



UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA DE ENGENHARIA DE SÃO CARLOS
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ELEMENTOS DE TRIBOLOGIA

Curso de Especialização em Engenharia de
Fabricação d Máquinas Ferramentas
PARTE 2

BENEDITO DE MORAES PURQUERIO
JOSÉ ROBERTO GAMBARINI

SÃO CARLOS
2021

“Elementos de Tribologia II Parte”
Capitulos 6, 7, 8

AUTOR:- B.M. Purquerio
J.R. Gambarini



6 - DESGASTE E ABRASÃO

Neste capítulo vamos considerar os princípios de desgaste e abrasão em metais e elastômeros.

O desgaste metálico é evento complexo e inclui alguns fatores como a dureza de trabalho a exposição do metal à oxidação, a transferência de metal e a mudança de fase na composição metalúrgica. O desgaste e abrasão em borrachas e polímeros não são tão complexos mas dependem de uma combinação mecânica, térmica e de processo químico. Cada vez mais atenção é dada à questão de como exatamente ocorre o desgaste e como ele pode ser medido, quais fatores interagem para determinar sua grandeza e como ele pode ser minimizado e controlado. Neste capítulo nós tentaremos classificar e ilustrar os vários mecanismos de desgaste e procurar entender qualitativamente como surge o fenômeno.

6.1 - Mecanismo de Desgaste em Metais

A seguinte classificação é sugerida para os distintos mecanismos de remoção de material para superfícies de metais com movimento relativo:

- | | |
|----------------------|------------------------|
| a) desgaste contínuo | e) corrosão química |
| b) escoriação | f) corrosão por atrito |
| c) pitting | g) fluxo de superfície |
| d) abrasão | |

Faremos uma breve consideração sobre cada mecanismo a seguir:

a) Desgaste contínuo

O que ocorre nesse tipo de desgaste é que o material é removido em pequenas partículas e é então carregado

pelo lubrificante sem resultar numa superfície áspera. A superfície começa a ser polida. Quatro fatores podem contribuir para a retirada das partículas.

1. Contato mecânico entre as irregularidades das superfícies que são pressionadas umas contra as outras (veja capítulo 3).
2. Adesão nos pontos de contato segundo a teoria da soldagem (micro solda sob pressão) (veja capítulo 3).
3. Abrasão por dureza ocasional das partículas.
4. Erosão causada por cavitação ou por efeito de corrosão do lubrificante desalojando as partículas oxidadas.

Sob baixas cargas, parte das partículas metálicas unidas pela solda são arrancadas e começam a trabalhar como partículas de desgaste. Se a carga aumenta de um valor cuja pressão média excede um terço da dureza do material mais mole, um aumento do volume das partículas de desgaste irá ocorrer. Isso é verdadeiro porque sob altas cargas, a área real de contato se aproxima em dimensão da área de contato aparente e as primeiras partículas uma vez formadas são incapazes de saírem da superfície, sem produzirem novas partículas num processo de auto aceleração. A acumulação dos fragmentos leva a uma rápida aceleração do processo de desgaste e ocorrerá que as partículas formadas serão relativamente finas (pequenas).

A figura 6.1 mostra a abrupta transição de um desgaste médio para um desgaste severo, de um pino de latão atritado contra um disco de aço duro. Abaixo de cargas de 1kgf as superfícies atritadas parecem polidas (com um acabamento da ordem de $0,8\mu\text{m}$) e as partículas parecem ser um pó fino. Na região de desgaste severo há uma considerável danificação da superfície; os fragmentos consistem em

