

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA FÓRMULA DE TAYLOR
EXPANDIDA PARA DIFERENTES TAMANHOS DE GRÃO DE UM
AÇO ESTRUTURAL DE ALTA RESISTÊNCIA

TESE SUBMETIDA À UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA
CATARINA PARA OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
ENGENHARIA

RENATO AMARAL

FLORIANÓPOLIS, JUNHO DE 1981

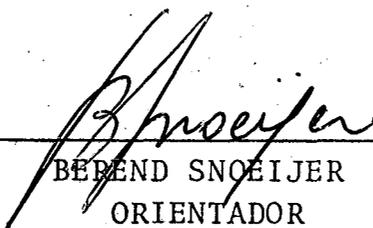
DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA FÓRMULA DE TAYLOR
EXPANDIDA PARA DIFERENTES TAMANHOS DE GRÃO DE UM
AÇO ESTRUTURAL DE ALTA RESISTÊNCIA

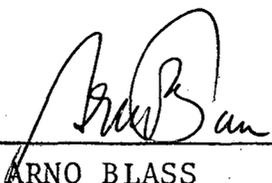
RENATO AMARAL

ESTA TESE FOI JULGADA ADEQUADA PARA A OBTENÇÃO DO
TÍTULO DE

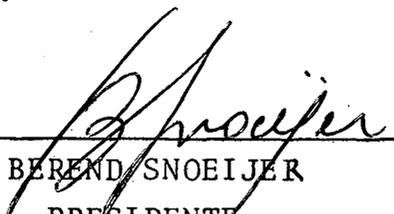
" MESTRE EM ENGENHARIA "

ESPECIALIDADE ENGENHARIA MECÂNICA E APROVADA EM SUA
FORMA FINAL PELO PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO

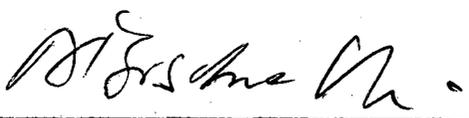

BEREND SNOEIJER
ORIENTADOR


ARNO BLASS
COORDENADOR DO CURSO

BANCA EXAMINADORA


BEREND SNOEIJER
PRESIDENTE


LOURIVAL BOEHS


AUGUSTO JOSÉ A. BÜSCHINELLI

A BEATRIZ
RENATA
SIMONE

AGRADECIMENTOS

- ao Prof. Berend Snoeijer, pela orientação
- a Mannesmann Comercial Ltda, pela doação do material ensaiado
- a Brassinter S.A., pela doação das ferramentas
- a CAPES, CNPq, PUCRS e CIENTEC, pelo apoio financeiro

ÍNDICE

	Página
1. INTRODUÇÃO	01
2. REVISÃO TEÓRICA	02
2.1 - Desgaste das ferramentas de usinagem	02
2.1.1 - Desgaste de flanco e de cratera	02
2.1.2 - Mecanismos de desgaste	04
2.1.3 - Medição dos desgastes	09
2.2 - Vida da ferramenta e critérios de fim de vida	10
2.3 - Usinabilidade	11
2.3.1 - Ensaios de usinabilidade	11
2.3.2 - Usinabilidade dos aços	11
2.4 - Forças de usinagem	15
2.5 - A fórmula expandida de Taylor	15
3. EQUIPAMENTOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS	17
3.1 - Descrição	17
3.2 - Aferições	20
3.3 - Montagem do conjunto	24
4. MATERIAL	25
4.1 - Composição química	25
4.2 - Corpos de prova para usinagem	25
4.3 - Tratamentos térmicos	26
4.4 - Análise metalográfica	27
4.5 - Ensaios de tração	32
4.6 - Medições de dureza	32
5. ENSAIOS DE USINABILIDADE	35
5.1 - Procedimento experimental	35
5.2 - Resultados obtidos	36
5.3 - Análise dos resultados	36
6. CONCLUSÕES FINAIS	47
BIBLIOGRAFIA	48
APÊNDICE I	50
APÊNDICE II	56
APÊNDICE III	62
APÊNDICE IV	66

SIMBOLOGIA

a	- avanço	(mm/rot)
C	- constante da fórmula expandida de Taylor	
E, F, G, H	- coeficientes da fórmula expandida de Taylor	
N	- tamanho da amostra	
p	- profundidade de corte	(mm)
Pa	- força de avanço	(kgf)
Pp	- força de profundidade	(kgf)
Pc	- força de corte	(kgf)
Pu	- força de usinagem	(kgf)
Q	- quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta	(kg)
R ²	- coeficiente de determinação	
T	- vida da ferramenta	(min)
Vc	- velocidade de corte	(m/min)
VB	- desgaste de flanco da ferramenta	(mm)

RESUMO

O presente trabalho apresenta um estudo sobre as variações das características de usinabilidade sofridas por um aço estrutural de alta resistência. Procurou-se estudar o efeito do tamanho de grão, consequência dos tratamentos térmicos de recozimento e normalização.

Para a avaliação da usinabilidade, usou-se a fórmula de Taylor expandida, sendo a determinação dos seus coeficientes feita com o auxílio de um programa estatístico de computação.

A alteração no tamanho de grão do aço não foi um fator preponderante na variação das características de usinabilidade, verificando-se que esta é fortemente dependente dos parâmetros de usinagem utilizados.

ABSTRACT

The present work presents a study on the variation of metal cutting characteristics of a high strength structural steel. The effect of grain size has been studied as a consequence on the annealing and normalizing heat treatments.

To evaluate the cutting properties the expanded Taylor Equation was used, the coefficients being determined by means of a statistical computer program.

The change in the grain size was not a significant factor on the variation of the cutting characteristics, showing that it has a great dependence on the cutting parameters used.

1 - INTRODUÇÃO

Em continuação a uma linha de pesquisa iniciada pelo Departamento de Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, e com o objetivo de contribuir um pouco mais para o conhecimento das características de usinabilidade dos materiais nacionais e fatores que influem sobre ela, realizou-se o presente trabalho.

A pesquisa foi realizada utilizando-se como processo de usinagem, o torneamento de corpos cilíndricos vasados de um aço estrutural de alta resistência, onde, através de tratamentos térmicos adequados, variou-se o tamanho de grão. Foram usados avanços, profundidades e velocidades de corte diferentes, e calculados os parâmetros da fórmula de Taylor expandida.

Os resultados obtidos para a fórmula de Taylor foram manipulados de maneiras diferentes, servindo de base para a avaliação das características de usinabilidade. Estes resultados poderiam ter sido usados, também, para o estabelecimento das condições ótimas de usinagem, dados estes de grande importância para a indústria [1].

Embora o fator "tamanho de grão" não tenha sido fundamental na alteração das características de usinabilidade, ele mostrou influir significativamente nos parâmetros da fórmula de Taylor expandida.

Como na determinação das condições ótimas de usinagem, os parâmetros da fórmula de Taylor expandida assumem uma função preponderante, indiretamente a influência do tamanho de grão é considerada.

2 - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 - Desgaste das ferramentas de usinagem

Todas as ferramentas de usinagem, nos casos normais de aplicação, estão submetidas às condições extremamente severas de atrito e deformações plásticas. Nos contatos cavaco-ferramenta e peça-ferramenta se desenvolvem altas pressões e temperaturas. Esta situação é agravada ainda mais com o aparecimento de tensões extremas e gradientes de temperatura próximo às superfícies da ferramenta.

Como consequência destes fatores, surgem zonas bem distintas de desgaste na ferramenta de usinagem. Este desgaste ocorre tanto na superfície de saída como na superfície de incidência da ferramenta, por meio de mecanismos que serão descritos a seguir.

2.1.1 - Desgaste de flanco e de cratera

Estão representados na figura 2.1 a distribuição dos desgastes da ferramenta e a nomenclatura utilizada para a sua indicação, segundo as normas da British Standards Institution (BSI) [2].

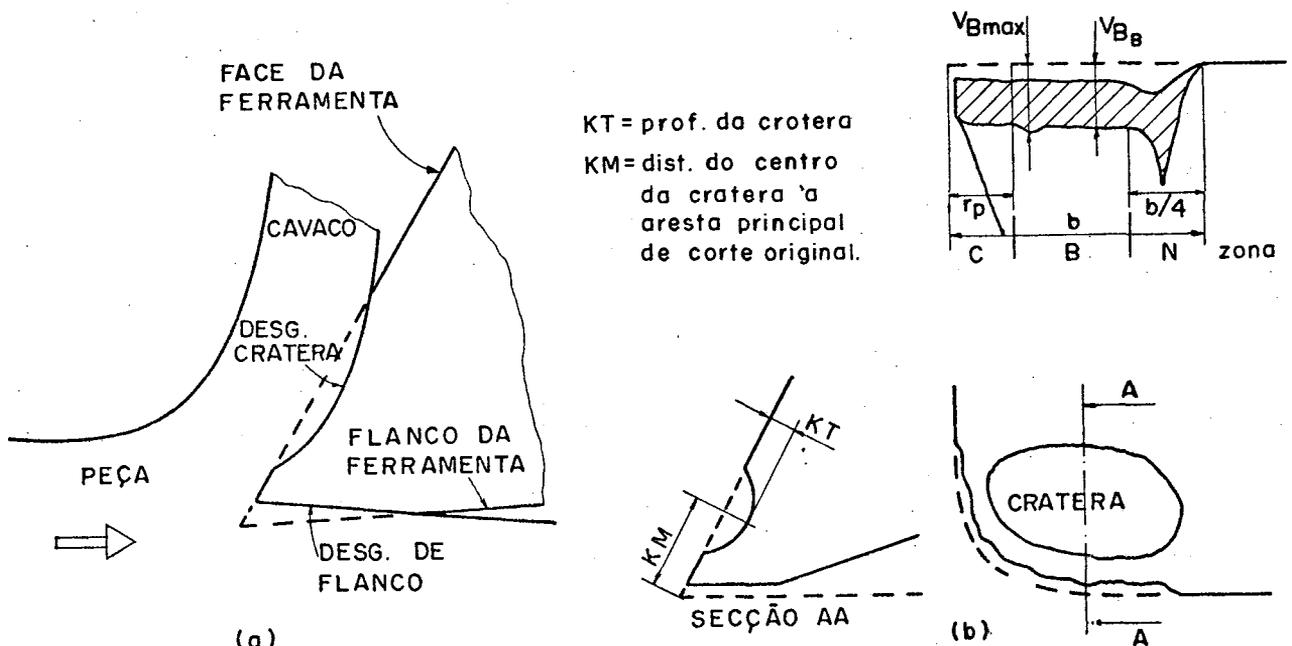


Figura 2.1 - Distribuição dos desgastes da ferramenta e nomenclatura.

Como se pode observar na figura 2.1, para o caso das ferramentas de metal duro, o desgaste da superfície de saída da ferramenta tem a forma de uma cratera. Este tipo de desgaste ocorre tanto na usinagem em baixas velocidades de corte como em altas. Para o caso de usinagem em baixas velocidades de corte, este desgaste pode ser resultante da presença de uma aresta postiça de corte, na usinagem de materiais dúcteis, da maneira ilustrada na figura 2.2. O desgaste se deve a ação do cavaco, atritando sobre a superfície de saída da ferramenta e causando um desgaste de adesão e abrasão [3].

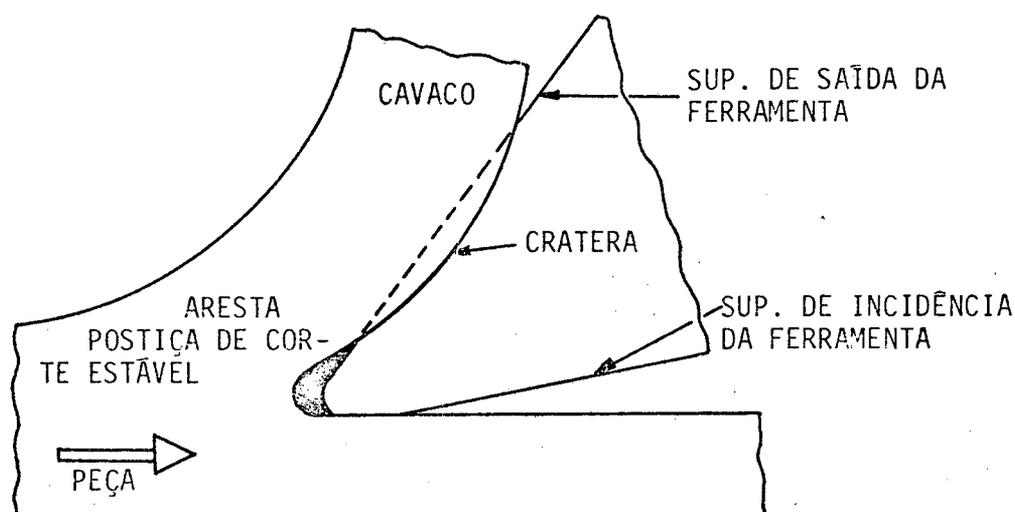


Figura 2.2 - Presença da aresta postiça de corte.

A zona da ferramenta, próxima à aresta principal de corte, fica protegida da ação do cavaco, pela presença de uma aresta postiça de corte, estável (figura 2.2).

O desgaste de cratera também ocorre em ferramentas que trabalham em altas velocidades de corte, e neste caso, se deve principalmente a um mecanismo de desgaste por difusão. O fato de que a temperatura máxima na interface cavaco-ferramenta ocorre a uma certa distância da aresta principal de corte (figura 2.3, [3]), e que o mecanismo de difusão é muito sensível às variações de temperatura, podem explicar como a cratera se forma na superfície de saída da ferramenta [3].

Sob todas as condições de usinagem, e na presença de qualquer material da ferramenta e peça, ocorre um desgaste da superfície de incidência da ferramenta, como mostra a figura 2.1. A largura de desgaste, VB , é geralmente usada como uma medida da quantidade de desgaste, representativa da vida da ferramenta, e pode ser facilmente determinada com o auxílio de um microscópio de ferramenta.

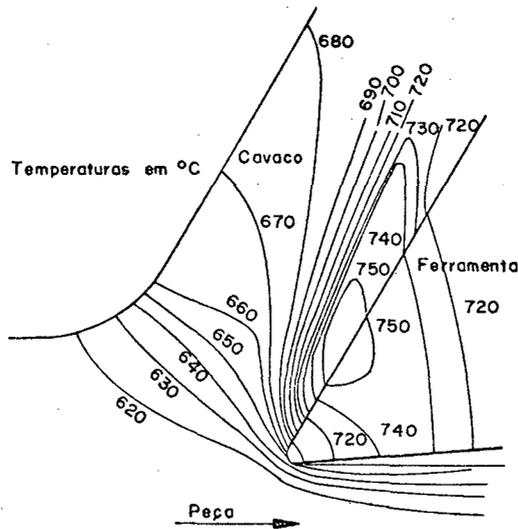


Figura 2.3 - Distribuição de temperaturas durante um corte ortogonal.

O desgaste de flanco nem sempre é uniforme ao longo da superfície de incidência da ferramenta. Esta uniformidade depende principalmente das condições de usinagem e, particularmente, das propriedades do material que está sendo usinado [4].

Os desgastes de flanco e cratera afetam consideravelmente a performance da ferramenta.

As forças de corte são normalmente aumentadas com o desgaste da ferramenta. No entanto, o desgaste de cratera pode, sob certas circunstâncias, provocar uma redução nas forças de corte, pelo aumento do ângulo de saída da ferramenta [5].

O acabamento superficial da peça usinada fica geralmente prejudicado com o desgaste da ferramenta.

A vibração do conjunto peça-ferramenta é outro aspecto que pode ser influenciado pela ocorrência de desgastes na ferramenta de usinagem. O desgaste de flanco aumenta a tendência da ferramenta à instabilidade dinâmica [6].

2.1.2 - Mecanismos de desgaste

A identificação dos mecanismos de desgaste das ferramentas de usinagem fica bastante difícil, pelo fato de que, o desgaste não é um processo que normalmente envolve um único mecanismo. As pesqui -

sas sobre os processos de desgaste das ferramentas de usinagem tem' mostrado a existência de vários mecanismos diferentes de desgaste' que, dependendo das condições físicas e químicas existentes, podem' ocorrer simultânea ou alternativamente.

Os principais mecanismos de desgaste são [4], [6], [7]:

- 1 - Abrasão mecânica;
- 2 - Arrancamento de micro-partículas como função da adesão por pressão entre ferramenta e peça (aresta postiça de corte);
- 3 - Difusão entre peça e ferramenta;
- 4 - Oxidação (efeitos eletroquímicos);
- 5 - Quebra por fadiga do gume de corte, como resultado de solicitações mecânicas e/ou térmicas;
- 6 - Deformação plástica.

O desgaste total que ocorre nas superfícies de contato da ferramenta em qualquer instante de sua vida, será igual a soma dos

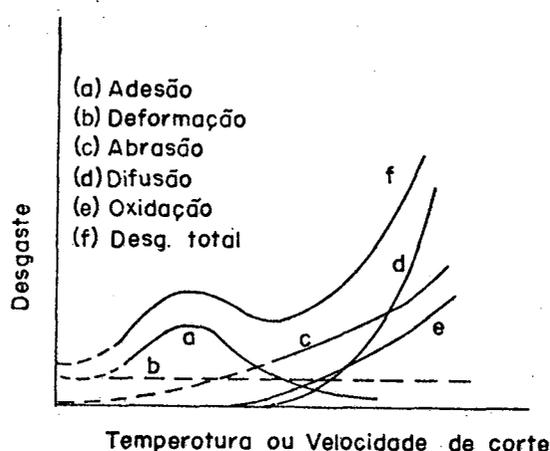


Figura 2.4 - Representação esquemática dos mecanismos de desgaste da ferramenta, como função da temperatura (ou velocidade) de corte.

desgastes ocorridos nestas superfícies, devido ao efeito de cada um dos mecanismos de desgaste, como se estivessem atuando isoladamente [7].

Nem todos os mecanismos de desgaste acima listados ocorrerão simultaneamente, e, em alguns casos, eles não aparecerão durante'

toda a vida útil da ferramenta, especialmente se o fim da vida é atingido antes da destruição total da ferramenta.

Na figura 2.4 é mostrada a magnitude relativa dos vários mecanismos de desgaste como função da velocidade de corte (ou temperatura), segundo Vieregge [8]. Na figura 2.5 é apresentado um diagrama similar proposto por König [9].

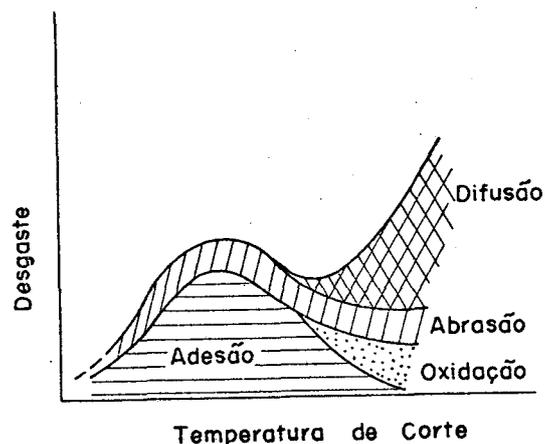


Figura 2.5 - Representação esquemática dos mecanismos de desgaste da ferramenta como função da temperatura (ou velocidade) de corte.

O desgaste por adesão é causado pela ruptura das micro-asperezas soldadas entre o material da ferramenta e o cavaco. Quando a ruptura ocorre abaixo da interface cavaco-ferramenta, pequenas partículas do material da ferramenta são removidas pela parte inferior do cavaco, ou pela superfície usinada da peça.

A forma de desgaste conhecida como abrasão, ocorre quando partículas de grande dureza, do próprio cavaco, da aresta postiça de corte, ou fragmentos da ferramenta removidos por adesão, passam sobre as superfícies da ferramenta, removendo material por ação mecânica. Como o processo de abrasão envolve corte, depende da dureza, das propriedades elásticas e da geometria das superfícies em contato.

Este mecanismo de desgaste está presente mesmo na usinagem em baixas velocidades de corte (temperaturas), no entanto, é mais significativo quando são utilizadas altas velocidades de corte e, conseqüentemente altas temperaturas [10]. Isto se deve ao fato de que os carbonetos utilizados na fabricação do metal duro sofrem um amolecimento sensível com o aumento da temperatura da ferramenta [11],

como se pode ver no exemplo da figura 2.6.

As condições físicas existentes nas zonas de contato entre o material usinado e a ferramenta, são altamente favoráveis ao apare-

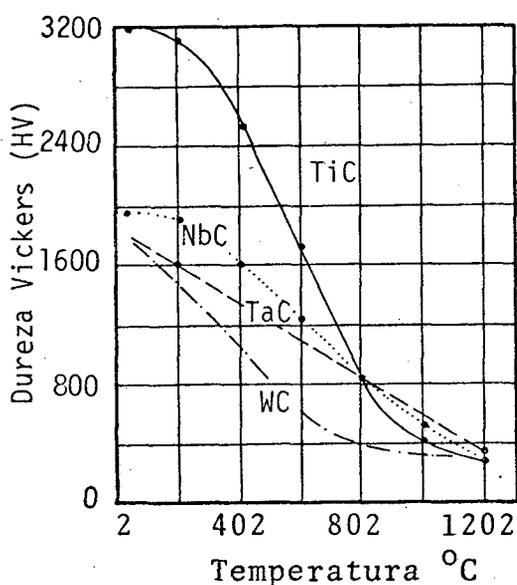


Figura 2.6 - Influencia da temperatura na dureza dos carbonetos de Ti, Ta, Nb e W.

cimento de reações de difusão. Alguns estudos qualitativos [12], [13], [14], revelam a ocorrência das seguintes reações de difusão entre o aço e o metal duro, conforme esquema da figura 2.7:

- 1 - Difusão do ferro na fase cobalto;
- 2 - Difusão do cobalto no ferro, com formação de uma camada maciça de cristais mistos;
- 3 - Dissolução do carboneto de tungstênio com conseqüente formação de carbonetos mistos e duplos do tipo Fe_3W_3C , $(FeW)_6C$ e $(FeW)_{23}C_6$;
- 4 - O carbono liberado é dissolvido e difunde na direção do ferro.

