

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”

GILMAR CAVALCANTE VICENTIN

PORTAFERRAMENTAS PARA TORNEAMENTO COM REFRIGERAÇÃO INTERNA
BASEADA NA MUDANÇA DE FASE DO FLUIDO

Bauru

2010

GILMAR CAVALCANTE VICENTIN

PORTAFERRAMENTAS PARA TORNEAMENTO COM REFRIGERAÇÃO INTERNA
BASEADA NA MUDANÇA DE FASE DO FLUIDO

Dissertação apresentada como requisito para a obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, área de concentração em Fabricação.

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez

Bauru
2010

Vicentin, Gilmar Cavalcante.

Portaferramentas para Torneamento com Refrigeração Interna baseada na Mudança de Fase do Fluido / Gilmar Cavalcante Vicentin, 2010.

88 f.

Orientador: Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez

Dissertação (Mestrado)- Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia, Bauru, 2010.

1. Torneamento. 2. Usinagem a seco. 3. Refrigeração interna. 4. Mudança de fase I. Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia. II. Título.

GILMAR CAVALCANTE VICENTIN

PORTAFERRAMENTAS PARA TORNEAMENTO COM REFRIGERAÇÃO INTERNA
BASEADA NA MUDANÇA DE FASE DO FLUIDO

Dissertação apresentada como requisito para a obtenção do título de mestre em Engenharia Mecânica da Universidade Estadual Paulista “Júlio de Mesquita Filho”, área de concentração em Fabricação.

Data de aprovação:

Orientador: Prof. Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez / Universidade Estadual Paulista

Prof. Dr. Vicente Luiz Scalon / Universidade Estadual Paulista

Prof. Dr. Álisson Rocha Machado / Universidade Federal de Uberlândia

Bauru
2010

Dedico este trabalho à minha amada esposa Andreia, aos meus pais, principalmente minha mãe Josefa, e às minhas queridas irmãs Silmara e Silvia.

Agradecimentos

Este trabalho não poderia ter sido concluído sem a inestimável ajuda de muitas pessoas, tanto na parte prática como na intelectual. Portanto, nada mais justo do que compartilhar esta vitória com as pessoas que se mostraram preocupadas comigo e com o meu trabalho, as quais listo a seguir.

Agradeço:

Ao Prof. Dr. Luiz Eduardo de Ângelo Sanchez, que antes de ser orientador se mostrou um grande amigo, compreensivo em muitos momentos em que outros assim não agiriam. Minha gratidão a você pelo apoio, incentivo e orientação. Espero poder retribuir algum dia.

À minha amada esposa Andréia, cujo incentivo constante (e a paciência) que me impulsionaram cada vez mais adiante até a conclusão desta etapa de minha vida.

À minha mãe, Josefa, e minhas irmãs Silmara e Silvia, que sempre mostraram confiança em mim e em minha capacidade.

Ao Prof. Dr. Vicente Luiz Scalon, pela sua grande participação no projeto, tanto com a idéia quanto com as discussões técnicas. Também ao seu orientado Danilo, pela força nos ensaios e na produção dos gráficos de temperatura.

Ao Prof. Dr. Carlos Elias da Silva Junior pela participação na qualificação e pelos conselhos valiosos.

Aos amigos Arthur e Gill, pela troca de idéias e por “quebrar meus galhos” quando tivemos problemas técnicos nos ensaios.

Ao amigo Hamilton, pela sua grande ajuda, principalmente na manutenção do porta e por ter me ensinado a operação do torno (nem todos nos formamos sabendo), permitindo assim que eu pudesse realizar os ensaios com mais tranqüilidade.

Ao Guilherme, pelo seu excelente trabalho na montagem do sistema de refrigeração e na confecção do porta-ferramentas, fundamentais para a pesquisa.

Ao Prof. Dr. Anselmo Eduardo Diniz, pela presteza na disponibilização do MEV para as fotos dos insertos.

À CAPES, pela concessão da bolsa durante o curso.

A todos, muito obrigado.

“A religião sem a ciência é cega e a ciência sem a religião é manca.”

Albert Einstein

Resumo

A crescente necessidade de aumento na produtividade em operações de usinagem torna cada vez mais importante o desenvolvimento de novas ferramentas de corte e novos métodos de manufatura, os quais devem ter a capacidade de preencher a demanda atual. Deste modo, muitos esforços têm sido direcionados para permitir a utilização de velocidades de corte cada vez maiores. Um grande desafio é controlar a temperatura durante o processo de usinagem, uma vez que a temperatura aumenta com o aumento da velocidade de corte, reduzindo a dureza a quente da ferramenta e alimentando os mecanismos de desgaste. Para minimizar estes efeitos, vários métodos de refrigeração têm sido propostos, cada um com suas vantagens e desvantagens. Os métodos convencionais de refrigeração, que utilizam fluidos de corte, embora possuam eficiência reconhecida, adicionam custos ao processo, além de serem causadores de problemas relacionados com o meio ambiente e com a saúde dos operadores. Neste contexto a usinagem a seco, associada com o emprego de ferramentas com alta dureza a quente, tem sido um bom método para evitar os problemas mencionados. Outra opção é a usinagem criogênica, que utiliza ferramentas de metal duro em temperaturas abaixo de -150°C , utilizando, para isso, nitrogênio líquido como fluido refrigerante. Entretanto, este método traz alguns problemas, como a necessidade de equipamentos especiais com tamanho significativo ao lado da máquina-ferramenta. Neste estudo é proposto o desenvolvimento e a construção de um sistema de refrigeração de ferramenta para o processo de torneamento, com baixo custo e manutenção simples, composto por um porta-ferramenta, com um fluido refrigerante passando internamente ao seu corpo em um circuito fechado, onde o fluido evapora em uma câmara abaixo do inserto de usinagem, removendo assim calor da ferramenta. O fluido refrigerante passa então através de um trocador de calor, onde condensa e um novo ciclo é iniciado. Este sistema é comparado com o método de refrigeração convencional (externa com fluido de corte) para analisar sua performance. O sistema proposto apresentou bons resultados, retirando efetivamente calor da ferramenta de corte, baixando sua temperatura e aumentando a vida da ferramenta em níveis próximos ao do corte com fluido convencional.

Palavras chave: Torneamento. Corte a seco. Refrigeração interna. Mudança de fase.

Abstract

The growing need of increase in productivity in machining operations emphasizes the importance of the development of new cutting tools and new manufacturing methods, which have the capacity to fulfill the present demand. In this way, many efforts are directed to enable the utilization of higher cutting speeds. One great challenge is to control the temperature during the machining process, since the temperature rises with the increase of the cutting speed, reducing the hot hardness of the cutting tool and accelerating the tool wear mechanism. To minimize these effects, many cooling methods have been proposed, each one with advantages and disadvantages. The conventional cooling methods, which use cutting fluids, although have recognized efficiency, add costs to the process, besides to cause problems regarding to the environment and operators health. In this context, dry machining, associated with the employment of tools with high hot hardness, has been a good method to avoid these problems. Another option is the cryogenic machining, which utilizes carbide tools in temperatures lower than -150°C , using, for this, liquid nitrogen as cooling fluid. However, this method brings some problems, like the need of special devices with significant size around the machine-tool. In this work, it is proposed the development and the construction of a cooling tool system for turning process, with low cost and simple maintenance, composed by a tool-holder, with a cooling fluid flowing within its body in a loop circuit, where the fluid evaporates just under the insert location, removing heat from it. The cooling fluid passes through a heat exchanger where it condensates and a new cycle is started. As result the developed system provides a tool life equal or better than with the cutting fluid application, with clear economic and environmental advantages.

Keywords: Turning. Dry cutting. Internal cooling. Phase change.

Lista de ilustrações

Figura 1	Zonas geradoras de calor no corte ortogonal	21
Figura 2	Transmissão do calor gerado pelas zonas geradoras de calor	21
Figura 3	Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na zona de cisalhamento e na face da ferramenta	24
Figura 4	Representação esquemática do balanço energético: a) torneamento de aço 1045 com metal duro, $V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rot; b) torneamento de titânio com metal duro, mesma velocidade e avanço	25
Figura 5	Variação da distribuição da energia de corte em função da velocidade de corte	26
Figura 6	Variação na partição do calor com a velocidade de corte	27
Figura 7	Influência da velocidade de corte na área de contato real cavaco-ferramenta	27
Figura 8	Efeito da velocidade de corte na divisão de calor gerado pela fonte secundária de calor	29
Figura 9	Velocidades de corte de acordo com o regime de corte, para alguns materiais	29
Figura 10	Variação da partição do calor com a velocidade de corte	31
Figura 11	Técnicas para refrigeração durante o torneamento	32
Figura 12	Equipamentos de gerenciamento de fluidos utilizados nas operações de transformações de metais	34
Figura 13	Representação esquemática do tubo de calor	38
Figura 14	Esquema de corte ortogonal com extrator de calor interno na ferramenta	40
Figura 15	Temperatura ao longo da superfície de folga de acordo com a posição do extrator de calor interno "D"	41
Figura 16	Efeito da intensidade da fonte interna de retirada de calor no desgaste de flanco com uma área de retirada de calor de $A = 2$ mm x 2 mm, a uma distância de $D = 1$ mm do flanco	41
Figura 17	Desenho esquemático de um tubo vortex	42
Figura 18	Temperaturas registradas a 1 mm da interface ferramenta-cavaco para o corte a seco e com ar resfriado	43

Figura 19	Desgaste da ponta em relação ao tempo de corte	44
Figura 20	Melhoria na produtividade no torneamento do aço AISI 304	47
Figura 21	Montagem para refrigeração com circulação interna de nitrogênio líquido	49
Figura 22	Comparação dos métodos de refrigeração no torneamento	50
Figura 23	Portaferramenta para refrigeração interna	51
Figura 24	Portaferramentas modificado	52
Figura 25	Comparação em escala log-log da vida da ferramenta na usinagem criogênica e a seco	52
Figura 26	Dimensões do corpo de prova (mm)	54
Figura 27	Portaferramenta proposto montado no castelo do torno	56
Figura 28	Câmara para evaporação do fluido refrigerante	56
Figura 29	Montagem da placa de cobre eletrolítico e do inserto de usinagem...	57
Figura 30	Modelo esquemático do sistema de refrigeração	58
Figura 31	O sistema de refrigeração montado.....	58
Figura 32	Reservatório com bomba no interior.....	59
Figura 33	Montagem do condensador	60
Figura 34	Sistema de controle de vazão	60
Figura 35	Vista geral do banco de ensaios montado na máquina-ferramenta ...	61
Figura 36	Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte, segundo a norma ISO 3685 (1993)	63
Figura 37	Medida de Δz e Δx para o cálculo do grau de deformação do cavaco	66
Figura 38	Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	67
Figura 39	Desgaste de ponta VB_c max por passe. $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	67
Figura 40	Superfície de saída para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm. a) corte a seco, b) emulsão, c) refrigeração interna (ampliação: 50x)	68
Figura 41	Desgaste de flanco para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm. a) corte a seco, b) emulsão, c) refrigeração interna (ampliação: 50x)	69
Figura 42	Rugosidade R_a para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$	70

	mm	
Figura 43	Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 140$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	71
Figura 44	Desgaste de ponta VB_c max por passe. $V_c = 140$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	71
Figura 45	Deformação excessiva na ponta e no flanco da ferramenta com $V_c = 140$ m/min, utilizando emulsão (ampliação: 50x)	72
Figura 46	Aspecto da ferramenta para $V_c = 140$ m/min no corte a seco (a) com refrigeração interna (b)	73
Figura 47	Rugosidade R_a para $V_c = 140$ m/min nas diferentes condições ensaiadas	74
Figura 48	Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 180$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	75
Figura 49	Desgaste de ponta VB_c max por passe. $V_c = 180$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm	75
Figura 50	Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 180$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm	76
Figura 51	Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm	77
Figura 52	Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 140$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm	78
Figura 53	Amostras de cavacos obtidos para $V_c = 110$ m/min; a) seco, b) emulsão, c) fluido interno	79
Figura 54	Valores de ϵ_0 para cada método de refrigeração ($V_c = 110$ m/min) ...	79

Lista de tabelas

Tabela 1	Distribuição da energia de corte por tipo de processo	22
Tabela 2	Distribuição do calor entre o cavaco, peça e ferramenta no torneamento de alguns materiais com $V_c = 100$ e 20 m/min	25
Tabela 3	Resumo de estudos sobre a partição do calor no torneamento	28
Tabela 4	Resumo dos estudos efetuados sobre resfriamento criogênico	45
Tabela 5	Classificação do aço VV 56 em várias normas	53
Tabela 6	Composição química do aço VV 56 (% - massa)	53
Tabela 7	Propriedades mecânicas do aço VV 56 na temperatura ambiente	53
Tabela 8	Parâmetros de corte para os ensaios preliminares	64

Lista de abreviaturas, siglas e símbolos

MQF	Mínima quantidade de lubrificante	
R11	Fluido refrigerante clorofluorcarbono	
2D	Duas dimensões	
3D	Três dimensões	
W_C	Taxa de consumo de energia	[J]
F_c	Força de corte	[N]
Q_r	Geração de calor na zona primária de deformação	[J]
V_C	Velocidade de corte	[m/min]
Q_S	Geração de calor na zoa secundária de deformação	[J]
F_{fr}	Força de cisalhamento total	[N]
λ_h	Taxa da espessura de cavaco	
F_f	Força de avanço	[N]
α	Ângulo de saída da ferramenta	[°]
f	Avanço	[mm/rot]
q_{fr}	Fluxo de calor para a ferramenta	[W/mm ²]
A_c	Área de contato cavaco-ferramenta	[mm ²]
HPC	<i>High pressure coolant</i>	
CAMQL	<i>Cooling air cutting and MQL</i>	
HRC	Dureza Rockwell C	
HB	Dureza Brinell	
d.d.p.	Diferença de potencial	
a_p	Profundidade de corte	[mm]

Sumário

1	INTRODUÇÃO	16
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
2.1	A energia no processo de torneamento	19
2.2	Efeito do recobrimento das ferramentas	30
2.3	Métodos de refrigeração	31
2.3.1	Refrigeração com fluido de corte	32
2.3.2	Usinagem a seco	35
2.3.3	Tubo de calor	38
2.3.4	Tubo <i>vortex</i>	42
2.3.5	Corte sob ar resfriado.....	44
2.3.6	Usinagem criogênica	45
3	MATERIAIS E EQUIPAMENTOS ENVOLVIDOS NA PESQUISA	53
3.1	Elementos do sistema de refrigeração	57
3.2	Definição dos métodos de ensaio e condições de usinagem	61
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	66
4.1	Usinagem para $V_c = 110$ m/min	66
4.2	Usinagem para $V_c = 140$ m/min	70
4.3	Usinagem para $V_c = 180$ m/min	74
4.4	Temperatura na ferramenta de corte	76
4.5	Grau de deformação do cavaco	78
5	CONCLUSÕES	81
5.1	Sugestões para trabalhos futuros	82
6	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	83

1. INTRODUÇÃO

O processo de usinagem gera, juntamente com a retirada de material, calor que é distribuído na ferramenta, no cavaco, na peça usinada e no meio-ambiente. A parcela de calor que é transferida para a ferramenta aumenta a temperatura na região de corte, trazendo prejuízos principalmente de duas maneiras: diminuição da resistência mecânica e da resistência ao desgaste da ferramenta. Juntamente com o desgaste, surgem problemas derivados que são indesejáveis, como por exemplo a perda de precisão dimensional da peça e qualidade ruim da superfície usinada.

Na tentativa de diminuir a temperatura na zona de corte, utilizam-se basicamente dois métodos: parâmetros de usinagem adequados para o par de materiais peça-ferramenta, explorando a faixa de valores onde é gerado menos calor, ou utilização de fluidos de corte para refrigeração e lubrificação da área de corte. O primeiro método, utilizado sozinho, limita a produtividade da usinagem, que fica dependente dos parâmetros selecionados. O segundo método envolve toda uma área de conhecimento relacionada à transferência de calor e tribologia, e quando bem utilizado permite controlar o calor que é direcionado à ferramenta de corte, e conseqüentemente a temperatura na interface cavaco/ferramenta, aumentando a sua vida útil e também melhorando o produto final. Porém, a utilização dos fluidos de corte tradicionais apresenta algumas desvantagens, como por exemplo: custos envolvidos com a necessidade de utilização de sistemas de armazenamento, bombeamento, filtragem, reciclagem e refrigeração; contaminação da água e do solo; potencial gerador de problemas de saúde nos operadores devido aos gases, fumos e bactérias formadas no fluido de corte, entre outras, o que leva à necessidade de avaliar o custo-benefício da aplicação destes fluidos nas operações de usinagem. Por exemplo, o acúmulo de compostos de nitrogênio dissolvidos, comumente utilizados como emulsificantes, causa eutroficação da água em lagos e rios, além de formar óxidos de nitrogênio quando incinerados. As dificuldades de incineração também estão associadas com derivados de cloro, que geralmente formam dioxinas tóxicas quando queimados (AKAGAWA apud STANFORD E LISTER, 2002)

Existem situações onde classicamente a aplicação do fluido prejudica o processo, como por exemplo: usinagem com ferramentas cerâmicas, pois o fluido pode promover choques térmicos com eventual fratura das ferramentas, usinagem com corte interrompido, com ferramentas de metal duro, entre outras (SALES et al. apud RAMOS et al. 2002).

Exigências ambientais e de legislação, tanto nacionais como internacionais (como por exemplo a norma internacional ISO 14000), com acordos de redução de emissão de poluentes, pressionam cada vez mais as indústrias para a não utilização de produtos potencialmente poluentes em suas atividades de manufatura. De forma geral, é aceita atualmente a idéia de que onde os fluidos de corte devem ser utilizados também deve ser implementada a reciclagem ou a extensão da vida útil do fluido (STANFORD e LISTER, 2002).

Desta forma, existe a necessidade de utilização de métodos “verdes”, que não prejudicam o meio-ambiente ou a saúde dos operadores. Ao mesmo tempo, eles devem ser eficazes na retirada de calor da zona de corte. Estes métodos envolvem desde a usinagem a seco até a utilização de fluidos de corte não agressivos ao meio ambiente e ao operador, passando pela técnica da mínima quantidade de lubrificante (MQL). Fluidos criogênicos, como o nitrogênio líquido, com baixíssimas temperaturas vêm sendo considerados como uma boa resposta para esta necessidade, com grande poder de retirada de calor sem danos ao meio ambiente. Entretanto, tradicionalmente a aplicação de fluidos refrigerantes, mesmo no caso do nitrogênio líquido, é feita externamente à ferramenta, conforme já estudado por Paul et al. (2001, 2006), Dhar et al. (2002) e Dhar e Kamruzzaman (2007).

Em operações com elevadas velocidades de corte, o efeito de lubrificação do fluido fica comprometido, já que este não consegue penetrar na interface cavaco ferramenta, sendo expulso pelo próprio movimento de deslizamento do cavaco sobre a superfície de saída da ferramenta (TRENT e WRIGHT, 2000).

Baseado no exposto, é possível verificar que muitas são as técnicas para refrigeração da ferramenta na usinagem. Além disso, a necessidade de alternativas ecológicas e econômicas fica evidente. A proposta deste trabalho é a construção de um porta-ferramentas com circulação interna de fluido refrigerante, com o diferencial de que o fluido circula em circuito fechado, sem perdas para o meio-ambiente e sem custos excessivos. O fluido refrigerante entra em contato com uma placa fina de

cobre, montada logo abaixo do inserto de usinagem, retira calor através de mudança de fase para gás, retorna para um trocador de calor onde volta ao estado líquido, recomeçando o ciclo. O fluido refrigerante escolhido, após testes, foi o clorofluorclorado, designado por R11, da Dupont, cuja mudança de fase ocorre em torno de 28°C. Serão analisados os efeitos deste sistema de refrigeração na vida das ferramentas de corte comparando-os com os resultados obtidos com sistemas convencionais de refrigeração no torneamento do aço inox VV56 com ferramenta de metal duro revestida.

Este trabalho contempla outros seguintes capítulos:

Capítulo 2: Revisão bibliográfica acerca da necessidade da refrigeração na usinagem e os diferentes métodos utilizados, incluindo aqueles pouco usuais.

Capítulo 3: Materiais e equipamentos utilizados para a pesquisa, apresentando o sistema de refrigeração proposto e a metodologia utilizada nos ensaios.

Capítulo 4: Resultados e análises dos dados obtidos nos experimentos.

Capítulos 5: Conclusões e sugestões para trabalhos futuros.

Capítulos 6: Referências utilizadas no trabalho.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo serão abordados os temas relativos à geração e distribuição de calor no processo de torneamento, bem como os métodos disponíveis e mais utilizados atualmente para refrigeração da zona de corte.

2.1 A energia no processo de torneamento

A influência da temperatura e do calor no processo de usinagem já teve sua importância destacada desde 1907, quando Taylor desenvolveu ferramentas de aço rápido, que suportavam maiores temperaturas de corte e permitiam taxas de remoção de material oito a dez vezes maiores do que as ferramentas existentes à época. As limitações impostas pela temperatura no corte têm sido o incentivo para o desenvolvimento dos materiais de ferramentas nos últimos 90 anos, entretanto os problemas ainda permanecem e, mesmo com os novos materiais de ferramenta, as velocidades de corte ainda podem ser limitadas na usinagem de certas ligas de materiais mais resistentes (TRENT e WRIGHT, 2000).

Assim, é de fundamental importância a compreensão dos fatores que influem na geração e no fluxo de calor, como também a distribuição da temperatura na ferramenta e na peça usinada, próximo à aresta de corte.

A geração de calor é um processo intrínseco na usinagem dos materiais. Várias pesquisas foram e estão sendo desenvolvidas na tentativa de determinar as temperaturas e a geração de calor que surgem durante o processo de usinagem, principalmente na região de corte, como, por exemplo, a temperatura na superfície de saída da ferramenta ou na aresta de corte. Inicialmente, como cita Komanduri e Hou (2000), pesquisadores como Hahn (1951), Chao e Trigger (1953), Lowen e Shaw (1954), Boothroyd (1963), entre outros, propuseram teorias sobre a geração de calor e a sua distribuição durante o processo de torneamento. Posteriormente, o desenvolvimento e o auxílio de ferramentas computacionais permitiram a resolução das equações e a simulação das teorias desenvolvidas, em modelos 2D e 3D, para finalmente comparar os resultados das simulações com aqueles obtidos em

experimentos. Foi o que fizeram Komanduri e Hou (2000, 2001, 2001), Singammani (2004), Grzesik e Nieslony (2003), Grzesik et al. (2004), Grzesik (2006), Akbar et al. (2008, 2009), Majundar et al. (2005), Abukhshim et al. (2006), entre outros.

Vários autores afirmam que pode-se considerar que todo o trabalho realizado no torneamento é convertido em calor (FERRARESI, 1977; SHAW, 1986, 1996; TRENT e WRIGHT, 2000; DINIZ et al., 2003; BOOTHROYD e KNIGHT, 2006). Segundo Abukhshim et al. (2006), há três regiões principais onde o calor é gerado durante o processo de corte ortogonal, conforme figura 1. Primeiramente, o calor é gerado na zona de deformação primária, devido ao trabalho plástico realizado no plano de cisalhamento. O aquecimento local nesta zona resulta em temperaturas muito elevadas, amaciando o material da peça e permitindo deformações maiores. A zona de deformação secundária é outra fonte de calor devido ao trabalho feito na deformação do cavaco e também para vencer o atrito de deslizamento na interface cavaco-ferramenta. Finalmente, calor é gerado na zona de deformação terciária, devido ao atrito entre a superfície de folga da ferramenta de corte e a nova superfície usinada na peça.

A geração de calor e as temperaturas nas zonas primária e secundária são altamente dependentes das condições de corte enquanto a geração de calor na zona terciária é fortemente influenciada pelo desgaste de flanco da ferramenta (ABUKHSHIM et al., 2005).

Os principais fatores que influenciam a divisão do calor no processo de corte, conforme Abukhshim et al. (2005) são: as propriedades térmicas da peça e da ferramenta (condutividade térmica), suas propriedades mecânicas (resistência do material), as condições tribológicas na zona de corte, o comprimento de contato cavaco-ferramenta, as condições de corte (parâmetros de corte e a utilização ou não de refrigerantes).

