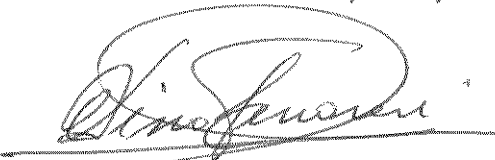


DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS DE
USINAGEM ATRAVÉS DE PARÂMETROS OBTIDOS
NA EMPRESA

28/89

*Este exemplar corresponde a
Redação Final da Tese defen-
dida por Clívio Novacki e
aprovada pela Comissão
Julgadora, em 30/06/89*


Prof. Dr. Dino Ferraresi

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS

CENTRO DE TECNOLOGIA

DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS DE USINA
GEM ATRAVÉS DE PARÂMETROS OBTIDOS NA EMPRESA*

MSc. Engº OLIVIO NOVASKI

*Trabalho apresentado como parte dos requisitos necessários para obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica, pela Faculdade de Engenharia de Campinas da Universidade Estadual de Campinas.

CAMPINAS

-1989-

UNICAMP
BIBLIOTECA CENTRAL

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

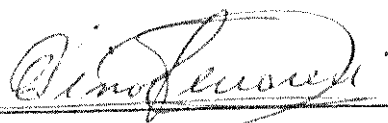
Tese de: Doutorado

Título da Tese: Determinação das Condições Econômicas de Usinagem
Através de Parâmetros Obtidos na Empresa

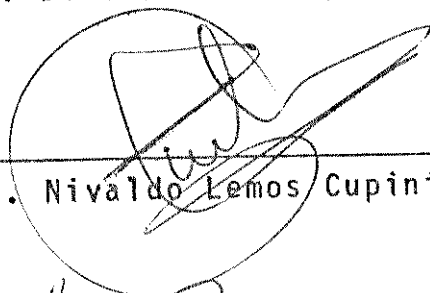
Autor: MSc. Engº Olivio Novaski

Orientador: Prof. Dr. Dino Ferraresi

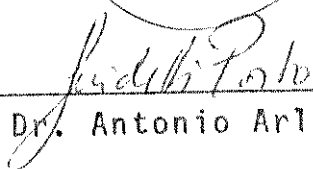
Aprovado por



Prof. Dr. Dino Ferraresi, Presidente



Prof. Dr. Nivaldo Lemos Cupini



Prof. Dr. Antonio Arlindo Guidetti Porto



Prof. Dr. Rosalvo Tiago Ruffino



Prof. Dr. Lamartine Bezerra da Cunha

Campinas, 30 de junho de 1989

Dedico este trabalho à minha esposa Silvia, pela sua paciência e abdicação de horas de lazer, em prol da companhia e colaboração no desenrolar da pesquisa

AGRADECIMENTOS

Expresso os meus agradecimentos:

- ao Prof. Dr. DINO FERRARESI, na qualidade de orientador deste trabalho, pelo incentivo e assistência constantes em todas as etapas do desenvolvimento da pesquisa;
- ao Prof. Dr. NIVALDO LEMOS CUPINI, na qualidade de Superintendente do Centro de Tecnologia, pelas facilidades prestadas no estudo e execução dos ensaios;
- à Empresa Robert Bosch do Brasil Ltda, que nos permitiu a execução de uma série de ensaios em suas dependências;
- aos vários colegas da Bosch que nos auxiliaram na execução dos ensaios, e em especial ao LUQUES, com o qual já trabalhávamos antes, em 1978, e que teve uma atuação destacada nos ensaios;
- aos funcionários da Divisão de Materiais e Processos do Centro de Tecnologia da UNICAMP, pela colaboração e dedicação prestadas durante o transcorrer do trabalho;
- aos colegas da Divisão de Engenharia Ferroviária do Centro de Tecnologia da UNICAMP, pela colaboração em diversas etapas da pesquisa;
- aos colegas e funcionários da Divisão de Engenharia de Fabricação da FEC, pelas facilidades prestadas para a execução dos ensaios;
- à VÂNIA e MARIA HELENA, pelo esmero na composição da tese;
- aos demais funcionários do Centro de Tecnologia que colaboraram direta ou indiretamente na execução deste trabalho.

Todas as qualidades, corporais e intelectuais,
devem progredir para a perfeição

- CHARLES DARWIN -

S U M Á R I O

O trabalho apresenta inicialmente, os conceitos referentes à perda da capacidade de corte das pastilhas de metal duro com e sem revestimento. A seguir, são apresentadas as principais equações da vida da ferramenta e é feita uma análise das mesmas. São relatados os resultados de ensaios, conduzidos para pastilhas revestidas. Os ensaios foram feitos tanto em laboratório quanto em uma empresa. É introduzida uma nova conceituação de curva de vida, tal seja, curva de vida para desgaste variável da ferramenta, pois para pastilhas de metal duro com revestimento, em operação de desbaste, observou-se que a vida é definida pelo lascamento. Tentativas para se esclarecer as causas dos lascamentos foram feitas através de ensaios dinâmicos.

São apresentados uma série de fatores que influem nas divergências dos dados obtidos através de tabelas de usinagem, de ensaios conduzidos em laboratório e de valores reais obtidos com a máquina-ferramenta trabalhando na peça em produção. Para corrigir esta discrepância, é introduzida uma técnica de obtenção da curva de vida na empresa, durante a execução da peça.

Foram deduzidas expressões para a determinação do intervalo de máxima eficiência, tendo como variável o número de peças usinadas por vida. A seguir, são determinadas as condições ótimas de usinagem, através dos dados obtidos de diferentes maneiras e comparados os seus resultados. Esta determinação foi feita em uma peça usinada, numa empresa de grande porte.

A B S T R A C T

This study presents the concept relative to the tool wear for coated and uncoated cemented carbides. Important tool's life equations are presented and it's analysed them. The experimental results of tests performed in laboratory and in a company for coated carbides are related. It's introduced a new life curve concept, that is, a life curve for variable wear of the tool. The arbitrarily chosen flank wear limit for all cutting speeds is not valid for coated tools when in rough machining, because in this case it has been verified that it's predominant cracking of the flanks. It was conducted some dynamic tests to determine the events of cracks.

Several factors showing the scatter of data, that have been obtained from machining conditions tables and lab's tests are presented and compared with actual values, obtained directly from the machine-tools in a plant. To correct this discrepancy, it's presented a technique to obtain, the tool's life curves in the factories, during machining operations of real parts.

Equations were deducted for the maximum efficiency interval, having as parameter the number of machined workpieces. Further, the machining conditions are determined through the data obtained of different ways and the results are compared. This determination was conducted on a workpiece machined in a company.

ZUSAMMENFASSUNG

Diese Forschung beinhaltet die Begriff im Hinblick auf den Verlust der Schneidfähigkeit für konventionelle und beschichtete Hartmetalle. Die Hauptstandzeitgleichungen wurde dargestellt und diskutiert. Es wurden die Zerspanwerte aus der Produktion und Laboruntersuchungen für beschichtete Hartmetalle ermittelt. Ein neuer Begriff für die Standzeit-kurve, das heisst, die Standzeit-kurve für die Veränderung des Werkzeugverschleisses wird eingeführt. Basis für diesen Begriff ist die Feststellung, dass bei der Schruppbearbeitung die beschichteten Hartmetalle ihre Schneidfähigkeit bei Ausbrüchen verlieren. Es wurden dynamische Versuche durchgeführt, um die Ursache der Ausbrüche zu erklären.

Die Ermittlung der Schnittdaten können aus verschiedenen Quellen herangezogen werden: Zerspanungsrichtwerte, Ergebnisse von Laboruntersuchungen u.a., und genauere Ergebnisse direkt aus der Produktion.

Die vielen Faktoren die in die Differenz zwischen die Daten einflüssen können, sind dargestellt.

Um genauere Daten ermitteln zu können, wurde eine Technik eingeführt, die es ermöglicht die Daten direkt auf das Werkstück hin zu bestimmen.

Um die Abhängigkeit von Gleichungen über minimale Fertigungskosten und minimale Fertigungszeiten vom zu bearbeitenden Werkstücke zu erkennen, mussten noch andere Gleichungen entwickelt werden. Verschiedene Quellen zur Bestimmung der Optimalwertfunktion wurden verwendet und die Daten wurden verglichen. Dieser Berechnung wurde im Betrieb durchgeführt.

I N D I C E

	<u>PÁGINA</u>
I- <u>PERDA DA CAPACIDADE DE CORTE DE PASTILHAS DE METAL DURO</u>	01
1.1- PASTILHAS DE METAL DURO SEM REVESTIMENTO	01
1.1.1- ANOMALIAS DAS PASTILHAS DE METAL DURO	05
1.1.2- CURVAS DE DESGASTE	06
1.1.3- CURVAS DE VIDA	07
1.1.4- CONSIDERAÇÕES SOBRE EQUAÇÕES DA VIDA DA FERRAMENTA	11
1.1.4.1- EQUAÇÕES DE TAYLOR	11
1.1.4.2- EQUAÇÕES BASEADAS NO CONCEITO DE CAVACO EQUIVALENTE	15
1.1.4.3- EQUAÇÃO DE DEPIEREUX	18
1.1.4.4- EQUAÇÕES BASEADAS NAS PROPRIEDADES FÍSICAS DO MATERIAL DA PEÇA	20
1.1.5- ANÁLISE DAS EQUAÇÕES DA VIDA	20
1.2- PASTILHAS DE METAL DURO COM REVESTIMENTO	24
1.2.1- LASCAMENTO DE PASTILHAS DE M. D. COM COBERTURA	29
1.2.1.1- LASCAMENTOS DOS REVESTIMENTOS E FATORES DINÂMICOS RELACIONADOS	41
1.2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO	52
II- <u>DETERMINAÇÃO DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA</u> ...	56
2.1- DESGASTE DAS FERRAMENTAS AVALIADAS NA EMPRESA ...	56
2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA	59
III- <u>COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO E AS CURVAS DE VIDA OBTIDAS DIRETAMENTE NAS PEÇAS EM PRODUÇÃO</u>	64
IV- <u>DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS ATRAVÉS DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO</u>	69
4.1- TEMPOS DE USINAGEM	69
4.2- CUSTOS DE USINAGEM	71
4.3- CRITÉRIOS DE OTIMIZAÇÃO	74
4.3.1- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA LINEARES - UMA ÚNICA INCLINAÇÃO	76

4.3.2- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA LINEARES - DUAS INCLINAÇÕES	79
4.3.3- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA NÃO LINEARES	82
V- <u>DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS ATRAVÉS DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA</u>	85
5.1- VELOCIDADES DE MÍNIMO CUSTO E MÁXIMA PRODUÇÃO	85
5.2- EXEMPLO NUMÉRICO PARA A PEÇA EM ESTUDO (FIG. 2.2).	87
5.2.1- DADOS DE CUSTOS E TEMPOS FORNECIDOS PELA EMPRESA	87
5.2.2- CÁLCULO DAS VELOCIDADES ÓTIMAS	88
5.2.2.1- CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO	88
5.2.2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA.	89
VI- <u>JUSTIFICATIVA ECONÔMICA PARA O LEVANTAMENTO DA CURVA DE VIDA NA EMPRESA, PARA A PEÇA ANALISADA</u>	91
VII- CONCLUSÕES	94
<u>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</u>	99

I N T R O D U Ç Ã O

O objetivo principal deste trabalho é apresentar um método de obtenção das condições econômicas de usinagem, através de levantamento de dados referente à vida da ferramenta, diretamente nas peças em produção. Este levantamento permite a obtenção direta das curvas de vida, uma vez que, estabelecido um critério para a perda da capacidade de corte da ferramenta, determina-se o número de peças usinadas por vida, sem haver a necessidade de obtenção das curvas de desgaste. Adotando-se este procedimento para as várias operações que a peça possa sofrer, permite o estabelecimento de um plano de trocas mais racional de ferramentas e desta forma, um planejamento adequado de aquisição das mesmas. Da mesma maneira, permite que a empresa obtenha o seu próprio banco de dados de usinagem, para as peças que a mesma usina. Haja visto que, ensaios realizados fora do meio industrial seguem, de maneira geral, certos padrões definidos de comprimento do tarugo, diâmetro da peça, etc. Os resultados assim obtidos, extrapolados para condições diversas das ensaiadas, podem apresentar diferenças muito grandes de vida, uma vez que os fatores que afetam a mesma são muitos. Entre outros, pode-se citar a rigidez e idade da máquina-ferramenta; tipo e geometria do porta-pastilhas; formato e geometria da pastilha; forma e dimensões da peça; fornecimento do material.

Os fatos citados acima foram comprovados através de ensaios realizados em laboratório, e, na própria peça em produção, onde foram observadas diferenças notáveis entre os resultados.

Outrossim, como os ensaios foram conduzidos para pastilhas com revestimentos, uma série de informações tecnológicas relativas ao comportamento das mesmas foi obtida. Tentativas para esclarecimento deste comportamento, conduziram a outros ensaios complementares. Assim, o trabalho ficou distribuído da seguinte maneira:

- o Capítulo I apresenta os conceitos referentes à perda da capacidade de corte das pastilhas de metal duro com e sem revestimento. São apresentadas as principais equações da vida da ferramenta e é feita uma análise das mesmas. Com relação às pasti -

lhas revestidas, é apresentado um breve histórico, bem como são feitas considerações a respeito dos lascamentos dos revestimentos. São mostrados os resultados de ensaios de desgaste conduzidos em laboratório, onde foram observados os lascamentos ocorridos para diferentes valores de VB, de acordo com a velocidade de corte e o avanço. Tal constatação induziu à realização de alguns ensaios dinâmicos, na tentativa de se explicar o comportamento destas pastilhas. Foram levantados desta forma, gráficos da amplitude de deslocamento e frequências de vibração da ferramenta em função das condições de corte.

Através das curvas de desgaste obtidas foram traçadas várias curvas de vida para diferentes critérios;

- o Capítulo II apresenta inicialmente algumas considerações, pelas quais os dados levantados em laboratório podem diferir bastante daqueles obtidos diretamente na peça em produção. A seguir são apresentadas as curvas de vida levantadas experimentalmente em uma peça em produção, numa empresa de grande porte;
- o Capítulo III apresenta uma comparação entre as curvas de vida obtidas em laboratório e as curvas de vida obtidas na empresa, para o mesmo critério de perda da capacidade de corte. São feitas considerações também a respeito de valores fornecidos por catálogos;
- o Capítulo IV apresenta as equações para a determinação das condições econômicas de usinagem, para vários tipos de curvas de vida, tendo-se como variável a vida da ferramenta em minutos;
- o Capítulo V apresenta as equações para o cálculo das condições econômicas, quando a variável é o número de peças usinadas por vida e mostra os resultados das condições ótimas de usinagem, calculadas tanto por dados levantados em laboratório, quanto por dados obtidos diretamente na peça em produção;
- o Capítulo VI mostra que o levantamento de dados feito diretamente na peça, não apresenta ônus adicional para a empresa;

- finalmente, o Capítulo VII apresenta as conclusões, tanto no que tange às observações tecnológicas feitas nos ensaios, quanto no que tange à parte econômica.

I- PERDA DA CAPACIDADE DE CORTE DE PASTILHAS DE METAL DURO

1.1- PASTILHAS DE METAL DURO SEM REVESTIMENTO

Para se aplicar um plano de trocas das ferramentas é necessário ter um controle freqüente das condições de usinagem, temperaturas atingidas, forças de corte, desgastes das ferramentas, acabamentos superficiais, etc. , a fim de se obter dados a respeito das vidas prováveis das ferramentas e consequentemente estabelecer as melhores condições de corte.

O critério de fim de vida da ferramenta está relacionado diretamente com as características das operações de usinagem [1].

A obtenção de um processo de usinagem otimizado inicia-se com a escolha adequada do material da ferramenta, seguindo-se com a escolha apropriada dos parâmetros de corte, tendo-se como base as curvas de vida [2]. De maneira esquemática e resumida, esta escolha segue o roteiro indicado na figura 1.1.

No caso de pastilhas de metal duro sem revestimento, existe uma classificação das mesmas, baseada na capacidade de resis - tência a tipos específicos de anomalias, tais como:

- desgaste da superfície de saída;
- desgaste da superfície principal de folga;
- avarias devido ao choque térmico;
- deformação plástica da pastilha;
- quebra da pastilha.

A classificação destas pastilhas é feita segundo a norma NBR 6384 (ABNT), que corresponde à ISO 513 e DIN 4990. De acordo com estas normas, os metais duros sem revestimento são divididos em três grupos, quais sejam, P, M e K [3,4,5]. Os metais duros do grupo P possuem um teor relativamente elevado de TiC e TaC, que lhes conferem uma boa resistência à quente, sendo, portanto indicados para materiais que originam cavacos longos, onde o tempo de contato entre o cavaco e a superfície de saída é maior. Os do grupo K possuem baixo teor de TiC ou TaC, porém, possuem elevados teores de WC e Co, que lhes conferem uma boa tenacidade, portanto, são recomendados para materiais de cavacos quebradiços .

Os do grupo M possuem teores médios de TiC e TaC, portanto, tem propriedades intermediárias entre os metais duros dos grupos P e K.

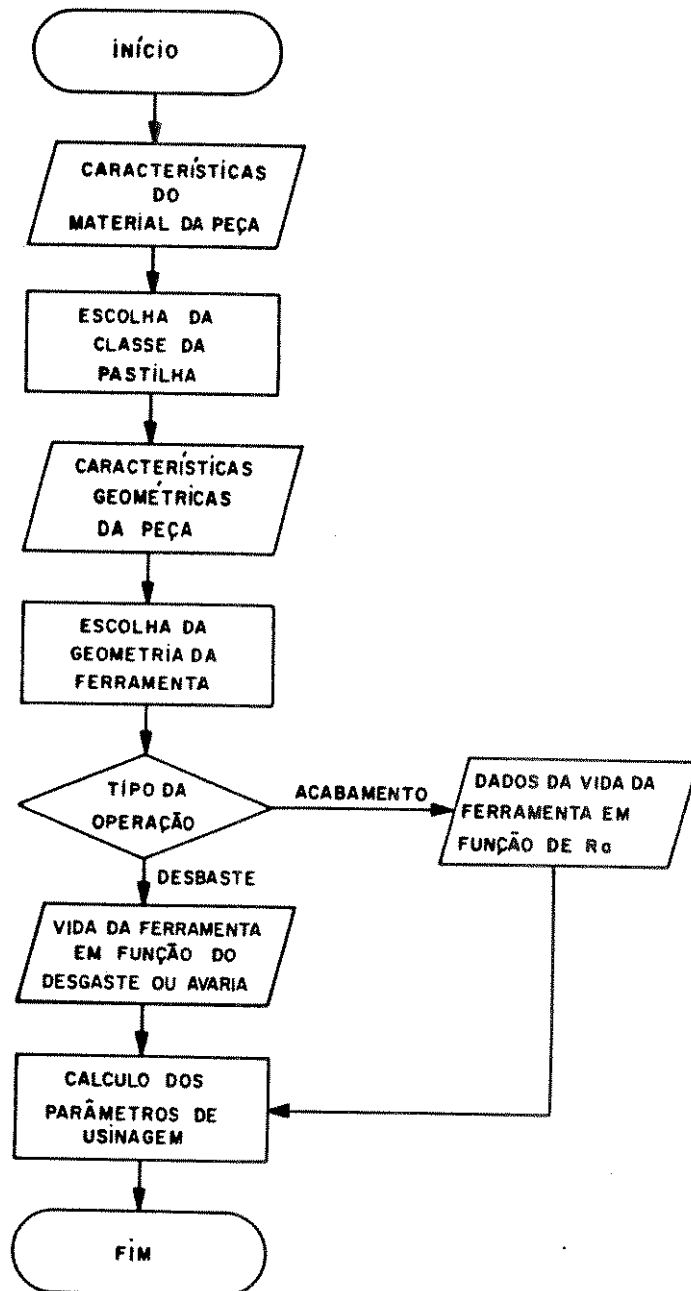


FIGURA 1.1- Roteiro para determinação das condições econômicas de usinagem

Franz Jaklitsch [6] propõe algumas relações empíricas para o cálculo da resistência ao desgaste da superfície de folga, ao desgaste de cratera, resistência ao choque térmico, quais sejam:

$$R_{VB} = \left(\frac{R_A}{86,5} \right)^{3,0} \quad (1.1)$$

onde R_A é a dureza da pastilha em Rockwell A (kgf/mm²) e R_{VB} é a resistência ao desgaste da superfície de folga.

$$R_{KT} = 5,2 (TaC + 2,5 TiC)^{0,67} \quad (1.2)$$

onde R_{KT} é a resistência ao desgaste de cratera e os valores de TaC e TiC são dados em porcentagem.

$$R_{CH} = 0,34 \left(\frac{1422 \cdot \sigma_{tt}}{10^4} \right)^8 \quad (1.3)$$

para pastilhas com $\sigma_{tt} \leq 170$ kgf/mm².

$$R_{CH} = \left(\frac{1422 \cdot \sigma_{tt}}{10^4} \right)^{1,5} \quad (1.4)$$

para pastilhas com $\sigma_{tt} > 170$ Kgf/mm², onde σ_{tt} é o limite de resistência à ruptura transversal da pastilha (que é uma medida da tenacidade das pastilhas de metal duro) e R_{CH} é a resistência ao choque térmico.

De acordo com esse pesquisador, os valores de R_{VB} , R_{KT} e R_{CH} são adimensionais e suas grandezas são comparáveis entre si. Esse autor se limita a informar que estas relações empíricas foram obtidas em laboratório e servem para orientar o usuário a escolher a pastilha adequada para cada caso, não entrando em detalhes como realizou seus ensaios. A tabela 1.1 mostra as características das pastilhas de metal duro, bem como os valores calculados de R_{VB} , R_{KT} e R_{CH} [6].

De acordo com as características do material da peça a ser usinada deve-se escolher uma pastilha com maior resistência ao desgaste de cratera ou ao choque térmico, por exemplo. Neste sentido, os índices apresentados na tabela facilitam uma escolha mais adequada.

TABELA 1.1- CARACTERÍSTICAS DAS PASTILHAS DE METAL DURO

CLASSES	WC %	TiC %	TaC %	σ_{tt} kgf/mm ²	R _A kgf/mm ²	R _{VB}	R _{CH}	R _{KT}
P01	10,0	65,0	5,0	90	91,4	5,2	0,71	7,3
P10	62,0	16,0	14,0	140	90,4	3,8	2,68	3,4
P20	73,0	10,0	7,5	170	89,8	3,1	3,80	2,4
P30	75,0	8,0	8,0	180	89,4	2,7	4,10	2,2
P40	78,0	5,5	5,0	200	89,0	2,4	4,80	1,7
P50	79,5	2,5	4,0	230	88,4	1,9	5,90	1,1
M10	83,0	7,0	4,0	140	90,6	4,0	2,68	1,8
M20	82,0	5,0	6,0	175	90,2	3,5	3,90	1,7
M30	84,0	3,0	3,0	200	89,2	2,5	4,80	1,1
M40	82,5	0,5	3,0	240	88,4	1,9	6,30	0,6
K01	95,5	-	1,0	145	91,4	5,2	2,98	-
K10	93,0	-	1,0	170	90,6	4,0	3,80	-
K20	93,0	-	1,0	190	90,0	3,3	4,40	-
K30	92,5	-	-	210	89,2	2,5	5,20	-
K40	87,2	-	0,8	250	88,4	1,9	6,70	-

1.1.1- ANOMALIAS DAS PASTILHAS DE METAL DURO

Podemos observar as seguintes anomalias que predominam em pastilhas de metal duro sem revestimento na operação de torneamento [1,7]:

Largura do desgaste na superfície principal de folga (VB) - o desgaste na superfície principal de folga é o desenvolvimento de uma zona de desgaste na ferramenta, devido à ação abrasiva existente entre a ferramenta e a superfície "nascente" gerada na peça, pela usinagem (figura 1.2). Os metais duros com elevada dureza apresentam uma boa resistência a este tipo de desgaste (vide valores de R_{VB} , tabela 1.1).

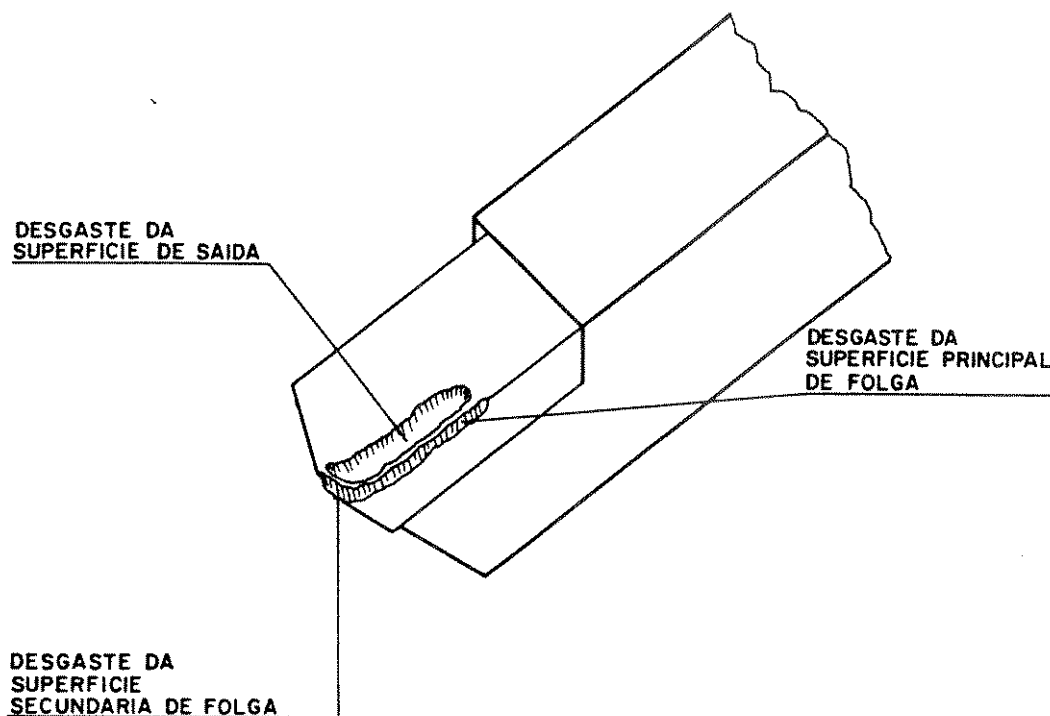


FIGURA 1.2- Desgastes das superfícies da ferramenta

Desgaste da superfície secundária de folga - no torneamento, a superfície usinada é principalmente formada pela ponta de corte e a aresta secundária de corte. Isto significa que qualquer modificação na ponta de corte, afeta a superfície usinada. Em operações de acabamento, com pequenos avanços, uma ou mais ranhuras são frequentemente encontradas na aresta secundária de corte, após um período de usinagem. Estas ranhuras provocam um aumento da rugosidade da superfície usinada. Uma avaliação direta

deste tipo de desgaste da ferramenta é difícil, mas estes efeitos podem ser detectados pela medida da rugosidade.

Um certo valor da rugosidade pode ser utilizado como critério de fim de vida da ferramenta [9].

Desgaste na superfície de saída da ferramenta - o desgaste de cratera é o tipo de desgaste da superfície de saída que ocorre mais comumente (figura 1.2). A principal causa do desgaste de cratera é o desgaste por difusão, devido à temperatura elevada desenvolvida na interface entre o cavaco e a superfície de saída da ferramenta. Consequentemente, o desgaste de cratera aumenta com a elevação da temperatura, ou seja, com o aumento das condições de corte, principalmente da velocidade de corte [7,8]. Os metais duros que possuem elevados teores de TiC-TaC tem uma boa resistência ao desgaste de cratera (metais duros do grupo P - vide os valores de R_{KT} na tabela 1.1).

Desgaste devido ao choque térmico - o aparecimento de fissuras em forma de pente ocorre devido ao choque térmico associado principalmente com o corte interrompido. Devido a isto é mais frequente o seu aparecimento em operações de fresamento, porém pode ocorrer no processo de torneamento, quando do corte interrompido associado com elevadas condições de corte [7].

Deformação plástica da pastilha - a deformação plástica da pastilha ocorre sob o efeito de temperaturas e pressões elevadas na região de corte. A grandeza que indica a resistência à deformação plástica é a dureza a quente das pastilhas. Desta forma, as pastilhas do grupo P possuem uma maior resistência a este tipo de avaria [7].

Fratura da pastilha - a fratura da pastilha ocorre devido à solicitação dinâmica da aresta cortante. Quanto maior for o limite de resistência à ruptura transversal da pastilha, maior a resistência dela a este tipo de falha [7].

1.1.2- CURVAS DE DESGASTE

As curvas de desgaste da ferramenta são curvas de desgaste-tempo, onde os desgastes mais utilizados para a confecção destes gráficos são o desgaste da superfície principal de folga

e o desgaste da superfície de saída. Os valores destes desgastes são medidos em função do tempo de usinagem. Os parâmetros medidos são a largura do desgaste na superfície principal de folga (VB) ou a profundidade de cratera (KT), (figura 1.3).

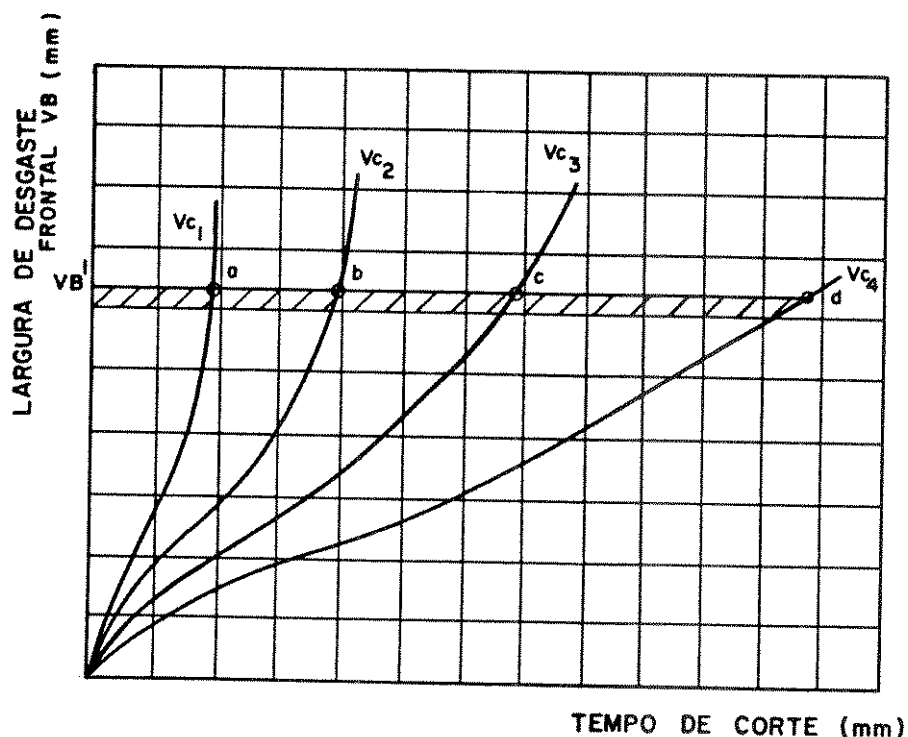


FIGURA 1.3- Curvas de desgaste da ferramenta em função do tempo de usinagem

1.1.3- CURVAS DE VIDA

Denomina-se vida da ferramenta o tempo que a mesma trabalha efetivamente (deduzido os tempos passivos), até perder a sua capacidade de corte, dentro de um critério previamente estabelecido. Atingindo esse tempo, a ferramenta deve ser substituída. Logo, a vida da ferramenta é o tempo entre duas trocas sucessivas necessárias, no qual ela trabalha efetivamente [10].

Para a execução das curvas de vida deve-se construir em primeiro lugar gráficos auxiliares, que fornecem os desgastes da ferramenta para diferentes velocidades e tempos de trabalho, em determinadas condições do par ferramenta-peça. As medidas do desgaste da superfície de folga (VB) em função do tempo para várias velocidades de corte fornecerão as curvas da figura 1.3.

x = coeficiente angular da reta ($x = -k$) ;

K = vida da ferramenta para uma velocidade de corte de 1m/min

A equação de Taylor (1.5) pode ser expressa também sob outra forma (principalmente quando o valor de K for muito grande perde-se o sentido físico desta grandeza), ou seja

$$v_c \cdot T^y = C \quad (1.6)$$

onde

$$y = 1/x \quad (1.7)$$

$$C = K^y \quad (1.8)$$

C representa a velocidade de corte para que a vida da ferramenta seja igual a 1 minuto.