As reações de difusão podem portanto afetar o mecanismo de desgaste de duas maneiras distintas [15]:

- 1 - Desgaste progressivo devido à transferência do material da ferramenta ao cavaco, em conseqüência das reações de difusão;

- 2 - Desgaste da ferramenta pelo enfraquecimento da estrutura do metal duro, seguido de abrasão mecânica.

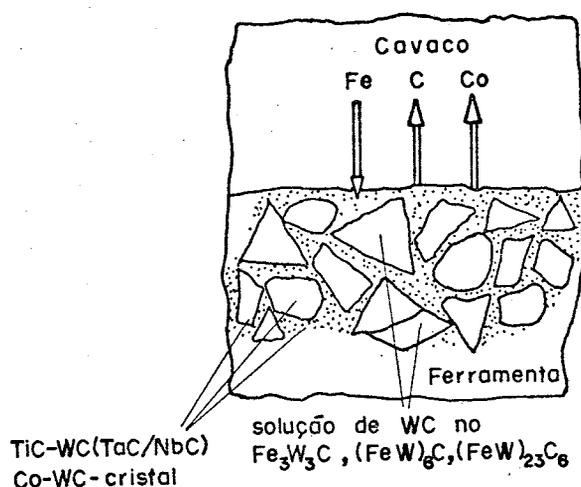


Figura 2.7 - Reações de difusão entre o ferro e o cobalto.

O desgaste por difusão aumenta rapidamente com um acréscimo da temperatura, devido à relação exponencial existente entre o coeficiente de difusão e a temperatura de difusão [8], [16]. Assim, para temperaturas acima de 800°C , a difusão torna-se o fator dominante na vida da ferramenta [8], [16].

Mesmo em condições de corte normais, forma-se junto ao gume de corte da ferramenta uma película de óxido [15], resultante das altas temperaturas existentes e de atmosferas livres de contato direto peça-ferramenta [7].

As variações de tensão na interface cavaco-ferramenta podem provocar a fadiga da camada de material localizada abaixo desta superfície.

As camadas de óxido formadas junto à aresta de corte, podem ser removidas por um processo de fadiga [4]. As sucessivas remoções e formação destas camadas de óxido são mais significativas do que a remoção do próprio metal da ferramenta por fadiga.

Este mecanismo de desgaste por fadiga, tem sido utilizado para explicar a ocorrência de desgaste na presença de um filme de lubrificante, onde o material sob a superfície continua sujeito a uma tensão flutuante, e o desgaste pode ocorrer por fadiga, mesmo não existindo um contato direto metal-metal.

O desgaste por efeitos eletroquímicos pode ocorrer, durante a usinagem, pela troca de ions entre a ferramenta e a peça, causando uma deterioração da superfície da ferramenta. Devido às altas temperaturas existentes durante a usinagem, uma força eletromotriz é gerada na junção peça-ferramenta, causando a circulação de uma corrente elétrica. Isto resulta na troca de ions entre a ferramenta e a peça, e a consequente deterioração do material da ferramenta, na região da interface cavaco-ferramenta [17].

Geralmente são observadas certas avarias na ferramenta como quebras, trincas ou deformações plásticas, nos casos em que o material da ferramenta e/ou as condições de corte são usadas incorretamente [7].

Uma análise da utilização econômica de ferramentas de corte, em operações de torneamento e usinagem em geral, mostrou que as melhores condições de utilização são aquelas que produzem um desgaste de cratera e/ou de flanco, sem que ocorra uma das avarias citadas anteriormente. Se o material da ferramenta e as condições de corte são selecionados com algum cuidado e atenção às recomendações do fabricante, estas avarias não terão efeito significativo na vida da ferramenta [18].

2.1.3 - Medição dos desgastes

Segundo as recomendações da BSI [2], para a medição do desgaste de flanco, a superfície de incidência deve ser considerada dividida em três zonas distintas: C, B e N, conforme a figura 2.1.

A zona C compreendendo a parte curva da aresta de corte (raio de ponta da ferramenta), a zona N com dimensão equivalente a 1/4 do comprimento de desgaste, e a zona B restante, compreendida entre C e N.

A largura de desgaste, VB, deve ser medida entre os limites da zona B, no plano de corte da ferramenta, e perpendicularmente à aresta principal de corte, a partir da posição original desta aresta.

A profundidade da cratera, KT, tem como pontos de referência para a medição, a parte mais profunda da cratera e a superfície de saída da ferramenta, na zona B.

A medição do desgaste da superfície de incidência da ferramenta (desgaste de flanco), pode ser feita facilmente com a utilização de uma lupa ou um microscópio de ferramentaria, processo usado neste trabalho.

2.2 - Vida da ferramenta e critérios de fim de vida

A vida de uma ferramenta pode ser definida como o tempo em que ela trabalha efetivamente, até perder a sua capacidade de corte, dentro de critérios pré-estabelecidos [15].

A vida de uma ferramenta de corte pode, ainda, ser expressa em função de:

- tempo total de trabalho (caso de cortes interrompidos ou fresamento);
- percurso de corte;
- volume de material removido;
- número de peças produzidas;
- da velocidade de corte para um determinado tempo de vida.

O fim da vida de uma ferramenta geralmente coincide com um avançado estado de desgaste das superfícies de saída e incidência, formadoras da aresta principal de corte da ferramenta.

As principais variáveis que afetam a vida de uma ferramenta de corte são:

- as condições de usinagem (velocidade de corte, avanço e profundidade de corte);
- a geometria da ferramenta;
- o material da peça;
- o material da ferramenta;
- o uso ou não de fluídos de corte.

O desgaste da ferramenta é o critério de fim de vida mais empregado, sendo que o desgaste de flanco tem sido usado com maior frequência. O uso do desgaste de cratera fica limitado pelas dificuldades de medição, e só deve ser usado quando se trabalha em condições severas de avanço e velocidade de corte, ou com materiais muito tenazes, como o aço inoxidável [19].

Segundo as recomendações da BSI [2], os critérios de fim de vida utilizados neste trabalho foram:

- uma largura de desgaste de flanco média, $VB_B=0,3\text{mm}$, para um desgaste regular na zona B (figura 2.1);
- uma largura de desgaste de flanco máxima, $VB_{B\text{máx}}=0,6\text{mm}$, se o desgaste não é regular na zona B.

2.3 - Usinabilidade

A usinabilidade é uma característica de difícil expressão em termos de quantidades físicas ou equações matemáticas. Pode-se defini-la vagamente como "a facilidade que um material apresenta em ser usinado" [4] .

A avaliação da usinabilidade pode ser feita através de um ou mais dos critérios abaixo [20] :

- Vida da ferramenta, sob condições pré-estabelecidas;
- Valores das forças de corte ou potência consumida durante a usinagem;
- Qualidade da superfície usinada;
- Forma e tamanho dos cavacos produzidos;
- Temperatura de corte;
- Taxa de remoção de material.

A vida da ferramenta é frequentemente considerada como o melhor índice de usinabilidade, já que uma grande parte dos fatores que são característicos de uma boa usinabilidade, também levam a uma vida maior da ferramenta [20], além do fato de que a vida da ferramenta pode ser facilmente medida.

2.3.1 - Ensaios de usinabilidade

Os ensaios de usinabilidade realizados neste trabalho tiveram como referencia a norma ISO 3685-1977 - "Specification for Tool-life Testing with Single-point Turning Tools" da British Standards Institution, conforme referencia [2] .

Foram realizados ensaios de usinabilidade, de longa duração, baseados na vida da ferramenta, onde se executaram vários testes, verificando-se periodicamente os desgastes da ferramenta, até a dimensão do desgaste previamente definida como critério de fim de vida.

Maiores detalhes sobre a realização dos ensaios podem ser vistos no capítulo 5.

2.3.2 - Usinabilidade dos aços

Atualmente se tem feito um esforço muito grande para correlacionar as propriedades físicas e metalúrgicas dos materiais estrutu

rais com suas características de usinabilidade.

A característica de boa usinabilidade dos aços depende de uma série de fatores, entre os quais [22] :

- composição química do material
- dureza
- microestrutura
- condições de usinagem

Em geral, o modo com que a composição química de um aço afeta a sua usinabilidade, esta diretamente associado com a alteração que esta composição química provoca na sua dureza.

Como o carbono é o elemento principal no acréscimo da dureza, um aumento no percentual deste elemento provoca profundas mudanças na usinabilidade, além, é claro, de alterações na microestrutura do material [22].

Os principais efeitos do teor de carbono na usinabilidade podem ser resumidos do modo seguinte. À temperatura ambiente, o carbono se dissolve no ferro até um percentual de 0,025%. Com o teor de carbono neste valor, a estrutura é uma solução sólida α homogênea, que é macia e dúctil. Quando o teor de carbono cresce acima deste valor (0,025%), o carbono em excesso forma a cementita, que não pode ser mantida em solução sólida no ferro, à temperatura ambiente. A cementita então existe como um constituinte separado, geralmente sob a forma de perlita, com aumento da dureza e redução da ductilidade do material.

As melhorias na usinabilidade resultantes da diminuição da ductilidade são compensadas pelo seu decréscimo resultante do aumento da dureza. O resultado é, portanto, um aumento na usinabilidade. No entanto, se o teor de carbono exceder à 0,4% (200HB), a usinabilidade do material cai, como se pode observar na figura 2.8.

Provavelmente um dos rgrandes efeitos conseguidos com a alteração da composição química, nas características de usinabilidade, está nos aços chamados de usinagem fácil, produzidos pela adição de elementos químicos que atuam como lubrificantes durante o corte, ou alteram a microestrutura do material, facilitando a sua usinagem.

A dureza do material é geralmente usada como um bom índice de usinabilidade, ou seja, com o aumento da dureza ocorre uma diminuição da usinabilidade [23]. Para o caso dos aços, isto não é totalmente verdadeiro. A usinabilidade é afetada por outros fatores como a ductilidade e microestrutura do material.

Portanto, as medições de dureza não servem, a rigor, como ava

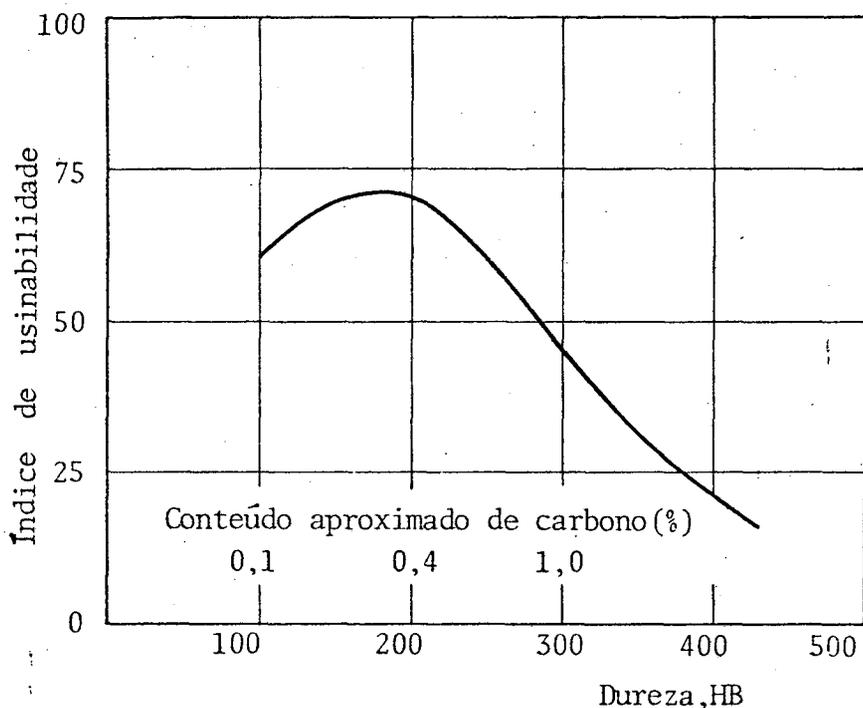


Figura 2.8 - Efeito do teor de carbono na usinabilidade dos aços não ligados.

liação da usinabilidade, também pelo fato de que durante a formação do cavaco, ocorre encruamento do material, sob ação da ferramenta de corte.

Uma dureza muito baixa pode representar dificuldades de usinagem, pois se o material for muito dúctil, será também muito plástico, e tenderá a aderir à ferramenta de corte, formando uma aresta postiça de corte, problema este que pode ser resolvido com a utilização de velocidades de corte maiores.

Outro fator de grande importância na alteração das características de usinabilidade de um aço é a sua microestrutura. Sabe-se que o tamanho de grão da austenita tem uma influência muito grande na alteração da usinabilidade de um aço, assim como a ocorrência de segregações metálicas [22].

Ainda sobre a microestrutura sabe-se que a ferrita apresenta uma boa conformabilidade para baixas forças de conformação, tendendo à formação de aresta postiça durante a usinagem. A cementita é dura e praticamente indeformável, de forma que ela, na perlita, provoca um maior desgaste da ferramenta, mas, por outro lado, influencia favoravelmente na formação e quebra do cavaco [24].

Em função das propriedades antagônicas destes dois constitu

antes do aço não ligado, o teor de carbono, e portanto, a relação ferrita/perlita, governa a usinabilidade destes materiais [24].

Desta forma, aços com teor médio de carbono entre 0,3 e 0,6% (conforme figura 2.8) apresentam boa usinabilidade, uma vez que nesta faixa, as propriedades negativas da ferrita e da perlita estão em equilíbrio.

A microestrutura do material também afeta a qualidade da superfície usinada e a potência requerida para a usinagem, e estes fatores, em algumas operações específicas de usinagem, podem ser significativos [25].

Uma análise da microestrutura é um passo fundamental para a seleção de um material e das condições de usinagem a serem empregadas.

Nesta análise geral da usinabilidade dos aços estruturais não ligados, deve-se naturalmente considerar a influencia das condições de usinagem, em especial, a velocidade de corte e o avanço empregados, que possuem uma influencia considerável nos fatores da usinabilidade [25].

Assim sendo, para altas velocidades de corte, o problema da forma do cavaco é de importância considerável, e pode ser contornado usando-se quebra-cavacos adequados.

2.4 - Forças na usinagem

Nas operações de torneamento, a força de usinagem, P_u , pode ser decomposta em três componentes, nas direções dos eixos x , y e z , denominadas força de avanço, P_a , força de profundidade, P_p , e força principal de corte, P_c , respectivamente.

A força de usinagem, e suas componentes, estão representadas na figura 2.9, abaixo.

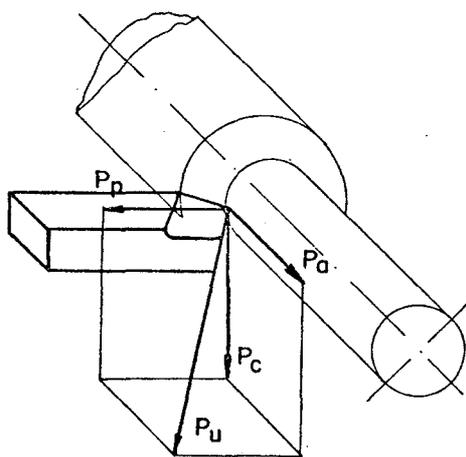


Figura 2.9 - Componentes da força de usinagem, no torneamento. Ferraresi [15].

As componentes P_a , P_p e P_c , da força de usinagem, podem ser medidas separadamente, através de um dinamômetro.

2.5 - A fórmula expandida de Taylor

A fórmula expandida de Taylor, utilizada neste trabalho para a avaliação da usinabilidade, relaciona as variáveis de usinagem como se mostra na equação abaixo [12] :

$$V_c = C \cdot a^E \cdot p^F \cdot T^G \cdot V_B^H \quad (1)$$

onde, V_c - velocidade de corte - é a variável dependente;

a , p , T , V_B - avanço, profundidade de corte, tempo de usinagem e desgaste de flanco, respectivamente - são as variáveis independentes;

C , E , F , G e H - são coeficientes que assumem diferentes valores para cada par peça-ferramenta.

Para a determinação dos coeficientes deve-se, através de um tratamento matemático adequado da fórmula anterior, montar um sistema de cinco equações homogêneas a cinco incógnitas, que pode ser resolvido utilizando-se o programa Tradutor da Linguagem Estatística-TRALE[21].

Maiores detalhes sobre este tratamento matemático podem ser obtidos no trabalho de Mesquita [1].

3 - EQUIPAMENTOS UTILIZADOS NOS ENSAIOS EXPERIMENTAIS

3.1 - Descrição

3.1.1 - Máquina operatriz

- Torno Imor MVN-V (adaptado)
 - Distância entre pontos: 1.000 mm
 - Diâmetro máximo sobre o barramento: 430 mm
 - Velocidades da árvore: 0 a 2.000 rpm
 - Potência de acionamento: 22 kW a 1.800 rpm

Esta máquina operatriz, de fabricação nacional, foi especialmente adaptada para proporcionar uma variação contínua da velocidade de corte.

3.1.2 - Taco-gerador e multímetro digital

A rotação da árvore foi medida com um taco-gerador fixado na extremidade anterior da árvore (figura 3.4). Com o auxílio de um multímetro digital, foi possível medir a tensão de saída do taco-gerador.

- Taco-gerador modelo 9150
 - Fabricante: Beckmann - Helipot DIV.
 - Constante de medição: rpm = $(1.000/7)V$
- Multímetro digital modelo 8000A
 - Fabricante: John Fluke M.F.G. Co. Inc. - Japão
 - Faixa de medição: 100 μ V a 1.200V
 - Precisão: $\pm 0,3\%$ (15 a 35°C) em c.c.

3.1.3 - Ferramenta e porta ferramenta

Conforme as recomendações da BSI [2], e de acordo com o material ensaiado, as ferramentas e suporte usados foram os seguintes:

- Insertos reversíveis de metal duro classe ISO P30
 - Fabricante: Brassinter S.A., São Paulo
 - Referência: SNUN 120408
 - Formato: quadrado, 12,70 x 12,70 mm e espessura 4,76 mm
- Porta ferramenta para insertos reversíveis
 - Fabricante: Brassinter S.A., São Paulo
 - Referência: SBTR - 16 m
 - Dimensões: 25 x 25 x 150 mm
 - Ângulos: de saída, $\gamma = - 6^\circ$

de incidência, $\alpha = 6^\circ$

de posição, $\chi = 75^\circ$

de ponta, $\epsilon = 90^\circ$.

3.1.4 - Medição dos desgastes

Para a medição dos desgastes da ferramenta foi utilizado um microscópio de ferramentaria da Nikon - Japão, modelo Mesuriscopes, com mesa micrométrica de 50 x 100 mm e resolução 0,001 mm.

3.1.5 - Dinamômetro e Registrador

As componentes da força de usinagem foram medidas com um dinamômetro piezo-elétrico e registradas por um registrador UV, conforme esquema da figura 3.1, abaixo.

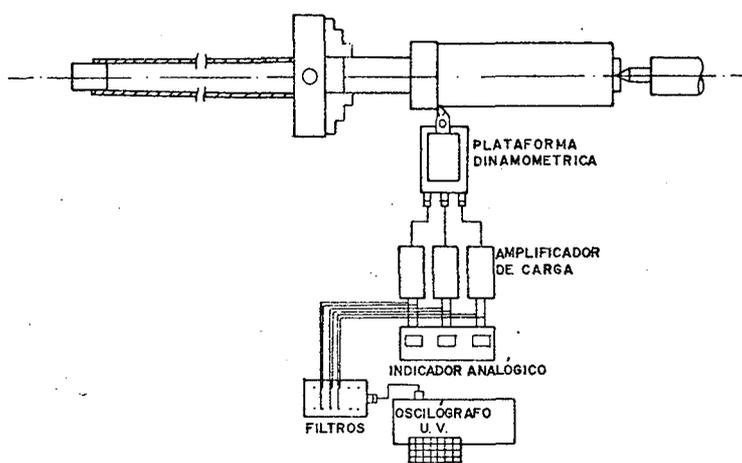


Figura 3.1 - Esquema de medição e registro das componentes da força de usinagem.

Sinais análogos aos valores das componentes da força de usinagem, gerados na plataforma dinamométrica, são ampliados e enviados aos indicadores analógicos. Na saída dos amplificadores, após passarem por um conjunto de filtros RC, um galvanômetro, montado no oscilógrafo, permite o registro dos sinais em papel fotográfico, através de luz ultra-violeta.

O dinamômetro constava de três elementos:

- a) O transdutor, uma plataforma para medidas tridimensionais das componentes da força de usinagem, da Kistler - Suíça, modelo 9257-A, força máxima Pa, Pp de 500 kgf e Pc de 1.000 kgf, com re

solução 0,01 kgf, capacidade de sobrecarga de 50% e linearidade $\pm 1\%$.