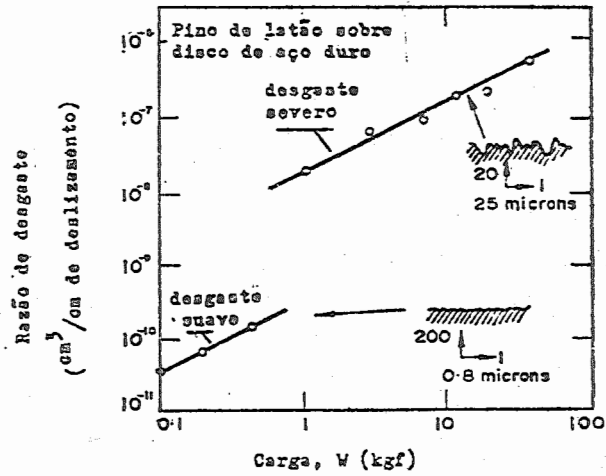


Fig. 6.1 - Transição de um desgaste brando para um desgaste severo devido ao aumento da carga.

escamas metálicas e a rugosidade superficial está em torno de 25 μm . Características similares às da figura 6.1 são possíveis de ocorrer na presença de película de lubrificante.

b) Escoriação

Certas formas de danos superficiais, não ocorrem lenta e continuamente, mas podem subitamente causar um grande rompimento de parte das superfícies, tornando-as incapazes para um movimento relativo. A causa da escoriação é basicamente a alta temperatura produzida nos pontos íntimos de contato sob a ação de altas cargas e velocidades de deslizamento. Se o calor gerado pelo atrito não pode ser dissipado rapidamente, um fenômeno se desenvolve e leva a uma solda localizada das superfícies opostas e a sua subsequente ruptura. Engrenagem hipoides apresentam esse tipo de falha. Em adição à temperatura, outros fatores, como as condi

ções de lubrificação se um lubrificante é usado, podem ter papel significativo na determinação da extensão da ação da escoriação. Esse fenômeno ocorre sempre na lubrificação mista ou na lubrificação em que o filme é bastante fino. Testes de micro dureza no material desgastado, indicam uma superfície muito dura e uma condição de granulação fina.

c) Pitting

Um tipo comum de falha de elementos rolantes, é caracterizado pela formação de pequenas crateras na superfície. Acredita-se que isso se deve a fadiga do material na região de máxima tensão de cisalhamento a qual normalmente ocorre a uma pequena profundidade abaixo da superfície. Não é certo todavia, se essas pequenas fendas são originadas nesta região e se propagam para a superfície, ou se elas começam na superfície e se propagam para dentro. No caso de metais, um estudo experimental do Pitting pode ser feito na máquina de quatro esferas. Uma descrição dessa máquina será vista posteriormente. Os experimentos mostraram que o número de ciclos de carga que causa o pitting, é dado pela expressão:

$$N \sim 1/W^3 \sim 1/\bar{q}^9 \quad \dots 6.1$$

onde W é a carga normal aplicada e \bar{q} é a tensão média do contato Hertziano. Um pequeno aumento na tensão, produz uma marcante redução na vida à fadiga, todavia a presença de qualquer imperfeição superficial acelera a formação de crateras e reduz drasticamente a vida à fadiga.

d) Abrasão

Na aplicação em metais, a abrasão é definida como uma forma de erosão a qual pode ser atribuída à ação de numerosas partículas que se chocam com a superfície. O ja-

teamento com esferas ou com areia podem ser vistas como um caso extremo desse tipo de abrasão. O mecanismo de choque, pode ser menos severo que aquele conhecido como pitting que causa um dano localizado mais severo, e é o tipo de desgaste que caracteriza os processos abráxicos uniformes e contínuos. Há vários mecanismos abrasivos em metais, como por exemplo a retificação e a erosão que serão tratadas na secção 6.7 e que dependem do tamanho do fragmento desgastado. A resistência à abrasão é definida como a capacidade de resistir a deformações não elásticas que resultam na formação de sulcos. A abrasão pode ocorrer em mancais hidrodinâmicos, quando a dimensão das partículas abrasivas excedem a mínima espessura do filme de lubrificante. Em tais casos as partículas são conduzidas através das superfícies deslizantes e estas começam a ser riscadas.