A norma ISO 3685 padroniza os testes para a determinação da curva de vida da ferramenta de torneamento e utiliza para sua representação o Modelo Simplificado de Taylor. Segundo esta norma, os critérios usados para fim de vida da ferramenta são os seguintes [11]:

- a) A largura média da região de desgaste na superfície de folga $VB = 0,3$ mm, se a região de desgaste for considerada regularmente afetada na zona B (figura 1.5);
- b) A largura máxima da região de desgaste da superfície de folga $VB_{\max} = 0,6$ mm se a superfície de folga está irregularmente afetada na zona B (figura 1.5);
- c) A profundidade da cratera KT (figura 1.5) dada em milímetros pela fórmula $KT = 0,06 + 0,3 \cdot f$, onde f é o avanço da ferramenta dado em mm/volta.

O valor $VB = 0,3$ mm é tomado como um valor ideal, porque valores mais baixos causariam uma dispersão muito grande dos resultados, visto que a elevada taxa inicial de desgaste teria mais influência; já valores mais elevados de VB tornariam os ensaios dispendiosos e poderiam não ser alcançados nos testes.

Com relação ao critério de fim de vida pelo acabamento superficial, esta norma indica os seguintes valores para

Ra: 1,0; 1,6; 2,5; 4,0; 6,3; 10 μm .

Com relação aos desgastes convencionais VB e KT , se não estiver claro qual o tipo de desgaste predominante, é possível utilizar dois critérios, resultando em duas curvas do tipo $v_c \times T$, ou um critério misto, onde tem-se uma curva resultante $v_c \times T$ (figura 1.6).

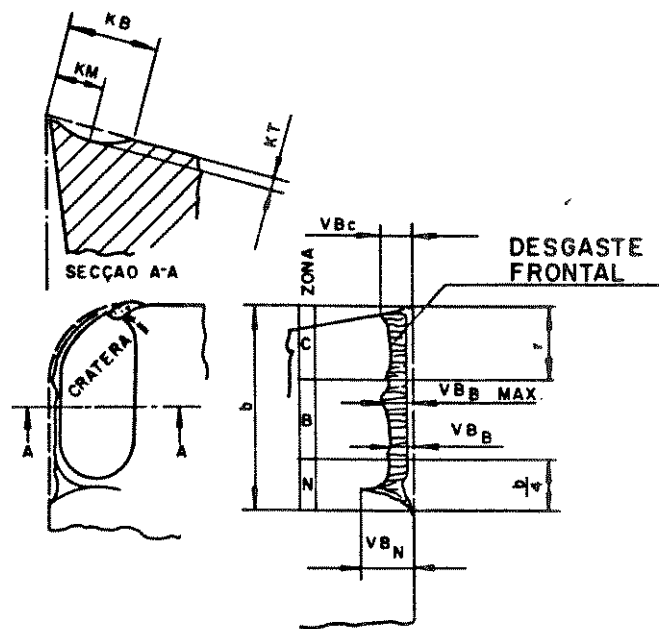


FIGURA 1.5- Alguns tipos de desgaste em ferramentas de torneamento

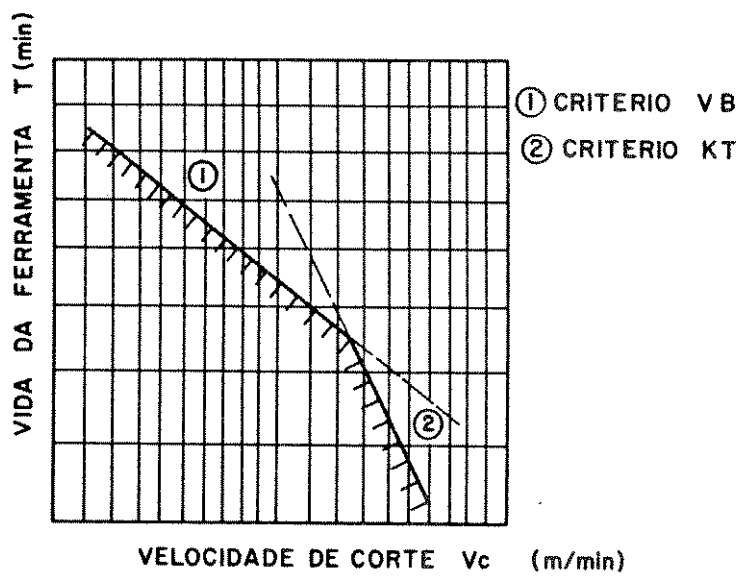


FIGURA 1.6- Representação da curva de vida utilizando dois critérios diferentes para o fim da vida da ferramenta

Esta norma é mais indicada para testes comparativos de qualidade de ferramentas, onde os critérios e as recomendações citadas devem ser seguidas rigorosamente, ou para testes comparativos de qualidade de materiais da peça. Na prática da usinagem pode-se chegar a valores maiores de VB e KT, dependendo do tipo de operação que esteja sendo executada.

1.1.4- CONSIDERAÇÕES SOBRE EQUAÇÕES DA VIDA DA FERRAMENTA

1.1.4.1- EQUAÇÕES DE TAYLOR

A equação de Taylor mais conhecida é a fórmula simplificada (1.6) ou seja,

$$v_c \cdot T^y = C$$

onde v_c é a velocidade de corte, T a vida da ferramenta, y a inclinação da curva $\log T - \log v_c$ e C indica a velocidade de corte para uma vida de 1 min. (vide item 1.1.3)

Esta fórmula indica uma relação linear entre $\log T$ e $\log v_c$ (isto é, y é constante). Pode-se afirmar que a não linearidade ocorre principalmente nos casos [12]:

- a) usinagem de materiais de elevada resistência e materiais resistentes ao calor;
- b) usinagem de materiais em geral, quando as condições de corte propiciam uma elevada vida da ferramenta;
- c) quando se utiliza uma elevada taxa de remoção de material.

A linearidade da equação de Taylor parece ser razoavelmente válida na usinagem de aços carbono e na usinagem de materiais com baixo teor de liga em condições de desbaste leve ($a_p = 2$ a 4 mm; $f = 0,2$ a $0,5$ mm/v) em velocidades tais, de modo a vida da ferramenta se situar entre 10 e 50 min. [12].

A equação (1.6) relaciona a velocidade de corte com a vida da ferramenta para um determinado par ferramenta-peça, e não leva em conta outros fatores tais como as variáveis

veis de corte e a geometria da ferramenta.

Devido a isto, Kronenberg [13] desenvolveu a equação

$$v_{c60} = \frac{C_1}{A^z} \quad (1.7)$$

onde C_1 é uma constante que representa a velocidade de corte para uma área A de corte igual a 1 mm^2 e z é a inclinação da curva $\log v_{c60} - \log A$, para uma vida $T = 60$ minutos.

A equação (1.7) leva em conta tanto o avanço como a profundidade de corte, porém o raio de ponta da ferramenta não consta da expressão.

Gilbert [14] sugeriu em 1950 uma equação utilizando conjuntamente as variáveis avanço, profundidade de corte e velocidade de corte. Esta expressão passou a denominar-se "Equação Expandida de Taylor", como segue:

$$T \cdot v_c^x \cdot f^y \cdot a_p^z = K_1 \quad (1.8)$$

onde K_1 , x , y e z são constantes.

Esta expressão é bastante utilizada, mas ela omite a geometria da ferramenta e supõe que os expoentes x , y e z são constantes, ou seja, a variação de v_c , f e a_p não afeta os expoentes. Desde que se admita a hipótese desta constância, esta expressão é muito útil, porém, a avaliação das constantes é bastante trabalhosa exigindo uma série muito grande de ensaios.

Uma extensão das expressões de Taylor (1.5 e 1.8) é obtida relacionando-se exponencialmente o desgaste VB em função do tempo de usinagem (figura 1.7).

De acordo com a figura 1.7, tem-se as seguintes relações [15]:

$$VB_1 = C_2 \cdot t^{n_1} \quad (1.9)$$

$$VB_2 = C_3 \cdot t^{n_2} \quad (1.10)$$

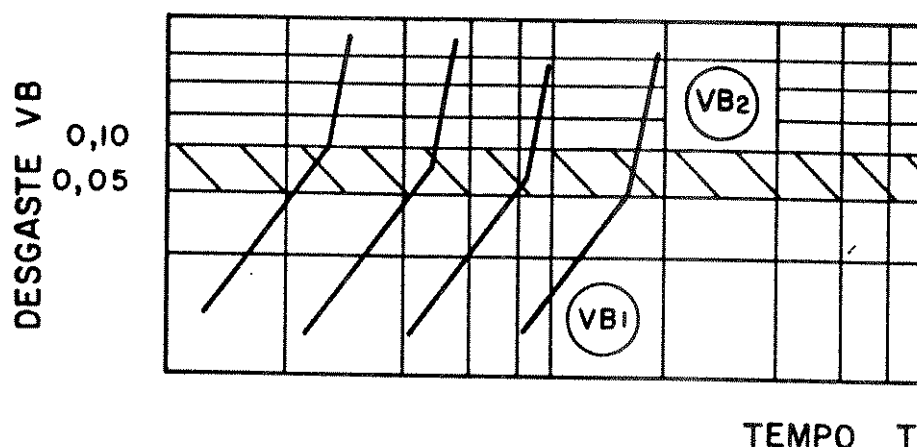


FIGURA 1.7- Largura do desgaste VB em função do tempo de usinagem

Existem tabelas para os valores de n_1 e n_2 para as várias classes de metal duro e vários materiais [15], porém a variação destes expoentes, de acordo com estas tabelas, é muito pequena, podendo-se afirmar que $n_1 \approx 0,6$ e $n_2 \approx 1,3$. Observa-se também que os valores de C_2 e C_3 variam linearmente com v_c e que os expoentes n_1 e n_2 independem da velocidade de corte. A utilização da expressão (1.9) ou (1.10) dependerá da faixa de desgaste que se está utilizando. Tomando-se como base a expressão (1.10) e isolando-se o valor de t , obtêm-se

$$t = \frac{(VB_2)^{1/n_2}}{(C_3)^{1/n_2}}$$

chamando-se $1/n_2 = m_2$ e $\frac{1}{C_3^{1/n_2}} = K$, tem-se

$$t = (VB_2)^{m_2} \cdot K', \text{ ou seja}$$

$$K_1 = K'_1 \cdot VB_2^{m_2} \text{ (para a Equação Expandida de Taylor) (1.11)}$$

Analogamente para a Equação Simplificada de Taylor, tem-se

$$K = (VB_2)^{m_2} \cdot K' \quad (1.12)$$

O mesmo raciocínio é válido para o trecho I da figura 1.7. Assim, se uma curva de vida é obtida tendo-se como critério um de

terminado valor de VB e na prática observa-se que pode-se chegar a valores maiores do desgaste, os valores das novas constantes K ou K_1 das equações (1.6) e (1.8) podem ser determinadas como se segue

$$K = K' \cdot \left(\frac{VB_2}{VB'_2} \right)^{m_2} \quad (1.13)$$

ou

$$K_1 = K'_1 \left(\frac{VB_2}{VB'_2} \right)^{m_2} \quad (1.14)$$

onde K' e K'_1 representam os valores das constantes obtidas em ensaios; VB'_2 representa o critério de desgaste utilizado para a de terminação da curva de vida, onde este valor de desgaste está situado no trecho 2 da figura 1.7; VB_2 é o valor de desgaste que se admite ser possível de ser alcançado na prática da usinagem. O mesmo raciocínio aplica-se para o trecho 1.

A análise acima pressupõe que as curvas de vida, tanto para VB como para VB' são paralelas, fato que não ocorre com frequência (figura 1.8).

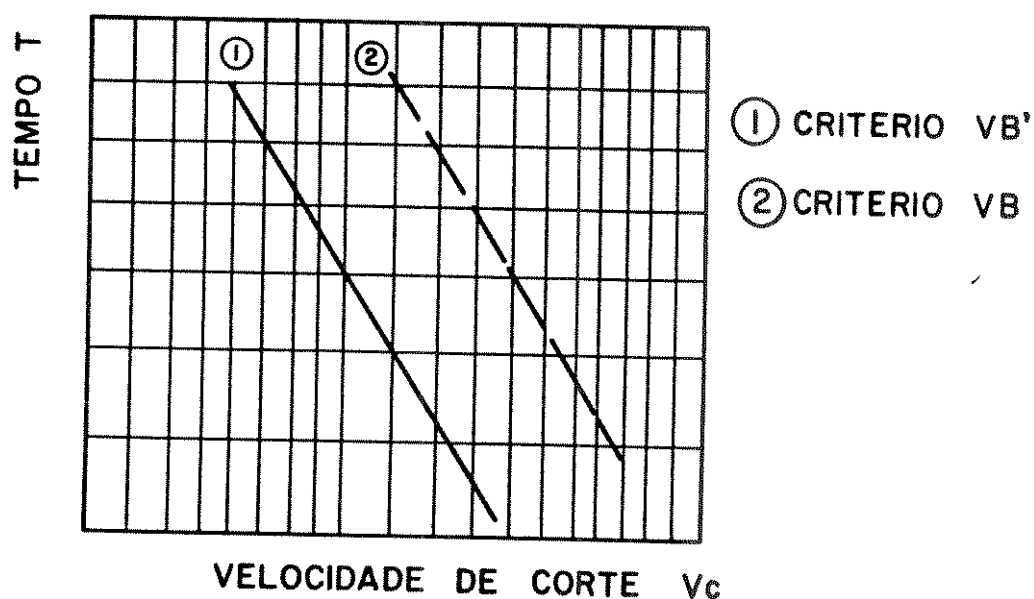


FIGURA 1.8- Curvas de vida para VB' e VB, onde a curva para VB é pressuposta ser paralela à curva para VB' obtida em ensaio

1.1.4.2- EQUAÇÕES BASEADAS NO CONCEITO DE CAVACO EQUIVALENTE

Na década de 1930 Woxen sugeriu que a vida da ferramenta poderia ser relacionada com a temperatura de corte, pela avaliação do balanço térmico do processo de corte [16]. Ele demonstrou que a temperatura de corte era uma função direta do cavaco equivalente q , para uma determinada velocidade de corte e um determinado par ferramenta-peça.

O cavaco equivalente q é definido como a relação entre o comprimento da aresta de corte que está em contato com a peça (L) e a área (A) da seção de corte (figura 1.9), de tal forma a se ter a relação

$$q = \frac{L}{A} \text{ (mm}^{-1}\text{)} \quad (1.15)$$

Se a equação acima for expressa inversamente, então tem-se a chamada espessura equivalente do cavaco h_e ,

$$h_e = \frac{A}{L} \text{ (mm)} \quad (1.16)$$

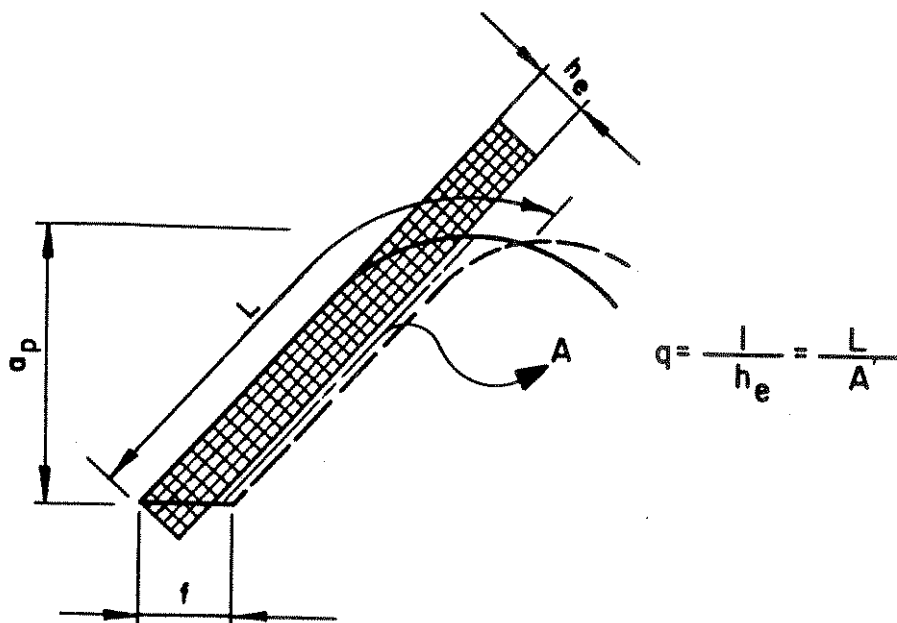


FIGURA 1.9- Cavaco equivalente

Woxen supôs que havia uma relação direta entre a temperatura de corte e a vida da ferramenta, ou seja, ten

do-se como critério de fim de vida uma determinada temperatura θ_1 , esta temperatura corresponde a um determinado tempo T_1 (figuras 1.10 e 1.11)

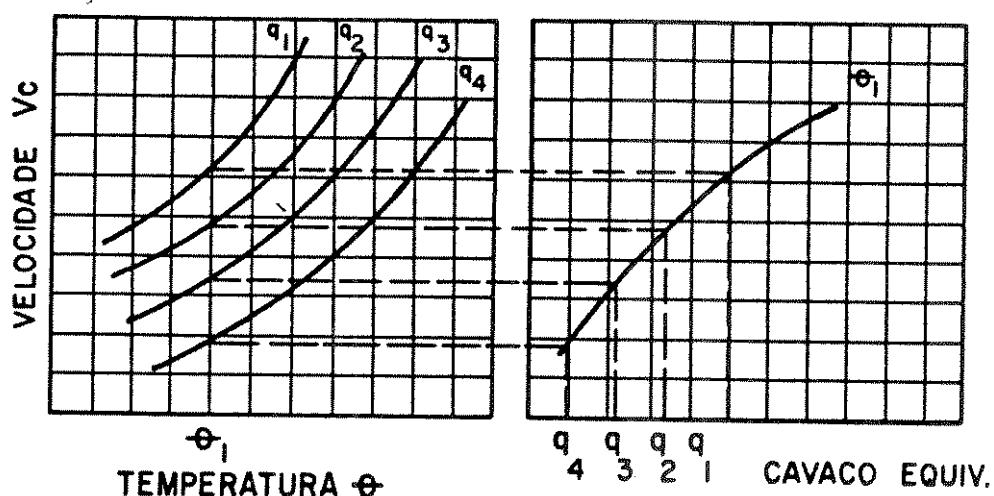


FIGURA 1.10- Relação entre a velocidade de corte e a temperatura para diversos valores do cavaco equivalente e entre a velocidade de corte e o cavaco equivalente para uma determinada temperatura de corte

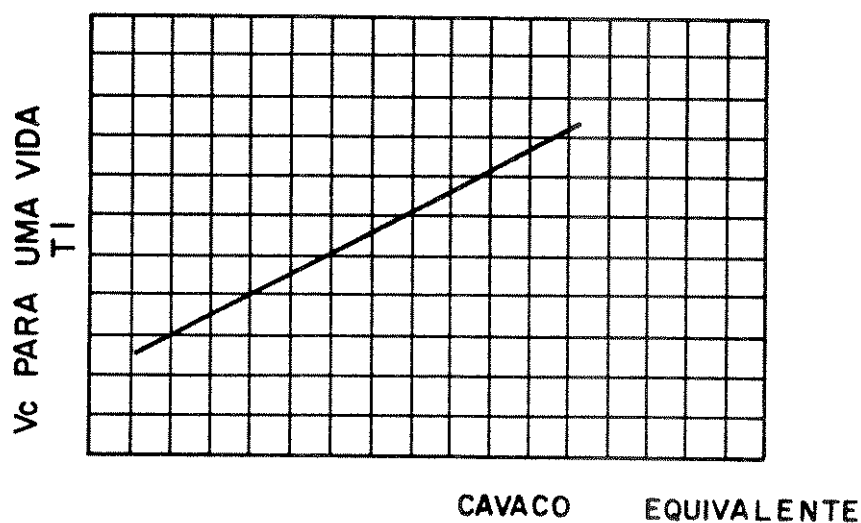


FIGURA 1.11- Relação entre a velocidade de corte e o cavaco equivalente para uma determinada vida T_1 da ferramenta (que corresponde a uma temperatura θ_1)

A partir do gráfico ilustrado na figura 1.11, Woxen propôs a relação [15]

$$v_c = C_w (q_0 + q) \quad (1.17)$$

Uma vez que os gráficos $v_c - q$ não são necessariamente lineares,

ele introduziu o fator de correção $1/(1 + g \cdot q)$ com g constante, obtendo a relação

$$v_c = C_w \left(\frac{q_0 + q}{1 + g \cdot q} \right) \quad (1.18)$$

A vida T da ferramenta foi introduzida na expressão (1.18) através do termo $(T_x/T)^\alpha$, admitindo sempre a validade da Equação Simplificada de Taylor, resultando em [15]

$$v_c = \left(\frac{T_x}{T} \right)^\alpha \cdot C_w \cdot \left(\frac{q_0 + q}{1 + g \cdot q} \right) \quad (1.19)$$

onde

T_x representa uma vida escolhida da ferramenta (por exemplo 30 min);

C_w é uma constante dependente do material da peça e da ferramenta.

A aplicação prática da expressão (1.19) era muito difícil, desta forma, Colding [17] baseado na teoria acima propôs a relação

$$v_c \cdot T^\alpha \cdot q^\gamma = C'_w \quad (1.20)$$

Porém Brewer e Rueda [18] e também Colding [17] notaram que os expoentes α e γ não são necessariamente constantes ou independentes entre si. Recorrendo a análise dimensional, o próprio Colding sugeriu a expressão

$$(1.21)$$

$$k + a \cdot \log q + c \cdot \log v_c - \log T + h \cdot \log q \cdot \log T = 0$$

ou de uma maneira mais geral,

$$k - a \cdot x + b \cdot x^2 + c \cdot y + d \cdot y^2 - z + e \cdot z^2 + f \cdot x \cdot y + g \cdot y \cdot z + h \cdot x \cdot z = 0 \quad (1.22)$$

onde

$x = \log q$; $y = \log v_c$; $z = \log T$ e a, b, c, d, e, f, g e h são constantes obtidas experimentalmente.

As equações (1.21) e (1.22) embora expressem com um certo grau de precisão as curvas de vida, têm pouco sentido prático.

1.1.4.3- EQUAÇÃO DE DEPIEREUX

Depiereux [19] desenvolveu uma equação que pode acomodar as não-linearidades dos gráficos $\log T - \log v_c$ e $\log T - \log f$. Curvas típicas representando esta expressão estão mostradas nas figuras 1.12 e 1.13. De acordo com estas figuras, tem-se

a) para um determinado avanço,

$$\operatorname{tg} \alpha = - \left(\frac{d \log T}{d \log v_c} \right)_f = k \quad (1.23)$$

$$k = k_{vc} \cdot v_c^m \quad (1.24)$$

b) para uma determinada velocidade de corte

$$\operatorname{tg} \beta = - \left(\frac{d \log T}{d \log f} \right)_{v_c} = i \quad (1.25)$$

$$i = i_f \cdot f^n \quad (1.26)$$

Isto é, os coeficientes angulares das curvas de vida variam linearmente com a velocidade de corte e avanço, na representação dilogarítmica.

A expressão desenvolvida por Depiereux para representar curvas de vida semelhantes àquelas ilustradas na figura 1.12 é dada por

$$T = e^{-\frac{k_{vc} \cdot v_c^m}{m} - \frac{i_f \cdot f^n}{n} + C} \quad (1.27)$$

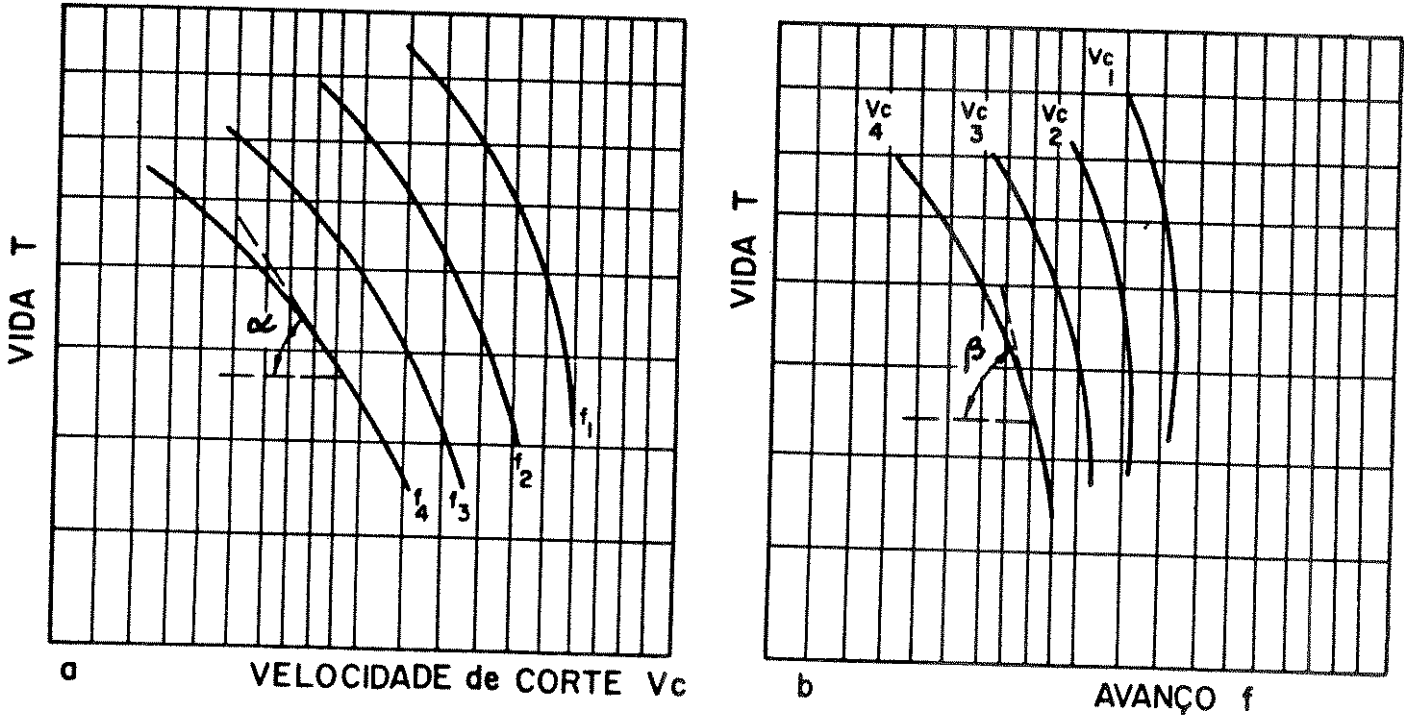


FIGURA 1.12- Curvas de vida em função da velocidade de corte e do avanço

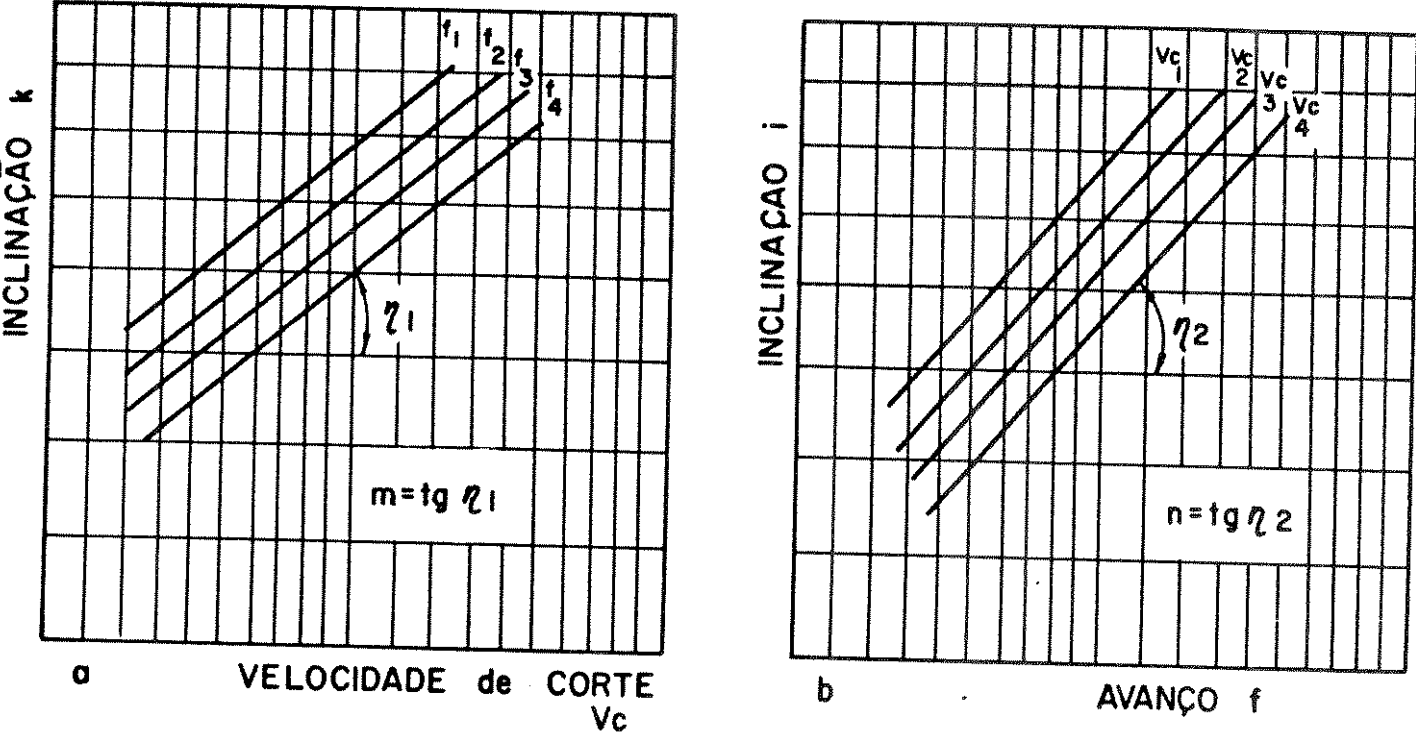


FIGURA 1.13- Variação das inclinações das curvas $T - v_c$ e $T - f$

1.1.4.4- EQUAÇÕES BASEADAS NAS PROPRIEDADES FÍSICAS DO MATERIAL DA PEÇA

As equações da vida baseadas nas propriedades físicas dos materiais mostraram ser um campo promissor para pesquisas, porém resultados experimentais obtidos no Centro de Tecnologia da UNICAMP e confrontados com tais expressões, não apresentaram uma boa correlação, indicando que tais equações não estão ainda na sua forma final, motivo pelo qual não serão apresentadas neste trabalho [20,21].

1.1.5- ANÁLISE DAS EQUAÇÕES DA VIDA

As várias equações da vida da ferramenta apresentam-se empíricas, portanto, quando se discute a validade de uma dessas expressões, tem-se que ter em mente que todas surgiram experimentalmente. Os critérios para a utilização de uma dessas expressões devem ser os seguintes:

- a) ter um bom ajustamento com os valores experimentais obtidos;
- b) abranger uma vasta gama de parâmetros de corte, tais como, velocidade, avanço, profundidade de corte, etc.

A fim de ser satisfeito o item b), as equações de maior interesse são:

- Equação Expandida de Taylor;
- Equações que utilizam o conceito de cavaco equivalente;
- Equação de Depiereux.

Destas 3 (três) expressões, as equações que utilizam o conceito de cavaco-equivalente são bastante úteis, uma vez que, além de possuírem as variáveis de corte relativas à máquina (velocidade, avanço e profundidade de corte), elas incluem também o ângulo de posição e o raio da ponta. Porém, se for considerar a dispersão intrínseca nos resultados da vida da ferramenta, torna-se duvidoso afirmar que equações mais precisas da vida da ferra -

menta são realmente necessárias, exceto, evidentemente nos casos em que ocorrerem extremas não-linearidades. Desta forma, deve-se tomar cuidado na aplicação de técnicas estatísticas em curvas de vida, pressupondo que as mesmas sejam lineares, sendo aconselhável utilizar métodos gráficos antes da aplicação de tais técnicas.

Yellowley e Barrow [12] propuseram uma técnica interessante para a determinação da Equação de Woxen, porém utilizando-se a espessura de cavaco equivalente h_e , de tal forma que

$$v_c \cdot T^\alpha \cdot h_e^\gamma = C_5 \quad (1.28)$$

Segundo esses dois pesquisadores a equação (1.28) fica representada de acordo com a figura 1.14.