- b) Amplificadores de carga, em três módulos, um para cada componente da força de usinagem, da Kistler - Suíça, modelo 5001, campo de medição ± 10 a 500.000 pC em 12 degraus, com capacitor variável de 10 a 50.000 pF e tensão de saída máxima ± 10 V.
- c) Indicadores analógicos, também um para cada componente da força de usinagem, da Kistler - Suíça, modelo 5501, com campo de medição de 0 a 110 V e resolução 0,1 V.

O registro das componentes da força de usinagem foi feito com o auxílio de um registrador da S.E. Laboratories Engineering Ltda - Inglaterra, modelo SE3006, velocidade de registro $1,5 \times 10^6$ mm/seg, em doze canais, com linearidade $\pm 1\%$, e registro em papel Direct Print Kodak de largura 152 mm.

Para adaptar a faixa do sinal de saída do amplificador de carga, ao sinal de entrada dos galvanômetros, eliminar a componente dinâmica da força de corte e o ruído, montou-se um conjunto de filtros RC, conforme figura 3.1.

3.1.6 - Ensaaios gerais

Além dos equipamentos descritos anteriormente, foram utilizados ainda:

- Para os ensaios de tração, na caracterização do material ensaiado:
 - Máquina Universal de Ensaaios
 - Marca Wolpert
 - Modelo Testatron 100 kN, de fabricação alemã.
- Para impressões na medição de dureza do material ensaiado:
 - Durômetro Testor Wolpert
 - Modelo HT1a, de fabricação alemã.
- Para a elaboração dos tratamentos térmicos nos corpos de prova:
 - Forno Brasimet
 - Modelo KS 25/15/35
 - Tensão 220 V
 - Potência 14 kW
 - Temperatura máxima 1.350°C
 - Fabricação nacional.
- Para a análise micrográfica e elaboração das micrografias:

Microscópio Neophot 21
 Fabricante: Carl Zeiss - Jena
 Magnificação: 100x

3.2 - Aferições

3.2.1 - Aferição do sistema de medição das rotações

A aferição do taco-gerador foi feita conforme esquema na figura 3.2: à placa do torno foi fixada uma roda dentada ($Z = 15$ dentes); na extremidade da árvore estava o taco-gerador, que gera uma tensão proporcional à rotação da árvore, medida por um multímetro digital. Um transdutor magnético fixado tangencialmente

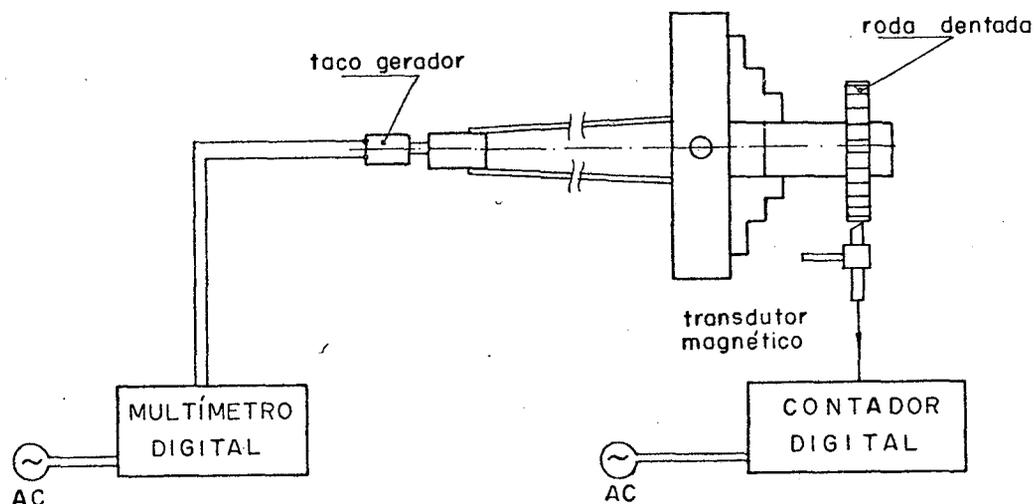


Figura 3.2 - Esquema da aferição do sistema de medição das rotações da árvore.

almente à roda dentada, emitia pulsos elétricos, proporcionais ao número de dentes da roda e à rotação da árvore, e esses pulsos eram contados pelo contador digital.

Para uma constante de tempo do contador igual à 10 segundos, e uma roda dentada com 15 dentes, tem-se:

$$\text{rpm} = \frac{N \times 60}{10 \times 15} = 0,4 N \quad (2)$$

onde, rpm - rotações por minuto da árvore
 N - número de pulsos indicados no contador

Os resultados da aferição estão indicados na Tabela I. A constante de medição do taco-gerador, fornecida pelo fabricante é de

7 volts para 1.000 rpm.

Através de uma regressão linear dos valores da Tabela I, obteve-se os seguintes resultados:

$$\begin{aligned} \text{para } Y \text{ (volts)} &= a_1 \cdot X \text{ (rpm)} + a_0 \\ a_1 &= 0,00558 \quad , \quad a_0 = - 0,0287 \quad \text{com } R^2 = 0,9999, \\ \text{logo, } Y &= 0,00558 \cdot X - 0,0287 \quad (3) \\ \text{ou } \text{volts} &= 0,00558 \text{ rpm} - 0,0287 \end{aligned}$$

$$\text{Sabe-se que, } n = \frac{1.000 \times Vc}{\pi \times D} \quad (4)$$

e substituindo (2) em (1), vem:

$$\text{volts} = 1,77617 (Vc/D) - 0,0287 \quad (5)$$

Com o auxílio da expressão acima (5), foi possível determinar diretamente o número de volts que o multímetro deveria indicar, para a obtenção de uma dada velocidade de corte, Vc , com um determinado diâmetro D , do corpo de prova.

3.2.2 - Aferição do dinamômetro

A aferição do dinamômetro foi feita separadamente para cada componente da força de usinagem, com o auxílio de uma balança e pesos aferidos, carregando desta maneira a plataforma dinamométrica. O sinal gerado era ampliado e indicado no Indicador Analógico.

Este equipamento permite que o sinal de saída, em tensão elétrica, seja regulado de maneira a fornecer uma relação 1/1 entre as unidades mecânicas envolvidas. Para isso é necessário ajustar um capacitor variável do amplificador de carga (o Trans Sens Range).

Deste modo, não é preciso determinar curvas de aferição, basta que se utilize, por ocasião dos ensaios, o mesmo valor obtido para o Trans Sens durante a aferição de cada escala.

Os valores obtidos para o Trans Sens, de acordo com as componentes da força de usinagem e as respectivas escalas, podem ser vistos na Tabela II.

3.2.3 - Aferição do registrador

A aferição do registrador foi feita juntamente com a aferição do dinamômetro.

OBS	Multímetro Y (volts)	Número de pulsos						Média (pulsos)	Desvio padrão	RPM X
		464	453	449	468	449	453			
01	0,99	464	453	449	468	449	453	456,0	7,35	182,4
02	1,50	675	674	675	690	680	678	678,6	5,46	271,4
03	2,01	931	907	922	909	923	929	920,2	9,16	368,1
04	2,50	1147	1127	1151	1141	1124	1125	1135,8	10,93	454,3
05	3,00	1374	1360	1354	1351	1370	1359	1361,3	8,20	544,5
06	3,50	1586	1573	1573	1577	1586	1581	1579,3	5,45	631,7
07	4,00	1805	1798	1791	1791	1799	1800	1797,3	5,00	718,9
08	4,50	2026	2024	2022	2022	2028	2030	2025,3	3,00	810,1
09	5,01	2250	2256	2277	2260	2255	2250	2258,0	9,18	903,2
10	5,48	2461	2474	2468	2456	2478	2485	2470,3	9,88	988,1
11	6,03	2713	2710	2733	2729	2733	--	2723,6	10,03	1089,4
12	6,50	2926	2936	2912	2917	2924	2915	2921,6	8,05	1168,6
13	7,00	3141	3142	3143	3147	3155	3150	3146,3	4,95	1258,5

Tabela I - Aferição do sistema de medição das rotações.

Força \ Escala	1×10^2 kgf	2×10^2 kgf	5×10^2 kgf
Pa	9.995	9.965	-
Pp	7.755	7.640	-
Pc	3.630	3.620	3.630

Tabela II - Posições do "Trans. Sens."

Ao mesmo tempo em que se fazia o carregamento da plataforma ' dinamométrica, com o auxílio da balança e dos pesos, para a ajusta- gem do capacitor variável do amplificador de carga, também se efetu- ava um registro deste carregamento no papel fotográfico do registra- dor, conforme esquema mostrado na figura 3.3.

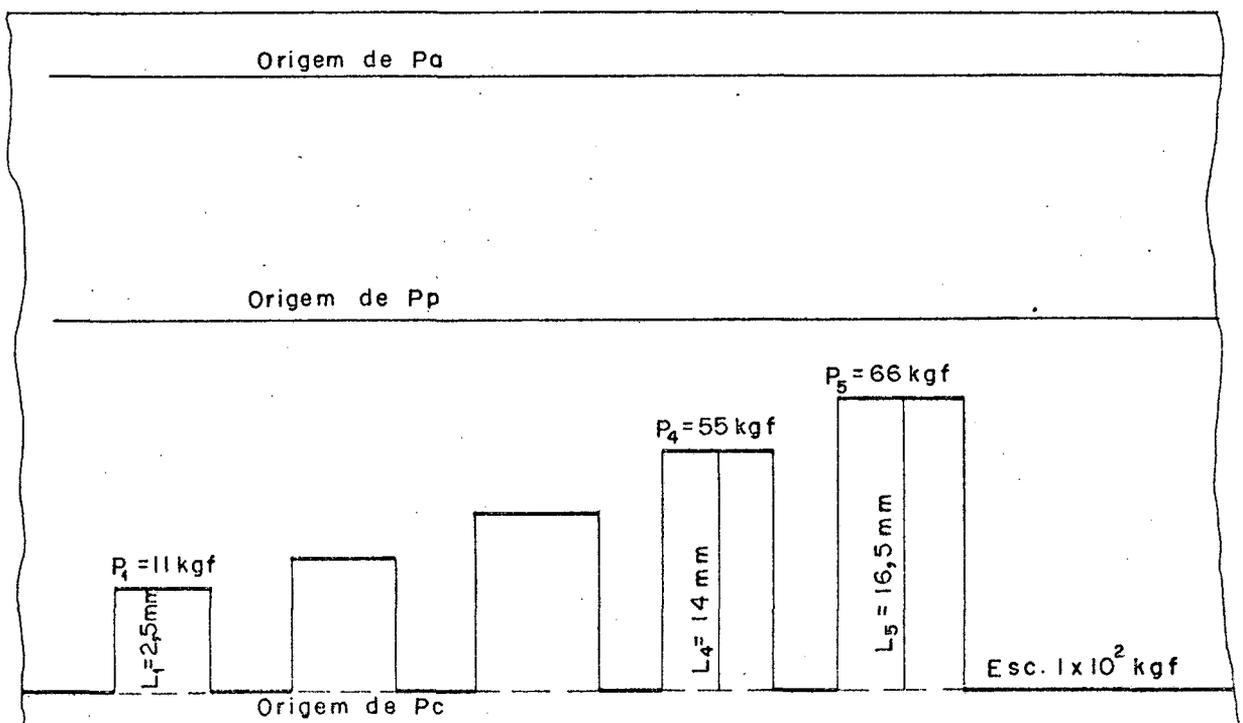


Figura 3.3 - Exemplo de registro dos carregamentos para a aferição do conjunto dinamômetro/regis- trador.

Após o registro de todos os carregamentos, para as três compo- nentes da força de usinagem, em suas diversas escalas de medição, e

respectivas posições do Trans Sens, foi possível, através de uma regressão linear, determinar as equações de correspondência entre força aplicada e registro obtido, cujos resultados aparecem na Tabela III.

Força \ Escala	1×10^2 kgf	2×10^2 kgf	5×10^2 kgf
Pa	$P = 2,7883L - 1,0590$ $R^2 = 0,9998$	$P = 5,4810L - 0,1041$ $R^2 = 0,9998$	---
Pp	$P = 2,1500L - 0,3925$ $R^2 = 1,0000$	$P = 4,3240L - 0,8460$ $R^2 = 0,9998$	---
Pc	$P = 1,9239L + 0,5394$ $R^2 = 0,9990$	$P = 0,2578L - 0,3476$ $R^2 = 0,9998$	$P = 9,6726L - 0,3937$ $R^2 = 1,0000$
onde:	R^2 - coeficiente de determinação P - força aplicada (kgf) L - ordenada da reta de registro obtida (mm)		

Tabela III - Equações para a determinação da força aplicada à partir do registro obtido.

3.3 - Montagem do conjunto

A figura 3.4, a seguir, mostra de forma esquemática, os equipamentos utilizados nos testes de usinagem.

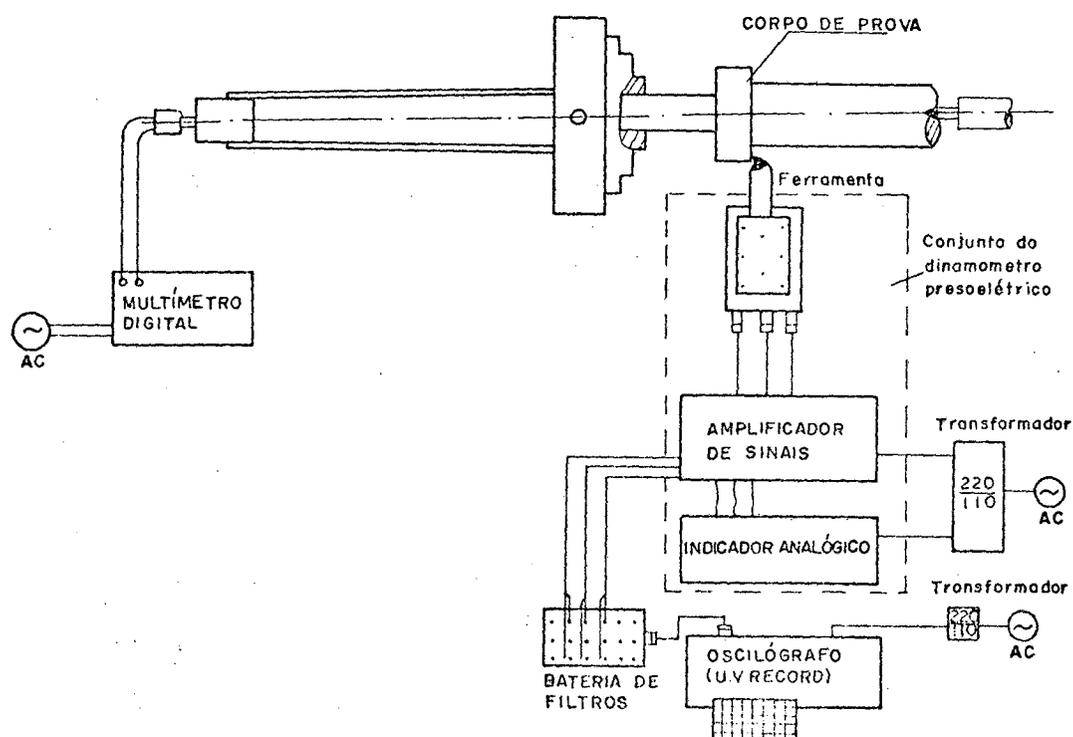


Figura 3.4 - Representação esquemática dos equipamentos usados nos testes de usinagem.

4 - MATERIAL

O material utilizado nos ensaios de usinabilidade, foi gentilmente doado pela Mannesmann Comercial Ltda., sob a forma de tubos mecânicos de parede espessa, sem costura, com diâmetro externo variando entre 100 e 115 mm, e espessura de parede de 25 a 30 mm.

4.1 - Composição química

Foram recebidos três tubos, de comprimento variável, e classificados, para a facilidade na caracterização do material, em materiais A, B e C. A composição química das amostras retiradas destes tubos, aparece na Tabela IV, abaixo.

Elemento \ Amostra	A	B	C
Carbono	0,220 %	0,230 %	0,240 %
Silício	0,240 %	0,300 %	0,280 %
Manganês	1,530 %	1,530 %	1,480 %
Fósforo	0,030 %	0,031 %	0,031 %
Enxôfre	0,028 %	0,027 %	0,020 %

Tabela IV - Composição química das amostras.

Além da análise química, foram realizados também, medições de dureza, ensaios de tração e análise metalográfica, em amostras retiradas de cada um dos tubos, conforme se mostra nos itens seguintes deste capítulo, ficando caracterizado se tratar, o material fornecido, de um aço estrutural de alta resistência.

4.2 - Corpos de prova para usinagem

Os corpos de prova utilizados nos ensaios de usinabilidade foram recortados dos tubos, com comprimentos variáveis entre 120 e 150 mm, e identificados com as letras A, B ou C, de acordo com o tubo de origem. Algumas destas peças sofreram um tratamento térmico de recozimento, conforme se descreve no item 4.3, resultando em corpos de prova AR, BR e CR. Das peças onde foi realizado um tratamento térmico de normalização, resultaram os corpos de prova AN, BN e CN. O restante das peças, mantidas no estado de fornecimento, foram

identificadas por AO, BO e CO.

Após os tratamentos térmicos, os corpos de prova foram usinados internamente, para permitir a sua montagem sobre um eixo, com

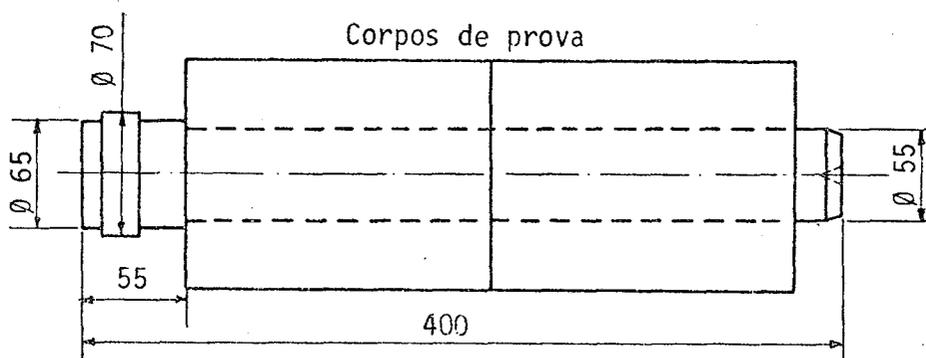


Figura 4.1 - Montagem dos corpos de prova no eixo passante.

interferência, conforme figura 4.1, possibilitando assim um maior aproveitamento do material, fixação entre pontos e usinagem de dois corpos de prova simultaneamente.

O eixo utilizado como suporte foi fabricado com aço SAE 1045, e a montagem dos corpos de prova foi feita em uma prensa hidráulica.

Antes da montagem definitiva, mas já ajustados no eixo, os corpos de prova eram faceados, nas duas extremidades, permitindo assim, um ajuste quase perfeito das superfícies em contato, após a montagem definitiva, e evitando também uma descontinuidade no corte.

Foi removida de cada corpo de prova, uma camada externa de aproximadamente 2 mm de espessura, antes do início dos ensaios, para corrigir excentricidades e retirar a carepa resultante dos tratamentos térmicos, ou do próprio processo de fabricação dos tubos.

4.3 - Tratamentos térmicos

A fim de que se pudesse estudar a influência do tamanho de grão do aço na usinabilidade, foram efetuados tratamentos térmicos no material original, para provocar uma variação no seu tamanho de grão. Estes tratamentos térmicos foram um recozimento e uma normalização.

O recozimento constituiu-se de um aquecimento do material, juntamente com o forno, até uma temperatura de 1.000°C, sendo esta tem

peratura mantida por um período de 2 horas e 30 minutos. O resfriamento foi feito juntamente com o forno, até a temperatura ambiente.

Para a normalização, o material foi colocado no forno, já à 850°C, e após a estabilização desta temperatura, mantido por um período de 30 minutos, com posterior resfriamento ao ar.

Resultou destes tratamentos térmicos, uma variação bastante acentuada no tamanho de grão do aço, conforme se pode observar na figura 4.2, em comparação com o tamanho de grão do material original.

4.4 - Análise metalográfica

Para uma melhor caracterização do material usado nos ensaios de usinabilidade, em função dos tratamentos térmicos a que foi submetido, com o objetivo de se obter as estruturas com tamanho de grão diferenciado, foram preparados uma série de corpos de prova para análise metalográfica.

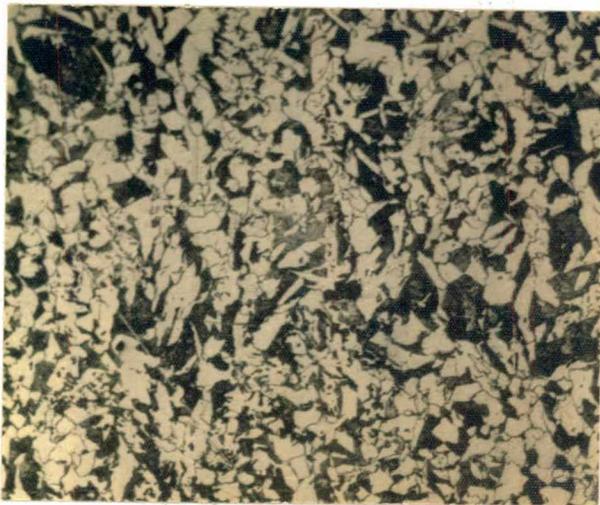
Preparou-se 9 corpos de prova, de acordo com as amostras do aço e tratamentos térmicos realizados (veja quadro abaixo).

