de seção de corte é obtida em função do avanço e da profundidade de usinagem, portanto a energia específica de corte diminui com o aumento da área de seção de corte. A Figura 7 apresenta o comportamento da energia específica em função da área de seção de corte, para diferentes materiais.

Figura 7 - Variação da energia específica de corte com a área de corte para diferentes materiais.

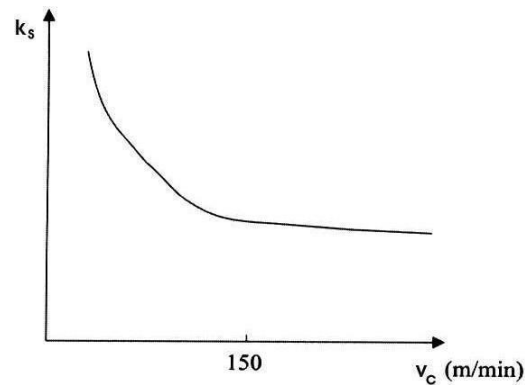


Fonte: Ferraresi (1977).

### 3.1.1.2.5 Velocidade de corte

Diniz, Marcondes e Coppini (2000) relatam que os valores da energia específica de corte tendem a diminuir com o aumento da velocidade de corte. Os autores explicam ainda que esse comportamento ocorre devido à diminuição da deformação e da dureza do cavaco, além da diminuição dos coeficientes de atrito ferramenta-cavaco e peça-ferramenta. A Figura 8 apresenta o comportamento da energia específica de corte com o aumento da velocidade de corte.

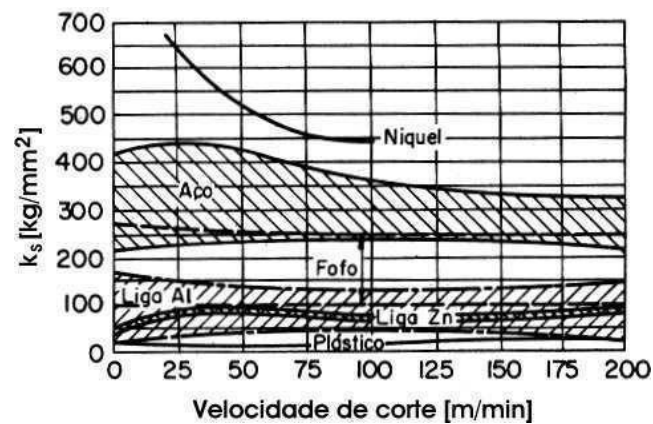
Figura 8 - Comportamento da energia específica de corte em função da velocidade de corte.



Fonte: Diniz, Marcondes e Coppini (2000).

Segundo Ferraresi (1977), na faixa da velocidade de trabalho de vários metais com ferramenta de metal duro, a energia específica de corte diminui com o aumento da velocidade de corte principalmente devido à diminuição do grau de recalque  $R_c$ , aumento da temperatura na zona de corte e diminuição do coeficiente de atrito na interface cavaco- ferramenta. A Figura 9 apresenta este comportamento da energia específica de corte para diferentes materiais.

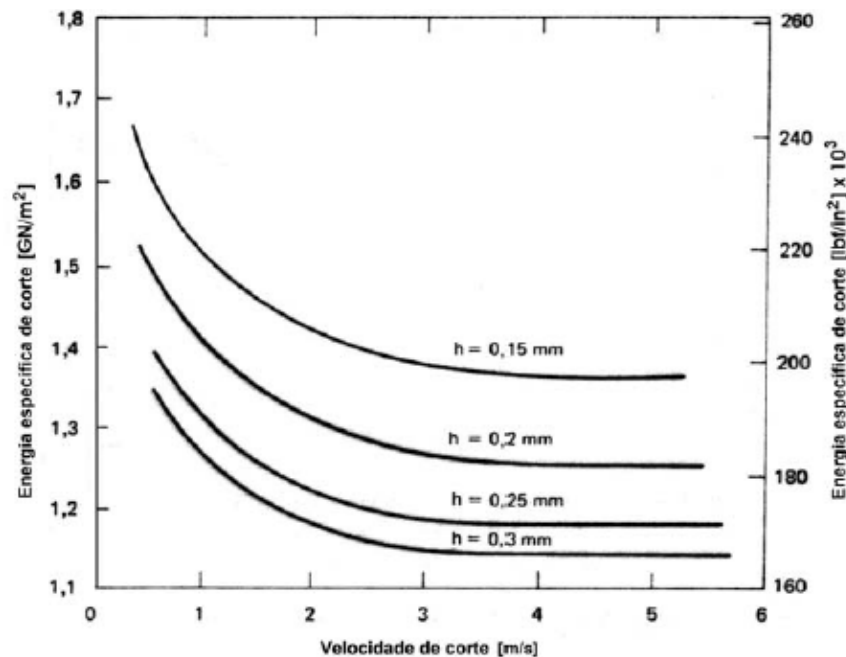
Figura 9 - Variação da energia específica de corte com a velocidade de corte em diferentes materiais.



Fonte: Ferraresi (1977).

Boothroyd (1981) acredita que a energia específica de corte de um dado material pode variar consideravelmente com o aumento da velocidade de corte. Segundo seus estudos, para valores elevados de velocidade de corte, a energia específica de corte tende a se tornar constante, tal comportamento pode ser visualizado na Figura 10.

Figura 10 - Energia específica de corte em função da velocidade de corte para um aço de médio teor de carbono.



Fonte: Dib (2013).

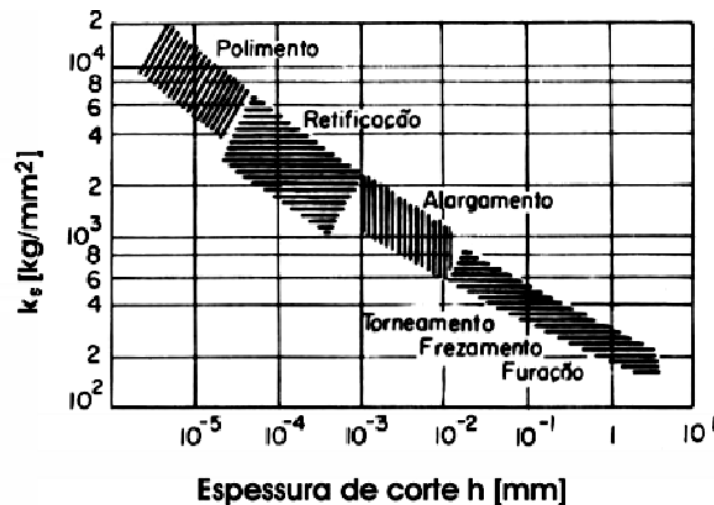
Shaw (1996) resalta o paradoxo existente quando há um aumento da velocidade de corte em retificação ou em operações de usinagem com ferramentas de geometria definida: o aumento da velocidade de corte pode provocar um aumento na taxa de deformação, o que provoca um aumento de  $u$ , em contrapartida, o aumento da velocidade de corte também provoca um amolecimento térmico do material, o que provoca uma diminuição de  $u$ . A sobreposição de um efeito sobre o outro irá determinar o comportamento da energia específica de corte com o aumento da velocidade de corte.

Ainda segundo Diniz, Marcondes e Coppini (2000), citados por Dib (2013), em baixas velocidades de corte, parâmetro ligado à formação de aresta postiça de corte (APC), este fenômeno pode diminuir a energia específica de corte por aumentar o ângulo efetivo de saída da ferramenta.

#### 3.1.1.2.6 Operações de usinagem

O tipo de operação de usinagem exerce influência na energia específica de corte. De forma geral, qualidades de trabalho mais refinadas apresentam energia específica maiores. Esse fato pode ser relacionado ao uso de menores espessuras de corte (RIGATTI, 2010). A Figura 11 apresenta o comportamento da energia específica de corte em função da espessura de corte e da operação de usinagem.

Figura 11 - Variação da energia específica de corte com a espessura de corte para diferentes operações de usinagem.



Fonte: Ferraresi (1977).

Segundo Kalpakjian (1991), os valores de energia específica de corte em retificação tendem a ser maiores do que os obtidos em operações que utilizam ferramentas com geometria de corte definida. Isto ocorre devido ao desgaste dos grãos abrasivos e à formação de cavacos pequenos e com elevados ângulos de saída negativos. Em operações com ferramentas de geometria definida, a energia específica no corte de um aço comum pode variar desde 2,7 até 9,3 J/mm<sup>3</sup>. Um aço baixo carbono utilizado em operações de retificação pode ter energia específica de corte variando entre 14 e 68 J/mm<sup>3</sup>.

#### 3.1.1.2.7 Lubrificação e Refrigeração

As condições de lubrificação e refrigeração interferem na energia específica de corte modificando as condições de atrito entre o cavaco e a ferramenta. Dessa forma, quanto maior for a penetração do fluido de corte na interface cavaco-ferramenta e o efeito lubrificante do fluido, menor será a energia específica de corte (DINIZ; MARCONDES; COPPINI, 2000).

O processo de lubri-refrigeração com fluido de corte também afeta as cargas mecânicas e térmicas que ocorrem dentro da zona de contato durante a usinagem, e influenciam o processo em termos de danos do material, desgaste da ferramenta e geometria da amostra. Assim, sua determinação é de grande interesse para a pesquisa.

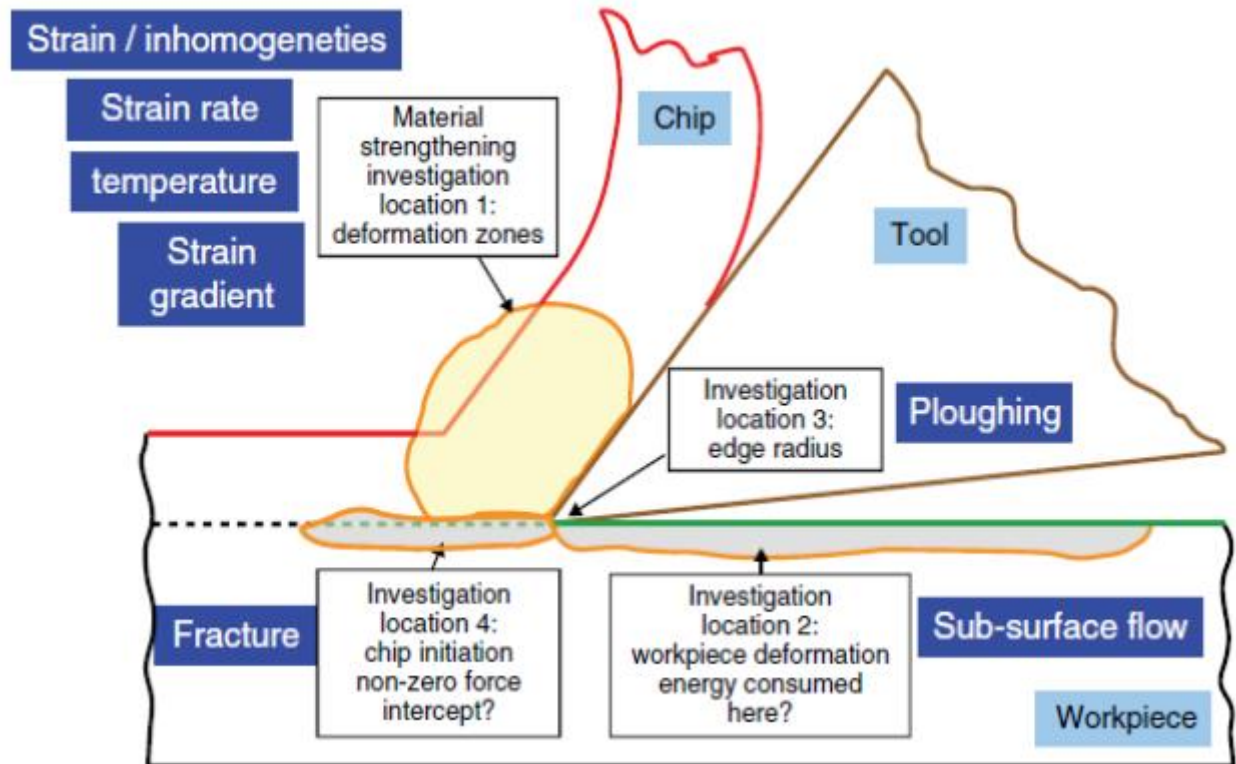
### 3.1.2 Efeito de Escala

O efeito escala caracteriza-se por uma relação inversamente proporcional entre a energia específica de corte e a escala de corte. Em processos micrométricos a resistência ao cisalhamento do material se eleva e a formação de cavaco se torna mais difícil.



Subbiah e Melkote (2013) dizem que existem diferentes explicações para este efeito, como indicado na Figura 12. Estas podem ser divididas entre as que estão relacionadas às propriedades do material e às que independem das características dos materiais envolvidos.

Figura 12 - Possíveis motivos para o efeito de escala



Fonte: Subbiah e Melkote (2013).

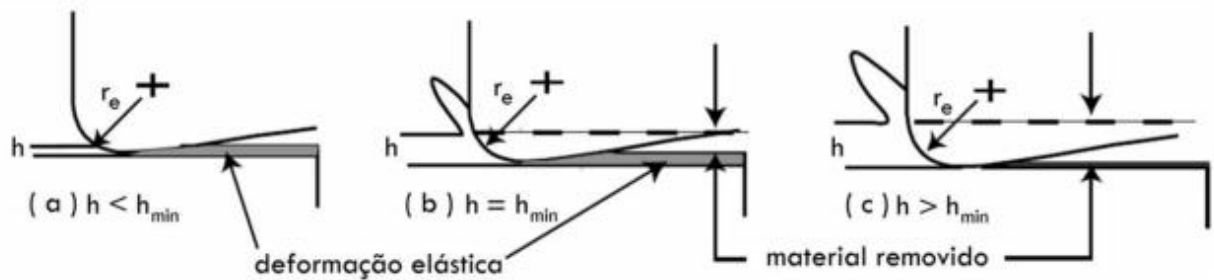
Segundo Dornfeld, Min e Takeuchi (2006), existem dois enfoques sobre os quais o efeito de escala pode ser analisado: quando a espessura do cavaco não deformado está na mesma ordem de grandeza do raio de aresta da ferramenta e quando os defeitos cristalinos do material têm influência nos mecanismos de corte.

### 3.1.2.1 Influência do raio de aresta na formação de cavaco

Em microusinagem, quando a espessura de corte  $h$ , estipulada para uma ferramenta de corte, está abaixo de uma espessura determinada como espessura mínima de corte  $h_{min}$ , pode não ocorrer a formação de cavaco durante o processo de corte, e o material da peça pode ser deformado elasticamente. A Figura 13 mostra o conceito da espessura mínima de corte. Para uma espessura de corte ou avanço menor que a espessura mínima de corte, não haverá remoção de cavaco, apenas deformação elástica como mostra a Figura 13-a. Para uma espessura de corte correspondente a espessura mínima de corte, haverá uma tendência a formação de cavaco, em

que a porção de material removido e a porção de recuperação elástica são praticamente proporcionais uma a outra como demonstra a Figura 13-b. Para uma espessura de corte maior que a espessura mínima de corte, haverá formação de cavaco, em que a porção de material removido será bem maior que a porção de recuperação elástica do material da peça, conforme mostra a Figura 13-c (CHAE, et. al., 2006).

Figura 13 - Formação do cavaco para diferentes espessuras de cavaco não deformado.

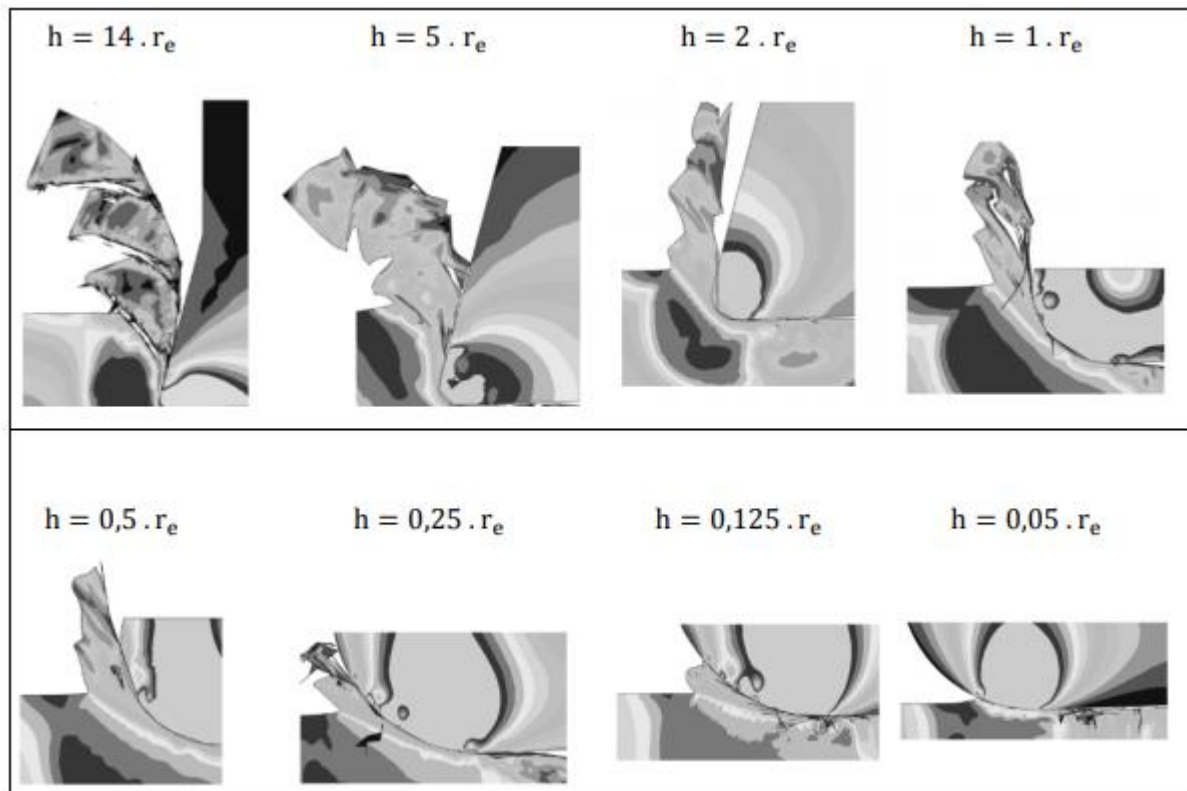


Fonte: Modificado de Chae et al., 2006.

Com o estudo do efeito de escala, surge o conceito de espessura mínima de cavaco ( $h_{min}$ ), segundo o qual o cavaco não irá se formar a menos que a espessura do cavaco não deformado ( $h$ ) seja maior que  $h_{min}$ .

Ducobu et al. (2012), utiliza o método dos elementos finitos para uma simulação de microcorte ortogonal com uma ferramenta de raio de aresta  $20\ \mu\text{m}$ , ângulo de saída  $15^\circ$  e ângulo de folga  $2^\circ$  e velocidade de corte de  $75\ \text{m/min}$ . O material da ferramenta é o carbeto de tungstênio (ferramenta de metal duro), e o material da peça é a liga de titânio  $Ti_6Al_4V$ . A Figura 14 mostra a simulação da formação do cavaco com o decréscimo da espessura de corte.

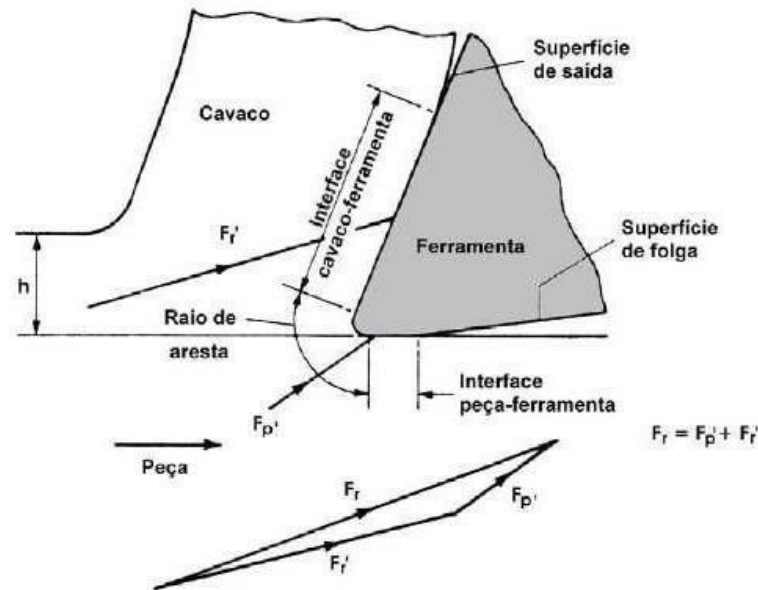
Figura 14 - Formação do cavaco com o decréscimo da espessura de corte



Fonte: Ducobu et al. (2012)

Segundo Boothroyd (1981), a força resultante no processo de usinagem é distribuída nas áreas da ferramenta que possuem contato com o cavaco e o material. Segundo o autor, nenhuma ferramenta é perfeitamente afiada, como é apresentado na Figura 15, portanto, toda ferramenta apresenta um pequeno raio de aresta que liga a superfície de saída à superfície de folga. Durante o processo de usinagem, a força responsável apenas pela deformação do material age diretamente sobre o arredondamento da aresta de corte, essa força é denominada força *plowing* ou força de deformação.

Figura 15 - Regiões de contato entre a ferramenta e a peça, onde  $F_r$  é a força resultante,  $F_r'$  é a força requerida para a remoção do cavaco e  $F_p'$  é a força de deformação.



Fonte: Modificado de Boothroyd (1981).