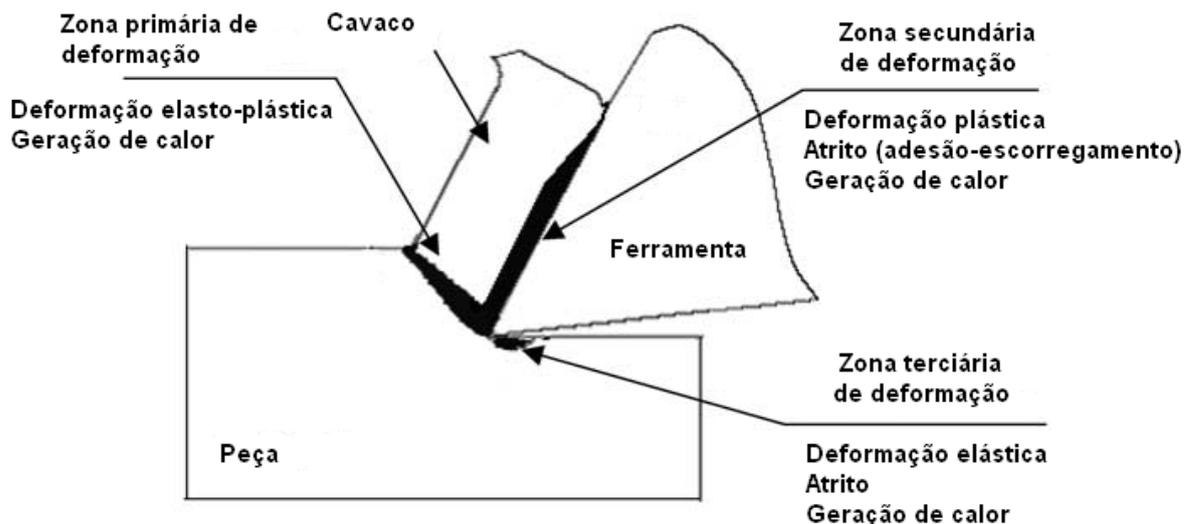


Figura 1 – Zonas geradoras de calor no corte ortogonal (ABUKHSHIM et al., 2006).

O calor gerado é retirado das zonas primária, secundária e terciária pelo cavaco, pela ferramenta e pela peça, conforme mostra a figura 2. O aumento da temperatura na ferramenta de corte é devido principalmente à segunda zona geradora de calor (deformação e atrito), porém a primeira zona geradora de calor também contribui para o aumento desta temperatura e indiretamente afeta a distribuição da temperatura na face da ferramenta (Abukhshim et al., 2005).

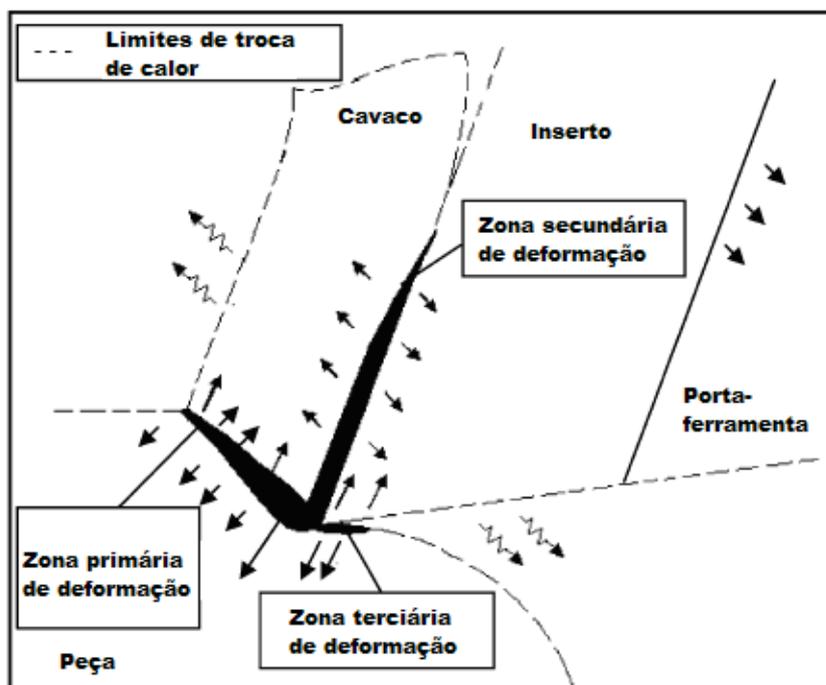


Figura 2 – Transmissão do calor gerado pelas zonas geradoras de calor (ABUKHSHIM et al., 2005).

Durante o processo de corte, parte do calor gerado no plano de cisalhamento primário flui por condução para dentro do cavaco auxiliando no aumento da temperatura na face da ferramenta. Desta forma, o aumento na temperatura na face da ferramenta é devido ao efeito combinado do calor gerado nas zonas primária e secundária de calor (ABUKHSHIM et al., 2005).

Alguns autores discorrem sobre a divisão do calor gerado nas três zonas geradoras de calor, entre cavaco, ferramenta e peça (MORIWAKI et al., 1993 apud ABUKHSHIM, 2006; TAY et al., 1974; TRENT, 1984; VENZA et al., 2002), entretanto são abordagens específicas com materiais e parâmetros de corte diferentes. Em relação ao calor que entra na ferramenta, Ghani et al. (2008) citam os resultados de alguns autores, considerando apenas a zona geradora de calor secundária: Trigger e Chao (1951) avaliaram que cerca de 12% do calor total entra na ferramenta, Stephenson et al. (1992) estimam em 15%, Takeuchi et al. (1982) de 10 a 30%, Trent (1991) estima em 3% enquanto Schulz (1992) estima em 10% e finalmente Komanduri e Hou (2001) também 10% .

Preger apud Fleischer et al. (2007) afirma que a distribuição da energia de corte na usinagem a seco é de 10% para a peça, 10% para a ferramenta e 80% para o cavaco. Vieregge apud Fleischer et al. (2007) afirma que esta distribuição é de 3,3% para a ferramenta, 4% para a peça e 92,7% para o cavaco. Partindo do exposto é possível verificar que uma afirmação geral a respeito da divisão do calor na usinagem não pode ser feita. Entretanto, é possível resumir, através da literatura disponível, faixas de valores para a distribuição do calor, conforme tabela 1 (FLEISCHER et al., 2007):

Tabela 1 – Distribuição da energia de corte por tipo de processo (Fleischer et al., 2007)

	<i>Furação</i>	<i>Torneamento</i>	<i>Fresamento</i>
Ferramenta	5-15%	2,1-18%	5,3-10%
Peça	10-35%	1,1-20%	1,3-25%
Cavaco	55-75%	74,6-96,3%	65-74,6%

Abukhshim et al (2005) fornecem um método para estimativa do calor gerado no corte de metais, que concorda com outros autores como Boothroyd e Knight (2006). A taxa de consumo de energia é dada pela equação (1).

$$W_c = F_c \cdot V_c \text{ [J]} \quad (1)$$

onde F_c é a força de corte (N) e V_c (m/s) é a velocidade de corte. Assumindo que todo o trabalho mecânico é convertido em calor, a geração de calor na zona primária de deformação pode ser calculada do trabalho realizado segundo a equação (2).

$$Q_r = F_c \cdot V_c \text{ [J]} \quad (2)$$

A quantidade de calor gerada devido ao trabalho realizado na zona secundária de deformação ao longo da superfície de saída é calculada pela energia de fricção, dada pela equação (3).

$$Q_s = F_{fr} V_c / \lambda_h \text{ [J]} \quad (3)$$

onde F_{fr} (N) é a força de cisalhamento total atuando na superfície de saída, V_c é a velocidade de corte (m/s) e λ_h é a taxa da espessura do cavaco (relação entre a espessura inicial e final do cavaco). A força F_{fr} pode ser calculada utilizando a equação (4).

$$F_{fr} = F_c \sin \alpha + F_f \cos \alpha \text{ [N]} \quad (4)$$

onde F_c é a força de corte (N), F_f é a força de avanço (N) e α é o ângulo de saída da ferramenta (°).

Boothroyd e Knight (2006) discorrem sobre o efeito da velocidade de corte no aumento da temperatura na zona de corte. A figura 3 mostra este efeito. A temperatura média na zona de cisalhamento primária aumenta levemente com o aumento na velocidade de corte e tende a se tornar constante, enquanto a máxima

temperatura na face da ferramenta aumenta rapidamente com o aumento da velocidade de corte.

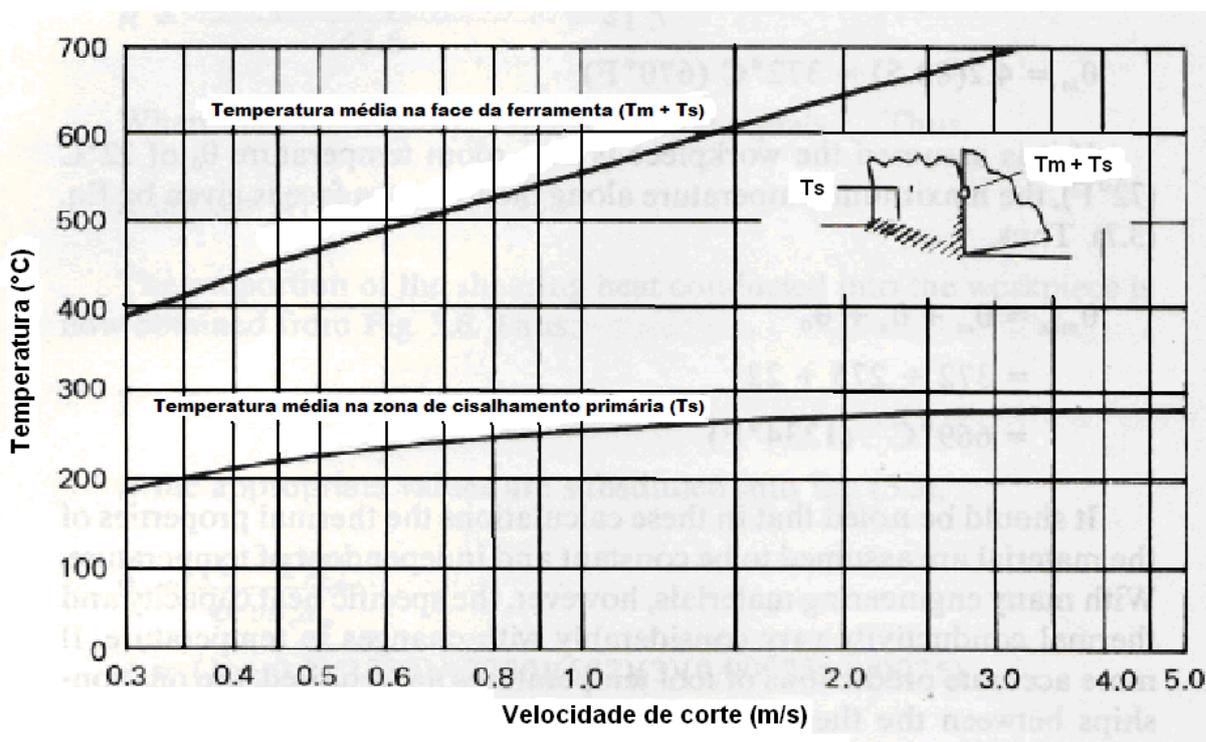


Figura 3 - Efeito da velocidade de corte sobre a temperatura na zona de cisalhamento primária e na face da ferramenta (BOOTHROYD e KNIGHT, 2006).

Ferraresi (1977) também discorre sobre a influência da velocidade de corte na geração de calor na zona de corte. Ele mostra que para um aço de construção a usinagem com velocidade de corte de até 50 m/min, a quantidade de calor gerada pela deformação plástica na zona de cisalhamento primária é de até 75% da total, ao passo que com $V_c = 200$ m/min essa quantidade de calor diminui para 25% da total. Assim, nos regimes de corte altos, o atrito na zona de cisalhamento secundária é a fonte básica de calor. A figura 4 apresenta esquematicamente os valores destas proporções e a tabela 2 apresenta a variação destas proporções em função da velocidade de corte para alguns materiais.

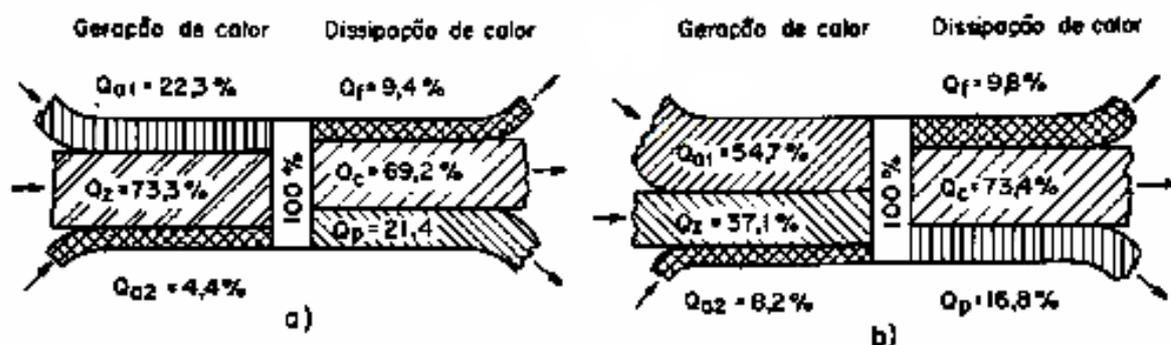


Figura 4 - Representação esquemática do balanço energético: a) torneamento de aço 1045 com metal duro, $V_c = 30$ m/min, $f = 0,3$ mm/rot; b) torneamento de titânio com metal duro, mesma velocidade e avanço (FERRARESI, 1977).

Tabela 2 - Distribuição do calor entre o cavaco, peça e ferramenta no torneamento de alguns materiais com $V_c = 100$ e 20 m/min (FERRARESI, 1977)

Material	Calor dissipado em % p/ $v_c = 100$ m/min			Calor dissipado em % p/ $v_c = 20$ m/min		
	Cavaco	Peça	Ferramenta	Cavaco	Peça	Ferramenta
Aço 0,4 C, 0,1 Cr	71	26	1,9	74	22	1,2
Fofo	42	50	1,5	50	39	0,8
Alumínio	21	73	2,2	-	-	-

Diniz et al. (2003) mostram a porcentagem da energia de corte transmitida em forma de calor para o cavaco, a peça e a ferramenta, de acordo com a velocidade de corte, conforme figura 5.

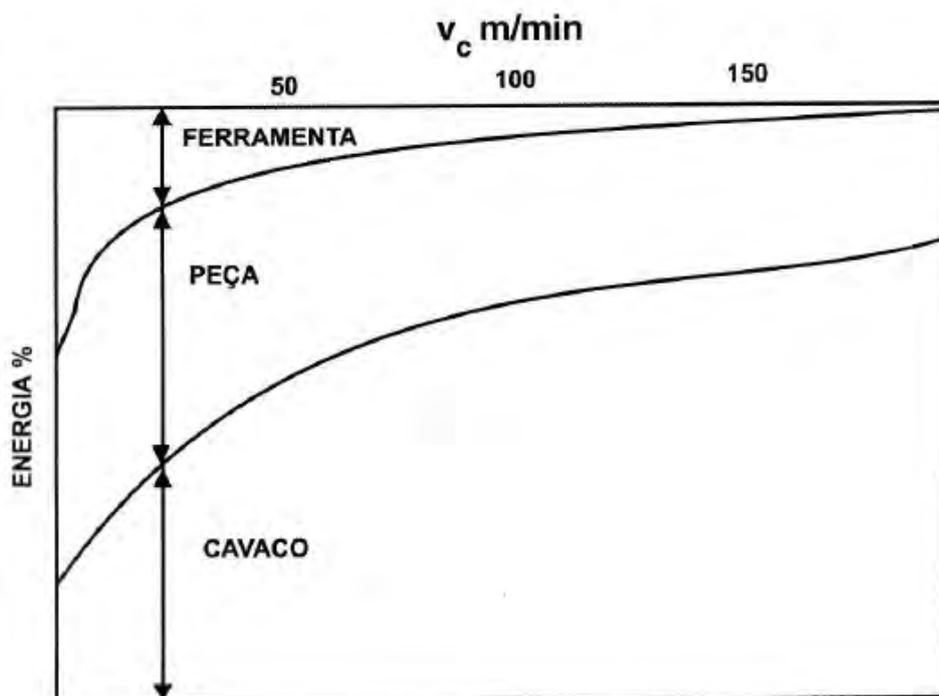


Figura 5 – Variação da distribuição da energia de corte em função da velocidade de corte (SHAW apud DINIZ et al., 2003)

Pode-se verificar pela figura acima que a quantidade de calor absorvido pela ferramenta é pequena, porém, como a região da ferramenta que recebe este calor (região de contato ferramenta-peça e cavaco-ferramenta) é de tamanho reduzido desenvolvem-se ali altas temperaturas (podendo atingir até 1200°C).

Akbar et al. (2009) relatam trabalhos desenvolvidos para quantificar a distribuição de calor na zona de corte (tabela 3). Também é demonstrada a variação da partição do calor com a velocidade de corte, conforme figura 6, para a usinagem do aço AISI 4140 com ferramenta de metal duro sem revestimento. Os autores mostram que a área de contato cavaco-ferramenta tem se mostrado fator dominante na divisão do calor, sendo que a área de contato é função da velocidade de corte. Na transição da usinagem convencional para a usinagem em altas velocidades de corte, a área de contato cavaco-ferramenta muda e começa a aumentar, comportamento este devido à mudança no fenômeno de deslizamento do cavaco sobre a ferramenta.

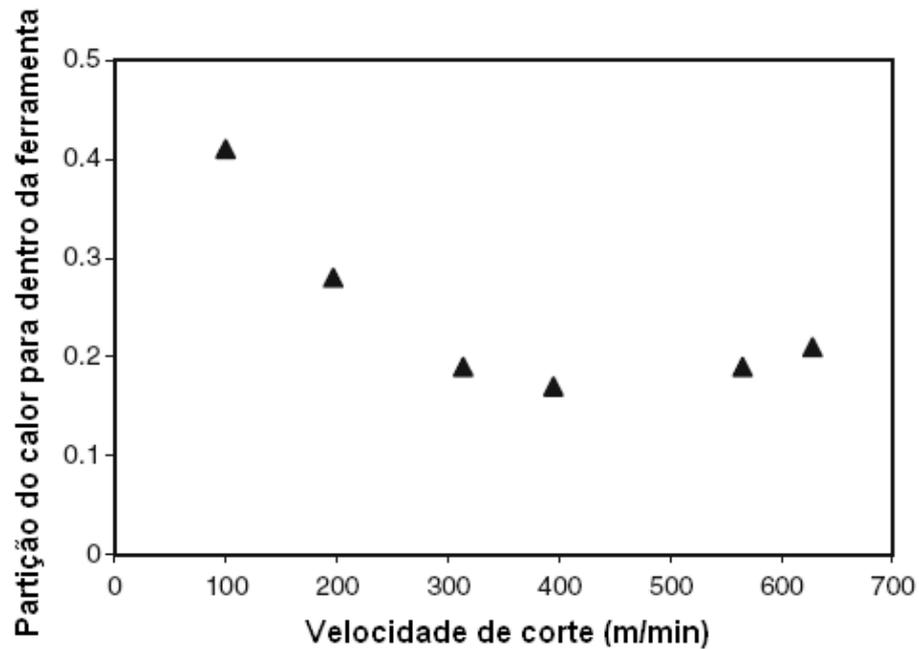


Figura 6 – Variação na partição do calor com a velocidade de corte (AKBAR et al., 2009)

Abukhshim et al. (2005) mostram a variação da área de contato cavaco-ferramenta em função da velocidade de corte (fig.7), no qual seu valor afeta significativamente o fluxo de calor para a ferramenta, dado pela equação abaixo (5).

$$q_{fr} = F_{fr}V_c/\lambda_h A_c \text{ [W/mm}^2\text{]} \quad (5)$$

onde A_c é a área de contato em mm^2 .

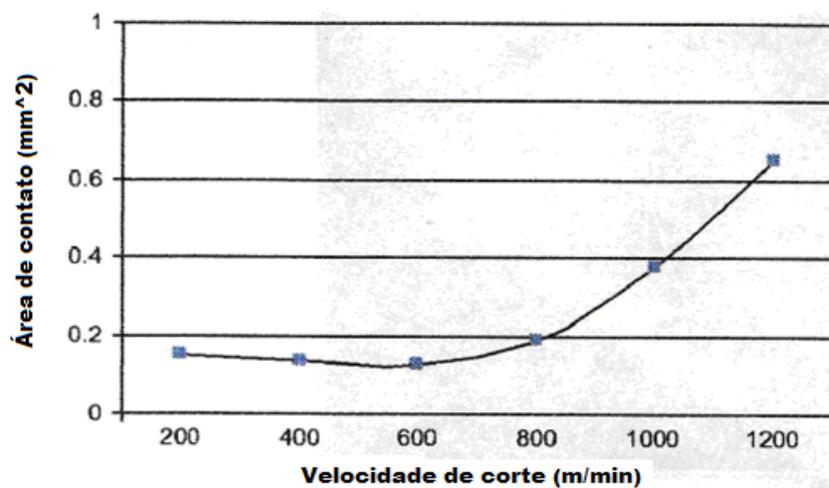


Figura 7 – Influência da velocidade de corte na área de contato real cavaco-ferramenta (ABUKHSHIM et al., 2005)

Tabela 3 - Resumo de estudos sobre a partição do calor no torneamento (FLEISCHER, 2007)

Autores	Material da peça	Material da ferramenta	Velocidade de corte (m/min)	Partição do calor dentro da ferramenta	Software FE
Loewen e Shaw	Aço SAE B1113	Metal duro K2S	30 a 182	40% até 20% (calculado analiticamente)	-
Takeuchi et al.	Aço carbono (C-0.55%)	Metal duro P15	100	10-30% (assumido)	-
Wright et al.	Aço baixo carbono	Aço rápido M34	10-175	10-20%	-
Casto et al.	AISI 1040	Metal duro P10	99-240	56% até 24%	ALGOR
Grzesik e Nieslony	AISI 1045	Revestimento várias camadas	50-210	35% até 20% (calculado analiticamente)	-
Grzesik e Nieslony	AISI 1045	Metal duro P20 sem revestimento	50-210	50 até 40% (calculado analiticamente)	-
Abukhshim et al.	AISI 4140	Metal duro sem revestimento	200-600	46% até 15%	ANSYS 7.1/Standard
Shih	AISI 1020	Aço rápido	35	50% (assumido)	-
Lei et al.	AISI 1020	Metal duro	240	50% (assumido)	ABAQUS
Xie et al.	AISI 1045	Metal duro sem revestimento	300	50% (assumido)	ABAQUS
Arrazola et al.	AISI 4140	Metal duro P10	300	50% (assumido)	ABAQUS/Explicit
Arrazola et al.	AISI 4140	P10	200-600	50% (assumido)	ABAQUS/Explicit
Reginaldo et al.	AISI 4340	PCBN com revestimento TiAlN	150	50% (assumido)	-
Shet e Deng	AISI 4340	-	152	50% (assumido)	ABAQUS
Shet et al.	AISI 4340	-	152	50% (assumido)	ABAQUS
Shi et al.	AISI 4340	-	152	50% (assumido)	ABAQUS
Shet e Deng	AISI 4340	-	152	50% (assumido)	ABAQUS
Shi e Liu	AISI 52100	PCBN	182	50% (assumido)	ABAQUS/Explicit
Shi e Liu	AISI 52100	SPG-422 (PCBN)	107	50% (assumido)	ABAQUS/Explicit
Kai e Mcikote	A15083-11116	Diamante mono e policristalino	10 e 200	50% (assumido)	ABAQUS/Standard
Shi e Liu	HY-100	Insertos TPG 322	107	50% (assumido)	ABAQUS/Explicit
Li et al.	Aço temperado	Insertos planos e craterizados	244	50% (assumido)	ABAQUS
Mabrouki e Rigal	AISI 4340	Metal duro	100	65% (calculado analiticamente)	ABAQUS/Explicit
Ng et al.	AISI H 13	PCBN	75, 150 e 200	48% e 59% (calculado analiticamente)	FORGE2
Zong et al.	Cobre OFHC	Diamante	6, 30, 60 e 120	72% (calculado analiticamente)	-
Mohamed et al.	AISI 316L	Kennametal K313	125	60% (calculado analiticamente)	ABAQUS/Explicit

Komanduri e Hou (2001) estudaram a distribuição do aumento da temperatura devido ao efeito combinado do calor gerado no plano de cisalhamento primário e pela fricção cavaco-ferramenta. Sua conclusão é que, dependendo do par de materiais peça-ferramenta, o aumento da temperatura na interface cavaco-ferramenta se deve ou ao plano de cisalhamento primário ou ao secundário. Entretanto, à medida que se aumenta a velocidade de corte, passando para o regime de usinagem em altas velocidades, o principal mecanismo de geração de calor é o atrito entre cavaco-ferramenta, conforme demonstrado por Abukhshim et al. (2006), figura 8 e Akbar et al. (2009). Iqbal et al. (2009) mostram as velocidades envolvidas no regime convencional e de alta velocidade de corte, para alguns materiais (figura 9).

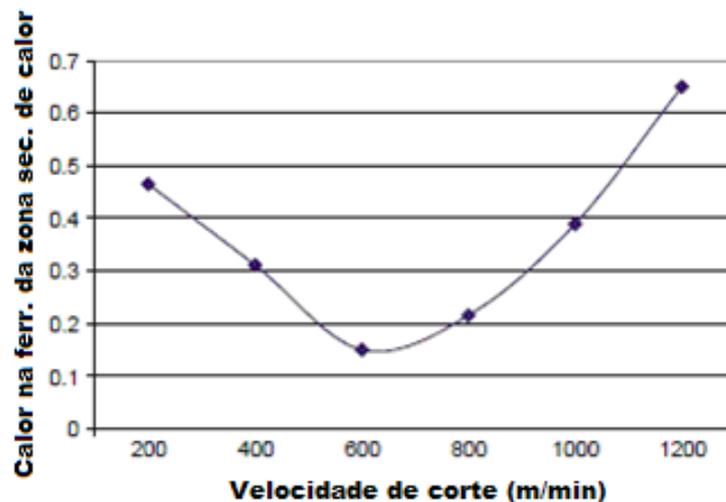


Figura 8 - Efeito da velocidade de corte na divisão de calor gerado pela fonte secundária de calor (ABUKHSHIM et al., 2006).