	Nº do corpo de prova		
Estado fornecido	CP 1A	CP 2B	CP 3C
Normalizado	CP 4A	CP 5B	CP 6C
Recozido	CP 7A	CP 8B	CP 9C

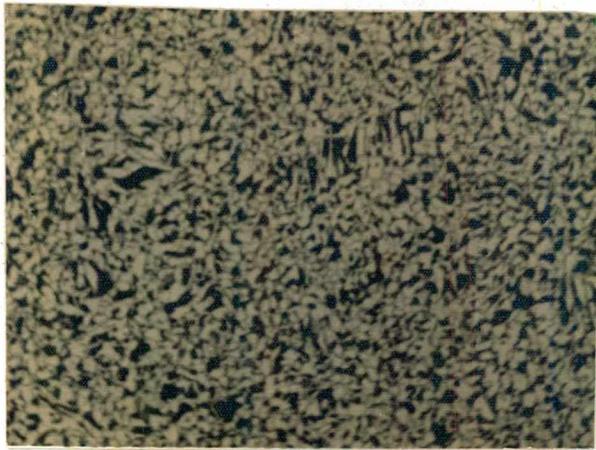
A estrutura observada nas micrografias dos corpos de prova do material no estado de fornecimento é composta de ferrita, perlita e bainita. A presença destes três constituintes fica bem evidenciada na figura 4.4 (CP 3C).

De acordo com a composição química do aço utilizado (veja Tabela IV), encontrou-se no "Atlas Zur Warmbehandlung der Stähle" [26], as curvas C.C.T. do aço 19Mn5 (DIN), que permitem ajudar no esclarecimento das estruturas obtidas nos tratamentos térmicos, conforme figuras 4.2 à 4.4.

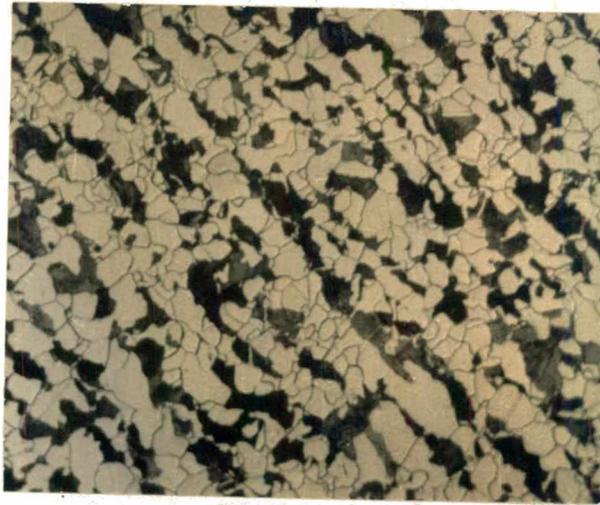
Observa-se também que existe uma pequena diferença no tamanho de grão das três amostras de cada grupo, variação esta que nos ensaios de usinabilidade não foi significativa. Os grãos nas três amostras do estado de fornecimento, apresentam-se de forma angular, o que demonstra que o material não foi recozido após a conformação mecânica.



CP 1A

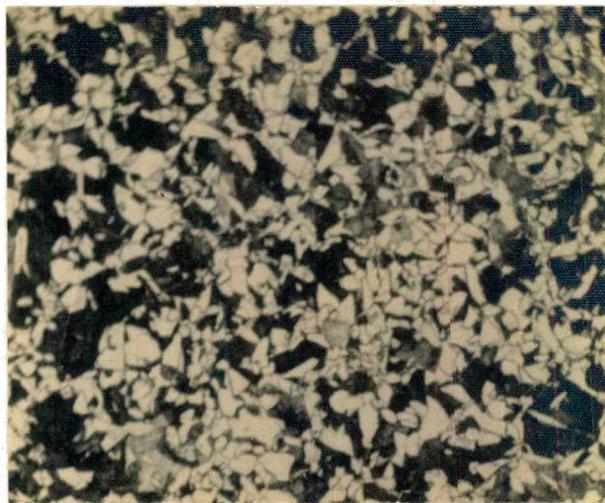


CP 4A

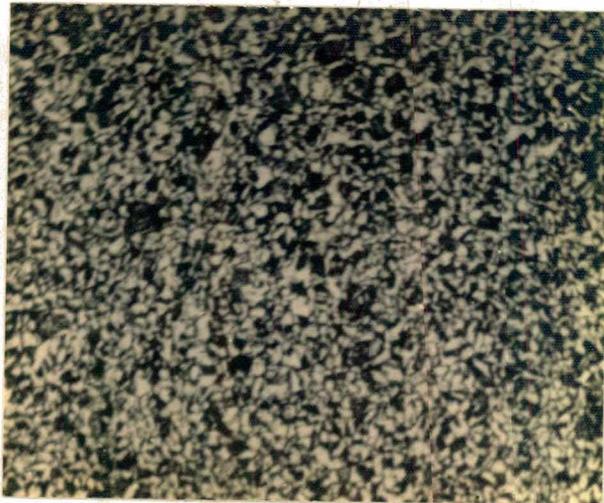


CP 7A

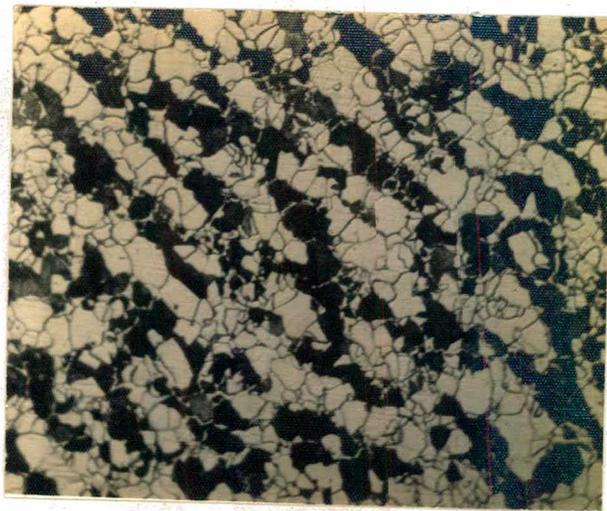
Figura 4.2 - Micrografias do material A, corpos de prova 1A (estado original de fornecimento), 4A (normalizado) e 7A (recozido), aumento 100x, atã que com Nital 2%.



CP 2B

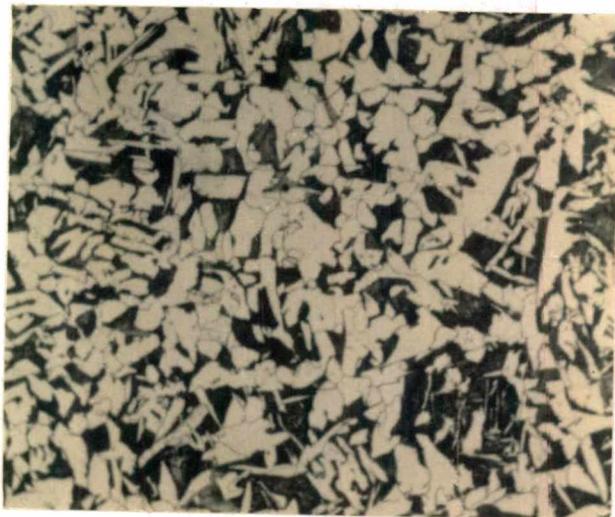


CP 5B

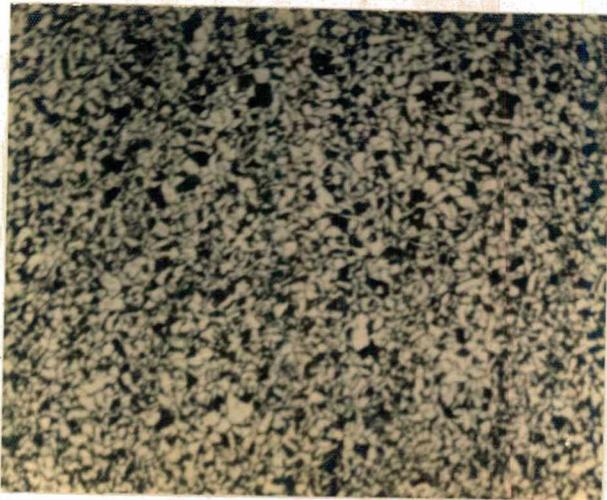


CP 8B

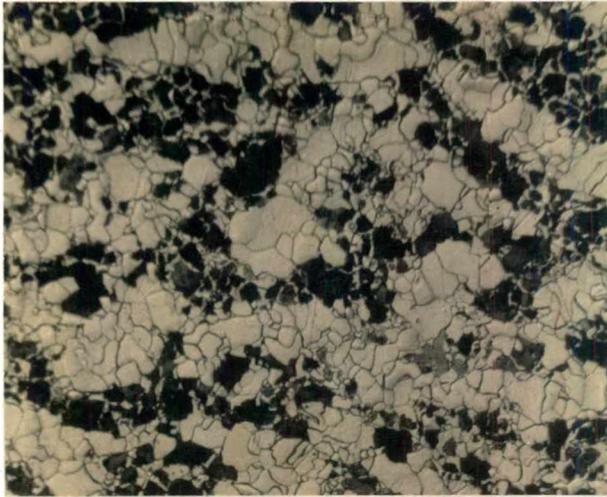
Figura 4.3 - Micrografias do material B, corpos de prova 2B (estado original de fornecimento), 5B (normalizado) e 8B (recozido), aumento 100x, atá que com Nital 2%.



CP 3C



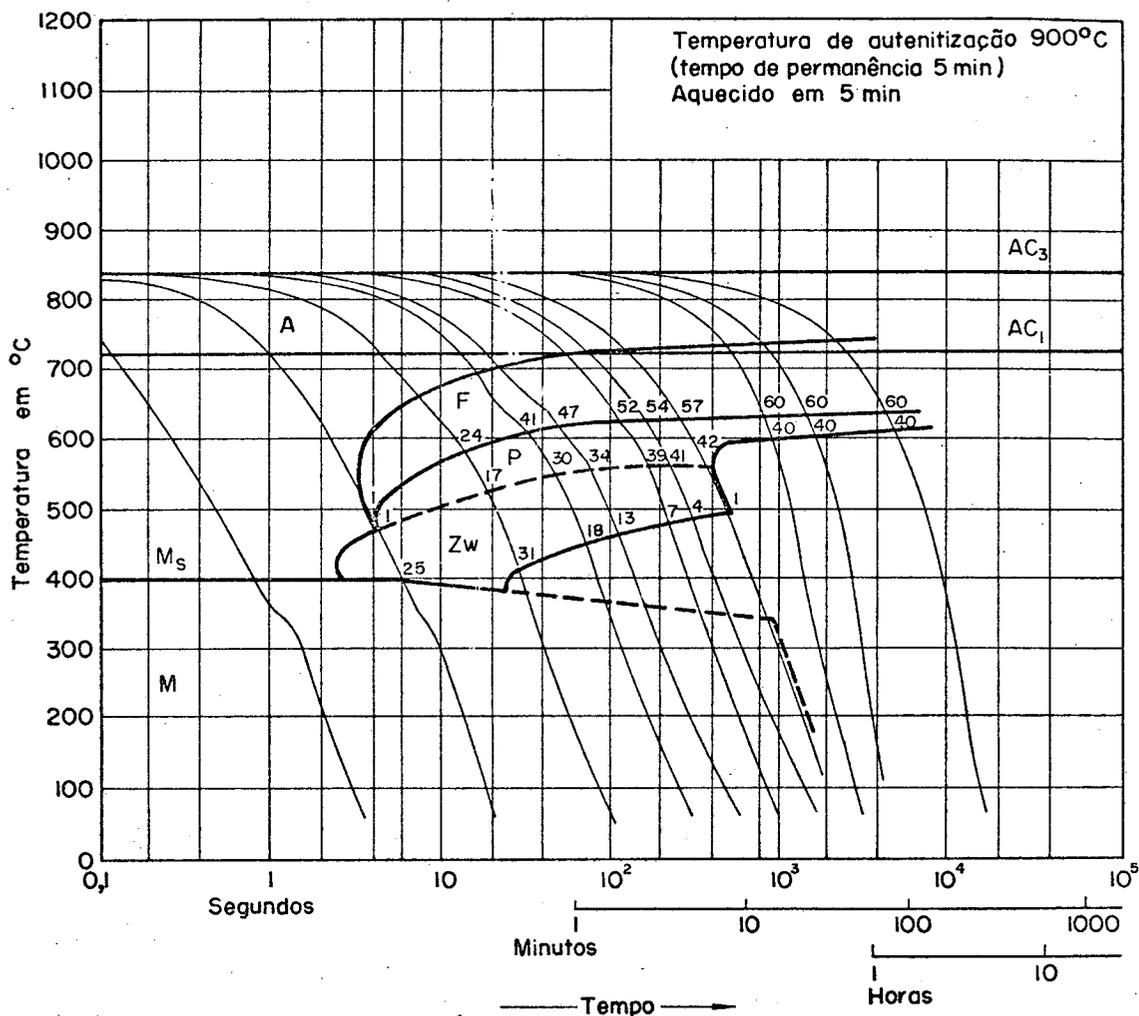
CP 6C



CP 9C

Figura 4.4 - Micrográfias do material C, corpos de prova 3C (estado original de fornecimento, 6C (normalizado) e 9C (recozido), aumento 100X, atalado com Nital 2%.

As micrografias do material que foi submetido ao tratamento de recozimento apresentam uma estrutura de ferrita e perlita, sendo que os grãos assumiram a forma equiaxial característica de um material totalmente recristalizado. A forma estriada da ferrita



- A- campo da austenita
- F- região de formação da ferrita
- P- região de formação da perlita
- Zw- região de formação da bainita
- M- região de formação da martensita

Figura 4.5 - Curvas C.C.T. do aço 19Mn5 (DIN 17006).

e perlita é consequência da conformação mecânica sofrida pelo material.

O tamanho de grão nas três amostras é quase idêntico, e de acordo com a ASTM é classificado com o número 5 à 8.

Os corpos de prova para a usinagem, submetidos ao tratamento térmico de normalização e resfriados ao ar, em função de suas dimensões, sofreram um resfriamento relativamente lento (de 850 a 600°C em tempo superior a 10 min), o que resultou numa estrutura de ferrita e perlita. Como se trata de um aço com teor de Mn de 1,53%, mesmo com resfriamento relativamente lento, ainda se consegue uma granulação bastante fina (8 ASTM).

4.5 - Ensaaios de tração

Os corpos de prova utilizados nos ensaios de tração foram obtidos, a partir dos tubos originais, efetuando-se cortes ao longo da secção transversal dos tubos. De cada um destes anéis, eram retirados três corpos de prova, conforme esquema da figura 4.6.

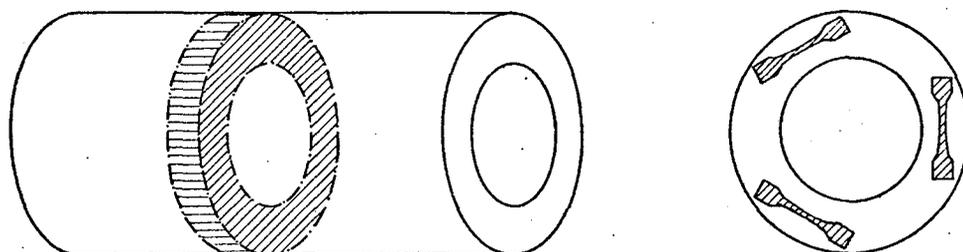


Figura 4.6 - Obtenção dos corpos de prova para os ensaios de tração.

A forma e as dimensões dos corpos de prova são apresentadas na figura 4.7, abaixo.

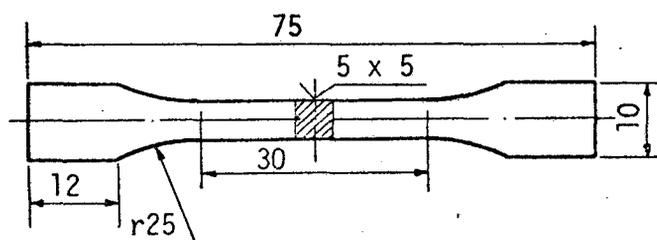


Figura 4.7 - Corpo de prova para ensaio de tração.

Os resultados obtidos nos ensaios de tração estão indicados na Tabela V.

4.6 - Medições de dureza

Os corpos de prova para a determinação de dureza Brinell, eram discos retirados dos tubos, com ou sem tratamento térmico, da mesma maneira indicada na figura 4.6, para a obtenção dos corpos de prova usados nos ensaios de tração.

Corpo de prova	Tensão de ruptura (kgf/cm ²)	Tensão de escoamento (kgf/cm ²)	Alongamento (%)	Estricção (%)
A1	9283	3760	30	47
A2	--	3640	31	47
A3	9230	3600	26	48
A4	9509	3720	26	47
A5	9585	3640	30	47
A6	9018	3600	30	45
Média	9325	3660	28,8	46,8
Des. Padrão	203	60	2,0	0,9
B1	--	3880	--	--
B2	9172	3840	27	42
B3	9172	3920	24	42
Média	9172	3880	25,5	42
Des. Padrão	0	33	1,5	0
C1	10272	3640	33	56
C2	9642	3680	26	44
C3	--	--	28	51
C4	8590	3680	25	39
C5	9913	3360	30	54
C6	8800	3560	28	45
C7	10731	3480	34	59
Média	9658	3566	29,2	49,7
Des. Padrão	761	116	3,4	6,7

Tabela V - Resultado dos ensaios de tração.

Foram feitas impressões em três diâmetros diferentes, em cada disco; sobre o diâmetro médio, num diâmetro próximo da periferia, e num diâmetro junto à parte interna do tubo (veja figura 4.8).

As impressões foram feitas em superfícies previamente retificadas, aplicando-se uma carga de 187,5kgf, durante um tempo de 30' segundos, com uma esfera de 2,5 mm de diâmetro. O diâmetro de cada impressão foi tomado como uma média de duas leituras feitas a 90° uma da outra.

Os resultados dos ensaios de dureza, para o material original, recozido e normalizado, são apresentados na Tabela VI.

Material \ Diâmetro	d_1	d_m	d_2	Média	
Original	AO	165	168	168	167
	BO	180	191	190	187
	CO	168	167	167	167
Recozido	AR	150	157	153	153
	BR	153	159	156	156
	CR	153	153	153	153
Normaliz.	AN	167	174	167	170
	BN	169	172	169	170
	CN	162	163	167	164

Tabela VI - Medições de dureza HB.

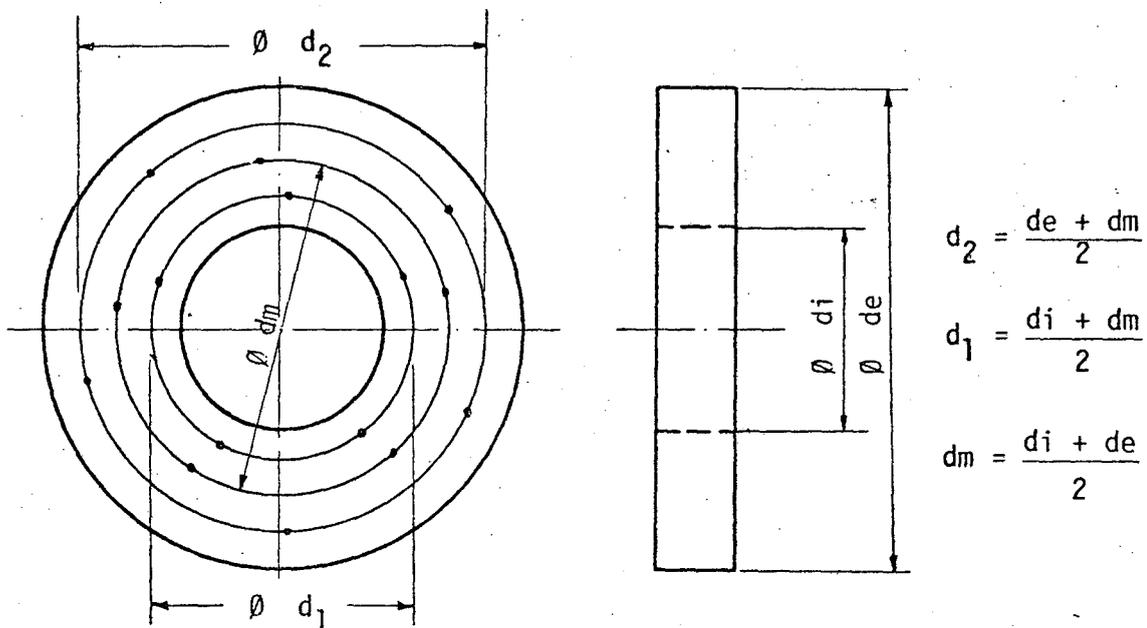


Figura 4.8 - Corpo de prova para ensaio de dureza.