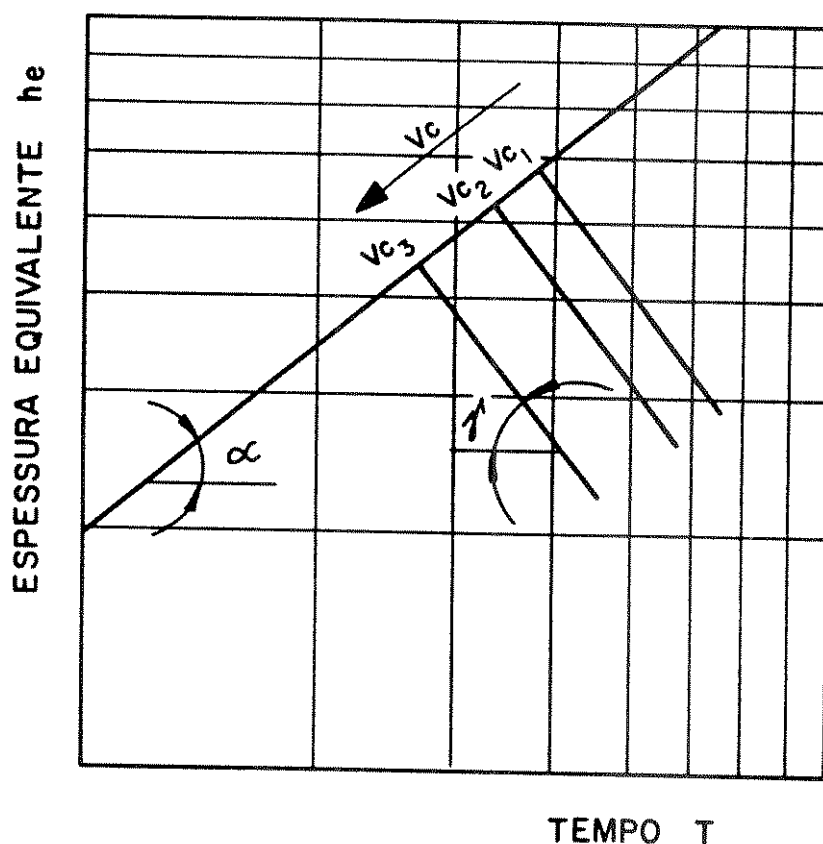


FIGURA 1.14- Representação gráfica da expressão (1.28)

Neste caso, o seguinte procedimento deve ser seguido:

- 1) determinar um gráfico $\log v_c - \log T$ utilizando valores médios de avanço e profundidade de corte, varian-

do-se a velocidade de corte, determinando - se desta forma o valor de α ;

- 2) determinar a vida da ferramenta para outras condições de avanço e profundidade de corte (vários valores de h_e), para uma velocidade de corte fixa. Repetir o ensaio para as outras velocidades desejadas.

A partir dos itens 1) e 2) é possível traçar linhas retas através dos pontos para uma determinada velocidade e linhas paralelas para outras velocidades de corte (figura 1.14).

Se α e γ são constantes, as linhas irão todas ser paralelas e espaçadas de acordo com séries logarítmicas. Neste caso, apenas 5 pontos são necessários para se prever a vida da ferramenta.

Mas, se α e γ variam é necessário um maior número de ensaios, para se encontrar o melhor paralelismo das linhas e minimizar o erro causado por estas não linearidades. Porém, como já visto anteriormente, quando as curvas de vida não são lineares, a expressão de Depiereux é a que representa com maior exatidão a forma dessas curvas, pois tanto a Equação Expandida de Taylor quanto a Equação do Cavaco Equivalente pressupõe além da linearidade, que os expoentes são interdependentes entre si, ou seja, a alteração de uma variável não altera o expoente de outra o que não ocorre na realidade. A expressão de Depiereux, no entanto, embora represente com maior exatidão as não linearidades, pressupõe também, que os valores de m e n são constantes com as variações das velocidades de corte e avanços respectivamente. Assim as retas representadas nas figuras 1.13a e 1.13b são paralelas entre si, isto é, considera a interdependência entre as variáveis.

Ressalta-se, todavia, o já citado neste item, ou seja, a aplicação de equações mais precisas da vida da ferramenta somente é justificável em casos de extremas não linearidades e a Equação Simplificada de Taylor aplica-se razoavelmente bem na maioria dos casos, tendo a vantagem de necessitar um número menor de ensaios para a obtenção de suas constantes.

A figura 1.15 mostra a representação gráfica de alguns modelos de vida da ferramenta.

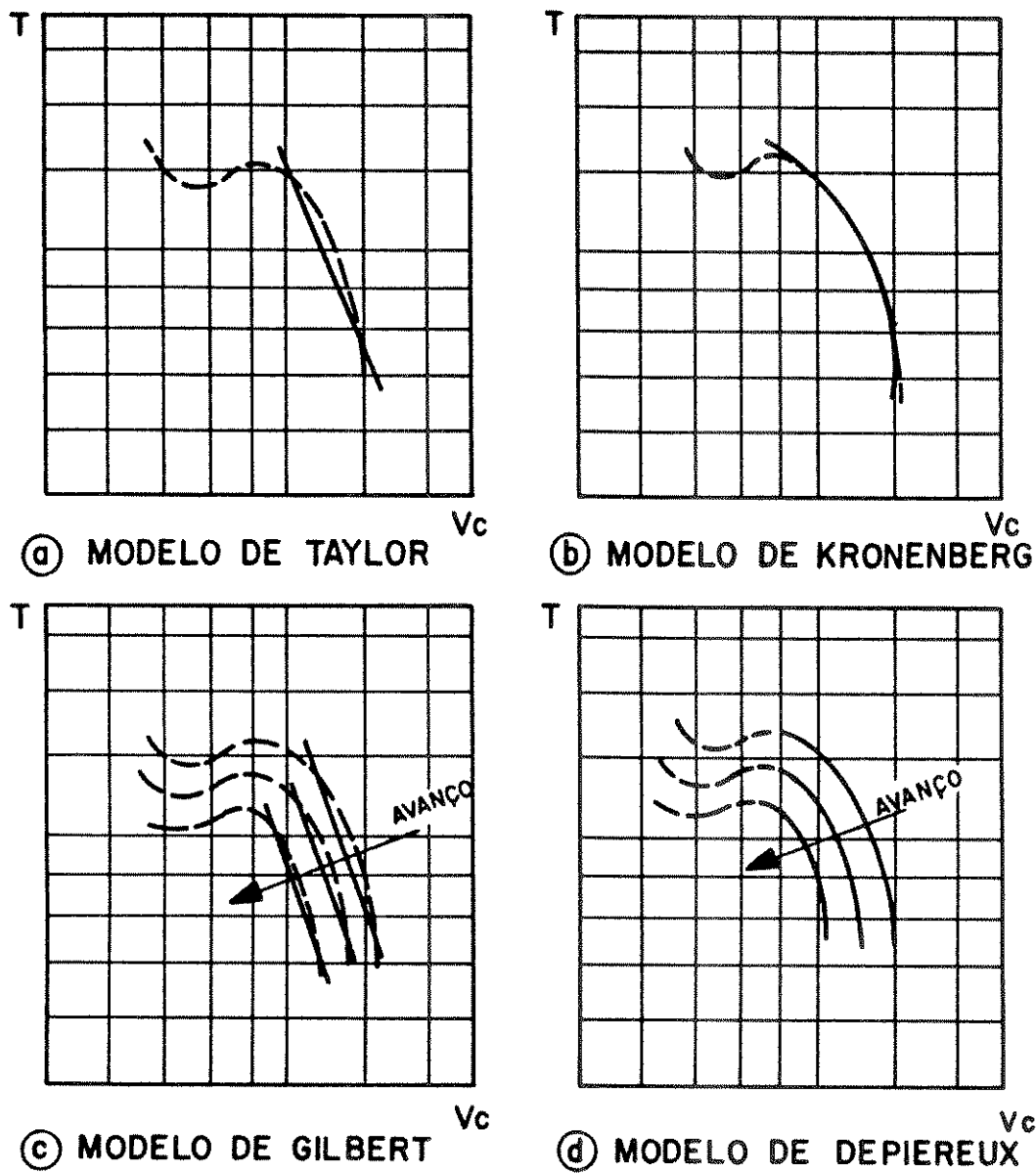


FIGURA 1.15- Representação de alguns modelos matemáticos da vida da ferramenta

1.2- PASTILHAS DE METAL DURO COM REVESTIMENTO

O primeiro desenvolvimento com relação a revestimentos de pastilhas de metal duro foi a cobertura com uma fina camada de TiC na superfície de qualquer classe de pastilha, através do único processo existente na época, o CVD (Chemical Vapour Deposition). O CVD possui uma temperatura de processamento da ordem de 800 a 1000 °C. Neste processo, uma mistura gasosa é introduzida em um forno contendo as pastilhas, e as reações químicas na fase gasosa produzem o material a ser depositado no substrato. A espessura do revestimento é controlada pela temperatura e vazão dos gases [7,22,23] (figura 1.16).

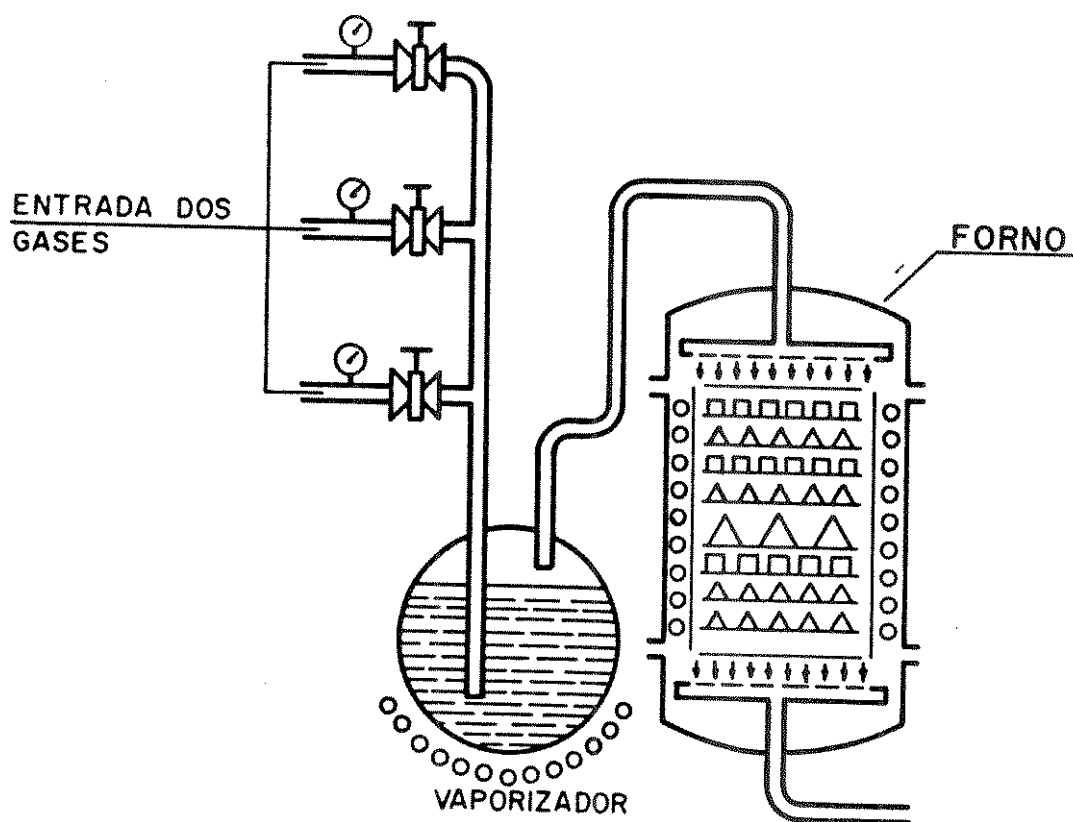


FIGURA 1.16- Esquema de processo de revestimento pelo processo CVD

Desta forma, as primeiras pastilhas revestidas foram lançadas comercialmente na Europa em 1968 e possuíam um revestimento de 2 a 3 μm e uma região de descarbonetação entre o substrato e o revestimento (chamada fase η) da ordem de 3 a 5 μm [23].

Em 1973 foram lançadas pela Metallwerk Plansee GmbH na Áustria, pastilhas recobertas com mais de uma camada de revestimento. Estas consistiam de uma camada de TiC sobre o substrato, acima da qual eram colocadas uma camada de carbonitreto de titânio ($Ti(C,N)$) e uma camada de nitreto de titânio (TiN), perfazendo, desta forma, uma tripla cobertura [23]. Porém, sérios problemas foram encontrados nestas duas primeiras séries de pastilhas recobertas e as pesquisas demonstraram que o substrato exerce um papel importante e que nem todos os substratos podem ser recobertos com vantagens [24,25,26].

Posteriormente, camadas de Al_2O_3 foram utilizadas juntamente com TiC ou $Ti(C,N)$ e TiN no topo. Neste caso a camada de Al_2O_3 é a intermediária, pois sempre é necessário uma camada anterior de TiC ou $Ti(C,N)$ para auxiliar a aderência da alumina. Tais pastilhas se encontram disponíveis no mercado europeu desde 1978 [23]. Por essa época, surgiu um outro processo de revestimento, o PVD (Physical Vapour Deposition), que opera em temperaturas da ordem de $500^{\circ}C$, porém o processo CVD permite revestimentos mais uniformes e mais espessos que no processo PVD. Além disso, os revestimentos feitos pelo processo PVD são menos aderentes, motivo pelo qual é pouco utilizado para pastilhas de metal duro [22, 27].

Baseado nas pesquisas feitas entre as interações do Al_2O_3 com outros compostos químicos, foi possível desenvolver camadas múltiplas de revestimentos com uma sequência de camadas cerâmicas [23,27].

Assim, já existem no mercado europeu pastilhas de metal duro recobertas com 10 ou 12 camadas, num total de $10\ \mu m$ de espessura (figura 1.17).

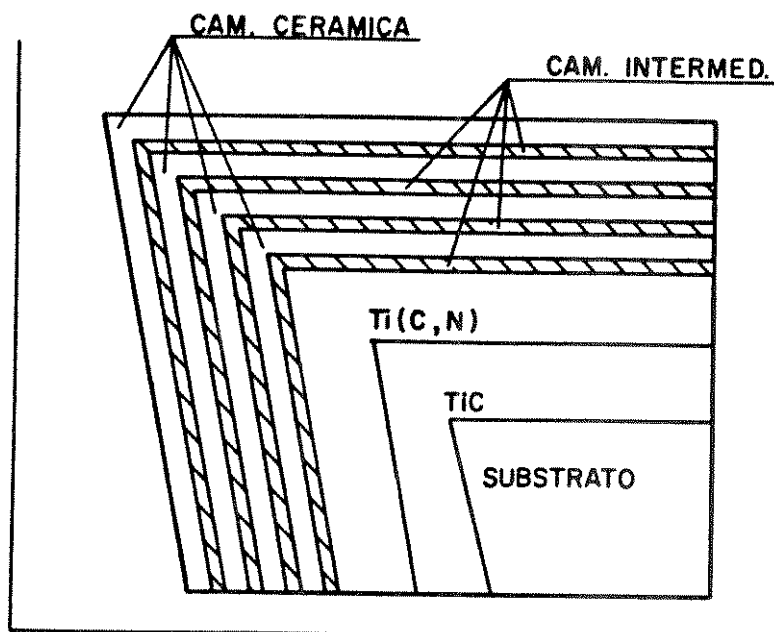


FIGURA 1.17- Revestimento multi-camadas de pastilhas de metal duro

Essas pastilhas são compostas de TiC, Ti(C,N) e então uma sequência de camadas cerâmicas (Al_2O_3) e camadas intermediárias de íons de nitrogênio. O substrato utilizado é o M10 e são indicadas para a usinagem do ferro fundido cinzento e aços para trabalho a quente com elevadas resistência à tração e dureza (da ordem de 50 RC). De acordo com o fabricante, tais pastilhas apresentam vantagens sobre as pastilhas de Si_3N_4 ou Si - Al - O - N, devido a sua maior ductilidade [23].

Como já mencionado acima, o substrato tem uma grande influência na vida de pastilhas revestidas sendo que atualmente, de acordo com os recobrimentos estão sendo utilizadas as seguintes classes de metal duro como substrato: P15, P25, P30, P40, M10, M20, K10 e K20 [7].

No Brasil, as pastilhas revestidas começaram a ser fabricadas por volta de 1982, sendo que os revestimentos utilizados são o TiC, TiN e o Al_2O_3 . Desta forma encontram-se pastilhas revestidas com TiC; TiN; TiC/TiN; TiC/ Al_2O_3 e TiC/ Al_2O_3 /TiN. As pastilhas recobertas com TiC apresentam a coloração cinza. Uma vez que o revestimento não é suficiente para esconder marcas de retificação, torna-se praticamente impossível através da inspeção se ter certeza se a ferramenta está ou não recoberta com TiC. Os revesti

mentos de TiN são de cor amarelada, facilmente reconhecíveis. As pastilhas com Al_2O_3 também são difíceis de ser reconhecidas, porém elas apresentam a propriedade de serem isolantes eletricamente, o que pode facilitar a inspeção [27].

A figura 1.18 apresenta a variação da dureza dos revestimentos utilizados no Brasil, em função da temperatura.

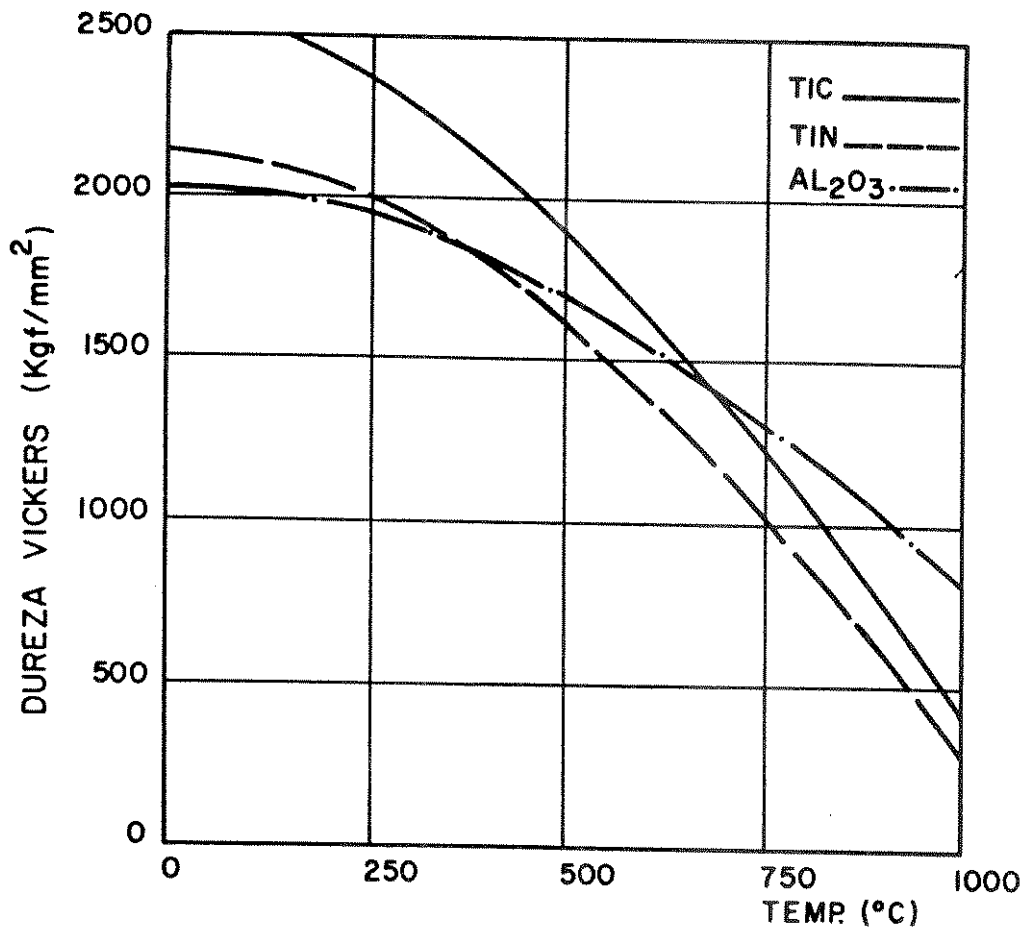


FIGURA 1.18- Variação da dureza dos revestimentos com a temperatura

Evidentemente, o revestimento mais adequado depende do material da peça e das condições de usinagem que serão utilizadas. Em operações com materiais abrasivos predomina o desgaste VB, devendo-se, portanto, empregar revestimentos que tenham elevada dureza a temperaturas médias (TiC, TiN) (figura 1.18). Na usinagem de aços com elevadas velocidades de corte, onde a temperatura de corte é maior, ocorre com frequência a difusão intermetálica entre o material da ferramenta e o cavaco, prevalecendo a craterização na superfície de saída da ferramenta. Neste caso, são recomendáveis os revestimentos de alta dureza e estabilidade química em elevadas temperaturas, tais como o Al_2O_3 ou uma camada dupla de

TiC/Al₂O₃ [25,29]. A utilização de revestimento triplo é aplicável ao mesmo caso anterior. O TiN apesar de ser um material mais mole que o Al₂O₃ em elevadas temperaturas (figura 1.18), permite um melhor acabamento da superfície da ferramenta, possibilitando um menor atrito ferramenta/cavaco, diminuindo a temperatura de corte e conseqüentemente a craterização [29].

De acordo com E. Rudy e outros [30], a escolha mais adequada do revestimento está relacionada com o ângulo de cisalhamento no processo de usinagem, dado por:

$$\operatorname{tg} \varnothing = \frac{\cos \gamma}{R_c - \operatorname{sen} \gamma} \quad (1.29)$$

onde

$\varnothing$ é o ângulo de cisalhamento;

γ é o ângulo de saída da ferramenta;

R_c o grau de recalque do cavaco.

Desta forma, tem-se a seguinte orientação para a escolha do revestimento [30]:

$\varnothing \sim 20^\circ$ - são indicados revestimentos simples de TiC ou TiN.

$\varnothing \sim 27^\circ$ - são indicados revestimentos duplos contendo Al₂O₃.

$\varnothing \sim 32^\circ$ - são indicados revestimentos triplos (TiC/Al₂O₃/TiN).

Ressalte-se aqui o fato de que o ângulo de cisalhamento aumenta com o aumento da dureza do material da peça, com a velocidade, com o avanço e com o aumento do ângulo de saída da ferramenta.

O surgimento das pastilhas de metal duro revestidas abrangendo uma faixa de aplicação bastante ampla, cobrindo várias classes de pastilhas sem revestimentos, fez com que o comitê de Ferramentas de Usinagem da DIN propusesse à ISO, no final de 1987, uma classificação mais ampla e atualizada das pastilhas de metal du-

ro. Tal proposta ainda não foi amplamente discutida pelo Comitê ISO [31].

1.2.1- LASCAMENTO DE PASTILHAS DE M. D. COM COBERTURA

Com o desenvolvimento de revestimentos multi-camadas há um interesse muito grande no estudo do comportamento do desgaste das ferramentas revestidas. O aumento da resistência ao desgaste destas ferramentas permanece mesmo após o revestimento já ter saído da pastilha, principalmente na superfície de saída da ferramenta. Colding [32] estudou o comportamento de pastilhas recobertas com TiC, e afirmou que este efeito ocorria primeiramente devido ao fluxo de TiC das bordas para a base da cratera em elevadas temperaturas, e secundariamente devido as bordas da cratera que ainda permanecem recobertas.

No entanto, Sproul e Richman [33] contrariaram essa hipótese, afirmando que a resistência ao desgaste permanece devido a camada de carboneto η na base do substrato, produzida pela interdifusão revestimento-substrato que age como uma barreira contra a difusão intermetálica.

Todavia, J. P. Chubb e J. Billingham [33] fizeram testes com várias espessuras da fase η e concluíram que a mesma não tem influência nenhuma no prolongamento da vida da ferramenta, tendo-se como critério de vida os desgastes convencionais.

Por outro lado, a fase η é muito quebradiça, prejudicando o desempenho da ferramenta, principalmente quando se tem mais de uma camada de revestimento. Desta forma, esta camada que nas primeiras pastilhas era da ordem de 3 a 5 μm foi controlada e chegou-se a valores mais otimizados de sua espessura. Hoje, nas pastilhas revestidas comerciais, a espessura da fase η , quando existente, não ultrapassa 0,5 μm [29].

Devido a espessura dos revestimentos ser bastante delgada torna-se muito difícil efetuar testes de dureza ou outros testes significantes sobre as coberturas. O coeficiente de expansão térmica dos revestimentos é geralmente maior do que o do substrato. Basicamente uma menor diferença entre os coeficientes de expansão térmica do revestimento e do substrato permite a aplicação de revestimentos mais espessos, sem riscos de danos provocados por tensões internas produzidas ou durante a aplicação do re-

vestimento, ou durante o processo de usinagem [24]. A Tabela 1.2 apresenta os valores do coeficiente de expansão térmica para os revestimentos TiC, TiN, Al_2O_3 e os substratos.

TABELA 1.2- COEFICIENTES DE EXPANSÃO TÉRMICA DOS MATERIAIS DOS REVESTIMENTOS E SUBSTRATOS [24]

MATERIAL	COEFICIENTE DE EXPANSÃO TÉRMICA ($10^6/^{\circ}C$)
TiN	9,5
TiC	7,6
Al_2O_3	8,5
Substrato de Metal Duro	4,5 - 6,0

Geralmente o resfriamento das pastilhas após o revestimento ($800 - 1000^{\circ}C$) já introduz tensões nas camadas. O polimento das superfícies revestidas geralmente revela uma rede de pequenas fissuras, que não são mais profundas do que as espessuras de revestimento [27].

J. Billingham, P. Hancock e J. P. Chubb analisaram o comportamento de várias pastilhas revestidas fornecidas por vários fabricantes e notaram que após determinado tempo de usinagem, todas as pastilhas analisadas apresentavam lascamentos, principalmente na superfície de folga da ferramenta. Este comportamento foi observado tanto em pastilhas com uma, duas ou três camadas de revestimentos [34]. De seus ensaios, os mesmos chegaram as seguintes conclusões [33,34]:

- O desgaste determinante de fim de vida das pastilhas recobertas ocorre na superfície de folga da ferramenta, e não na superfície de saída;
- O desgaste inicial na superfície de folga da ferramenta ocorre pelo mecanismo da abrasão, o qual é substituído nos estágios finais da vida da ferramenta (quando ocorre então o lascamento dos revestimentos) por um mecanismo combinado de difusão/abrasão;
- As várias inconstâncias na vida da ferramenta são devidas

do ao fato que a superfície de folga da ferramenta é muito propensa ao lascamento do revestimento, principalmente pelo fato do difícil controle da homogeneidade das camadas durante o processo de deposição. Com relação ao comportamento das curvas de vida nada é relatado, desta forma, a fim de se analisar o comportamento da curva de vida das ferramentas de M. D. revestidas, foram realizados ensaios no Laboratório da Divisão de Engenharia de Fabricação da Faculdade de Engenharia de Campinas, com as seguintes características:

- a) Características da Máquina: Torno CNC Romi, modelo Cosmos 30 , com variação contínua de velocidades (67 a 3000 rpm) e potência de 30 CV;
- b) Características do Material
 - b.1- Análise Química (NBR 6006 - ABNT)

DESIGNAÇÃO ABNT	% ELEMENTOS QUÍMICOS									
1055	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Mo	Pb	V
	0,55	0,85	0,022	0,012	0,20	-	-	-	-	-

b.2- Ensaio de Tração

LIMITE DE ESCOAMENTO 0,2% (N/mm²)	LIMITE DE RESISTÊNCIA À TRAÇÃO (N/mm²)	ALONGAMENTO EM 50 mm	ESTRICÇÃO %
570	780	17	35

b.3- Dureza Brinell: 2200 N/mm2

b.4- Dimensões: corpo de prova centrado e faceado com 300 mm

de comprimento e diâmetro 35 mm (trefilado para este diâmetro).

c) Características da ferramenta

c.1- Porta-Pastilhas: SDJCL 2020 K11 ($\alpha = 7^{\circ}$; $\lambda = 0^{\circ}$; $\gamma = 0^{\circ}$; $\chi = 93^{\circ}$) Fabricante Sandvik (figura 1.19).

c.2- Pastilha: DCMM - 11 T 30852 ($\alpha = 7^{\circ}$; $\lambda = 0^{\circ}$; $\gamma_c = 18^{\circ}$) . Fabricante Sandvik (figura 1.19), classe GC 415, revestimento triplo (TiC/Al₂O₃/ TiN) em substrato P15 (figura 1.20).

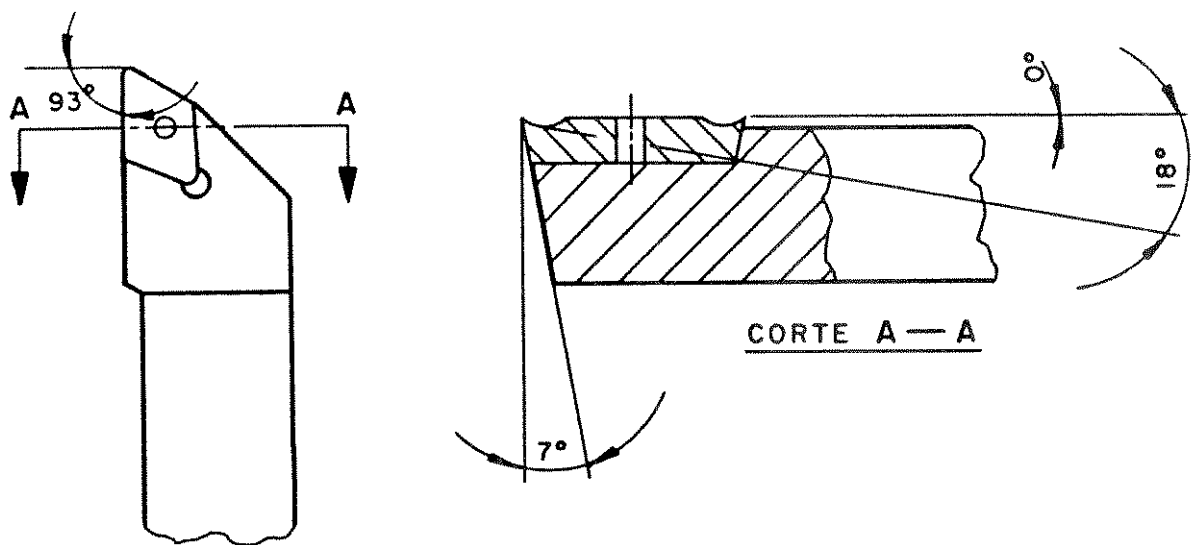


FIGURA 1.19- Geometria da ferramenta utilizada nos ensaios



FIGURA 1.20- Revestimentos utilizados nas pastilhas ensaiadas .
Foto efetuada em microscópio de sonda eletrônica
(UNICAMP). Ataque químico: 70% HNO_3 ; 30% HF. Aumento 5000 X

d) *Condições de usinagem:*

velocidades de corte $v_c = 170; 190; 210; 240$ m/min ,

avanços $f : 0,25; 0,35$ e $0,40$ mm/v ,

profundidade de corte $a_p : 1,9$ mm ,

fluído de corte : óleo solúvel Renolub em solução 1:40 .

Observação: o material e as dimensões da peça, bem como as condições de usinagem, foram escolhidas tendo em vista comparações com testes realizados no meio industrial com o referido material e idênticas condições de usinagem (ver item 2.1).

Os ensaios foram realizados em três passes para ca

da corpo de prova, sendo que os desgastes das ferramentas foram controlados através de um microscópio digital (Zeiss) e prosseguiram até o aparecimento de lascamentos nos revestimentos. Tentativas de se continuar os ensaios após este fato, conduziram a quebra total das pastilhas. As figuras 1.21, 1.22 e 1.23 apresentam as curvas de desgaste obtidas para cada condição de ensaio e as figuras 1.24 e 1.25 mostram os lascamentos ocorridos. Estes tipos de lascamentos ocorreram para todas as condições ensaiadas.