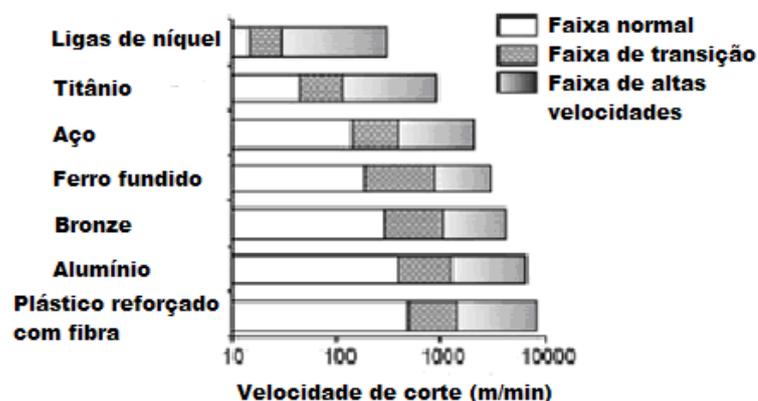


Figura 9 - Velocidades de corte de acordo com o regime de corte, para alguns materiais (IQBAL et al., 2009).

O efeito da mudança de regime de corte (do convencional para altas velocidades de corte) é demonstrado por Ghani et al. (2008). Os autores estudaram a usinagem do aço ferramenta H13 com ferramenta de CBN, concluindo que para velocidades de corte convencionais o fluxo de calor para a ferramenta é da ordem de 21 a 22% do total, enquanto em altas velocidades de corte o fluxo de calor é da ordem de 14% do total. O desgaste da ferramenta, entretanto, foi predominante através de lascamento, que pode ser reduzido através da redução da temperatura na interface cavaco-ferramenta.

2.2 Efeito do revestimento das ferramentas

Abdel-Aal et al. (2008) estudaram a relação entre o desgaste da ferramenta e as propriedades térmicas intrínsecas da ferramenta, no corte a seco. Concluíram que, dependendo do aumento na temperatura, a ponta da ferramenta pode sofrer um grande salto na condução térmica. Este salto pode restringir localmente a habilidade do material da ferramenta em dissipar a carga térmica aplicada. Isto pode nuclear regiões termicamente congestionadas dentro da ferramenta, onde o material perde completamente a capacidade de transportar calor. O congestionamento térmico proporciona uma zona energeticamente ativa, onde a energia térmica disponível pode ser utilizada para iniciar o desgaste através de diferentes mecanismos. Também foi relatado que a camada de revestimento imediatamente sobre a ferramenta é importante para aumentar a habilidade do material da ferramenta em dissipar as cargas térmicas. Além disso, é importante combinar as propriedades dependentes da temperatura das diferentes camadas de revestimento para aumentar a resistência à delaminação.

Grzesik e Nieslony (2003) estudaram a partição de calor na usinagem com ferramentas com várias camadas de revestimento e relatam que a utilização de multicamadas causa aproximadamente 30% mais calor gerado devido a fricção a ser transferido para o cavaco, devido ao fato de o escorregamento produzir valores mínimos de energia específica de fricção.

Akbar et al (2008) estudaram a divisão de calor na usinagem em altas velocidades de corte do aço AISI/SAE 4140 com insertos de metal duro sem revestimento e com revestimento de nitreto de titânio (TiN). Os resultados mostraram que a presença da camada de TiN diminuiu a divisão do calor que entra na ferramenta em torno de 17% na usinagem convencional (V_c entre 100 e 395 m/min) e de 60% no regime de altas velocidades de corte (V_c entre 400 e 880 m/min), comparada com ferramentas sem revestimento (fig.10). Este fenômeno deve-se à barreira térmica criada pelo revestimento, mas também pelas propriedades tribológicas do TiN, que diminui a área de contato cavaco-ferramenta, diminuindo assim o atrito e o calor gerados na usinagem.

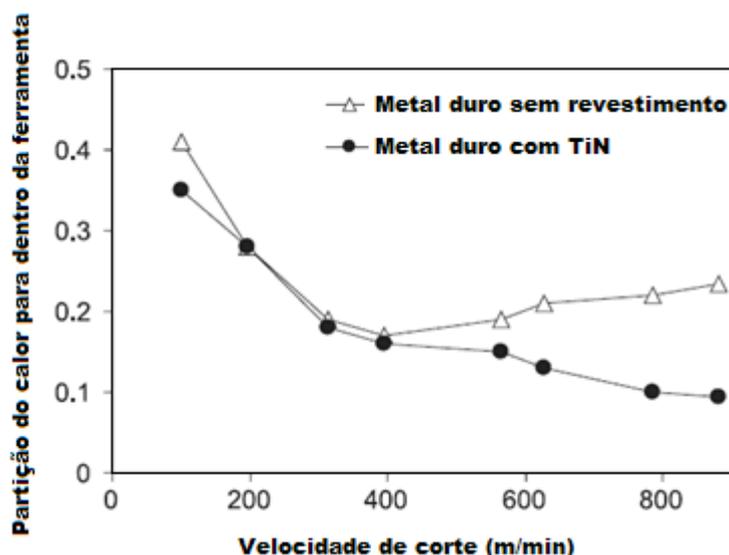


Figura 10 – Variação da partição do calor com a velocidade de corte (AKBAR et. al, 2008).

2.3 Métodos de refrigeração

Conforme descrito na seção anterior, a geração de calor e o aumento da temperatura na zona de corte durante o torneamento são fatores prejudiciais tanto para a vida da ferramenta quanto para o acabamento superficial e a manutenção das tolerâncias geométricas na peça usinada. Sharma et. al (2009) em seu artigo descreve as abordagens que podem ser feitas para refrigeração e lubrificação da

zona de corte buscando diminuir a geração e aumentar a retirada de calor. A figura 11 mostra estas abordagens esquematicamente.

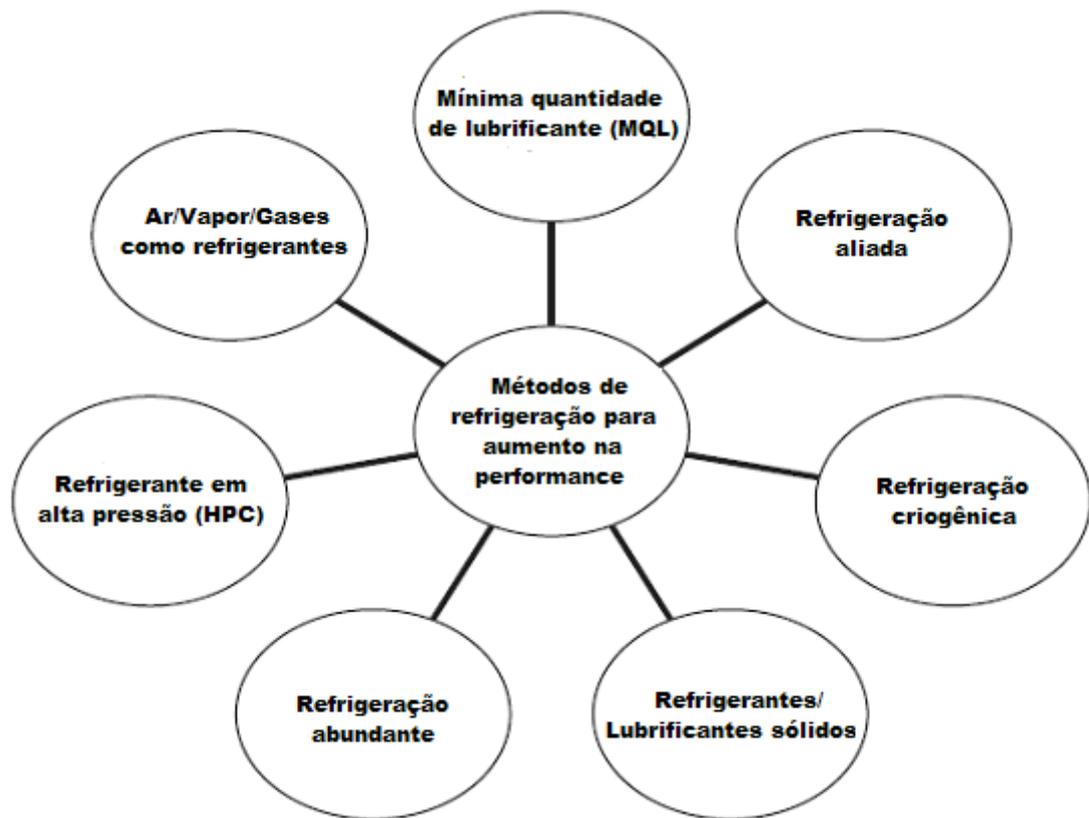


Figura 11 – Técnicas para refrigeração durante o torneamento (SHARMA et. al, 2009).

2.3.1 Refrigeração com fluido de corte

Este método de refrigeração também é chamado de usinagem com fluido abundante ou por inundação. A utilização de fluidos de corte líquidos é prática comum no meio metal-mecânico. A forma tradicional é a aplicação de fluido externamente sobre a área de corte através de bicos, direcionando o fluido na região desejada, eventualmente com o uso de altas pressões de alimentação. As principais funções dos fluidos de corte, neste caso, são: refrigeração, lubrificação e transporte de cavacos (SCHROETER, 2002). Trent e Wright (2000) descrevem os objetivos dos fluidos refrigerantes e lubrificantes como:

- Proteger a ferramenta, a peça e a máquina-ferramenta de superaquecimento e distorções;
- Aumentar a vida da ferramenta;
- Melhorar o acabamento superficial da peça;
- Auxiliar na remoção dos cavacos da área de corte.

A refrigeração torna-se mais importante com grandes velocidades de corte, para diminuição da temperatura de contato peça-ferramenta. A lubrificação é importante em baixas velocidades de corte, devido à possibilidade de penetração na região de corte (cavaco-ferramenta), pois autores como Merchant (1958) e Dhar (2003) relatam que na usinagem com altas velocidades de corte e avanço os fluidos de corte convencionais falham na penetração entre cavaco-ferramenta. O transporte de cavacos é útil para os processos de usinagem em geral.

Sanchez et al. (2002) estudaram a aplicação de fluido de corte em jato com pressões elevadas, da ordem de 2,06 MPa, com várias posições de aplicação do jato na região de corte e relatam que para cada posição houve diferentes desgastes de flanco da ferramenta, bem como diferentes valores de rugosidade. Os autores sugerem a aplicação combinada do fluido na forma convencional e com jato em alta pressão, para minimizar o efeito de gradientes térmicos causados pela aplicação isolada do fluido em alta pressão.

Para a utilização de fluidos de corte as máquinas-ferramenta devem possuir um sistema apropriado, que inclui bombas para circulação do fluido, bicos e mangueiras para direcionamento do jato de fluido e filtros para o fluido já utilizado (TRENT e WRIGHT, 2000). Estes sistemas encarecem a máquina e a própria peça final, justificando então a análise para a não utilização dos fluidos de corte na usinagem. A figura 12 mostra um esquema de equipamentos utilizados no gerenciamento de fluidos de corte.

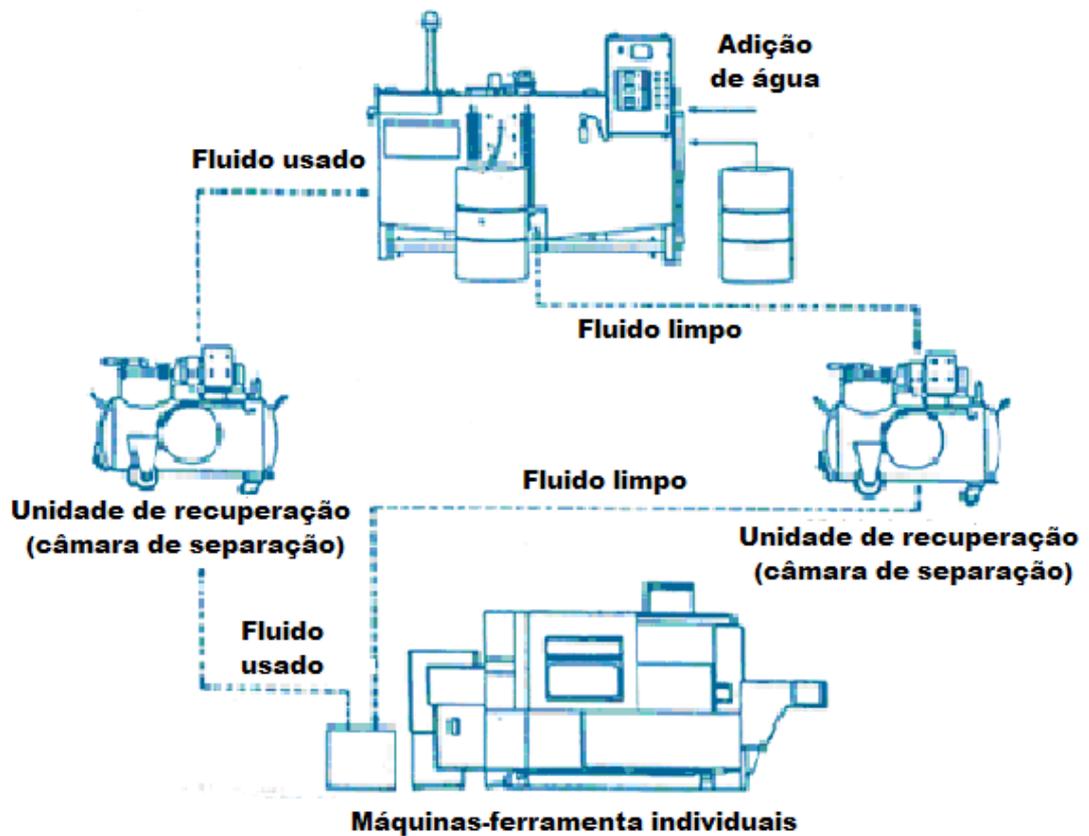


Figura 12 - Equipamentos de gerenciamento de fluidos utilizados nas operações de transformações de metais (OLIVEIRA e ALVES, 2007)

Sales et al. (2001) apresentam uma divisão dos fluidos de corte, como segue:

a) Ar

b) Fluidos de corte a base de água:

- Água;
- Emulsões (óleo solúvel);
- Soluções químicas (ou fluidos sintéticos).

c) Óleos:

- Óleos minerais;
- Óleos puros;

- Óleos compostos;
- Óleos para pressões extremas (EP);
- Óleos para múltiplas utilizações.

A utilização de emulsões, como já mencionado, cumpre bem as funções de refrigeração, lubrificação e transporte de cavacos. Entretanto, provoca problemas ambientais e de saúde do trabalhador, razão pela qual estão sendo pesquisadas alternativas ao seu uso na indústria metal-mecânica.

Em artigo do ano 2000, Hong e Broomer relatam que só nos Estados Unidos o volume de fluido de corte descartado para o meio ambiente pode ser superior a 155 milhões de litros ao ano. Eles também mostram que refrigerantes com aditivos para extrema pressão precisam ser tratados antes do descarte e o custo do tratamento pode chegar a US\$ 5 por galão. Dhar et al (2006) mostram que os fluidos de corte são um fator potencial de câncer de pele ocupacional (após longa exposição ao fluido).

Klocke e Einsenbläter (1997) discorrem sobre a quantidade de fluidos de corte utilizados na Alemanha e também sobre a parcela destes fluidos no custo final da peça usinada. Em seu artigo eles mostram que os fluidos de corte são responsáveis entre 7 a 17% do custo final da peça, enquanto a ferramenta de corte responde por 2 a 4% deste custo, ou seja, gasta-se mais em fluido de corte do que com a própria ferramenta. Estes dados, apesar de não serem recentes, mostram a necessidade econômica de alternativas para refrigeração na usinagem.

2.3.2 Usinagem a seco

A usinagem a seco é defendida como uma alternativa ecológica por Klocke e Einsenbläter (1997). Em seu trabalho eles citam que os fluidos de corte realmente oferecem bons resultados para resolver certos problemas de usinagem, como quebra e transporte de cavaco, porém os problemas envolvidos com a sua utilização levam a necessidade de estudar novas estratégias. Além disso, segundo os autores, uma operação de usinagem sem lubrificante somente será aceitável se ela for capaz

de garantir ou ultrapassar os mesmos resultados obtidos com o fluido de corte. A introdução do corte a seco requer medidas apropriadas para compensar as funções primárias do lubrificante, o que envolve análises mais detalhadas para entender as inter-relações entre processo, ferramenta, peça e máquina.

A introdução do corte a seco pode também incluir a técnica de MQL (*minimal quantity of lubricant*) ou corte quase a seco, que consiste na aplicação de uma mistura de gotas de fluido de corte em um fluxo de ar comprimido, gerando um *spray* que é direcionado para a zona de corte para atuar como lubrificante e refrigerante e pode ser uma boa alternativa para a refrigeração por inundação, dependendo do processo e das condições de corte, dos parâmetros de pulverização e do tipo de fluido de corte utilizado (SALES et. al, 2001). Su et. al (2006) definem MQL como uma técnica que consiste na aplicação de uma quantidade muito pequena de óleo de corte, de 6 a 100 ml/h, através de um fluxo de ar comprimido, direcionado para a aresta de corte da ferramenta. A principal limitação da MQL é sua pouca eficiência na refrigeração da superfície de corte. Por isso, a MQL não funciona bem em materiais de difícil usinagem.

Klocke e Einsenbläter (1997) discorrem sobre as variáveis que influenciam o corte a seco e que devem ser cuidadosamente analisadas e melhoradas para que se obtenha resultados tão bons ou próximos aos obtidos com o uso de fluidos de corte. São elas:

a) Material da peça

- Usinabilidade;
- Capacidade de conformação;
- Propriedades térmicas (condutividade térmica, por exemplo), etc.

b) Material da ferramenta

- Absorção de calor;
- Geometria;
- Tamanho de grão
- Ligante, etc.

c) Material de revestimento da ferramenta

- Capacidade de penetração térmica
- Resistência ao desgaste, etc.

d) Condições de corte

- Vida da ferramenta;
- Tempo de usinagem;
- Taxa de remoção de material, etc.

e) Mínima quantidade de fluido

- Alimentação externa ou interna;
- Tipo de fluido;
- Como é feita a retirada do cavaco, etc.

f) Operação de usinagem

- Externa ou interna;
- Torneamento, fresamento, furação, etc.

g) Peça

- Geometria, massa, complexidade;
- Precisão de forma / dimensional;
- Acabamento superficial, etc.

Sreejith e Ngoi (2000) citam como método para introdução da usinagem a seco o contato indireto do refrigerante com a zona de corte. Para isso, pode-se utilizar as seguintes soluções:

- a) Um sistema de refrigeração interna, onde o refrigerante flui por canais sob o inserto, fora do meio-ambiente, sem contato direto com a zona de corte.
- b) Refrigeração interna com um sistema de vaporização, no qual um líquido volátil é introduzido no porta-ferramenta e vaporizado na superfície inferior do inserto.
- c) Sistemas criogênicos, onde um fluxo de refrigerante criogênico é conduzido internamente através de um canal dentro da ferramenta.

d) Sistemas de refrigeração termoelétrica, utilizando um módulo com duplas de materiais termoelétricos. Quando uma corrente elétrica passa por estes materiais, uma junção fria e uma junção quente são produzidas nos terminais opostos de cada elemento.

Além destas soluções, é necessário também o desenvolvimento de ferramentas apropriadas para o corte a seco. Algumas características destas ferramentas são citadas abaixo:

- a) Uso de ângulos de saída bastante positivos (30°) em ferramentas com carbeto, o que irá reduzir a energia de corte significativamente.
- b) Desenvolvimento de materiais para ferramenta refratários, que podem lidar com altas temperaturas.
- c) Utilização de materiais ultra-duros para ferramentas, tais como diamante e CBN
- d) Desenvolvimento de revestimentos nas ferramentas que podem suportar altas temperaturas e ao mesmo tempo fornecem efeito lubrificante para reduzir o atrito.

2.3.3 Tubo de calor

Haq e Tamizharasan (2005) estudaram a utilização de um sistema de troca de calor, chamado tubo de calor (*heat pipe*), que transporta calor com pequenas diferenças de temperatura, sem a aplicação de qualquer fonte externa de energia. O transporte de calor é feito internamente no porta-ferramentas, sem a utilização de fluido de corte.

A figura 13 mostra um esquema do dispositivo.

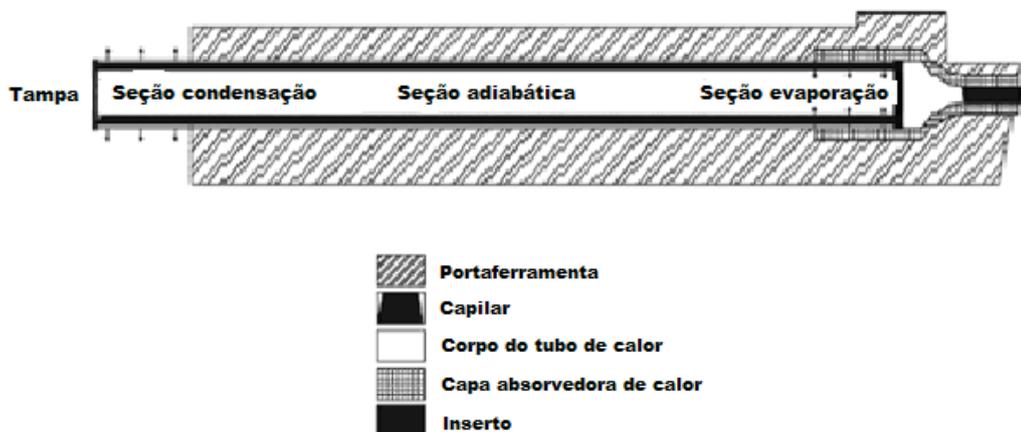


Figura 13 – Representação esquemática do tubo de calor (HAQ e TAMIZHARASAN, 2005)

Construtivamente, o tubo de calor é um tubo fechado contendo uma pequena quantidade de água (ou outro fluido) em equilíbrio com seu próprio vapor e uma estrutura capilar na área circunferencial interna do tubo mantida a uma pressão menor do que a pressão atmosférica (DUNN e REAY).

O tubo de calor possui três seções: uma seção de evaporação, uma seção adiabática e uma seção de condensação. A seção de evaporação recebe o calor externo da zona de corte e faz com que o fluido de trabalho (água) evapore. O vapor alcança a seção de condensação através da seção adiabática. Na seção adiabática não há absorção ou rejeição de calor. Na seção de condensação o vapor condensa e o calor latente de vaporização do fluido de trabalho é liberado para a atmosfera. A pressão capilar gerada pelo menisco na estrutura capilar bombeia o fluido de trabalho condensado de volta para a zona de evaporação. A transferência de calor continua enquanto houver entrada de calor suficiente na seção de evaporação.

A taxa de transferência de calor do tubo de calor é muito maior do que a taxa de transferência de calor em tubos circulares padrão de mesma especificação, porque o mecanismo de troca de calor no tubo de calor é devido aos calores latentes de vaporização e condensação (Handbook of Heat Transfer, 1998).

No estudo de Haq e Tamizharasan (2005) foram feitos ensaios com ferramenta de CBN, com e sem a utilização do tubo de calor, e bons resultados foram obtidos com o uso do tubo de calor. Os autores afirmam que calor foi efetivamente retirado da zona de corte e através da diminuição da temperatura nesta região os desgastes de flanco e cratera foram reduzidos em 6 e 9%, respectivamente.

Chiou et al (2007), também estudaram a utilização de tubo de calor na usinagem a seco, desta vez utilizando simulações através de elementos finitos e experimentações posteriores. Nas simulações os resultados mostraram uma diminuição de 352°C (sem tubo de calor) para 293°C (com tubo de calor) na ponta da ferramenta nas mesmas condições de usinagem. Em experimento usinando aço AISI 1020 com ferramenta de metal duro o resultado foi uma diminuição de 120°C para 96°C, sem e com a utilização de tubo de calor, na mesma posição da ferramenta e com as mesmas condições de usinagem ($a_p = 2\text{mm}$, $f = 0,1\text{ mm/rot}$ e $V_c = 29,9\text{ m/min}$). Ou seja, a utilização do tubo de calor mostrou-se viável para refrigeração da zona de corte sem a utilização de fluido de corte. Porém, a aplicação

em processos de usinagem mais pesados pode não ser eficaz e necessita de mais estudos.

Os resultados mencionados anteriormente concordam com o estudo feito por Zhao et al (2002), que consiste na simulação numérica do efeito de refrigeração interna no desgaste de flanco no corte ortogonal, onde os autores mostram que, através de um dispositivo que retire calor internamente (extrator de calor) na ferramenta (figura 14), é possível reduzir a temperatura de corte e também o desgaste de flanco da ferramenta.