5. ENSAIOS DE USINABILIDADE

5.1 - Procedimento experimental

Uma desvantagem apresentada pelos ensaios de usinabilidade de longa duração, está no fato de que estes ensaios exigem o consumo de um volume bastante grande de material, inconveniente este agravado, no caso deste trabalho, devido à pequena quantidade de material disponível.

Assim, as condições de usinagem foram escolhidas de modo a provocar um desgaste rápido da ferramenta, com a finalidade de consumir a menor quantidade de material possível, mas permitindo sempre uma vida útil da ferramenta superior a 5 min, conforme recomendações da BSI [2].

As condições de usinagem utilizadas nos ensaios estão indicadas na Tabela VII, para o material original, normalizado e recozido, respectivamente.

Material	Teste	Vc (m/min)	a (mm/rot)	p (mm)
Original	01	160	0,40	1,6
	02	180	0,25	2,0
	03	200	0,315	2,0
	04	200	0,25	2,5
Normalizado	05	180	0,25	2,0
	06	200	0,20	2,0
	07	180	0,40	1,6
	08	220	0,25	2,0
Recozido	09	200	0,25	2,0
	10	180	0,40	1,6
	11	220	0,20	2,0
	12	180	0,25	2,0

Tabela VII - Condições de usinagem.

Durante a realização dos ensaios, foram feitos registros do tempo de usinagem e das componentes da força de usinagem, com o auxílio do registrador, conforme descrição no item 3.1.5.

Após cada passe, de comprimento variável entre 120 e 300 mm, a pastilha era retirada do seu suporte e medido o desgaste de flanco. Quando este desgaste atingia 0,30 mm, ou valores muito próximos deste, uma nova condição de usinagem era testada, de acordo com os

valores na Tabela VII.

5.2 - Resultados obtidos

Os resultados individuais obtidos, nas doze condições de usinagem testadas, estão apresentados no Apêndice I.

5.3 - Análise dos resultados

Para a determinação dos parâmetros da fórmula expandida de Taylor, é importante que se tenha quantidades iguais de pontos de cada condição de usinagem testada, para que uma condição não tenha influência maior do que outra nos resultados finais.

A quantidade de pontos (chama-se de ponto ao conjunto V_{c_i, a_i} , P_i , T_i , VB_i , com $i = 1, \dots, N$), ou tamanho da amostra, N , para um erro percentual máximo admissível igual a $\pm 5\%$, deve ser de no mínimo 40, ou seja $n = 40$, [23], [1].

Desta maneira, dentro das condições de ensaio do presente trabalho, foram tomados 11 pontos de cada condição de usinagem, num total de 44 pontos para os três estados a saber; fornecido, normalizado e recozido.

Pode-se ver no Apêndice I, que a quantidade de valores de desgaste de flanco, VB , e tempo de usinagem, T , obtidos experimentalmente, não é a mesma para cada condição de teste. Obteve-se nos diversos ensaios quantidades de valores que variaram de 8 a 17 pontos por condição de ensaio.

Desta forma, para que uma condição não tenha uma influência maior que a outra, os 11 pontos fixados no presente trabalho não puderam ser tomados diretamente dos resultados experimentais.

A fim de que se pudesse escolher os 11 pontos de cada condição de teste, dentro da mesma faixa de desgaste de flanco (0,10 a 0,30 mm), e igualmente espaçados um do outro (de 0,02 em 0,02mm), foi necessário determinar a equação do desgaste em função do tempo de usinagem.

O modelo matemático mais representativo para esta determinação é [24] :

$$VB = a T^b \quad (6)$$

Com base no modelo acima, foi possível determinar a equação do desgaste de flanco em função do tempo de usinagem para todas as 12 condições de usinagem testadas, conforme mostra a Tabela VIII (veja também os gráficos do Apêndice II).

Calculando-se então, os valores do tempo de usinagem, T, para os desgastes de flanco, VB, de 0,10 a 0,30 mm, por intermédio das equações da Tabela VIII, obteve-se os conjuntos de pontos mostrados nas tabelas do Apêndice III, para o material no estado de fornecimento, normalizado e recozido.

Condição	Vc (m/min)	a (mm/rot)	p (mm)	Equação $VB=aT^b$	R ²
01	160	0,40	1,6	$VB = 0,0741 T^{0,3374}$	0,96
02	180	0,25	2,0	$VB = 0,0796 T^{0,3697}$	0,97
03	200	0,315	2,0	$VB = 0,1181 T^{0,5533}$	0,96
04	200	0,25	2,5	$VB = 0,1194 T^{0,3506}$	0,96
05	180	0,25	2,0	$VB = 0,1047 T^{0,5061}$	0,99
06	200	0,20	2,0	$VB = 0,1104 T^{0,5385}$	0,99
07	180	0,40	1,6	$VB = 0,1128 T^{0,4877}$	0,98
08	220	0,25	2,0	$VB = 0,1181 T^{0,5241}$	0,98
09	200	0,25	2,0	$VB = 0,1188 T^{0,4214}$	0,96
10	180	0,40	1,6	$VB = 0,1144 T^{0,4398}$	0,95
11	220	0,20	2,0	$VB = 0,0920 T^{0,4334}$	0,97
12	180	0,25	2,0	$VB = 0,0828 T^{0,4290}$	0,98

Tabela VIII - Equações do desgaste em função do tempo de usinagem.

Entrando-se com estes conjuntos de pontos (Apêndice III) no programa TRALE [21], obtem-se os coeficientes da fórmula expandida de Taylor, conforme pode-se observar nas cópias das listagens no Apêndice IV.

A fórmula expandida de Taylor é escrita então da seguinte maneira:

- Para o material no estado original de fornecimento

$$Vc = 250,08 a^{-0,1192} p^{0,0968} T^{-0,0845} VB^{0,2182} \quad (8)$$

- Para o material normalizado

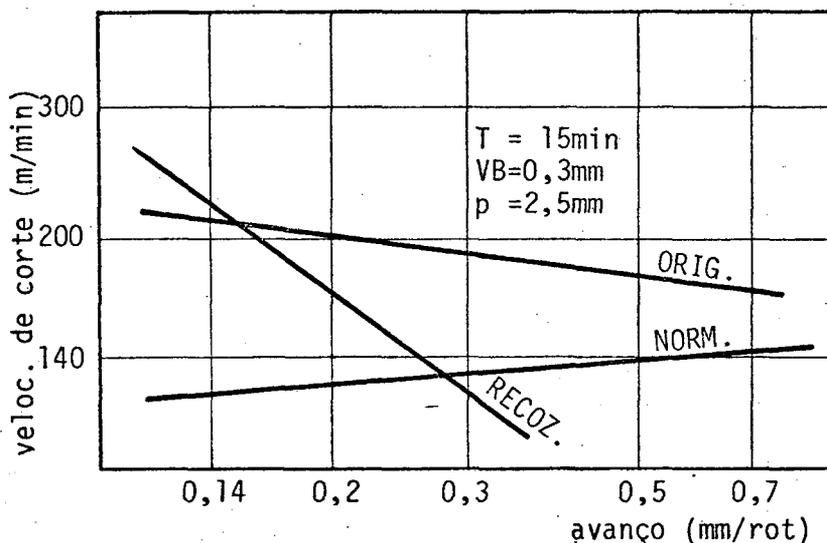
$$Vc = 3.021,47 a^{0,0833} p^{0,5402} T^{-0,6966} VB^{1,3568} \quad (9)$$

- Para o material recozido

$$Vc = 292,40 a^{-0,7483} p^{-1,1271} T^{-0,1279} VB^{0,2972} \quad (10)$$

Uma comparação pura e simples entre os coeficientes das equações acima, a fim de determinar que tipo de material apresentou melhores características de usinabilidade, não é muito clara e representativa.

Conforme é mostrado mais adiante, verificou-se, através dos gráficos seguintes, que a característica de melhor usinabilidade dependia muito das condições de usinagem empregadas, principalmente dos valores de avanço e profundidade de corte.



Figs 5.1 - Variação da velocidade de corte com o avanço.

O gráfico da figura 5.1 mostra a variação da velocidade de corte com o avanço, para uma profundidade de corte, $p=2,5\text{mm}$, um tempo de vida da ferramenta, $T=15\text{min}$, e um desgaste de flanco, VB , de $0,30\text{mm}$.

Pode-se observar neste gráfico, que para valores de avanço inferiores a $0,28\text{ mm/rot}$, o material recozido permite usinagem com velocidades de corte mais altas que o normalizado, mas acima deste valor de avanço, a situação se inverte. O material no estado original de fornecimento é o que apresenta melhor usinabilidade, na faixa normal de trabalho (avanços de $0,20$ a $0,40\text{mm/rot}$).

A variação da velocidade de corte com a profundidade de corte, é mostrada no gráfico da figura 5.2, onde também se pode notar que existe uma relação muito grande entre as características de usinabilidade dos três tipos de materiais ensaiados, e as condições de corte utilizadas.

Na tentativa de representar a variação da velocidade de corte com o par avanço-profundidade de corte, foram traçados os gráficos das figuras 5.3, 5.4 e 5.5. Os retângulos tracejados que aparecem nestas figuras, indicam o campo de variação dos valores de a -

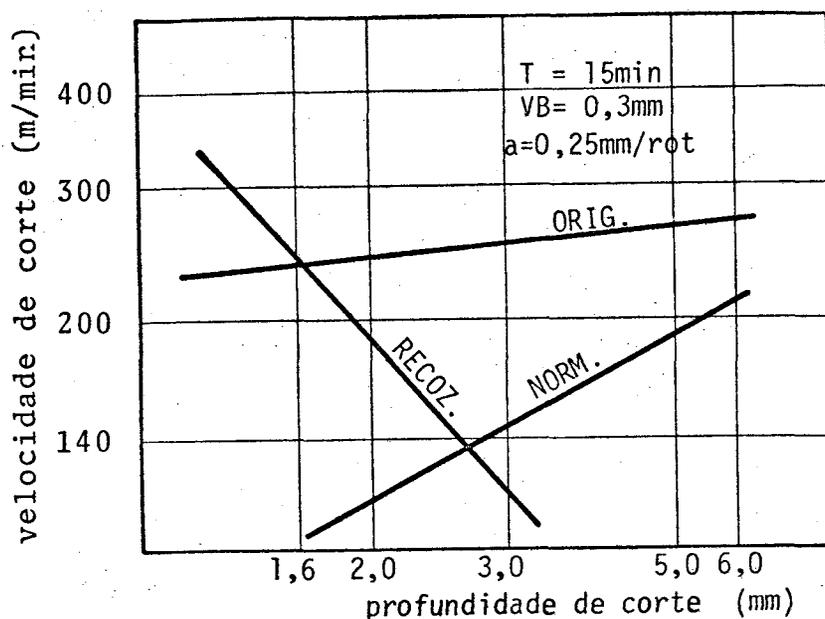


Figura 5.2 - Variação da velocidade de corte com a profundidade de corte.

vanço e profundidade de corte utilizados nos ensaios.

Uma análise destes gráficos mostra que:

- para o material no estado original de fornecimento: é possível trabalhar com valores de velocidade de corte mais altos, quando se utilizam pequenos valores de avanço e grandes profundidades de corte;
- para o material normalizado: velocidades de corte mais altas são possíveis para grandes avanços e grandes profundidades de corte;
- para o material recozido: pequenos valores de avanço e profundidade de corte, permitem a usinagem com velocidades de corte mais altas.

Mas, a característica de melhor usinabilidade, não está relacionada unicamente com a possibilidade de se usinar com velocidades de corte mais altas. Existe uma série de outros fatores que devem ser considerados.

Como não houve uma variação muito significativa nos valores da força de corte, de um tipo de material para outro, e a qualidade da superfície usinada foi a mesma, assim como a forma e o tamanho dos cavacos produzidos, a melhor maneira de comparar as características de usinabilidade destes três tipos de materiais é através da quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta.

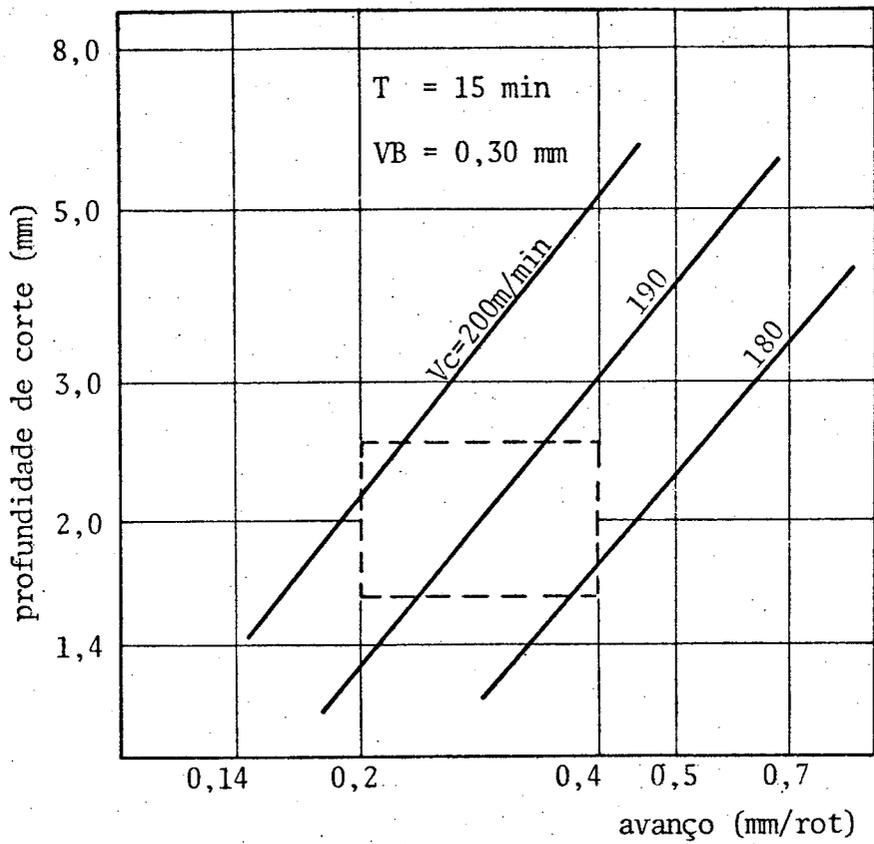


Figura 5.3 - Variação dos valores da velocidade de corte com o avanço e a profundidade de corte para o material no estado original.

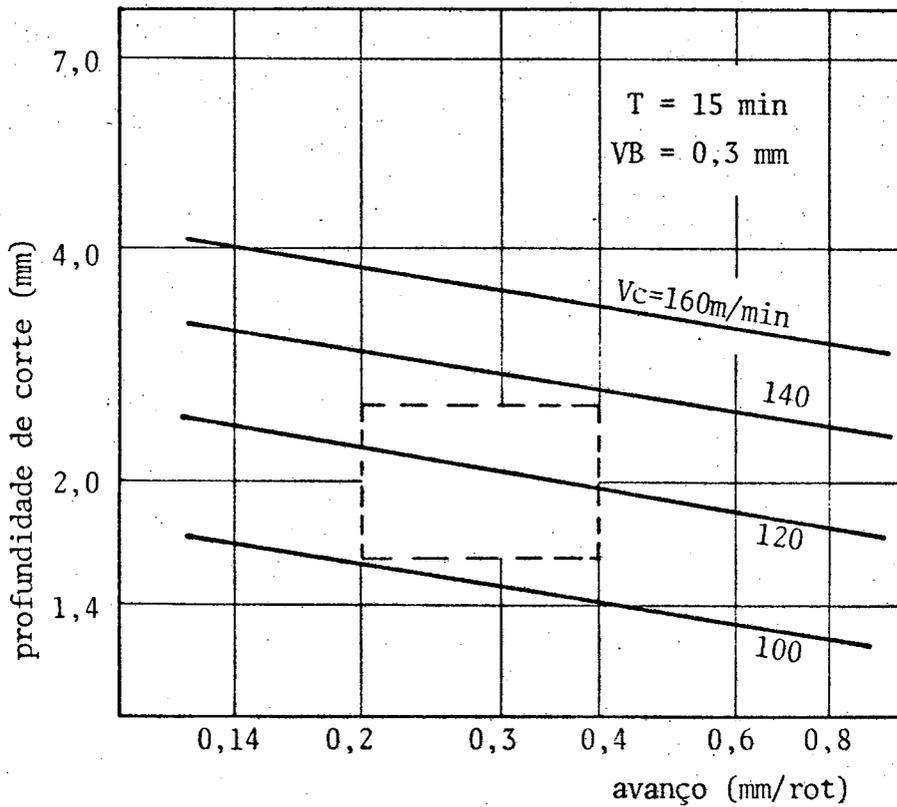


Figura 5.4 - Variação dos valores da velocidade de corte com o avanço e a profundidade de corte para o material normalizado.

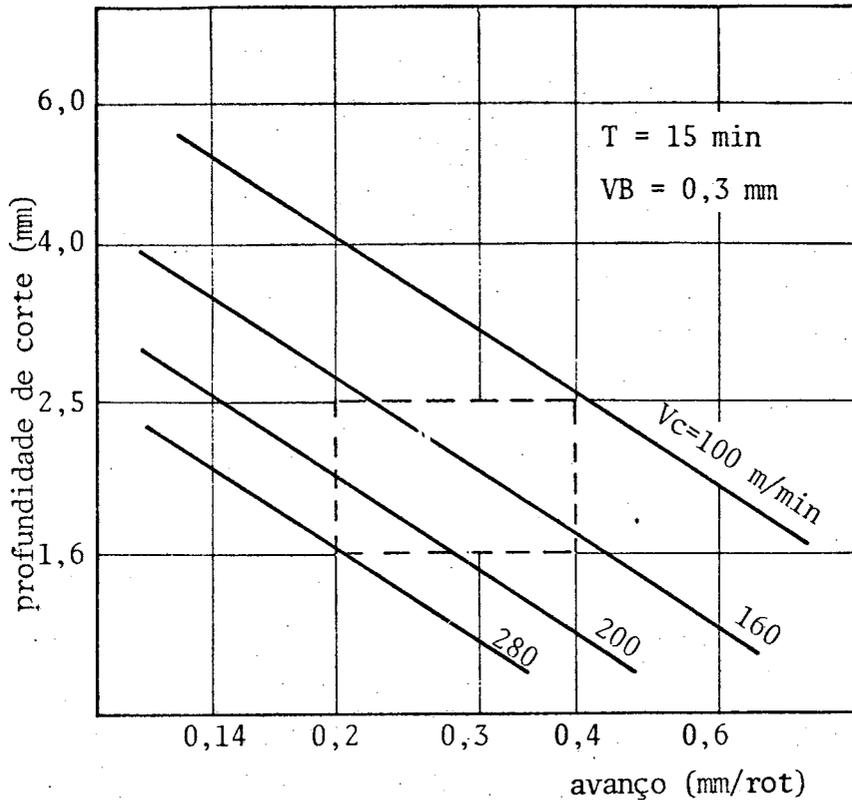


Figura 5.5 - Variação dos valores da velocidade de corte com o avanço e a profundidade de corte para o material recozido.

Os gráficos das figuras 5.6, 5.7 e 5.8, mostram a variação da quantidade de material removido, Q (kg), com os valores de avanço e profundidade de corte utilizados, para uma vida útil da ferramenta' de 15 min.

Com base nestes gráficos, pode-se afirmar que

- para pequenos valores de avanço e profundidade de corte, o material recozido é que apresenta melhores características' de usinabilidade, seguido do material original e do normalizado;
- para valores médios de avanço e profundidade de corte, a situação anterior se inverte, e o material no estado original de fornecimento, passa a ser o que apresenta melhor usinabilidade, seguido do recozido e do normalizado;
- para grandes avanços e profundidades de corte, o material normalizado apresenta melhores características de usinabilidade que o recozido.

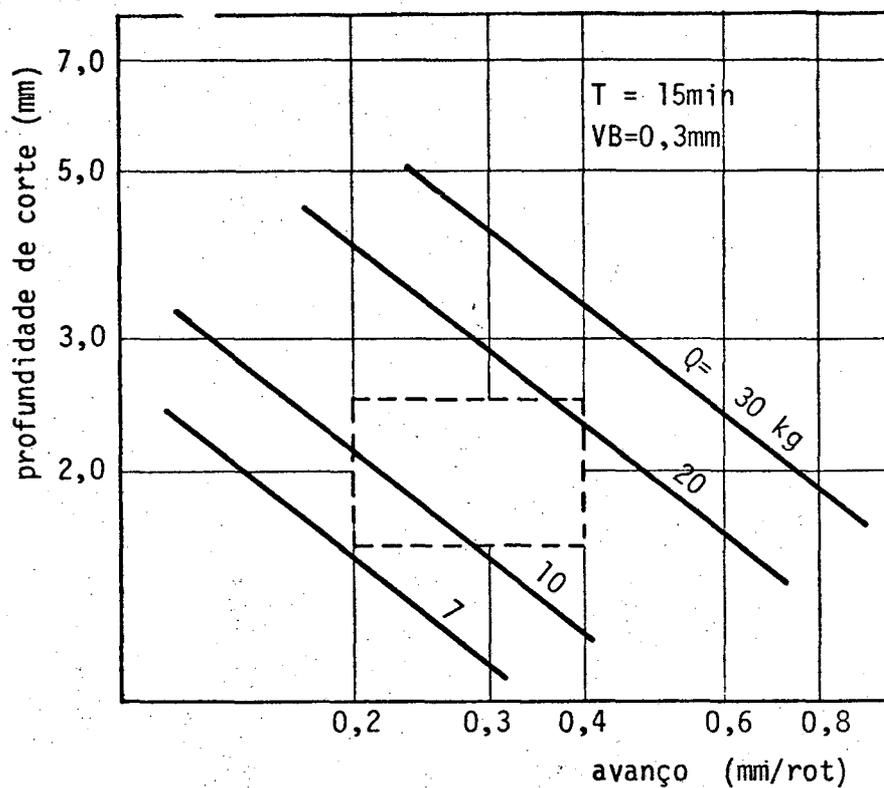


Figura 5.6 - Quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta de corte. Material original.