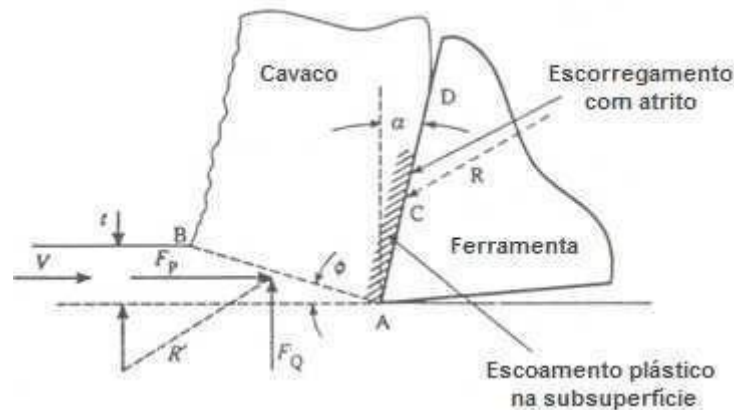
Em operações de usinagem com grandes valores de espessura de cavaco não deformado, Figura 13-c, a força *plowing* que age no arredondamento da aresta de corte da ferramenta tem uma magnitude pequena em relação à força de corte total. Nos processos de microusinagem, onde a espessura de cavaco não deformado é essencialmente menor, Figura 13-b, a força *plowing* é proporcionalmente grande em relação à força de corte total e não pode ser negligenciada. Dessa forma, ocorre um aumento substancial da energia específica de corte, com o acréscimo da parcela referente à força *plowing*, usualmente negligenciada na usinagem em macroescala. Assim, o aumento da energia específica de corte ocorre devido às grandes razões entre o raio de aresta da ferramenta e a espessura de corte (BOOTHROYD, 1981; RODRIGUES, 2005).

### 3.1.2.2 Influência dos Defeitos Cristalinos do Material

A Figura 16 apresenta um modelo bidimensional de corte ortogonal. Não há deformação do material a ser usinado até que o material atinja o plano de cisalhamento A-B. O material é abruptamente cisalhado quando atinge o plano A-B e começa a formação do cavaco. A superfície do cavaco é submetida à alta pressão e, portanto, alta resistência ao atrito. Isso resulta em escoamento plástico secundário na subsuperfície, estendendo-se em parte do contato cavaco-ferramenta (A-C), seguido de escorregamento com atrito de C até D. Cerca de  $\frac{3}{4}$  da energia total requerida no processo de usinagem é associada ao cisalhamento ao longo de A-B

e a energia restante é associada ao cisalhamento e escorregamento ao longo de A-D. Essencialmente toda energia consumida na usinagem se converte em calor (SHAW, 1995).

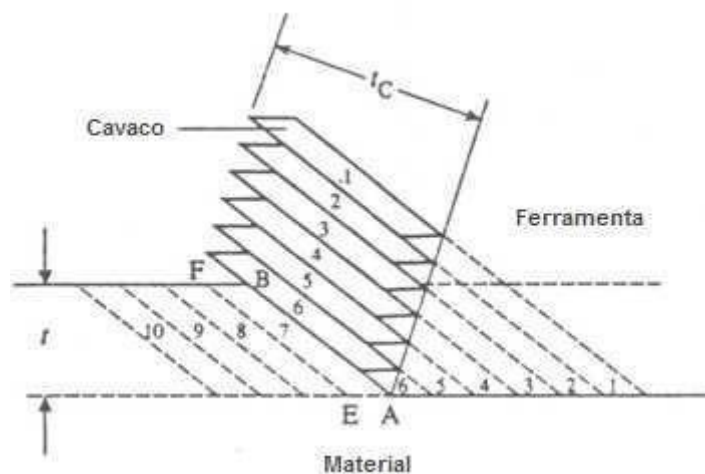
Figura 16 - Modelo básico do corte ortogonal, após Merchant 1945.



Fonte: Modificado de Shaw (1995).

Um modelo da ação do corte pode ser visualizado na Figura 17. Nem todos os planos atômicos são planos ativos de cisalhamento, apenas os associados a algum defeito estrutural (partículas de segunda fase, lacunas, impurezas, contorno de grão, etc.). Isso dá início a um processo que se assemelha a um deslizamento sequencial de cartas, sendo que a espessura da carta depende do espaçamento das imperfeições. Se os defeitos estruturais forem amplamente espaçados, a superfície livre do cavaco irá ter a aparência de dentes de serra (SHAW, 1995).

Figura 17 - Modelo de “cartas” para o corte, após Piispanen 1937.



Fonte: Modificado de Shaw (1995).

Cada “carta” da Figura 16 é produzida por uma tensão de fratura que se estende de A até E e um cisalhamento de fratura de E até F (SHAW, 1995). Assim, a formação do cavaco está diretamente ligada à presença de algum defeito estrutural na porção do material a ser usinado.

Como a tensão de cisalhamento e a deformação na usinagem são extraordinariamente altas durante o processo de corte, microtrincas descontínuas começam a se formar no plano de cisalhamento primário. Se o material for frágil, ou a tensão de compressão no plano de cisalhamento for relativamente baixa, as microtrincas irão se transformar em trincas, dando origem a formação de cavaco descontínuo (JACKSON, 2008). Quando microtrincas se formam no plano de cisalhamento, elas se juntam como produtos da deformação, dessa forma somam-se ao transporte de discordâncias para contribuir para o deslizamento total do plano de cisalhamento, favorecendo a formação do cavaco (JACKSON, 2008).

Segundo Jackson (2008), o aumento substancial na energia específica requerida na usinagem com o decréscimo da espessura do cavaco não deformado ocorre devido ao fato de todos os metais terem defeitos tais como contornos de grão, lacunas e átomos de soluto, e quando a dimensão do material removido diminui, diminui-se a probabilidade de encontrar um defeito que favoreça a fratura e cisalhamento do material.

Estudos em retificação mostram que os valores de energia específica de corte são maiores do que os encontrados em qualquer outra operação de usinagem. Além disso, energia específica de corte maior foi encontrada quando os parâmetros de corte foram ajustados para reduzir a espessura de cavaco não deformado, sendo que nas condições onde se trabalhou com a menor espessura de cavaco não deformado, encontrou-se a maior energia específica de corte (MALKIN, 1989).

Para tentar explicar esses resultados um novo enfoque na teoria do efeito de escala foi proposto. Atribuiu-se o aparente aumento da tensão de escoamento com a diminuição da espessura de cavaco não deformado a uma grande probabilidade de cisalhar pequenos volumes de metal livre de discordâncias. Entretanto, a aplicação da teoria de discordâncias prediz altas densidades de discordâncias na zona de cisalhamento, o que coloca em dúvida esse novo enfoque da teoria do efeito de escala (MALKIN, 1989).

### **3.1.3 A Ferramenta de Corte**

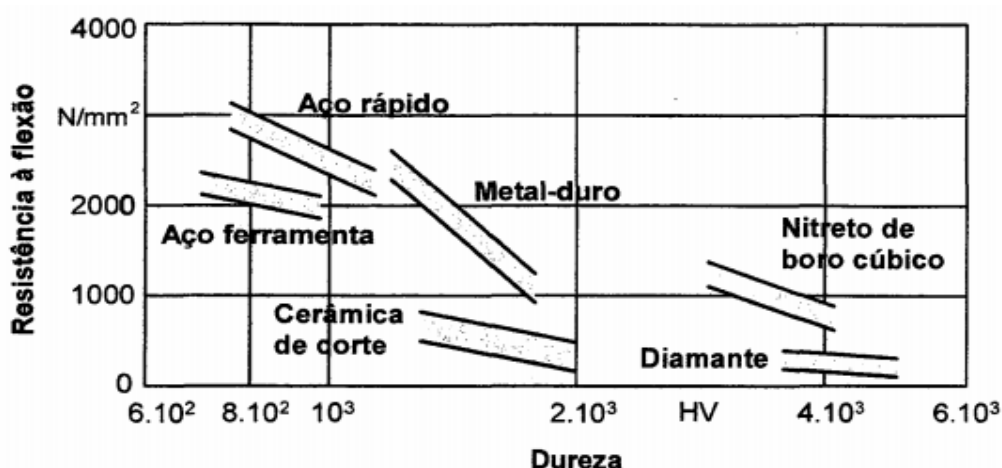
Na microusinagem e usinagem de ultraprecisão, a ferramenta de corte utilizada tem grande importância. Como será mostrado ainda neste trabalho, para o processo do corte em microescala, é requerido que a ferramenta possua aresta de corte extremamente pequena, algo que poucos materiais são capazes de formar, e com alta capacidade de precisão no processo,

para que seja alcançada a estabilidade esperada no processo e a integridade superficial da peça requerida. O efeito de escala também apresentado neste trabalho, mostra que em escalas micrométricas o aumento da energia e dos esforços faz com que a ferramenta de corte esteja submetida a grandes cargas mecânicas e térmicas e, conseqüentemente, ao desgaste. Assim, poucos materiais se tornam qualificados para a ferramenta de corte na microusinagem e usinagem de ultraprecisão.

Dentre os materiais que possuem propriedades que satisfazem às necessidades do processo, o diamante monocristalino, graças à sua elevada dureza e resistência ao desgaste, grande módulo de elasticidade, baixo coeficiente de dilatação térmica e baixo coeficiente de atrito mostra-se adequado à produção de peças com qualidade superficial e de forma excelentes. Um dos seus campos de aplicação mais conhecidos é o da fabricação de peças ultraprecisas para a indústria óptica, eletrônica e mecânica. Nesta área, onde existem grandes exigências quanto à microgeometria da aresta, integridade superficial da peça e longa vida da ferramenta, o diamante monocristalino é amplamente utilizado como material de corte.

Como mostra a Figura 18, além das características acima, o diamante possui uma estrutura monocristalina e é quimicamente inerte a baixas temperaturas. Em função da estrutura monocristalina, assim como da grande densidade atômica e resistência ao desgaste, é possível fabricar ferramentas de diamante cujas arestas têm alto grau de afiação, uma das maiores exigências da usinagem de ultraprecisão e microusinagem (SCHROETER, 1997).

Figura 18 - Comparação entre a dureza e resistência à flexão dos diferentes materiais de corte atualmente empregados.



Fonte: Patz (1993).

Patz (1993), citado por Schroeter (1997), explica como algumas das propriedades do diamante são vantajosas para a usinagem de ultraprecisão. O autor relata que o baixo coeficiente

de atrito aliado à excelente capacidade de transmissão de calor fazem com que os danos causados por excesso de calor na região de corte sejam em grande parte evitados, enquanto que o baixo coeficiente de dilatação térmica diminui os erros de forma causados por variação dimensional da ferramenta para as variações na temperatura. O autor explica também que a boa estabilidade química do diamante faz com que não haja uma tendência de formação de aresta postiça de corte durante a operação de usinagem.

Durante a operação de usinagem, o desgaste da ferramenta de corte geralmente acontece por processos mecânicos, térmicos e químicos. O material da peça e as condições de usinagem também influenciam diretamente no desempenho e vida útil da ferramenta. Para o caso do diamante, a posição de sua estrutura cristalina utilizada para o corte também é de grande influência. Como será mostrado ainda neste trabalho, materiais cristalinos possuem planos atômicos de maior dureza, sendo estes mais adequados para se trabalhar como “face” ou superfície de incidência da ferramenta de diamante, por possuírem maior resistência mecânica.

Schroeter (1997) classifica o desgaste por processos mecânicos da ferramenta de corte em duas categorias: desgaste de flanco e microfraturas da aresta de corte. Segundo o autor, o desgaste de flanco acontece principalmente pelo contato e atrito constante entre o cavaco gerado e as superfícies de saída e de incidência da ferramenta. As microfraturas ocorrem por causa de defeitos existentes na ferramenta e inclusões duras no material, desgastando continuamente a ferramenta e causando fraturas. O autor completa dizendo que o desgaste da aresta possui grande significância na qualidade superficial da peça.

O desgaste da ferramenta de diamante por processos químicos e térmicos que ocorrem durante a usinagem também podem ser classificados em oxidação, grafitização, difusão e formação de carbonetos. Brinksmeier (1994), citado por Schroeter (1997), explica que para temperaturas acima de 650°C, que podem ocorrer na microusinagem de alguns materiais, inicia-se a grafitização e oxidação, com sua consequente destruição progressiva. O autor ainda relata que a difusão de átomos de carbono da ferramenta pode ocorrer tanto diretamente da superfície do diamante como indiretamente, após a grafitização.

A escolha do material para a ferramenta de corte também é de grande importância, pois alguns materiais podem possuir afinidade química com o material da peça a ser usinada, causando reações, principalmente em altas temperaturas decorrentes do processo de usinagem. Para o caso do diamante monocristalino, elementos como tungstênio, tântalo, titânio e zircônio devem ser evitados, por possuírem afinidade química a partir de determinadas temperaturas. Tal afinidade, resulta em reações que produzem carbonetos com menor dureza e resistência que o diamante, causando desgaste da ferramenta consequentemente. Um dos motivos da



microusinagem e usinagem de ultraprecisão com ferramenta de diamante não ser recomendada para metais ferrosos, é que estes materiais possuem afinidade com carbono a temperaturas elevadas.

### 3.1.4 Integridade Superficial

Acabamento é um termo usado para descrever a qualidade geral de uma superfície usinada. Não está especificamente ligado a textura ou padrão característico da superfície técnica e nem a valores de rugosidade. Entretanto, pode-se estabelecer a relação de que quanto maior a qualidade da peça, menor será a sua rugosidade, e isso depende das características da ferramenta, material a ser usinado, parâmetros de máquina e da operação. A integridade de uma superfície usinada é um dos mais importantes pontos a ser considerado durante uma usinagem. Integridade superficial é o termo que envolve vários fatores: acabamento superficial e ausência de trincas, alteração química, danos térmicos e tensão residual, além de ser a característica através da qual podem ser relacionadas ou identificadas as diversas exigências ou alterações metalúrgicas que se desenvolveram devido a usinagem como: transformação de fase, encruamento, formação de rebarbas, tamanho de grão, recristalização, inclusões no material, entre outros. A classificação dos acabamentos pode ser vista na Figura 19.

Figura 19 - Classificação de acabamento.



Fonte: Machado e Silva (2004).

O objetivo da usinagem é obter, além de exatidão dimensional e geométrica, uma superfície que apresente fatores superficiais e subsuperficiais apropriados para o projeto, a fim de garantir segurança, confiabilidade e longa vida ao componente fabricado. Por esse motivo a

importância do estudo do acabamento aumenta à medida que crescem as exigências de projeto (MACHADO e SILVA, 2004).

A intensidade das deformações plásticas e transformações metalúrgicas diminuem consideravelmente à medida que se distancia da superfície usinada até que não seja mais percebida. A fim de garantir um bom acabamento superficial o controle do estado microestrutural é tão importante quanto o controle dos parâmetros de usinagem. (MACHADO e SILVA, 2004).

A seguir serão analisados dois fatores de integridade superficial de grande importância no corte em microescala: a rugosidade da peça e a formação de rebarbas.

#### 3.1.4.1 Rugosidade da peça no microcorte

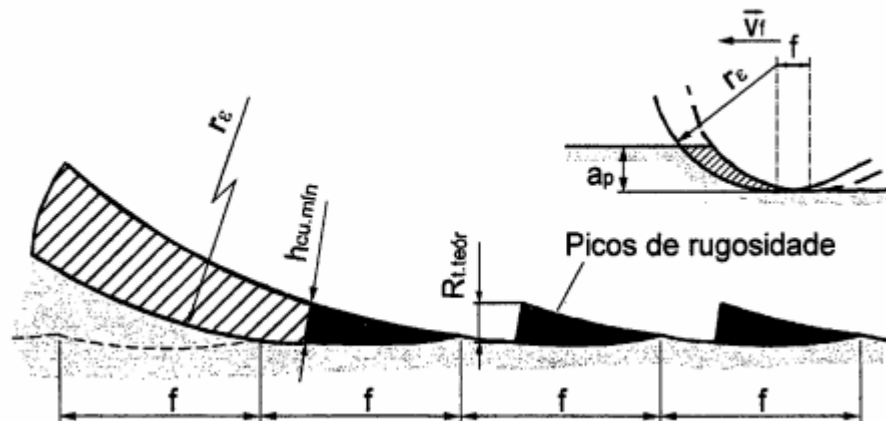
A microgeometria da ferramenta é importante na obtenção das boas qualidades superficiais exigidas na usinagem de ultraprecisão, já que neste caso a rugosidade teórica calculada em função do avanço e do raio de ponta da ferramenta não é mais determinante para definir a rugosidade final possível de se obter. Neste processo de fabricação a qualidade superficial pode ser teoricamente prevista através do modelo proposto por Brammertz, que leva em conta não apenas o avanço e o raio de ponta da ferramenta, mas também a espessura mínima de corte  $h_{\min}$ , conforme a Equação 5:

$$R_{t.teor} \approx \frac{f^2}{8 \times r_{\epsilon}} + \frac{h_{\min}}{2} \times \left( 1 + \frac{r_{\epsilon} \times h_{\min}}{f^2} \right) \quad (5)$$

onde o menor  $R_{t.teo} \approx h_{\min}$ .

Koch (1996), citado por Schroeter (1997), explica que no processo microusinagem, a qualidade superficial pode ser teoricamente prevista através do modelo proposto por Brammertz. O autor também mostra que de acordo com esta teoria, em um determinado âmbito da região de corte, o material não é removido, mas simplesmente sofre deformação elástica e que, após a passagem da ferramenta, forma um pico de rugosidade na superfície da peça, conforme mostrado na Figura 20.

Figura 20 - Formação de picos de rugosidade conforme a teoria de Brammertz.



Fonte: Koch (1996).

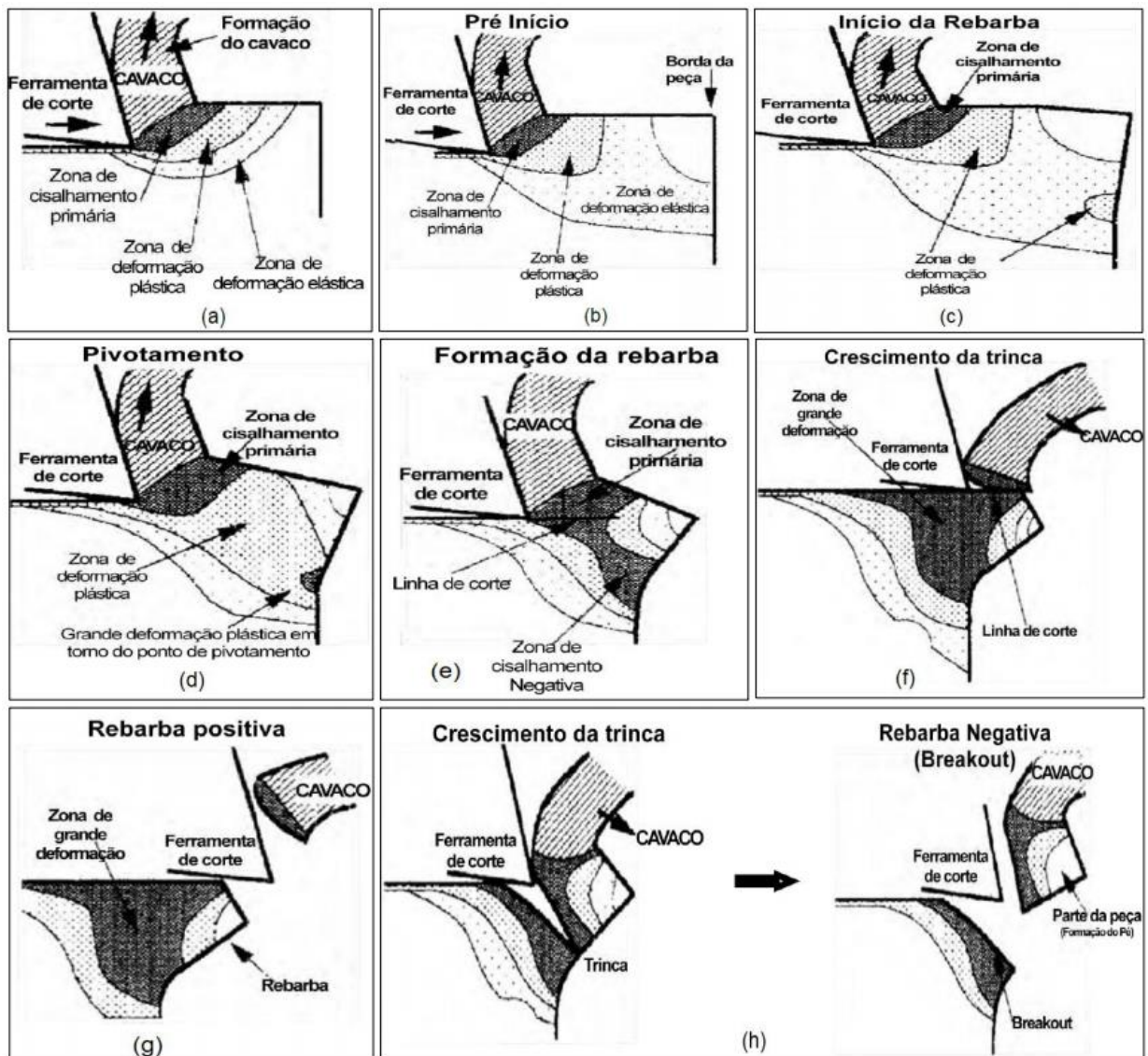
A partir deste modelo, pode-se verificar, portanto, que, quanto menor o raio de aresta de uma ferramenta, menor a espessura mínima de usinagem possível e, conseqüentemente, a menor rugosidade possível. Em ferramentas de diamante monocristalino é possível obter arestas com raios significativamente menores que os normalmente obtidos em ferramentas de materiais policristalinos, possibilitando acabamentos superficiais mais satisfatórios.