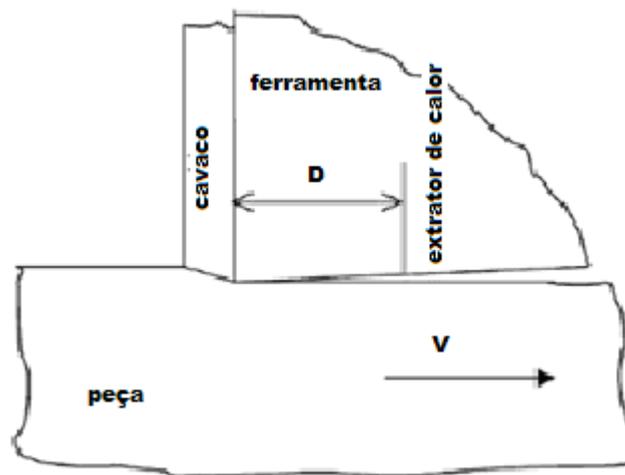


Figura 14 - Esquema de corte ortogonal com extrator de calor interno na ferramenta (ZHAO et al, 2002)

De acordo com a intensidade de calor retirado pelo extrator e da distância deste em relação à interface cavaco-ferramenta, pode-se obter bons resultados. Por exemplo, com um extrator que retira 25 W/mm^2 o desgaste de flanco pode ser reduzido em 15%. Dependendo da distância o desgaste de flanco pode ser reduzido em mais de 11%. As figuras 15 e 16 mostram alguns resultados das simulações.

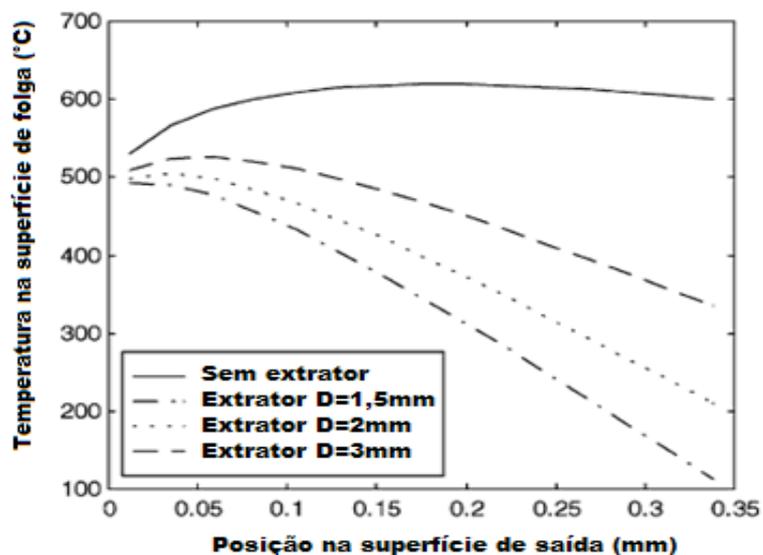


Figura 15 - Temperatura ao longo da superfície de folga de acordo com a posição do extrator de calor interno “D” (ZHAO et al, 2002).

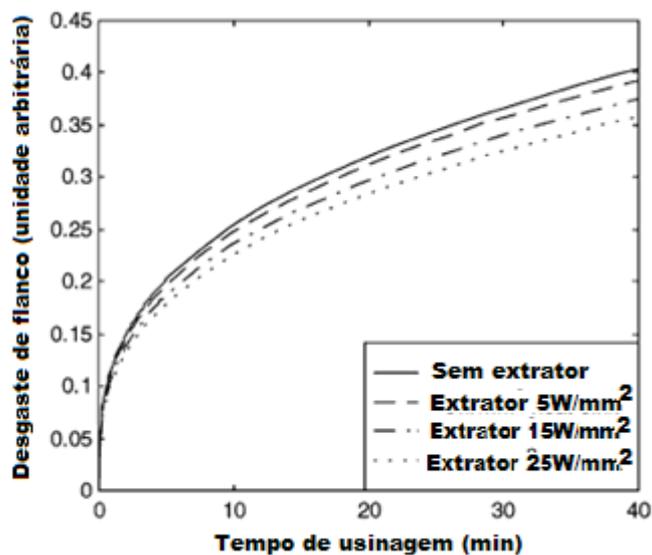


Figura 16 - Efeito da intensidade da fonte interna de retirada de calor no desgaste de flanco com uma área de retirada de calor de $A = 2 \text{ mm} \times 2 \text{ mm}$, a uma distância de $D = 1 \text{ mm}$ do flanco (ZHAO et al, 2002).

2.3.4 Tubo *vortex*

Existem alguns estudos sobre a usinagem a seco, utilizando um dispositivo chamado tubo *vortex* para a refrigeração do ar que é aplicado na zona de corte onde o calor é retirado por convecção pelo ar resfriado.

Yalçın et al (2008) estudaram a utilização do tubo *vortex* no fresamento do aço AISI 1050 com ferramenta de aço rápido HSS-Co8 DIN 844/BN. Foram utilizados parâmetros de corte indicados pelo fabricante, mantidos para todos os testes. Como resultado, os valores de rugosidade superficial com o ar refrigerado foram menores que na usinagem a seco e maiores do que na utilização de fluido de corte. Além disso, o desgaste de flanco chega ao seu valor máximo em 15 minutos no corte a seco e em 30 minutos com ar e fluido de corte.

A figura 17 mostra um esquema representativo de um tubo *vortex*, que é um tubo com um furo de entrada e duas saídas. O ar pressurizado entra no furo de entrada. O tubo *vortex* converte o ar comprimido em dois fluxos de ar a baixa pressão que retiram calor do local onde o tubo é acoplado.

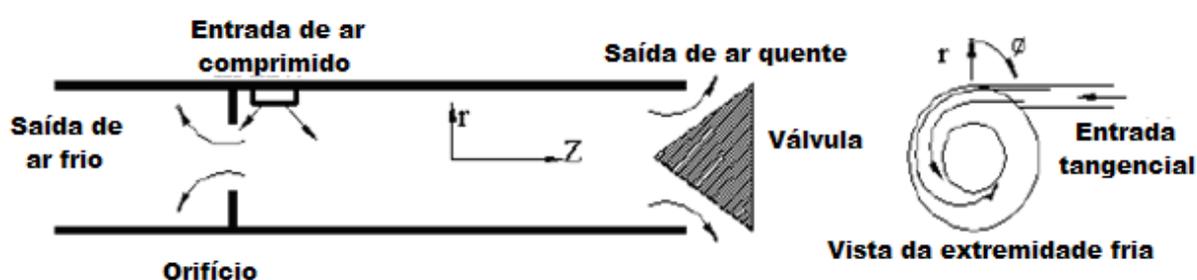


Figura 17 – Desenho esquemático de um tubo *vortex* (BOSWELL e CHANDRATILLEKE, 2009)

Liu e Chou (2006) estudaram a utilização do tubo *vortex* no torneamento da liga hipereutética de Al-Si, A 390, utilizada em peças de motores de combustão interna. Foram utilizados insertos de metal duro classe K e três diferentes ajustes para os testes: sem tubo *vortex*, com tubo *vortex* com ar de saída de 5 a 15°C e vazão de $1,32 \times 10^{-2} \text{ m}^3/\text{s}$ (chamado MF) e com tubo *vortex* com ar de saída entre -25 e -15°C e vazão de $9,43 \times 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ (chamado MT). Além dos ensaios de usinagem,

foram desenvolvidos modelos térmicos para a ferramenta e o cavaco para simulações da temperatura de corte.

Como resultado, os experimentos mostraram que, em geral, o resfriamento com o tubo *vortex* reduz o desgaste de flanco. Entretanto, o efeito de refrigeração depende das condições de corte. A diminuição mais significativa no desgaste da ferramenta ocorre a uma velocidade de corte de 5,0 m/s e um avanço de 0,055 mm/rev, com tubo *vortex* MT, com redução de 20% no desgaste. Por outro lado, praticamente não houve redução no desgaste com baixa velocidade e avanço alto.

Finalmente, Boswell e Chandratilleke (2009) discorrem sobre a teoria do tubo *vortex* e mostram os resultados de suas experiências. O desgaste de flanco no inserto de metal-duro utilizado foi menor quando aplicado ar refrigerado através do tubo *vortex*, em relação ao corte seco normal. A temperatura registrada a 1 mm da interface ferramenta-cavaco foi de 60°C, que é 40°C menor que a obtida com o uso de fluido de corte, e 210°C menor que a obtida na usinagem a seco (figura 18). Entretanto, os autores advertem que as baixas taxas de remoção de calor pela convecção com o ar frio são geralmente inadequadas para dissipar a geração intensa de calor nos processos de corte e metodologias melhoradas de resfriamento devem ser ainda estabelecidas.

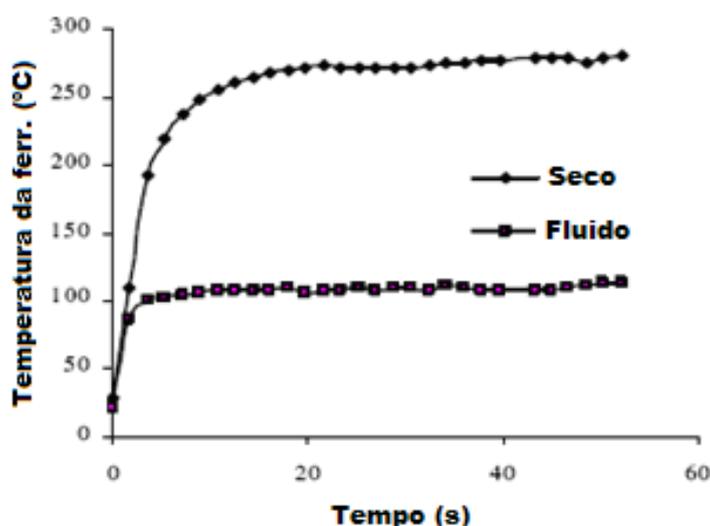


Figura 18 – Temperaturas registradas a 1 mm da interface ferramenta-cavaco para o corte a seco e com ar resfriado (BOSWELL e CHANDRATILLEKE, 2009)

2.3.5 Corte sob ar resfriado

Su et. al (2006) estudaram o efeito da utilização de ar resfriado (*cooling air cutting*) no desgaste da ferramenta, acabamento superficial e forma do cavaco no torneamento de acabamento da superliga a base de níquel Inconel 718 e no fresamento em altas velocidades do aço AISI D2. A diferença neste caso é que não foi utilizado o tubo vortex para resfriar o ar e sim um equipamento desenvolvido para geração de ar frio comprimido. Foram utilizadas diferentes condições de refrigeração/lubrificação: corte a seco, MQL, *cooling air cutting* e *cooling air cutting* com MQL (CAMQL). Os resultados experimentais mais significantes foram: a aplicação do CAMQL resultou em forte redução no desgaste da ferramenta e na rugosidade superficial, com grande melhora da forma dos cavacos no acabamento do Inconel 718; no fresamento em alta velocidade do aço AISI D2, a técnica *cooling air cutting* apresentou vida maior da ferramenta e uma rugosidade superficial ligeiramente maior do que aquela do corte a seco combinado com MQL.

A técnica CAMQL, que ofereceu melhor resultado no torneamento do Inconel 718, consiste na aplicação de ar a -20°C , com uma vazão de 120 l/min a uma pressão de 0,6 MPa e com a adição de uma quantidade muito pequena (90 ml/h) de óleo de corte UNILUB 2032. A ferramenta de corte foi um inserto de metal duro classe K com revestimento de TiAlN, com quebra-cavaco em forma de cratera na superfície de saída. O gráfico da figura 19 mostra os resultados em relação ao desgaste da ponta da ferramenta de corte.

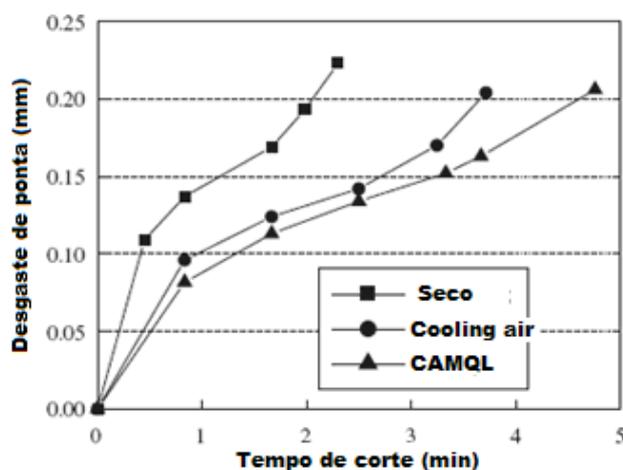


Figura 19 – Desgaste da ponta em relação ao tempo de corte (SU et al., 2006)

2.3.6 Usinagem criogênica

O termo criogênico expressa o estudo e utilização de materiais a temperaturas muito baixas (abaixo de -150°C). Gases como o hélio, nitrogênio e hidrogênio, quando no estado líquido, possuem temperaturas abaixo de -180°C .

O nitrogênio líquido como refrigerante criogênico vem sendo explorado desde a década de 1950 (YILDIZ, 2008). Por volta do ano de 1965, a Grumman Aircraft Engineering Corporation relatou ser seguro e bem sucedido o aumento da vida das ferramentas utilizando nitrogênio (N_2) para refrigerar ferramentas de aço rápido no torneamento e fresamento. Porém, grandes despesas e custos operacionais envolvidos com a obtenção de gases no sub-zero atrasaram o desenvolvimento e o crescimento desta tecnologia até a abordagem criogênica econômica desenvolvida por Hong et al. (1999). Esta proposta sugere a utilização de pequenas quantidades de nitrogênio líquido somente na região mais próxima da aresta de corte.

A tabela 4 apresenta um resumo dos principais estudos já realizados a respeito da usinagem com refrigeração criogênica. Note-se a ampla variedade de estratégias de resfriamento existentes e as possibilidades de aplicação a elas relacionadas.

Tabela 4 - Resumo dos estudos efetuados sobre resfriamento criogênico (YILDIZ, 2008)

<i>Método de resfriamento criogênico</i>	<i>Material da peça</i>	<i>Ferramenta</i>	<i>Processo de usinagem</i>	<i>Tópicos investigados</i>	<i>Autores</i>
Resfriamento da superfície da peça e do cavaco	-Plásticos reforçados com Kevlar (KFRP)	-Carbeto sem revestimento (TPUX 160304-TPUN 160304)	-Torneamento	-Desgaste de flanco -Forças de corte -Acabamento de superfície	Bhattacharyya et al. (1993)
	-AISI 1008	-Carbeto (CNMA432 - KC850)	-Torneamento	-Propriedades do material -Quebra de cavaco, -Temperatura de corte	Hong et. al (1999) Hong e Ding (2001)
	-AISI 4340	-Carbeto (SNMG 120408-26)	-Torneamento	-Vida da ferramenta -Rugosidade da superfície	Mirghani et al. (2007)
Resfriamento criogênico indireto	-Aço inoxidável	-Ferramenta de diamante	-Torneamento	-Desgaste da ferramenta -Acabamento superficial	Evans (1991)

Método de resfriamento criogênico	Material da peça	Ferramenta	Processo de usinagem	Tópicos investigados	Autores
Resfriamento criogênico indireto	-Cerâmica (RBSN-Nitreto de silício colado por reação) -Ti-6Al-4V -Inconel 718 -Tântalo	-PCBN50 (nitreto cúbico de boro policristalino) -Carbeto cementado -Cerâmica WG 300	-Torneamento	-Desgaste de flanco -Forças de corte -Temperaturas de corte -Acabamento da superfície -Análise de tensões	Wang e Rajurkar (1999, 2000) Wang et al. (2003)
	-AISI 4340 -AISI 304	-Carbeto (SNMG 120408-26) -TICN carbeto revestido	-Torneamento	-Vida da ferramenta, -Rugosidade da superfície	Mirghani et al. (2007) Khan e Ahmed (2007)
Spray criogênico	-52100 aço para mancal -A2 aço ferramenta -WC-Co -Liga de titânio	-Al ₂ O ₃ (alumina) -PCBN (nitreto cúbico de boro policristalino) -PCD (diamante policristalino)	-Torneamento	-Vida da ferramenta -Rugosidade da superfície	Zurecki et al. (1999, 2003, 2003)
	-Aço inox 202	-Carbeto (TPUN 160304)	-Torneamento	-Forças de corte -Desgaste de flanco	Kumar e Choudhury (2007)
Resfriamento com jato criogênico	-AISI 1060	-Carbeto (SNMG 120408-26, SNMM 120408-26)	-Torneamento	-Desgaste de flanco -Rugosidade superficial -Desvios dimensionais	Paul et al. (2001, 2006)
	-AISI 1040 -E4340C -AISI 4140 -AISI4320				Dhar et al. (2002)
	-AISI 4037	-Carbeto (SNMG 120408-26)	-Torneamento	-Temperaturas de corte -Formação de cavaco -Forças de corte	Dhar e Kamruzzaman (2007)
	-AISI 304	-Carbeto (CNMG 432)	-Torneamento	- Propriedades do material	Hong e Broomer (2000)
	-Ti-6Al-4V	-Carbeto sem revestimento (CNMA 432-K68)	-Torneamento	-Desgaste de flanco -Custo de produção / produtividade	Hong et al. (2001)
	-AISI 1018		-Torneamento	-Atrito -Forças de corte	Hong et al. (2001)
	-Ti-6Al-4V -Ti-5Al-5Mo-2Sn-V	-Carbeto microcristalino sem revestimento (SNMA 120408)	-Torneamento	- Desgaste de flanco e de cratera -Forças de corte -Rugosidade superficial	Venugopal et al. (2003, 2007)
	-AISI 1018 e 4140 -TI 6-4 -Al 6160 -A 390 -PVC	-Aço Rápido M7	-Torneamento	-Desgaste de flanco, -Vida da ferramenta	Hong et al. (1998, 1999)
Tratamento criogênico	-Aço inoxidável	-Aço rápido	-Furação	-Vida da ferramenta	S. Chatterjee (1992)
	-ASSAB 760 aço médio carbono	-Carbeto (SNGG 230408)	-Torneamento -Furação	-Desgaste de flanco -Vida da ferramenta	Yong et al. (2006, 2007)
		-Aço rápido	-Furação -Fresamento	-Falha / desgaste da ferramenta -Dureza da ferramenta	Silva et al. (2006)
	-Compósitos termoplásticos	-Carbeto	-Furação	-Qualidade do furo -Desgaste da ferramenta	Kim e Ramulu (2004)
	-Fibra de vidro	-Carbeto	-Torneamento	-Desgaste da ferramenta	H. A. Stewart (2004)

A refrigeração criogênica continua sendo estudada em diferentes visões e ganhando mais interesse devido a seu grande sucesso na usinagem, principalmente de materiais difíceis de usinar. A partir dos testes de usinagem e cálculos de custo feitos por Hong e Broomer (2000), foram determinadas várias vantagens da refrigeração criogênica sobre as emulsões convencionais: maior vida da ferramenta, maior produtividade, baixo custo de produção, melhor acabamento da superfície usinada, sem agressão ao meio-ambiente e sem danos à saúde do operador. Por exemplo, quando comparado com a refrigeração com emulsões, o torneamento criogênico teve ganhos de produtividade acima de 21,36% na usinagem do aço inoxidável AISI 304, para diferentes velocidades, como visto na figura 20.

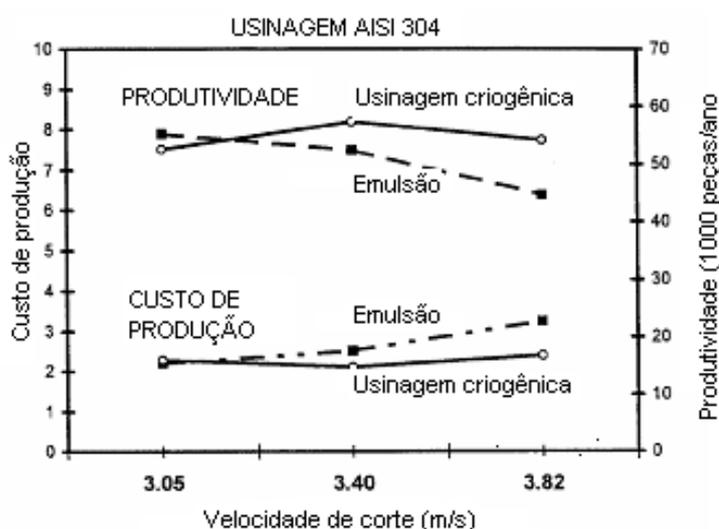


Figura 20 - Melhoria na produtividade no torneamento do aço AISI 304 (HONG e BROOMER, 2000)

Ahmed et al. (2007) mostra que os gastos com o descarte de fluidos de corte a base de emulsões atingem 48 bilhões de dólares nos Estados Unidos, 1 bilhão de marcos na Alemanha e 71 bilhões de yens no Japão, ao ano. Estes custos, somados com a exigência cada vez maior de conservação do meio-ambiente reforçam a necessidade de utilização de um fluido de corte mais adequado a estas questões. O nitrogênio líquido constitui uma boa alternativa, entretanto a forma de sua utilização é fundamental para utilizar todo o seu potencial com baixos custos.

Da tabela 4 é possível observar que o método de aplicação do nitrogênio líquido mais estudado é através da aplicação de jatos de nitrogênio, externamente à ferramenta, sobre a área de corte (PAUL et al., 2001, 2006; DHAR et al., 2002; HONG et al., 2000, 2001). Há ainda a utilização de sprays de nitrogênio líquido (ZURECKI et al., 1999, 2003; KUMAR e CHOUDHURY, 2007) e o método de resfriamento da superfície da peça e do cavaco (BHATTACHARYYA et al., 1993; HONG et al., 1999; HONG e DING, 2001).

Yildiz (2008) divide os métodos de refrigeração criogênica em quatro grupos de acordo com a aplicação dos pesquisadores, a saber:

- a) Pré-resfriamento da superfície da peça por banho e resfriamento do cavaco;
- b) Resfriamento criogênico indireto ou resfriamento atrás da ferramenta ou resfriamento condutivo remoto;
- c) Resfriamento com jato criogênico na zona de corte como um todo ou direcionado a aresta de corte ou faces, cavaco ou interface ferramenta-peça através de microtubos.
- d) Tratamento criogênico da ferramenta de corte para aumentar sua performance.

Um estudo realizado por Wang e Rajurkar (2000) propõe um novo método de refrigeração criogênica. na usinagem de materiais difíceis de usinar, como o PCBN, ligas de titânio, ligas de inconel e tântalo. Neste método, uma capa montada sobre o inserto de metal-duro permite criar uma câmara onde o nitrogênio líquido circula, através de um tubo de entrada e outro de saída, de forma a ter uma grande área de contato com o inserto, e conseqüentemente retirando mais calor da ferramenta. Os resultados obtidos mostram, por exemplo, grande aumento da vida da ferramenta, em alguns casos da ordem de 10 vezes maior do que sem a utilização de nitrogênio líquido. Também foi relatado que este sistema fornece uma refrigeração mais acentuada e estável do que aqueles que utilizam *sprays*, sem efeito negativo na dimensão das peças. A figura 21 mostra a montagem do porta-ferramentas.

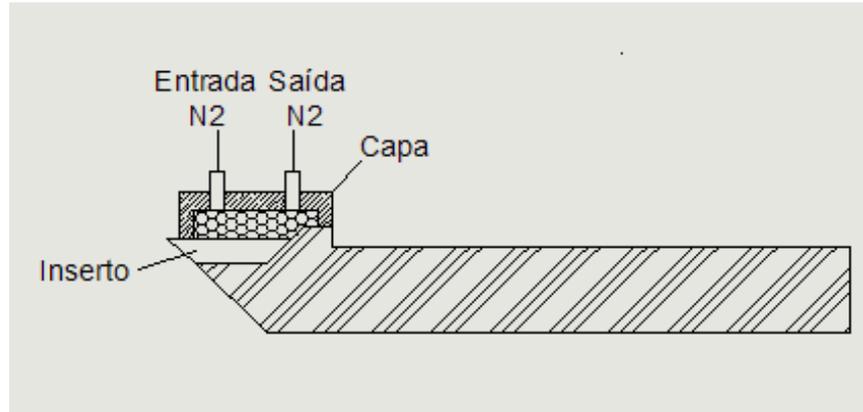


Figura 21 - Montagem para refrigeração com circulação interna de nitrogênio líquido (WANG e RAJURKAR, 2000)

O trabalho de Hong e Ding (2001) permitiu a comparação das formas de refrigeração criogênicas com relação ao corte a seco e com emulsões convencionais. A figura 22 mostra esta comparação. Em seu estudo, a aplicação do nitrogênio na superfície de saída da ferramenta, no flanco da ferramenta ou em ambos, através de microtubos direcionados, mostrou uma forma econômica de utilização do N_2 com resultados melhores do que os obtidos com o uso de emulsões convencionais.