e) Corrosão Química

Os mancais de motores de combustão interna, podem sofrer um ataque por oxidação dos produtos resultantes da decomposição do óleo lubrificante, ou pela contaminação de certos produtos da combustão. A erosão química pode ser severa; todavia as reações químicas podem oferecer uma vantagem pela formação de uma película protetora sobre a superfície e um filme de baixa resistência ao cisalhamento pode resultar em facilidades para o deslizamento. A proporção relativa de óxidos e hidróxidos determina as propriedades mecânicas do filme formado e assim o grau de proteção proporcionado ao metal subjacente. Às temperaturas relativamente baixas sabões metálicos são formados os quais dão uma proteção a superfície do metal enquanto à altas temperaturas sais inorgânicos metálicos (como cloretos, sulfetos, fosforetos e fosfatos, dependendo da natureza do aditivo) são produzidos pela interação do agente aditivo, com o metal subjacente descoberto. No último caso, como a reação requer um certo tempo para se tornar efetiva, e felizmente a

taxa de reação é suficientemente alta na maioria dos casos práticos, ela se torna uma proteção efetiva. A oxidação das superfícies metálicas pode ser um fator importante para promover alterações químicas no lubrificante ocasionando a formação de um filme de metal polimerizado sobre a superfície metálica. Em filme pode vir em detrimento do comportamento como por exemplo o engripamento dos anéis de pistão nos motores de combustão interna. Por outro lado esse filme polimerizado pode vir a ser uma proteção contra o desgaste abrasão.

f) Corrosão por Atrito

Quando duas superfícies estão em contato e são sujeitas a uma vibração, uma forma particular de desgaste pode ser encontrado. O momento de oscilação pode romper o filme de proteção natural que cobre cada superfície e os dois metais entram em contato em cada oscilação. O metal estando desprotegido da camada de óxido, os fragmentos de óxido, agem como um abrasivo causando séria deterioração da superfície. A presença do lubrificante restringe o acesso do oxigênio e assim reduz drasticamente a escala do dano. O efeito da mistura é complexo: geralmente superfícies muito secas ou muito úmidas aumentam a grandeza da corrosão por fricção.

g) Fluxo de Superfície

Essa forma final de desgaste metálico, ocorre quando há deslizamento, embora não seja tão grave quanto o caso da escoriação, apesar de gerar algum calor nas superfícies de apoio no caso da lubrificação mista. O efeito de aquecimento é acompanhado de um amolecimento e um fluxo plástico, aparece como uma ondulação através da superfície. Esse tipo de falha tem sido observada em engrenagens hipoides sob condição de baixa velocidade e alto torque. Antes da

falha, a superfície do dente é deformada numa série de ondulações e essas cristas caminham diagonalmente através da superfície e resultam numa operação ruidosa. Esse tipo de falha não ocorre repentinamente como no caso da escoriação ou pitting e o seu começo é caracterizado por ruído e aspereza. Embora contínuo no período de tempo o fenômeno do fluxo de superfície difere fundamentalmente do desgaste contínuo, pelo rearranjo macro geométrico da superfície, sem haver remoção de finas partículas.

6.2 - Desgaste em Metais sem Contaminação

O cisalhamento de uniões intermetálicas sem lubrificação, geralmente produz um desgaste bastante grande e quatro possibilidades podem existir:

- a) A interface é ligeiramente mais fraca que os dois metais em desligamento. O cisalhamento ocorrerá na própria interface e o desgaste será extremamente baixo. Esse caso se aplica ao deslizamento de estanho sobre aço.
- b) A interface é mais forte que um dos metais mas mais fraca que o outro. O cisalhamento ocorre no metal mais mole e os fragmentos irão aderir à superfície mais dura. Esse mecanismo se aplica ao caso de deslizamento de chumbo sobre aço.
- c) A interface é mais forte que um dos metais e ocasionalmente mais forte que o outro. Há uma marcante transferência do metal mais mole para o metal mais duro e ocasionalmente fragmentos do metal mais duro são arrancados. Um exemplo comum desse fenômeno é o deslizamento de cobre sobre aço.

d) A interface é sempre mais forte que ambos os metais e o cisalhamento tem lugar a curta distância da interface. O movimento relativo entre dois metais do mesmo tipo exemplifica essa condição. A interface começa a ser endurecida lentamente e isso resulta num grande dano em ambas as superfícies.