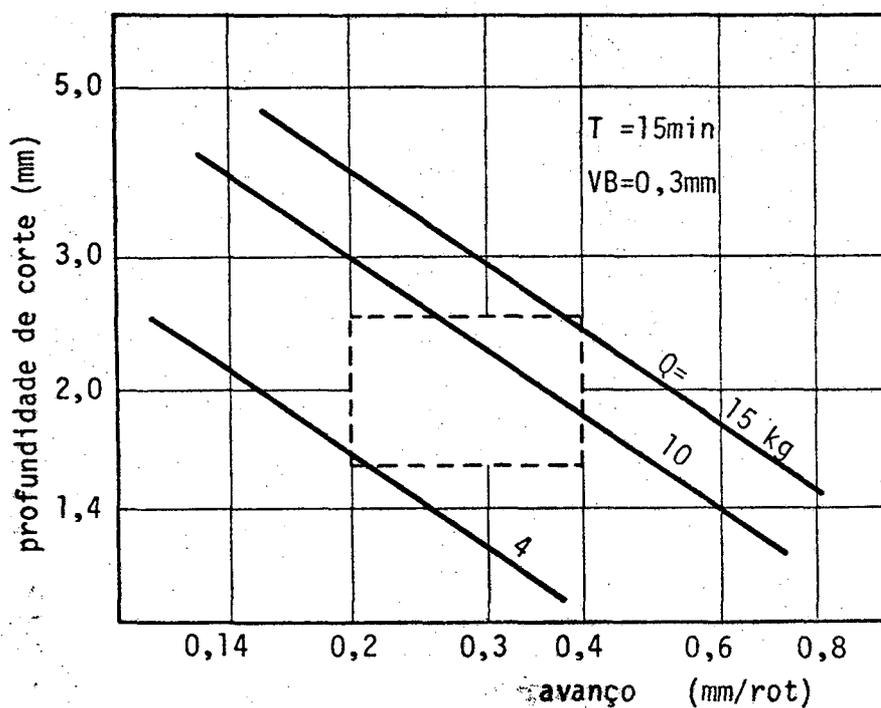


Figura 5.7 - Quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta de corte. Material normalizado.

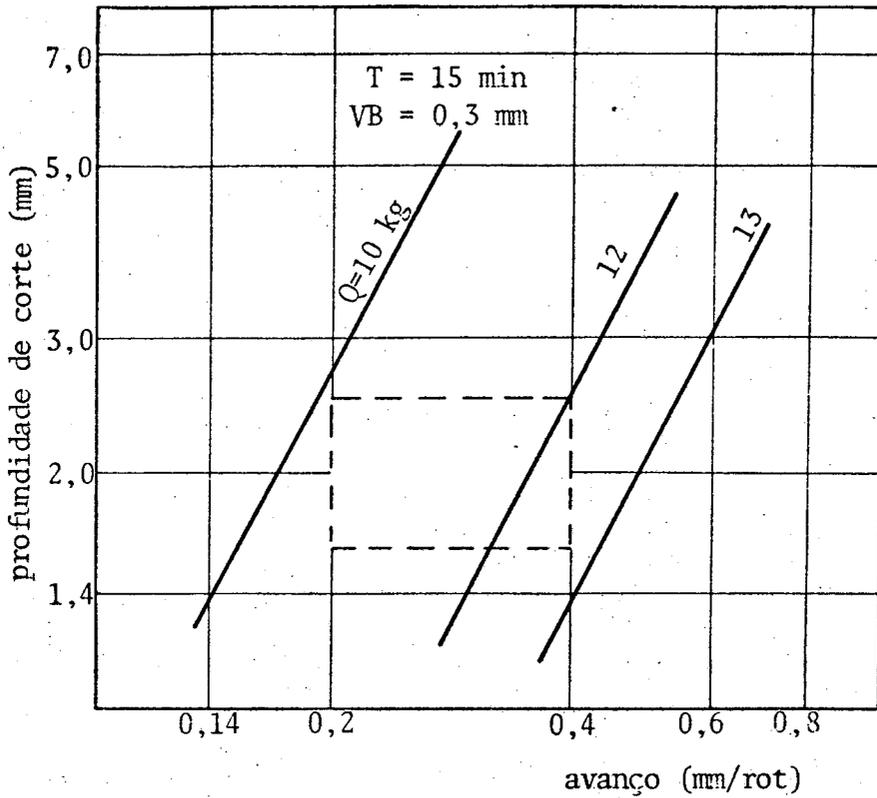


Figura 5.8 - Quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta de corte. Material recozido.

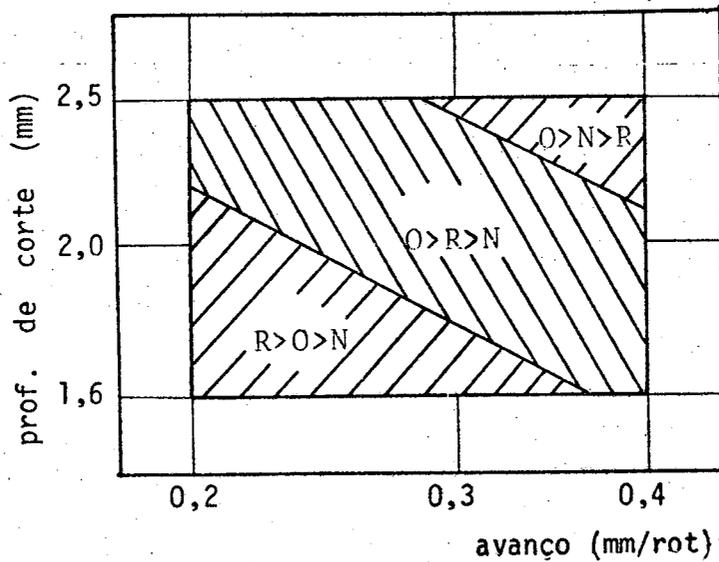


Figura 5.9 - Variação da característica de melhor usinabilidade, entre o material original (O), normalizado (N) e recozido (R), com os valores do avanço e profundidade de corte.

Fica claro, então, a dependência existente entre as condições de usinagem e a usinabilidade destes materiais, não sendo esta última, portanto, unicamente uma função do tamanho de grão do aço, a afirmação esta que pode ser nitidamente observada pela variação brusca do comportamento entre o material no estado original e recozido (figuras 5.6 e 5.8).

O comportamento assumido pelo material normalizado coincide com as expectativas do trabalho, ou seja, houve uma diminuição das características de usinabilidade do material original com a normalização.

Era de se esperar, porém, que o material recozido apresentasse melhores características de usinabilidade que o original, já que com o aumento do tamanho de grão, aumenta a sua usinabilidade [27].

Esta anomalia aparente, no entanto, pode ser justificada com base no seguinte:

- Através do tratamento térmico de recozimento, em função do resfriamento no interior do forno, a relação ferrita/perlita da microestrutura, em relação aos outros dois estados analisados (veja figura 4.5), aumentou. Além do aumento da quantidade de ferrita, a microestrutura assumiu a forma zonada, de camadas alternadas de ferrita e perlita. A ferrita possui uma baixa usinabilidade, e em consequência do zoneamento da estrutura, a usinabilidade do conjunto cai [27]. Desta forma, apesar do aumento do tamanho de grão da ferrita, e pelo seu possível efeito preponderante como redutora da usinabilidade, a mesma ficou prejudicada.
- Como as velocidades de corte usadas nos ensaios foram relativamente altas, o mecanismo de desgaste preponderante é o da difusão [27]. A difusão do carbono e cobalto da ferramenta para a peça é maior na ferrita. É de se esperar, então, um maior desgaste da ferramenta no material recozido, o que conseqüentemente resulta, com base no critério adotado, numa menor usinabilidade.

A fim de que se possa avaliar, conjuntamente, os valores da velocidade de corte e quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta, foram montados os gráficos das figuras 5.10 à 5.12.

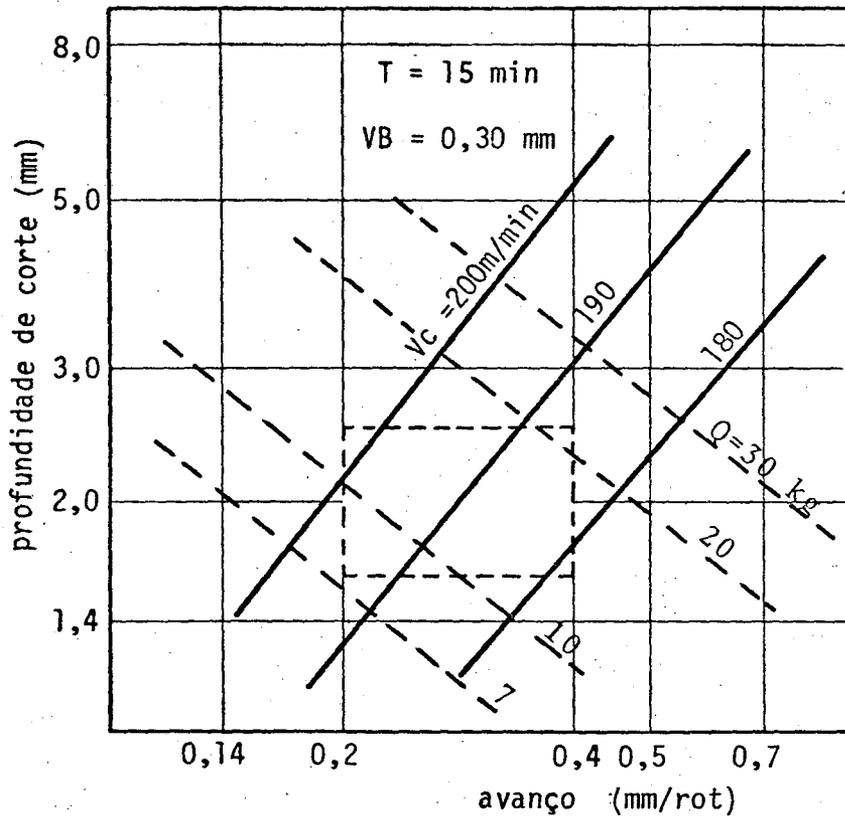


Figura 5.10 - Variação dos valores da velocidade de corte e da quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta, com o avanço e a profundidade de corte, para o material original.

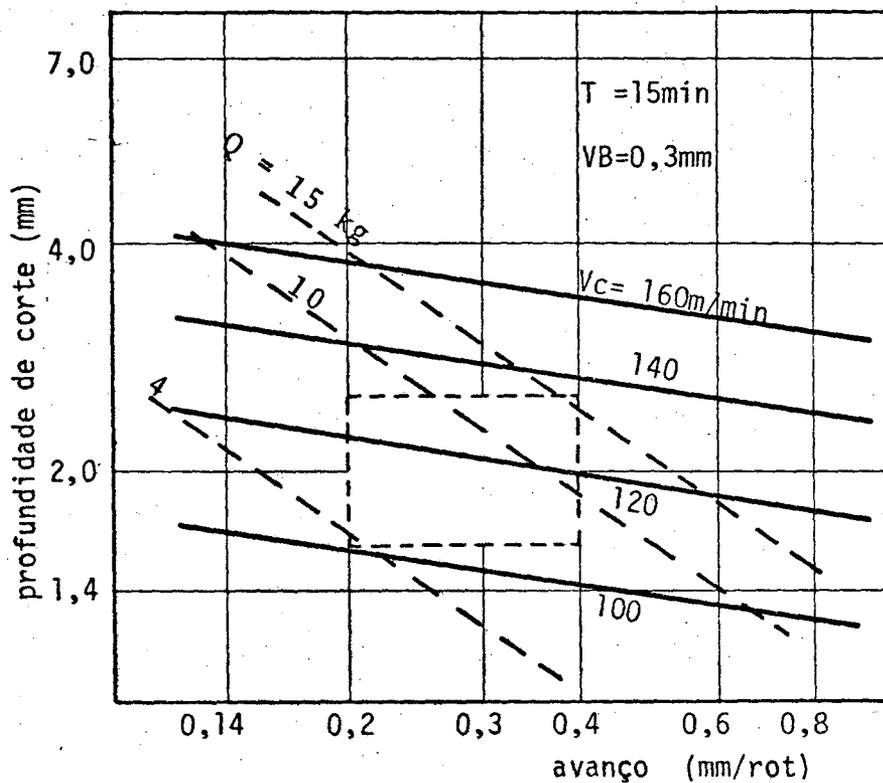


Figura 5.11 - Variação dos valores da velocidade de corte e da quantidade de material removido, para o material normalizado.

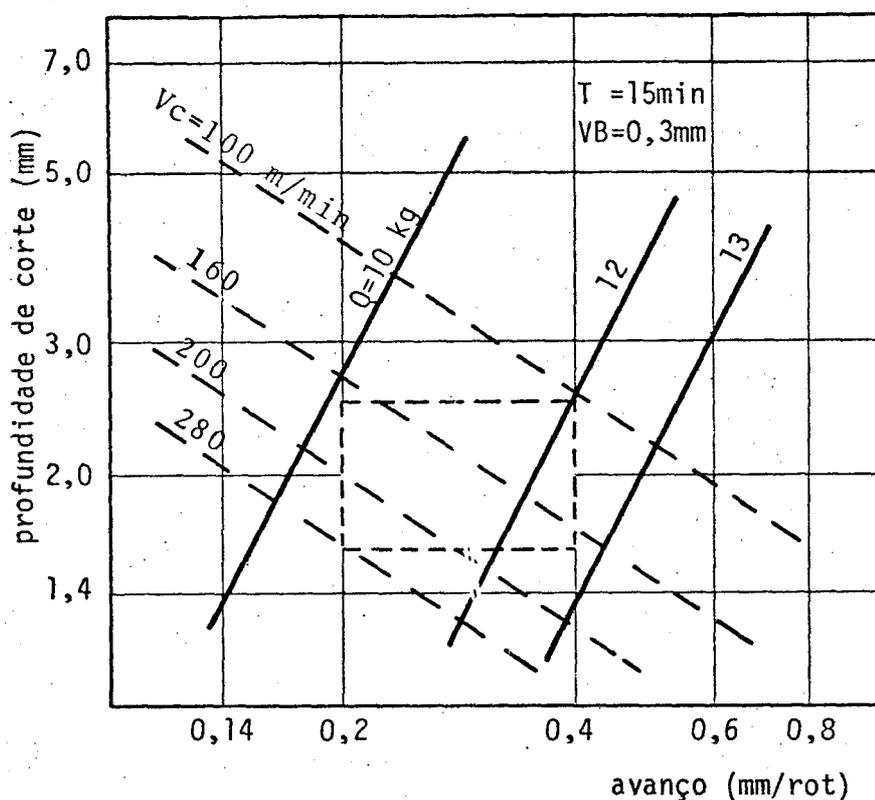


Figura 5.12 - Variação dos valores da velocidade de corte e da quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta, com o avanço e a profundidade de corte, para o material recozido.

Uma análise dos gráficos acima mostra que:

- para o material no estado original de fornecimento, quando se mantém o avanço constante, um aumento da velocidade de corte e da quantidade de material removido, só é possível com o aumento da profundidade de corte. Se a profundidade de corte é mantida constante, uma diminuição do avanço permite um aumento da velocidade de corte, mas com diminuição da quantidade de material removido durante a vida útil da ferramenta de corte.
- para o material normalizado, são válidas as considerações feitas acima, para o caso de ser mantido o avanço constante. Para uma profundidade de corte constante, é necessária uma variação muito grande dos valores do avanço para se conseguir um aumento considerável da velocidade de corte.
- para o material recozido, a utilização de profundidades de corte pequenas, é que vai permitir velocidades de corte, e quantidades de material removido, maiores, mantido o avanço constante. Para este material, são válidas também as considerações feitas anteriormente, no caso do material original, quando se mantém a profundidade de corte constante.

6. CONCLUSÕES

- A fórmula expandida de Taylor apresenta uma variação bastante significativa nos seus parâmetros, quando se varia o tamanho de grão do aço, para as mesmas condições de corte.
- As características de usinabilidade de um aço não são dependentes unicamente do seu tamanho de grão, mas dependem também das condições de usinagem (avanço e profundidade de corte) utilizadas.
- Para um determinado valor de avanço, profundidade de corte e desgaste de flanco máximo admissível, é possível, a partir da fórmula expandida de Taylor, escrever uma equação do tipo $V_c = a T^b$, e a sensibilidade desta equação é muito grande, como na equação de Taylor simples.
- Contrariamente ao que se podia esperar, o aço recozido não apresentou, para determinadas condições de usinagem, uma usinabilidade superior ao material mantido no estado original de fornecimento. O maior desgaste da ferramenta de corte pode ter sido provocado pela microestrutura resultante, que apresenta, no estado recozido, um maior percentual de ferrita, onde o mecanismo de difusão é mais ativo.

As conclusões deste trabalho experimental permitem sugerir os seguintes caminhos para o prosseguimento da pesquisa:

- Estudo do fenômeno da difusão entre o cavaco e a ferramenta como mecanismo preponderante de desgaste para altas velocidades de corte, através da microanálise química e medidas de microdureza da ferramenta e dos cavacos.

BIBLIOGRAFIA

- |1| MESQUITA, N.G.M., "Determinação dos parâmetros da fórmula expandida de Taylor", Tese de Mestrado, UFSC, 1980.
- |2| Specification for Tool-life Testing with Single-Point Turning Tools, ISO - 3685 - British Standards Institution - Gr. 8 - 1977.
- |3| TRENT, E.M., "Tool wear and machinability", Production Engineer, 1959, 38, 105.
- |4| ARMAREGO, E.J.E., "The machining of metals", Prentice-Hall Inc., USA, 1969.
- |5| TAYLOR, J., "Tool wear, life and surface finish", Int. Research Prod. Eng., p 130. New York, Amer. Soc. Mech. Eng., 1963.
- |6| OPITZ, H., "Tool wear and tool life", Int. Research Prod.Eng. p 107, New York., Amer. Soc. Mech. Engrs., 1963.
- |7| HASTINGS, W. F., "Predicting tool life from fundamental work' material properties and cutting conditions", Annals of the CIRP, vol 25/01/1976, p 33.
- |8| VIEREGGE, G., "Stahl und Eisen", v 77, 18, 1957, p 1233.
- |9| KONIG, W., "Horizons in manufacturing technology", Univ. of Michigan, 1967.
- |10| BOEHS, L., "Influencia do sulfeto de manganês na usinabilidade do ferro fundido maleável, preto ferrítico", Tese de Mestrado em Eng. Mec., UFSC, 1979.
- |11| TRENT, E.M., "Cutting-tool Materials", Metallurgical Reviews' 127.
- |12| VIEREGGE, G., "Zerspanung der Eisenwerkstoffe", Dusseldorf , Verlag Stahleisen M.B.H., 1959.
- |13| SCHALLER, E., "Einfluss der Diffusion auf der Verschleiss von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahl", Industrie-Anzeiger, Essen, 87(9), jan 1965.
- |14| KONIG, W., "Werkstoffkenngrößen und ihre Bedeutung für die Zerspanung", Z. Metallkde, Bd 66 (1975).
- |15| FERRARESI, D., "Fundamentos da usinagem dos metais", Editora' Edgar Blucher Ltda, 1970.
- |16| COOK, N.H., Trans. ASME, Series B, v 88, 1966, p 93.

- | 17| BOOTHROYD, G., "The fundamentals of metal Machining", Edward Arnold Publishers Ltda., London, 1965.
- | 18| TAYLOR, J., Proc. 'th Int. M.T.D.R. Conf., 1967, p487.
- | 19| QUEIROZ, A.A., "Usinabilidade do ferro fundido cinzento e avaliação da temperatura e força de corte como sensores de desgaste", Tese de Mestrado, UFSC, 1976.
- | 20| BLACK, P.H., " Theory of metal cutting", McGraw-Hill Book Company, London, 1961.
- | 21| TRALE - Programa tradutor da linguagem estatística,CPD, UFSC.
- | 22| STAM, J.W., "General Introductory Review of the Relationship Between Metallurgy and Machinability", Machinability, 1967, p 65 - 70.
- | 23| WOLDMAN, N.E., "Machinability and Machining Metals", 1951, McGrawHill.
- | 24| TONSHOFF, H.K., "Über die Zerspanbarkeit von Stahl und Gubeisen", VDI-Z 120 (1978) Nr. 7, Abril, p 311 - 318.
- | 25| FIELD, M., "Relation of Microstructure to Machinability of Wrought Steels and Cast Irons", Metcut Research Associates, Inc., Cincinnati, Ohio.
- | 26| "Atlas Zur Warmebehandlung der Stahle", Verlag Stahleisen M. B.H., Dusseldorf, 1976.
- | 27| MOODY, C.J., "Heat Treating for Better Machining", Metal Progress, 10/1976, p 129 - 132.