Venugopal et al (2006) estudaram a usinagem da liga de titânio Ti-6Al-4V com metal-duro, no corte a seco, com emulsões e com nitrogênio líquido aplicado em jato sobre a área de corte. Como resultado, a vida da ferramenta com velocidade de corte moderada (70 m/min) aumentou de 7 minutos no corte a seco para 24 minutos com o nitrogênio. Entretanto esta melhora diminuiu com altas velocidades de 100 a 117 m/min, provavelmente devido à falta de penetração do nitrogênio dentro da zona de corte.

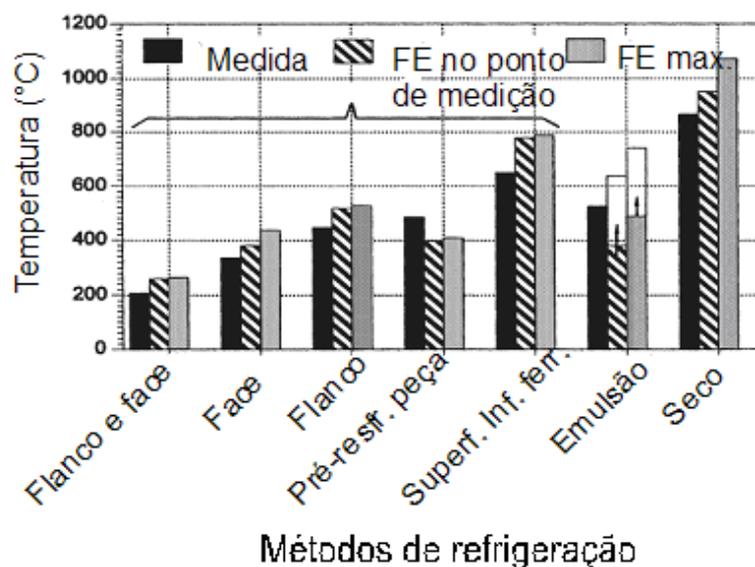


Figura 22 - Comparação dos métodos de refrigeração no torneamento (HONG e DING, 2001)

Khan e Ahmed (2008) apresentam um estudo sobre a usinagem de aço inoxidável AISI 304 com ferramenta de metal-duro revestido por carbonitreto de titânio (TiCN), utilizando nitrogênio líquido aplicado em uma câmara logo abaixo do inserto, conforme figura 23.

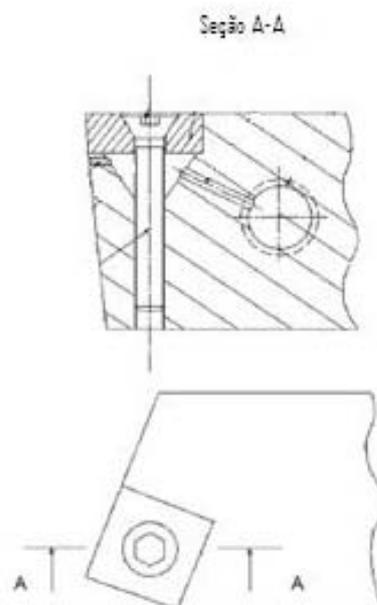


Figura 23 - Porta-ferramenta para refrigeração interna (KHAN e AHMED, 2008)

Como resultado, a vida da ferramenta apresentou um aumento de 4 a 5 vezes em relação à vida obtida utilizando emulsão como refrigerante.

Hong et al. (2000), estudaram um sistema de refrigeração que em parte é semelhante ao sistema proposto por esta pesquisa. Ele utiliza micro-canais feitos internamente no inserto de metal-duro onde o nitrogênio escoava e retira calor. Este sistema foi aplicado na usinagem do aço AISI 304, material de difícil usinabilidade e obteve bons resultados.

Ahmed et al (2007) mostram o trabalho realizado com a modificação de um porta-ferramenta comercial padronizado, de tal forma que o nitrogênio líquido flui por dentro do porta-ferramentas, passando na face inferior do inserto e retirando calor (figura 24). Nesta configuração, o nitrogênio é descarregado na atmosfera (o circuito é aberto, sem reutilização do N_2), em duas situações: projeto I, com descarga do gás na direção da zona de corte; projeto II com descarga na direção oposta. Como resultado, obteve-se aumento na vida da ferramenta no projeto I, demonstrando que o projeto do sistema de resfriamento influi decisivamente nos resultados obtidos. A figura 25 mostra em um gráfico log-log a comparação da vida com usinagem a seco com a vida da usinagem com o projeto I. O projeto II foi o que obteve melhor resultado, com média da vida da ferramenta 30 vezes maior.

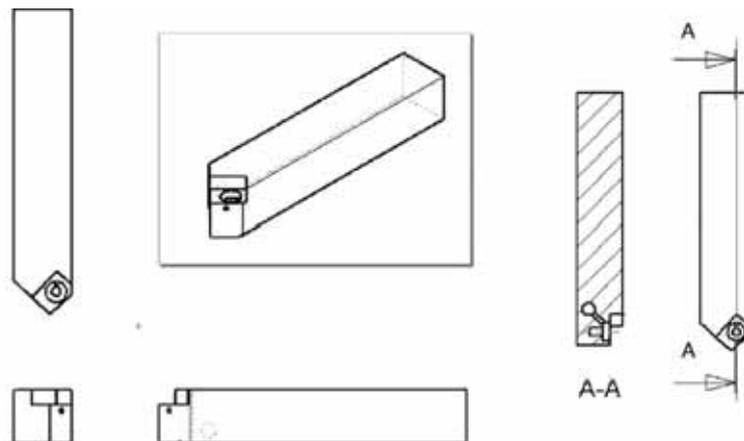


Figura 24 - Porta-ferramentas modificado (AHMED et al., 2007)

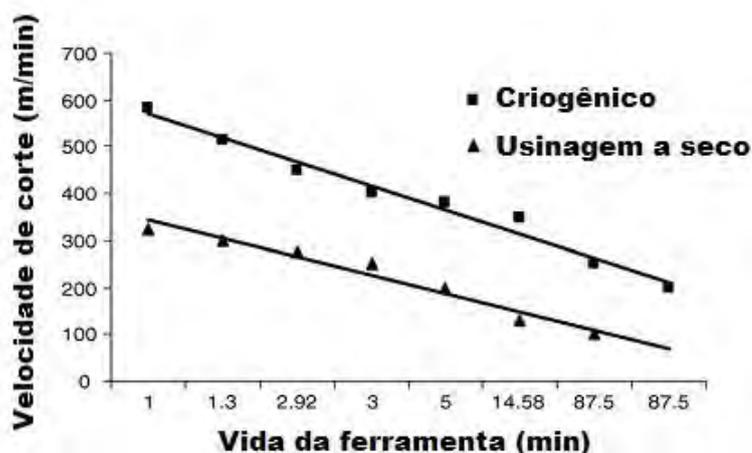


Figura 25 - Comparação em escala log-log da vida da ferramenta na usinagem criogênica e a seco (AHMED et al., 2007)

Fica claro que, com o projeto adequado da ferramenta ou porta-ferramenta de corte, a utilização de nitrogênio líquido traz bons resultados tanto para a vida das ferramentas quanto para a produtividade e acabamento superficial. Entretanto, o método de aplicação do refrigerante também deve ser bastante estudado para evitar custos excessivos na operação de corte. Ainda existe um campo grande de pesquisa na usinagem criogênica, que será estudada neste trabalho.

O método de refrigeração afeta a quantidade de calor retirado e conseqüentemente a vida da ferramenta, bem como o custo operacional. Esta pesquisa pretende avaliar o método de resfriamento citado no item 2.1 por Yildiz (2008): resfriamento condutivo remoto, que consiste na utilização de uma câmara com o refrigerante em contato com a face da ferramenta que não está sendo utilizada para o corte. Existe pouca literatura sobre o assunto, entretanto Hong e Ding (2001) relatam que este método produz bons resultados, desde que o inserto possua uma espessura adequada e seja um bom condutor de calor. Nesta pesquisa o fluido refrigerante circulará em circuito fechado, evitando a sua perda para a atmosfera.

3. MATERIAIS E EQUIPAMENTOS ENVOLVIDOS NA PESQUISA

Trata-se de uma pesquisa experimental, com dados colhidos no torneamento de barras de aço inoxidável com nome comercial VV56. O material utilizado nos ensaios é um aço austenítico resistente ao calor, endurecível por precipitação do tipo Cromo-Manganês-Níquel-Nióbio-Nitrogênio, produzido pelo processo de laminação e projetado para uso na fabricação de válvulas de motores de combustão interna. As características deste aço são mostradas nas tabelas 5, 6 e 7.

Tabela 5 – Classificação do aço VV 56 em várias normas

Norma/Entidade	Classificação/Denominação
SAE J775	XEV-F
BS	352 S 52
AFNOR	Z 55 CMN Nb 21-09
Denominação Comercial	21-4Nb

Tabela 6 - Composição química do aço VV 56 (% - massa)

C	0,45 / 0,55	W	0,80 / 1,50	Ni	3,50 / 5,50	Fe	Restante
Si	0,45 máx	Nb	1,80 / 2,50	N	0,40 / 0,60		
Mn	8,0 / 10,0	P	0,050 máx				
Cr	20,0 / 22,0	S	0,030 máx				

Tabela 7 - Propriedades mecânicas do aço VV 56 na temperatura ambiente.

Limite de escoamento (0,2%)	590 MPa
Limite de resistência	980 – 1200 MPa
Alongamento (5Di)	8%
Redução de área	10%
Dureza	35 – 40 HRC (~ 350 – 400 HB)

Os corpos de prova possuem dimensões conforme figura 26, com 155 mm de comprimento por 50 mm de diâmetro e chanfros de 1mm x 10° nas faces para permitir uma entrada suave da ferramenta de corte na usinagem da ferramenta.

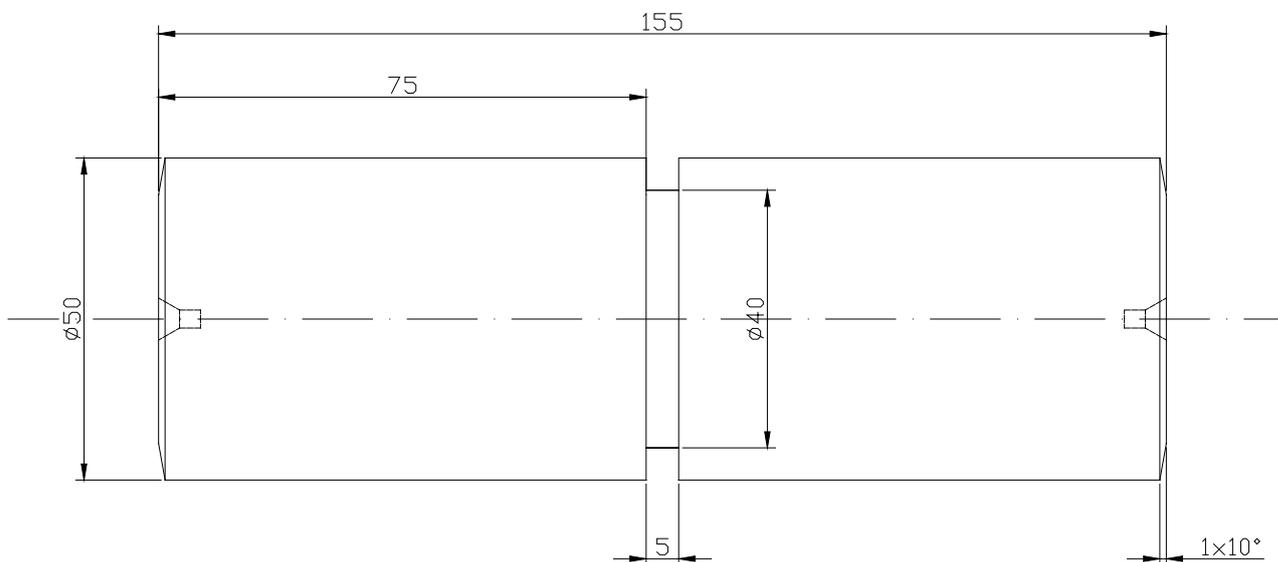


Figura 26 – Dimensões do corpo de prova (mm)

A lista dos principais materiais e equipamentos utilizados nos experimentos é descrita abaixo.

- Insertos de metal duro revestido, sem quebra cavacos, código TNMA 160408 classe IC9007 da ISCAR;
- Bomba de fluidos automotiva, de vazão aproximada de 1 l/min;
- Porta-ferramenta especialmente desenvolvido para os testes de refrigeração interna;
- Fluido de refrigeração clorofluorcarbono (CFC) R11 da Dupont;
- Fluido de corte na forma de emulsão com óleo semi-sintético Rocoll 370, em concentração de 5% em volume;
- Torno mecânico convencional da marca Romi, modelo Tormax 30, com potência do motor no eixo-árvore de 7,5 kW e faixa de rotação de 45-2240 RPM.
- Rugosímetro portátil, modelo Surtronic 3+ da Taylor Hobson;
- Câmera digital acoplada a um microscópio óptico (Nikon), para medição do desgaste da ferramenta;
- Microscópio eletrônico de varredura (MEV);
- Termopares tipo K (cromel-alumel);

- *Software* AutoCAD;
- *Software* Labview 6.1;
- Reservatórios, registros de vazão, mangueiras plásticas e trocadores de calor para montagem do circuito de refrigeração interna.

Os experimentos foram executados num torno convencional ROMI – modelo TORMAX 30, com potência do motor no eixo-árvore de 7,5 kW e faixa de rotação de 45-2240 RPM.

As formas e mecanismos de desgastes são analisados através de um microscópio estereoscópico óptico NIKON – modelo SMZ 800 conectado a uma câmera digital de alta definição (490 linhas) da marca COPI – modelo DSP e placa processadora de imagens instalada em microcomputador Pentium. As medidas de desgaste de ferramenta foram feitas utilizando-se as figuras obtidas pela câmera e um software de CAD, efetuando-se a devida correção de escala para obter a medida real do desgaste.

A rugosidade superficial foi medida com rugosímetro portátil em conjunto com o *software* Talyprof, ajustado para um comprimento de amostragem (*cut-off*) de 0,8 mm e comprimento de medição de 25 mm. Os valores de rugosidade foram medidos utilizando o parâmetro R_a (rugosidade média aritmética).

A figura 27 mostra o porta-ferramentas proposto para utilização de refrigeração interna, já montado no castelo do torno.

O corpo principal do porta-ferramentas foi fabricado em aço ABNT 4340. Este elemento do conjunto promove a circulação do fluido refrigerante através um canal interno, com entrada e saída, como mostra a figura 28. Na região onde é fixada a base da pastilha, existe um canal que promoverá a troca de calor entre o fluido e a parte inferior da base. É esperado que neste canal o fluido passe pelo processo de mudança de fase, retirando calor da placa de cobre. Ainda nesta região é possível notar a presença de dois pinos guias, designados para alinhar a base do inserto com o corpo principal do porta-ferramentas.

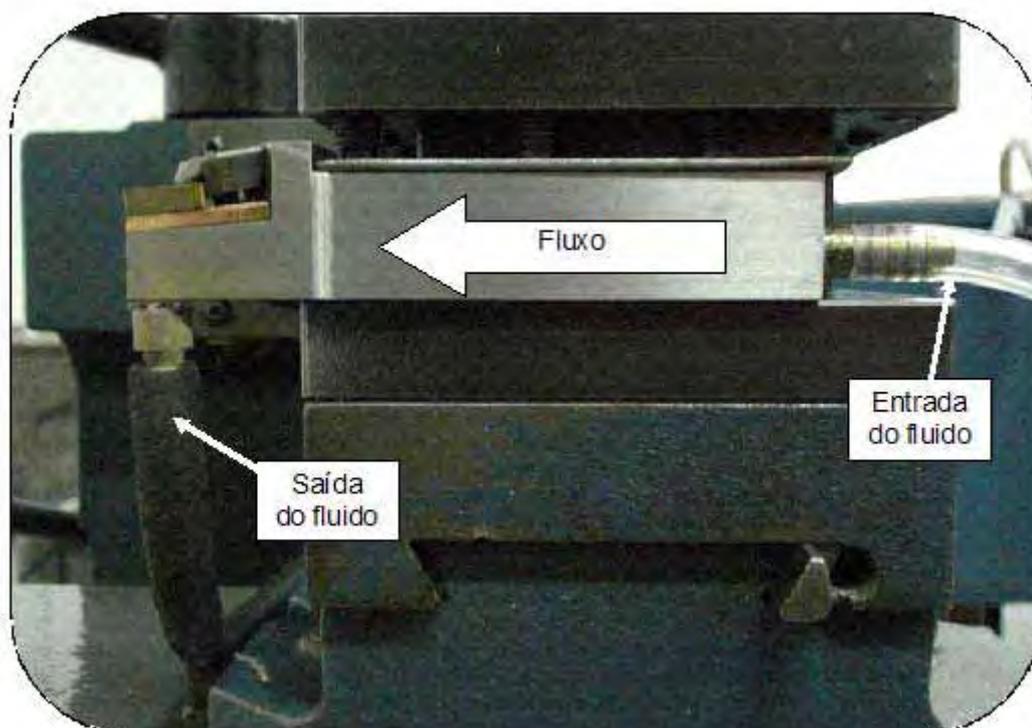


Figura 27 – Porta-ferramenta proposto montado no castelo do torno

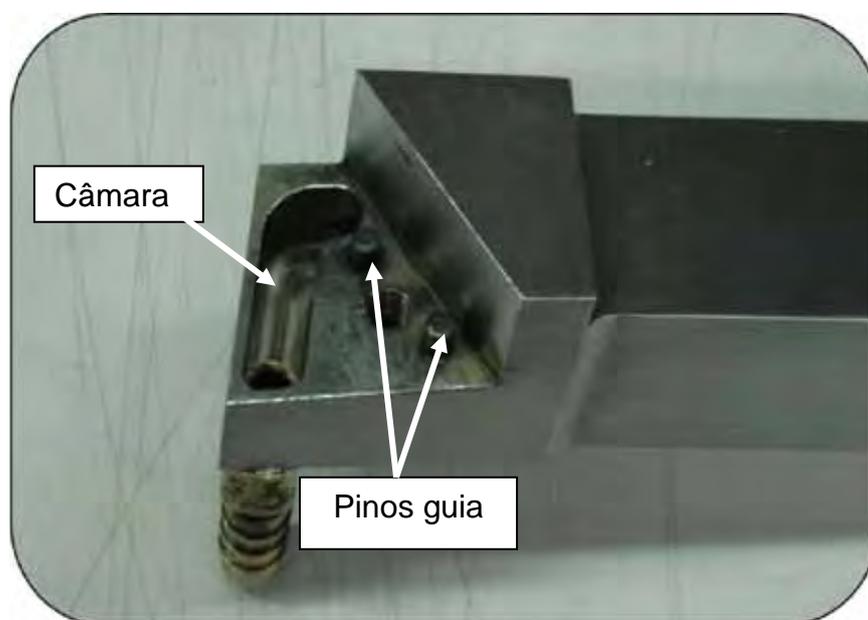


Figura 28 – Câmara para evaporação do fluido refrigerante.

A tampa da câmara, que funciona como uma placa intermediária entre o inserto de usinagem e a câmara de evaporação do fluido é feita de cobre eletrolítico, em função a alta condutividade térmica desejada, auxiliando assim a transferência de calor entre ferramenta de corte e o fluido refrigerante, como mostra a figura 29. Na junção dos elementos foi aplicada uma camada de silicone, de uso industrial, resistente a altas temperaturas corrigindo assim possíveis imperfeições no contato entre as superfícies, evitando o vazamento do fluido.

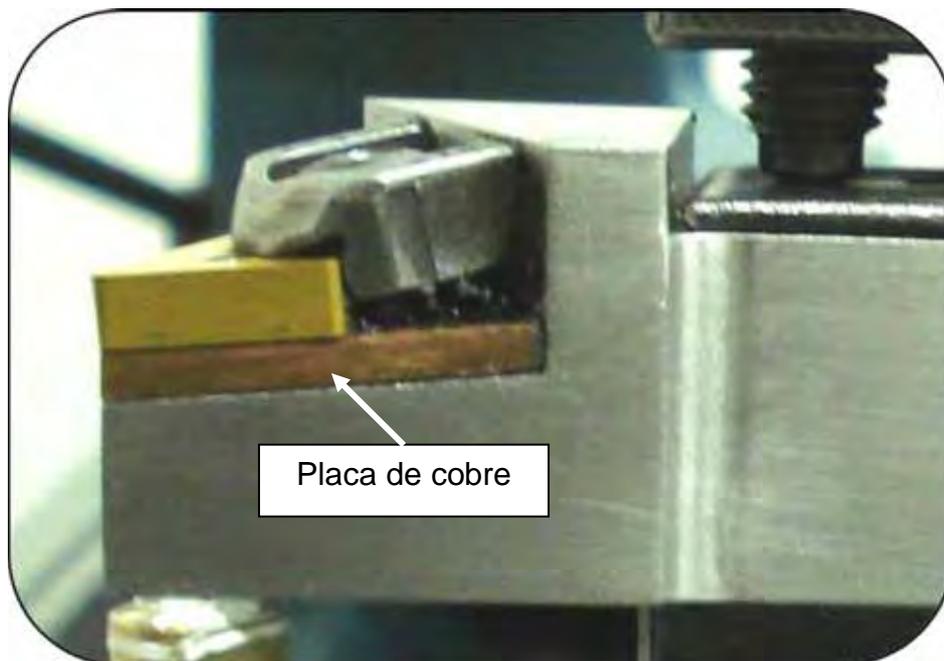


Figura 29 – Montagem da placa de cobre eletrolítico e do inserto de usinagem.

3.1 Elementos do sistema de refrigeração

O sistema de refrigeração, esquematizado na figura 30, é composto por cinco partes principais, excetuando-se o portaferramenta, sendo elas: a bomba de fluxo, o reservatório do fluido refrigerante, as mangueiras, o controlador de vazão do fluido e o condensador. Com relação às suas partes principais, a figura 31 mostra o sistema de refrigeração montado no qual se observa o condensador composto de reservatório de água e radiador em seu interior e, abaixo, o reservatório de líquido refrigerante (R11), em cujo interior está instalada a bomba de recalque forçando a circulação de fluido.

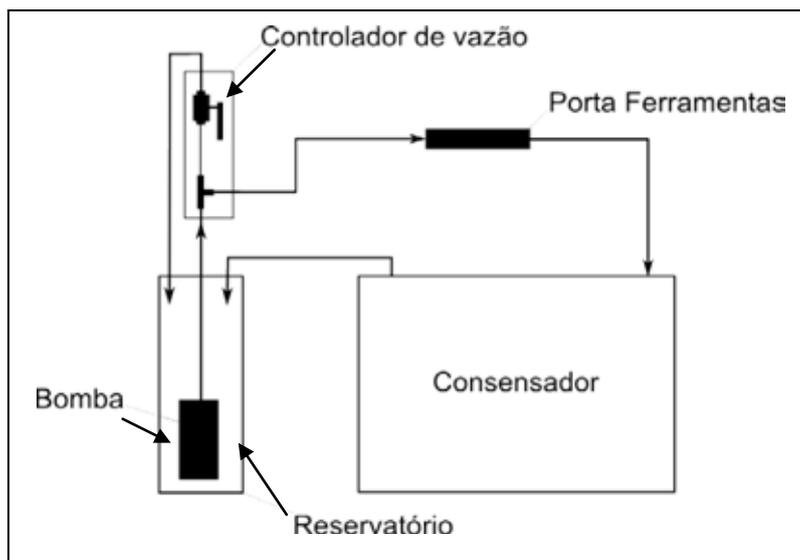


Figura 30 – Modelo esquemático do sistema refrigeração

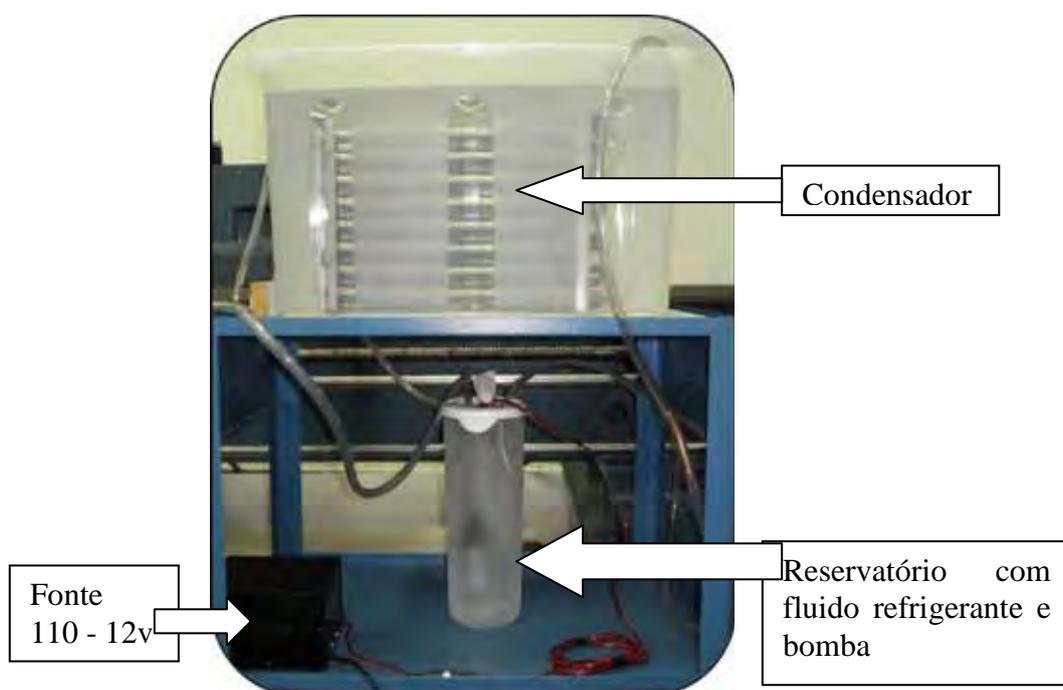


Figura 31 – O sistema de refrigeração montado

Ainda na figura observa-se uma fonte de energia que fornece uma d.d.p. de 12 V à bomba de fluido automotiva, utilizada em tanques de combustível de automóveis (etanol e gasolina) adaptada com plugues RCA para alimentação de energia.