#### 3.1.4.2 A formação de rebarba

Rebarbas são projeções indesejáveis de material que ultrapassam os limites físicos da peça de trabalho definido por suas arestas e faces devido à deformação plástica durante a usinagem. A formação de rebarbas é um fenômeno presente tanto para os processos convencionais como para os de microfabricação. Após a usinagem, torna-se necessário a remoção da rebarba por um outro processo conhecido como rebarbação. Sendo necessário a adição destes processos à fabricação da peça, o valor agregado do produto aumenta. Processos de rebarbação podem representar uma alta parcela do custo total de uma peça, também podendo ocasionar prejuízos superficiais, tais como alteração da qualidade superficial, tensão residual indesejada e introdução de erros dimensionais. Na microusinagem, o tamanho dos componentes fabricados e das rebarbas torna ainda mais difícil a remoção de rebarba após finalizada a operação (CUNHA, 2016).

Hashimura e Dornfeld (1999) apresentam de forma ilustrativa o processo de formação da rebarba dividido em etapas, conforme Figura 21.

Figura 21 - Ilustração do processo de formação da rebarba em corte ortogonal em macroescala.



Fonte: Adaptado de Hashimura e Dornfeld (1999).

Em microusinagem, diversos trabalhos já foram feitos a fim de minimizar a formação de rebarbas para peças miniaturizadas. Lin (2000) realizou experimentos conduzidos em aço inoxidável por processo de microfresamento utilizando uma fresa com uma única aresta de corte. O autor relata que para baixos valores de avanço, cavacos com espessuras menores são formados e, devido ao fenômeno do efeito de escala, pode favorecer o aumento dos valores de altura de rebarbas. Valores intermediários de avanço da ferramenta de corte apresentam o maior volume de material removido e os menores valores de alturas de rebarbas, enquanto os maiores valores de avanço analisados apresentam o menor volume de material removido. Com relação à velocidade de corte, o autor afirma que quanto maior a velocidade de corte, menor será a altura da rebarba. Ainda segundo o autor, quando a velocidade de corte aumenta, o atrito entre

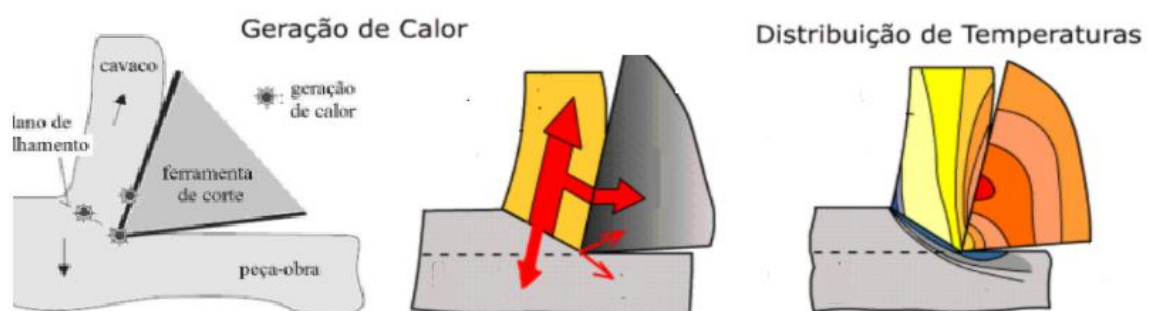
o cavaco e a ferramenta é reduzido. A diminuição do atrito ocasiona um aumento no ângulo de cisalhamento, acompanhado por um decréscimo da espessura do cavaco. Portanto, a deformação plástica associada com a formação do cavaco é reduzida (CUNHA, 2016).

Tang et al. (2011) estudaram a influência da profundidade de corte, velocidade de corte, velocidade de avanço e tamanho do grão do material usinado na formação de rebarba. Durante os experimentos, o autor concluiu que a deformação plástica tem um grande impacto na formação de rebarbas "encaracoladas". Durante a sua formação, enquanto as rebarbas disponham de tempo suficiente para serem deformadas plasticamente, serão maiores quando formadas a baixas velocidades de corte do que quando formadas a velocidades de corte elevadas.

### 3.1.5 Temperatura na Região de Corte

A energia mecânica, praticamente em sua totalidade, utilizada na formação de cavacos, transforma-se em calor, elevando a temperatura na região de corte. As principais fontes de geração de calor são a deformação e o cisalhamento do cavaco, o atrito do cavaco com a ferramenta e o atrito da ferramenta com a peça (Figura 22). As parcelas de calor provindas dessas fontes variam com o processo, os materiais da peça e da ferramenta, as condições de corte e a geometria da ferramenta (DHAR; KAMRUZZAMAN, 2007, MACHADO et al., 2011, DINIZ et al., 2013).

Figura 22 - Geração de calor durante o corte ortogonal.



Fonte: Adaptado de Silva e Wallbank (1999).

Existem duas zonas de cisalhamento, por onde o calor é dissipado de formas diferentes, que influenciam na peça em maior ou menor grau. O calor gerado na zona de cisalhamento primário é, em sua maior parte, dissipado pelo cavaco e uma pequena parte é transmitida por condução para a peça, parte esta que não deve ser desprezada visto que pode causar erros de dimensionamento da peça. A zona de cisalhamento secundário é a principal fonte de calor

responsável pelas altas temperaturas da ferramenta de corte, principalmente quando na usinagem de materiais duros ou que apresentem alto ponto de fusão. É importante frisar que a temperatura na zona do fluxo depende da quantidade de trabalho realizado para cisalhar o material e da quantidade de material que passa por ela.

Altas temperaturas de corte afetam de forma adversa a vida da ferramenta, a precisão dimensional e a integridade da superfície usinada da peça. Por isso, a utilização de fluido de corte durante a usinagem visa facilitar a quebra e a expulsão do cavaco, reduzir a temperatura na região de corte e reduzir o atrito na região de corte.

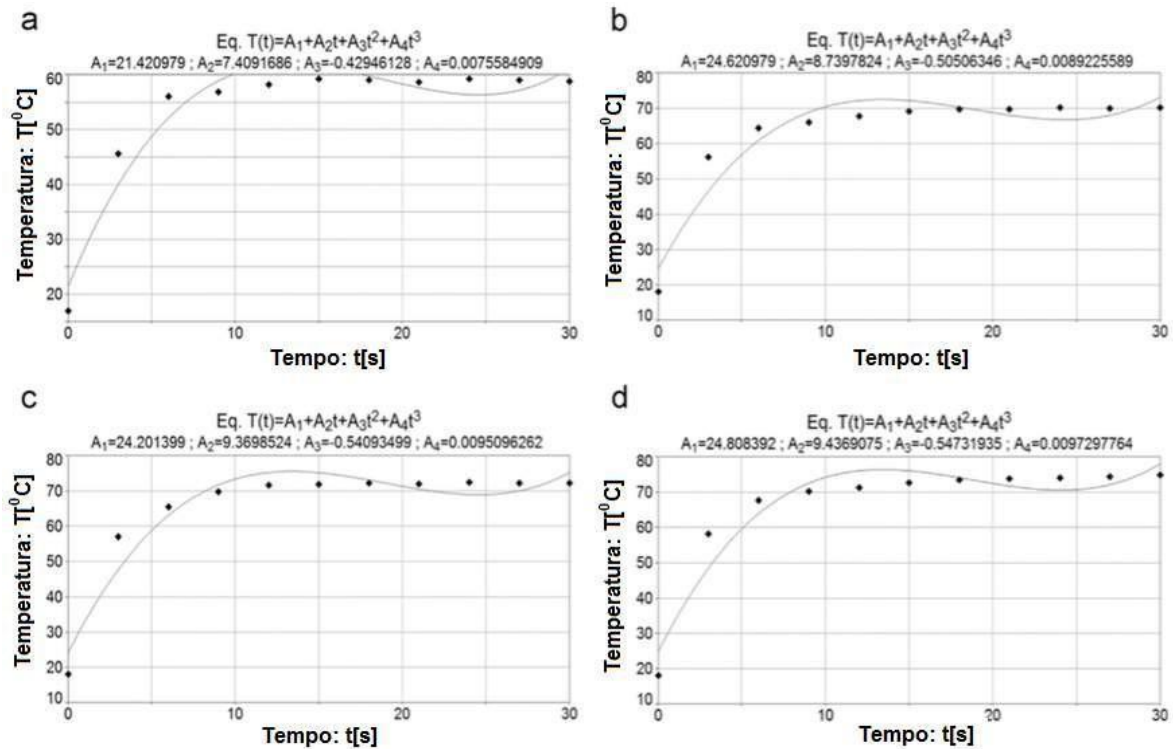
A medição da temperatura é um grande desafio relativo às operações de usinagem. A interface cavaco/ferramenta, local onde se espera que a temperatura seja a mais elevada durante o processo, é também uma região inacessível, tornando-se extremamente difícil posicionar um sensor de temperatura nesta região. Muitos métodos têm sido apresentados para determinação da temperatura de usinagem, métodos numéricos, soluções analíticas e numéricas. Existem vários métodos experimentais para o processo de macrousinagem. No caso de microusinagem, a avaliação experimental é ainda mais complicada em função das reduzidas dimensões envolvidas, exigindo soluções numéricas. O desafio dos métodos numéricos é a validação do modelo por meio de um ensaio experimental (CUNHA, 2016).

Kara, Aslantas e Çiçek (2016) estimaram, utilizando uma rede neural artificial, a temperatura de corte em um corte ortogonal do aço AISI 316L. A temperatura foi estimada por dados obtidos através de experimentos e modelos numéricos da força de corte. Os resultados mostram que a temperatura no processo de usinagem pode ser precisamente determinada pelo método citado avaliando-se cinco parâmetros de entrada: material do revestimento da ferramenta, velocidade de corte, avanço por dente, força de avanço e, o mais importante segundo os autores, a força de corte.

Mzad (2015) apresentou um método simplificado para a determinação do fluxo de calor através do tempo na interface ferramenta-peça usando materiais diferentes de acordo com parâmetros de usinagem conhecidos e controlados. A metodologia incluiu um sensor infravermelho portátil para monitorar a temperatura da superfície. Uma curva de interpolação para determinação da temperatura na superfície de usinagem permite a determinação do fluxo de calor local produzido durante o processo. Os experimentos foram conduzidos para os processos de torneamento e fresamento, nos materiais 95Cu5Al e 96Al4Cu respectivamente. Uma terceira amostra de aço foi analisado com a mesma metodologia. Resultados para operação de microfresamento são mostrados na Figura 23. Uma curva de terceira ordem é determinada

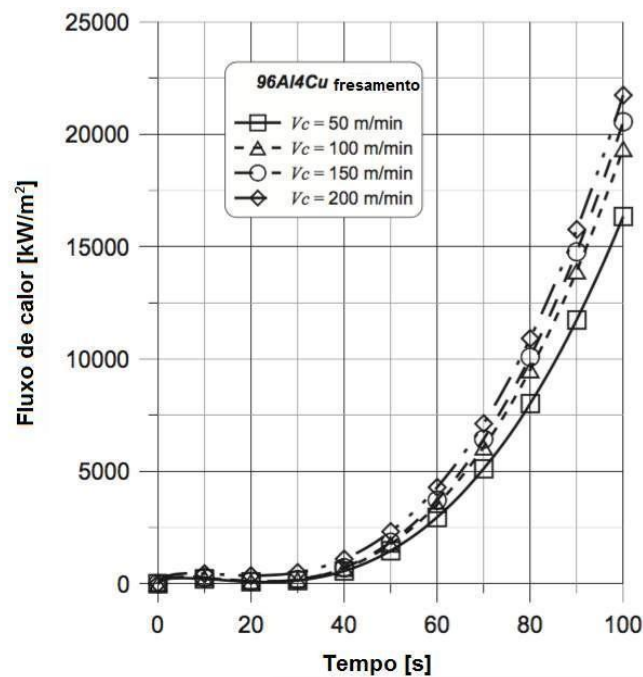
por aproximação para prever a temperatura na interface ferramenta/peça. Resultados do fluxo de calor, também para operações de microfresamento são mostrados na Figura 24.

Figura 23 - Variação da temperatura no fresamento da liga de alumínio 96Al4Cu: (a)  $V_c$  50m/min, (b)  $V_c$  100m/min, (c)  $V_c$  150m/min e (d)  $V_c$  200m/min.



Fonte: Mzad (2015).

Figura 24 - Medição instantânea do fluxo de calor para liga de alumínio 96Al4Cu).



Fonte: Mzad (2015).

Mzad (2015) afirma que em velocidades de corte mais baixas, para operações de torneamento, a energia gerada durante o processo de remoção de material é instantaneamente dissipada para o ambiente, razão pela qual o fluxo de calor não pode aumentar mais. No entanto, Cunha (2016) explica que para velocidades de corte mais elevadas o equilíbrio térmico é rompido, devido à intensa transferência de calor por condução ser maior que as perdas de calor para o ambiente e o fluxo aumenta com o tempo.

Com os resultados de Mzad (2015) no processo de fresamento, Cunha (2016), conclui que a produção de calor sempre aumenta com o aumento da velocidade de corte. É sugerido no trabalho a utilização de algum fluido de corte, pois uma usinagem na condição a seco não condiz com as propriedades termo-físicas do alumínio. Essa metodologia é de difícil empregabilidade para processos de microusinagem, pois o sensor infravermelho possui um diâmetro do *spot* significativamente maior do que o diâmetro de algumas ferramentas empregadas no processo, ou seja, o calor gerado seria relativo à uma área bem menor do que o equipamento estaria de fato medindo.

### ***3.2 Materiais na Usinagem de Ultraprecisão***

O campo de aplicação da usinagem com diamante monocristalino pode ser dividido em três segmentos: a fabricação de elementos ópticos reflexivos, de elementos ópticos transmissivos e de componentes mecânicos. Destas três áreas de trabalho, a menos desenvolvida e explorada ainda é a de elementos ópticos transmissivos, com tendências a forte crescimento, entretanto. Como técnica para fabricação de elementos ópticos reflexivos, como espelhos de alto desempenho para sistemas LASER, e componentes mecânicos de alta precisão, como elementos para mancais aerostáticos já é, todavia, um processo bastante difundido. Outros campos de aplicação desta tecnologia bastante conhecidos são os cilindros para fotocopiadoras, discos magnéticos para computadores, espelhos poligonais para impressoras, espelhos para raios-X, cabeçotes magnéticos para vídeos, giroscópios, matrizes para injeção de lentes, lentes de contato e lentes para o espectro infravermelho (SCHROETER, 1997). No Quadro 1 podem ser vistos alguns exemplos de aplicações para a usinagem de ultraprecisão, com materiais e especificações exigidas das peças.



Quadro 1 - Campos de aplicação, materiais e especificações para usinagem de ultraprecisão.

	CAMPO DE APLICAÇÃO	MATERIAIS	ESPECIFICAÇÕES
<b>ELEMENTOS REFLEXIVOS</b>	Espelhos poligonais para impressoras LASER Espelhos metálicos em geral Cilindros para fotocopiadoras Equipamento para aerofotogrametria Espelhos planos para LASER Integradores de energia Sistemas de mira	Alumínio e ligas Cobre e ligas Ouro Níquel eletrolítico Zinco Platina Prata	Refletividade > 98 %  Precisão de forma 0,2 ... 0,01 $\mu\text{m}$  Rugosidade Ra ~ 0,05 $\mu\text{m}$
<b>ELEMENTOS TRANSMISSIVOS</b>	Elementos ópticos para aplicações infravermelhas Lentes Fresnel Lentes para células solares Lentes para focagem LASER Elementos ópticos para CD's Lentes de contato Lentes intraoculares Lentes em geral	Plásticos ópticos Germânio Silício Sulfeto de Zinco Seleneto de Zinco Iodeto de Césio Arsenato de Gálio	Transmissividade 0,02 ... 49,3 $\mu\text{m}$  Precisão de forma 1 ... 0,01 $\mu\text{m}$  Rugosidade Ra < 0,01 $\mu\text{m}$
<b>ELEMENTOS MECÂNICOS</b>	Discos rígidos para computadores Cabeçotes de vídeo Mancais aerostáticos Microestruturas Moldes para injeção de lentes Componentes para giroscópios Conexões para fibras ópticas Eletrodos para aceleradores	Alumínio e ligas Cobre e ligas Níquel eletrolítico Grafite Plásticos Ouro	Precisão de forma 0,5 ... 0,1 $\mu\text{m}$  Rugosidade Ra ~ 0,01 $\mu\text{m}$

Fonte: Schroeter (1997).

Os materiais que atualmente são usinados com ferramentas de diamante monocristalino são predominantemente metais não ferrosos (cobre, alumínio, níquel eletrolítico, ouro e prata, entre outros), os polímeros (plásticos em geral, como acrílico) e, mais recentemente, os assim chamados cristais infravermelhos. A microusinagem destes cristais é, na realidade, mais complexa que a de metais e plásticos, em virtude do seu comportamento frágil, entretanto tem-se mostrado promissora para a fabricação de elementos ópticos de alta qualidade de forma e superficial necessários para aplicações no espectro infravermelho (SCHROETER, 1997). Nem todos estes materiais podem, entretanto, ser igualmente bem usinados através desta tecnologia. Bons resultados dependem principalmente da otimização das condições de corte e das características individuais de cada material, entre outros fatores (SCHROETER, 1997).

No Quadro 2 a seguir são listados alguns dos materiais mais importantes para a fabricação de peças por ultraprecisão.

Quadro 2 - Materiais empregados na usinagem de ultraprecisão com diamante.

MATERIAIS ADEQUADOS À USINAGEM DE ULTRAPRECISÃO		
METAIS	CRISTAIS IR	PLÁSTICOS
Cobre Alumínio Latão Estanho Bronze Níquel Eletrolítico Platina Prata Ouro Zinco Chumbo	Germânio Silício Arseneto de Gálio Seleneto de Zinco Sulfeto de Zinco Fluoreto de Magnésio Telureto de Cádmio Fluoreto de Cálcio Iodeto de Césio Brometo de Potássio Cloreto de Sódio Cloreto de Potássio Fluoreto de Estrôncio Dióxido de Telúrio Sulfeto de Cádmio Niobato de Lítio Fosfato de Potássio	Acrílico Acetato Nylon Policarbonato Polipropileno Poliestireno Polisulfonados Fluoroplásticos Silicone

Fonte: Modificado de Schroeter (1997).

### 3.2.1 Materiais Frágeis

Quando a usinagem dos materiais frágeis é realizada nas mesmas condições dos metais não ferrosos, é esperado que o modo frágil seja o principal mecanismo de remoção desses materiais. Contudo, torna-se possível usinar esses materiais sob regime dúctil (modo plástico) quando parâmetros de corte adequados são aplicados (JASINEVICIUS, 2004).

O comportamento plástico dos materiais frágeis cristalinos durante a usinagem é devido ao mecanismo de cisalhamento, envolvendo a ativação do sistema de escorregamento dos possíveis planos da estrutura cristalográfica do material e o movimento de discordâncias. Consequentemente, pode ser observado que certas direções do material se comportam de forma mais frágil (BLACKLEY; SCATTERGOOD, 1990). Assim, a resposta do material conforme a direção cristalográfica pode ser entendida de forma que a análise de duas direções pode fornecer valores diferentes de dureza (O'CONNOR; MARSH; COUEY, 2005).

A resposta dúctil de um material frágil tem sido amplamente investigada em diversas abordagens. Por exemplo, o comportamento plástico do silício durante o torneamento com ferramenta de diamante tem sido atribuído a transformação da estrutura natural do silício

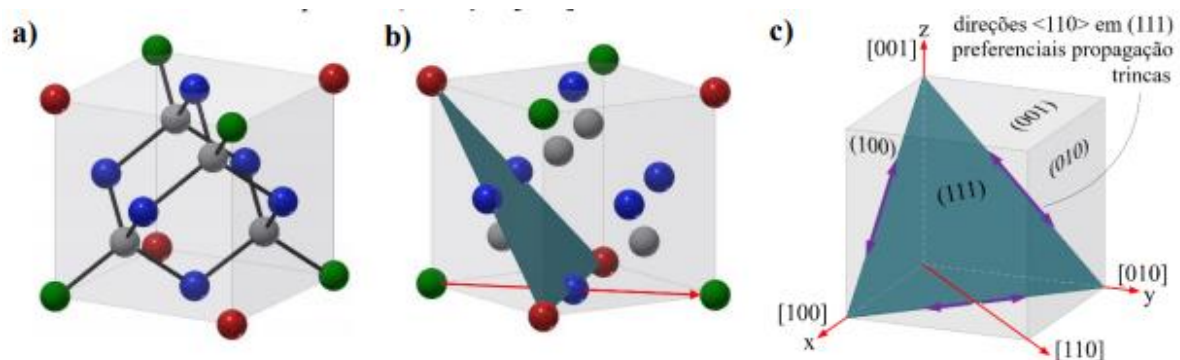
(cristalina e organizada, semelhante à do diamante) para uma estrutura metálica (semelhante à dos materiais metálicos), a qual é induzida por altas pressões (JASINEVICIUS; DUDUCH; PIZANI, 2007).

A compreensão do fenômeno de resposta plástica do material tipicamente frágil pode ser considerada um dos assuntos mais importantes relativos ao estudo da usinabilidade destes tipos de materiais, de forma que as propriedades mecânicas são os primeiros parâmetros para o correlacionamento com a teoria da usinagem, a fim de pressupor o comportamento plástico desses materiais.

### 3.2.1.1 Efeito Anisotrópico

A estrutura da rede cristalina e o arranjo atômico são importantes para o entendimento do efeito anisotrópico (O'CONNOR; MARSH; COUEY, 2005). A estrutura do silício a 20° C é cúbica similar à do diamante (CALLISTER; RETHWISCH, 2014) conforme mostra a Figura 25-a.

Figura 25 - Célula unitária do silício. a) Estrutura cristalina cúbica do diamante. b) Plano (111) com maior densidade atômica planar. c) Direção [110] com maior densidade atômica linear.