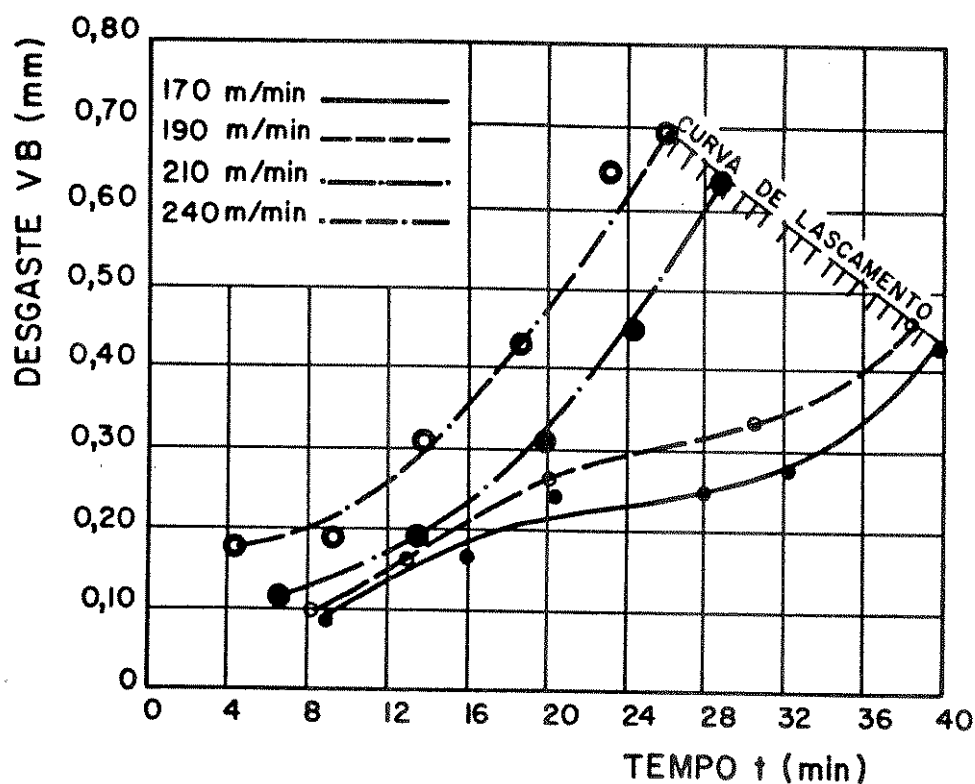


FIGURA 1.21- Curvas de desgaste para $f = 0,25$ mm/v

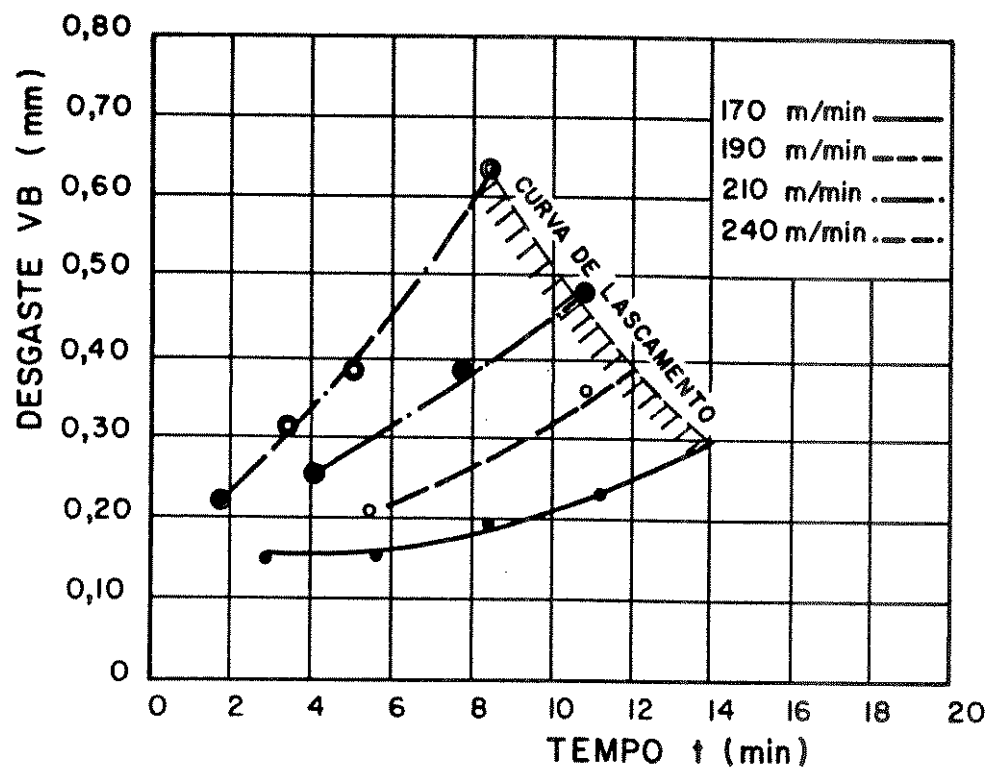


FIGURA 1.22- Curvas de desgaste para $f = 0,35 \text{ mm/v}$

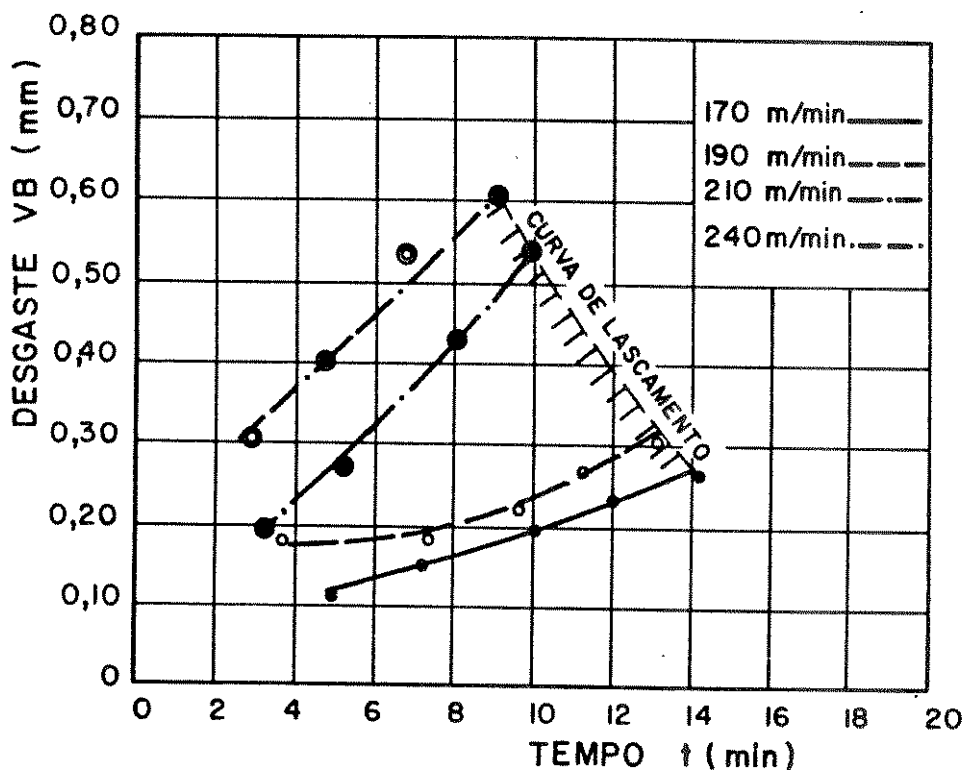


FIGURA 1.23- Curvas de desgaste para $f = 0,40 \text{ mm/v}$



FIGURA 1.24- Lascamento do revestimento na ponta de corte
($v_c = 210$ m/min; $a_p = 1,9$ mm; $f = 0,25$ mm/v)

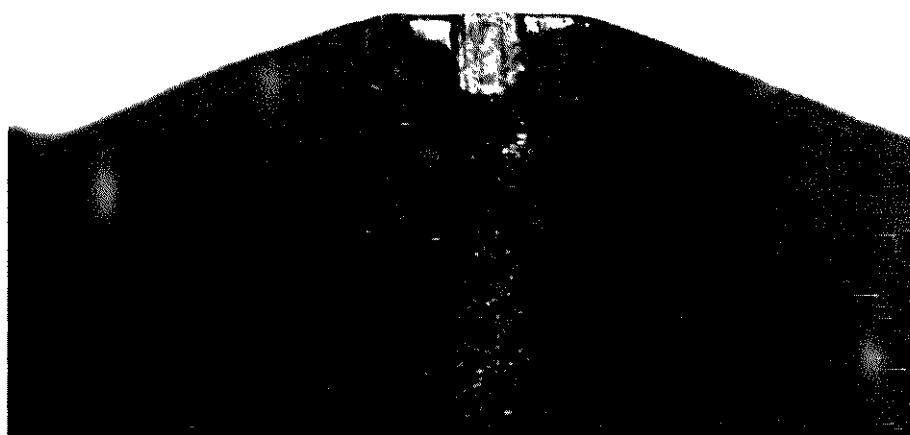


FIGURA 1.25- Lascamento do revestimento na ponta de corte
($v_c = 210$ m/min; $a_p = 1,9$ mm; $f = 0,35$ mm/v)

Nas figuras 1.21, 1.22 e 1.23 nota-se que a medida que se aumenta a velocidade de corte, para um mesmo avanço, consegue-se atingir valores maiores do desgaste VB até ocorrer o lascamento. A figura 1.26 ilustra com maior clareza este aspecto. Já com relação ao avanço, observa-se que quanto maior o seu valor, mantendo-se a velocidade de corte constante, menor é o valor do desgaste VB até ser atingido o lascamento (figura 1.27).

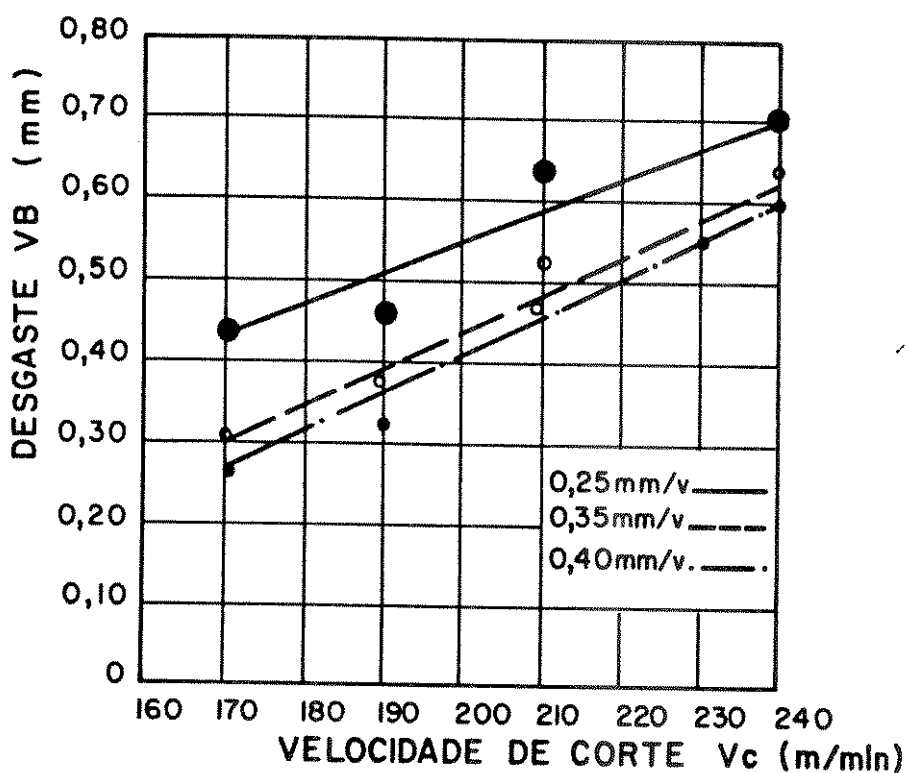


FIGURA 1.26- Variação dos valores limites de VB, nos quais ocorre ram lascamentos dos revestimentos, em função da velocidade de corte

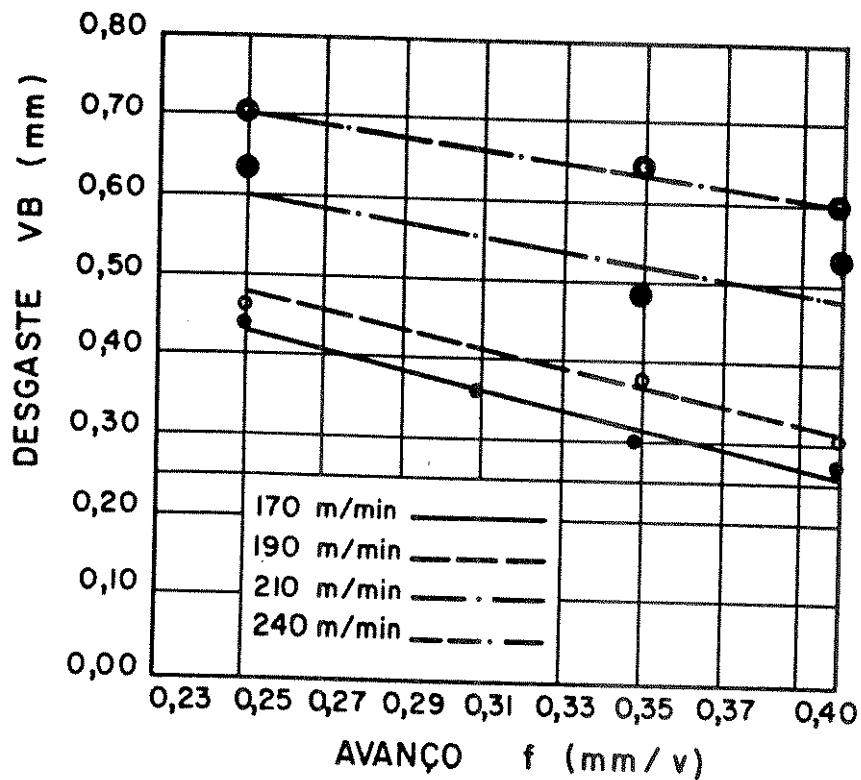


FIGURA 1.27- Variação dos valores limites de VB, nos quais ocorrem lascamentos dos revestimentos, em função do avanço

Da figura 1.26 obtêm-se as seguintes expressões:

$$VB = 0,0037 v_c - 0,191 \quad (f = 0,25 \text{ mm/v}) \quad (1.30)$$

$$VB = 0,0045 v_c - 0,465 \quad (f = 0,35 \text{ mm/v}) \quad (1.31)$$

$$VB = 0,0045 v_c - 0,495 \quad (f = 0,40 \text{ mm/v}) \quad (1.32)$$

Da figura 1.27, tem-se:

$$VB = -0,666 \cdot f + 0,866 \quad (v_c = 240 \text{ m/min}) \quad (1.33)$$

$$VB = -0,800 \cdot f + 0,800 \quad (v_c = 210 \text{ m/min}) \quad (1.34)$$

$$VB = -1,000 \cdot f + 0,750 \quad (v_c = 190 \text{ m/min}) \quad (1.35)$$

$$VB = -1,160 \cdot f + 0,716 \quad (v_c = 170 \text{ m/min}) \quad (1.36)$$

Nota-se das figuras 1.26 e 1.27 que a variação dos

valores de VB, onde ocorreram os lascamentos é aproximadamente linear, tanto em função da velocidade de corte, como também em função do avanço. Outrossim observa-se que as retas ilustradas na figura 1.26 são aproximadamente paralelas entre si, o mesmo ocorrendo com as retas mostradas na figura 1.27.

Os resultados apresentados na figura 1.27 apresentam uma certa lógica, ou seja, à medida que se aumenta o avanço, aumenta-se a área da secção de corte e conseqüentemente os esforços sobre a pastilha, fazendo com que os lascamentos ocorram para desgastes VB menores à medida que se aumenta o avanço. Porém os resultados apresentados na figura 1.26 foram de certa forma surpreendentes, pois imaginava-se que os lascamentos ocorressem para os mesmos valores de VB independentes da velocidade de corte, ou que as retas tivessem inclinação contrária, ou seja, quanto maior a velocidade de corte, menor seria o valor de VB onde ocorreria o lascamento. Para se analisar melhor o comportamento dessas curvas, foram realizados alguns ensaios de vibração no sistema máquina - ferramenta/peça apresentados no item seguinte.

Para se obter uma relação exponencial entre o desgaste VB e o tempo de usinagem, foram colocados os valores destas grandezas em um gráfico dilogarítmico, obtendo-se os seguintes resultados (figuras 1.28, 1.29 e 1.30).

a) avanço $f = 0,25$ mm/v

$$VB = 0,0130 \cdot t^{0,91} \quad (v_c = 170 \text{ m/min}) \quad (1.37)$$

$$VB = 0,0140 \cdot t^{0,94} \quad (v_c = 190 \text{ m/min}) \quad (1.38)$$

$$VB = 0,0036 \cdot t^{1,52} \quad (v_c = 210 \text{ m/min}) \quad (1.39)$$

$$VB = 0,0080 \cdot t^{1,37} \quad (v_c = 240 \text{ m/min}) \quad (1.40)$$

b) avanço $f = 0,35$ mm/v

$$VB = 0,0480 \cdot t^{0,66} \quad (v_c = 170 \text{ m/min}) \quad (1.41)$$

$$VB = 0,0610 \cdot t^{0,72} \quad (v_c = 190 \text{ m/min}) \quad (1.42)$$

$$VB = 0,1100 \cdot t^{0,60} \quad (v_c = 210 \text{ m/min}) \quad (1.43)$$

$$VB = 0,1540 \cdot t^{0,58} \quad (v_c = 240 \text{ m/min}) \quad (1.44)$$

c) avanço $f = 0,40 \text{ mm/v}$

$$VB = 0,0240 \cdot t^{0,92} \quad (v_c = 170 \text{ m/min}) \quad (1.45)$$

$$VB = 0,0310 \cdot t^{0,88} \quad (v_c = 190 \text{ m/min}) \quad (1.46)$$

$$VB = 0,0720 \cdot t^{0,87} \quad (v_c = 210 \text{ m/min}) \quad (1.47)$$

$$VB = 0,1900 \cdot t^{0,53} \quad (v_c = 240 \text{ m/min}) \quad (1.48)$$

Dos gráficos ilustrados nas figuras 1.28, 1.29 e 1.30 e das expressões (1.37) a (1.48), observa-se que:

- os valores dos expoentes variaram tanto com os avanços como com as velocidades de corte;
- os valores das constantes não apresentaram uma variação linear com a variação da velocidade de corte;

Devido a isto, as extrapolações indicadas pelas equações (1.13) e (1.14) tornam-se perigosas quando da utilização de pastilhas de metal duro revestidas (vide item 1.1.4.1).

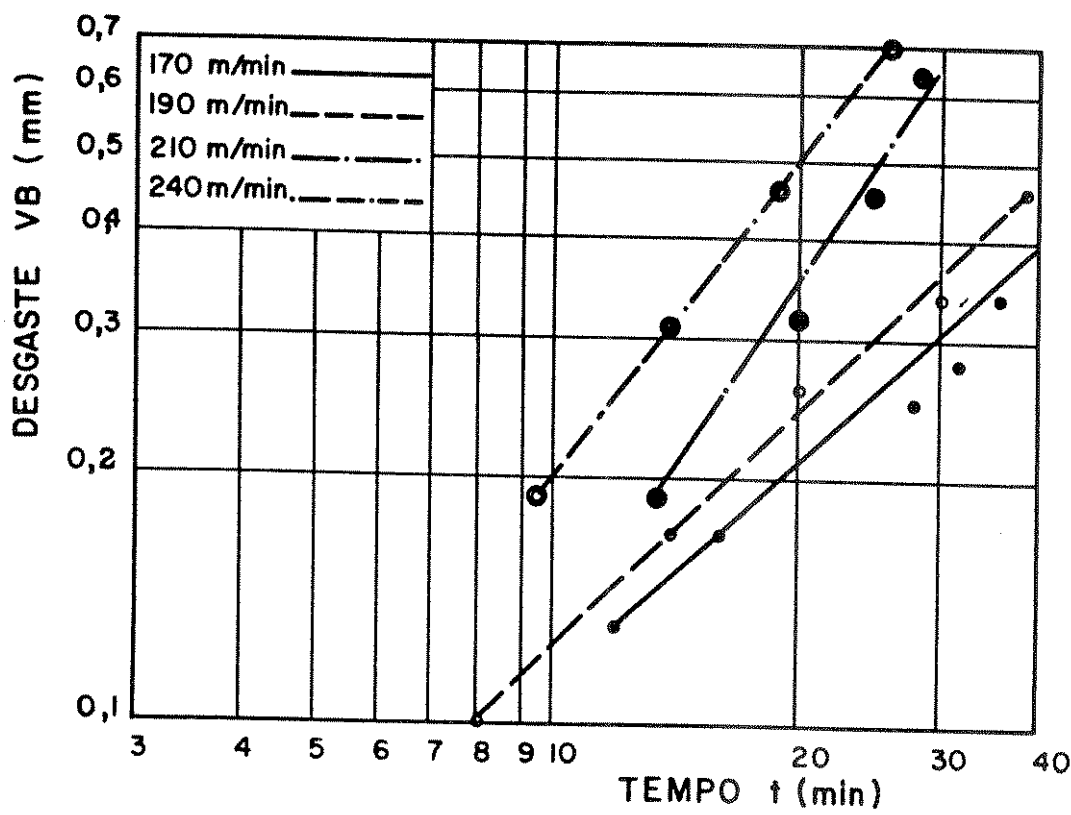


FIGURA 1.28- Largura do desgaste VB em função do tempo de usina - gem, para $f = 0,25 \text{ mm/v}$

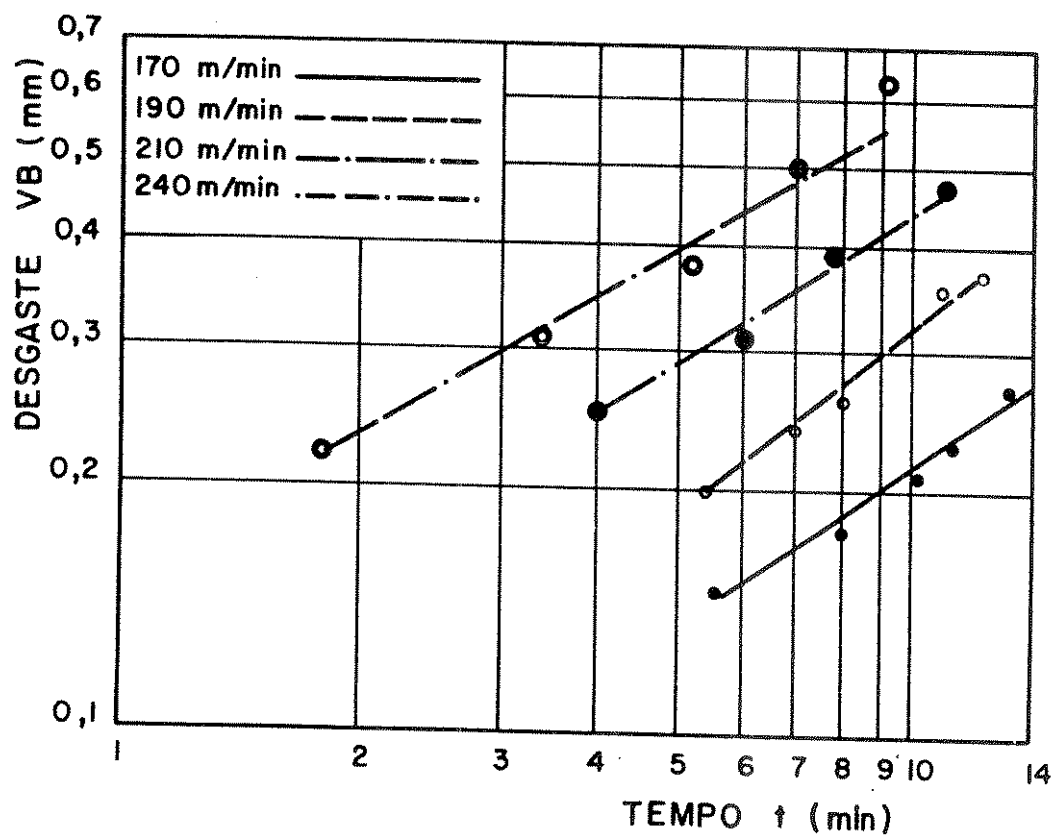


FIGURA 1.29- Largura do desgaste VB em função do tempo de usina - gem, para $f = 0,35 \text{ mm/v}$

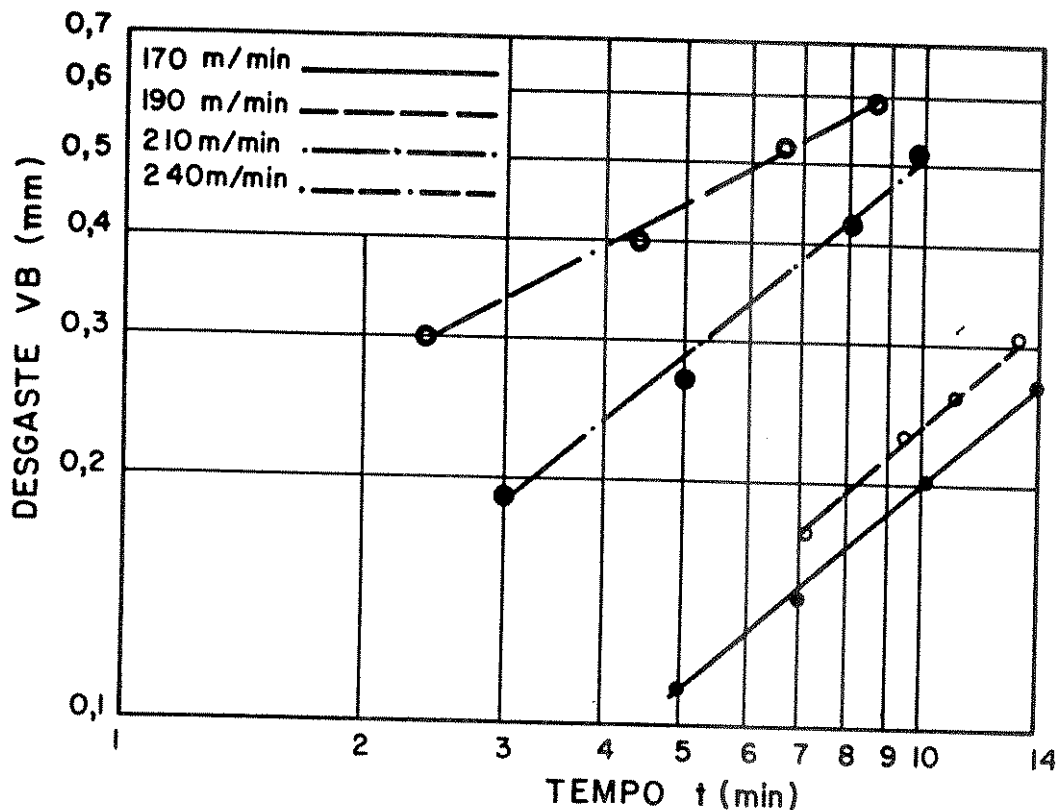


FIGURA 1.30- Largura do desgaste VB em função do tempo de usinagem, para $f = 0,40$ mm/v.

1.2.1.1- LASCAMENTOS DOS REVESTIMENTOS E FATORES DINÂMICOS RELACIONADOS

Pode-se afirmar que o sistema de corte se divide em dois componentes: a máquina-ferramenta e o processo de usinagem em si. As perturbações dinâmicas no sistema total podem ser causados por uma série de fatores, entre os quais pode-se citar [10,35]:

- . fatores de natureza aleatória (heterogeneidade do material);
- . instabilidade dinâmica do processo de usinagem ;
- . formação de cavaco descontínuo;
- . corte intermitente;
- . formação periódica do cavaco.

As frequências de formação do cavaco são

bem mais elevadas que as frequências de vibração do sistema. O processo de corte em si tem uma característica própria e a variação da frequência de formação do cavaco não é totalmente dependente da variação da frequência de vibração do sistema [35] .

O fenômeno de formação do cavaco, na maioria dos casos, é periódico, onde tem-se alternadamente uma fase de recalque e uma fase de escorregamento do cavaco para cada porção de material removido. A frequência de formação do cavaco pode ser determinada pela expressão [10]

$$f_c = n \cdot v_s \quad (1.49)$$

onde

n é o número de escamas do cavaco por unidade de comprimento;

v_s é a velocidade de saída do cavaco dada por

$$v_s = \frac{v_c}{R_c} \quad (1.50)$$

onde

v_c é velocidade de corte;

R_c é o grau de recalque do cavaco;

logo

$$f_c = \frac{v_c \cdot n}{R_c} \quad (1.51)$$

A frequência de formação do cavaco aumenta com a velocidade de corte, pois o número de escamas n por unidade de comprimento aumenta, e o grau de recalque diminui com o aumento da velocidade de corte [10] . A fim de se comprovar esta variação da frequência de formação do cavaco e do grau de recalque R_c em função da velocidade de corte, os cavacos obtidos nos ensaios citados no item 1.2.1, após os primeiros passes (quando a pastilha ainda não demonstrava sinais de desgaste), foram medidos tanto no que tange à espessura quanto ao número de escamas, em um

projeto de perfis Nikon (Fig. 1.31).



FIGURA 1.31- Medição do número de escamas e da espessura dos cavacos. Projeto de perfis Nikon (Centro de Tecnologia/ UNICAMP) . Aumento 20 x.

A afirmação acima não pôde ser totalmente constatada, uma vez que, embora tenham sido feitas cerca de 20 medições para cada caso, o fato da pastilha possuir quebra-cavacos fez com que os cavacos se formassem em pedaços muito pequenos (fig. 1.31.), dificultando as medições. O quadro 1.1 mostra os resultados obtidos por essas medições.

v_c (m/min)	f (mm/v)	v_s (cm/s)	R_c	n (escamas/mm)	Freq. calc. c.p.s.	Âng. cislh. ϕ Eq. (1.29)
240	0,40	270	1,48	3,2	8.640	39°
210	0,40	230	1,52	5,0	11.500	38°
190	0,40	214	1,48	3,0	6.420	39°
170	0,40	185	1,53	3,6	6.660	38°
240	0,35	320	1,25	4,2	13.440	45°
210	0,35	235	1,49	5,0	11.750	39°
190	0,35	229	1,38	5,4	12.366	42°
170	0,35	156	1,81	3,0	4.680	32°
240	0,25	333	1,20	5,0	16.650	47°
210	0,25	243	1,44	6,4	15.552	40°
190	0,25	173	1,83	5,0	8.650	32°
170	0,25	173	1,64	5,0	8.650	36°

QUADRO 1.1- Frequências de formação do cavaco e ângulos de cisalhamento ϕ obtidos através da medição dos cavacos.

Apesar dos fatores limitantes, nota-se que as frequências de formação do cavaco são elevadas e que os valores de ϕ oscilaram entre 32° e 47° , ou seja, a escolha do revestimento triplo é a mais apropriada para o caso (vide item 1.2).

Com relação aos efeitos dinâmicos do processo de usinagem na vida da ferramenta, foram conduzidos estudos por Albrecht [35] para verificar o aparecimento de fissuras e lascamentos em pastilhas de metal duro no processo de fresamento, onde sua conclusão foi de que as mesmas ocorriam por fadiga.

Martin P. e outros [36] analisaram os efeitos do desgaste na superfície de folga da ferramenta na dinâmica do processo de torneamento, porém nada é relacionado a lascamentos ou pastilhas recobertas.

Estudos dinâmicos do processo de usinagem podem ser encontrados em vários trabalhos de pesquisa [10, 35, 36, 37, 38, 39, 40, 41, entre outros], porém, os relacionados com desgaste da ferramenta são poucos, sendo que para pastilhas recobertas nenhum estudo ainda foi feito neste sentido. O fato de que à medida que se aumenta a velocidade de corte a pastilha atinge

maiores valores de VB antes de ocorrer o lascamento (fig. 1.26) induziu a alguns ensaios dinâmicos. Ressalte-se a constatação que para velocidades de corte maiores (280 e 320 m/min), os ensaios tiveram que parar devido ao elevado valor de VB, não se observando o fenômeno dos lascamentos (fig. 1.32).

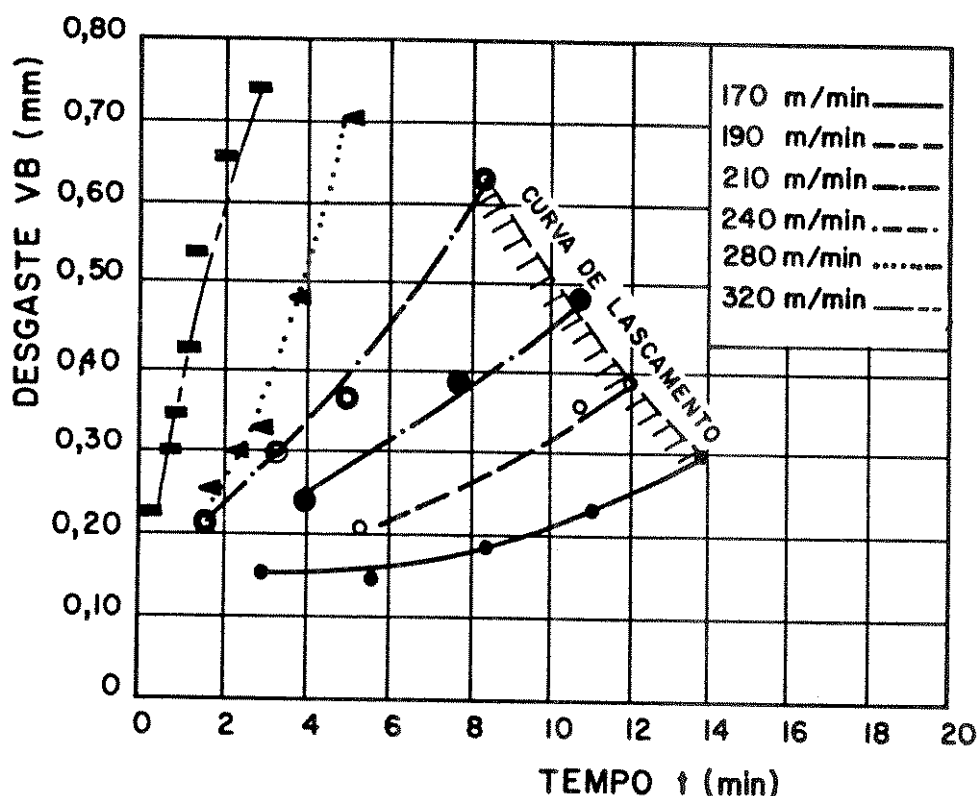


FIGURA 1.32- Curvas de desgastes levantadas para $f = 0,35$ mm/v, onde para $v_c = 280$ e 320 m/min não se observou o fenômeno de lascamento.