A montagem do reservatório do fluido refrigerante é mostrada na figura 32. Pelo fato do fluido trabalhar na iminência da condição de evaporação, uma vez que sua mudança de fase ocorre em torno de 28°C , houve a necessidade de tampar o reservatório. A figura 33 mostra montagem do condensador, com dois radiadores montados em série. Vale ressaltar que no início dos testes foi utilizado apenas um radiador que se mostrou incapaz de condensar totalmente o fluido refrigerante.



Figura 32 – Reservatório com bomba no interior



Figura 33 – Montagem do condensador

Para que fosse possível obter uma vazão ótima no processo, foi necessária a instalação de um sistema regulador de vazão (figura 34). O sistema é composto por um registro de esfera e uma conexão “T”, para evitar o aumento da pressão no sistema desviando o excesso de vazão para o reservatório. A figura 35 mostra a montagem do sistema na máquina-ferramenta.

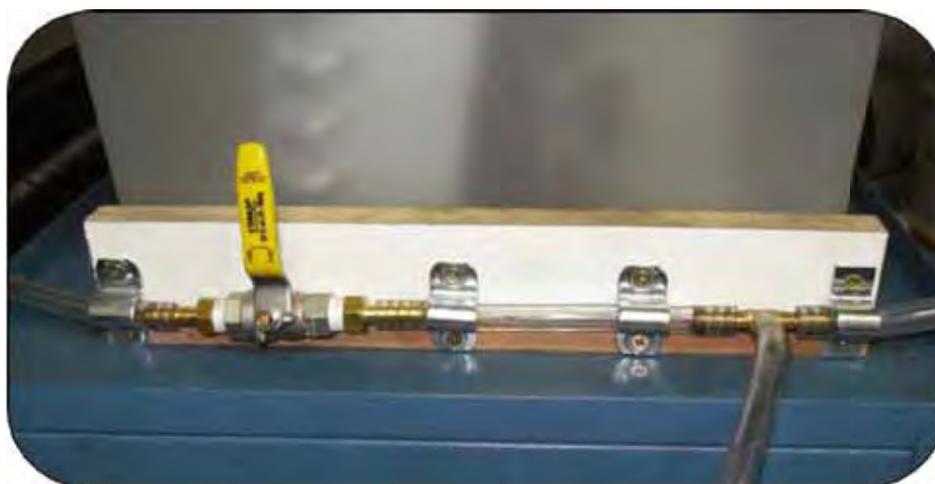


Figura 34 – Sistema de controle de vazão



Figura 35 – Vista geral do banco de ensaios montado na máquina-ferramenta.

3.2 Definição dos métodos de ensaio e condições de usinagem

Para a seleção dos valores dos parâmetros de corte, os estudos iniciaram com ensaios preliminares para a verificação do comportamento da ferramenta de corte na usinagem do aço VV56, e posteriormente foram realizados os ensaios definitivos. A seguir são descritas estas duas etapas.

O enfoque nos ensaios preliminares se deu na determinação dos valores de parâmetros de corte que não tornassem os ensaios demasiadamente longos, mas que ao mesmo tempo não reduzissem excessivamente a vida da ferramenta. Foi considerada como ideal a execução de no máximo 10 passes para atingir o critério de fim de vida para a ferramenta. Cada passe corresponde à usinagem de 75 mm no comprimento do corpo de prova.

Além disso, os pré-ensaios foram utilizados para verificar os tipos de desgaste característicos de cada método de refrigeração. Por exemplo, no corte a seco o desgaste de entalhe fica bem definido; na refrigeração convencional aparecem pequenos lascamentos na face da ferramenta. Estes tipos de desgaste serão comentados mais adiante. O portaferramentas para refrigeração interna foi utilizado em todos os ensaios, independentemente do tipo de refrigeração utilizado.

O critério escolhido para a análise do desgaste da ferramenta foi o desgaste de flanco, seguindo as orientações da norma ISO 3685 (1993), figura 36. No decorrer dos ensaios, entretanto, foi verificado que o desgaste de flanco, sozinho, não é representativo na usinagem do aço VV56, pois as medidas obtidas para as três abordagens de refrigeração mostraram-se bem próximas, com diferenças relativas pequenas entre os métodos de refrigeração (da ordem de 0,02 mm, no máximo). Ficou constatado que o desgaste mais representativo é o desgaste de ponta, consequência da concentração do calor na ponta da ferramenta, devido à baixa condutividade térmica deste aço e também da própria ferramenta. O revestimento de Al_2O_3 , como mencionado no trabalho de Kusiak et al. (2005) dificulta o fluxo de calor para o corpo da ferramenta, concentrando assim o calor na sua extremidade.

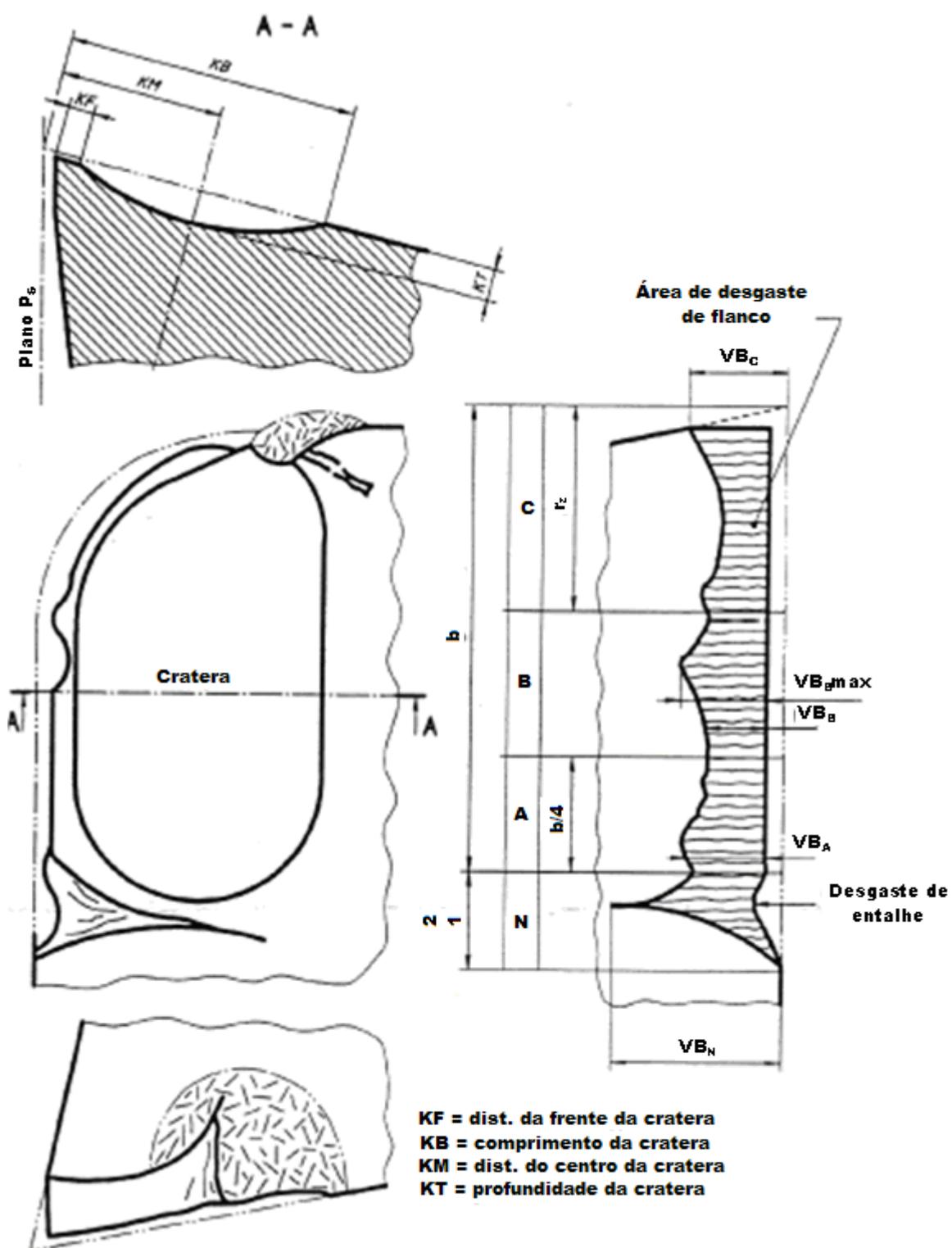


Figura 36 - Parâmetros utilizados para medir os desgastes das ferramentas de corte, segundo a norma ISO 3685 (1993).

Para ferramentas de metal duro, a norma ISO 3685 (1993) sugere os seguintes valores para fim de vida da ferramenta:

- a) máximo comprimento da área de desgaste de flanco $VB_B \text{ max} = 0,6 \text{ mm}$ se esta área não estiver regularmente desgastada na zona B;
- b) o comprimento médio da área de desgaste de flanco $VB_B = 0,3 \text{ mm}$ se a área de desgaste de flanco for considerada regularmente desgastada na zona B;
- c) a profundidade de cratera KT dada, em milímetros, pela fórmula: $KT = 0,06 + 0,3f$;
- d) a distância da frente da cratera reduzida a um valor de $KF = 0,02 \text{ mm}$;
- e) a cratera quebra através da menor aresta de corte, causando um acabamento ruim na superfície usinada.

Nos ensaios preliminares ficou evidente que o desgaste de flanco ocorre de forma irregular, concentrando-se na região próxima à ponta da ferramenta. Desta forma, o critério de fim de vida escolhido foi de acordo com o item (a) descrito anteriormente.

Tomando-se um aço inoxidável como referência, o fabricante da ferramenta sugere uma velocidade de corte (V_c) em torno de 137 m/min, para um avanço de 0,2 mm/rot numa profundidade de usinagem (a_p) de 1,0 mm. Tomando estes valores como ponto de partida, foram escolhidos os seguintes valores dos parâmetros de corte para os ensaios preliminares:

TABELA 8 - Parâmetros de corte para os ensaios preliminares

V_c (m/min)	f (mm/rot)	a_p (mm)
90	0,1	1,0
90	0,2	1,0
140	0,1	1,0
140	0,2	1,0
180	0,1	1,0
180	0,2	1,0

Foram realizados também experimentos com avanço de 0,43 mm/rot e velocidade de corte de 90 m/min. Para estes valores, o desgaste da ferramenta foi extremamente acentuado, sendo que para o corte a seco a ferramenta foi inutilizada já no primeiro passe, atingindo um $VB_B \text{ max} = 0,67 \text{ mm}$.

Da análise dos dados obtidos nos ensaios preliminares foi possível planejar os parâmetros de corte para os ensaios finais. Utilizando o avanço de 0,1 mm/rot, mesmo para a velocidade de 180 m/min, não houve grande desgaste da ferramenta, o que exigiu muitos passes para alcançar o fim de vida das ferramentas. O avanço de 0,2 mm/rot apresentou desgaste mais acelerado apenas na velocidade de 180m/min. Além disso, as diferenças de desgaste entre os métodos de refrigeração foi pequena, como já mencionado, dificultando a comparação entre os métodos.

Desta forma, decidiu-se utilizar parâmetros de corte mais altos, visando a geração mais rápida de desgaste na ferramenta e que permitisse a comparação entre os métodos de refrigeração.

Para os ensaios definitivos, as condições escolhidas foram as seguintes: profundidade de usinagem e o avanço constantes, em, respectivamente, 1,0 mm e 0,32 mm/rot e variação da velocidade de corte em três níveis: 110, 140 e 180 m/min. Não houve repetições nos testes de vida da ferramenta.

Como parâmetro de saída, além do desgaste da ferramenta de corte, foram medidos os valores de rugosidade dos corpos de prova com o seguinte padrão: três medidas ao longo da sua circunferência separados 120° uma da outra. O valor da rugosidade é o obtido através da média aritmética das 3 medições.

Visando analisar o efeito de refrigeração do método proposto, em termos de diminuição da temperatura da ferramenta, foram realizados ensaios adicionais para aquisição da temperatura com os três métodos de refrigeração. Para tanto, um termopar tipo K (cromel-alumel) foi posicionado na face inferior do inserto de usinagem, próximo à ponta da ferramenta, para permitir a avaliação do comportamento da temperatura. Os valores lidos pelo termopar alimentaram o software LabView 6.1, que gerou os gráficos de temperatura. Foram colhidos valores de temperatura em dois passes consecutivos a fim de se obter um tempo mais longo de observação de sua tendência na usinagem.

Além disso, foram separadas amostras dos cavacos obtidos em todos os passes dos ensaios para posterior análise em microscópio ótico, tanto da morfologia, quanto do grau de deformação dos cavacos. Para isso, adotou-se a medição do

grau de deformação (ϵ_0), criado por Eugene Merchant em 1941 e definido pela razão entre a deformação da lamela do cavaco na direção de seu comprimento Δz , medido no plano de cisalhamento, e a espessura desta lamela Δx , segundo a equação 6 (fig. 37)

$$\epsilon_0 = \Delta z / \Delta x \quad (6)$$

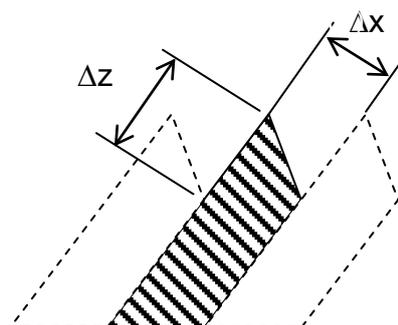


Figura 37 – Medida de Δz e Δx para o cálculo do grau de deformação do cavaco.

4. RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados obtidos nos ensaios propostos relativos ao desgaste de flanco, desgaste de ponta, análise da temperatura e grau de deformação do cavaco para as velocidades de corte de 110, 140 e 180 m/min sob avanço de 0,32 mm/rot e profundidade de corte de 1,0 mm.

4.1 Usinagem para $V_c = 110$ m/min

As figura 38 e 39 mostram os desgastes de flanco e da ponta da ferramenta, respectivamente.

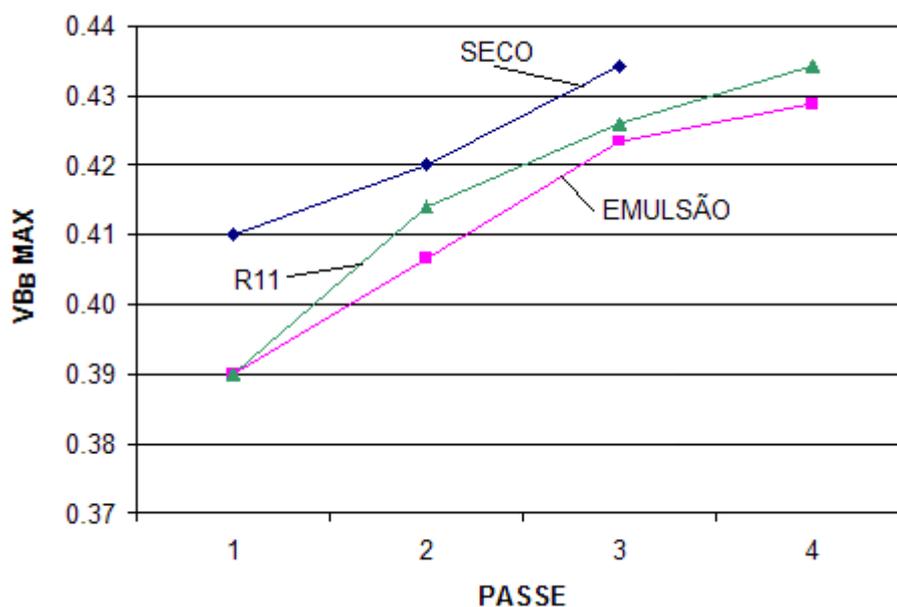


Figura 38 - Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

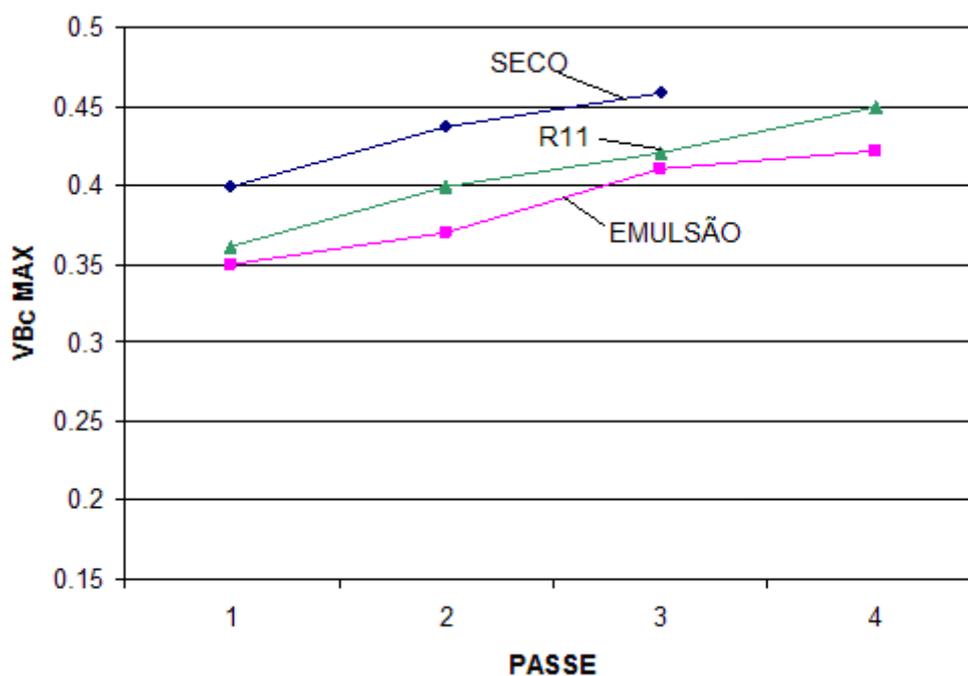


Figura 39 - Desgaste de ponta VB_c max por passe. $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

Uma vez que os valores dos desgastes mostraram-se bem próximos para cada método de refrigeração, foram analisadas as fotografias obtidas por microscopia eletrônica (MEV) no último passe de cada uma das três condições

ensaiadas para avaliar o aspecto das ferramentas na busca por mais informações sobre a forma e o mecanismo de desgaste. Nas condições com refrigeração interna e com fluido de corte as imagens referem-se ao quarto passe, enquanto que a fotografia da condição a seco corresponde ao seu terceiro, e último, passe.

Nas fotografias da figura 40, que mostram as superfícies de saída das ferramentas em cada tipo de usinagem, pode-se observar que a geometria da ferramenta com refrigeração interna (R11), foi melhor preservada ao longo de sua aresta de corte quando comparada com o corte a seco e mesmo sobre a condição com fluido de corte, embora com menor grau de diferença. Além disso, é importante ressaltar que o inserto ensaiado com refrigeração interna apresentou o menor desgaste de entalhe, não apresentado aqui.

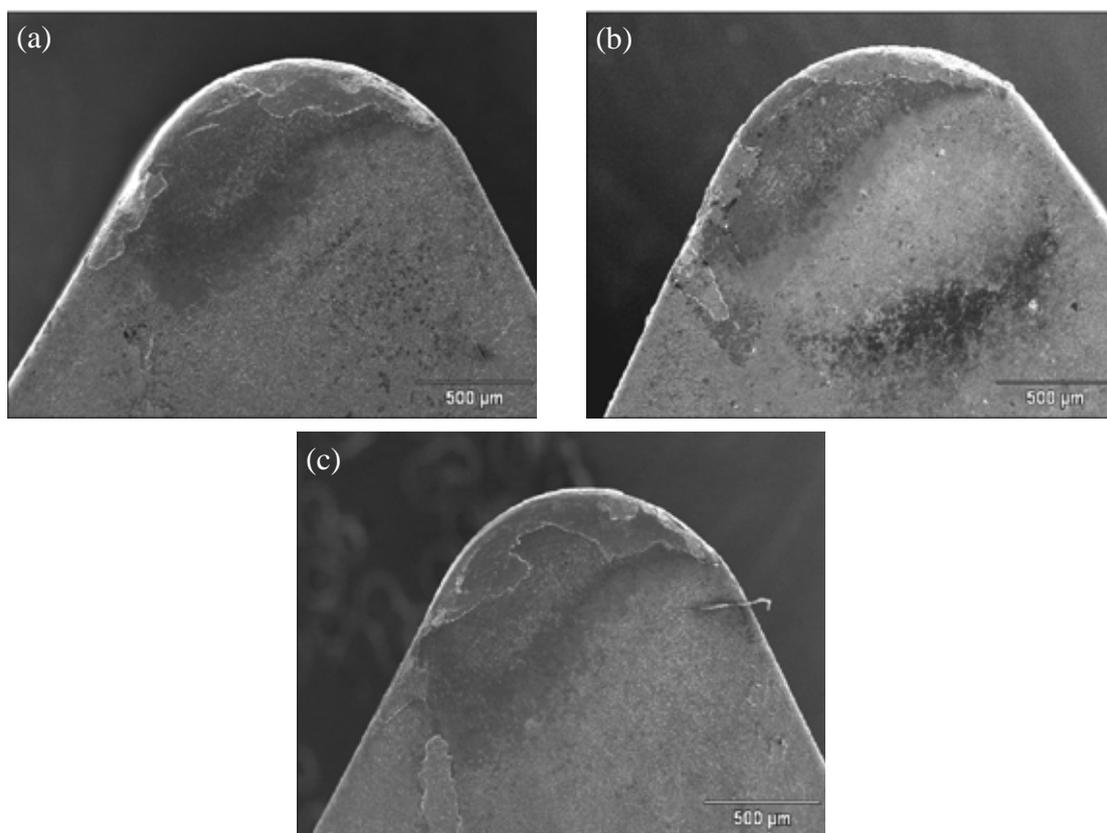


Figura 40 - Superfície de saída para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm. a) corte a seco, b) emulsão, c) refrigeração interna (ampliação: 50x)

As imagens dos desgastes das fotografias feitas em MEV confirmaram as medidas de desgaste feitas em microscópio ótico, mostrando diferenças muito pequenas nos valores de $VB_{B \max}$ e $VB_{C \max}$ entre as condições ensaiadas.

Ainda para a velocidade de corte de 110 m/min, ocorreu deformação plástica da ponta do inserto no corte a seco, não ocorrendo no corte com emulsão e com refrigeração interna (figura 41).

Analisando-se o flanco e a ponta da ferramenta de cada condição, mostrados na figura 40, observou-se que os cortes a seco e com fluido interno produziram um pouco de deformação na aresta de corte, enquanto que no corte com emulsão esse mecanismo parece ter tido pouca importância. Embora os valores entre VB_B e entre VB_C sejam muito próximos, com a aplicação do fluido de corte houve menor desgaste das camadas de revestimento, expondo uma pequena área de substrato da ferramenta, comparado com o corte a seco e com R11. É importante lembrar que o desgaste obtido no quarto passe com a refrigeração interna foi comparado com o terceiro passe do corte a seco, portanto, não deixando dúvidas quanto à maior eficiência do método proposto sobre o corte a seco.