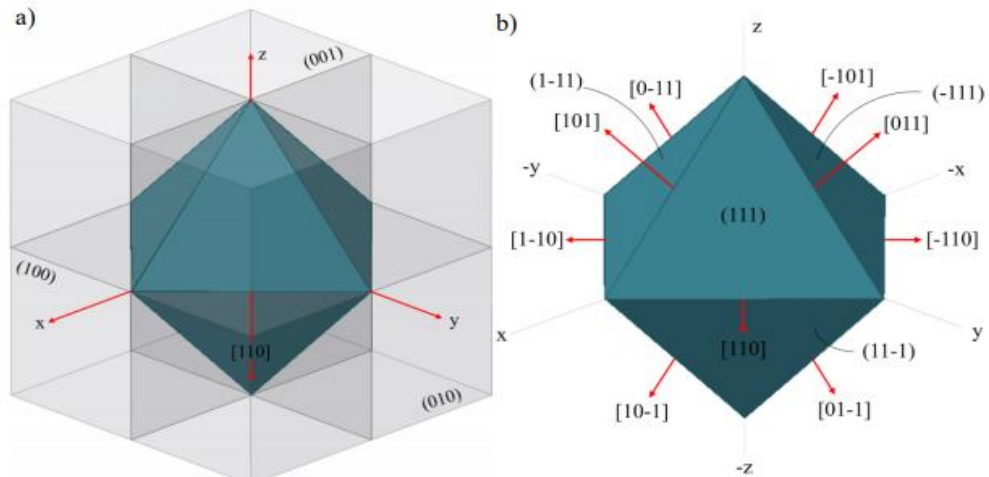
Fonte: Callister e Rethwisch (2014).

A Figura 25-b mostra o plano com maior densidade atômica planar da estrutura do silício, a qual se encontra no plano (111), e a direção com maior densidade atômica linear que é a [110] sobre o plano (001). O plano mais provável para um possível escorregamento é aquele de maior densidade atômica planar na direção de maior densidade atômica linear (Figura 25-c), sobre esse plano (111), as direções preferenciais de propagação de trincas são as  $\langle 110 \rangle$ . (XIAO; TO; JELENKOVIC, 2015)

Montando uma estrutura de células unitárias do silício (Figura 26-a), a partir da combinação dos planos {111}, temos uma geometria octaédrica. Estes planos são os que

poderão realizar o escorregamento nas direções das arestas do octaedro, conforme mostra a Figura 26-b.

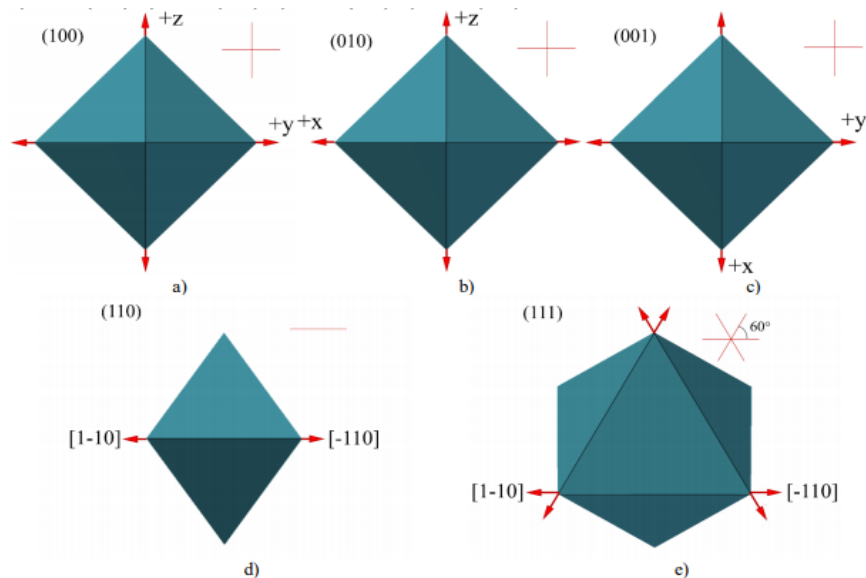
Figura 26 - Planos de escorregamento do silício. a) planos  $\{111\}$ . b) direções  $\langle 110 \rangle$



Fonte: Callister e Rethwisch (2014).

A Figura 27 mostra os sentidos de clivagem do silício conforme os planos de trabalho (100), (001) e (010), que são os planos com maior probabilidade de escorregamento, e para os planos (110) e (111), com um e três sentidos de clivagem respectivamente.

Figura 27 - Possíveis sentidos de clivagem do silício conforme os planos de trabalho. a) Plano (100). b) Plano (010). c) Plano (001). d) Plano (110). e) Plano (111)



Fonte: Callister e Rethwisch (2014).

Como as geometrias apresentadas pelos planos (100), (010) e (001) são semelhantes, às propriedades mecânicas sobre esses planos também devem ser semelhantes. Por outro lado,

análises comparativas das propriedades mecânicas destes planos com os planos (110) e (111), cujas geometrias são diferentes, resultarão em planos de trabalho com comportamento mecânico distinto. (EBRAHIMI; KALWANI, 1999).

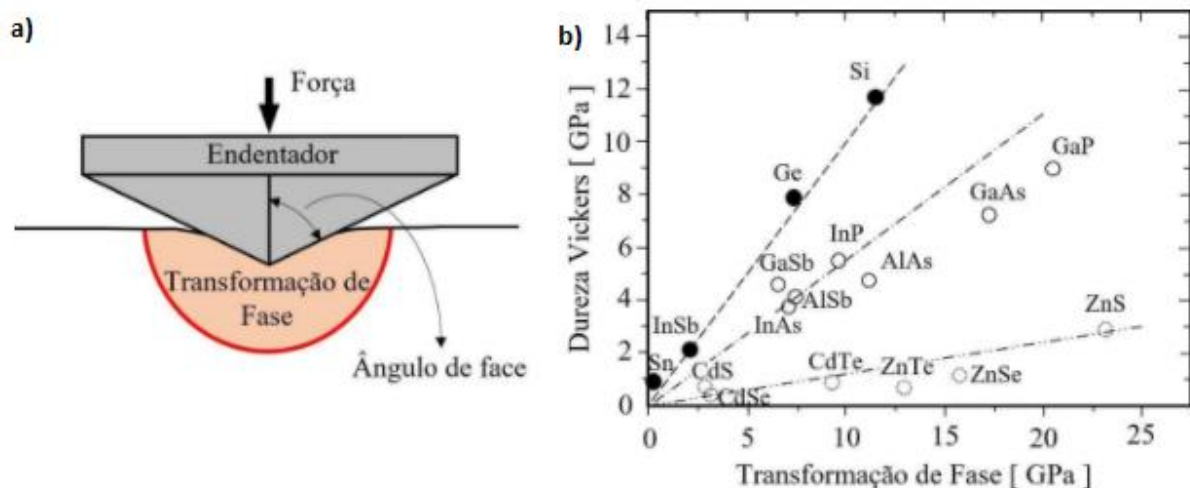
Estas geometrias estão intrinsicamente ligadas ao módulo de elasticidade e, conseqüentemente, à ductilidade de cada plano, sendo estes maiores para os planos (100), (010) e (001) por possuírem maior número de planos de escorregamento. (YU; QIAN, 2013) (WANG; WANG; LU, 2012). Assim, estes são os planos de trabalho mais adequados para se retirar material por processo mecânico em regime dúctil.

### 3.2.1.2 Indentação

A indentação é um método de penetração utilizado para a quantificação da dureza de um material. Quando um indentador entra em contato com a superfície de um material frágil, é possível alcançar altas pressões no material devido a seu baixo comportamento elástico. Os penetradores mais comuns são os de diamante, material de alta dureza e que também possui baixo comportamento elástico, e suas geometrias mais comuns são a Vickers e a Knoop (piramidais).

O fundamento do método é aplicar uma alta pressão na superfície do material frágil (Figura 28-a), pressão esta que reorganiza as cadeias cristalinas e arranjos atômicos causando a chamada “mudança de fase” no material (Figura 28-b). Assim, com o processo de indentação, é possível transformar localmente o material com características frágeis, em um material com propriedades similares aos dos metais, ou seja, dúctil e de mais fácil usinabilidade (PHARR; OLIVER; HARDING, 1991).

Figura 28 - Indentação: a) indentador em contato com a superfície da amostra. b) pressão necessária para transformação das fases de diversos materiais semicondutores do grupo IV, III-V e II-VI.



Fonte: Domnich e Gogotsi (2001).

No caso do silício, material utilizado nesta análise e que exemplifica bem o comportamento geral dos materiais frágeis, é possível alcançar diversas mudanças de fase durante a indentação. A Tabela 4 mostra as classificações do silício e a mudança de seus arranjos atômicos em determinadas pressões de indentação. Algumas dessas fases são estáveis (carregamento: Quadro 3-a), outras metaestáveis (descarregamento: Quadro 3-b).

Tabela 4 - Estrutura cristalina e as respectivas regiões de pressão das fases do silício.

Classificação	Estrutura	Pressão (GPa)
Si-I	Cúbica do diamante	0 – 12,5
Si-II	Tetragonal de corpo centrado ( $\beta - Sn$ )	8,8 – 16
Si-III	Cúbica de corpo centrado (8 átomos na base)	2,1 – 0
Si-IV	Hexagonal do diamante(Lonsdaléita)	–
Si-V	Hexagonal primitiva	14 – 35
Si-VI	Indefinida	34 – 40
Si-VII	Hexagonal aproximadamente compactada	40 – 78,3
Si-VIII	Tetragonal (30 átomos por célula unitária)	14,8 – 0
Si-IX	Tetragonal (12 átomos por célula unitária)	12 – 0
Si-X	Cúbica de face centrada	78,3 – 230
Si-XI	Corpo centrado ortorrômbico	13 – 15
Si-XII	Romboédrico	12 – 2

Fonte: Hull (1999).

Quadro 3 - Fases do silício durante a indentação.

Endentação	Fases do silício												
a) Carregamento	I	→	II	→	XI	→	V	→	VI	→	VII	→	X
b) Descarregamento	V	→	XI	→	II	→	XII	→	III				

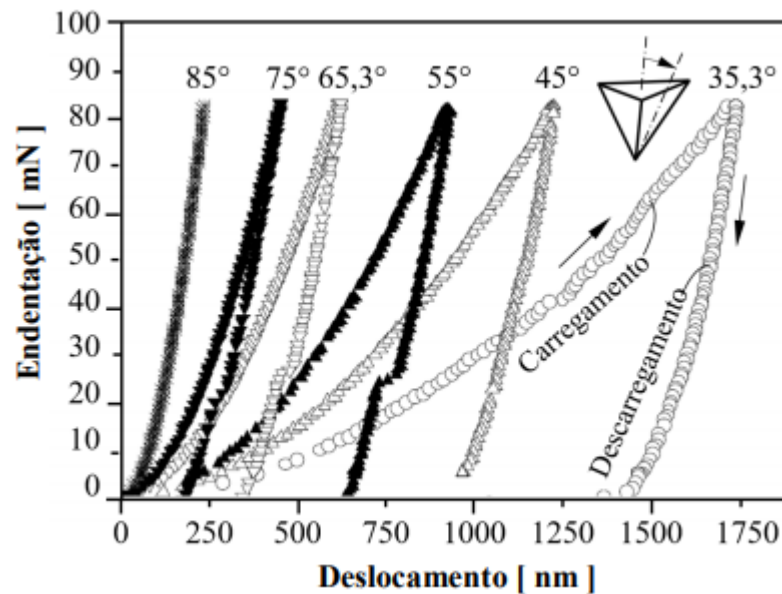
Fonte: Adaptado de Hull (1999).

Outro parâmetro de indentação estudado experimentalmente e relacionado à mudança de fase do material é o ângulo de face do indentador. Segundo esses estudos, o ângulo de face, ou seja, o ângulo do vértice que entra em contato com a superfície do material, tem relação com o comportamento do material devido à sua posição com relação aos eixos ortogonais dos planos de trabalho do material (mostrado no subcapítulo anterior). (PHARR; OLIVER; HARDING, 1991)

Dada uma mesma carga e pressão de indentação, um ângulo de face mais agudo do indentador resulta num comportamento menos elástico do material durante as etapas de carregamento e descarregamento. Quanto mais obtuso é o ângulo, mais paralelo a superfície de contato está aos planos dúcteis do material, resultando numa resposta mais elástica do material (JANG et al., 2005). Como é mostrado na Figura 29 quando o ângulo vai-se tornando mais

agudo, maior discrepância entre as fases de carregamento e descarregamento vão ocorrendo, resultando num comportamento pouco elástico do material.

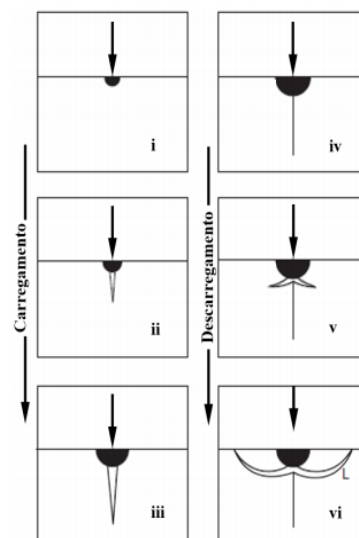
Figura 29 - Variação do ângulo do indentador em nanoindentação Berkovich.



Fonte: Jang *et al.* (2005).

Nos casos com grande discrepância entre resposta de carregamento e descarregamento, pode-se assumir que o material não está se recuperando elasticamente e deformações plásticas, encruamento ou até mesmo trincas podem estar acontecendo. A Figura 30 esquematiza a sequência dos eventos que ocorrem durante o carregamento e descarregamento.

Figura 30 - Diagrama esquemático dos tipos de fraturas principais dos materiais frágeis em indentação com pontas piramidais.



Fonte: Adaptado de Malkin e Hwang (1996).

**Figura 30-i** - Início do carregamento. Zona de escoamento plástico no contato da ponta do indentador, introduzindo zona de deformação irreversível.

**Figura 30-ii** - Carregamento atinge uma carga crítica e induz a formação de uma trinca mediana onde tensões de tração atingem seu valor máximo.

**Figura 30-iii** - Aumento da carga e avanço do indentador causa propagação da trinca mediana

**Figura 30-iv** - Fechamento da trinca mediana antes da formação de trincas radiais pelo início do descarregamento.

**Figura 30-v** - Formação de trincas laterais a partir da base da zona plástica.

**Figura 30-vi** - Após completo descarregamento as trincas laterais propagam-se para a superfície formando lascas. microusinagem

Tais estudos apresentados concluem que a variação do ângulo de face do indentador também tem influência direta no comportamento dúctil de um material frágil e em sua transformação de fase. O estudo da formação das trincas que surgem durante as indentações auxilia na determinação das condições que estão dentro do regime dúctil de trabalho.

### 3.2.1.3 Usinagem de Materiais Frágeis

Com a observação de comportamento dúctil em materiais frágeis em indentação, novas oportunidades de processos mecânicos de retirada de material foram abertas. Um desses processos foi a remoção de material por ferramenta monocortante de diamante.

Como demonstrado, materiais frágeis podem ser usinados similarmente a compostos metálicos, de forma plástica, em um estado denominado regime dúctil. Este regime ocorre em altas tensões de compressão hidrostáticas na zona de usinagem, região ao redor do raio da aresta da ferramenta (MORRIS et al., 1995). Altas tensões de compressão hidrostáticas podem suprimir a propagação de trincas e promover deformação plástica. Isso ocorre quando pequenas espessuras e profundidades de usinagem são aplicadas (HUO et al., 2015).

A formação de cavacos na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis decorre de uma combinação de fratura frágil e remoção no regime dúctil. Decisivo para a transformação do processo de fratura frágil para a remoção no regime dúctil ao longo do flanco do cavaco é, segundo Blackley e Scattergood (1990), o fato de que abaixo de uma determinada espessura de usinagem crítica a energia necessária para uma deformação plástica do material sobrepõe a energia onde ocorre a formação de trincas. A neutralização do estado de tensões de tração induzidas no material pode, portanto, ocorrer através de deslocamentos plásticos dos planos de deslizamento, ao invés de através de mecanismos de fratura. O processo de trabalho deve,



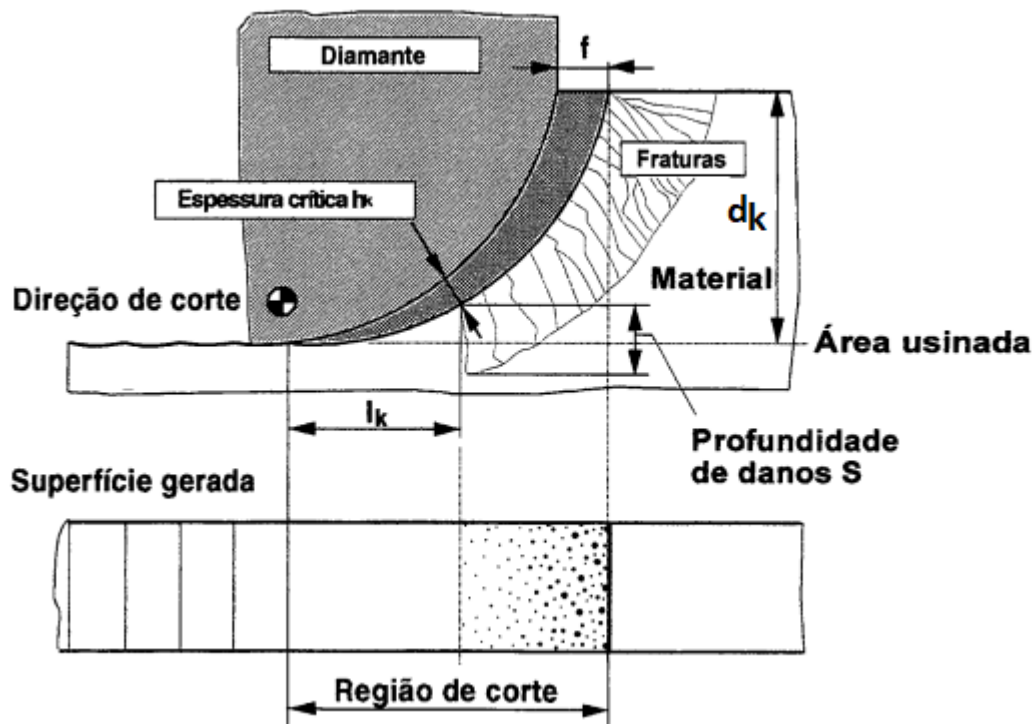
assim, ser realizado de tal forma que a parte da ferramenta que gera a superfície óptica trabalhe com segurança no regime dúctil.

A razão entre as energias de remoção de material por deformação plástica (dúctil) e por fratura (frágil) é então proporcionalmente expressa pela Equação 6:

$$\frac{\text{Energia de Fluxo Plástico}}{\text{Energia de fratura}} \sim \frac{E_p}{E_f} \propto h_k \quad (6)$$

Conforme mostrado na Figura 31, quando são escolhidos parâmetros de usinagem apropriados existe a possibilidade da ocorrência de usinagem dúctil. Os parâmetros de usinagem devem ser escolhidos de forma que a zona com fraturas que ocorre após a região  $l_k$  ao longo da aresta de corte seja totalmente removida pela próxima passagem da ferramenta, ou seja, uma superfície de boa qualidade óptica somente pode ser obtida quando a profundidade de danos  $S$  não chega até uma profundidade na qual será gerada a superfície final da peça. Desta forma, também durante a assim denominada usinagem dúctil a maior parte do material sofre fratura frágil e é pulverizada (BLACKLEY; SCATTERGOOD, 1990).

Figura 31 - Formação de cavaco na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis



Fonte: Modificado de Schroeter (1997).

A partir de ensaios sistemáticos de usinagem de materiais frágeis, (BLACKLEY; SCATTERGOOD, 1990) correlacionaram as transições e estados frágil-dútil em função da energia de remoção de material apresentaram o conceito de transição frágil-dútil em termos de energia de remoção de material. O resultado de tal análise foi que a relação entre a energia em regime dútil e a energia em regime frágil é proporcional à espessura de corte. O modelo proposto pelos autores é mostrado na Equação 7 a seguir:

$$\frac{I_k 2 - f^2}{r_\epsilon} = \frac{h_k^2}{f^2} - 2 \times \left[ \frac{h_k + S}{r_\epsilon} \right] \quad (7)$$

Enquanto a grandeza ( $h_k$ ) pode ser considerada como o parâmetro que define quando ocorre o início da usinagem dútil, a profundidade de danos  $S$  é uma grandeza que determina a existência ou não de trincas na superfície final da peça, assim como a propagação destas trincas.

Consequentemente, conforme a escala de corte diminui, o fluxo plástico torna-se o mecanismo de remoção de material predominante. A espessura ( $h_k$ ) onde ocorre a transição é uma função intrínseca das propriedades dos materiais que controlam a deformação plástica e a fratura, e é denominada espessura crítica.

A partir de ensaios de fratura frágil, foi possível estabelecer uma relação entre a profundidade crítica de penetração ( $d_k$ ) e algumas das características mecânicas do material, através da análise do mecanismo de fratura. Esta relação pode ser observada na Equação 8 a seguir:

$$d_k = \beta \times \left[ \frac{K_C}{H} \right]^2 \times \left[ \frac{E}{H} \right] \quad (8)$$

Segundo este modelo a grandeza  $\beta$ , que é dependente das condições gerais de processo, e o módulo de elasticidade  $E$  comportam-se linearmente com relação à profundidade crítica de penetração  $d_k$ . Também é possível verificar que a dureza do material  $H$  tem a maior influência sobre o valor de  $d_k$ , seguida pela tenacidade à fratura  $K_C$ . Em cristais infravermelhos o valor da tenacidade à fratura é, em comparação com materiais dúcteis, bastante inferior.