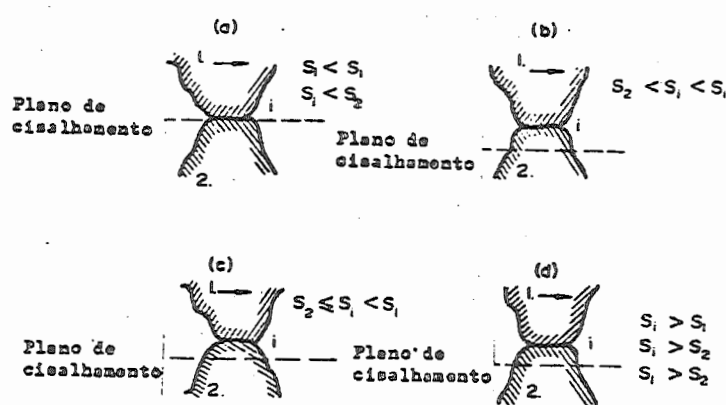


Fig. 6.2 - Cisalhamento e desgaste em metais sem contaminação.

As quatro possibilidades são mostradas na figura 6.2. A extensão do desgaste pode variar consideravelmente entre os danos (a) e (d) talvez por um fator de 1 para 100, todavia o atrito pode ser substancialmente o mesmo em todos os casos. Do que foi explanado pode-se assumir que muito embora todas as junções formadas contribuam para o atrito nem todas contribuem para o processo de desgaste.

Consideremos um simples modelo de desgaste, no qual cada união metálica é formada e cisalhada. Supondo ainda, que a união tenha um raio a , suporta uma pressão p^* , e uma carga δw temos:

$$\delta W = p^* \pi a^2$$

O volume de um fragmento hemisférico de desgaste depois do cisalhamento da junção é $2\pi b^3/3$, onde b é o raio do fragmento que por sua vez é muito menor que a . Esse fragmento de desgaste é formado numa distância de deslizamento $2a$, e o volume desgastado por unidade de distância de deslizamento é igual a:

$$\Delta v = \frac{2\pi b^3/3}{2a} = \frac{k\pi a^3}{3} = \frac{k\delta W}{3p^*} \quad \dots 6.2$$

onde $k = (b/a)^3$. Supondo a distribuição na junção similar ao que foi descrito acima, o volume total Δv perdido por unidade de distância de deslizamento é dado pela equação 6.3 onde W é a carga total aplicada.

$$\Delta v = \frac{K}{3p^*} \Sigma \delta W = \frac{KW}{2p^*} \quad \dots 6.3$$

O fator K relaciona a dimensão da partícula de desgaste que irá se originar, com o raio da junção. É possível verificar que na prática o valor de K é bastante pequeno. Para metais sem lubrificação K varia de 0,01 até 0,1 enquanto que para superfícies protegidas por óxidos ou películas de lubrificante o valor de K varia de 10^{-6} a 10^{-7} , portanto bem mais baixo. A teoria simplificada dada pela equação 6.3 mostra que o desgaste numa medida volumétrica é diretamente proporcional à carga e inversamente proporcional à dureza das superfícies p^* . É necessário para que a equação seja válida que o processo de desgaste produza partículas discretas ou pedaços ao invés de haver a transferência de material de uma superfície para a outra.

6.3 - Fragmentos de Desgaste

Já vimos que a perda de material é inerente ao mecanismo de desgaste em metais. A teoria dada na secção 6.2, indica a relação entre o volume total perdido, a car-

ga e a dureza do metal, mas não dá uma informação quantitativa da dimensão das partículas de desgaste. Uma forma simples pode ser usada para estimar a dimensão média da partícula desgastada. Suponha que a energia elástica armazenada no instante em que a partícula começa a se desprender é igual ou excede a energia livre de adesão. Se a dureza do metal for p^* e a energia armazenada por unidade de volume do fragmento é proporcional a $p^*/2E$, onde E é módulo de elasticidade, e sendo o volume do fragmento v , a energia disponível para a libertação da partícula, é proporcional a $p^{*2}v/E$. Para um par de mesmos materiais, a razão (p/E) pode ser tomada como constante e igual a 3×10^{-3} de forma que podemos escrever:

$$\text{Energia disponível de deformação} \sim pv \sim pd^3$$

onde d é a dimensão média da partícula de desgaste.