APÊNDICE I

RESULTADOS DOS ENSAIOS DE USINAGEM

TESTE 01 Mat.: CO Vc=160m/min a=0,4mm/v p=1,6mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	1,43	0,090	68	49	140
02	2,91	0,105	74	52	146
03	4,53	0,125	71	53	144
04	6,11	0,135	72	54	144
05	7,64	0,140	75	56	146
06	9,11	0,150	78	56	149
07	10,55	0,155	76	57	144
08	11,93	0,160	78	56	146
09	13,27	0,170	79	57	149
10	14,55	0,180	78	58	150
11	15,79	0,185	80	56	156
12	16,99	0,190	78	59	147
13	18,17	0,200	85	61	161
14	19,26	0,210	73	59	139
15	20,32	0,220	83	58	154
16	21,36	0,230	87	59	166

TESTE 02 Mat.: C) Vc=180m/min a=0,25mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,72	0,080	91	64	198
02	1,89	0,095	94	66	203
03	3,01	0,115	98	68	213
04	4,10	0,125	97	69	211
05	5,14	0,135	98	70	213
06	6,14	0,150	104	70	217
07	7,11	0,160	102	72	216
08	8,04	0,170	101	71	214
09	8,94	0,180	99	71	214
10	9,81	0,185	100	72	212
11	10,64	0,190	103	73	219
12	11,43	0,200	101	72	214
13	12,18	0,210	104	73	217
14	12,88	0,220	103	73	214
15	13,53	0,230	103	73	212

TESTE 03 Mat.: AO/BO Vc=200m/min a=0,315mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,59	0,100	102	83	247
02	1,14	0,120	99	81	244
03	1,64	0,140	103	82	242
04	2,44	0,180	109	88	263
05	3,17	0,210	108	88	266
06	3,86	0,250	105	88	268
07	4,48	0,290	108	88	270
08	4,77	0,310	-	-	-

TESTE 04 Mat.: CO Vc= 200m/min a=0,25mm/v p=2,5mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,33	0,090	111	73	255
02	1,29	0,120	112	77	256
03	2,20	0,145	114	80	260
04	3,07	0,165	115	80	261
05	3,91	0,190	109	81	256
06	4,68	0,200	111	83	259
07	5,43	0,215	120	86	264
08	6,13	0,230	125	90	268
09	6,78	0,240	125	90	269
10	7,39	0,250	126	89	266
11	7,96	0,270	129	92	269

TESTE 05 Mat.: CN Vc=180m/min a=0,25mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,95	0,100	88	66	202
02	1,87	0,150	98	72	221
03	2,75	0,180	97	70	212
04	3,61	0,190	98	72	220
05	4,44	0,220	105	72	231
06	5,24	0,240	102	73	222
07	6,01	0,260	101	73	226
08	6,75	0,270	102	73	223
09	7,45	0,300	102	74	224

TESTE 06 Mat.: CN Vc=200m/min a=0,20mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,75	0,100	80	55	167
02	1,46	0,130	88	58	180
03	2,14	0,160	88	58	184
04	2,79	0,190	86	58	182
05	3,41	0,210	89	59	179
06	4,06	0,235	90	60	189
07	4,70	0,250	93	60	193
08	5,32	0,280	90	60	193
09	5,94	0,300	90	61	190

TESTE 07 Mat.: AN/CN Vc= 180m/min a=0,40mm/v p=1,6mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,31	0,070	97	92	262
02	0,61	0,090	92	91	255
03	0,92	0,110	94	90	261
04	1,21	0,120	85	89	240
05	1,47	0,130	90	90	255
06	1,74	0,140	93	90	258
07	2,00	0,150	91	90	261
08	2,24	0,160	95	92	263
09	2,47	0,170	94	93	263
10	2,70	0,180	93	92	255
11	2,91	0,185	96	96	260
12	3,43	0,195	89	92	270
13	3,94	0,220	88	90	262
14	4,41	0,235	82	90	242
15	4,84	0,255	88	91	263
16	5,29	0,270	86	92	258
17	5,74	0,295	95	94	265

TESTE 08 Mat.: AN/BN Vc=220m/min a=0,25mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,54	0,090	87	66	211
02	1,07	0,120	92	67	217
03	1,53	0,150	91	67	221
04	2,03	0,170	90	67	221
05	2,47	0,180	88	66	220
06	2,89	0,190	86	64	-
07	3,59	0,220	91	72	218
08	4,26	0,260	92	76	222
09	4,94	0,285	94	71	226
10	5,58	0,310	99	80	232

TESTE 09 Mat.: CR Vc=200m/min a=0,25mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	1,06	0,130	91	69	188
02	2,10	0,160	94	72	198
03	3,12	0,180	98	72	194
04	4,10	0,200	101	74	212
05	5,04	0,230	102	74	209
06	5,94	0,250	103	73	203
07	6,81	0,280	100	71	216
08	7,65	0,300	101	74	204

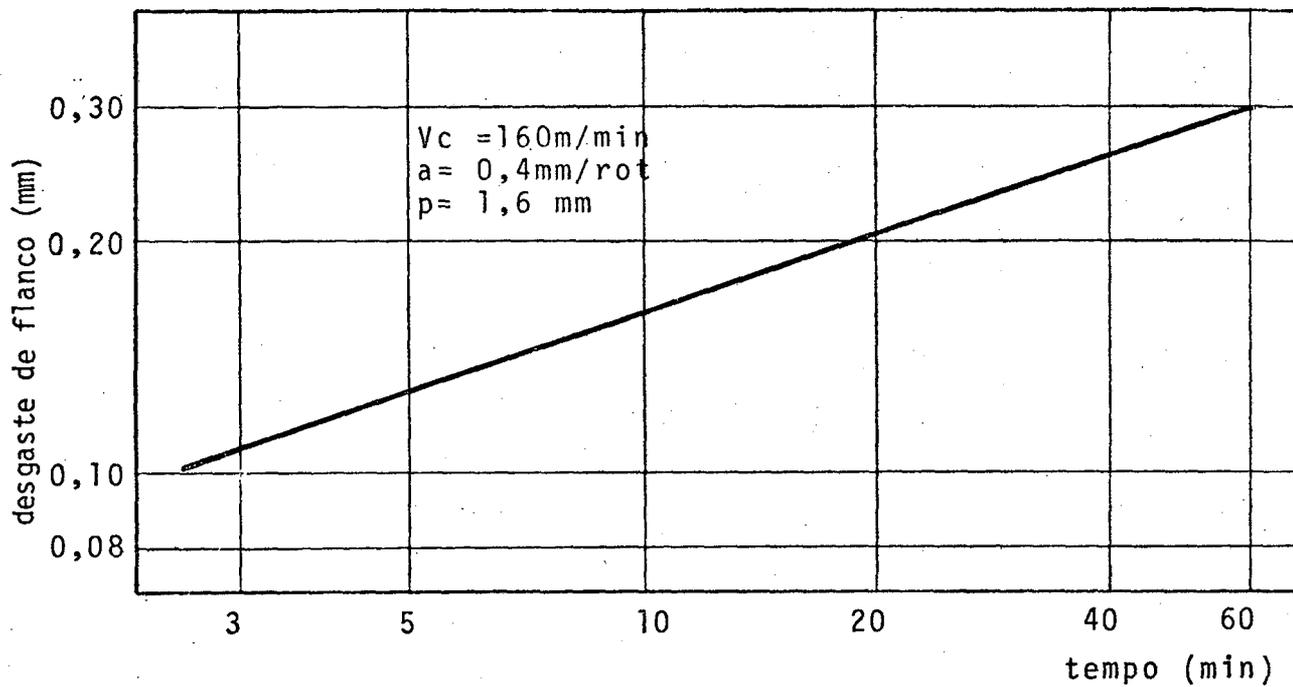
TESTE 10 Mat.:AR/CR Vc=180m/min a=0,40mm/v p=1,6mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,56	0,100	105	102	242
02	1,10	0,120	111	108	248
03	1,62	0,135	91	94	224
04	2,12	0,150	118	112	243
05	2,60	0,160	96	95	232
06	3,06	0,170	88	95	217
07	3,50	0,190	104	95	223
08	3,83	0,200	89	97	251
09	4,38	0,220	96	96	257
10	4,91	0,230	89	94	257
11	5,42	0,250	93	97	252
12	5,91	0,270	91	96	255
13	6,38	0,290	92	97	-

TESTE 11 Mat.: AR Vc= 220m/min a=0,20mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	0,74	0,090	79	53	168
02	1,44	0,105	82	56	175
03	2,11	0,120	83	56	170
04	2,75	0,135	85	56	175
05	3,36	0,150	82	54	172
06	3,94	0,160	83	54	171
07	4,98	0,175	80	56	170
08	5,95	0,200	82	56	174
09	6,84	0,215	85	58	178
10	7,64	0,235	87	59	180
11	8,38	0,250	88	59	183

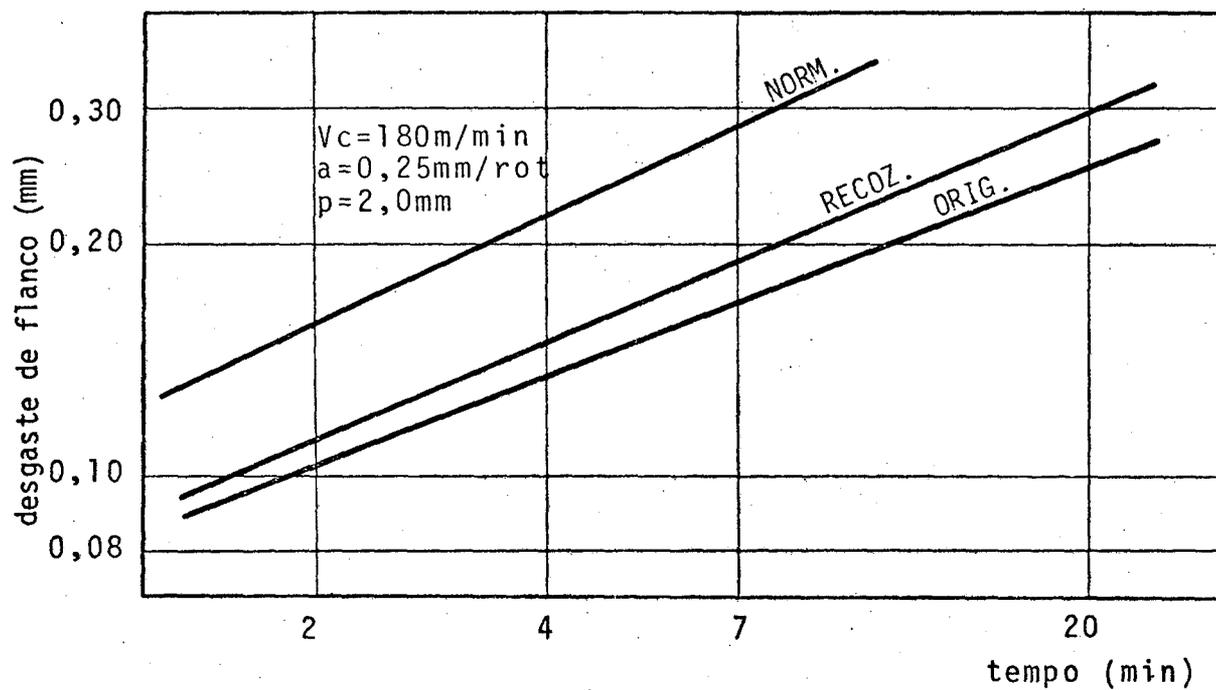
TESTE 12 Mat.: BR Vc=180m/min a=0,25mm/v p=2,0mm					
OBS	Tempo (min)	VB _B (mm)	Pa (kgf)	Pp (kgf)	Pc (kgf)
01	1,04	0,090	97	72	212
02	2,01	0,110	99	73	213
03	3,31	0,130	100	71	214
04	4,45	0,150	100	70	215
05	5,41	0,170	103	72	213
06	7,04	0,185	103	73	218
07	8,46	0,210	101	74	217
08	10,09	0,225	103	75	215
09	11,09	0,250	103	69	209

APÊNDICE II

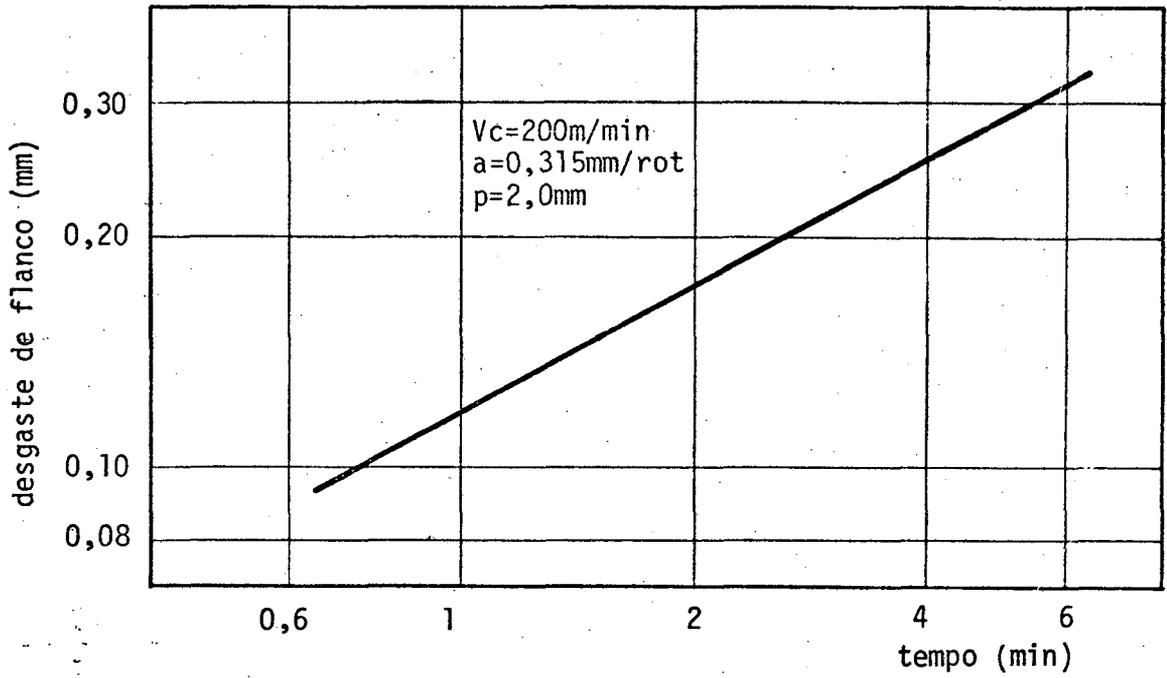
GRÁFICOS DO DESGASTE DE FLANCO EM FUNÇÃO DO TEMPO
DE USINAGEM



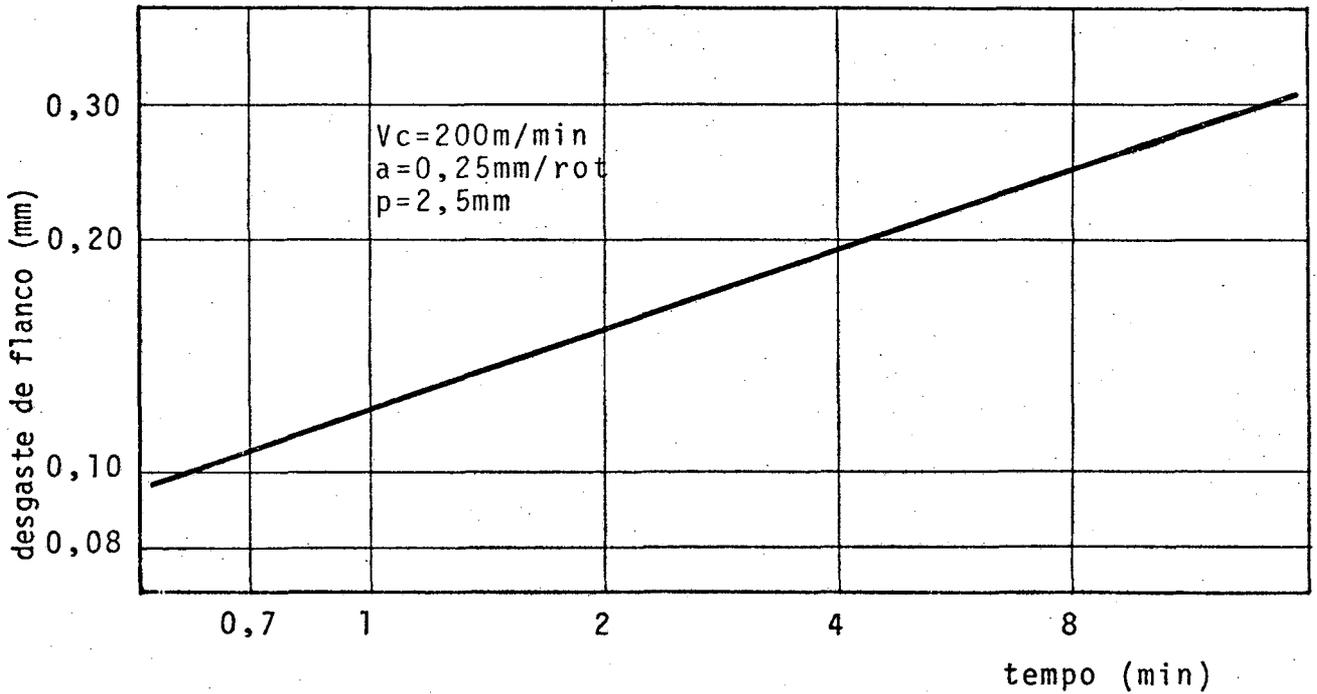
Condição de teste 01.



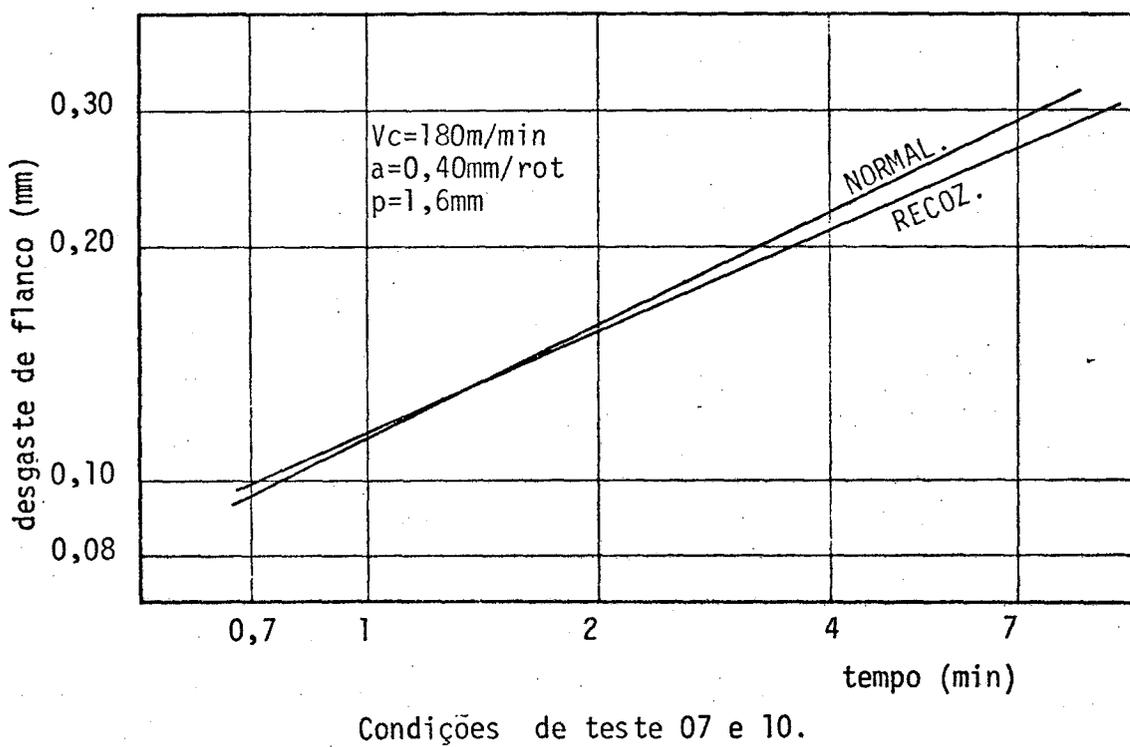
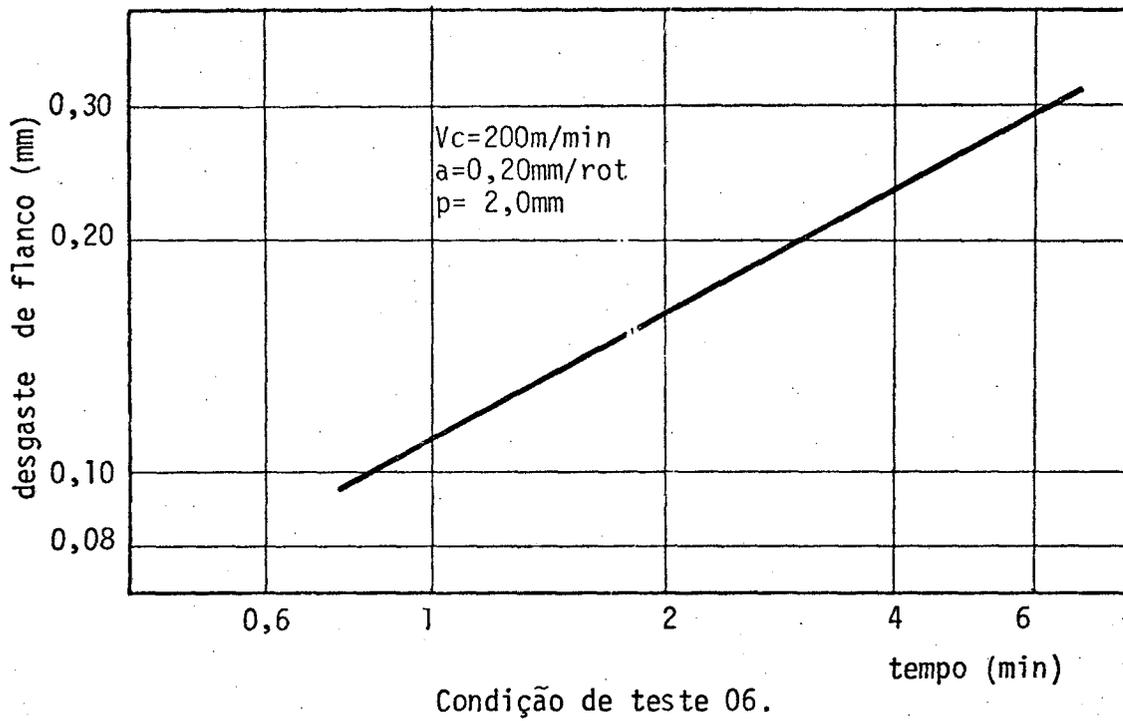
Condições de teste 02, 05 e 12.