A profundidade crítica de penetração  $d_k$  representa, segundo este modelo, o limite entre a deformação plástica do material e onde se inicia a remoção frágil. Neste sentido a geometria da ferramenta e a geometria do cavaco, consequência dos parâmetros de processo escolhidos, têm importância fundamental para o sucesso da usinagem dútil. Também o emprego de fluido de corte pode auxiliar no sucesso da usinagem dútil, já que assim diminui-se o atrito entre o

material da peça e a face e a superfície de incidência da ferramenta, o que ajuda a evitar a propagação das tensões de tração no material da peça.

### ***3.3 Fluidos de corte na Usinagem de Precisão e Microusinagem***

O fluido de corte age sobre a superfície usinada, retira parte do calor gerado durante a operação, aumenta a vida útil da ferramenta e reduz as distorções térmicas geradas na peça, garantindo maior precisão dimensional. O principal objetivo do fluido de corte é introduzir melhorias, que podem ser tanto de caráter funcional (facilitam o processo de usinagem melhorando o seu desempenho) quanto de caráter econômico (induzem a um processo mais econômico com redução e “otimização” dos custos de usinagem (RUFFINO, 2013; FERRARESI, 1977)).

As funções básicas de um fluido de corte são proporcionar arrefecimento e lubrificação, reduzindo o atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça. Os fluidos podem afetar as condições de usinagem modificando a temperatura de contato, as tensões normais e de cisalhamento ao longo da interface, o mecanismo de desgaste da ferramenta, e o acabamento da superfície usinada da peça. Paralelamente, outra função do fluido de corte é transportar o cavaco e retirá-lo da superfície de trabalho. Em geral, os fluidos de corte trazem mais estabilidade ao processo mecânico de retirada de material. (ASTAKHOV, 2008; KLOCKE, 2011).

Embora o processo de lubri refrigeração seja muito benéfico à operação mecânica de usinagem, ele traz algumas complicações econômicas e ambientais. Os custos associados aos fluidos de corte não se limitam apenas à sua compra e preparação, mas também incluem os custos de manutenção e eliminação. Os custos de descarte podem ser de duas até quatro vezes o custo de aquisição do fluido. Isto se deve ao fato de que a maioria dos fluidos de corte não é biodegradável e requerem tratamentos caros antes da eliminação.

Essas preocupações geradas pela utilização de fluidos de corte têm impulsionado um crescente número de estudos e novas técnicas de lubri refrigeração. As aplicações como MQL (Mínima Quantidade de Lubrificante), usinagem a seco ou com ar comprimido tem recebido grande importância. Usinagens com MQL e com ar comprimido classificam-se como técnicas amigáveis ao meio ambiente e surgem como alternativas viáveis e sustentáveis frente ao fluido de corte em abundância.

#### **3.3.1 A técnica de mínima quantidade de lubrificação (MQL)**

A usinagem com MQL foi desenvolvida como uma alternativa à refrigeração por abundância e à refrigeração interna de alta pressão para reduzir o consumo de fluidos de corte

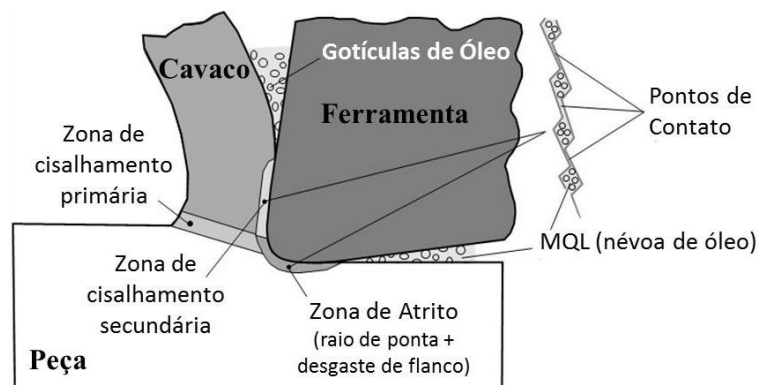
(ASTAKHOV, 2008). Em MQL, o meio lubri refrigerante é fornecido como uma mistura de ar e óleo, em quantidades muito pequenas, sob a forma de aerossol (muitas vezes referido como névoa), na região de corte.

A técnica MQL apresenta melhor poder lubrificante em relação ao fluido de corte aplicado em abundância (ABD), principalmente quando utilizados maiores valores de velocidade de corte. No caso, as partículas atomizadas do lubrificante conseguem atingir a região de corte, gerando uma diminuição do atrito nas interfaces cavaco-ferramenta-peça e uma redução das forças de usinagem. Consequentemente tem-se um decréscimo do calor gerado pelo atrito, possibilitando melhora no acabamento da superfície da peça e maior vida útil da ferramenta (JAYAL; BALAJI, 2009).

Outro fator importante no sistema MQL é sua maior eficiência térmica em relação ao fluido de corte aplicado em abundância (ABD). Em virtude da sua alta velocidade, as gotículas atomizadas do lubrificante perfuram a camada de vapor formada pelo processo de corte, atingindo as interfaces quentes e permitindo uma transferência de calor mais eficiente. Na aplicação da técnica MQL, a transferência de calor é predominantemente por convecção e evaporação (mistura ar/óleo). A transferência por evaporação é facilitada pelo aumento da área da superfície causada pela atomização, tornando a transferência de calor no MQL mais eficiente que a transferência por convecção em meio líquido presente no ABD. (VARADARAJAN, 2002)

O fluxo de gotículas do lubrificante acessa a região de corte através das asperezas nas interfaces de contato cavaco-ferramenta-peça, ajudando a lubrificar esta região e eliminando zonas de forte aderência e fricção (HADAD; SADEGHI, 2013). A Figura 32, identifica a zona de cisalhamento secundário e a zona de fricção.

Figura 32 - Área de contato real e fontes de lubrificantes nas interfaces na região de corte.



Fonte: Battaglia (2008).

Uma grande vantagem do sistema MQL é a evaporação da maior parte do fluido durante a usinagem. Tal característica do processo resulta num desperdício mínimo de fluido e diminui a necessidade de eliminação, problemas comuns com a técnica de fluido de corte aplicado em abundância (ABD). Em contrapartida, é necessário que o operador tenha cuidado máximo com o fluido evaporado, já que este apresenta perigo à saúde ao ser inalado.

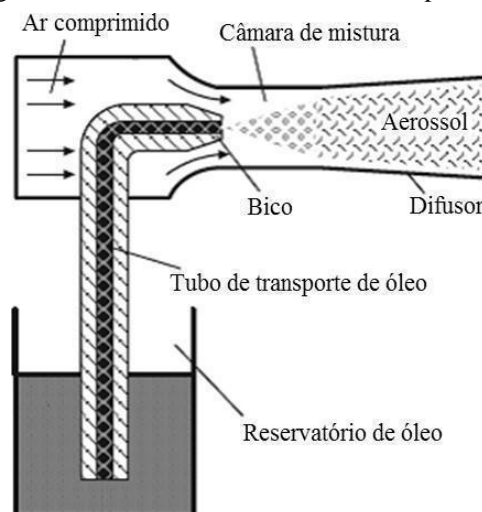
Com base nos amplos benefícios do uso do sistema MQL, é possível afirmar que o emprego desta técnica é ambientalmente amigável, gera benefícios econômicos com a redução dos custos de fabricação, decréscimo no consumo de energia e ampliação da vida útil da ferramenta, além de benefícios ambientais com a redução ou eliminação dos vários aspectos nocivos dos fluidos de corte tradicionalmente aplicados.

A literatura citada mostra amplos benefícios da MQL no processo de usinagem. Porém, a maior parte dos estudos de MQL são baseados em processos em macroescala, principalmente em metais e materiais dúcteis, cuja indústria é mais comum.

### 3.3.2 MQL: classificações e funcionamento

O princípio de funcionamento do atomizador consiste num atomizador como um ejetor onde a energia do gás comprimido (normalmente ar) é usada para atomizar o óleo, que é então transportado pelo ar em um sistema de distribuição de baixa pressão para a zona de usinagem. À medida que o ar comprimido flui através do tubo, cria-se um vácuo parcial na câmara de mistura que extrai o óleo do reservatório mantido sob uma pressão hidráulica constante. O princípio do atomizador é mostrado na Figura 33.

Figura 33 - Modelo de um atomizador simplificado.



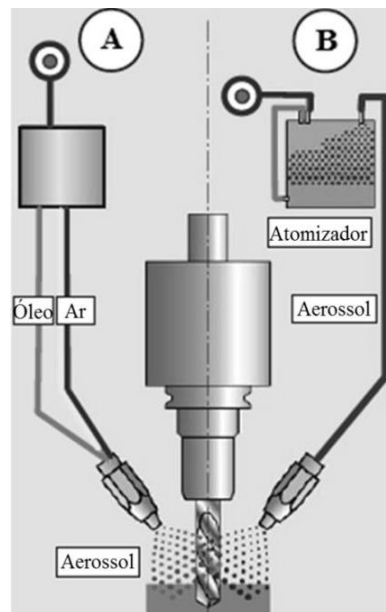
Fonte: Astakhov (2008).

As duas classificações de sistemas MQL são: (a) pelo fornecimento do aerossol e (b) pela composição do aerossol.

**a) Fornecedor do aerossol:** Sendo subclassificados pelo fornecimento do aerossol, podendo ser **(a-E) externo** ou **(a-I) interno**.

**a-E) Externo:** O aerossol é fornecido por um bocal externo colocado na máquina semelhante a um bocal para o fornecimento de fluido de corte em abundância (ABD). Existem duas opções, as quais são apresentadas na Figura 34: **a-E (A)** e **a-E (B)**.

Figura 34 - Princípios de aplicação do MQL externo.



Fonte: Astakhov (2008).

**a-E (A)** - O óleo e o ar comprimido são fornecidos para o bocal ejedor e o aerossol é formado após o bocal. Provavelmente é o método mais barato e de simples aplicação, porém, os ajustes não são simples. Torna-se necessário o uso de uma unidade hidráulica que possibilite o ajuste dos parâmetros do aerossol em uma larga faixa de valores em termos de tamanho das gotículas e proporção da vazão da mistura óleo/ar.

**a-E (B)** - O aerossol é preparado em um atomizador externo e, em seguida, fornecido a um bico convencional (usado para ABD). É o método mais simples, permitindo o uso dos conjuntos de bocais instalados na máquina.

**a-I - Interno:** O aerossol é fornecido através da ferramenta (interno) semelhante ao método de aplicação de fluido a alta pressão. O atomizador pode ser **a-I (A) externo** ou **a-I (B) interno**.

**a-I (A) - Atomizador externo:** O aerossol é preparado em um atomizador externo e depois fornecido através do fuso e dos canais internos feitos na ferramenta. Quando usado em centros de usinagem ou células de produção, a unidade de fornecimento de aerossol tem de reagir à troca frequente de ferramenta, definindo os parâmetros de aerossol adequados para cada ferramenta/operação.

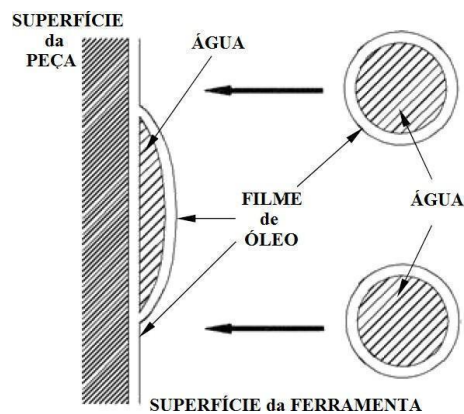
**a-I (B) - Atomizador interno:** A mistura ar/óleo é feita o mais próximo possível da ferramenta em uma câmara de mistura bem projetada. Para fazer isso, o óleo é fornecido através do fuso por um tubo central dentro do canal de ar anular circundante. O ar e o óleo são misturados na câmara de mistura perto da ferramenta. Dado que o aerossol de ar/óleo é influenciado apenas pela rotação do fuso para uma curta distância, a resposta de descarga da ponta da ferramenta é melhorada. O projeto do bocal e da câmara de mistura, bem como o controle da descarga de óleo são críticos para a aplicação, e normalmente são patenteados pelos fabricantes das máquinas-ferramentas.

#### **b) Composição do aerossol**

O aerossol é uma mistura ar/óleo. A vazão da mistura de MQL situa-se entre 30 ml/h e 600 ml/h, dependendo dos fatores do processo. Outras composições possíveis são a mínima quantidade de arrefecimento por lubrificante (MQCL) e óleo sobre gotícula de água (OoW). (ASTAKHOV, 2008)

O método OoW é projetado para fornecer uma quantidade mínima de lubrificante e ao mesmo tempo fornecer o efeito refrigerante requerido na ferramenta e nas superfícies usinadas (YOSHIMURA et al., 2005). A Figura 35 mostra o conceito de OoW. Quando uma gotícula ideal de OoW alcança a região de corte, o óleo lubrificante espalha-se sobre a superfície antes da dispersão da água. Consequentemente, espera-se que as gotículas de água desempenhem três importantes tarefas: transportar uma quantidade mínima de lubrificante; espalhar o lubrificante sobre as superfícies (peça e ferramenta) devido a sua própria inércia; resfriar as superfícies através da água (calor sensível) e da evaporação (calor latente). Para gerar as gotículas de OoW, é necessário um bocal ejetor especialmente concebido.

Figura 35 - Conceito de gotícula OoW.



Fonte: Yoshimura et al. (2005).

A mínima quantidade de arrefecimento por lubrificante (MQCL) combina uma fonte de gás propulsor, aditivos de lubrificação (p. ex. óleo de soja) e CO<sub>2</sub> líquido e/ou gasoso (refrigerante) em várias concentrações para formar um aerossol. O sistema MQCL emprega um injetor coaxial e um jato pulverizador. O pulverizador emprega um mecanismo de carga eletrostática que aumenta a uniformidade das gotículas, a força de pulverização e a deposição na superfície usinada.



## 4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Na usinagem de ultraprecisão com ferramentas de diamante é feita, em princípio, a divisão dos trabalhos em "a seco" e "com fluido de corte", esta última podendo ser o método ABD (em abundância) ou MQL. Assim, as discussões a seguir serão feitas sobre os resultados de diversos autores da literatura que compararam os diferentes métodos de lubri-refrigeração na macro e na microusinagem, em diversos processos, a partir dos seguintes parâmetros de avaliação:

- Impacto sobre a ferramenta;
- Controle da temperatura;
- Manutenção das forças de usinagem e energia de corte;
- Remoção e controle de cavaco;
- Integridade superficial da peça;
- Impacto da escolha do fluido.

### *4.1 Impacto sobre a ferramenta de diamante*

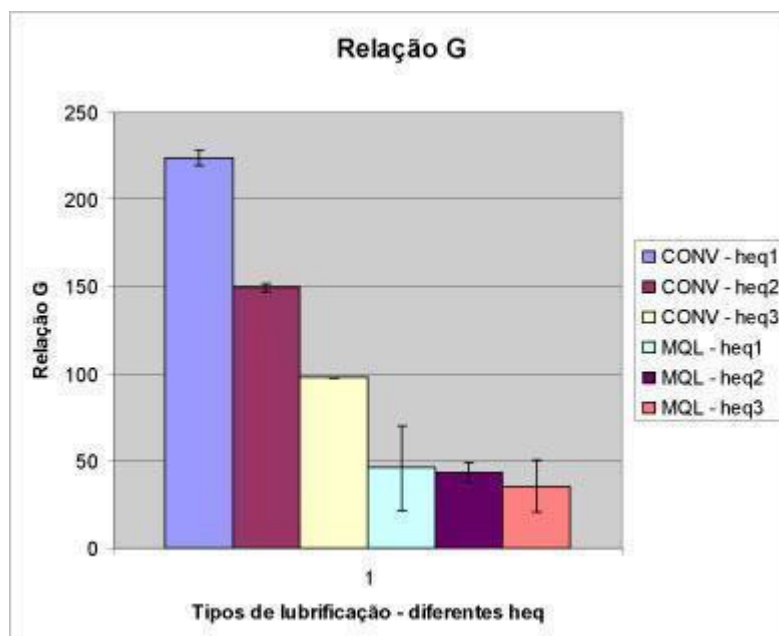
Como em processos de usinagem de ultraprecisão e microusinagem a ferramenta de corte utilizada é de custo elevado e, muitas vezes, de diamante, é necessário avaliar o impacto dos diferentes processos de lubri-refrigeração sobre a vida útil da ferramenta, fator econômico de grande importância, além de um controle de estabilidade do processo com impactos sobre a integridade da peça.

A literatura mostra algumas divergências quanto ao impacto da técnica MQL sobre a ferramenta de corte, mostrando resultados diferentes quando comparada à ABD e a seco. Alguns autores como Silva (2010), no processo de microtorneamento, e Oikawa et al. (2011), na retificação de ultraprecisão de materiais frágeis, relatam que houve maior desgaste da ferramenta utilizando MQL comparada a usinagem a seco e com ABD, respectivamente. Isto pode ocorrer pela menor dissipação térmica da região de corte provocada pela técnica com MQL (KLOCKE; EISENBLATTER, 1997), fazendo a ferramenta se desgastar mais. Apesar da lubrificação aumentada da técnica MQL (provocada pela atomização das gotículas de fluido que penetram nas zonas críticas de cisalhamento) auxiliar na redução do calor gerado pelo atrito entre cavaco-peça e peça-ferramenta (JAYAL; BALAJI, 2009), o que diminui estas parcelas de calor, a névoa pode possuir baixa condutividade térmica por sua composição com ar, o que

pode aumentar a temperatura na região de corte e diminuir a vida útil da ferramenta (UKAI, 2002). Diferentes composições de névoa MQL podem modificar tais resultados.

Oikawa et al (2011), em seus experimentos em retificação de ultraprecisão de alumina, compararam a técnica MQL com a convencional em abundância ABD, avaliando seus impactos sobre a relação G, ou seja, o volume de material removido sobre o volume de desgaste do rebolo com grãos abrasivos de diamante. Nestes experimentos, conforme mostrado na Figura 36, os autores relatam menor vida útil do rebolo de diamante para MQL, principalmente causado pelo aumento da temperatura fazer o ligante perder sua resistência. Os autores ainda comprovam que o desgaste é menor para menores espessuras de corte em materiais frágeis.

Figura 36 - Desgaste diametral do rebolo diamantado para mesmos parâmetros de corte e maquinário em retificação de alumina ( $h_{eq1} < h_{eq2} < h_{eq3}$ )



Fonte: Oikawa et al. (2011).

Li e Chous (2010), entretanto, em seus estudos na microrretificação, analisaram o efeito que a lubrificação teve sobre a ferramenta e a superfície usinada a partir do método de Mínima Quantidade de Lubrificante (MQL). Para as condições utilizadas foi possível concluir que, para a MQL, o desgaste de flanco foi menor. A redução foi de cerca de 60% em relação ao corte a seco. Assim, espera-se um aumento na vida da ferramenta, relatam os autores.

## 4.2 Controle da temperatura

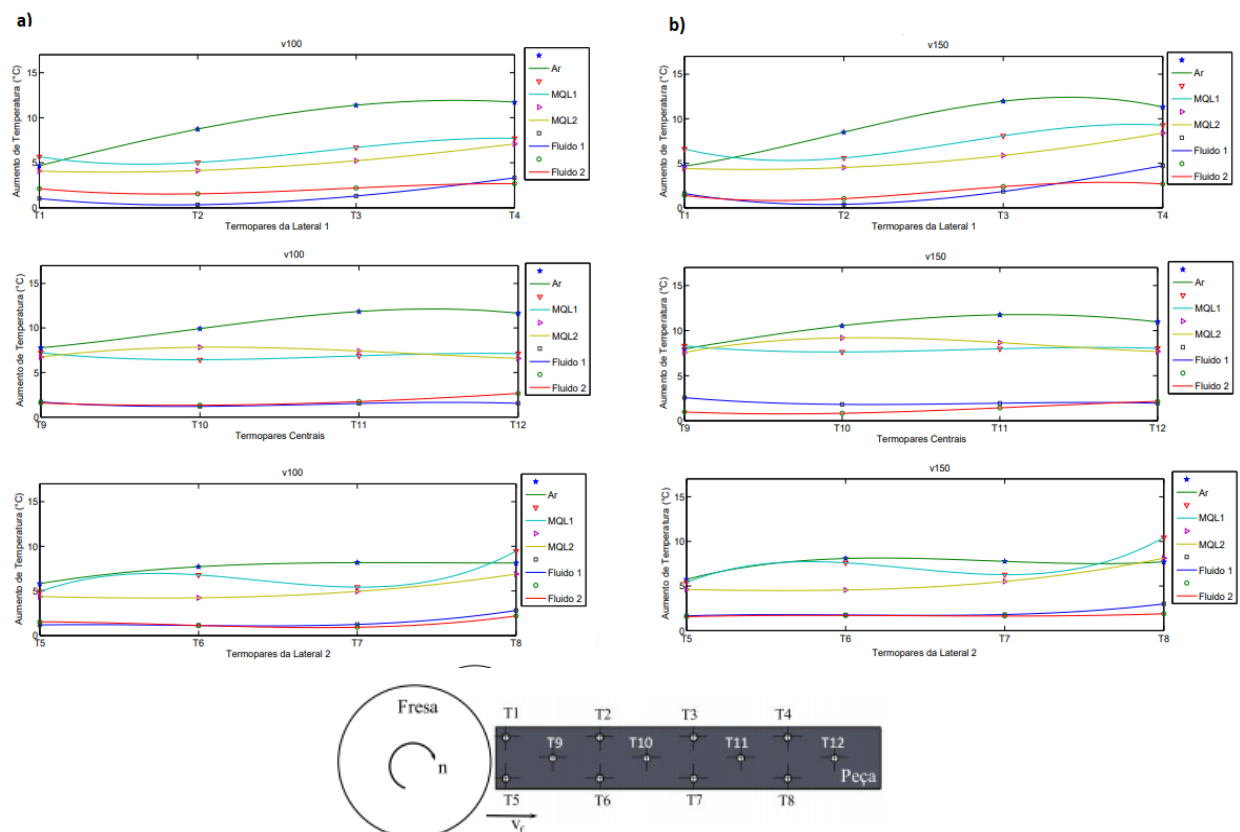
O controle da temperatura na região de corte também é de grande importância. Como mostrado anteriormente, a temperatura na região de corte está diretamente ligada às forças de

usinagem, à energia específica, aos parâmetros de corte, ao processo de usinagem e ao material da peça.