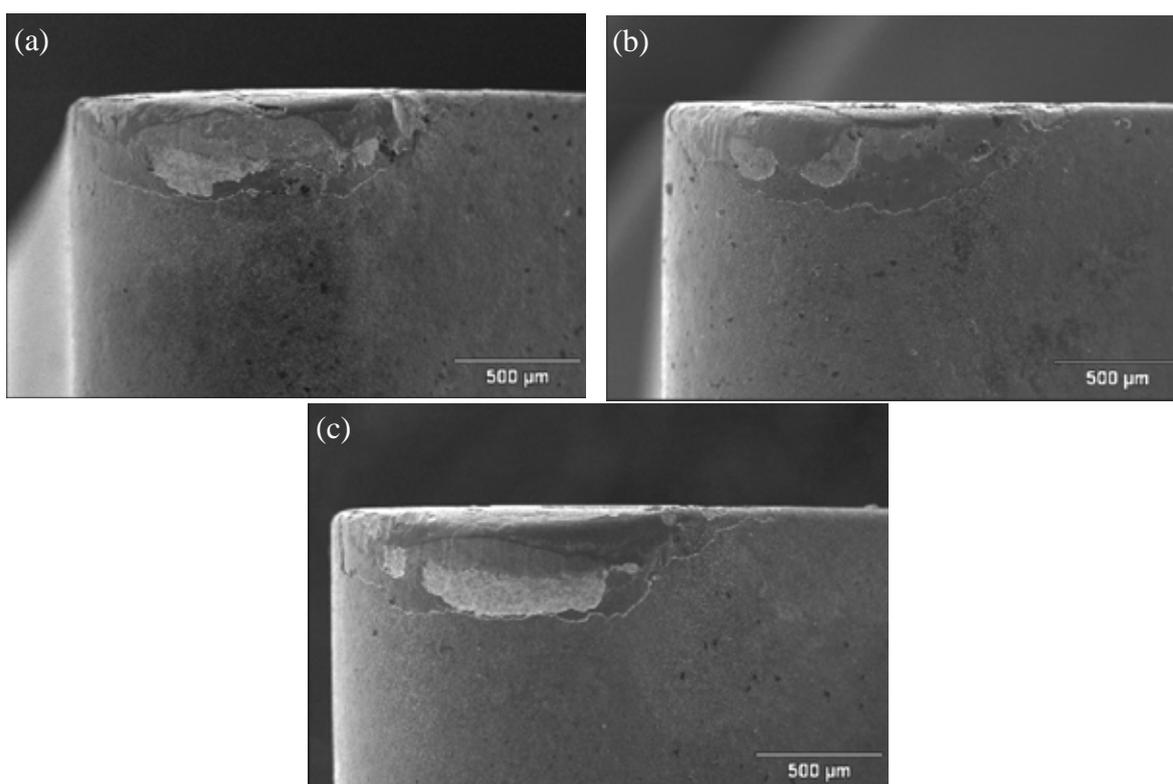


Figura 41 - Desgaste de flanco para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm. a) corte a seco, b) emulsão, c) refrigeração interna (ampliação: 50x)

A figura 42 apresenta os valores de rugosidade obtidos ao final de cada passe para cada método de refrigeração. Pode-se observar que a refrigeração interna

fornece os menores valores de rugosidade entre os métodos, indicação que confirma a maior manutenção da geometria de sua aresta de corte observada nas imagens do MEV.

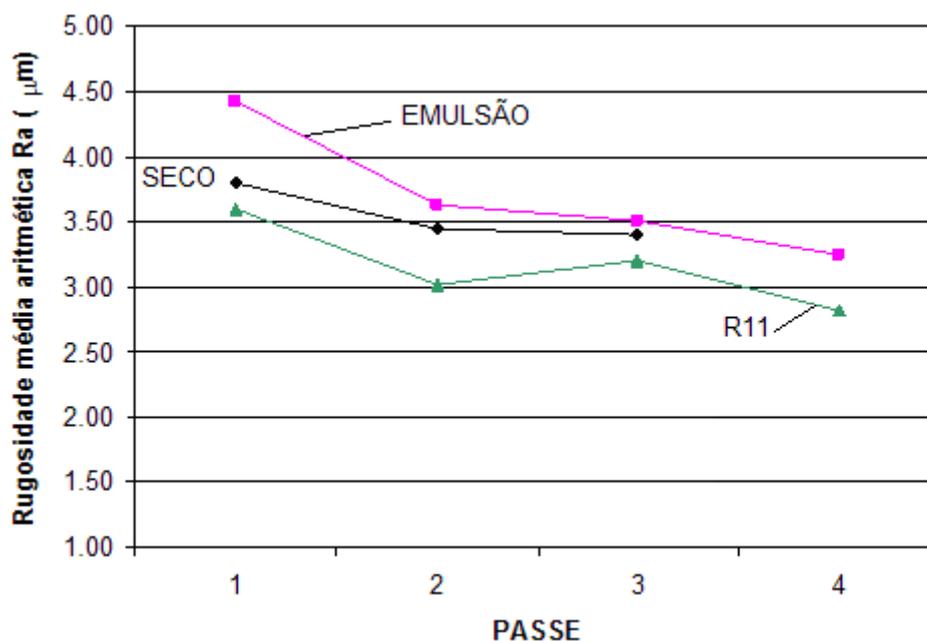


Figura 42 – Rugosidade Ra para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm.

4.2 Usinagem para $V_c = 140$ m/min

No caso da velocidade de 140 m/min, o comportamento da usinagem é semelhante ao da velocidade de corte de 110 m/min, com valores de desgaste também próximos. No ensaio em que foi utilizada a emulsão de fluido de corte, ocorreu uma deformação plástica considerada expressiva na ponta do inserto, e como conseqüência o valor do desgaste de flanco e de ponta foi elevado (em torno de 0,7mm). As figuras 43 e 44 apresentam, respectivamente, os valores do desgaste de flanco e da ponta da ferramenta, nos dois passes suficientes para atingir o critério de fim de vida da ferramenta de corte.

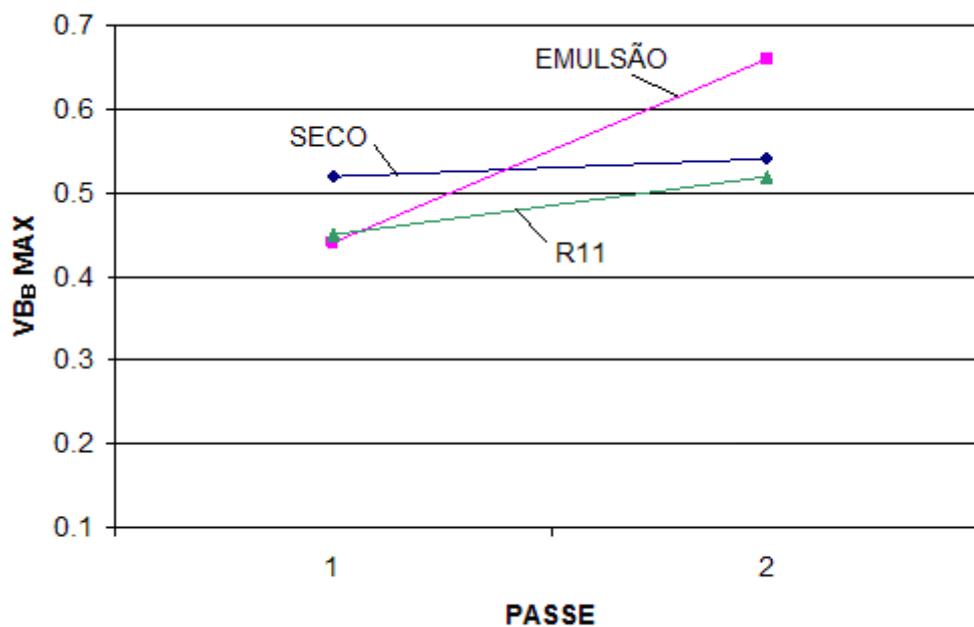


Figura 43 - Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 140$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

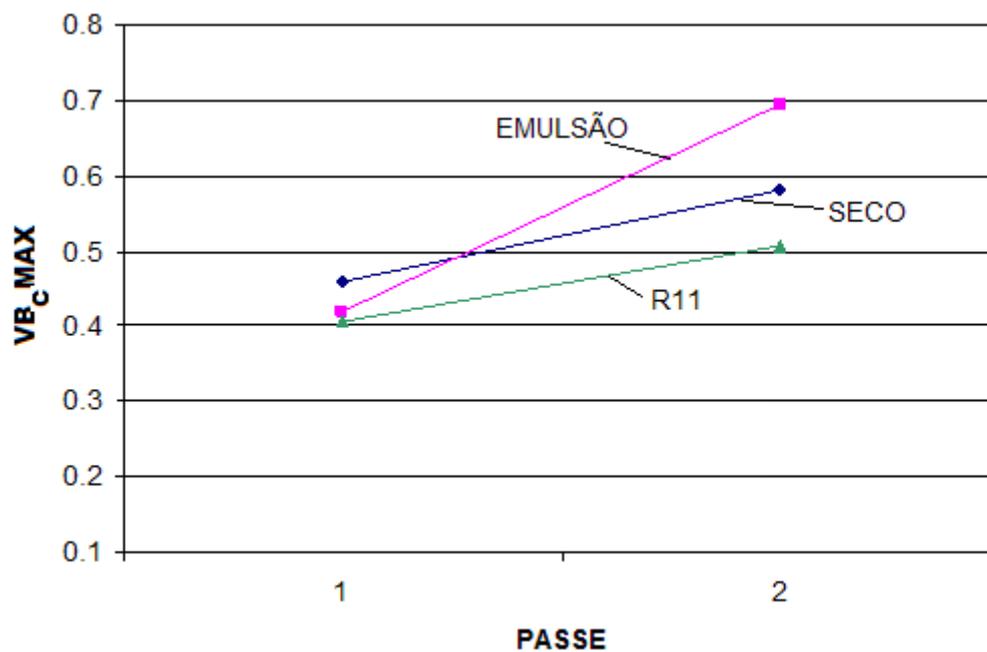


Figura 44 - Desgaste de ponta VB_C max por passe. $V_c = 140$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

Na usinagem com $V_c = 140$ m/min novamente a utilização da refrigeração interna permitiu maior conservação da geometria de corte e menor desgaste de entalhe, quando comparado com o corte a seco e com emulsão. Nos ensaios com emulsão, houve o surgimento de deformação plástica na ponta da ferramenta além do esperado, conforme se observa na figura 45 (a e b), indicando influência de fatores não conclusivos durante o ensaio.

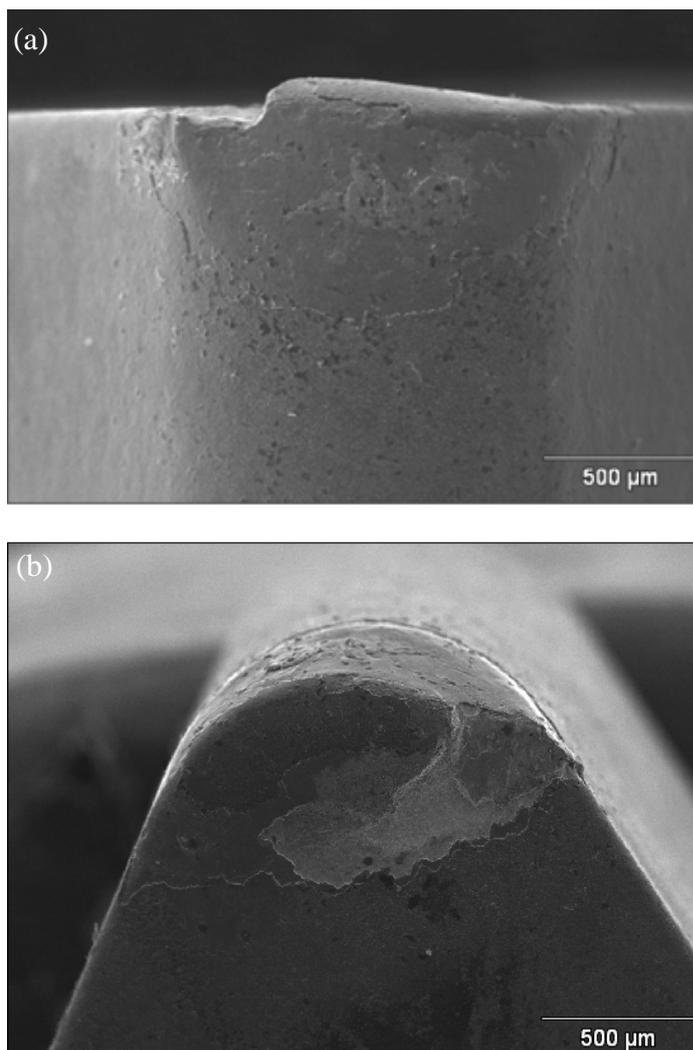


Figura 45 - Deformação excessiva na ponta e no flanco da ferramenta com $V_c = 140$ m/min, utilizando emulsão (ampliação: 50x)

Desconsiderando o ensaio com fluido de corte, os valores de desgaste medidos também se mostraram bem próximos, com as ferramentas apresentando diferenças mais evidentes no nível de desgaste das camadas de revestimento.

Ocorreu deformação plástica na ponta do inserto no corte a seco e em menor grau no corte com refrigeração interna.

A figura 46 mostra o aspecto da ponta das ferramentas no final do segundo passe. No ensaio com fluido refrigerante interno (figura 45 b), a largura do substrato exposto mostrou-se menor que no corte a seco (figura 45 a), tanto no flanco quanto na ponta da ferramenta. No inserto utilizado no corte a seco nota-se a existência de ranhuras perpendiculares à aresta de corte, sugerindo que nesta condição houve a presença acentuada de mecanismo abrasivo responsável por boa parte do desgaste. Além disso, o desgaste de entalhe mostrou-se mais pronunciado no corte a seco.

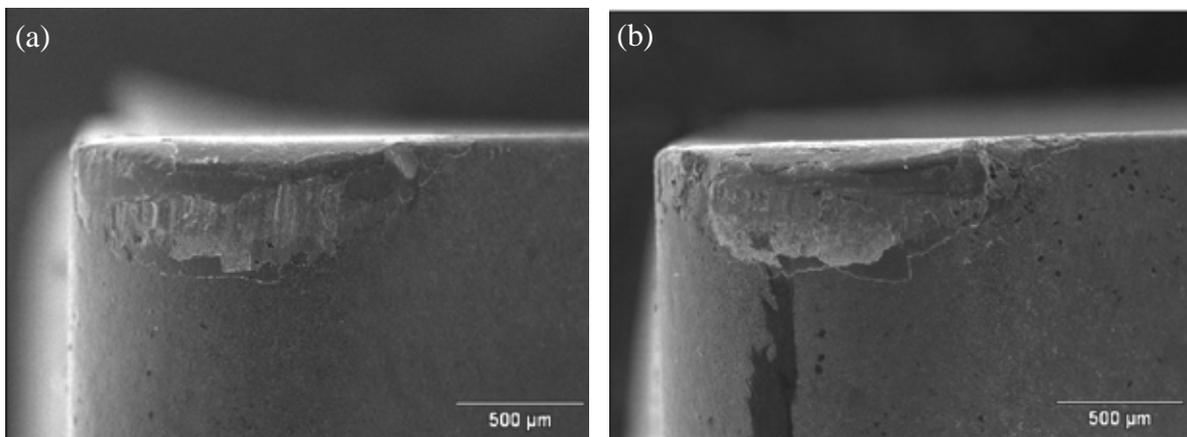


Figura 46 – Aspecto da ferramenta para $V_c = 140$ m/min no corte a seco (a) com refrigeração interna (b).

A figura 47 mostra os valores de rugosidade obtidos para cada método de refrigeração.

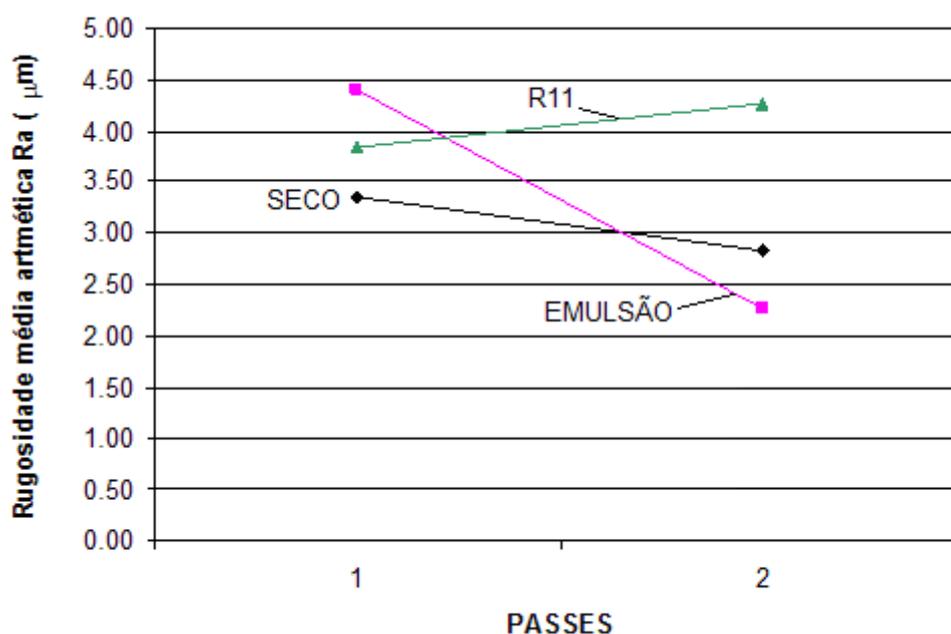


Figura 47 – Rugosidade Ra para $V_c = 140$ m/min nas diferentes condições ensaiadas.

4.3 Usinagem para $V_c = 180$ m/min

Para a velocidade de corte de 180 m/min, ocorreu a quebra da ponta do inserto durante o ensaio utilizando refrigeração interna. Novamente, trata-se de uma situação anormal e não esperada. Credita-se esta ocorrência, bem como a deformação plástica citada para $V_c = 140$ m/min, a outras influências dentro do processo, principalmente às vibrações e forças durante a usinagem (considerando que o avanço utilizado é relativamente alto) e a falhas no inserto. Há que se considerar também que as velocidades de corte utilizadas estão acima do recomendado pelo fabricante, uma vez que o intuito foi diminuir o número de ensaios a serem realizados até atingir o fim de vida da ferramenta. Os desgastes são mostrados nas figuras 48 e 49.

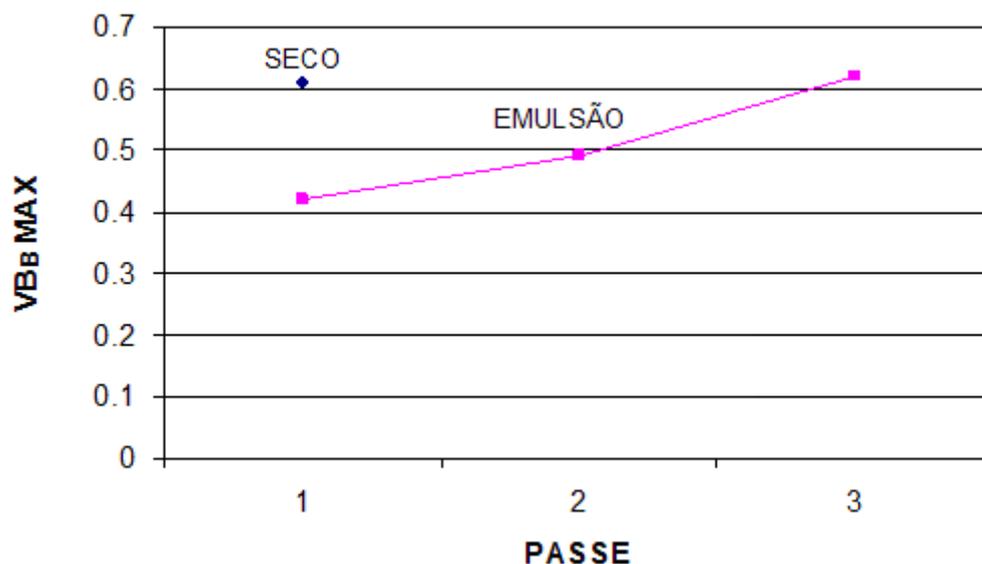


Figura 48 - Desgaste de flanco VB_B max por passe. $V_c = 180$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

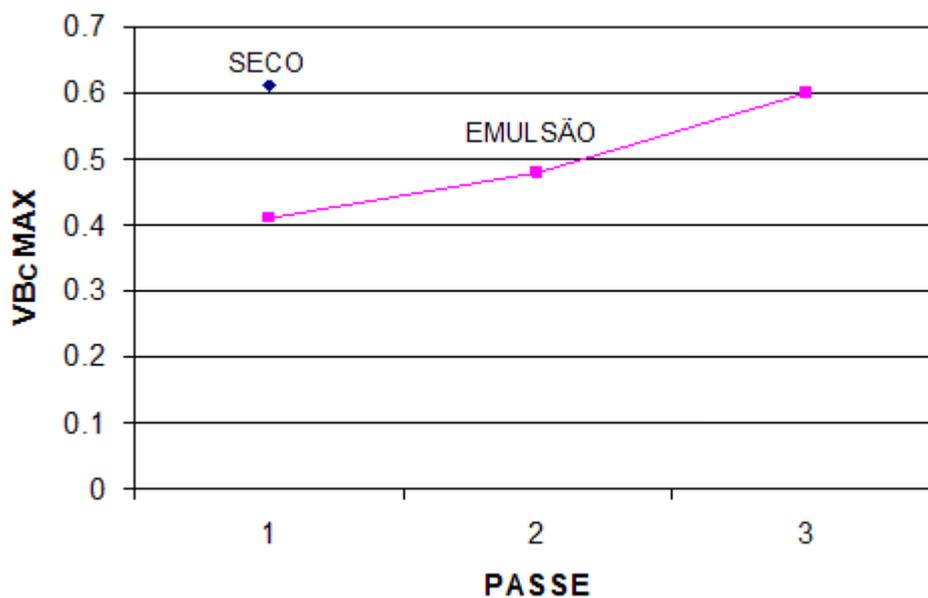


Figura 49 - Desgaste de ponta VB_c max por passe. $V_c = 180$ m/min, $f = 0,32$ mm/rot, $a_p = 1,0$ mm.

Durante os ensaios com $V_c = 180$ m/min, houve a quebra da ponta do inserto na utilização de refrigeração interna. Mais uma vez, credita-se esta quebra a fatores outros que não se relacionam ao tipo de refrigeração utilizado, como por exemplo

vibrações excessivas devido à má fixação da peça ou do inserto, ou ao próprio projeto do suporte.

4.4 Temperatura na ferramenta de corte

A figura 50 mostra as curvas de temperatura para a velocidade de corte de V_c 180 m/min ($f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm), sendo que os ensaios foram iniciados nesta condição devido a maior geração de calor nesta velocidade. A reta pontilhada, se trata da tendência de cada curva, obtida pelo método dos mínimos quadrados.

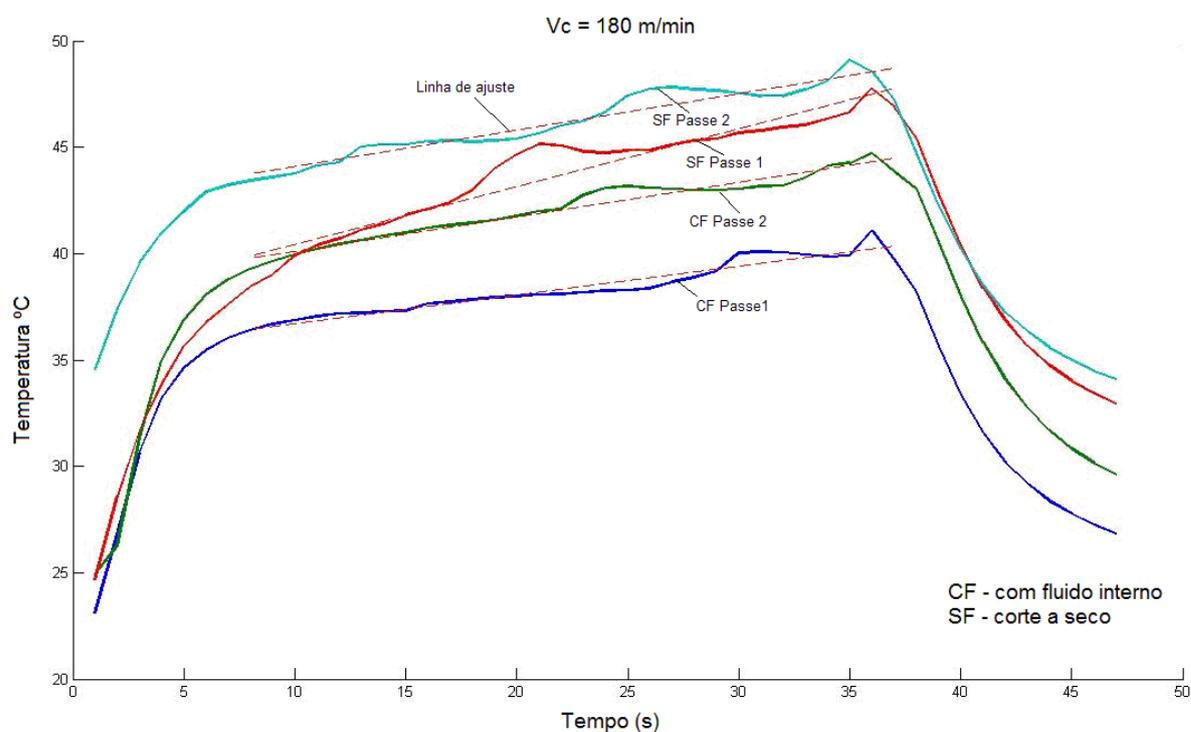


Figura 50 – Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 180$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm.

Observa-se que, na ausência de fluido de corte, a maior temperatura foi gerada na condição a seco e que o crescimento mais acentuado se dá no primeiro passe desta condição. Ao contrário, com o fluido refrigerante interno, as temperaturas são mais baixas e a tendência de estabilização é maior, sugerindo

que, de fato, o porta-ferramentas refrigerado consegue, efetivamente, remover calor na usinagem.