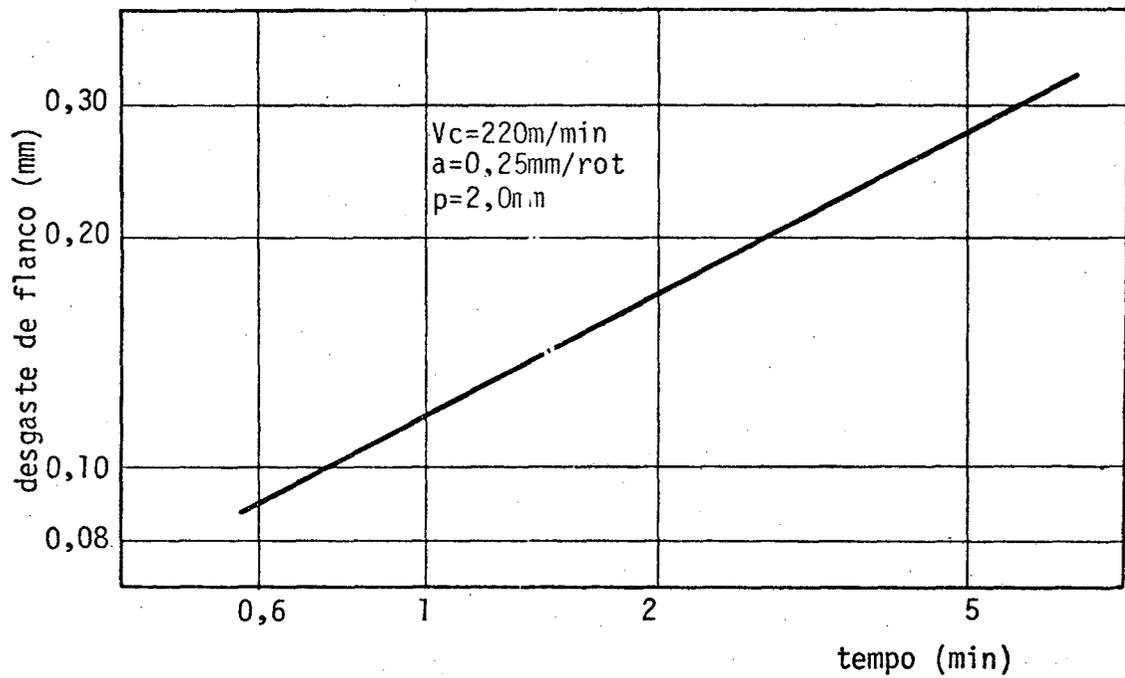


Condição de teste 03.

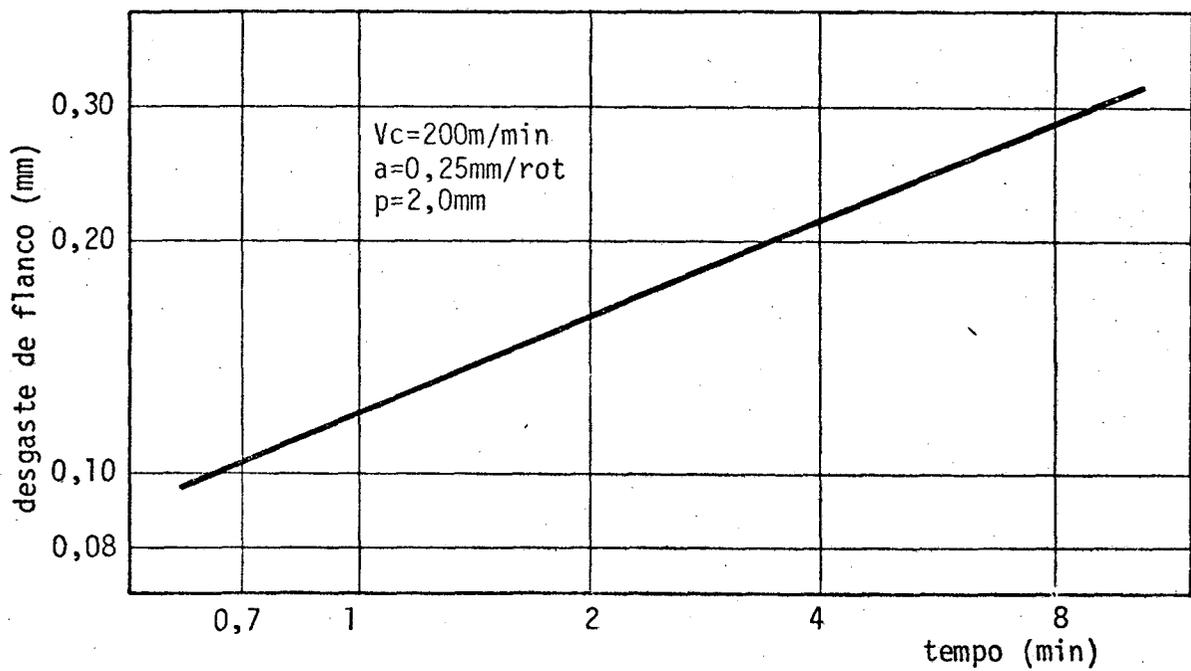


Condição de teste 04.

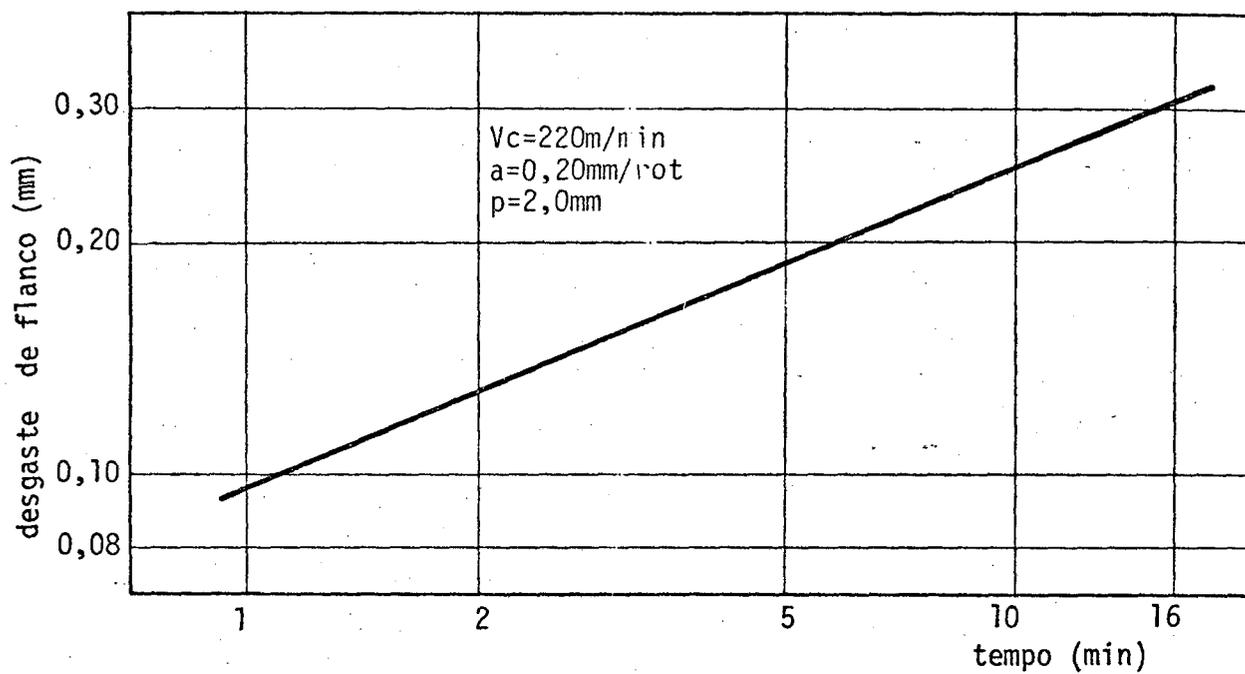




Condição de teste 08.



Condição de teste 09.



Condição de teste 11.

APÊNDICE III

CONJUNTOS DE PONTOS PARA A DETERMINAÇÃO DOS COEFICIENTES DA FÓRMULA EXPANDIDA DE TAYLOR

MATERIAL ORIGINAL

OBS	Vc (m/min)	a (mm/rot)	p (mm)	T (min)	VB (mm)
01	160	0,40	1,6	2,43	0,10
02	160	0,40	1,6	4,17	0,12
03	160	0,40	1,6	6,59	0,14
04	160	0,40	1,6	9,79	0,16
05	160	0,40	1,6	13,88	0,18
06	160	0,40	1,6	18,97	0,20
07	160	0,40	1,6	25,16	0,22
08	160	0,40	1,6	32,56	0,24
09	160	0,40	1,6	41,28	0,26
10	160	0,40	1,6	51,42	0,28
11	160	0,40	1,6	63,09	0,30
12	180	0,25	2,0	1,85	0,10
13	180	0,25	2,0	3,04	0,12
14	180	0,25	2,0	4,61	0,14
15	180	0,25	2,0	6,61	0,16
16	180	0,25	2,0	9,09	0,18
17	180	0,25	2,0	12,08	0,20
18	180	0,25	2,0	15,64	0,22
19	180	0,25	2,0	19,79	0,24
20	180	0,25	2,0	24,57	0,26
21	180	0,25	2,0	30,03	0,28
22	180	0,25	2,0	36,19	0,30
23	200	0,315	2,0	0,74	0,10
24	200	0,315	2,0	1,03	0,12
25	200	0,315	2,0	1,36	0,14
26	200	0,315	2,0	1,73	0,16
27	200	0,315	2,0	2,14	0,18
28	200	0,315	2,0	2,59	0,20
29	200	0,315	2,0	3,08	0,22
30	200	0,315	2,0	3,60	0,24
31	200	0,315	2,0	4,16	0,26
32	200	0,315	2,0	4,76	0,28
33	200	0,315	2,0	5,39	0,30
34	200	0,25	2,5	0,60	0,10
35	200	0,25	2,5	1,01	0,12
36	200	0,25	2,5	1,57	0,14
37	200	0,25	2,5	2,30	0,16
38	200	0,25	2,5	3,22	0,18
39	200	0,25	2,5	4,35	0,20
40	200	0,25	2,5	5,72	0,22
41	200	0,25	2,5	7,33	0,24
42	200	0,25	2,5	9,20	0,26
43	200	0,25	2,5	11,37	0,28
44	200	0,25	2,5	13,84	0,30

MATERIAL NORMALIZADO

OBS	Vc (m/min)	a (mm/rot)	p (mm)	T (min)	VB (mm)
01	180	0,25	2,0	0,91	0,10
02	180	0,25	2,0	1,31	0,12
03	180	0,25	2,0	1,78	0,14
04	180	0,25	2,0	2,31	0,16
05	180	0,25	2,0	2,92	0,18
06	180	0,25	2,0	3,59	0,20
07	180	0,25	2,0	4,34	0,22
08	180	0,25	2,0	5,15	0,24
09	180	0,25	2,0	6,03	0,26
10	180	0,25	2,0	6,98	0,28
11	180	0,25	2,0	8,00	0,30
12	200	0,20	2,0	0,83	0,10
13	200	0,20	2,0	1,17	0,12
14	200	0,20	2,0	1,55	0,14
15	200	0,20	2,0	1,99	0,16
16	200	0,20	2,0	2,48	0,18
17	200	0,20	2,0	3,01	0,20
18	200	0,20	2,0	3,60	0,22
19	200	0,20	2,0	4,23	0,24
20	200	0,20	2,0	4,91	0,26
21	200	0,20	2,0	5,63	0,28
22	200	0,20	2,0	6,40	0,30
23	180	0,40	1,6	0,78	0,10
24	180	0,40	1,6	1,14	0,12
25	180	0,40	1,6	1,56	0,14
26	180	0,40	1,6	2,05	0,16
27	180	0,40	1,6	2,61	0,18
28	180	0,40	1,6	3,24	0,20
29	180	0,40	1,6	3,93	0,22
30	180	0,40	1,6	4,70	0,24
31	180	0,40	1,6	5,54	0,26
32	180	0,40	1,6	6,45	0,28
33	180	0,40	1,6	7,43	0,30
34	220	0,25	2,0	0,73	0,10
35	220	0,25	2,0	1,03	0,12
36	220	0,25	2,0	1,38	0,14
37	220	0,25	2,0	1,78	0,16
38	220	0,25	2,0	2,23	0,18
39	220	0,25	2,0	2,73	0,20
40	220	0,25	2,0	3,28	0,22
41	220	0,25	2,0	3,87	0,24
42	220	0,25	2,0	4,51	0,26
43	220	0,25	2,0	5,19	0,28
44	220	0,25	2,0	5,92	0,30

MATERIAL RECOZIDO

OBS	Vc (m/min)	a (mm/rot)	p (mm)	T (min)	VB (mm)
01	200	0,25	2,0	0,66	0,10
02	200	0,25	2,0	1,02	0,12
03	200	0,25	2,0	1,48	0,14
04	200	0,25	2,0	2,03	0,16
05	200	0,25	2,0	2,68	0,18
06	200	0,25	2,0	3,44	0,20
07	200	0,25	2,0	4,32	0,22
08	200	0,25	2,0	5,31	0,24
09	200	0,25	2,0	6,42	0,26
10	200	0,25	2,0	7,65	0,28
11	200	0,25	2,0	9,01	0,30
12	180	0,40	1,6	0,74	0,10
13	180	0,40	1,6	1,11	0,12
14	180	0,40	1,6	1,58	0,14
15	180	0,40	1,6	2,14	0,16
16	180	0,40	1,6	2,80	0,18
17	180	0,40	1,6	3,56	0,20
18	180	0,40	1,6	4,42	0,22
19	180	0,40	1,6	5,39	0,24
20	180	0,40	1,6	6,47	0,26
21	180	0,40	1,6	7,65	0,28
22	180	0,40	1,6	8,95	0,30
23	220	0,20	2,0	1,21	0,10
24	220	0,20	2,0	1,85	0,12
25	220	0,20	2,0	2,63	0,14
26	220	0,20	2,0	3,58	0,16
27	220	0,20	2,0	4,70	0,18
28	220	0,20	2,0	6,00	0,20
29	220	0,20	2,0	7,48	0,22
30	220	0,20	2,0	9,14	0,24
31	220	0,20	2,0	10,99	0,26
32	220	0,20	2,0	13,04	0,28
33	220	0,20	2,0	15,29	0,30
34	180	0,25	2,0	1,55	0,10
35	180	0,25	2,0	2,37	0,12
36	180	0,25	2,0	3,40	0,14
37	180	0,25	2,0	4,64	0,16
38	180	0,25	2,0	6,11	0,18
39	180	0,25	2,0	7,81	0,20
40	180	0,25	2,0	9,76	0,22
41	180	0,25	2,0	11,95	0,24
42	180	0,25	2,0	14,40	0,26
43	180	0,25	2,0	17,12	0,28
44	180	0,25	2,0	20,10	0,30

APÊNDICE IV.

LISTAGENS DO TRALE PARA OS COEFICIENTES DA FÓRMULA
EXPANDIDA DE TAYLOR

MATERIAL ORIGINAL

NO. DE VAR.	5	NO. DE OBS.	44
VARIÁVEL	MÉDIA	DESV. PADRÃO	COEF. DE VAR.
1	0.5216183E 01	0.9208024E-01	0.0176528
2	-0.1211014E 01	0.1945658E 00	-0.1606635
3	0.6931464E 00	0.1577864E 00	0.2276378
4	0.1821549E 01	0.1183580E 01	0.6497657
5	-0.1664635E 01	0.3417546E 00	-0.2053030

MATRIZ DE CORRELAÇÃO

	1	2	3	4	5
1	1.0000				
2	-0.6600	1.0000			
3	0.8568	-0.8541	1.0000		
4	-0.6161	0.2453	-0.4381	1.0000	
5	0.0000	-0.0000	-0.0000	0.7460	1.0000

REGRESSÃO MÚLTIPLA

VAR. INDEPENDENTES - 2, 3, 4, 5

VAR. DEPENDENTE - 1

R QUADRADO= 0.9773387E 00 ERRO PADRÃO EST. = 0.1472326E-01

COEFICIENTES DA REGRESSÃO	ERRO PADRÃO	VALOR DE T
B(1,1) = 0.5521763E 01		
B(1,2) = -0.1192496E 00	0.2522234E-01	-0.4727934E 01
B(1,3) = 0.9682900E-01	0.3839118E-01	0.2522167E 01
B(1,4) = -0.8446681E-01	0.4299745E-02	-0.1964461E 02
B(1,5) = 0.2182158E 00	0.1286754E-01	0.1695862E 02

MATERIAL NORMALIZADO

NO. DE VAR. 5 NO. DE OBS. 44

VARIÁVEL	MÉDIA	DESV. PADRÃO	COEF. DE VAR.
1	0.5269455E 01	0.8359963E-01	0.0158649
2	-0.1324577E 01	0.2527156E 00	-0.1907896
3	0.6373603E 00	0.9662420E-01	0.1516005
4	0.1032760E 01	0.6733278E 00	0.6519695
5	-0.1664635E 01	0.3417546E 00	-0.2053030

MATRIZ DE CORRELAÇÃO

	1	2	3	4	5
1	1.0000				
2	-0.5017	1.0000			
3	0.5284	-0.9328	1.0000		
4	-0.1340	0.0305	-0.0247	1.0000	
5	-0.0000	-0.0000	0.0000	0.9887	1.0000

REGRESSÃO MÚLTIPLA

VAR. INDEPENDENTES - 2, 3, 4, 5

VAR. DEPENDENTE - 1

R QUADRADO = 0.9554952E 00 ERRO PADRÃO EST. = 0.1873278E-01

COEFICIENTES DA REGRESSÃO	ERRO PADRÃO	VALOR DE T
B(1,1) = 0.8013501E 01		
B(1,2) = 0.8327550E-01	0.3130384E-01	0.2660233E 01
B(1,3) = 0.5402091E 00	0.8127809E-01	0.6646430E 01
B(1,4) = -0.6965670E 00	0.2862547E-01	-0.2433382E 02
B(1,5) = 0.1356853E 01	0.5636895E-01	0.2407091E 02

MATERIAL RECOZIDO

NO. DE VAR. 5 NO. DE OBS. 44

VARIÁVEL

1	0.5269455E 01	0.8359963E-01	0.0158649
2	-0.1324577E 01	0.2527156E 00	-0.1907896
3	0.6373603E 00	0.9662420E-01	0.1516005
4	0.1459829E 01	0.8670511E 00	0.5939407
5	-0.1664635E 01	0.3417546E 00	-0.2053030

MATRIZ DE CORRELAÇÃO

	1	2	3	4	5
1	1.0000				
2	-0.7534	1.0000			
3	0.5284	-0.9328	1.0000		
4	0.0123	-0.2213	0.2102	1.0000	
5	-0.0000	-0.0000	0.0000	0.9156	1.0000

REGRESSÃO MÚLTIPLA

VAR. INDEPENDENTES - 2, 3, 4, 5

VAR. DEPENDENTE - 1

R QUADRADO = 0.9996095E 00 ERRO PADRÃO EST. = 0.1754871E-02

COEFICIENTES DA REGRESSÃO	ERRO PADRÃO	VALOR DE T
B(1,1) = 0.5678092E 01		
B(1,2) = -0.7483179E 00	0.2966460E-02	-0.2522596E 03
B(1,3) = -0.1127090E 01	0.7599290E-02	-0.1483152E 03
B(1,4) = -0.1279353E 00	0.9095040E-03	-0.1406649E 03
B(1,5) = 0.2971923E 00	0.2250120E-02	0.1320784E 03