Por ser um assunto complexo, poucos trabalhos relacionados ao estudo das temperaturas na microusinagem com MQL foram encontrados, devido à dificuldade de se realizar tais experimentos. Assim, os resultados experimentais da literatura a seguir são feitos em usinagem convencional. Espera-se, porém, que os resultados em macrousinagem sejam compatíveis com a microusinagem, com algumas ressalvas referentes à diminuição de escala.

Luchesi (2011) em seus estudos sobre diferentes aplicações de lubri-refrigeração no fresamento convencional distingue a capacidade de refrigeração de diferentes fluidos, relatando que o sistema inundado registra menores temperaturas na peça e ferramenta que com MQL, sendo ambas superiores à sem fluido. Conforme mostrado na Figura 37, Luchesi (2011) conclui ainda que a composição da névoa, as velocidades de avanço e o local de aplicação do fluido também têm impacto significativo na lubri-refrigeração, podendo este ser adaptado para a aplicação e parâmetros da operação e, assim, otimizado.

Figura 37 - Aumento da temperatura em diferentes fluidos de corte para a retificação de aço AISI 4340 em diferentes fluidos de corte à a) 100 m/min e b) 150 m/min.



Fonte: Adaptado de Luchesi (2011).

Como mostrado na Figura 37, a utilização de fluido de corte é de extrema importância em processos em que se deve haver controle da temperatura, invalidando o método a seco. Entre as técnicas ABD e MQL, é notável que a técnica em abundância possui maior poder refrigerante. Para MQL, diversas aplicações que não seriam oportunas em razão da limitada capacidade da técnica em extrair calor da região de corte, devido à baixa condutividade térmica do ar comparada, por exemplo, à água (KLOCKE; EISENBLATTER, 1997). Aplicações estas que têm por características as grandes energias solicitadas na ferramenta, consequência de altas taxas de remoção de material ou de características do material usinado, como com baixa condutividade térmica e alta dureza. Porém, é necessário adicionar que, para os casos aplicáveis, o material usinado tende a ter sua dureza reduzida à medida que a temperatura da região de escoamento aumenta, o que de certa forma facilita seu escoamento. Tal característica é de especial importância na usinagem de materiais frágeis.

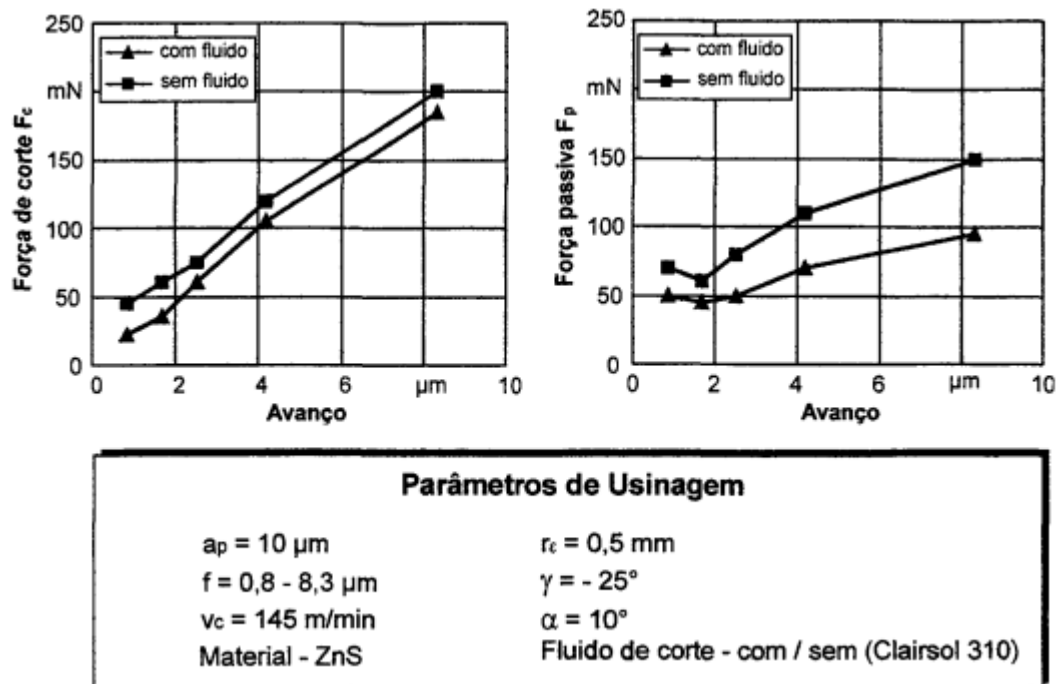
Orset (2015) conclui em seus estudos com MQL que a temperatura que a peça atinge durante o processo, além da região de escoamento, também é decisiva ao processo aplicado. A elevação significativa da temperatura devido à restrita capacidade do fluido em extrair calor da região de contato, dilata a peça durante o processo e causa desvios dimensionais. Orset (2015) também explica que os desvios dimensionais são controlados através das deformações previstas por modelos numéricos. As trajetórias são então corrigidas pelo sistema de controle da máquina operatriz e compensam as dilatações da peça durante a usinagem.

De forma alternativa, porém com o mesmo objetivo, Ukai (2002) propôs em sua máquina o controle da temperatura na região da usinagem pela adição de água na névoa com ar e óleo.

### ***4.3 Manutenção das forças de usinagem***

Diversos autores mostram que os níveis de força na usinagem de ultraprecisão são influenciados pelo emprego de fluido de corte. Em seus estudos, Schroeter (1997) relata que para cortes a seco normalmente tem-se forças superiores às que surgem durante a usinagem com emprego de fluido de corte para as mesmas condições de corte, como mostra a Figura 38. Este fato deve ser observado criticamente, já que um aumento das forças pode trazer um aumento nas vibrações no sistema ferramenta-máquina-peça e, com isto, ter consequências negativas sobre o resultado final de trabalho.

Figura 38 - Influência do fluido de corte sobre as forças de corte e passiva.



Fonte: Schroeter (1997).

Schroeter (1997) demonstra que no caso da utilização de Clairsol 310 aplicado em forma de névoa, observa-se um decréscimo tanto na força passiva quanto na força de corte, em relação a ensaios realizados a seco (Figura 38). As diferenças no nível estático de forças são maiores, em termos percentuais, para avanços menores, visto que a componente de atrito, grandemente afetada pelo emprego de fluido de corte, tem maior peso para pequenos avanços. Também é possível verificar um aumento na diferença entre os picos máximos e mínimos de força durante a usinagem a seco de cristais infravermelhos, o que leva a supor uma dinâmica de processo maior, com possíveis consequências sobre a qualidade superficial da peça usinada.

Neste quesito, espera-se que a capacidade de infiltração das partículas atomizadas de lubrificante da técnica MQL nas zonas de atrito cavaco-ferramenta e ferramenta-peça diminuam consideravelmente as forças durante o processo quando comparada à ABD. Vale a consideração importante de que, como mostrado anteriormente, uma redução das forças de corte causa uma redução na energia específica do processo. Este controle da energia específica e das forças é particularmente importante na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis, cuja dureza característica requer naturalmente uma energia específica de usinagem muito maior (Tabela 2).

Em ensaios realizados por Carrol et al. (1986), foi verificado que o emprego de fluido de corte em operações de usinagem com diamante monocristalino para alguns dos metais usualmente empregados na usinagem de ultraprecisão normalmente acarreta um decréscimo no

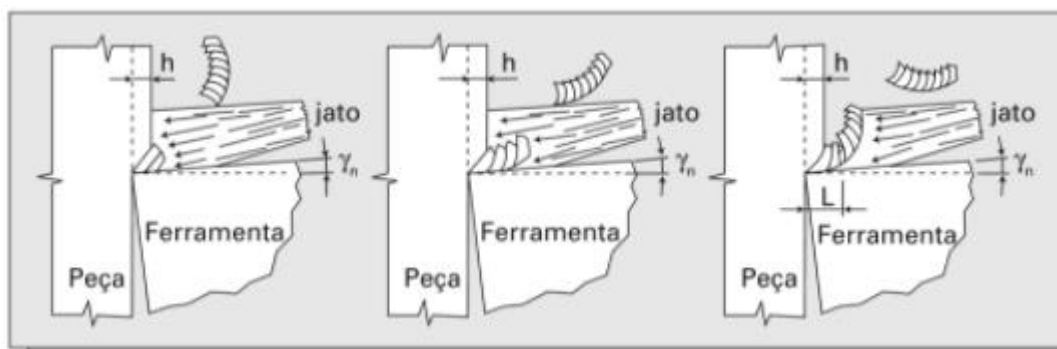
nível de forças de corte. Este decréscimo, diferente para os diferentes materiais usinados e para os diversos fluidos de corte utilizados, é na ordem de 30%, de um modo geral. Já Spenrath (1991), citado por Schroeter (1997), observou que o emprego de fluido de corte na usinagem de precisão de cobre com diamante tem influência não somente sobre o nível estático das forças na usinagem, mas principalmente sobre suas componentes dinâmicas, o que pode também levar a que a superfície gerada por usinagem de ultraprecisão sem fluido de corte não tenha mais características ópticas.

A manutenção do atrito pela utilização de fluido reduz a força de corte e, por consequência, causa um impedimento da formação de aresta postiça. A manutenção de formação de aresta postiça é outro fator importante no controle da qualidade superficial da peça, da vida útil da ferramenta e da estabilidade do processo de usinagem de ultraprecisão e microusinagem.

#### ***4.4 A remoção e controle de cavaco***

A capacidade de remover os cavacos através do uso de fluido de corte deve ser considerada também nas análises, já que principalmente em processos onde há uma tendência de formação de cavacos contínuos a não retirada da região de corte pode causar diminuição na qualidade superficial da peça tanto pelo esmagamento de cavacos entre a ferramenta e a peça quanto através de aumentos súbitos nas forças decorrentes do desprendimento destes cavacos. A Figura 39 esquematiza o mecanismo de retirada de cavaco utilizando fluido de corte.

Figura 39 - Fragmentação do cavaco promovido pelo fluido de corte em alta pressão.



Fonte: Machado (1990).

Apesar de muitos estudos mostrarem que a técnica MQL ajuda no controle do atrito entre cavaco e peça, poucos estudos comprovam que a técnica MQL é superior à ABD no quesito retirada do cavaco da zona de corte. Em seus experimentos, Oikawa et al. (2011) perceberam

que, em algumas condições, a técnica MQL tem grandes dificuldades em retirar o cavaco da zona de corte, em comparação com a lubri-refrigeração convencional. Os autores ainda relatam a formação de uma “pasta”, de difícil remoção na região de usinagem. Em casos como este, espera-se que os valores de rugosidade sejam menores para a lubri-refrigeração convencional do que para a técnica da MQL, já que o cavaco presente na zona de corte afeta consideravelmente os valores de rugosidade da peça (ASTAKHOV, 2008).

Em especial, na operação de microfuração, o fluido de corte tem papel importante no arrefecimento, lubrificação e remoção do cavaco gerado no processo. Porém, segundo estudos realizados por Zhuang (2013), o tamanho extremamente reduzido do orifício gerado dificulta o escoamento do fluido pelo microfuro. Os fatores fundamentais para o melhor desempenho durante o processo de microfuração foram o tipo de refrigerante, a taxa de fluxo e ângulo do bico. A conjuntura para um desempenho ideal requer um fluido refrigerante com menor viscosidade, alta difusividade térmica e boa lubricidade (OBERG *et al.*, 2004). Assim, a técnica MQL pode ser utilizada neste processo, desde que as capacidades de controle de temperatura do fluido utilizado escolhido sejam consideradas.

#### ***4.5 Integridade superficial da peça***

A integridade superficial da peça na utilização de fluido de corte e MQL na usinagem de ultraprecisão não é de resultado unânime na literatura. Enquanto pode-se supor que o alto poder lubrificante da MQL e fluidos de corte em geral influenciam positivamente no acabamento da peça devido à redução do atrito e das forças, seu baixo poder refrigerante e a dificuldade de remoção de cavaco da zona de corte podem afetar negativamente a qualidade superficial da peça. Também são registrados diferentes impactos na qualidade superficial da peça em diferentes operações, materiais e parâmetros de corte. Nos casos em que há maior desgaste da ferramenta utilizando MQL, também se nota um acabamento superficial inferior consequentemente.

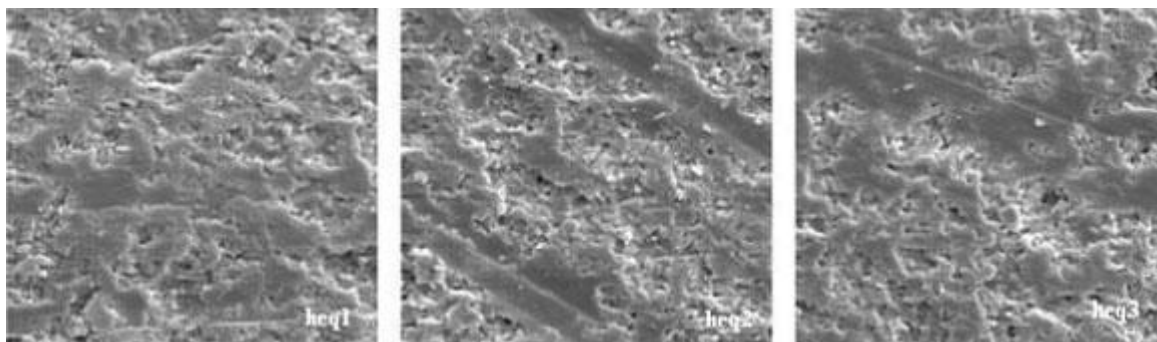
Em seu experimento Silva (2010) aponta que a utilização de fluidos de corte não traz vantagens em processos de microtorneamento. De forma geral a rugosidade e precisão de forma foram melhores quando a usinagem foi realizada sem a presença de fluidos, apesar de uma certa adesão ser notada entre a ferramenta e o material da peça.

Assim como na usinagem de metais não ferrosos com ferramentas de diamante, na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis e cristais infravermelhos verifica-se uma influência do uso de fluido de corte sobre o nível de acabamento superficial.

Para os materiais frágeis, a técnica MQL auxilia na remoção dúctil de material e proporciona ótimas condições de acabamento superficial quando comparada à ABD (OIKAWA et al, 2011). Tal fato pode ocorrer devido à limitada capacidade refrigerante da MQL, a qual provoca um aumento de temperatura que, para materiais frágeis, auxilia na mudança de fase cristalográfica e na remoção dúctil de material.

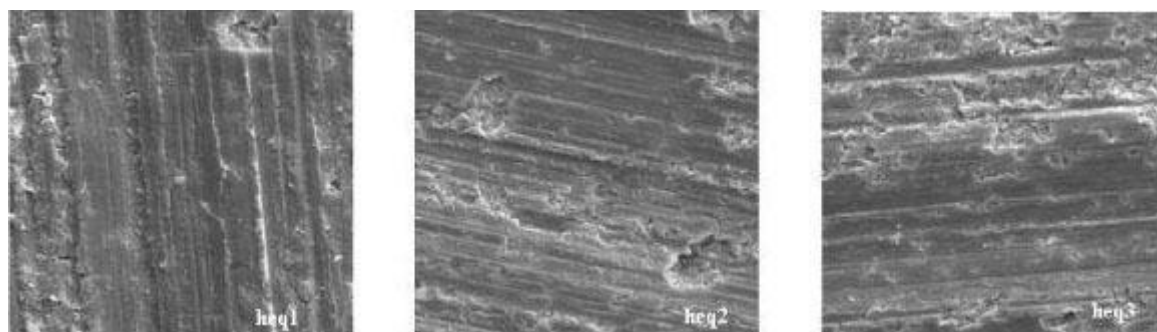
O maior poder lubrificante da técnica além de diminuir a presença de microtrincas que atuam como agentes concentradores de tensão, também diminui o atrito peça-cavaco e peça-ferramenta. Analisando a Figura 40 e a Figura 41, resultado dos experimentos de Oikawa et al (2011), na retificação de ultraprecisão de alumina, pode-se notar que, além do poder lubrificante da MQL proporcionar acabamento superficial superior, quanto menor a espessura de corte, mais dúctil é o processo de remoção do material. (BLAKE; SCATTERGOOD, 1990)

Figura 40 - MEV para a refrigeração convencional ABD para mesmos parâmetros de corte na retificação de ultraprecisão de alumina ( $h_1 < h_2 < h_3$ ).



Fonte: Oikawa et al. (2011).

Figura 41 - MEV para a refrigeração MQL para mesmos parâmetros de corte e maquinário em retificação de ultraprecisão de alumina ( $h_1 < h_2 < h_3$ ).



Fonte: Oikawa et al. (2011).

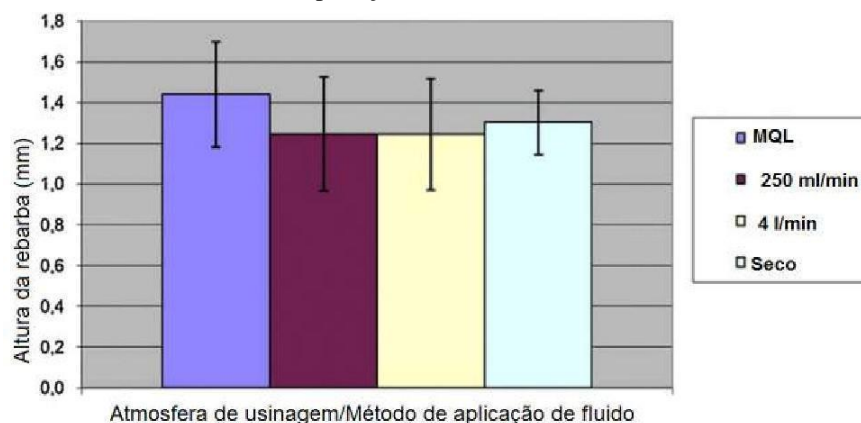
Outra característica importante que se deve objetivar nos fluidos de corte em operações de usinagem de ultraprecisão é a sua capacidade de evaporar da superfície sem deixar elementos residuais sobre ela, de modo a tornar desnecessária uma limpeza posterior da superfície gerada.



O calor de vaporização do fluido deve, entretanto, ser baixo, para que a peça não sofra grandes variações de temperatura, que podem refletir-se sobre a qualidade final de forma. Além disto, fluidos de corte devem ter propriedades químicas compatíveis com o material usinado, ou seja, não deve haver uma reação química entre fluido e peça, o que pode ter consequências negativas sobre as características superficiais (SPENRATH, 1991).

Silva et al. (2015) pesquisaram sobre a altura das rebarbas formadas no processo de fresamento lateral do aço inoxidável PH 13-8 Mo utilizando ferramentas de metal duro revestidas. Diferentes tipos de aplicação de fluido de corte foram utilizados (jorro, baixa vazão, MQL e usinagem a seco), além de diferentes valores de penetração de trabalho e geometrias diferentes de ferramentas. Não houve alterações significativas no valor medido das alturas das rebarbas quando avaliados os diferentes métodos de aplicação de fluido de corte, como mostrado na Figura 42.

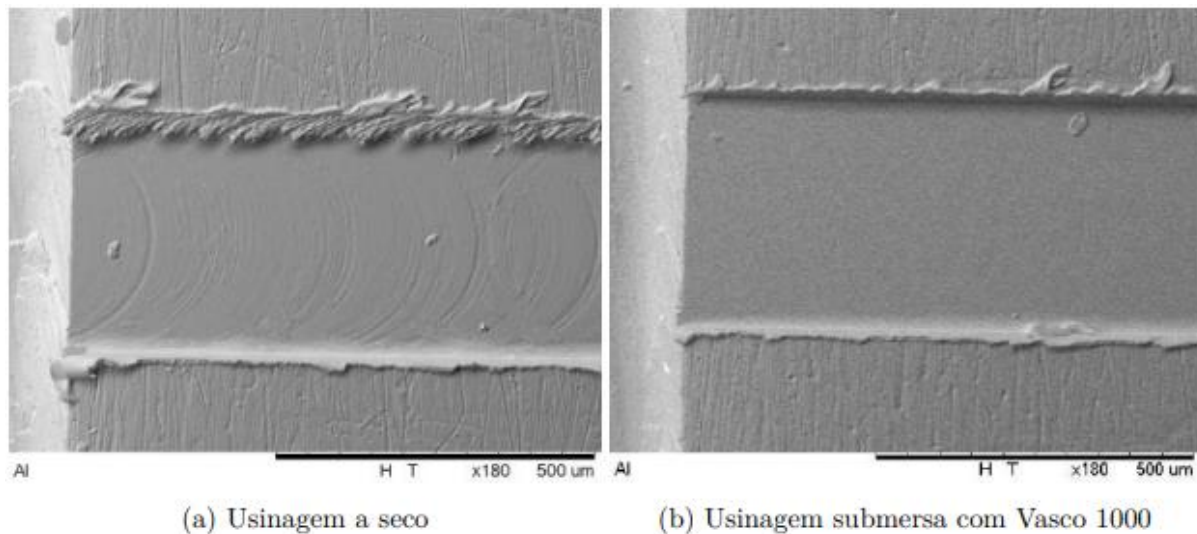
Figura 42 - Valores médios de altura da rebarba de acordo com a atmosfera de usinagem oferecida por cada tipo de aplicação de fluido de corte.