Uma vez que a amplitude de deslocamento vertical (na direção da força de corte) tem maior efeito do que a amplitude na direção horizontal [37], foram analisadas a amplitude e a frequência nesta direção. Os ensaios foram conduzidos levando em consideração os seguintes fatores:

- Características da máquina, material, ferramenta e condições de usinagem: (as mesmas citadas no item 1.2.1).
- Espectro de frequências: obtida através da montagem ilustrada nas figuras 1.33 e 1.34.

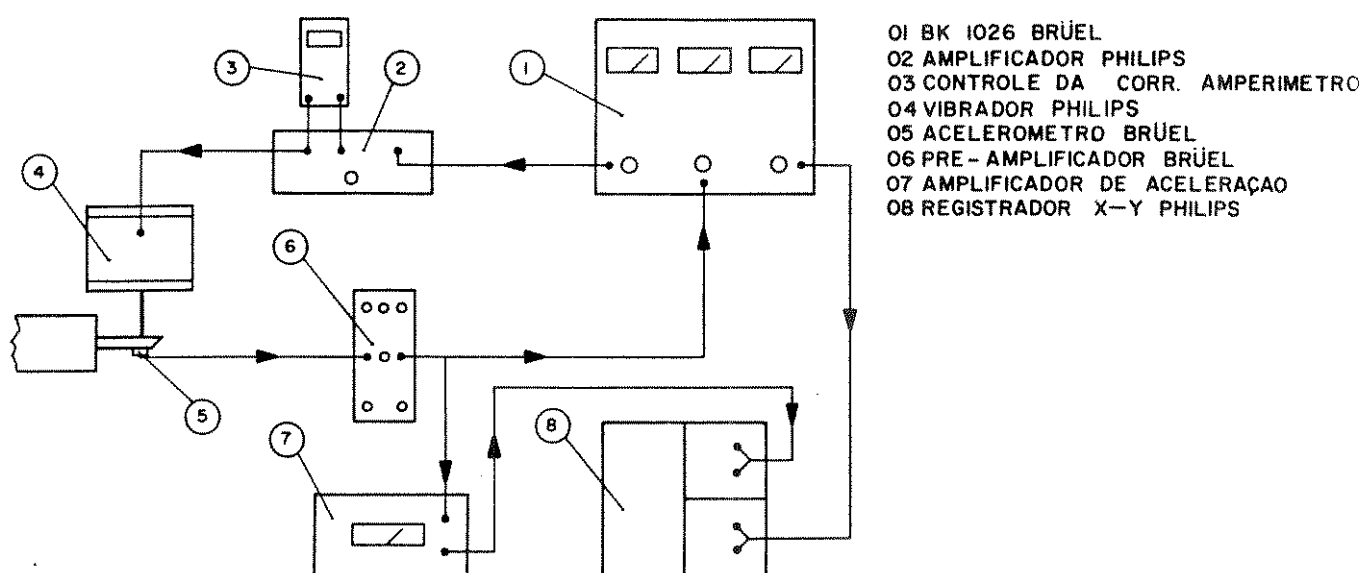


FIGURA 1.33- Esquema de montagem dos aparelhos para medição de espectro de frequências.

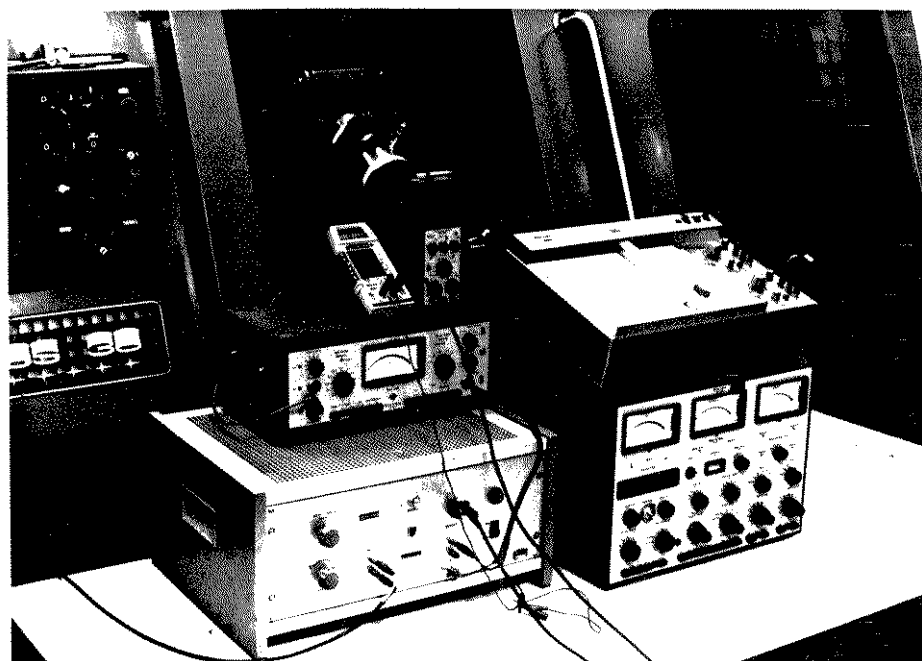


FIGURA 1.34- Aparelhos utilizados na montagem.

A figura 1.35 mostra o espectro de frequências obtido, registrado em registrador x - y.

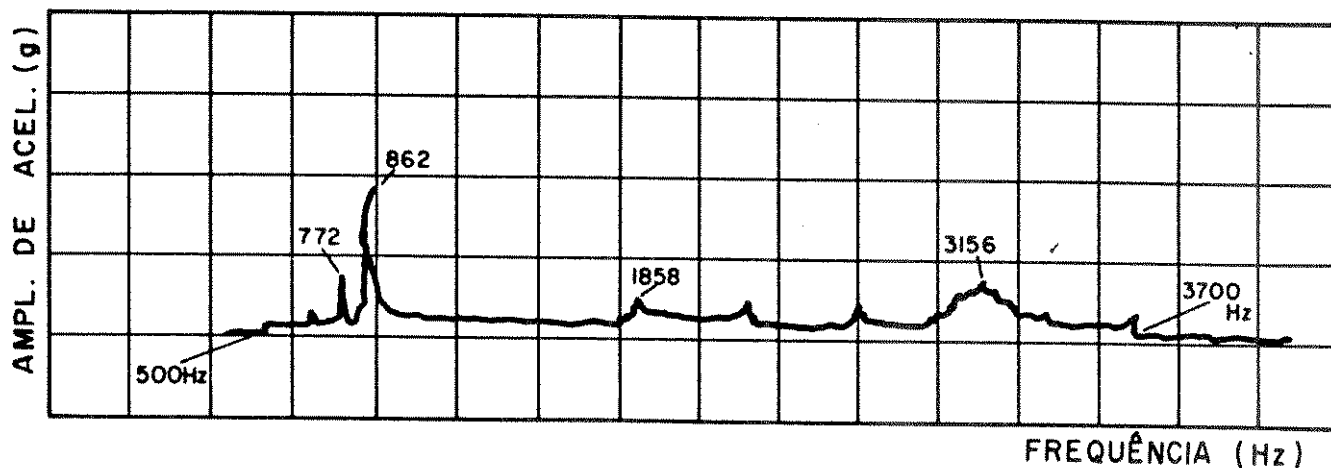


FIGURA 1.35- Curva de ressonância

Para a medição das frequências e acelerações com a ferramenta em trabalho, foi utilizada a montagem ilustrada na figura 1.36. A figura 1.37 mostra um trecho do gráfico da aceleração (g) x tempo (s).

Os resultados obtidos foram em função da amplitude de aceleração (g) e não da amplitude de deslocamento (δ). Desta forma, através da dupla integração obtida a partir do gráfico da aceleração (g) x tempo (s), obtiveram-se os valores das amplitudes de deslocamentos máximos (fig. 1.38). Posteriormente, analisando-se os sinais obtidos através das funções de Fourier, determinaram-se as frequências predominantes nos ensaios (fig. 1.39).

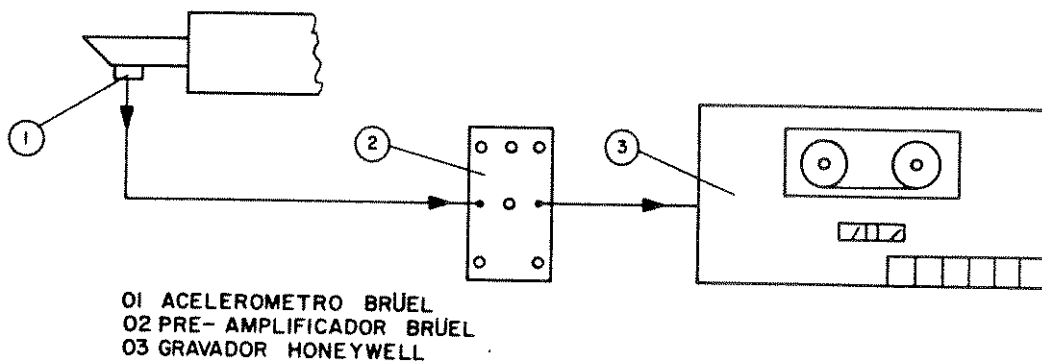


FIGURA 1.36- Esquema de montagem dos aparelhos para medição de vibrações do sistema quando em usinagem.

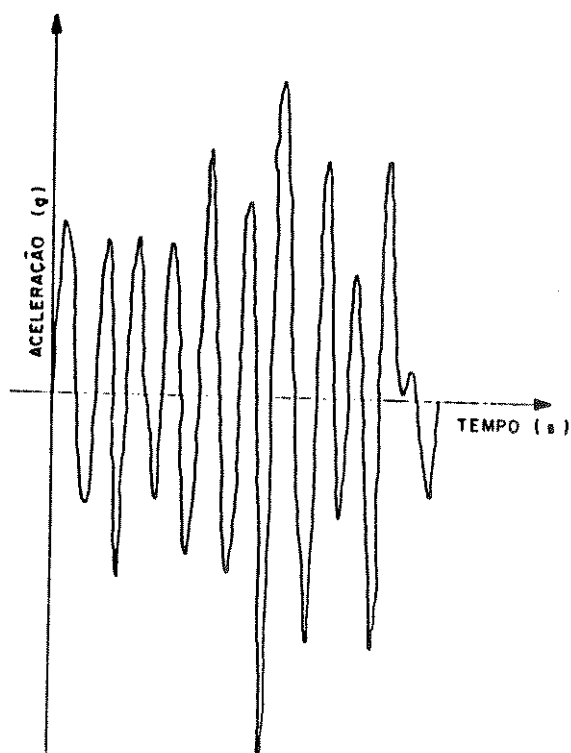


FIGURA 1.37- Gráfico acel. x tempo obtido (trecho para $f = 0,40 \text{ mm/v}$; $v_c = 240 \text{ m/min}$).

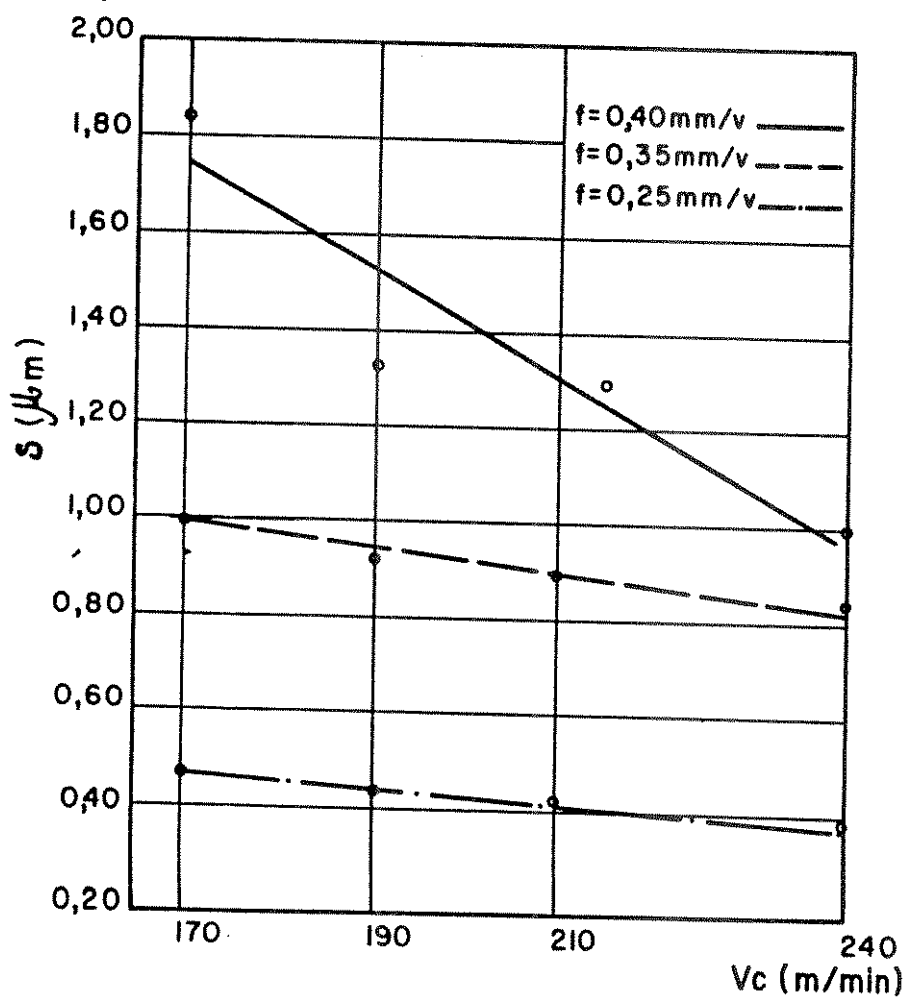


FIGURA 1.38- Amplitudes de deslocamentos máximas x velocidade de corte.

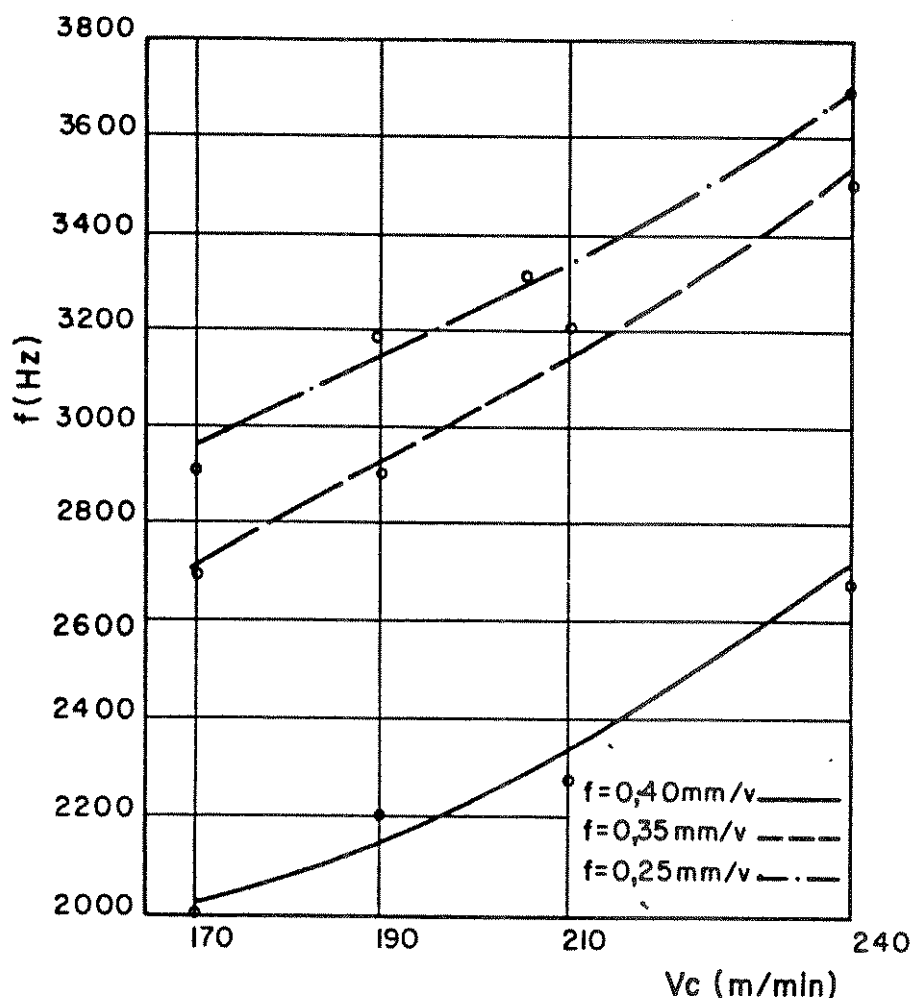


FIGURA 1.39- Frequências onde se deram as amplitudes máximas x velocidade de corte.

Percebe-se da figura 1.38 que as amplitudes de deslocamento na direção vertical diminuem com o aumento da velocidade de corte, porém as frequências de vibração do sistema aumentam na medida em que se aumenta a velocidade de corte (fig. 1.39).

Com relação as amplitudes de vibração e frequências do sistema, observa-se que as mesmas possuem o mesmo comportamento das amplitudes de vibração e das frequências de formação de cavaco. De acordo com Ferraresi e Albrecht [10, 35], a frequência de formação do cavaco é diretamente proporcional à velocidade de corte e inversamente proporcional à espessura calculada de cavaco (espessura de corte).

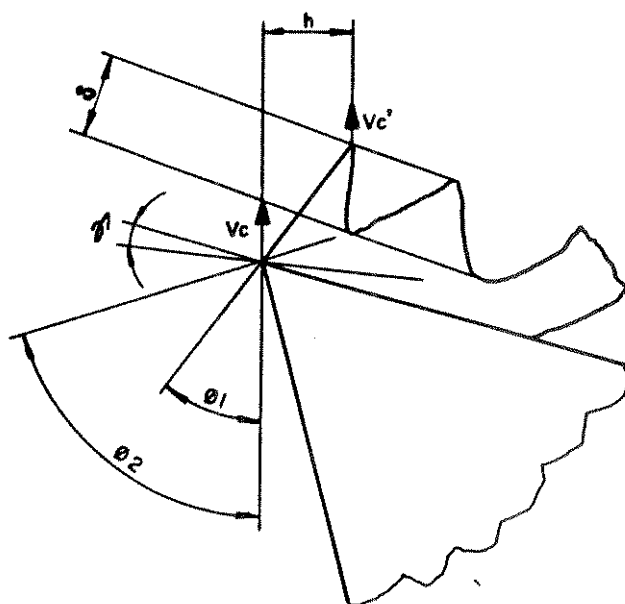


FIGURA 1.40- Modelo para análise da formação cíclica do cavaco.

Segundo Albrecht [35] , tem-se para a frequência de formação do cavaco (Fig. 1.40):

$$f_c = \frac{v_c - v'_c}{h} = \frac{1}{\cotg \theta_1 - \cotg \theta_2} \quad (1.52)$$

onde

f_c = frequência de formação do cavaco

v_c = velocidade de corte (esta velocidade corresponde à velocidade de deslocamento do material na ponta da ferramenta, na direção vertical);

v'_c = velocidade relativa ao deslocamento do material no fim da região de cisalhamento, na direção de corte;

θ_1 = ângulo de cisalhamento inicial;

θ_2 = ângulo de cisalhamento final;

h = espessura de corte.

Uma tentativa de se explicar a variação da amplitude da espessura do cavaco em função da velocidade de corte e do avanço é dada pela expressão analítica de Albrecht (fig.1.40) [35]:

$$\delta = h \cdot \cos \gamma (\cotg \varnothing_1 - \cotg \varnothing_2) \quad (1.53)$$

Aumentando-se a velocidade de corte diminui o grau de recalque e conseqüentemente aumenta o ângulo de cisalhamento $\varnothing$ [10] . Admitindo-se constante a variação de $\varnothing$ (fig. 1.40), tem-se de acordo com a fórmula acima uma diminuição de δ . Aumentando-se o avanço, tem-se conseqüentemente um aumento da espessura de corte e de δ .

Outrossim, Bhattacharyya [42] já afirmara em 1970, que a escolha de um valor para o desgaste da superfície de folga para todas as velocidades de corte não é válida, uma vez que o critério limite varia para cada velocidade, o que está de acordo com o observado nos ensaios conduzidos neste trabalho. Esse pesquisador estudou o caso de pastilhas de metal duro sem revestimento, e associou a mudança de critério à temperatura conduzida na região de corte, provocando a ocorrência da fadiga térmica. Porém, segundo esse pesquisador, o valor de VB limite diminui à medida que se aumenta a velocidade de corte e conseqüentemente se aumenta a temperatura de corte. Já nos ensaios conduzidos para as pastilhas de metal duro revestidas ocorreu o contrário, ou seja, à medida que aumentou a velocidade de corte o valor de VB limite aumentou. Acredita-se que como as pastilhas revestidas são mais resistentes ao desgaste devido à temperatura de corte, o aparecimento dos lascamentos para valores menores de VB em velocidades de corte menores pode ser ocasionado pelo fato de que as pastilhas suportam bem a temperatura de corte, mas lascam devido à fadiga provocada por variações maiores da amplitude de deslocamento da ponta da ferramenta (fig. 1.38), uma vez que os revestimentos já possuem pequenas fissuras (vide item 1.2.1). Já para velocidades de corte mais elevadas, o efeito da elevação da temperatura de corte se sobrepõe aos efeitos da fadiga, uma vez que há um desgaste acelerado da superfície de folga da ferramenta, antes do aparecimento dos lascamentos.

De qualquer forma, para a verificação exata da hipótese acima há necessidade de um aprofundamento maior nesta pesquisa e uma maior série de ensaios. Como não é objetivo deste trabalho o aprofundamento da pesquisa neste campo, tem-se neste assunto, a perspectiva de estudos mais detalhados sobre o

tema.

1.2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO

A partir das curvas de desgaste obtidas (figs. 1.21, 1.22 e 1.23) foram traçadas as curvas de vida correspondentes, notando-se que a Equação Simplificada de Taylor ajusta-se perfeitamente aos dados obtidos, ou seja, existe uma linearidade dos gráficos $\log T \times \log v_c$. Nas figuras 1.41, 1.42 e 1.43 estão traçadas as curvas de vida para dois critérios, ou seja:

1. $VB = 0,3$ mm, como recomendado pela norma ISO [11] ; para este valor se encontram comumente os valores tabelados da vida para pastilhas sem revestimentos [43] ;
2. para valores diferentes de VB , isto é, para os tempos onde ocorreram os lascamentos dos revestimentos.

Para o avanço $f = 0,35$ mm/v, onde foram efetuados ensaios com um número maior de velocidades, traçou-se a curva de vida também para $VB = 0,6$ mm (fig. 1.42).

Da figura 1.41, tem-se

$$v_c \cdot T^{0,800} = 3257 \text{ (Lascamento)} \quad (1.54)$$

(válida entre 170 e 240 m/min)

$$v_c \cdot T^{0,384} = 646 \text{ (VB = 0,3 mm)} \quad (1.55)$$

(válida entre 170 e 240 m/min)

Da figura 1.42, obtêm-se

$$v_c \cdot T^{0,768} = 1298 \text{ (Lascamento)} \quad (1.56)$$

(válida entre 170 e 240 m/min)

$$v_c \cdot T^{0,236} = 316 \text{ (VB = 0,3 mm)} \quad (1.57)$$

(válida entre 170 e 240 m/min)

$$v_c \cdot T^{0,195} = 367 \text{ (VB = 0,6 mm)} \quad (1.58)$$

(válida entre 240 e 320 m/min)

Da figura 1.43, tem-se

$$v_c \cdot T^{0,708} = 1100 \text{ (Lascamento)} \quad (1.59)$$

(válida entre 170 e 240 m/min)

$$v_c \cdot T^{0,15} = 272 \text{ (VB = 0,3 mm)} \quad (1.60)$$

(válida entre 190 e 240 m/min)

Das figuras 1.41, 1.42 e 1.43, observa-se que:

- . ao se utilizar como critério de fim de vida o valor VB = 0,3 mm, pode-se estar sub-utilizando a capacidade da pastilha (figs. 1.41 e 1.42). Outrossim, a pastilha pode lascar antes de ser atingido este critério (fig. 1.43).
- . para valores mais elevados da velocidade de corte (fig. 1.42) pode-se utilizar um outro critério de fim de vida, ou seja, um outro valor para VB.

Deduz-se, portanto, que para o caso de pastilhas de metal duro revestidas, a utilização de um único critério de fim de vida para todas as velocidades de corte é ineficiente, devendo-se adotar os critérios mais pertinentes a cada caso.

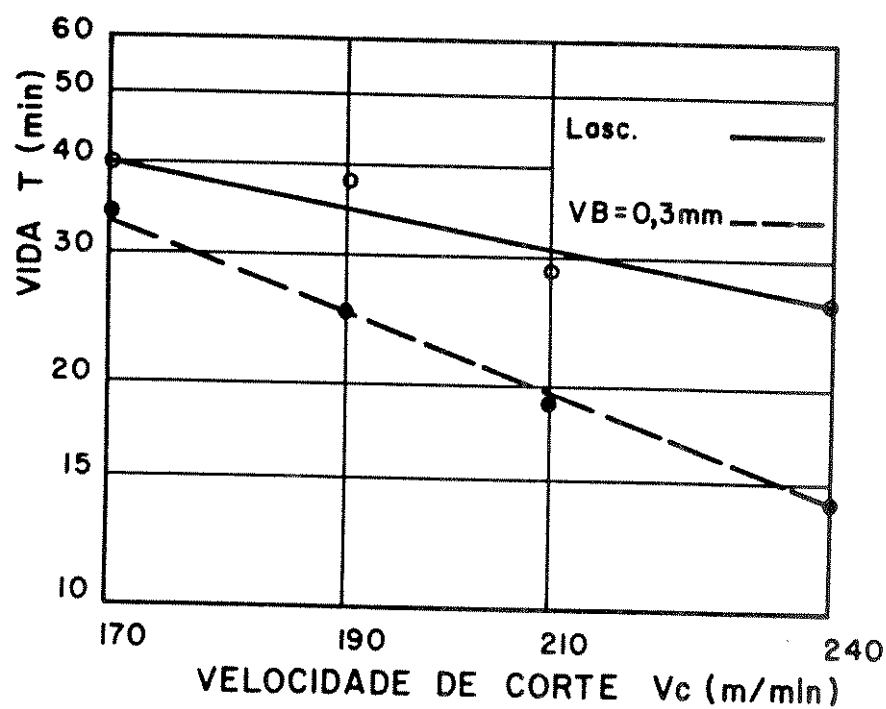


FIGURA 1.41- Curvas de vida para $f = 0.25$ mm/v

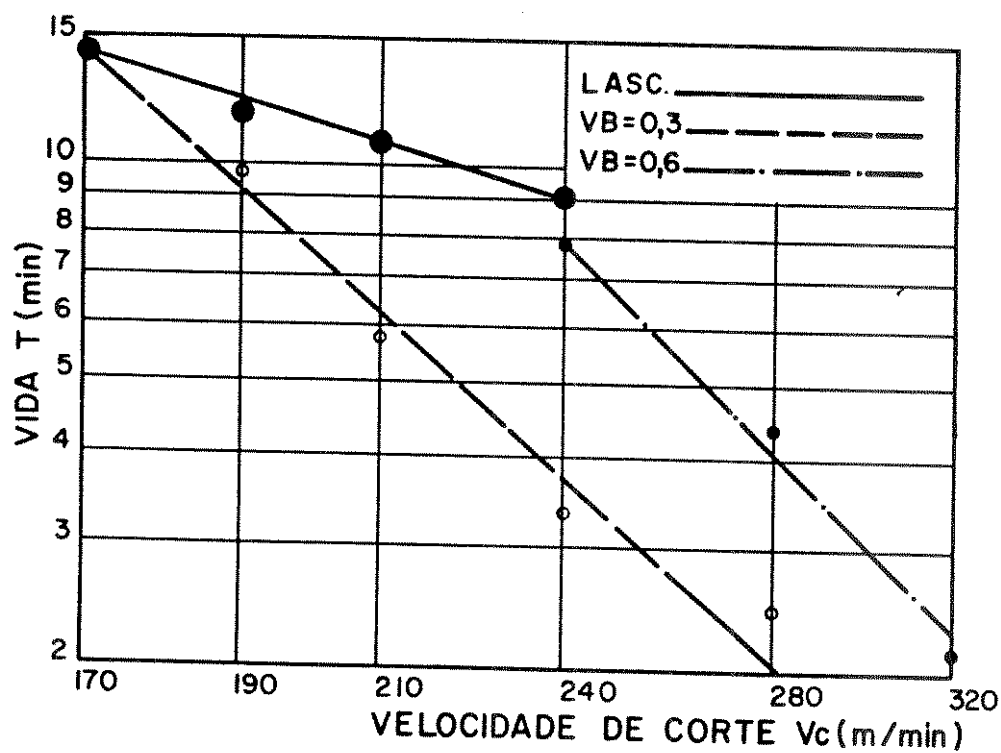


FIGURA 1.42- Curvas de vida para $f = 0.35$ mm/v

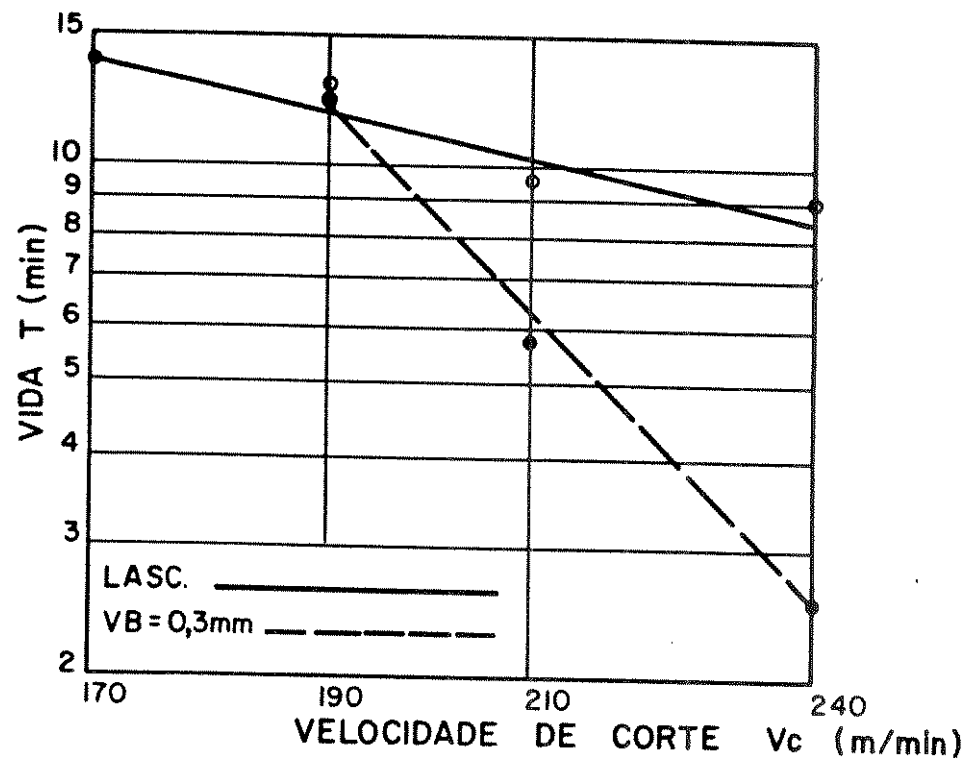


FIGURA 1.43- Curvas de vida para $f = 0,40 \text{ mm/v}$

II- DETERMINAÇÃO DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA2.1- DESGASTE DAS FERRAMENTAS AVALIADAS NA EMPRESA

Como já citado anteriormente, para a escolha apropriada dos parâmetros de usinagem, toma-se por base a curva de vida, sendo frequentemente utilizada a Equação Simplificada de Taylor (expressões 1.5 e 1.6). Pesquisas tentando encontrar correlações entre x e K e as propriedades das ferramentas foram efetuadas por diversos pesquisadores, mas as relações obtidas não foram totalmente satisfatórias.