É lógico que a perda de partículas de desgaste envolve o deslizamento de um metal sobre o outro e nossa atenção deve ser voltada para a rugosidade da superfície de onde provém a partícula. Para simplicidade vamos adotar mesmos materiais deslizando um sobre o outro e definir como W_{aa} a energia específica de superfície de ambos os metais na interface de atrito. A energia de superfície à qual a partícula desgastada começa a se deslocar é dada pela equação:

$$\text{Energia de superfície} = W_{aa} (\pi d^2 / 4) \quad \dots 6.4$$

tomando por simplicidade a forma hemisférica. Pelo relacionamento das duas últimas equações, obteremos o critério

$$d \geq \text{const.} (W_{aa} / p^*) \quad \dots 6.5$$

Se a razão energia-dureza é medida em centímetros e d que é a dimensão média das partículas desgastadas, é medido em μm , a constante da equação 6.5 pode ser tomada como 60.000 para a maioria dos metais.

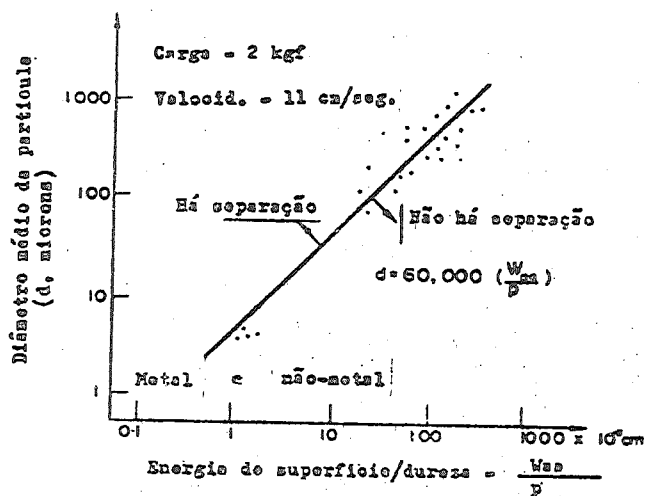


Fig. 6.3 - Dimensão da partícula de desgaste em função da razão-energia de superfície/dureza.

A figura 6.3 mostra verificações experimentais dessa equação. As partículas de desgaste foram recolhidas para exame e para determinar seu diâmetro médio, as mesmas passaram por peneiras com tamanho de malhas diferentes. O diâmetro médio da partícula foi determinado tomando-se as partículas da peneira para a qual o peso das partículas que não passaram nas peneiras anteriores foi igual ao peso das partículas que passaram nas peneiras posteriores. O diâmetro foi tomado igual ao crivo dessa peneira. Quando foi usado um lubrificante o tamanho das partículas desgastadas foi menor o que sugere uma energia de superfície W_{sa} também menor. A equação 6.5 mostra que somente partículas acima de uma certa dimensão podem ser arrancadas. Além disso, metais com alta energia de superfície, relativa a sua dureza, deveria ter grande desgaste e isso foi confirmado na experiência.

Uma distinção pode ser feita entre o mecanismo de transferência de metal de uma superfície para a outra e a formação de fragmentos de desgaste. Pelo uso do exemplo em que um pino de latão é atritado contra um anel de aço ferramenta, ficou provado que a quantidade de partículas desgastadas aumenta com a duração do movimento de deslizamento, mas a quantidade de material transferida do anel e aderida à outra superfície logo atinge um valor de equilíbrio. A explicação está no fato de que a pressão de contato admissível entre o pino e o anel foi aumentada naquelas regiões onde a superfície do anel foi aumentada por uma prévia transferência de metal. É nessas áreas onde ocorre com mais frequência a micro solda e a transferência de metal.