Fonte: Silva et al. (2015).

Cunha (2016) estudou os efeitos da utilização de fluido de corte na formação de rebarbas no microfresamento da liga de alumínio 6351. O fluido de corte utilizado foi o VASCO 1000 na condição submersa. Os resultados dos estudos são mostrados na Figura 43.

Figura 43 - Profundidade de corte:  $40,0\ \mu\text{m}$ , avanço por aresta:  $0,4\ \mu\text{m}$ , 15.000 rpm, da liga de alumínio 6351.



Fonte: Cunha (2016).

Como pode ser visto pela Figura 43, a qualidade da superfície usinada é melhor quando se usa o fluido de corte. Marcas de avanço da ferramenta são notadas na usinagem a seco das amostras de alumínio, e são eliminadas pelo uso da usinagem na condição submersa. A deflexão da ferramenta durante o processo de microusinagem também contribui para as marcas na superfície da amostra. Com o aumento da profundidade de corte, ocorre um aumento das forças de usinagem, consequentemente, a deflexão da ferramenta e vibração associada ao processo. Outro fenômeno que é a recuperação elástica do material, já mencionada anteriormente. Com o uso do fluido de corte ocorre uma redução do atrito, consequentemente da temperatura de usinagem, aumentando a resistência ao cisalhamento do material, favorecendo a formação do cavaco e reduzindo a recuperação elástica do material, reduzindo também a vibração da ferramenta de corte, eliminando as marcas de avanço da ferramenta e as rebarbas internas. Outra possível causa para a redução das rebarbas internas com o uso do fluido de corte é a diminuição da ocorrência da aresta postiça de corte, fenômeno ainda pouco estudado em micro-usinagem.

Cunha (2016), após realizar o teste com o fluido de corte em MQL, relata que não houve grandes diferenças na formação de rebarbas para com o método submerso em fluido. Assim, concluiu que a aplicação de fluido de corte pelo método de MQL não tem contribuição significativa para minimização do processo de formação de rebarbas na liga de alumínio e no aço usados nos experimentos. Cunha (2016) relata também quantidade de fluido de corte utilizado pelo processo de MQL foi muito maior do que na condição de usinagem submersa.

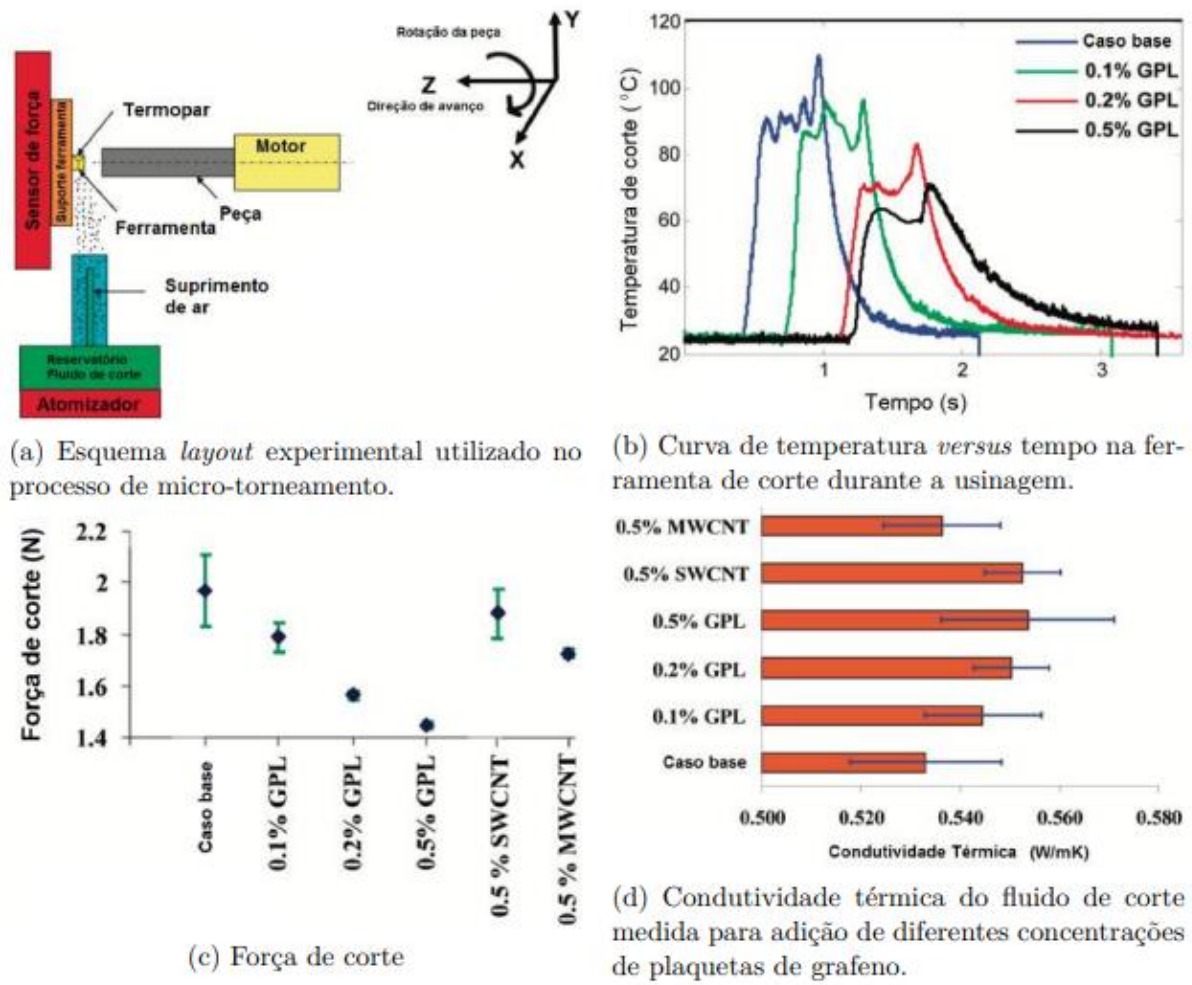
#### ***4.6 Influência da composição do fluido***

Samuel et al. (2011) relataram a utilização de grafeno como um aditivo para melhorar o desempenho de lubrificação e arrefecimento de fluidos de corte semi-sintéticos utilizado na fabricação de microcomponentes. Ensaio de microtorneamento foram conduzidos com a utilização de fluidos de corte contendo concentrações variáveis de plaquetas de grafeno. A Figura 44-a mostra o esquema experimental utilizado nos ensaios e a Figura 44-b apresenta a temperatura medida.

Segundo Samuel et al. (2011), a incorporação de plaquetas de grafeno no fluido de corte serve para suprimir significativamente a temperatura de pico da ferramenta durante o corte. Este efeito é melhorado com o aumento da fração de plaquetas de grafeno na suspensão coloidal por alterar as propriedades térmicas do fluido de corte e também agir como lubrificante sólido. Uma observação interessante feita pelo autor é que, uma vez que o termopar foi montado na superfície de folga da ferramenta, o perfil de temperatura é função do calor gerado na interface cavaco/ferramenta, que é principalmente função do coeficiente dinâmico de atrito nesta interface. O fato de o acréscimo de plaquetas de grafeno resultar em medições de valores menores de temperatura quando comparado ao caso base, aponta para um coeficiente mais uniforme e menor de atrito na interface cavaco/ferramenta. Isto sugere uma capacidade de as plaquetas de grafeno penetrarem na interface cavaco/ferramenta em processos de micro-usinagem. No que se refere a força de corte, o autor relata, como mostrado na Figura 44-c, a força de corte mais baixa para 0,5 % de plaquetas de grafeno, sendo cerca de 26 % inferior ao caso base.

Samuel et al. (2011) também realizaram testes para determinar a condutividade térmica, de cada fluido de corte com as diferentes frações de grafeno adicionadas a cada fluido. Os resultados mostrados na Figura 44-d confirmam que a condutividade térmica aumenta quando há um aumento da fração de grafeno para o fluido de corte. Neste caso, um aumento de 4,0 % na condutividade térmica para adição de 0,5 % em massa de grafeno ao fluido de corte foi relatado pelos autores.

Figura 44 - Resultados experimentais apresentados por Samuel et al. (2011).



Fonte: Cunha (2016).

## 5 CONCLUSÕES

Foi mostrado neste trabalho que a utilização de fluidos de corte no processo de usinagem de ultraprecisão e microusinagem traz inúmeros benefícios, sendo alguns deles: redução das forças de usinagem e, conseqüentemente, da energia específica; manutenção do cavaco; melhoria da integridade superficial da peça; controle da temperatura e aumento da vida útil da ferramenta. A técnica MQL, dentre estes quesitos, mostra-se excepcional principalmente no controle das forças de usinagem, principalmente de atrito, minimizando os impactos do processo causados por este fator, além de ser uma técnica ambientalmente amigável.

A técnica MQL mostra-se satisfatória quanto à integridade superficial das peças em diversos casos e aplicações. A técnica possui como sua maior vantagem a lubrificação na região de corte, com suas partículas de lubrificante penetrando em zonas críticas de atrito. Essa vantagem da técnica sobre o método convencional pode ser de amplo interesse, principalmente pela indústria de componentes ópticos e eletrônicos, por exemplo, requererem boa integridade superficial em suas aplicações. Somado a isso, para materiais com elevada dureza, onde o aumento da temperatura pode auxiliar na remoção dúctil de material o uso da técnica MQL pode trazer vantagens quanto à qualidade superficial da peça.

A vida útil da ferramenta na técnica MQL é um ponto bastante discutível quando comparada à ABD e a seco. Enquanto a diminuição do atrito nas zonas críticas de corte reduz a temperatura, alguns fluidos utilizados em MQL possuem baixo poder de condutividade térmica e outros mostram-se ineficazes na retirada do cavaco da região, fatores que aumentam a temperatura no processo e, conseqüentemente, diminuem a vida útil da ferramenta. Neste quesito, conclui-se que a escolha do processo, das características do fluido de corte e o controle de seus parâmetros na utilização (pressão, velocidade, local de aplicação) podem ser determinantes no resultado final do processo.

Vale a consideração que mesmo em processos em que a utilização de MQL resulte num maior desgaste da ferramenta, tal impacto econômico pode ser compensado pelo menor desperdício e manutenção de fluido de corte que a técnica MQL propõe. Assim, o processo pode ser viável para algumas aplicações, partindo-se da avaliação econômica do realizador do processo.

Na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis, partindo-se do pressuposto que a retirada de material seja feita em processo com espessura de corte abaixo da espessura crítica, independentemente do método de lubri-refrigeração os resultados mais satisfatórios quanto à

remoção em material em regime dúctil serão para menores espessuras de corte, devido às propriedades dos materiais frágeis analisadas neste trabalho.

Em escalas micrométricas, para a usinagem de materiais frágeis, a espessura deve estar entre o  $h_{min}$  (formação de cavaco em microusinagem) e  $h_k$  (espessura que separa regime dúctil e regime frágil do material). A utilização de fluidos auxilia neste controle para um processo mais preciso e instável, melhorando a qualidade superficial final da peça, tendo na técnica MQL uma grande oportunidade de otimização do processo.

Por último, deve-se considerar a operação escolhida e suas características e parâmetros para escolher o método de lubri-refrigeração ótimo. Como mostrado ao longo do trabalho, diversos autores obtiveram resultados diferentes em diferentes operações e aplicações. Pode-se concluir que para a grande maioria de processos e aplicações, a utilização de fluido de corte é benéfica e que para alguns destes casos a técnica MQL consegue otimizar o processo com relevância.

Dessa forma, a análise geral dos estudos indica que a técnica da MQL demonstra ser uma alternativa viável para a substituição da lubri-refrigeração convencional ABD no processo proposto pelo trabalho, além de prometer ser mais eficiente que a usinagem de ultraprecisão sem fluido de corte em diversos processos. No entanto, isso só é possível afirmar com a restrição de parâmetros de corte, manutenção das características do fluido e das qualidades das peças a serem usinadas. Também é possível viabilizar e otimizar alguns processos em MQL fazendo adaptações da aplicação e composição do fluido de corte utilizado.

Como sugestão para continuidade do trabalho, propõe-se a análise da influência de diversas aplicações de MQL na usinagem de ultraprecisão de materiais frágeis com ferramenta de diamante, testando experimentalmente os parâmetros e características ótimas do fluido de corte para o processo. Tendo os materiais frágeis mais difícil usinabilidade, possuindo características limitantes intrínsecas, é proposto avaliar como o processo de lubri refrigeração auxilia nos parâmetros de corte destes materiais e nas suas propriedades (estruturas cristalinas, espessura crítica, mudança de fase, formação de cavaco, energia específica). Tal continuidade de trabalho pode resultar numa conclusão mais acurada sobre as limitações e vantagens da técnica MQL sobre a convencional e a seco, sendo realizada em um dos ramos mais complexos da atual usinagem de ultraprecisão.

## REFERÊNCIAS

- ALTING, L.; KIMURA, F.; HANSEN, H. N.; BISSACO, G. **Micro engineering**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 52, n. 2, p. 635-658, 2003. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S000785060760208X>
- ARAMCHAROEN, A.; MATIVENGA, P. T. **Size effect and tool geometry in micromilling of tool steel**. *Precision Engineering*, Philadelphia, v. 33, n. 4, p. 402-407, 2009. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0141635908001529>
- ASTAKHOV, V.P.. **Ecological machining: near-dry machining**. In: Davim, J.P. *Machining: Fundamentals and Recent Advances*, Springer-Verlag, London, Cap.7, p.195-223, 2008. Disponível em: <https://b-ok.lat/book/593636/dabb5b?regionChanged=&redirect=36844854>
- ATTANASIO, A., GELFI, M., GIARDINI, C., REMINO, C., **Minimal quantity lubrication in turning: Effect on tool wear**, *Wear*, v. 260, n.3 , pp. 333-338, February, 2006. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0043164805003753>
- BARBOSA, M., SOUZA, R., **Análise das Tensões Residuais Geradas no Torneamento em Altas Velocidades de um Aço SAE 4140**. CEFET/RJ, Rio de Janeiro – RJ, 2016. Disponível em: <http://www.cefet-rj.br/attachments/article/2943/An%C3%A1lise%20Tens%C3%B5es%20Residuais%20geradas%20no%20Torneamento%20em%20Altas%20Velocidades%20A%C3%A7o%20SAE%204140.pdf>
- BATTAGLIA, J.L.. **Heat Transfer in Materials Forming Processes**. ISTE and John Wiley & Sons, New York, 2008. Disponível em: [https://www.researchgate.net/publication/305137415\\_Heat\\_Transfer\\_in\\_Material\\_Forming\\_Processes](https://www.researchgate.net/publication/305137415_Heat_Transfer_in_Material_Forming_Processes)
- BLACKLEY, W. S.; SCATTERGOOD, R. O. **Crystal Orientation Dependence of Machining Damage—A Stress Model**. *Journal of the American Ceramic Society*, v. 73, n. 10, p. 3113– 3115, 1 out. 1990. Disponível em: <https://ceramics.onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/j.1151-2916.1990.tb06730.x>
- BLAKE, P. N.; SCATTERGOOD, R. O. **Ductile-Regime Machining of Germanium and Silicon**. *Journal of the American Ceramic Society*, v. 73, n. 4, p. 949–957, 1 abr. 1990. Disponível em: <https://ceramics.onlinelibrary.wiley.com/doi/abs/10.1111/j.1151-2916.1990.tb05142.x>
- BOOTHROYD, G. **Fundamentals of metal machining and machine tools**. *International student edition*. Tokyo: McGraw-Hill, 1981. 350 p. Disponível em: [https://books.google.com.br/books/about/Fundamentals\\_of\\_Metal\\_Machining\\_and\\_Mach.htm?id=sMmqNKclBV8C&redir\\_esc=y](https://books.google.com.br/books/about/Fundamentals_of_Metal_Machining_and_Mach.htm?id=sMmqNKclBV8C&redir_esc=y)
- BORELLI, J.E.; FRANÇA, C.A.; MEDEIROS, C.F.; GONZAGA, A., **Análise da temperatura na região de contato entre a peça e a ferramenta**, *Revista Máquinas e Metais*, vol, 420, pp. 114-125, 2001. Disponível em: [https://www.scielo.br/scielo.php?script=sci\\_nlinks&ref=5314542&pid=S0100-7386200200040000100002&lng=en](https://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_nlinks&ref=5314542&pid=S0100-7386200200040000100002&lng=en)
- CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Fundamentos da ciência e engenharia de materiais: uma abordagem integrada**. 4. ed. Rio de Janeiro: LTC, 2014. Disponível em: <https://adamisricardo.wordpress.com/2009/08/11/download-ciencia-de-engenharia-de->



[materiais-uma-introducao/](#)

CARROL, J. T., DOW, T., STRENKOWSKI, J. S. **Tool Force Measurement and Prediction in Diamond Turning**. *SPIE* Vol. 676. Ultraprecision Machining and Automated Fabrication of Optics, 1986. p. 104-110. Disponível em:

<https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie/676/0000/Tool-Force-Measurement-And-Prediction-In-Diamond-Turning/10.1117/12.939523.short>

CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHET, T. **Investigation of micro-cutting operations**. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0890695505001306>

CHAE, J.; PARK, S. S.; FREIHET, T. **Investigation of micro-cutting operations**. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, New York, v. 46, n. 3-4, p. 313-332, 2006. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0890695505001306>

CHAUDHARI, A. LEE, Y. J.; WANG, H.; KUMAR, A. S. **Thermal effect on brittle-ductile transition in CaF<sub>2</sub> single crystals**. In: *Proceedings of the 17th International Conference of the European Society for Precision Engineering and Nanotechnology*, EUSPEN 2017, Hannover, Germany. *Anais* Hannover, Germany: 2017. Disponível em:

<https://scholar.google.com/citations?user=av9Wm3cAAAAJ&hl=en>

CUNHA, D.F. **Influência da utilização do fluido de corte com adição de grafeno na temperatura de usinagem e formação de rebarba no processo de micro fresamento**. 2016. 114f. Tese (doutorado em engenharia Mecânica) - Universidade Federal de Uberlândia, 2016. Disponível em:

<http://repositorio.ufu.br/bitstream/123456789/17632/1/InfluenciaUtilizacaoFluido.pdf>

DIB, Marcel Henrique Militão. **Fundamentos do fresamento: uma aplicação em microfresamento**. 2013. Dissertação (Mestrado em Manufatura) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2013. Disponível em:

<https://teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18145/tde-31102013-165527/pt-br.php>

DHANORKER, A.; ÖZEL, T. **An experimental and modeling study on meso/micro end milling process**. *ASME International Manufacturing Science and Engineering Conference - MSEC*, 2006, Ypsilanti. *Proceedings*. Ypsilanti: ASME, 2006. p. 1071- 1079. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/260002514\\_An\\_Experimental\\_and\\_Modeling\\_Study\\_on\\_MesoMicro\\_End\\_Milling\\_Process](https://www.researchgate.net/publication/260002514_An_Experimental_and_Modeling_Study_on_MesoMicro_End_Milling_Process)

DHAR, N.; KAMRUZZAMAN, M. **Cutting temperature, tool wear, surface roughness and dimensional deviation in turning AISI-4037 steel under cryogenic condition**.

*International Journal of Tools and Manufacture*, v. 47, n. 5, p. 754 -759, 2007. ISSN 0890-6955. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S089069550600229X>

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. **Tecnologia da usinagem dos materiais**. 2. ed. São Paulo: Artliber, 2000. 244 p. Disponível em:

[https://www.artliber.com.br/amostra/tecnologia\\_da\\_usinagem.pdf](https://www.artliber.com.br/amostra/tecnologia_da_usinagem.pdf)

DINIZ, A.E.; MARCONDES, F.C.; COPPINI, N.L.. **Tecnologia da Usinagem dos Materiais**, 5ª ed., São Paulo, Artliber, 2013. Disponível em:

[https://www.artliber.com.br/amostra/tecnologia\\_da\\_usinagem.pdf](https://www.artliber.com.br/amostra/tecnologia_da_usinagem.pdf)

DOMNICH, V.; GOGOTSI, Y. Chapter 5 - HIGH-PRESSURE SURFACE SCIENCE. In:



DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. **Recent advances in mechanical micromachining**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 55, n. 2, p. 745-768, 2006. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1660277306000077>

DORNFELD, D.; MIN, S.; TAKEUCHI, Y. **Recent advances in mechanical micromachining**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 55, n. 2, p. 745-768, 2006. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1660277306000077>

DUCOBU, F.; LORPHÈVRE, E. R.; FILIPPI, E.. **Dynamic simulation of the micro-milling process including minimum chip thickness and size effect**. *Key Engineering Materials*, v.504-506, p.1269-1274, Feb 2012. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/259583819\\_Dynamic\\_Simulation\\_of\\_the\\_Micro-Milling\\_Process\\_Including\\_Minimum\\_Chip\\_Thickness\\_and\\_Size\\_Effect](https://www.researchgate.net/publication/259583819_Dynamic_Simulation_of_the_Micro-Milling_Process_Including_Minimum_Chip_Thickness_and_Size_Effect)

DUDUCH, J. G. **Some critical aspects of machine design and performance for the machining of brittle materials**, Thesis (PhD) – Cranfield Institute of Technology, School of Industrial and Manufacturing Science, 1993. p 168.