Tomando-se como base a expressão (1.6), o fato de se considerar o expoente y constante para uma dada ferramenta de corte e que as variações na usinabilidade das peças afetariam apenas a constante C , mostrou-se falho. Como é citado no trabalho de Richard L. Kegg [44], Pilafidis analisou 140 curvas de vida, cujos resultados encontram-se resumidos abaixo para ferros fundidos e aços carbono.

PROCESSO	MATERIAL DA FERRAMENTA	VALOR MEDIO y	VARIAÇÃO DE y
TORNEAMENTO	aço rápido	0,25	0,09 - 0,55
	metal duro	0,45	0,10 - 0,80
	cerâmica	0,50	0,30 - 0,65
FRESEAMENTO	aço rápido	0,50	0,10 - 0,75
	metal duro	0,42	0,15 - 0,60
	cerâmica	-	-

Deduz-se, portanto, que para cada par ferramenta-peça tem-se um valor diferente para y e C . Por outro lado, a obtenção destes parâmetros em laboratórios, pode induzir a grandes erros quando da utilização dos mesmos no meio industrial. Justifica-se estes erros pelos seguintes fatos:

- a obtenção da curva de vida em laboratório é feita através de um eixo com diâmetro constante. As peças industriais normalmente não possuem diâmetros constantes, mas sim escalonados. Quando da utilização de máquinas-

ferramenta com variação escalonada de velocidades para a produção de peças, tem-se então, que utilizar a teoria da Equivalência de Usinagem que faz algumas aproximações, induzindo conseqüentemente a erros;

- . mesmo que o meio industrial esteja utilizando máquinas com variação contínua de velocidades, dificilmente o diâmetro da peça ensaiada em laboratório coincide com o diâmetro da peça a ser trabalhada. O fato dos diâmetros serem diferentes acarreta dissipação de calor diferente através da peça, o que pode alterar a vida da ferramenta, da mesma forma modifica-se o grau de recalque e conseqüentemente a força de usinagem;
- . em laboratório trabalha-se com profundidade de corte constante, condição nem sempre mantida no meio industrial;
- . os critérios de desgaste para levantamento da curva de vida em laboratório nem sempre coincidem com os critérios desejáveis no meio industrial.

Desta forma, para se evitar os erros citados acima, faz-se o levantamento da curva de vida diretamente na peça em trabalho (evidentemente para produção em série e repetitiva), em função do número de peças produzidas, ou seja, a equação de Taylor tomaria a forma

$$Z_T \cdot v_C^{x'} = K' \quad \text{ou} \quad (2.1)$$

$$v_C \cdot Z_T^{y'} = C' \quad (2.2)$$

onde Z_T é o número de peças usinadas por vida da ferramenta. Gráficamente tem-se (fig. 2.1).

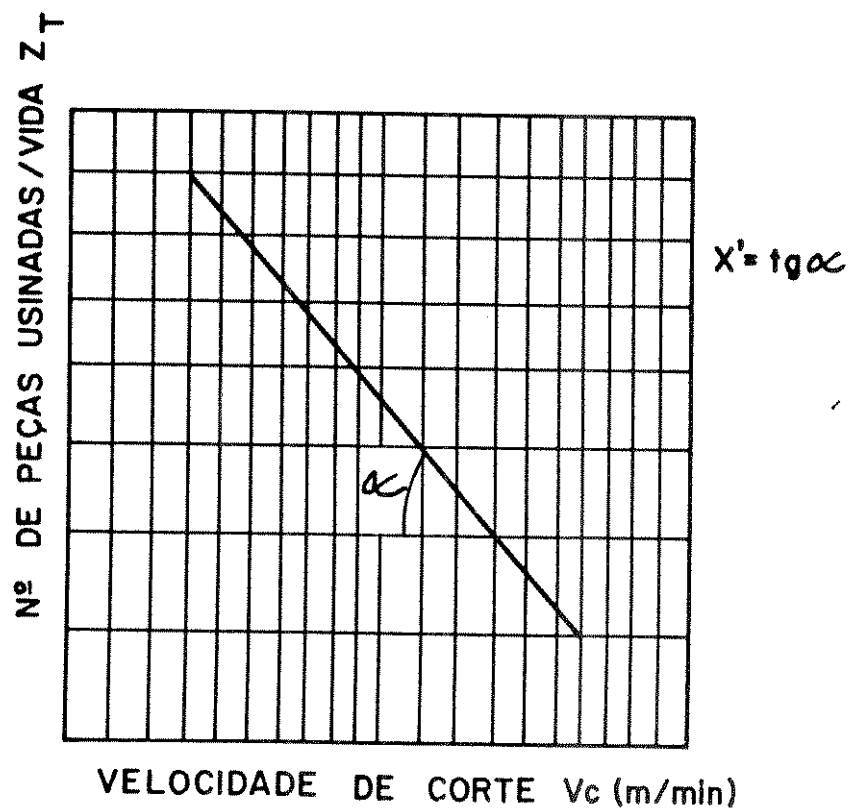


FIGURA 2.1- Curva de vida em função do número de peças usinadas.

A curva acima deve ser levantada para máquinas com variação contínua de velocidades. Para máquinas com variação escalonada de velocidades, faz-se o levantamento da curva de vida não em função da velocidade de corte, mas sim em função da rotação da máquina, ou seja, a Equação Simplificada de Taylor tomaria a forma:

$$Z_T \cdot n^{x''} = K'' \quad \text{ou} \quad (2.3)$$

$$n \cdot Z_T^{y''} = C'' \quad (2.4)$$

Graficamente tem-se a mesma curva mostrada acima, porém, coloca-se na abscissa a rotação da máquina ao invés da velocidade de corte.

Procedendo-se desta maneira, eliminam-se as aproximações que seriam feitas pela Teoria da Equivalência de Usinagem, bem como problemas relativos a dissipações de calor, variações da profundidade de corte, etc..

Obtêm-se outrossim, a curva de vida diretamente, sem a

necessidade de se traçar as curvas de desgaste, uma vez que os pontos obtidos nos ensaios são colocados diretamente num papel di-logaritmo.

Os critérios para a troca de pastilha dependem do tipo de operação em curso, ou seja, operação em desbaste ou em acabamento. Para a *operação em desbaste* os seguintes critérios podem ser utilizados:

- . variação do tipo e forma do cavaco formado, a partir da observação inicial do mesmo, como por exemplo, o cavaco pára de sair em pedaços e começa a ser formado em fitas;
- . aparecimento de ruído característico, indicando anormalidade no processo;
- . desgaste excessivo da ferramenta e/ou lascamento dos revestimentos das pastilhas revestidas, observado através de lupa graduada;
- . excessivo aumento das forças de usinagem, observado através de amperímetros e células de carga existentes nas máquinas CNC;
- . quebra total da pastilha.

Este último critério é indesejável pelos transtornos que pode acarretar para o processo, bem como para o porta-pastilhas, culminando com a quebra do mesmo.

Para a *operação de acabamento*, pode ser adotado como critério de troca a rugosidade superficial da peça usinada, medida por métodos diretos ou indiretos.

2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA

A fim de se analisar o comportamento da vida das ferramentas, especialmente das pastilhas de metal duro revestidas levantadas diretamente em peças em produção na operação de desbaste, foram realizados ensaios em uma empresa de grande porte, que tiveram as seguintes características:

- a) *Características da Máquina*: torno CNC Index, com comando GE 42, alimentação por barras, variação contí-

nua de velocidades (31,5 a 3500 rpm) e potência de 22 kW;

b) *Características do Material*: o material pertencia ao mesmo lote do ensaiado em laboratório (vide item 1.2.1, subitens b.1, b.2, b.3);

b.4 *Dimensões*: máquina-ferramenta alimentada por barras com 6.000 mm de comprimento e diâmetro 35 mm, para usinar a peça ilustrada na figura 2.2.

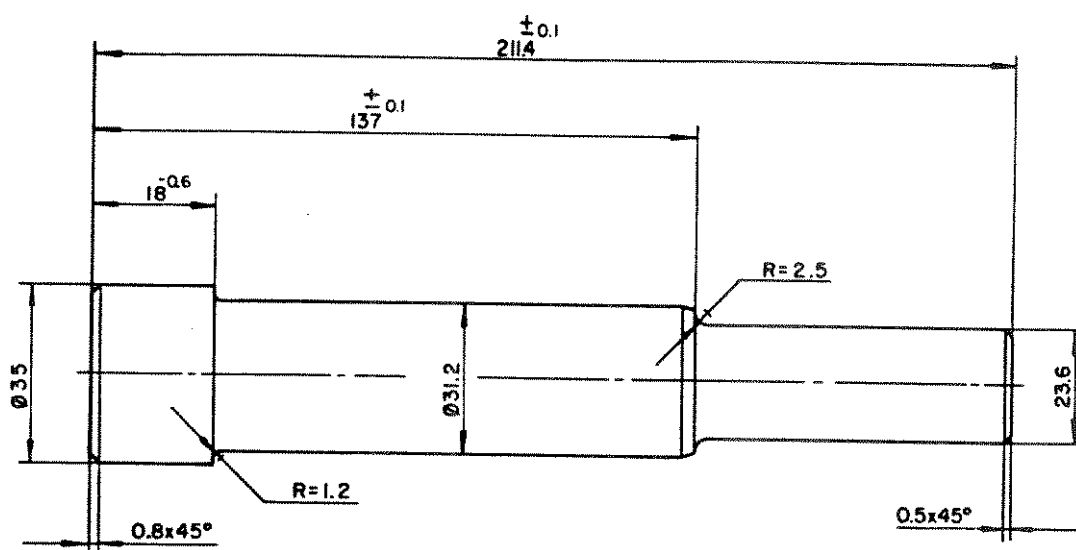


FIGURA 2.2- Dimensões da peça-obra usinada, sendo 3 passes de $a_p = 1,9$ mm e $l_f = 74,4$ mm e 1 passe de $a_p = 1,9$ mm em $l_f = 119$ mm.

c) *Características da ferramenta*: vide item 1.2.1, subitem c;

d) *Condições de usinagem*: vide item 1.2.1, subitem d.

OBSERVAÇÃO: não houve possibilidades da utilização de condições mais severas, uma vez que nestes casos a peça usinada saía da tolerância no comprimento.

As peças foram usinadas em 3 passes de igual profundidade (fig. 2.2), sendo que as condições das pastilhas foram observadas através de uma lupa graduada, e prosseguiram até o aparecimento de lascamentos dos revestimentos. As pastilhas foram então levadas para o Laboratório de Metrologia do Centro de Tecnologia da UNICAMP, onde foram medidos os desgastes VB das ferramentas que apresentaram lascamentos. As curvas de vida foram levantadas diretamente em função do número de peças usinadas, tendo-se como critério de fim de vida o aparecimento de lascamentos do revestimento no raio de ponta. Os ensaios foram repetidos 6 vezes para cada condição de usinagem. As figuras 2.3, 2.4 e 2.5 apresentam os resultados obtidos.

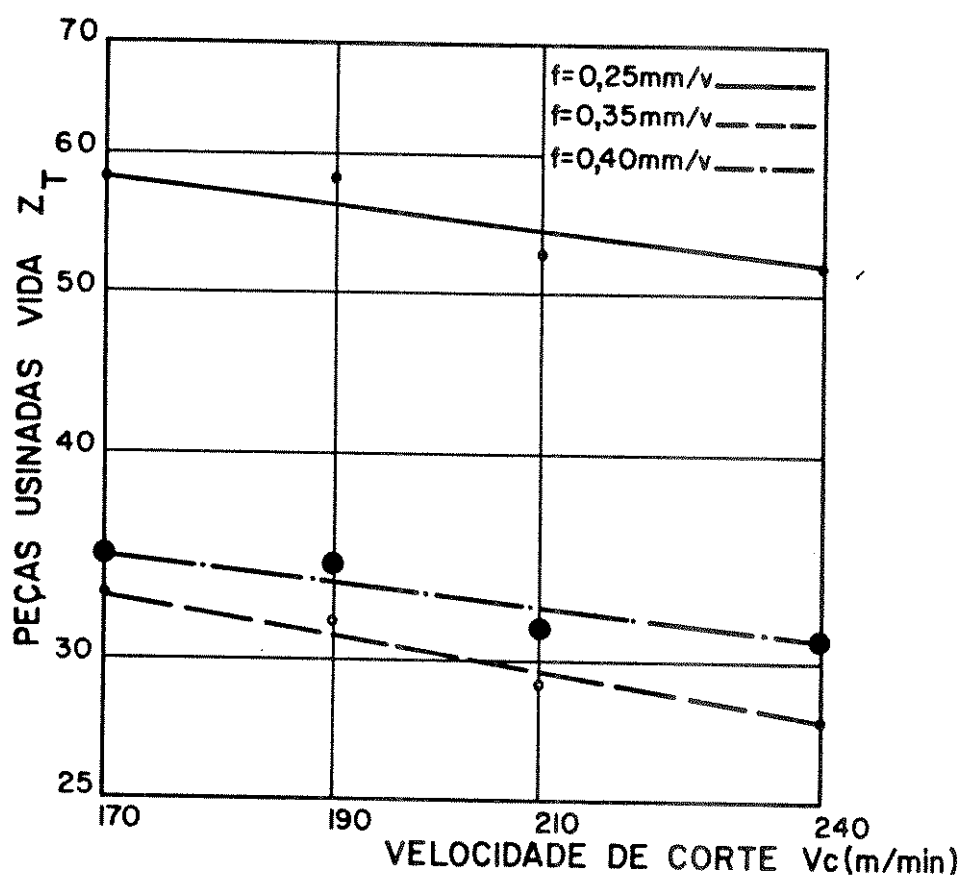


FIGURA 2.3- Curvas de vida levantadas diretamente nas peças em produção. Os pontos representados para cada caso são os valores médios de 6 medições.

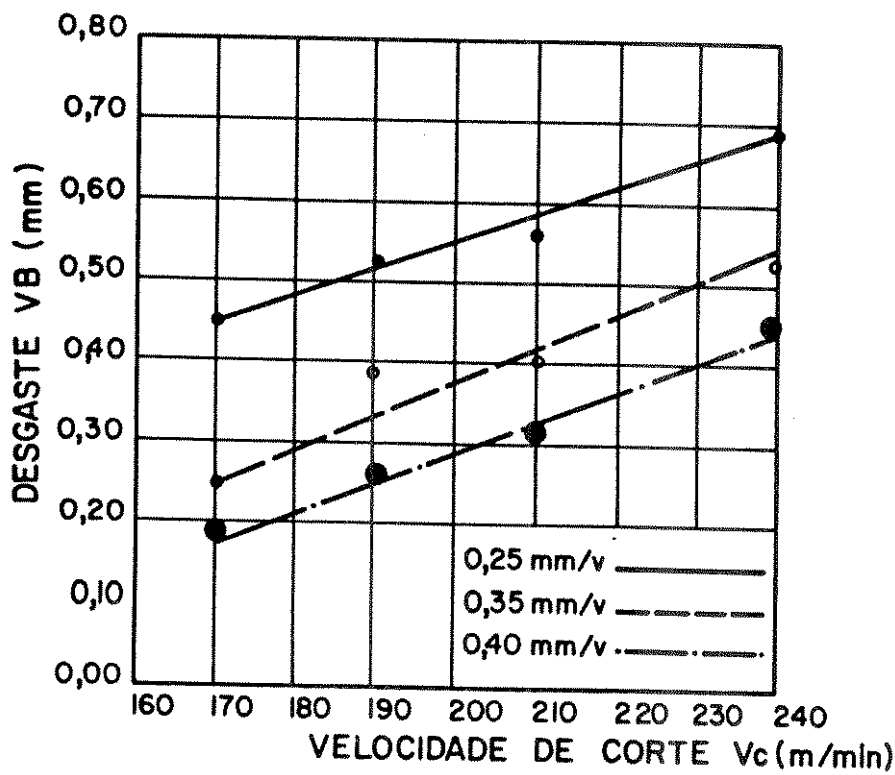


FIGURA 2.4- Variação dos valores de VB, nos quais ocorreram os lascamentos dos revestimentos, em função da velocidade de corte.

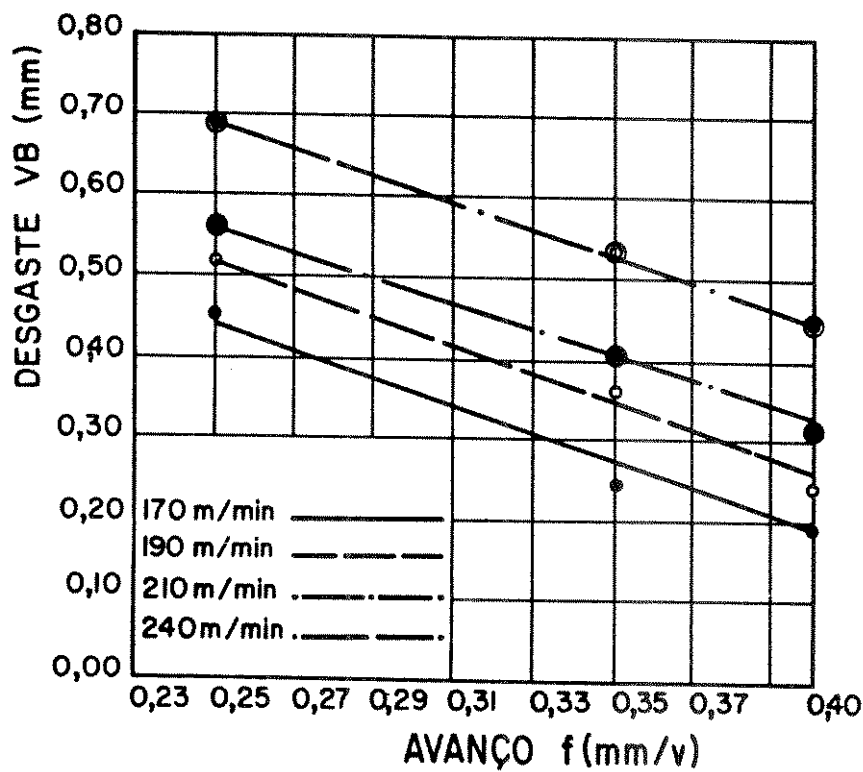


FIGURA 2.5- Variação dos valores de VB, nos quais ocorreram os lascamentos dos revestimentos, em função do avanço.

Da figura 2.3, obtêm-se as seguintes expressões:

$$Z_T \cdot v_c^{0,327} = 311 \quad (f = 0,25 \text{ mm/v}) \quad (2.5)$$

$$Z_T \cdot v_c^{0,423} = 289 \quad (f = 0,35 \text{ mm/v}) \quad (2.6)$$

$$Z_T \cdot v_c^{0,340} = 201 \quad (f = 0,40 \text{ mm/v}) \quad (2.7)$$

Da figura 2.4, tem-se:

$$VB = 0,0034 v_c - 0,132 \quad (f = 0,25 \text{ mm/v}) \quad (2.8)$$

$$VB = 0,0040 v_c - 0,440 \quad (f = 0,35 \text{ mm/v}) \quad (2.9)$$

$$VB = 0,0037 v_c - 0,441 \quad (f = 0,40 \text{ mm/v}) \quad (2.10)$$

Da figura 2.5, obtêm-se:

$$VB = -1,60 f + 1,09 \quad (v_c = 240 \text{ m/min}) \quad (2.11)$$

$$VB = -1,61 f + 0,963 \quad (v_c = 210 \text{ m/min}) \quad (2.12)$$

$$VB = -1,73 f + 0,952 \quad (v_c = 190 \text{ m/min}) \quad (2.13)$$

$$VB = -1,73f + 0,883 \quad (v_c = 170 \text{ m/min}) \quad (2.14)$$

Da mesma forma do ocorrido nos ensaios efetuados em corpos de prova em laboratório (vide item 1.2.1), observa-se também no presente caso que a variação dos valores de VB, onde ocorreram os lascamentos é aproximadamente linear tanto em função da velocidade de corte, como também em função do avanço e que as retas ilustradas na figura 2.4 são aproximadamente paralelas entre si, o mesmo ocorrendo com as retas mostradas na figura 2.5.

III- COMPARAÇÃO ENTRE AS CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO E AS CURVAS DE VIDA OBTIDAS DIRETAMENTE NAS PEÇAS EM PRODUÇÃO

A vida em minutos de uma ferramenta pode ser relacionada com o número de peças usinadas por vida através da expressão:

$$T = Z_T \cdot t_c \quad (3.1)$$

onde T é a vida da ferramenta em minutos;

Z_T é o número de peças usinadas por vida;

t_c é o tempo de corte em minutos.

O tempo de corte (t_c) é dado por

$$t_c = \frac{\eta \cdot d \cdot \ell_f}{1000 \cdot v_c \cdot f} \quad (3.2)$$

onde: d é o diâmetro médio de usinagem (diâmetro da peça em bruto + diâmetro da peça usinada / 2);

ℓ_f é o percurso de avanço para cada diâmetro da peça.

No caso de se usinar vários diâmetros com vários percursos de avanço, a expressão do tempo de corte toma a forma

$$t_c = \frac{\sum_{i=1}^n \eta_i \ell_{fi} \cdot d_i}{1000 \cdot f \cdot v_c} \quad (3.3)$$

Para a peça ilustrada na figura 2.2, tem-se os seguintes diâmetros médios associados a cada percurso de avanço:

$$d_1 = \frac{35 + 31,2}{2} = 33,1 \text{ mm } (\ell_{f1} = 74,4 \text{ mm})$$

$$d_2 = \frac{31,2 + 27,4}{2} = 29,3 \text{ mm } (\ell_{f_2} = 74,4 \text{ mm})$$

$$d_3 = \frac{27,4 + 23,6}{2} = 25,5 \text{ mm } (\ell_{f_4} = 74,4 \text{ mm})$$

$$d_4 = \frac{35 + 31,2}{2} = 33,1 \text{ mm } (\ell_{f_5} = 119 \text{ mm})$$

$$\sum_{i=1}^4 \ell_{f_i} \cdot d_i = 10478,66$$

Desta forma, o tempo de corte por peça, para o caso acima, é dado por

$$t_c = \frac{32,92}{v_c \cdot f} \quad (3.4)$$

A fim de se comparar as curvas de vida levantadas em corpos de prova no laboratório com as curvas de vida obtidas diretamente nas peças em produção, calculou-se a vida da ferramenta em minutos a partir dos dados obtidos em função do número de peças usadas por vida, através das expressões (3.1) e (3.4). A figura 3.1 apresenta, tanto as curvas de vida obtidas no laboratório como aquelas levantadas diretamente na empresa, tendo-se como critério o lascamento dos revestimentos, válidas entre 170 e 240 m/min.

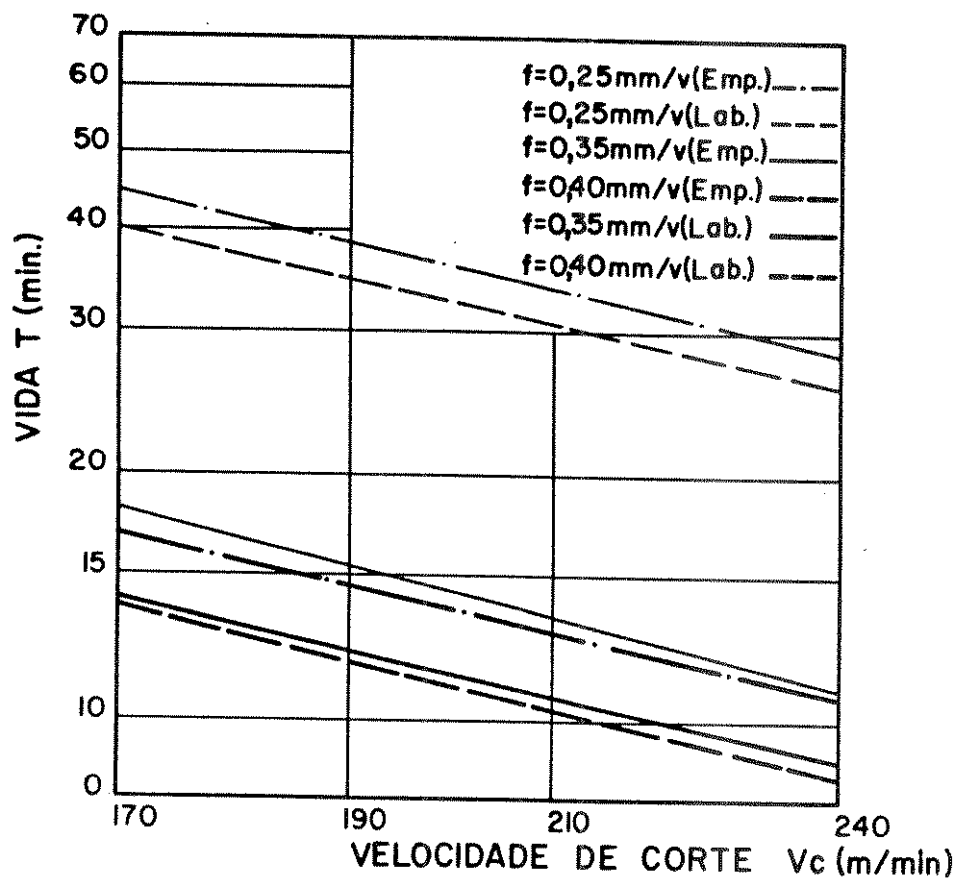


FIGURA 3.1- Curvas de vida obtidas em laboratório e na empresa.

Da figura 3.1, tem-se

AVANÇOS (mm/v)	LABORATÓRIO (Eq. vida)		EMPRESA (Eq. vida)	
	$f(Z_T)$	$f(T)$	$f(Z_T)$	$f(T)$
0,25	0,25 $v_c \cdot Z_T = 187$	0,800 $v_c \cdot T = 3257$	0,327 $v_c \cdot Z_T = 311$	0,754 $v_c \cdot T = 3004$
0,35	0,30 $v_c \cdot Z_T = 118$	0,768 $v_c \cdot T = 1298$	0,423 $v_c \cdot Z_T = 289$	0,703 $v_c \cdot T = 1310$
0,40	0,412 $v_c \cdot Z_T = 239$	0,708 $v_c \cdot T = 1100$	0,340 $v_c \cdot Z_T = 201$	0,746 $v_c \cdot T = 1407$

Nota-se da figura 2.3 que, embora o número de peças usinadas por vida, utilizando-se o avanço $f = 0,40 \text{ mm/v}$ é maior do que para $f = 0,35 \text{ mm/v}$, ao se determinar a vida em minutos, tal situa-

ção se reverte (fig. 3.1). Isto se deve ao fato de que o tempo de corte por peça para $f = 0,40 \text{ mm/v}$ é menor do que para $f = 0,35 \text{ mm/v}$, ou seja, a ferramenta usina uma maior quantidade de peças porém, dura menos tempo (vide eq. 3.1).

Observa-se através da comparação das expressões (1.30) a (1.36) com as equações (2.8) a (2.14) que as expressões correspondentes a cada caso apresentam coeficientes próximos entre si, indicando que o comportamento das pastilhas foi o mesmo em laboratório e na empresa. Quanto às curvas de vida (fig. 3.1), nota-se que para os trechos de validade das mesmas, as obtidas na Empresa indicam que as pastilhas tendem a apresentar vidas maiores do que as obtidas em laboratório. Comparativamente, para o avanço $f = 0,25 \text{ mm/v}$ o aumento médio da vida é da ordem de 10%, para $f = 0,35 \text{ mm/v}$, de 27% e para $f = 0,40 \text{ mm/v}$, de 23% (considerando-se os trechos de validade das curvas de vida). Uma vez que o material da peça e as condições de usinagem eram as mesmas em ambos os casos e que a geometria da peça (fig. 2.2) é bastante simples, supõe-se que as diferenças acima devem-se às diferenças de rigidez das máquinas-ferramenta. Nota-se que em solicitações maiores ($f = 0,35 \text{ mm/v}$ e $f = 0,40 \text{ mm/v}$), as diferenças de vida das ferramentas foram maiores levando-se a crer que o equipamento utilizado na Empresa apresenta rigidez maior. De acordo com Nakayama[45], mesmo que as curvas de vida sejam levantadas em máquinas-ferramenta de mesma fabricação e tipo, só o fato de uma curva ser obtida em um equipamento novo e a outra ser obtida em um equipamento com 10 anos de uso, pode acarretar diferenças superiores a 100%, mantendo-se evidentemente inalterados os demais parâmetros. Desta maneira, pode-se afirmar que a importância dos testes conduzidos em laboratório reside no estudo do comportamento das ferramentas, sendo que os testes realizados na peça em produção indicam que os critérios de fim de vida das pastilhas estão associados com o tipo de operação e peça que se está usinando em um determinado equipamento.

De acordo com o fabricante da pastilha [46], a velocidade de corte recomendada para se alcançar uma vida de 15 minutos é 270 m/min. , com avanço $f = 0,40 \text{ mm/v}$ e sem fluído de corte. De acordo com os ensaios efetuados, para o avanço $f = 0,40 \text{ mm/v}$, obtêm-se:

$$v_{C15} = 162 \text{ m/min} \quad (\text{curva levantada em laboratório})$$

$$v_{C15} = 187 \text{ m/min} \quad (\text{curva obtida na Empresa})$$

Ressalte-se aqui o fato de que para qualquer classe de pastilha, diferentes materiais da peça e diferentes avanços, o fabricante utiliza sempre o mesmo valor do expoente y de Taylor, ou seja, $y = 0,200$, variando apenas o valor da constante C (vide item 2.1). Aliado a isto, considera os mesmos valores dos coeficientes para qualquer geometria da ferramenta, fazendo com que os valores indicados tenham pouco significado para qualquer estudo comparativo e para obtenção de dados racionais de usinagem.

Desta forma, percebe-se que o registro adequado da experiência industrial é essencial em um trabalho de otimização. Livros e manuais contendo dados de usinagem e banco de dados de usinagem são úteis para sugerir aos usuários pontos iniciais para uma operação industrial. Estes pontos iniciais devem ser complementados por testes de vida da ferramenta sob as condições reais de trabalho. Tais testes apresentam a vantagem de serem efetuados diretamente na peça em trabalho, não havendo a necessidade de se gastar matéria-prima extra, nem os custos inerentes a um teste efetuado fora do meio industrial.

IV- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS ATRAVÉS DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO

Um considerável número de pesquisas já foi realizado no que concerne à determinação de equações para as condições econômicas de usinagem. Neste capítulo serão apresentados alguns conceitos já existentes em literatura, e alguma ênfase será dada no papel que as várias equações da vida exercem na avaliação dos dados econômicos.

A seleção de condições econômicas envolve um grande número de variáveis, sendo que condições ótimas exatas e totalmente reais são raramente encontradas, devido às próprias variações de qualidade das ferramentas e materiais das peças, máquinas inadequadas, dados de custos insuficientes e etc.. Deve também ser lembrado, que as condições ótimas para uma operação não significa que o sistema completo de usinagem esteja otimizado.

4.1- TEMPOS DE USINAGEM

O tempo total de confecção por peça para um lote de Z peças é dado por [10] ,

$$\bar{t}_t = t_c + t_s + t_a + \frac{t_p}{Z} + \frac{n_t}{Z} \cdot t_{ft} \quad (4.1)$$

onde:

t_t = tempo total de execução da peça;

t_c = tempo de corte da ferramenta;

t_s = tempos secundários de usinagem;

t_a = tempo de aproximação e afastamento da ferramenta;

t_p = tempo de preparação da máquina;

t_{ft} = tempo de troca da aresta cortante;

n_t = nº de trocas de arestas cortantes para usinagem de Z peças.