As partículas aumentam gradualmente em tamanho até que uma tensão mecânica, a qual estão sujeitas, quando passam por baixo do pino, seja suficiente para destacá-las, tornando-as partículas livres. Uma nova parte do anel é então exposta ao contínuo processo de transferência-desgaste. Um nível de saturação para a razão de transferência é alcançada enquanto que o desgaste aumenta continuamente. Os resultados indicam que o aumento na razão de desgaste sob carga, é acompanhada pelo aumento da dimensão média da partícula de desgaste e não de um aumento no número de partículas. O ensaio mostrou ainda que o processo de desgaste varia com a ductilidade do material. Materiais não dúteis como o cobre duro tem o cisalhamento da junção na parte mais delgada das asperidades soldadas, enquanto que em metais dúteis como o chumbo, o material é rasgado e rolando para dentro em espiral.

6.4 - Mecanismo de Desgaste em Elastômeros

Três mecanismos de desgaste podem ser identificados no deslizamento de um elastômero sobre uma superfície rígida e eles dependem consideravelmente da rugosidade da superfície da base.

- a) desgaste por abrasão: Uma testura ponteaguda na superfície da base causa abrasão e produz rasgos no elastômero. Microcortes e riscos longitudinais podem ser observados no elastômero.
- b) desgaste por fadiga: Se a superfície da base não for ponteaguda mas com picos arredondados a superfície do elastômero sofre deformações cíclicas e uma falha por fadiga pode ocorrer.
- c) desgaste por formação de rolos: Sobre superfícies lisas um novo mecanismo de desgaste típico de materiais altamente elásticos causa formação de rolos na interface do deslizamento e eventualmente rasga o fragmento rolando.

Os desgastes por fadiga e por abrasão ocorrem em superfícies rugosas enquanto que a formação de rolos ocorre em superfícies lisas com alto coeficiente de atrito. O desgaste abrasivo e a formação de rolos são bastante severos enquanto que o desgaste por fadiga é moderado. Todavia, embora o desgaste por fadiga seja menor ele predomina na maioria das situações em que há deslizamento e requer um coeficiente de atrito relativamente baixo entre o elastômero e a outra superfície. Experiências têm mostrado que elastômeros e borracha os quais têm grande resistência à abrasão, têm um coeficiente de atrito relativamente baixo, o que confirma a teoria geral em que um aumento no atrito causa maior desgaste e abrasão. A resistência à abrasão das borrachas com alto coeficiente de atrito pode ser aumentada, pela redução do coeficiente de atrito, pulverizando as superfícies com talco, ou adicionando na borracha um lubrificante anti fricção como o sílicone, durante sua fabricação.

Os parâmetros básicos que influenciam o desgaste, são: a pressão, a velocidade de deslizamento, o coeficiente de atrito, a textura da superfície, o módulo de elasticidade, a resistência e a resistência à fadiga do elastômero. O efeito do módulo de elasticidade pode ser ilustrado no seguinte exemplo. Sobre rodovias de concreto o desgaste abrasivo de pneus começa a ser severo a altas cargas quando $E > 60\text{kgf/cm}$; isso significa que parece insensato aumentar a dureza da borracha do pneu. Todavia, compostos de borracha mole (baixo valor de E) podem produzir um desgaste por abrasão severo, uma vez que o contorno das asperidades do concreto em contato com a borracha mole resulta em uma área de contato relativamente maior. Valores ótimos da dureza e mó-dulo de Yong existem certamente, mas a complexidade do pro-cessso de deformação faz com que sua determinação seja difí-cil no exemplo dado.