O comportamento da estabilização da temperatura com a utilização da refrigeração interna pode ser mais bem observado na figura 51, onde sob velocidade de corte de 110 m/min, o primeiro passe na usinagem a seco produz temperaturas crescentes, enquanto que na refrigeração interna os valores são praticamente constantes e já próximos do segundo passe.

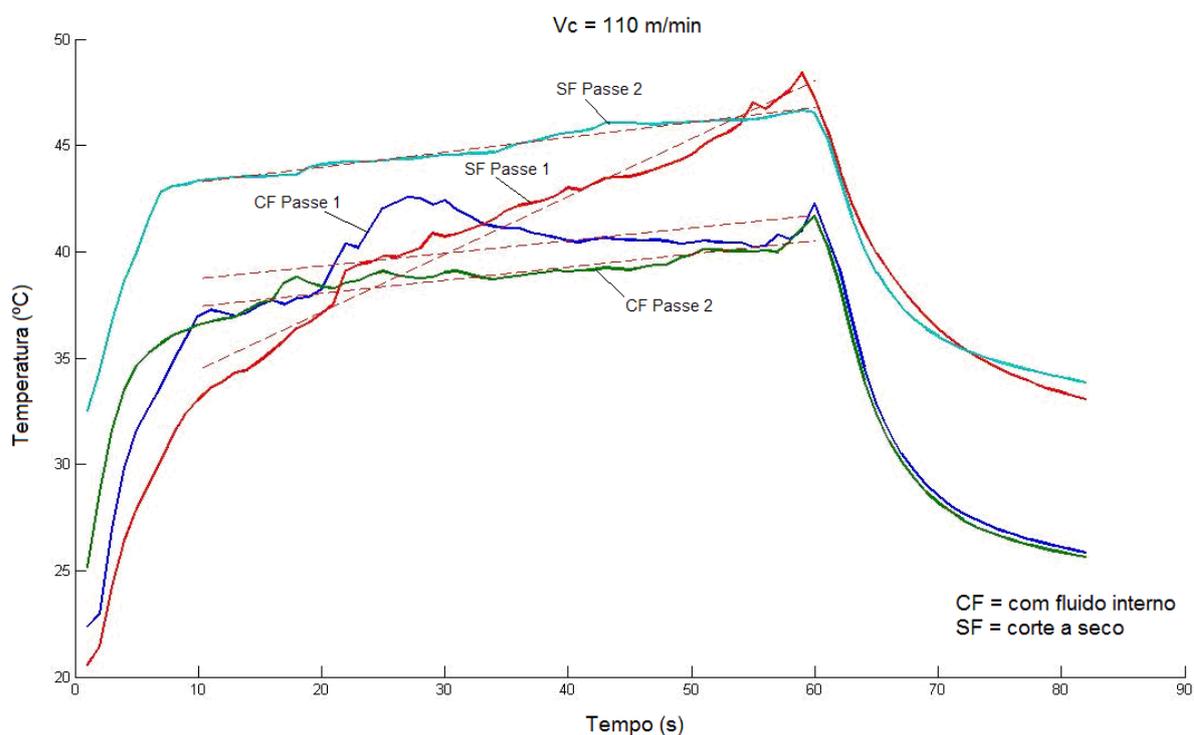


Figura 51 – Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 110$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm.

Na figura 52 compara-se o corte a seco e com fluido interno para a velocidade de corte de 140 m/min, no qual o comportamento da temperatura repete o observado para as condições anteriores ($V_c = 180$ e 110 m/min).

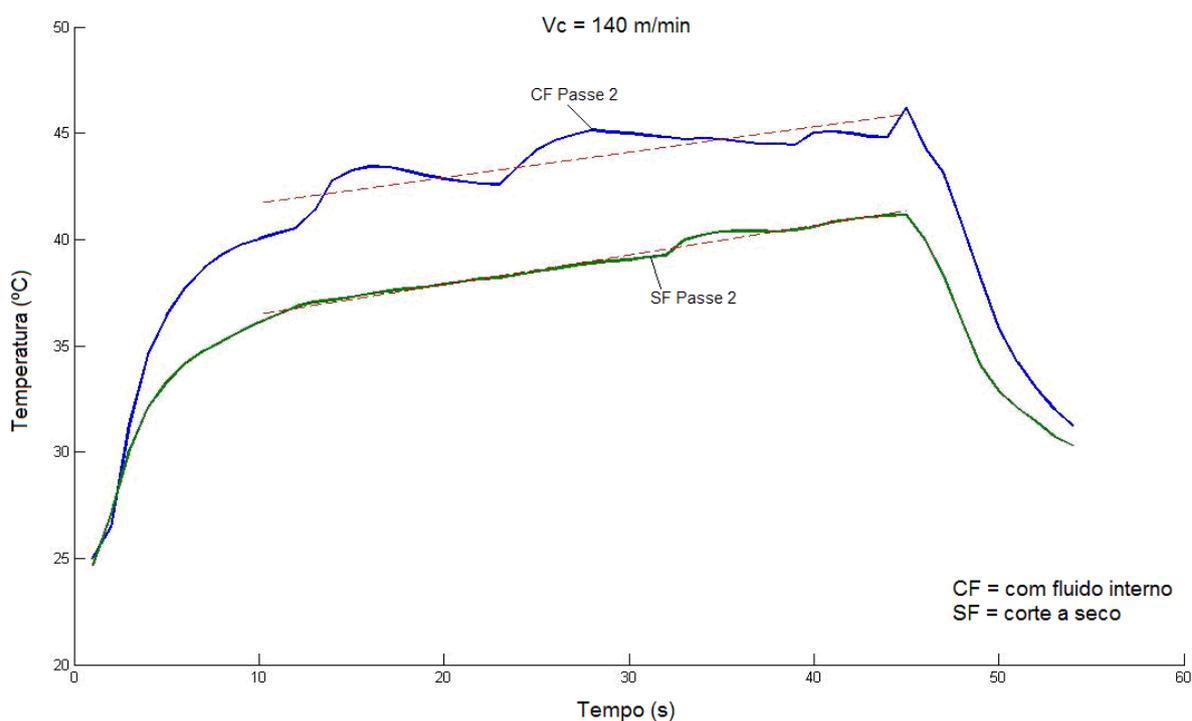


Figura 52 – Temperatura na superfície inferior do inserto de usinagem para $V_c = 140$ m/min, $f = 0,1$ mm/rot e $a_p = 1,0$ mm.

4.5 Grau de deformação do cavaco

Como forma de tentar estabelecer mais um parâmetro capaz de revelar alguma diferença no mecanismo de corte das três condições de usinagem, foram analisados os cavacos gerados em cada condição e calculados os respectivos graus de deformação, conforme equação 6 citada anteriormente.

A figura 53 apresenta amostras de cavacos obtidos na usinagem com $V_c = 110$ m/min, no último passe para cada tipo de refrigeração, onde pode ser observado o método de medição de Δz e Δx para o cálculo do grau de deformação. Na figura 54 são apresentados os valores de ϵ_0 , obtidos da média aritmética de 10 medições em 10 lamelas diferentes para cada método de refrigeração.

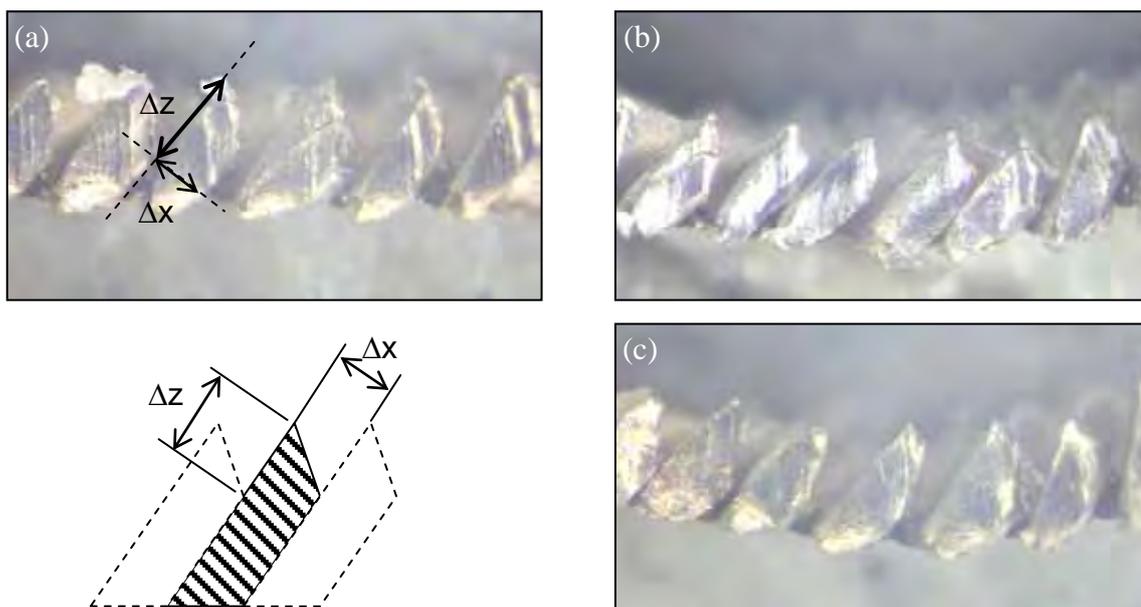


Figura 53 – Amostras de cavacos obtidos para $V_c = 110\text{m/min}$; a) seco, b) emulsão, c) fluido interno.

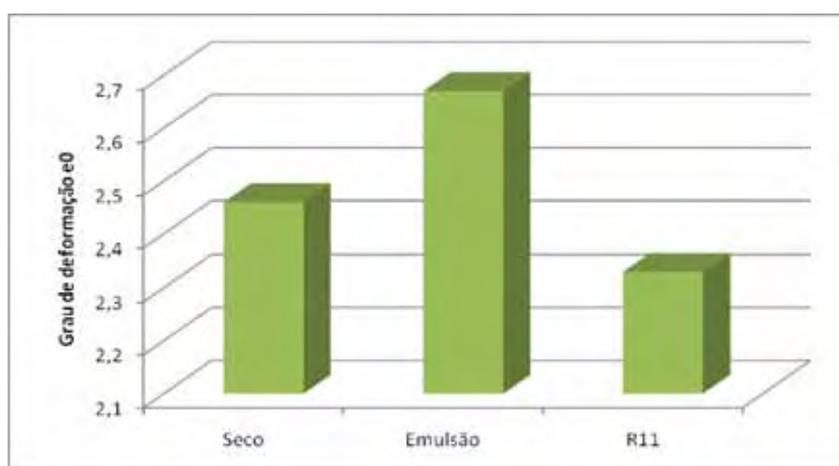


Figura 54 – Valores de ϵ_0 para cada método de refrigeração ($V_c = 110\text{ m/min}$)

A refrigeração interna apresentou o menor grau de deformação, sugerindo que uma parcela do calor que iria para o cavaco foi absorvido pelo inserto e transmitido para o fluido refrigerante, ou seja, efetivamente foi retirado calor da zona

de corte, baixando a temperatura do cavaco que se deformou menos. É mais um indicador de que o sistema de refrigeração interna funcionou conforme esperado.

Além disso, o menor grau de deformação quando do uso da refrigeração interna pode indicar uma melhor manutenção da aresta cortante, que cortando melhor o material precisa deformá-lo menos até o cisalhamento do cavaco.

5. CONCLUSÕES

Da pesquisa realizada, foi possível concluir que:

- a) O sistema proposto para refrigeração interna mostra-se viável técnica e economicamente, já que foi possível retirar calor do inserto de usinagem, modificando as características de desgaste durante o torneamento.
- b) Os resultados obtidos para as velocidades de corte de 110 e 140 m/min demonstram que, embora o sistema proposto não tenha conseguido se igualar à refrigeração com fluidos de corte por inundação, foi possível obter resultados melhores do que a usinagem totalmente a seco sem o auxílio da refrigeração interna. Isto pode ser constatado ao se verificar a melhor manutenção da geometria de corte da pastilha, com menos material arrancado da aresta de corte, ausência de desgaste de entalhe, menor delaminação das camadas de revestimento na face da ferramenta e maior manutenção da segunda e terceira camadas de revestimento no flanco e na ponta da ferramenta, quando utilizada a refrigeração interna.
- c) Houve menor deformação plástica na ponta dos insertos, quando utilizado o sistema proposto, indicando retirada do calor e manutenção da dureza da ferramenta com a refrigeração interna, quando comparada com o corte a seco.
- d) Os gráficos de temperatura obtidos nos ensaios demonstram que há efetivamente retirada de calor do inserto de usinagem e conseqüente diminuição na temperatura. Mais que isso, há uma tendência à estabilização da temperatura em um patamar abaixo da temperatura obtida no corte a seco, a qual cresce em taxa maior que com o uso de fluido interno.
- e) O sistema proposto constitui uma boa alternativa aos métodos convencionais de refrigeração, por se tratar de um sistema fechado onde o único resíduo

descartado é o próprio cavaco, que não necessita de operações extras para ser reaproveitado.

- f) Houve menor grau de deformação quando utilizada a refrigeração interna, o que, provavelmente, gerou menores forças na usinagem, diminuindo assim o consumo de energia e a potência necessários para a usinagem do material.

5.1 Sugestões para trabalhos futuros

Por se tratar das primeiras experiências com o sistema proposto, há ainda vasto campo a ser explorado, visando sua otimização e a substituição completa do fluido de corte nas operações de torneamento. Algumas sugestões para trabalhos futuros são:

- Estudar o comportamento de insertos sem revestimento, para eliminar a barreira térmica e permitir a retirada de calor pelo fluido mais facilmente;
- Estudar a utilização de insertos de seção mais fina;
- Otimizar parâmetros como a vazão de fluido refrigerante e a área de troca de calor sob a placa de cobre (melhorar a câmara de vaporização do fluido);
- Estudar a melhor forma e volume da câmara do porta-ferramentas no qual se dá a mudança de fase do fluido refrigerante;
- Analisar o comportamento do sistema em ciclos mais longos de usinagem, uma vez que o tempo de contato ferramenta-peça, em cada passe, foi de menos de um minuto e;
- Aumentar o número de ensaios para permitir tratamento estatístico dos resultados obtidos.
- Medir as forças envolvidas no processo para cada método de refrigeração.

6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABDEL-AAL, H. A.; NOUARI, M.; EL MANSORI, M.; GINTING, A. Conceptual tribo-energetic analysis of cutting tool protective coating delamination in dry cutting of hard-to-cut aero engine alloys. *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, v. 36, p. 213–225, 2008.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Investigation of heat partition in high speed turning of high strength alloy steel. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 45, p. 1687–1695, 2005.

ABUKHSHIM, N. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 782–800, 2006.

AHMED, M. I.; ISMAIL, A. F.; ABAKR, Y. A.; NURUL AMIN, A. K. M. Effectiveness of cryogenic machining with modified tool holder. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 185, p. 91–96, 2007.

AKBAR, F.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. An evaluation of heat partition in the high-speed turning of AISI/SAE 4140 steel with uncoated and TiN-coated tools. *Proc. IMechE*, v. 222 Parte B: J. Engineering Manufacture, 2008.

AKBAR, F.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. An experimental and coupled thermo-mechanical finite element study of heat partition effects in machining. *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, 2009.

BHATTACHARYYA, D.; ALLEN, M. N.; MANDER, S. J. Cryogenic machining of Kevlar composites. *Materials and Manufacturing Processes*, v. 8, p. 631–651, 1993.

BOOTHROYD, G. Temperatures in orthogonal metal cutting. *Proc Imtn Mech Engrs Industrial Administration and Engineering Production Group. Applied Mechanics Group*, v. 177, nº 29, 1963.

BOOTHROYD, G. and KNIGHT, W. A. *Fundamentals of Machining and Machine Tools*. 3rd ed., 2006.

BOSWELL, B. e CHANDRATILLEKE, T.T. Air-cooling used for metal cutting. *American Journal of Applied Sciences*, v. 6, p. 251-262, 2009.

CHAO, B. T.; TRIGGER, K. J. The significance of thermal number in metal machining. Transactions of ASME, 1953 apud KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. (2000).

CHIOU, R. Y., LU, L.; CHEN, J. S. J.; NORTH, M. T. Investigation of dry machining with embedded heat pipe cooling by finite element analysis and experiments. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, v. 31, p. 905-914, 2007.

DHAR, N. R.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. The influence of cryogenic cooling on tool wear, dimensional accuracy and surface finish in turning AISI 1040 and E4340C steels. Wear, v. 249, p. 932-942, 2002.

DHAR, N. R.; ISLAM, S.; KAMRUZZAMAN, M.; PAUL, S. Wear behavior of uncoated carbide inserts under dry, wet and cryogenic cooling conditions in turning C-60 steel. ABCM, v. 28, nº 2, abril-junho, 2006.

DUNN, P.D. e REAY, D. A. The heat pipe.

DINIZ, A. E.; MARCONDES, F. C.; COPPINI, N. L. Tecnologia da usinagem dos materiais, 3ª ed., 2003.

FERRARESI, D. Fundamentos da Usinagem dos Metais. Ed. Edgard Blücher Ltda, 1977 .

FLEISCHER, J.; PABST, R.; KELEMEN, S. Heat Flow Simulation for Dry Machining of Power Train Castings. Annals of the CIRP, v. 56, 2007.

GHANI, M. U.; ABUKHSHIM, N. A.; SHEIKH, M. A. An investigation of heat partition and tool wear in hard turning of H13 tool steel with CBN cutting tools. International Journal of Advanced Manufacturing and Technology, v. 39, p. 874–888, 2008.

GRUMAN AIRCRAFT ENGINEERING CORPORATION. Cryogenic coolants speed titanium machining, Machinery, p. 101–102, julho, 1965.

GRZESIK, W.; NIESLONY, P. Thermophysical-Property-Based Selection of Tool Protective Coatings for Dry Machining of Steels. Journal of Manufacturing Science and Engineering, v. 125, p. 689-695, 2003.

GRZESIK, W.; NIESLONY, P. A computational approach to evaluate temperature and heat partition in machining with multilayer coated tools. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 43, p. 1311–1317, 2003.

GRZESIK, W.; BARTOSZUK, M.; NIESLONY, P. Finite difference analysis of the thermal behaviour of coated tools in orthogonal cutting of steels. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 44, p. 1451–1462, 2004.

GRZESIK, W. Determination of temperature distribution in the cutting zone using hybrid analytical-FEM technique. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 46, p. 651–658, 2006.

HAQ, A. N. e TAMIZHARASAN, T. Investigation of the effects of cooling in hard turning operations. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, v. 30, p. 808-816, 2005.

HONG, S.Y.; DING, Y.; EKKENS, R. G. Improving low carbon steel chip breakability by cryogenic chip cooling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 39, p.1065–1085, 1999.

HONG, S.Y. e BROOMER, M. Economical and ecological cryogenic machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Clean Products and Processes*, v. 1, p. 157–166, 2000.

HONG, S.Y.; DING, Y.; JEONG, W. Friction and cutting forces in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, p. 2271–2285, 2001.

HONG, S.Y. e BROOMER, M. Economical and ecological cryogenic machining of AISI 304 austenitic stainless steel. *Clean Products and Processes*, v. 1, p. 157–166, 2000.

HONG, S.Y. e DING, Y. Cooling approaches and cutting temperatures in cryogenic machining of Ti-6Al-4V. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 41, p. 1417–1437, 2001.

IQBAL, S. A.; MATIVENGA, P. T.; SHEIKH, M. A. A comparative study of the tool–chip contact length in turning of two engineering alloys for a wide range of cutting speeds. *International Journal of Advanced Manufacturing and Technology*, v. 42, p. 30–40, 2009.

ISO 3685. Tool-life testing with single-point turning tools. International Organization for Standardization, Geneva, Switzerland, 1993.

KHAN, A. A. e AHMED, M. Improving tool life using cryogenic cooling. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 196, p. 149–154, 2008.

KLOCKE, F. e EISENBLÄTTER, G.. Dry cutting. *Annals of the CIRP*, v. 46, p. 519-526, 1997.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of the metal cutting process. Part I - Temperature rise distribution due to shear plane heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 42, p. 1715-1752, 2000.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of the metal cutting process. Part II - Temperature rise distribution due to frictional heat source at the tool-chip interface. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 43, p. 57-88, 2001.

KOMANDURI, R.; HOU, Z. B. Thermal modeling of the metal cutting process. Part III - Temperature rise distribution due to the combined effects of shear plane heat source and the tool-chip interface frictional heat source. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 43, p. 89-107, 2001.

KUMAR, K.V.B.S.K., CHOUDHURY, S.K. Investigation of tool wear and cutting force in cryogenic machining using design of experiments. *Journal of Materials Processing Technology*, 2007.

KUSIAK, A.; BATTAGLIA, J.; RECH, J. Tool coatings influence on the heat transfer in the tool during machining. *Surface & Coatings Technology*, v. 195, p. 29– 40, 2005.

LIU, J. e CHOU, Y. K. On temperatures and tool wear in machining hypereutectic Al-Si alloys with vortex-tube cooling. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, p. 635-645, 2006.

MAJUMDAR, P.; JAYARAMACHANDRAN, R.; GANESAN, S. Finite element analysis of temperature rise in metal cutting processes. *Applied Thermal Engineering*, v. 25, p. 2152–2168, 2005.

OLIVEIRA, J. F. G.; ALVES, S. M. Adequação ambiental dos processos usinagem utilizando Produção mais Limpa como estratégia de gestão ambiental. *SOCIESC Produção*, v. 17, n. 1, p. 129-138, Jan./Abr. 2007

PAUL, S.; DHAR, N. R.; CHATTOPADHYAY, A. B. Beneficial effects of cryogenic cooling over dry and wet machining on tool wear and surface finish in turning AISI 1060 steel. *Journal of Materials Processing Technology*, v.116, p. 44-48, 2001.

PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Environmentally conscious machining and grinding with cryogenic cooling. *Machining Science and Technology*, v.10, p. 87-131, 2006.

RAMOS, C. A. D.; COSTA, E. S.; MACHADO, A. R. Fluidos de corte: tendências, utilização e aspectos ecológicos. II Congresso Nacional de Engenharia Mecânica, João Pessoa, PB, 2002.

SANCHEZ, L. E. A.; LOSNAK, C.; GUSI, F. A.; PERUZZO, L. L. Aplicação de fluido de corte em forma de jato na operação de torneamento. 2002.

SALES, W. F.; DINIZ, A. E.; MACHADO, A. R. Application of cutting fluids in machining processes. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences*, v. 23, nr 2, Rio de Janeiro, 2001.

SHARMA, V. S.; DOGRA, M.; SURI, N. M. Cooling techniques for improved productivity in turning. (2009)

SHAW, M. C. *Metal Cutting Principles*, Oxford University Press, Oxford, 1986.

SHAW, M. C. *Energy Conversion in Cutting and Grinding*, Arizona State University, Tempe, 1996.

SINGAMNENI, S. B. A mixed solution for the three-dimensional temperature distribution in turning inserts using finite and boundary element techniques (2005)

SREEJITH, P.S. e NGOI, B.K.A. Dry machining: machining of the future. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 101, p. 287-291, 2000.

STANFORD, M.; LISTER, P. M. The future role of metalworking fluids in metal cutting. *Operations Industrial Lubrication and Tribology*, Volume 54, Number 1, p. 11-19, 2002.

SU, Y.; HE, N., LI, L.; IQBAL, A.; XIAO, M. H.; XU, S.; QIU, B. G. Refrigerated cooling air cutting of difficult-to-cut materials. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, v. 47, p. 927-933, 2007.

TRENT, E. M.; WRIGHT, P. K. *Metal Cutting*. 4th ed, Boston, 2000.

VENUGOPAL, K. A.; PAUL, S.; CHATTOPADHYAY, A. B. Growth of tool wear in turning of Ti-6Al-4V alloy under cryogenic cooling. *Wear*, v. 262, p. 1071–1078, 2006.

WANG, Z.Y. AND RAJURKAR, K.P. Cryogenic machining of hard-to-cut materials. *Wear*, 239, 168–175, 2000.

YALÇIN, B.; ÖZGÜR, A. E.; KORU, M. The effects of various cooling strategies on surface roughness and tool wear during soft materials milling. *Journal of Materials and Design*, v. 30, p. 896-899, 2008.

YILDIZ, Y. AND NALBANT, M. A review of cryogenic cooling in machining processes. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, Vol. 48, 947-964, 2008.

ZHAO, H.; BARBER, G. C.; ZOU, Q. A study of flank wear in orthogonal cutting with internal cooling. *WEAR*, Vol. 253, p. 957-962, 2002.

ZURECKI, Z.; HARRIOTT, G.; ZHANG, X. Dry machining of metals with liquid nitrogen, 3rd International Machining and Grinding, p. 1–12, 1999.

ZURECKI, Z.; GHOSH, R.; FREY, J.H. Finish-Turning of Hardened Powder-Metallurgy Steel Using Cryogenic Cooling. *International Conference on Powder Metallurgy & Particulate Materials*, Las Vegas, 2003.