Uma vez que a máquina é preparada com pastilha nova, tem-se

$$Z = (n_t + 1) \cdot Z_T = (n_t + 1) \cdot \frac{T}{t_c}$$

ou

$$n_t = Z \cdot \frac{t_c}{T} - 1 \quad (4.2)$$

Substituindo-se (4.2) em (4.1), resulta:

$$t_t = t_c + (t_s + t_a + \frac{t_p}{Z}) + (\frac{t_c}{T} - \frac{1}{Z}) \cdot t_{ft} \quad (4.3)$$

ou

$$t_t = t_c + t_1 + (\frac{1}{Z_T} - \frac{1}{Z}) \cdot t_{ft} \quad (4.4)$$

Como o tempo de corte é definido por

$$t_c = \frac{\ell_f}{f \cdot n} \quad (4.5)$$

onde n é a rotação da máquina (rpm), obtêm-se para o tempo total de confecção:

$$t_t = \frac{\ell_f}{f \cdot n} + t_1 + (\frac{\ell_f}{f \cdot n \cdot T} - \frac{1}{Z}) \cdot t_{ft} \quad (4.6)$$

A equação acima, expressa em função da velocidade de corte, resulta em:

$$t_t = \frac{\ell_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c} + t_1 + (\frac{\ell_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f \cdot v_c \cdot T} - \frac{1}{Z}) \cdot t_{ft} \quad (4.7)$$

O último termo das expressões (4.4), (4.6) e (4.7) pode ser denotado como t_2 .

4.2- CUSTOS DE USINAGEM

Os custos de usinagem por peça são compostos de diferentes parcelas. Existem diferentes maneiras de expressá-las e serão indicadas as mais comumente utilizadas [1, 10, 47, 48].

a) *Custo do tempo de corte* (C_{tc}) - o custo do tempo de corte é dado por

$$C_{tc} = (C_m + S_o) \cdot \frac{t_c}{60} \quad (4.8)$$

onde

S_o é o salário do operador por hora (incluindo sobretaxas),

C_m é o custo da máquina por hora dado por

$$C_m = \frac{1}{H} \left[\left(v_o - \frac{k(V_o - V_R)}{n} \right) \cdot i + C_F \right] \quad (4.9)$$

onde

H = número de horas em que a máquina está em atividade por ano;

V_o = valor atual da máquina;

k = idade da máquina em anos;

V_R = valor residual da máquina;

n = vida prevista para a máquina (anos);

i = taxa mínima de atratividade para investir no equipamento (%);

C_F = custos fixos anuais do centro de custos onde está localizada a máquina.

Chamando-se $C_m + S_o = C_2$, tem-se, então para o custo relativo ao tempo de corte

$$C_{tc} = C_2 \cdot \frac{t_c}{60} \quad (4.9)$$

b) *Custo dos tempos improdutivos* (C_{t_1}) - O custo dos tempos improdutivos é dado por

$$C_{t_1} = C_2 \cdot \frac{t_1}{60} \quad (4.10)$$

c) *Custo das ferramentas por peça* (C_{fe}) - é dado por

$$C_{fe} = \frac{1}{Z_T} \left[\frac{1}{n_{fp}} \cdot V_{of} + \frac{C_p}{n_p} \right] \quad (4.11)$$

onde

n_{fp} = vida média do porta-pastilhas dado em quantidade de arestas cortantes;

V_{of} = valor atual do porta-pastilhas;

C_p = custo atual da pastilha;

n_p = número de arestas cortantes da pastilha.

A expressão (4.11) pode também ser dada por

$$C_{fe} = \frac{1}{Z_T} \cdot C_{fT} \quad (4.12)$$

onde

C_{fT} representa o custo da ferramenta por vida.

d) Custo do tempo de troca da aresta cortante (C_{tft}) - é dado por

$$C_{tft} = C_2 \cdot \frac{t_2}{60} \quad (4.13)$$

O custo total de usinagem é dado pela soma das parcelas a, b, c e d, ou seja

$$C_t = C_2 \cdot \frac{t_c}{60} + C_2 \cdot \frac{t_1}{60} + \frac{1}{Z_T} \cdot C_{fT} + C_2 \cdot \frac{t_2}{60} \quad (4.14)$$

Substituindo-se os tempos (expressão 4.4) na expressão (4.14), tem-se

$$C_t = \frac{C_2 \cdot t_c}{60} + \frac{C_2 \cdot t_1}{60} + \frac{1}{Z_T} \cdot C_{fT} + C_2 \cdot \frac{1}{Z_T} \cdot \frac{t_{ft}}{60} - C_2 \cdot \frac{1}{Z} \cdot \frac{t_{ft}}{60} \quad (4.15)$$

chamando-se

$$C_1 = C_2 \cdot \frac{t_1}{60} - \frac{C_2}{Z} \cdot \frac{t_{ft}}{60} \quad e$$

$$C_3 = \frac{C_2 \cdot t_{ft}}{60} + C_{fT}$$

obtem-se

$$C_t = \frac{C_2 \cdot t_c}{60} + C_1 + \frac{1}{Z_T} \cdot C_3 \quad (4.16)$$

ou

$$C_t = C_1 + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f \cdot C_2}{60 \cdot 1000 \cdot f \cdot v_c} + \frac{\pi \cdot d \cdot l_f}{1000 \cdot f \cdot v_c \cdot T} \cdot C_3 \quad (4.17)$$

4.3- CRITÉRIOS DE OTIMIZAÇÃO

Os critérios de otimização considerados são [1] :

- a) mínimo custo por peça;
- b) máxima produção por peça;
- c) máxima razão de lucro por peça.

O mínimo custo por peça é encontrado através da minimização da expressão (4.14) e a máxima produção pela minimização da equação (4.4).

Para o critério da máxima razão de lucro é essencial que a receita de usinagem por peça seja conhecida. Para este critério tem-se [1] :

$$L_T = R_T - C_T \quad (4.18)$$

onde

$$R_T = R_t \cdot P_r \quad (4.19)$$

$$C_T = C_t \cdot P_r \quad (4.20)$$

em que:

L_T = razão de lucro total de usinagem para as P_r peças produzidas;

R_T = razão de receita total de usinagem gerada devido à produção das P_r peças;

C_T = razão de custo total de usinagem para a produção das P_r peças;

P_r = número de peças produzidas por minuto ($P_r = 1/t_t$)

A razão de máximo lucro é obtida maximizando-se a expressão (4.18).

Embora o critério da máxima razão de lucro seja o mais preciso do ponto de vista teórico, a sua determinação é bastante trabalhosa, uma vez que a avaliação da proporção do preço de venda da peça que deve ser rateado para cada operação de usinagem, ou seja, a determinação da receita de usinagem é complexa. Para isto, haveria a necessidade de um detalhamento de custo minucioso [12]. Além disso, a velocidade de corte onde se situa a máxima razão de lucro localiza-se entre a velocidade de mínimo custo e a de máxima produção [1, 49, 50]. Portanto, é completamente admissível trabalhar-se dentro deste intervalo, uma vez que tanto para a velocidade de máxima produção quanto para a velocidade de mínimo custo, a razão de lucro é zero [1]. Nos casos de empresas que fazem usinagem para terceiros, pode-se aplicar com maior facilidade o critério da máxima razão de lucro. O intervalo compreendido entre as velocidades de mínimo custo e máxima produção denomina-se intervalo de máxima eficiência (figura 4.1).

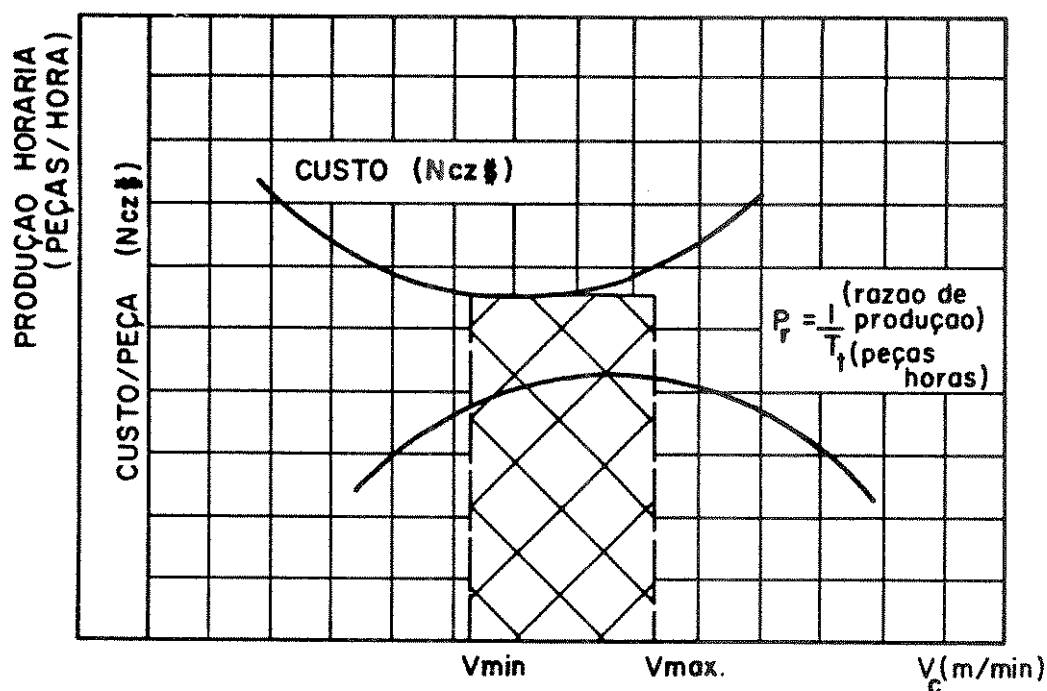


FIGURA 4.1- Intervalo de máxima eficiência.

4.3.1- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA LINEARES - UMA ÚNICA INCLINAÇÃO

Para os casos em que as curvas experimentais da vida da ferramenta se aproximam de uma reta, na representação logarítmica, são aplicáveis os modelos de Taylor (figura 1.15). Tomando-se como base a Equação Expandida de Taylor (1.8), tem-se [1]

$$v_0 = \sqrt[x]{\frac{C_2 \cdot K_1}{(x-1) \cdot f^y \cdot a_p^z \cdot C_3}} \quad (4.21)$$

para a velocidade de mínimo custo.

A vida da ferramenta em minutos para esta velocidade de corte é dada por [1]

$$T_0 = \frac{60 (x - 1) \cdot C_3}{C_2} \quad (4.22)$$

Para a velocidade de máxima produção resulta [1]

$$v_{mx} = \sqrt[x]{\frac{K_1}{(x-1) \cdot f^y \cdot a_p^z \cdot t_{ft}}} \quad (4.23)$$

A vida em minutos para esta velocidade de corte obtém-se por [1]

$$T_{mx} = (x - 1) \cdot t_{ft} \quad (4.24)$$

Nas expressões (4.21) e (4.23), a velocidade de corte é função de outras duas variáveis, o avanço e a profundidade de corte. Ao derivar-se as expressões (4.7) e (4.17) em relação a essas variáveis, percebe-se que não se consegue obter um único ponto de mínimo. Uma vez que a influência da variação da profundidade de corte sobre o mínimo custo e a máxima produção é relativamente pe

quena, pois o expoente $\underline{z}$ da expressão (1.8) é bem menor que os expoentes $\underline{x}$ e $\underline{y}$, pode-se desprezar o termo $\underline{a}_p^z$ nas expressões (4.21) e (4.23) [10, 43] .

Da mesma maneira, as variáveis $\underline{v}_c$ e $\underline{f}$ são independentes, de forma que também uma única condição ótima não é possível de ser obtida. Como a vida da ferramenta é mais sensível às mudanças da velocidade de corte do que às mudanças do avanço e sendo $y < x$, o custo por peça diminui à medida que se aumenta o avanço [16] (figura 4.2). Esta hipótese (aumento do avanço, menor custo), pressupõe que as várias curvas de vida, para diferentes avanços, sejam paralelas entre si (figura 1.15c), o que nem sempre ocorre, como já discutido em 1.1.5.

Estas mesmas conclusões são aplicáveis às condições de máxima produção [16] (figura 4.3).

Supondo esta hipótese verdadeira, o melhor ponto ótimo é obtido escolhendo-se o maior avanço admissível para a operação, resultando, portanto, na utilização do Modelo Simplificado de Taylor (equações 1.5 ou 1.6). Assim, tem-se para as condições de mínimo custo e máxima produção, utilizando-se a expressão (1.6):

$$v_o = \sqrt[x]{\frac{C_2 \cdot K}{(x - 1) \cdot C_3}} \quad (4.25)$$

$$v_{mx} = \sqrt[x]{\frac{K}{(x - 1) \cdot t_{ft}}} \quad (4.26)$$

ou utilizando-se a equação (1.5)

$$v_o = C \cdot \left[\frac{C_2}{60 \cdot C_3 \left(\frac{1}{y} - 1 \right)} \right]^y \quad (4.27)$$

$$T_o = \frac{60 \cdot C_3 \left(\frac{1}{y} - 1 \right)}{C_2} \quad (4.28)$$

e também

$$v_{mx} = \frac{C}{\left[t_{ft} \left(\frac{1}{y} - 1\right)\right]^y} \tag{4.29}$$

$$T_{mx} = \left(\frac{1}{y} - 1\right) \cdot t_{ft} \tag{4.30}$$

A equação da espessura de cavaco equivalente (1.28) também é aplicável ao presente caso, porém são introduzidas as mesmas simplificações citadas acima, conduzindo às mesmas expressões de $\underline{v_o}$ e $\underline{v_{mx}}$.

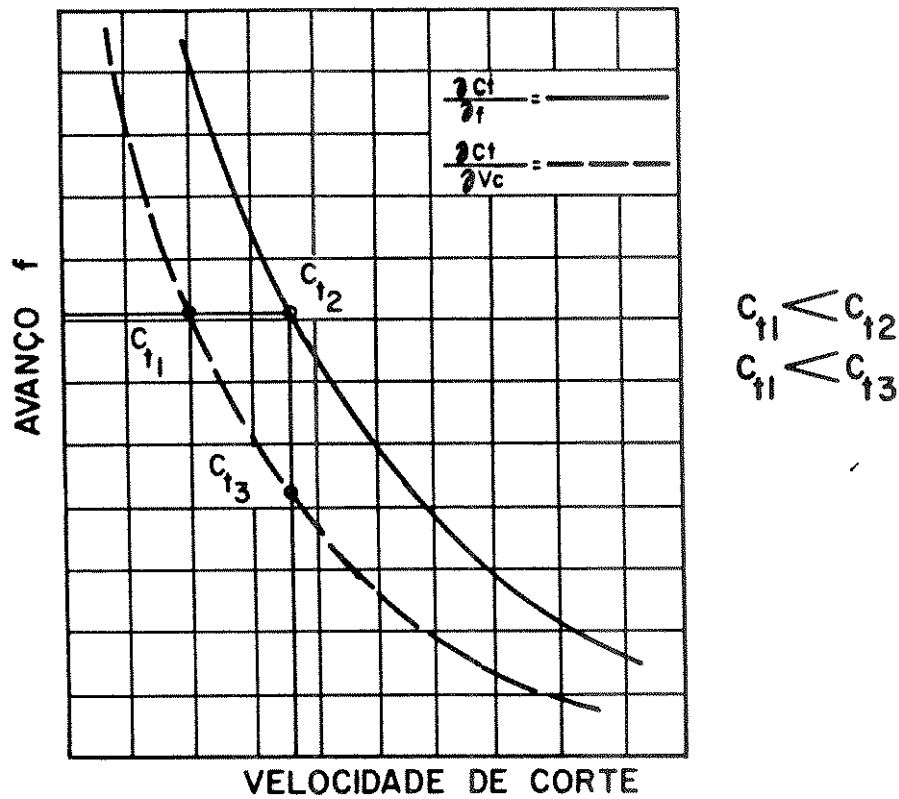


FIGURA 4.2- Mínimo custo obtido através do avanço e da velocidade de corte.

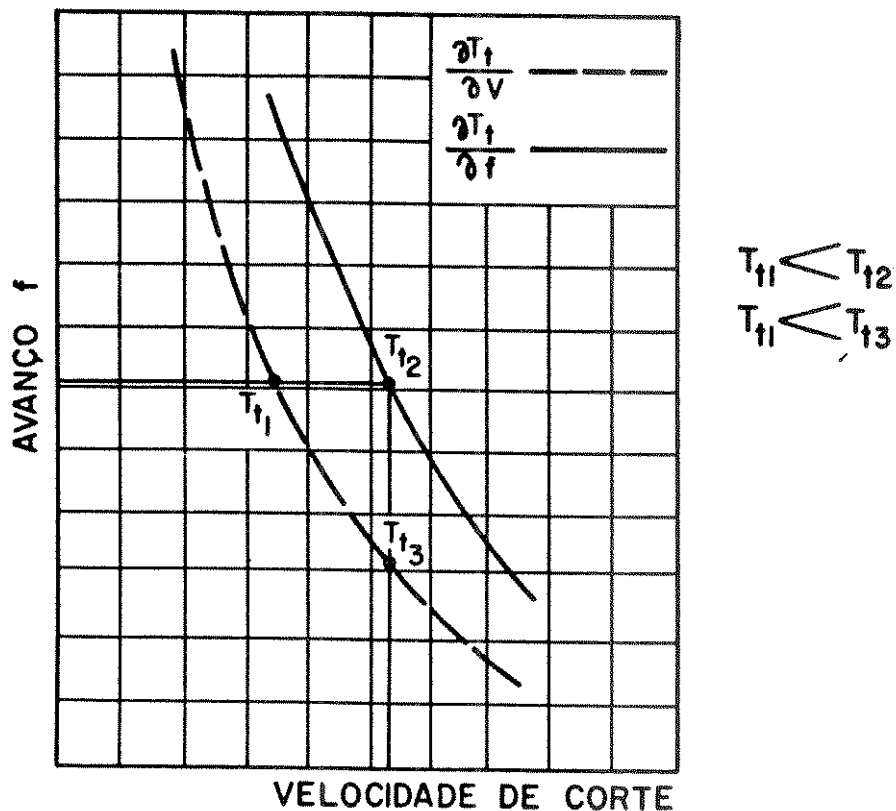


FIGURA 4.3- Máxima produção obtida através do avanço e da velocidade de corte.

Com relação à velocidade onde se obtém a máxima razão de lucro, foram deduzidas expressões, tomando-se como base o Modelo Simplificado de Taylor [1, 49, 50]. Desta forma, tem-se

$$\begin{aligned}
 1 = & \frac{(C_3 - C_2)}{R_t \cdot Z} \cdot t_p + \frac{C_{ft} \cdot x \cdot \ell_f \cdot \pi \cdot d}{K \cdot R_t \cdot 1000 \cdot f} \cdot v_c^{x-1} + \frac{(x-1) \cdot v_c^x}{R_t \cdot K} \left[C_{ft} \left(t_1 + \frac{t_p}{Z} - \frac{t_{pt}}{Z} \right) + \right. \\
 & \left. + R_t \cdot t_{ft} \left(1 - \frac{C_3 - C_2}{R_t \cdot Z} \cdot t_p \right) \right] \quad (4.31)
 \end{aligned}$$

onde a velocidade $\bar{v}$ é calculada de modo iterativo.

4.3.2- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA LINEARES - DUAS INCLINAÇÕES

Até o presente momento admitiu-se que os valores

das velocidades v_o ou v_{mx} calculadas, encontram-se no campo de aplicação da fórmula de Taylor, onde $\underline{x}$ e $\underline{K}$ foram previamente fixados e tomados como constantes.

De acordo com o já citado no item (1.1.3), conforme o critério de fim de vida utilizado na obtenção da curva de vida, pode-se ter duas inclinações, ou seja, dois critérios para uma mesma ferramenta (figura 1.6). A variação da inclinação destas retas, ou seja, a variação dos parâmetros $\underline{x}$ e $\underline{K}$ do Modelo Simplificado de Taylor, altera os custos relativos à ferramenta [10], isto é, partindo-se da expressão (4.17) e substituindo $\underline{T}$ dado pela equação (1.5), tem-se

$$C_t = C_1 + \frac{C_2 \cdot \pi \cdot \ell_f}{1000 \cdot f \cdot v_c} \cdot d + \frac{\pi \cdot d \cdot \ell_f \cdot C}{1000 \cdot f \cdot K} \cdot v_c^{x-1} \quad (4.32)$$

A figura 4.4 mostra a influência de $\underline{x}$ e $\underline{K}$ sobre o custo relativo à ferramenta, curvas representadas pelas equações:

$$\frac{\pi \cdot d \cdot \ell_f}{1000 \cdot f \cdot K_1} \cdot C_3 \cdot v_c^{x_1-1} \quad (4.33)$$

e

$$\frac{\pi \cdot d \cdot \ell_f}{1000 \cdot f \cdot K_2} \cdot C_3 \cdot v_c^{x_2-1} \quad (4.34)$$

onde os valores de x_1 , x_2 , K_1 e K_2 são tomados de gráficos semelhantes aos representados na figura 4.5.

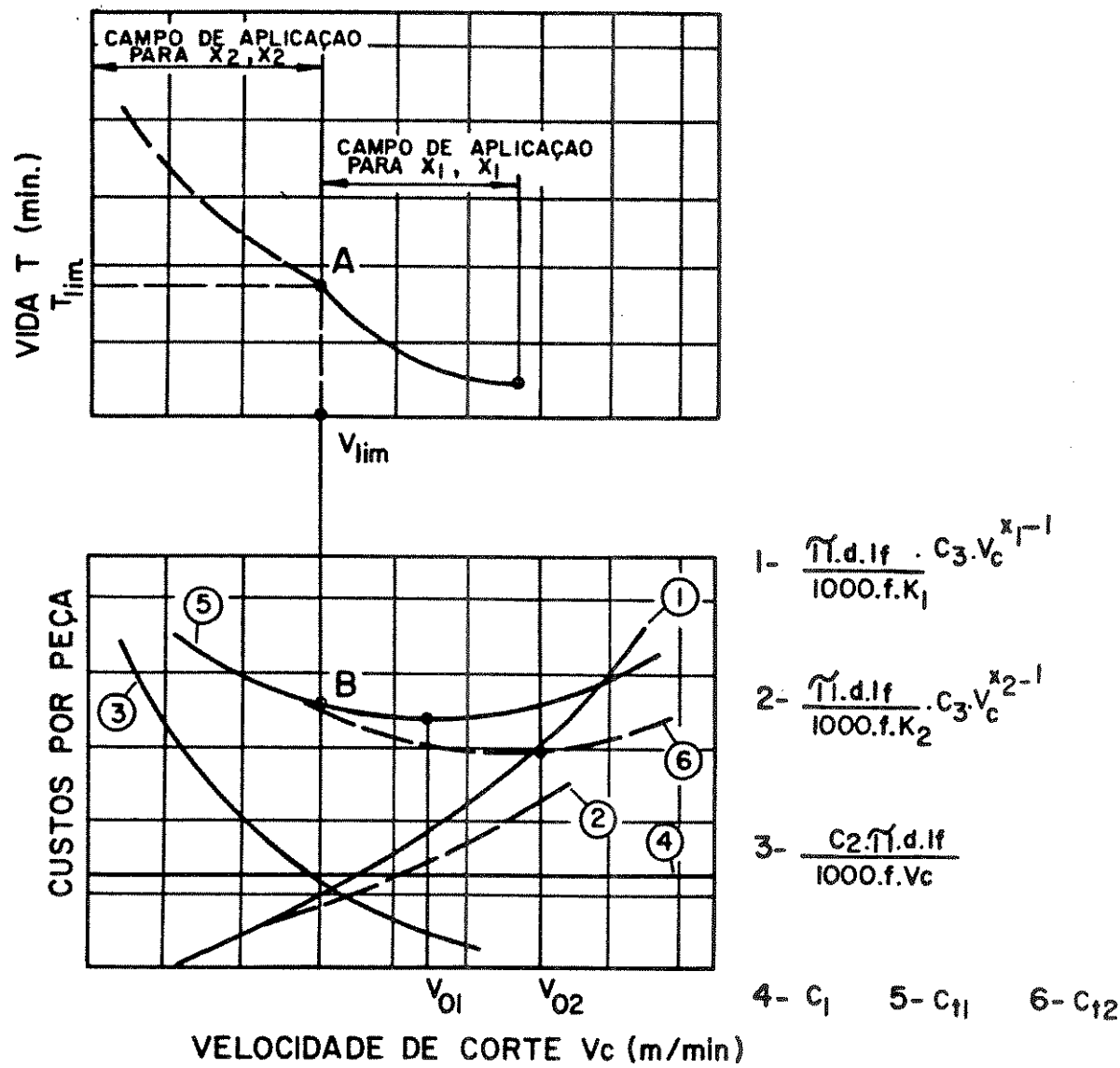


FIGURA 4.4- Influência dos parâmetros x e K sobre as curvas de custo e vida da ferramenta.

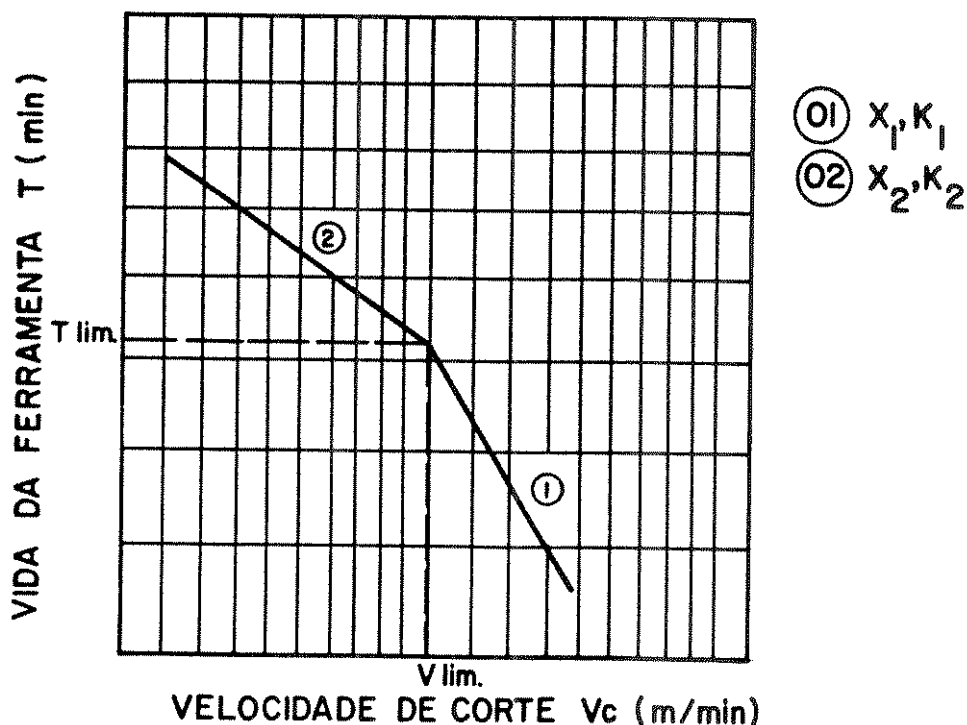


FIGURA 4.5- Curvas de vida obtidas utilizando-se dois critérios diferentes.

A soma dos valores representados pelas curvas 1, 3 e 4 fornece o custo total de usinagem por peça C_{t_1} , cujo valor mínimo corresponde à velocidade v_{0_1} . A soma dos valores representados pelas curvas 2, 3 e 4 fornece o custo total de usinagem C_{t_2} , cujo valor mínimo corresponde à velocidade de corte v_{0_2} . Este valor cai fora do campo de validade da fórmula de Taylor para os valores x_2 e K_2 , não devendo ser utilizado. Todos os pontos da curva C_{t_2} à direita da linha AB não tem sentido, portanto, a velocidade v_{0_2} é inadmissível, porque a partir da linha AB, o critério de fim de vida é outro [10].

4.3.3- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS PARA CURVAS DE VIDA NÃO LINEARES

Nos casos em que a curva de vida na sua representação logarítmica não é uma reta, tem-se duas opções para a determinação das condições econômicas de usinagem:

a) divide-se a curva de vida em segmentos, calculando-se os parâmetros $x(y)$ e $K(C)$ para cada segmento (figura 4.6); admi

tindo-se inicialmente que a velocidade de máxima produção ou mínimo custo esteja contida num determinado segmento, calculam-se os valores de v_{mx} ou v_0 para os parâmetros $x(y)$ e $K(C)$ deste segmento; caso esta suposição for satisfeita, o problema está solucionado; em caso contrário, deve-se escolher novo segmento com novos valores de $x(y)$ e $K(C)$ até que a hipótese acima seja satisfeita.

b) utiliza-se a Equação de Depiereux (1.27). Neste caso, tem-se [19]

$$v_0^{m(k_{vc}/m+k_{vc}/n)} - \ell_n \frac{C_2}{60.C_3} + C = - \ell_n (k_{vc} \cdot v_0^m - 1) \quad (4.35)$$

$$f_0^n = \frac{\ell_n \frac{C_2}{60.C_3} - \frac{k_{vc}}{m} \cdot v_0^m - \ell_n (k_{vc} \cdot v_0^m - 1) + C}{i_f/n} \quad (4.36)$$

$$v_{mx}^{m(k_{vc}/m+k_{vc}/n)} - \ell_n \frac{1}{t_{ft}} + C = - \ell_n (k_{vc} \cdot v_{mx}^m - 1) \quad (4.37)$$

$$f_{mx}^n = \frac{\ell_n \frac{1}{t_{ft}} - \frac{k_{vc}}{m} \cdot v_{mx}^m - \ell_n (k_{vc} \cdot v_{mx}^m - 1) + C}{i_f/n} \quad (4.38)$$

Como as expressões (4.35) e (4.37) não contêm a variável f , então é possível determinar as velocidades de mínimo custo e máxima produção e, posteriormente, com estas velocidades calculadas a obtenção dos avanços ótimos (expressões 4.36 e 4.38). Da

mesma forma que para os casos anteriores, os valores determinados sō tem significado dentro da faixa de levantamento de dados.

A determinação dos avanços ôtimos, porém, é de importância secundária, uma vez que para a maioria dos casos práticos os valores calculados ficam acima dos valores possíveis de serem usados; desta forma, a determinação econômica limita-se ao cálculo das velocidades, para um determinado avanço máximo possível para o processo. Cabe lembrar que a expressão de Depiereux pressupõe também que existe interdependência entre os valores de $\underline{m}$ e $\underline{n}$ (vide item 1.1.5), caso contrário não se pode afirmar que o custo mínimo ocorra para um avanço máximo possível, pois depende da variação dos coeficientes. De acordo com o mencionado em 2.1, qualquer interdependência entre os termos é apenas uma hipótese, sendo que na realidade, o custo mínimo pode ser encontrado para avanços menores do que o máximo possível para o processo.

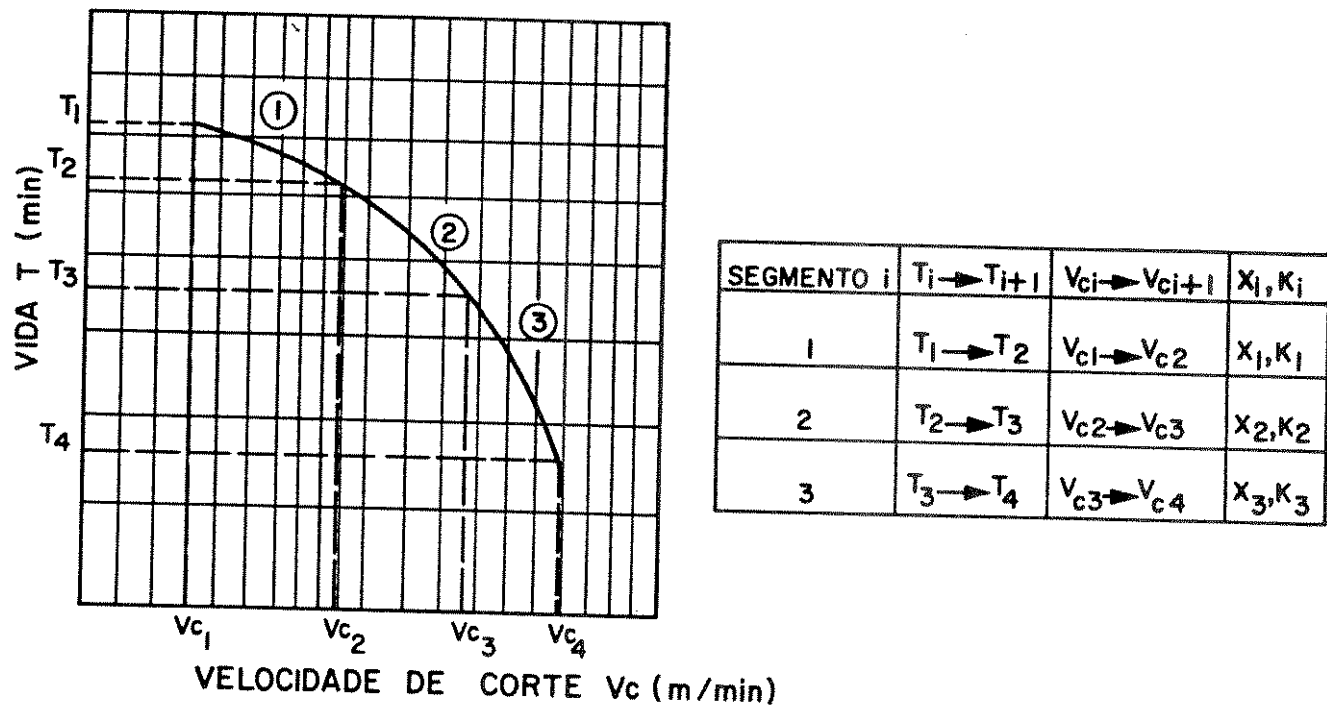


FIGURA 4.6- Segmentação de curvas de vida não lineares.