EBRAHIMI, F.; KALWANI, L. Fracture anisotropy in silicon single crystal. **Materials Science and Engineering A**, v. 268, n. 1–2, p. 116–126, 1999. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0921509399000775>

ERSOY, A.; ATICI, U. **Performance characteristics of circular diamond saws in cutting of different type of rocks**. *Diamond and Related Materials*, Lausanne, v. 13, n.1, p. 22-37, 2004. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/223534925\\_Performance\\_characteristics\\_of\\_circular\\_diamond\\_saws\\_in\\_cutting\\_different\\_types\\_of\\_rocks](https://www.researchgate.net/publication/223534925_Performance_characteristics_of_circular_diamond_saws_in_cutting_different_types_of_rocks)

FERRARESI, D. **Fundamentos da usinagem dos metais**. São Paulo: Edgard Blücher, 1977. 754 p. Disponível em:

[https://www.academia.edu/26166592/Fundamentos\\_Da\\_Usinagem\\_Dos\\_Metals\\_Dino\\_Ferraresi](https://www.academia.edu/26166592/Fundamentos_Da_Usinagem_Dos_Metals_Dino_Ferraresi)

GORCZYCA, F. E. **Application of metal cutting theory**. New York: *Industrial Press*, 1987. 298 p. Disponível em:

[https://openlibrary.org/books/OL2375626M/Application\\_of\\_metal\\_cutting\\_theory](https://openlibrary.org/books/OL2375626M/Application_of_metal_cutting_theory)

HADAD, M.; SADEGHI, B.. **Minimum quantity lubrication-MQL turning of AISI 4140 steel alloy**, *Journal of Cleaner Production*, v.54, p.332-343, 2013. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0959652613003181>

HASHIMURA, M.; HASSAMONTR, J.; DORNFELD, D. A. **Effect of In-Plane Exit Angle and Rake Angles on Burr Height and Thickness in Face Milling Operation**. v. 121, n. Feb 1999, 1999. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/238184850\\_Effect\\_of\\_In-Plane\\_Exit\\_Angle\\_and\\_Rake\\_Angles\\_on\\_Burr\\_Height\\_and\\_Thickness\\_in\\_Face\\_Milling\\_Operation](https://www.researchgate.net/publication/238184850_Effect_of_In-Plane_Exit_Angle_and_Rake_Angles_on_Burr_Height_and_Thickness_in_Face_Milling_Operation)

HEISEL, U., LUTZ, M., SPATH, D., WASSMER, R., WALTER, U., **A técnica da quantidade mínima de fluidos e sua aplicação nos processos de corte**, *Revista Máquinas e Metais*, Ano XXXIV, n. 385, pp. 22-38., Fevereiro, 1998.

HULL, R. **Properties of Crystalline Silicon**. [s.l.] IET, 1999. Disponível em:

<https://burnsley14.blogspot.com/2013/02/f162ebook-pdf-ebook-properties-of.html>

HUO, D. et al. **Surface and Subsurface Characterisation in Micro-Milling of Monocrystalline Silicon**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 81, n. 5–8, p. 1319–1331, 1 nov. 2015. Disponível em: <https://link.springer.com/article/10.1007%2Fs00170-015-7308-7>

IKAWA, N., SHIMADA, S., MOROOKA, H. **Technology of Diamond Tool for Ultraprecision Metal Cutting**. *Bull. Japan. Soc. of Prec. Engg.*, Vol. 21, Nr. 4, dec. 1987. p. 233-238

JACKSON, M. J. **Micro and nanomachining**. In: DAVIM, J. P. *Machining: fundamentals and recent advances*. London: Springer, 2008. p. 271-298. Disponível em: <https://book.lat/2095905/1ec22f?regionChanged=&redirect=36903693>

JANG, J. I. et al. **Indentation-induced phase transformations in silicon: Influences of load, rate and indenter angle on the transformation behavior**. *Acta Materialia*, v. 53, n. 6, p. 1759–1770, 2005. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S135964540400761X>

JASINEVICIUS, R. G. **A influência do valor da pressão de transição de fase sobre a transição frágil-dúctil na usinagem de cristais semicondutores**. 2004. Universidade de São Paulo, 2004. Disponível em: <http://www.teses.usp.br/teses/disponiveis/livredocencia/18/tde-01122017-121801/>

JASINEVICIUS, R. G. et al. **Dependence of Brittle-to-Ductile Transition on Crystallographic Direction in Diamond Turning of Single-Crystal Silicon**. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture*, v. 226, n. 3, p. 445–458, mar. 2012.

JASINEVICIUS, R. G.; DUDUCH, J. G.; PIZANI, P. S. **The influence of crystallographic orientation on the generation of multiple structural phases generation in Silicon by cyclic microindentation**. *Materials Letters*, v. 62, n. 6, p. 812–815, 2008. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0167577X07006817>

JASINEVICIUS, R. G.; PIZANI, P. S. **Annealing Treatment of Amorphous Silicon Generated by Single Point Diamond Turning**. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 34, n. 7–8, p. 680, 1 out. 2007. Disponível em: [https://www.researchgate.net/publication/227324177\\_Annealing\\_treatment\\_of\\_amorphous\\_silicon\\_generated\\_by\\_single\\_point\\_diamond\\_turning](https://www.researchgate.net/publication/227324177_Annealing_treatment_of_amorphous_silicon_generated_by_single_point_diamond_turning)

JASINEVICIUS, R. G.; PIZANI, P. S.; DUDUCH, J. G. **Brittle to Ductile Transition Dependence upon the Transition Pressure Value of Semiconductors in Micromachining**. *Journal of Materials Research*, v. 15, n. 8, p. 1688–1692, ago. 2000. Disponível em: [https://www.researchgate.net/publication/231771292\\_Brittle\\_to\\_Ductile\\_Transition\\_Dependence\\_upon\\_the\\_Transition\\_Pressure\\_Value\\_of\\_Semiconductors\\_in\\_Micromachining](https://www.researchgate.net/publication/231771292_Brittle_to_Ductile_Transition_Dependence_upon_the_Transition_Pressure_Value_of_Semiconductors_in_Micromachining)

JAYAL, A.D.; BALAJI, A.K.. **Effects of cutting fluid application on tool wear in machining: interactions with tool-coatings and tool surface features**, *Wear*, v.267, n.9-10, p.1723-1730, 2009. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S004316480900444X>

KALPAKJIAN, S. **Manufacturing processes for engineering materials**. 2. ed. Menlo Park: Addison Wesley, 1991. 920 p. Disponível em: [https://www.academia.edu/42623203/Manufacturing\\_Processes\\_For\\_Engineering\\_Materials\\_6th\\_Edition\\_by\\_Serope\\_Kalpakjian\\_Steven\\_Schmid](https://www.academia.edu/42623203/Manufacturing_Processes_For_Engineering_Materials_6th_Edition_by_Serope_Kalpakjian_Steven_Schmid)

KARA, F.; ASLANTAS, K.; ÇIÇEK, A. **Prediction of cutting temperature in orthogonal**

**machining of aisi 316l using artificial neural network.** *Applied Soft Computing*, p. 64 – 74, 2016. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1568494615006067>

KLOCKE, F., EISENBLÄTTER, G., **Dry cutting**, *Annals of the CIRP - Manufacturing technology*, v. 46, n. 2, pp. 519-526, 1997. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850607608774>

KLOCKE, F.. **Manufacturing Processes 1: Cutting**, RWTH-Aachen, Springer-Verlag, Berlin, 2011. Disponível em: <https://www.springer.com/gp/book/9783642119781>

KLOCKE, F.; BECK, T.; EISENBLÄTTER, G.; FRITSCH, R.; LUNG, D.; PÖHLS, M. **Applications of minimal quantity lubrication (MQL) in cutting and grinding**, Institute of Machine Tools and Production Engineering, University of Technology, 2001.

KO, S.; DORNFELD, D. A. **Analysis of fracture in burr formation at the exit stage of metal cutting. 1996.** Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/0924013695021248>

KOCH, K.-F. **Technologie des Hochpräzisions-Hartdrehens**. Aachen, 1996. 167 p. Dissertation (Doutorado em Engenharia), RWTH-Aachen, 1996.

KWON, P.; DRZAL, L. **Nanoparticle graphite-based minimum quantity lubrication method and composition.** *Google Patents*, 2010. US Patent APP. 12/655,649. Disponível em: <https://patents.google.com/patent/US20100204072>

LIN, T.R. **Experimental study of burr formation and tool chipping in the face milling of stainless steel.** *Journal of Materials Processing Technology*, v. 12-20, 2000. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0924013600005732>

LIU, K. et al. **A Study of the Effect of Tool Cutting Edge Radius on Ductile Cutting of Silicon Wafers.** *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 32, n. 7-8, p. 631, 1 abr. 2007. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/225725290\\_A\\_study\\_of\\_the\\_effect\\_of\\_tool\\_cutting\\_edge\\_radius\\_on\\_ductile\\_cutting\\_of\\_silicon\\_wafers](https://www.researchgate.net/publication/225725290_A_study_of_the_effect_of_tool_cutting_edge_radius_on_ductile_cutting_of_silicon_wafers)

LIU, X.; DEVOR, R. E.; KAPOOR, S. G. **The mechanics of machining at the microscale: assessment of the current state of the science.** *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, Fairfield, v. 126, n. 4, p. 666-678, 2004. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/245368545\\_The\\_Mechanics\\_of\\_Machining\\_at\\_the\\_Microscale\\_Assessment\\_of\\_the\\_Current\\_State\\_of\\_the\\_Science](https://www.researchgate.net/publication/245368545_The_Mechanics_of_Machining_at_the_Microscale_Assessment_of_the_Current_State_of_the_Science)

LUCHESI, V. M. **Estudo teórico da condução de calor e desenvolvimento de um sistema para a avaliação de fluidos de corte em usinagem.** 2011. Tese (Doutorado em Manufatura) - Escola de Engenharia de São Carlos, University of São Paulo, São Carlos, 2011. Disponível em: <https://teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18145/tde-22072011-152531/en.php>

MACHADO, A. R. et al.. **Teoria da Usinagem dos Materiais**, 2ª ed., São Paulo: Edgard Blücher, 2011. Disponível em: <https://idoc.pub/documents/teoria-da-usinagem-dos-materiais-machado-qn85rde5v2n1>

MACHADO, A. R., DA SILVA, M. B., **Usinagem dos Metais**, Departamento de Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Uberlândia, MG, 8ª ed., 257p, 2004. Disponível em: <https://pt.scribd.com/doc/182227159/Usinagem-Dos-Metais-Machado-e-Da-Silva-2004>

MACHADO, A. R.; ABRÃO, A. M.; COELHO R. T.; SILVA, M. B. **Teoria da usinagem dos metais.** São Paulo: Edgard Blücher, 2009. 371 p. Disponível em:

<https://repositorio.usp.br/item/002126508>

MALKIN S., HWANG T. W., **Grinding mechanism for ceramics**, *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 45, n.2, pp. 569, 1996. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850607605113>

MASUZAWA, T. **State of the art of micromachining**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 49, n. 2, p. 473-488, 2000. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0007850607634519>

MORRIS, J. C. et al. Origins of the Ductile Regime in Single-Point Diamond Turning of Semiconductors. *Journal of the American Ceramic Society*, v. 78, n. 8, p. 2015–2020, 1 ago. 1995. Disponível em: <https://ceramics.onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1111/j.1151-2916.1995.tb08612.x>

MZAD, H. **A simple mathematical procedure to estimate heat flux in machining using measured surface temperature with infrared laser**. *Case Studies in Thermal Engineering*, p. 128 – 135, 2015. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2214157X15300071>

NALWA, H. S. (Ed.). **Handbook of Surfaces and Interfaces of Materials**. Burlington: Academic Press, 2001. p. 195–237. Disponível em: <https://b-ok.lat/book/3190706/5fae6c>

O'CONNOR, B. P.; MARSH, E. R.; COUEY, J. A. **On the Effect of Crystallographic Orientation on Ductile Material Removal in Silicon**. *Precision Engineering*, v. 29, n. 1, p. 124–132, jan.2005. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0141635904000790>

OBIKAWA, T., KAMATA, Y., SHINOZUKA, J., **High-speed grooving with applying MQL**, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, n. 14, pp.1854-1861, November, 2006. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0890695505003032>

OHMORI, G., TAKADA, S. **Primary Factors Affecting Accuracy in Ultra-Precision Machining by Diamond Tool**. *Bull. Japan. Soc. of Prec. Engg.*, Vol. 16, n. 1, mar. 1982. p. 3-7.

OIKAWA, M. H. et al . **Cerâmicas avançadas no processo de retificação cilíndrica externa de mergulho com rebolos diamantados com a técnica da mínima quantidade de lubrificação e refrigeração otimizada**. *Cerâmica*, São Paulo, v.57, n. 343, p. 263-273, Sept. 2011. Disponível em: [http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci\\_arttext&pid=S0366-69132011000300003&lng=en&nrm=iso](http://www.scielo.br/scielo.php?script=sci_arttext&pid=S0366-69132011000300003&lng=en&nrm=iso).

ORSET, M. **Benefícios do MQL na produção de cabeçotes da PSA**. Bielomatik Ltda., 2015. Disponível em: <http://www.usinagem-brasil.com.br/9791-beneficios-do-mql-na-producao-de-cabecotes-da-psa/>

PHARR, G. M.; OLIVER, W. C.; HARDING, D. S. New evidence for a pressure-induced phase transformation during the indentation of silicon. *Journal of Materials Research*, v. 6, n. 06, p. 1129–1130, 1991. Disponível em: <https://www.osti.gov/biblio/5487916-new-evidence-pressure-induced-phase-transformation-during-indentation-silicon>

RAMESH K., YEO S. H., GOWRI S., ZHOUL L., **Experimental Evaluation of Super High Speed Grinding of Advanced Ceramics**, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 17, pp.87-92, 2001. Disponível em: <https://link.springer.com/article/10.1007/s001700170196>

RIGATTI, A. M. Y. **Avaliação da força de usinagem e energia específica de corte no fresamento com alta velocidade de corte**. 2010. 88 f. Dissertação (Mestrado) – Faculdade

de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista, Ilha Solteira, 2010.  
Disponível em: <http://livros01.livrosgratis.com.br/cp137055.pdf>

RODRIGUES, A. R. **Estudo da geometria de arestas de corte aplicadas em usinagem com altas velocidades de corte**. 2005. 227 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, 2005. Disponível em: [https://teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18135/tde-03072005-134755/publico/tese\\_doutorado\\_roger.pdf](https://teses.usp.br/teses/disponiveis/18/18135/tde-03072005-134755/publico/tese_doutorado_roger.pdf)

RUFFINO, R.T.. Fluidos de corte. In: Ferraresi, D., **Fundamentos da Usinagem dos Metais**, 16 ed., Edgard Blücher, Cap.11, p.512-556, 2013.

SAMUEL, J. et al. **Graphene Colloidal Suspensions as High Performance Semi-Synthetic Metal-Working Fluids**. 2011. 3410-3415 p. Disponível em: [https://www.researchgate.net/publication/231646817\\_Graphene\\_Colloidal\\_Suspensions\\_as\\_High\\_Performance\\_Semi-Synthetic\\_Metal-Working\\_Fluids](https://www.researchgate.net/publication/231646817_Graphene_Colloidal_Suspensions_as_High_Performance_Semi-Synthetic_Metal-Working_Fluids)

SCHOROETER, R. B. **Usinagem de ultraprecisão de elementos ópticos transmissivos no espectro infravermelho**. 1997. 217f. Tese (doutorado em engenharia Mecânica) - Centro Tecnológico, Universidade Federal de Santa Catarina, Santa Catarina, 1997. Disponível em: <https://repositorio.ufsc.br/handle/123456789/77328>

SHAW, M. C. **Energy conversion in cutting and grinding**. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, Amsterdam, v. 45, n. 1, p. 101-104, 1996. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S000785060763025X>

SHAW, M. C. Introduction. In: **Principles of abrasive processing**. New York: Oxford University Press, 1995. p. 1-12. Disponível em: <http://www.abrasiveengineering.com/newpub.htm>

SHAW, M. C. **Metal cutting principles**. New York: *Oxford Science*, 1984. 594 p. Disponível em: <http://www.sciepub.com/reference/95197>

SILVA, L. C. da et al. **Study of burr height in face milling of ph 13-8 mo stainless steel - transition from primary to secondary burr and benefits of deburring between passes**. *CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology*, v. 10, p. 61-67, June 2015. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S1755581715000280>

SUAREZ, M.P.; COSTA, E.S.; MACHADO, A.R., **Influência dos Parâmetros de Corte no Acabamento de Canais em Alumínio Aeronáutico 7075-T7**, V Congresso Nacional de Engenharia Mecânica – CONEM, Salvador – BA, 2008.

SUBBIAH, S.; MELKOTE, S. N. **Engineering materials for micro cutting**. In: CHENG, K.; DEHONG, H. *Micro-Cutting: Fundamentals and applications*. Reino Unido: Wiley, 2013. cap. 5, p.87-114. Disponível em: <https://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/9781118536605.ch5>

SUN, Y, et al. **Enhanced Machinability of Ti-5553 alloy from cryogenic machining: Comparison with MQL and flood-cooled machining and modeling**. *Procedia CIRP*, v. 31, p 477 - 482, 2015, ISSN 2212-8271. 15th {CIRP} *Conference of Modelling of Machining Operations (15th CMMO)*. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S2212827115004151>

TANG, Y. et al. **Burr formation in milling cross-connected microchannels with a thin slotting cutter**. *Precision Engineering*, p. 108-115, 2011. Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0141635910001224>

TRENT, E.; WRIGHT, P. **Metal Cutting**. 4th ed. Massachusetts: Butterworth Heinemann



Publications, 2000. Disponível em: <https://www.elsevier.com/books/metal-cutting/wright/978-0-7506-7069-2>

UKAI, H. **Machining method, microscopic mist producing device, work cooling method and main spindle cooling method.** *Espacenet Patent* search, 2002. JP2002066871 (A).

Disponível em:

[https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=7&ND=3&adjacent=true&locale=en\\_EP&FT=D&date=20020305&CC=JP&NR=2002066871A&KC=A](https://worldwide.espacenet.com/publicationDetails/biblio?DB=EPODOC&II=7&ND=3&adjacent=true&locale=en_EP&FT=D&date=20020305&CC=JP&NR=2002066871A&KC=A)

VARADARAJAN, A.S.; PHILIP, P.K.; RAMAMOORTHY, B.. **Investigations on hard turning with minimal cutting fluid application (HTMF) and its comparison with dry and wet turning,** *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, v.42, n.2, p.193-200, 2002. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0890695501001195>

WANG, M.; WANG, W.; LU, Z. Anisotropy of Machined Surfaces Involved in the Ultra-Precision Turning of Single-Crystal Silicon—a Simulation and Experimental Study. **The International Journal of Advanced Manufacturing Technology**, v. 60, n. 5–8, p. 473–485, maio 2012. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/257336252\\_Anisotropy\\_of\\_machined\\_surfaces\\_involved\\_in\\_the\\_ultra-precision\\_turning\\_of\\_single-crystal\\_silicon-a\\_simulation\\_and\\_experimental\\_study](https://www.researchgate.net/publication/257336252_Anisotropy_of_machined_surfaces_involved_in_the_ultra-precision_turning_of_single-crystal_silicon-a_simulation_and_experimental_study)

WESTORT, K. **Diamond Machined Optics for Use at Visible Wavelengths.** *SPIE* Vol.508 Production Aspects of Single Point Machined Optics, 1984. p. 2-11. Disponível em:

<https://www.spiedigitallibrary.org/conference-proceedings-of-spie/0508/1/Diamond-Machined-Optics-For-Use-At-Visible-Wavelengths/10.1117/12.944955.short?SSO=1>

XIAO, G. B.; TO, S.; JELENKOVIĆ, E. V. Effects of Non-Amorphizing Hydrogen Ion Implantation on Anisotropy in Micro Cutting of Silicon. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 225, p. 439–450, nov. 2015. Disponível em:

<https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0924013615300273>

YAN, J. et al. **Fundamental investigation of subsurface damage in single crystalline silicon caused by diamond machining.** *Precision Engineering*, v. 33, n. 4, p. 378–386, 2009.

Disponível em: <https://www.sciencedirect.com/science/article/abs/pii/S0141635908001530>

YOSHIMURA, H. et al.. **Development of nozzle system for oil-on-water droplet metalworking fluid and its application to practical production line,** *JSME International Journal Series C*, v.48, n.4, p.723-729, 2005. Disponível em:

[https://www.jstage.jst.go.jp/article/jsmec/48/4/48\\_4\\_723/article](https://www.jstage.jst.go.jp/article/jsmec/48/4/48_4_723/article)

YOUNG, P., BYRNE, G., COTTERE, M., **Manufacturing and the Environment,** *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 13, n.7, pp. 488-493, 1997.

Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/230770797\\_Manufacturing\\_and\\_the\\_environment](https://www.researchgate.net/publication/230770797_Manufacturing_and_the_environment)

YU, B.; QIAN, L. Effect of crystal plane orientation on the friction-induced nanofabrication on monocrystalline silicon. **Nanoscale Research Letters**, v. 8, n. 100, p. 137–144, 2013.

Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/236074164\\_Effect\\_of\\_crystal\\_plane\\_orientation\\_on\\_the\\_friction-induced\\_nanofabrication\\_on\\_monocrystalline\\_silicon](https://www.researchgate.net/publication/236074164_Effect_of_crystal_plane_orientation_on_the_friction-induced_nanofabrication_on_monocrystalline_silicon)

ZHUANG, Y. **Optimizing the Economic Efficiency by Micro-drill Life Improvement during Deep- hole Drilling in the 212-Valve Manufacturing Process.** Dissertação (Mestrado em Engenharia de Manufatura) - Massachusetts Institute of Technology,

Cambridge, Massachusetts, 2013. 67 f. Disponível em:

[https://www.researchgate.net/publication/279813029\\_Optimizing\\_the\\_economic\\_efficiency\\_by\\_micro-drill\\_life\\_improvement\\_during\\_deep-hole\\_drilling\\_in\\_the\\_212-Valve\\_manufacturing\\_process](https://www.researchgate.net/publication/279813029_Optimizing_the_economic_efficiency_by_micro-drill_life_improvement_during_deep-hole_drilling_in_the_212-Valve_manufacturing_process)