V- DETERMINAÇÃO DAS CONDIÇÕES ECONÔMICAS ATRAVÉS DAS CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA

5.1- VELOCIDADES DE MÍNIMO CUSTO E MÁXIMA PRODUÇÃO

As expressões para a determinação das velocidades de mínimo custo e máxima produção foram deduzidas tendo-se como parâmetro a vida da ferramenta em minutos. Quando se levantam os coeficientes diretamente na peça que se está usinando, tendo como parâmetro a vida da ferramenta em quantidade de peças usinadas, pode-se utilizar um dos seguintes métodos:

- . Calcula-se a vida T em minutos através da expressão (3.1) e determinam-se as condições econômicas por um dos métodos apresentados no item (4.3);
- . Utilizam-se as curvas de vida (quando lineares na representação logarítmica) levantadas diretamente na produção, em função do número de peças usinadas, ou seja, as expressões (2.1) ou (2.3). Uma vez que [2]

$$x = x' + 1 \quad (5.1)$$

e

$$K = \frac{K' \cdot l_f \cdot \pi \cdot d}{1000 \cdot f} \quad (5.2)$$

onde x' e K' são coeficientes obtidos através do número de peças usinadas por vida (eq. 2.1), obtêm-se para as condições ótimas de usinagem:

$$v_{mx} = \sqrt[x'+1]{\frac{K' \cdot l_f \cdot \pi \cdot d}{x' \cdot 1000 \cdot f \cdot t_{fz}}} \quad (5.3)$$

$$v_o = \sqrt[x'+1]{\frac{\pi \cdot K' \cdot C_2 \cdot l_f \cdot d}{x' \cdot 60 \cdot 1000 \cdot f \cdot C_3}} \quad (5.4)$$

No caso de peças com diâmetros escalonados, utilizam-se as expressões [2]

$$v_{mx} = \sqrt[x'+1]{\frac{\pi \cdot K' \cdot \sum_{i=1}^n l_{fi} \cdot d_i}{x' \cdot 1000 \cdot f \cdot t_{ft}}} \quad (5.5)$$

$$v_o = \sqrt[x'+1]{\frac{\pi \cdot K' \cdot C_2 \cdot \sum_{i=1}^n l_{fi} \cdot d_i}{x' \cdot 60 \cdot 1000 \cdot f \cdot C_3}} \quad (5.6)$$

Quando se utiliza a expressão (2.2), as equações acima tomam a forma

$$v_{mx} = C' \frac{1}{y'^{1+1}} \cdot \left(\frac{y' \cdot \pi \cdot \sum_{i=1}^n l_{fi} \cdot d_i}{1000 \cdot f \cdot t_{ft}} \right)^{\frac{y'}{y'+1}} \quad (5.7)$$

$$v_o = C' \frac{1}{y'^{1+1}} \cdot \left(\frac{y' \cdot \pi \cdot C_2 \cdot \sum_{i=1}^n l_{fi} \cdot d_i}{60 \cdot 1000 \cdot f \cdot C_3} \right)^{\frac{y'}{y'+1}} \quad (5.8)$$

Para os casos em que as máquinas-ferramenta possuem variação escalonada de velocidades, as equações da vida da ferramenta utilizadas são a (2.3) e a (2.4). Nestes casos, são determinadas as rotações ótimas, dadas pelas expressões:

$$n_{mx} = \sqrt[x''+1]{\frac{K'' \cdot l_f}{x'' \cdot f \cdot t_{ft}}} \quad (5.9)$$

$$n_o = \sqrt[n''+1]{\frac{K'' \cdot l_f \cdot C_2}{60 \cdot f \cdot x'' \cdot C_3}} \tag{5.10}$$

ou

$$n_{mx} = C''^{\frac{1}{y''+1}} \cdot \left(\frac{y'' \cdot l_f}{f \cdot t_{ft}} \right)^{\frac{y''}{y''+1}} \tag{5.11}$$

$$n_o = C''^{\frac{1}{y''+1}} \cdot \left(\frac{y'' \cdot l_f \cdot C_2}{60 \cdot f \cdot C_3} \right)^{\frac{y''}{y''+1}} \tag{5.12}$$

Quando as curvas de vida não são lineares é recomendável a segmentação das mesmas como citado no item 4.3.3.

5.2- EXEMPLO NUMÉRICO PARA A PEÇA EM ESTUDO (FIG. 2.2)

5.2.1- DADOS DE CUSTOS E TEMPOS FORNECIDOS PELA EMPRESA

Custo da hora máquina (C _m)	NCz\$ 16,00/hora
Salário do operador + sobretaxas (S _o)	NCz\$ 2,50/hora
Custo da ferramenta/vida, já incluído o porta-pastilhas (C _{ft})	NCz\$ 9,50/aresta
Tempo de troca da ferramenta(t _{ft})	0,5 min.
Tempo de aproximação e afastamento da ferramenta à peça (t _a)	0,1 min.
Tempo de preparação da máquina (t _p)	10 min.

Tempos secundários

0,1 min./peça

Número de peças do lote (Z) sempre maior que 1000 peças

5.2.2- CÁLCULO DAS VELOCIDADES ÓTIMAS5.2.2.1- CURVAS DE VIDA OBTIDAS EM LABORATÓRIO

De acordo com o que foi visto no item 4.2, tem-se

$$C_2 = C_m + S_o = \text{NCz\$ } 18,50/\text{hora}$$

$$C_3 = C_{fT} + \frac{t_{ft}}{60} \cdot C_2 = \text{NCz\$ } 9,654$$

Substituindo-se estas grandezas nas expressões 4.16 e 4.27, obtêm-se o quadro 5.1.

Os valores calculados da velocidade de mínimo custo indicados por asterisco significam que estão fora do intervalo de validade das curvas obtidas. Desta forma, para a determinação dos custos e do número de peças usinadas por vida, foram utilizados os valores limites das curvas de vida (vide item 1.2.2). Observa-se que dentro dos trechos de validade das curvas de vida, os valores do custo/peça foram menores para o critério de lascamento do que para os demais critérios utilizados, sendo que o mínimo custo ocorreu para $v_c = 240 \text{ m/min.}$ e $f = 0,25 \text{ mm/v.}$ A maioria dos valores obtidos para a velocidade de máxima produção encontra-se fora dos trechos de validade, uma vez que o tempo de troca da aresta cortante é muito pequeno. Outrossim, de acordo com a rotação máxima permitida pela máquina-ferramenta (3500 rpm), e o diâmetro da peça em questão, a velocidade máxima fica limitada a 240 m/min.

AVANÇO (mm/v)	CRITÉRIO	EQ.DA VIDA (nº)	v_o (m/min) (Eq.4.27)	C_t (NCz\$/peça) (Eq.4.16)	Z_T (Eq.3.1)	v_{mx} (m/min) (Eq.4.29)
0,25	VB=0,3 mm	1,55	143*	0,474	41	703
	Lasc.	1,54	628*	0,372	47	17190
0,35	VB=0,3 mm	1,57	106*	0,558	25	282
	VB=0,6 mm	1,58	142*	0,551	22	318
	Lasc.	1,56	231	0,544	23	5542
0,40	VB=0,3 mm	1,60	125*	0,536	25	232
	Lasc.	1,59	180	0,484	28	3363

Quadro 5.1- Otimização das condições de corte através das curvas de vida obtidas em laboratório

5.2.2.2- CURVAS DE VIDA OBTIDAS NA EMPRESA

Para as curvas de vida obtidas na empresa (critério de lascamento), tem-se as condições ótimas de corte, de acordo com o quadro 5.2.

Da mesma forma que para o caso anterior , para o avanço $f = 0,25$ mm/v, o valor calculado da velocidade de mínimo custo (518 m/min.) encontra-se fora do intervalo de validade da curva de vida. Desta forma, utilizou-se o limite superior da curva (240 m/min.) para a determinação do custo/peça bem como do número de peças usinadas por vida. Os valores da velocidade de máxima produção obtidos também ficam limitados no limite superior das curvas de vida (240 m/min.). O valor do mínimo custo também ocorreu para $f = 0,25$ mm/v e $v_c = 240$ m/min. Observa-se que os valores do custo/peça para todos os avanços, foram menores para as curvas de vida obtidas na empresa, em relação as curvas de vida obtidas em laboratório (item 5.2.2.1).

AVANÇO (mm/v)	EQ. VIDA (nº)	v_o (m/min) (Eq.5.6)	C_t (NCz\$/peça) (Eq.4.16)	Z_T (peças/vida)	v_{mx} (m/min) (Eq.5.5)
0,25	2.5	518*	0,355	52	11705
0,35	2.6	213	0,457	30	3893
0,40	2.7	241	0,415	31	5278

Quadro 5.2- Otimização das condições de corte através das curvas de vida obtidas na Empresa.

OBS.: Nos valores calculados de C_t para todos os casos estudados não está incluído o custo dos tempos improdutivos C_1 , uma vez que o mesmo é constante para todas as condições de corte. O valor de C_1 para o presente caso é $C_1 = \text{NCz\$}0,0647/\text{peça}$.

Nota-se que o mínimo custo não ocorreu para o máximo avanço possível no exemplo apresentado, uma vez que o custo é diretamente relacionado com os coeficientes da equação da vida. Como já citado em 2.1, além da variação de $\underline{C}$, o expoente $\underline{y}$ também não é constante para uma dada ferramenta de corte, pois o mesmo é influenciado por uma série de fatores, ou seja, não é um expoente independente da variação dos outros parâmetros de usinagem (avanço, profundidade de corte, diâmetro da peça, etc.).

VI- JUSTIFICATIVA ECONÔMICA PARA O LEVANTAMENTO DA CURVA DE VIDA NA EMPRESA, PARA A PEÇA ANALISADA

Para o levantamento das curvas de vida na empresa tendo em vista a determinação das condições ótimas de usinagem, foram utilizados cerca de 3000 peças, correspondendo a um tempo de corte de aproximadamente 1600 minutos. Haja visto que os ensaios foram conduzidos para 3 avanços e 4 velocidades de corte com 6 repetições para cada caso, dando um total de 72 ensaios.

A usinagem da peça se caracterizava por ser de desbaste leve, segundo classificação do fabricante da pastilha [46], que sugere avanços variando de 0,2 a 0,5 mm/v e profundidade de corte de 2 a 4 mm para estes casos. A peça estava sendo usinada em 4 passes no percurso de avanço $\ell_f = 74,4$ mm com uma profundidade $a_p = 1,43$ mm. Antes de serem iniciados os ensaios de vida da ferramenta, foram diminuídos o número de passes, aumentando-se a profundidade de corte para $a_p = 1,9$ mm. Profundidades maiores de corte provocavam alterações no comprimento da peça, uma vez que o sistema de pinças utilizado não permitia esforços de avanços maiores e a barra era empurrada para trás. Assim, chegou-se às condições limites indicadas na Figura 2.2.

Após estes preliminares de melhoria do processo, deixou-se a critério da empresa a escolha das condições de usinagem. A mesma forneceu os valores $v_c = 170$ m/min; $f = 0,25$ mm/v e troca da aresta cortante a cada 40 peças usinadas (o número de peças usinadas por aresta de corte geralmente é fornecido para o operador no setor C.N.C. desta empresa). Não se discutiu a fonte destes valores fornecidos. Partindo-se destes valores iniciais e tendo-se como fatores limitantes a rotação da máquina (3500 rpm) e a tolerância do comprimento da peça é que foram conduzidos os ensaios relatados no Capítulo II.

Durante o levantamento de dados não houveram peças refugadas devido aos ensaios. Da mesma forma, não houve parada da produção para modificações nas condições de usinagem, uma vez que qualquer alteração era acessada diretamente através do teclado do C.N.C., sem a parada da máquina, isto é, a máquina ainda estava usinando quando eram introduzidas alterações para a próxima peça.

Utilizando-se os expoentes das curvas de vida levantadas experimentalmente e comparando-se os custos de usinagem para as condições sugeridas pela empresa, catálogo e obtidas neste trabalho , tem-se:

DADOS	v_c (m/min)	f (mm/v)	C_t (NCz\$/peça)	Nº DE PEÇAS USINADAS/VIDA
sugeridos pela empresa	170	0,25	0,400	40
obtidos de catálogo	240	0,40	0,415	44
obtidos experimentalmente na empresa	240	0,25	0,355	52

O catálogo sugere $v_c = 270$ m/min, que no caso fica limitado a 240 m/min devido a rotação máxima da máquina. Ao adotar-se os expoentes de Taylor sugeridos pelo fabricante ($y = 0,200$; $C = 464$), o custo de usinagem por peça C_t para $v_c = 240$ m/min passa a ser de $C_t = 0,230$ NCz\$/peça, porém este valor não tem significado nem corresponde a realidade (vide Capítulo III).

Embora para o presente caso as diferenças entre os três métodos no custo/peça não tenham sido elevadas, o fato da empresa produzir continuamente estas peças sempre em lotes maiores que 1000 peça provoca redução de custos no montante.

Embora os ensaios de vida tenham sido levantados várias vezes para cada condição, pode-se reduzir o número de ensaios para três repetições e apenas dois avanços. Neste caso, seriam necessários cerca de 1000 peças ou 600 minutos de usinagem. Cabe lembrar que os ensaios podem ser conduzidos pelo próprio operador da máquina, desde que o mesmo tenha sido orientado para isto, sem acarretar nenhum custo adicional para o processo, ou seja, desde que se tenham lotes repetitivos, é sempre interessante o levantamento de dados.

Desta forma, o limite mínimo do número de peças de ensaios para a aplicação do método é determinado pelo número de ensaios, dado pela expressão:

$$Z_{\ell} = Z_{Tm} \cdot n_{v_c} \cdot n_f \cdot n_r \quad (6.1)$$

onde:

Z_{ℓ} é o nº limite mínimo de peças do ensaio;

Z_{Tm} é o nº médio de peças usinadas por vida;

n_{v_c} é o nº de velocidades de corte utilizadas;

n_f é o nº de avanços utilizado;

n_r é o nº de repetições do ensaio para cada condição.

VII- CONCLUSÕES

O presente trabalho permite tirar as seguintes conclusões:

1. as pastilhas revestidas, e em especial, as pastilhas com tripla cobertura, caracterizam-se por apresentarem lascamentos dos revestimentos na ponta de corte, os quais podem ocorrer mesmo antes de ser alcançado um valor significativo do desgaste na superfície de folga (fig. 1.26). Na superfície de saída da ferramenta não foram observados desgastes, o que mostra como fatores limitantes da vida destas pastilhas os lascamentos ou valores elevados de VB. Para os vários casos estudados, observa-se que os valores limites de VB, onde ocorreram os lascamentos, estão relacionados com os avanços e com as velocidades de corte, ou seja, *o estabelecimento de um mesmo critério ou valor de desgaste para diferentes velocidades de corte e avanços não é um procedimento correto* (figs. 1.21, 1.22, 1.23). Nota-se que a medida que se *aumenta* a velocidade de corte, a pastilha consegue atingir valores *maiores* de VB, antes da ocorrência dos lascamentos (fig. 1.26). Outrossim, para velocidades de corte mais elevadas não foram observados lascamentos, mesmo após ser alcançado valores altos de VB (fig. 1.32). Já com relação aos avanços, percebe-se que a medida em que há um *aumento* dos mesmos, os valores de VB atingidos antes da ocorrência dos lascamentos *diminuem* (fig. 1.27);
2. o paralelismo das curvas ilustradas na figura 1.7, cujo modelo é sugerido para as pastilhas de metal duro sem revestimento, não foi observado para as pastilhas revestidas (figs. 1.28, 1.29, 1.30), ou seja, o expoente n_2 da expressão (1.10) é dependente da velocidade de corte e do avanço (expressões 1.37 a 1.48). Da mesma forma não se observou uma variação linear entre a constante C_3 da expressão (1.10) com a velocidade de corte, isto é, tanto os valores de n_2 como de C_3 variaram com a velocidade de corte e com o avanço, sem uma regra definida. Desta forma, se uma curva de vida é obtida tendo-se como critério

rio um determinado valor de VB e na prática observa-se que se pode chegar a valores maiores do desgaste, os valores das novas constantes de Taylor não podem ser obtidos através das extrapolações indicadas pelas equações (1.13) e (1.14), quando da utilização de pastilhas de metal duro *revestidas*;

3. procurou-se relacionar o comportamento das pastilhas de metal duro, no que tange aos lascamentos, aos fatores dinâmicos do processo de corte. As medições indiretas feitas através dos cavacos mostraram-se pouco eficazes, uma vez que os mesmos, devido aos quebra-cavacos, eram obtidos em pedaços muito pequenos, dificultando as medições. O registro das amplitudes de deslocamento da ferramenta na direção vertical assim como das frequências de vibração, mostraram que as amplitudes máximas caem com o aumento da velocidade de corte (fig. 1.38). Por outro lado, as frequências onde ocorreram estas amplitudes máximas, aumentaram com o aumento da velocidade (fig. 1.39). Uma vez que as pastilhas revestidas são mais resistentes ao desgaste, ocasionado principalmente pela temperatura de corte, supõe-se que o aparecimento dos lascamentos, para valores *menores* de VB em velocidades de corte *menores* (fig. 1.26), esteja associado ao desgaste por fadiga, provocada por amplitudes de deslocamento maiores. Haja visto que, os revestimentos já possuem tensões internas e fissuras antes do início da usinagem (vide item 1.2.1). Todavia, para velocidades de corte mais elevadas, o efeito da elevação da temperatura de corte é mais pronunciado do que os efeitos da fadiga, ou seja, há um desgaste acelerado da superfície de folga da ferramenta, devido ao efeito da temperatura, antes da ocorrência dos lascamentos por fadiga. Com relação aos avanços (fig. 1.27), o fato dos valores de VB, atingidos antes da ocorrência dos lascamentos diminuírem na medida em que há um aumento dos mesmos, pode ser creditado ao fato de que com o aumento dos avanços, há um aumento da área da seção de corte, aumentando consequentemente os esforços de usinagem, induzindo a lasca-

mentos mais acelerados. Os fatos relatados acima necessitam de um estudo mais aprofundado do assunto, ficando como uma sugestão para futuros trabalhos uma análise mais precisa. Observou-se também que as frequências de vibração do sistema, bem como a variação das amplitudes de deslocamento da ferramenta na direção vertical, possuem o mesmo comportamento das amplitudes de variação da espessura do cavaco e das frequências de formação do cavaco, dadas pelas expressões (1.52) e (1.53);

4. a utilização dos lascamentos como critério de fim de vida da ferramenta, faz com que o expoente y e a constante C de Taylor sejam mais elevados (vide item 1.2.2), resultando em um aproveitamento maior das pastilhas. Outrosim, a utilização de um valor *único* de VB para todas as velocidades de corte, pode provocar a subutilização da pastilha, ou a mesma pode lascar *antes* de ser atingido um valor razoável de VB (fig. 1.43);
5. os ensaios conduzidos para levantamento das curvas de vida em laboratório e na empresa, foram feitos em equipamentos similares, sugerindo que a rigidez de ambos fossem semelhantes. Nos ensaios realizados na empresa, a variável utilizada foi o número de peças usinadas por vida e não a vida em minutos. Uma vez estabelecido o critério de fim de vida da pastilha, não há necessidade de se obter as curvas de desgaste, pois o levantamento permite obter diretamente as curvas de vida. Observou-se que o comportamento das pastilhas utilizadas nas peças em produção (figs. 2.4 e 2.5) foi semelhante àquele observado em laboratório, haja visto que, com exceção da geometria da peça e da característica da máquina-ferramenta, todas as demais condições foram as mesmas, indicando que este comportamento é peculiar às pastilhas revestidas. Com relação às curvas de vida obtidas na empresa e em laboratório, as diferenças entre ambas oscilaram entre 10 e 27%, havendo sempre uma superioridade daquelas obtidas na empresa. Credita-se essas diferenças ao fato de que as máquinas-ferramenta não são exatamente iguais e que a peça

possui uma geometria que pode acarretar diferenças em relação a uma barra lisa. Já os dados relativos à vida da ferramenta, obtidos do catálogo do fabricante, não são confiáveis, uma vez que o mesmo indica um único valor de y para qualquer classe de pastilha, variando apenas a constante C atribuída tão somente ao material da peça e ao avanço;

6. para o caso de curvas de vida levantadas diretamente nas peças em produção, tendo-se como variável o número de peças usinadas por vida e utilizando-se o modelo de Taylor, não se pode aplicar diretamente as fórmulas convencionais para a determinação de v_0 ou v_{mxp} , sendo que existe uma relação entre os coeficientes, conforme exposto no Capítulo V. Assim, a partir das curvas de vida obtidas da maneira descrita acima e utilizando-se as relações (5.1) e (5.2), pode-se calcular diretamente as velocidades ótimas;
7. o cálculo das condições econômicas através dos dados levantados em laboratório, mostra que as mesmas ocorreram para o critério de lascamento, para todos os avanços analisados (vide quadro 5.1), uma vez que para este critério os valores de y e C de Taylor foram mais elevados;
8. embora no exemplo apresentado, os valores a serem utilizados para as velocidades de mínimo custo e avanço foram os mesmos tanto para as curvas de vida em laboratório quanto para as curvas de vida na empresa, os valores calculados não foram os mesmos (vide quadros 5.1 e 5.2). Os resultados finais foram os mesmos, devido às limitações de validade das curvas de vida. Outrossim, o número de peças usinadas por vida obtido por um ou outro método é diferente, o que pode prejudicar o estabelecimento de um plano de trocas das pastilhas, ao se considerar os dados de laboratório;
9. notou-se também que as condições ótimas podem não ocorrer para o máximo avanço possível para o processo, uma

vez que as curvas de vida para diferentes avanços não conduzem necessariamente ao mesmo valor do expoente y de Taylor, ou seja, as várias curvas de vida não são necessariamente paralelas;

- 10- deve ser salientado que as condições ótimas obtidas para uma determinada máquina-ferramenta podem não ser as mesmas em outra. A utilização plena de um equipamento está associada com levantamentos de vida da ferramenta, feitos diretamente na máquina em produção, cujo levantamento de dados não acarreta ônus adicional para a empresa. Tal procedimento justifica-se, porém, nos casos em que existe uma produção seriada de peças, caso contrário adotam-se dados obtidos de outras fontes (catálogos, banco de dados, tabelas, etc.);
- 11- outrossim, como já mencionado no Capítulo IV, condições ótimas isoladas para uma operação não significa que o sistema completo de usinagem esteja otimizado, pois tem-se que levar em conta os demais processos a serem feitos para o componente. Evidentemente que o estabelecimento de condições ótimas para uma certa operação influenciará as demais, assim como os custos de estoques. Uma otimização completa deve levar em conta as várias interações entre os processos, sequências de produção, etc.. A seleção das condições de usinagem pode levar a concluir que a máquina-ferramenta que está sendo utilizada tenha uma capacidade muito superior ao necessário, ou vice-versa, fazendo com que sejam revistas as seleções das máquinas ou mesmo a venda ou compra de outros equipamentos;
- 12- o presente trabalho foi desenvolvido para a operação de torneamento, que é a mais significativa e é uma operação básica no desenvolvimento de pesquisas em usinagem, porém deverá ser ampliado em futuros trabalhos para as operações de furação, fresamento e alargamento, tendo em vista principalmente o emprego de ferramentas revestidas.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] NOVASKI, Olivio - Uma Contribuição ao Estudo das Condições Econômicas de Usinagem. Faculdade de Engenharia de Campinas, 1983. Tese (Mestrado) - Faculdade de Engenharia da UNICAMP
- [2] NOVASKI, Olivio - Curvas de Vida Obtidas Diretamente na Empresa. Seminário apresentado no Curso de Pós-Graduação Tópicos Especiais da Usinagem dos Metais - Prof. Dino Ferraresi, Faculdade de Engenharia de Campinas, UNICAMP, 1988.
- [3] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - Classificação de Metal Duro Segundo Grupos de Usinagem - NBR 6384. Rio de Janeiro, ABNT, 1980.
- [4] INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARTIZATION - Application of carbides for machining by chip removal; designation of the main groups of chip removal and groups of application. Switzerland, ISO, 1975.
- [5] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG - Zerspanungs - Anwendungsgruppen für Hartmetalle. - DIN 4990. Berlin, Beuth Verlag, 1972.
- [6] JAKLITSCH, Franz. - Metalcutting technology. Berkley, Valeron Corporation, 1983.
- [7] REITER, N. - Hartmetall, ein universeller Schneidstoff, Trennkompedium, Bergisch Gladbach, ETF. p.95-116, 1978 vol.1.
- [8] LOLADZE, T. N. - Abhängigkeit des Werkzeugverschleisses von den Schnittbedingungen bei spanabhebenden Bearbeitung, Industrie Anzeiger, 89(58):27-32, 1967.
- [9] MINISTÉRIO DA INDÚSTRIA E COMÉRCIO - Determinação das características de usinagem dos materiais e ferramentas de procedência nacional, na operação de torneamento. Centro de Tecnologia - UNICAMP, Campinas, 1976.
- [10] FERRARESI, Dino - Fundamentos da usinagem dos metais. São Paulo, Edgard Blücher, 1970.

- [11] INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARTIZATION - Tool life testing with single-point turning tools - ISO 3685. Switzerland, ISO, 1988.
- [12] BARROW, G. - Tool life equations and machining economics. In: Proceedings of the 12th International Machine Tool Design and Research Conference. Manchester, Macmillan, 1971. p.481-493.
- [13] KRONENBERG, M. - Replacing the Taylor formula by a new tool life equation, International Journal of Machine Tool Design and Research. 10, 1971.
- [14] GILBERT apud ESSEL, K. & HANSEL, W. - Analyse der Standzeitgleichungen, Industrie Anzeiger, 94(5):92-93, 1972.
- [15] MICHELETTI, F. Gian. - Tecnologia Meccanica - Il taglio dei metalli. 2.ed. Torino, Editrice Torinese, 1977.
- [16] ARMAREGO, E. J. A. & BROWN, R. H. - The machining of metals. New Jersey, Prentice Hall, 1969.
- [17] COLDING, B. N. - A three dimensional tool life equation , Machining Economics - Trans. ASME, 81; 1959.
- [18] BREWER, R. C. & RUEDA, R. A. - A simplified approach to the optimum selection of machining parameters, Engineers Digest, 24(9); 1963.
- [19] DEPIEREUX, W. R. - Ermittlung optimaler Schnittbedingungen, Industrie Anzeiger, 32(17): 711-712, 1970.
- [20] BATOCCHIO, A. ; NOVASKI O. & ZARPELLON, S. L. - Comparative study between the Datsko's theory and experimental data for 4340 HR steel for turning operation. Seminário apresentado no curso de Pós-Graduação Engenharia do Projeto e da Fabricação Auxiliada por Computador - Prof. Joseph Datsko, Escola de Engenharia de São Carlos, USP, 1987.
- [21] NOVASKI, O. - Equação alternativa para a vida da ferramenta. Seminário apresentado no curso de Pós-Graduação Tópicos Especiais da Usinagem dos Metais - Prof. Dino Ferraresi, Faculdade de Engenharia de Campinas, UNICAMP , 1987.

- [22] REITER, N. - Hartmetalle als Werkzeugwerkstoff, VDI Berichte, 432:145-158, 1982.
- [23] SCHINTLMEISTER, W. ; WALLGRAM, W. ; KANZ, J. & GIGL K. - Cutting tool materials coated by chemical vapour deposition, Wear, 100:153-169, 1984.
- [24] OAKES, J. T. - A comparative evaluation of HfN, Al₂O₃, TiC and TiN coatings on cemented carbides tools, Teledyne Firth Sterling (USA). Publicação interna do Laboratório de Pesquisas da Empresa, 1983.
- [25] GRAHAM, D. E. & HALE, T. E. - Coated cutting tools, The Carbide and Tool Journal, 14(2):1982.
- [26] KLEME, K. E. - Der Einfluss des Substrats auf die Zerspantechnische Anwendbarkeit unterschiedlich beschichteter Schneidkanten, Werkstat und Betrieb, 114(5):291-293, 1981.
- [27] TRENT, E. M. - Metal cutting. 2.ed., Birmingham, Butterworths, 1984.
- [28] METALLWERK PLANSEE GmbH - Tizit Starmaster Sr17. Reutte Austria, s.d. (Catálogo de Fabricante 430 s. 10.82).
- [29] GATES, A. S. & PETERS, R. L. - Structure and wear of coated cemented carbides, Fansteel WR/Wesson (Publicação Interna do Laboratório de Pesquisas da Empresa), 1983.
- [30] RUDY, E. ; KIEFFER, B. F. & PENRICE, T. - Development and performance of CVD; coatings on cutting tools, USA, Teledyne Refractory Metals Group, (Publicação Interna do Laboratório de Pesquisas da Empresa), 1983.
- [31] DEUTSCHES INSTITUT FÜR NORMUNG - Hard cutting materials for machining by chip removal - classification, designation of applicability, description. 3d. GERMAN PROPOSAL. DIN, 1987
- [32] COLDING, B. N. - Verschleissverhalten von beschichteten Hartmetall - Werkzeugen, Fertigung, 1:3-8, 1970.
- [33] CHUBB, J. P. & BILLINGHAM, J. - Coated tools; a study of wear mechanisms in high speed machining. Wear, 63 : 283-293, 1980.

- [34] BILLINGHAM, J. ; HANCOCK, P. & CHUBB, J. P. - Coated cutting tools; influence of composition and surface integrity in high speed machining, Final Technical Report - School of Industrial Science Cranfield (Publicação interna), 1978.
- [35] ALBRECHT, Paul - Self-excited vibrations in metal cutting. Journal of Engineering for Industry. p.405-417, november 1962.
- [36] MARTIN, P. ; MUTEL, B. & DRAPIER, J. P. - Influence of lathe tool wear on the vibrations sustained in cutting. In: Proceedings of the 15th International Machine Tool Design and Research Conference. Birmingham, Wiley , 1974. p.251-257.
- [37] COOK, Nathan H. - Self-excited vibrations in metal cutting, Journal of Engineering for Industry. p.183-186, May , 1959.
- [38] NIGM, M. M. & SADEK, M. M. - Experimental investigation of the characteristics of dynamic cutting process , Transactions of the ASME. p.410-418, May, 1977.
- [39] BURNEY, F. A. ; PANDIT, S. M. & WU, S. M. - A new aproach to the analysis of machine-tool system stability under working conditions, Journal of Engineering for Industry p.585-590, Aug. 1977.
- [40] TAI, T. P. et alii - A new concept of cutting marks formation in metal cutting vibration, In: Proceedings of the International Machine Tool Design and Research Conference. p.449-456, 1978.
- [41] GRABEC, I. - Explanation of random vibrations in cutting on grounds of deterministic chaos, Robotics & Computer Integrated Manufacturing, 4(1/2):129-134, 1988.
- [42] BHATTACHARYYA, A. ; GHOSH, A. & HAM, I. - Analysis of tool-wear - Part II: Applications of flank wear models, Journal of Engineering for Industry. p.109-114 , February 1970.
- [43] FERRARESI, Dino - Características de usinagem dos metais para a operação de torneamento. São Paulo, ABM, 1986

- [44] KEGG, Richard L. - Selection of cutting speeds based on uncertain data, In: Proceedings of the 12th International Machine Tool Design and Research Conference. Manchester, Macmillan, 1971. p.495-498.
- [45] NAKAYAMA, Kazuo - Apostila do curso Tecnologia Avançada em Usinagem dos Metais, UNICAMP, 1987.
- [46] SANDVIK - Catálogo de Fabricante C-1000:2-ENG., 1986.
- [47] COOK, Nathan H. - Manufacturing analysis, Massachussets , 1966.
- [48] SCHAUMANN, R. - Ermittlung und Berechnung der kostengünstigen Standzeit und Schnittgeschwindigkeit, Wt-Z. Ind. Fert. 60(1):14-21, 1970.
- [49] ARMAREGO, E. J. A. & RUSSEL, J. K. - Maximum profit rate as a criterion for the selection of machining conditions, International Journal of Machine Tool Design and Research. 6:15-23, 1966.
- [50] WU, S. M. & ERMER, D. S. - Maximum profit as the criterion in the determination of the optimum cutting conditions, Journal of Engineering for Industry. p.435-442, november 1966.