6.5 - Medida do Desgaste

O desgaste pode ser medido pelo peso perdido ou pela alteração do volume e dimensão de um dos dois membros envolvidos. São propostos seis critérios:

1. Razão de desgaste linear

$$K_L = \frac{\text{Espessura da camada removida}}{\text{Comprimento de deslizamento}} = \frac{h}{L}$$

2. Razão de desgaste volumétrico

$$K_V = \frac{\text{Volume da camada removida}}{\text{Comprimento de deslizamento} \cdot \text{Área aparente}} = \frac{\Delta v}{L \cdot A_a}$$

3. Razão de desgaste energético

$$K_E = \frac{\text{Volume de camada removida}}{\text{Trabalho de atrito}} = \frac{\Delta v}{F \cdot L}$$

4. Razão de desgaste gravimétrico

$$K_W = \frac{\text{Peso da camada removida}}{\text{Comprimento de deslizamento. Área aparente}} = \frac{\Delta W}{L.A_a}$$

5. Razão de desgaste por abrasão

$$\gamma = \frac{\text{Volume desgastado}}{\text{Trabalho de atrito}} = \frac{\Delta v}{F.L} = \frac{\Delta v}{fWL} = \frac{(\Delta v/WL)}{f} = \frac{A'}{f}$$

6. Coeficiente de resistência à abrasão

$$\beta = \frac{\text{Trabalho de atrito}}{\text{Volume desgastado}} = \frac{1}{\gamma} = \frac{1}{K_E} = \frac{f}{A'}$$

onde:

L = comprimento de deslizamento

F = força de atrito

f = coeficiente de resistência à abrasão

A' = fator de abrasão

Observamos que a Razão de desgaste energético (K_E) e a razão de desgaste por abrasão (γ) são idênticas, ambas sendo iguais ao inverso do coeficiente de resistência à abrasão. Além disso, $K_W = \rho K_V$, onde " ρ " é a densidade do material desgastado.

Um novo conjunto de parâmetros de desgaste, modificados pode ser obtido, pela substituição da distância de deslizamento nas expressões apropriadas pelo diâmetro de um ponto de contato. Estas definições são úteis, para estabelecer teorias de desgaste e são particularmente aplicáveis no caso de atrito elastômero - superfície rígida.

Outro parâmetro não listado aqui é o diâmetro médio das partículas de desgaste livres, no desgaste metálico de acordo com a equação (6.5). Um problema prático que sempre aparece em testes de desgaste e o pequeno tamanho dos fragmentos desgastados, num tempo razoável de teste. Essa dificuldade pode ser superada através do uso de substâncias radioativas ou isótopos em uma das partes em deslizamento, o que

dã uma possibilidade de medição altamente sensível e acurada das partículas de desgaste. A técnica envolve o cálculo da diferença na contagem radiativa numa das superfícies de deslizamento antes e depois do teste, e então relacionar esta diferença com a espessura da camada desgastada. Em casos onde um lubrificante é usado, um indicador alternativo é o aumento da radiatividade no lubrificante.

6.6 - Abrasão Intrínseca e Abrasão Padrão

Quando borracha ou elastômero é atritado sem mudar de sentido uma série de elevações paralelas são encontradas, muitas vezes, na superfície da amostra, em ângulo reto com o movimento. Essas elevações são chamadas "ABRASÃO PADRÃO" e estão ilustradas na figura 6.4 para um caso de borracha natural. Quando a abrasão padrão é evitada pela periódica mudança de sentido do movimento ocorre a "ABRASÃO INTRÍNSECA"

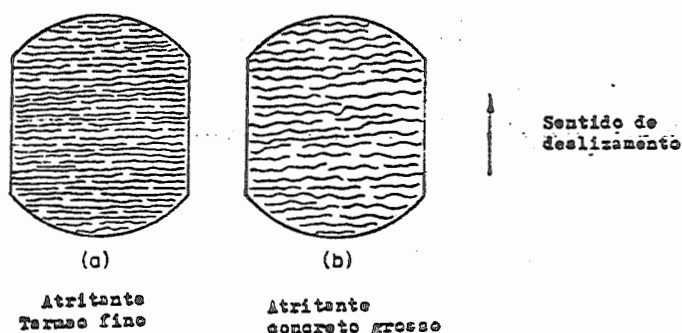


Fig. 6.4 - Modelos de abrasão obtidos em borracha natural

A abrasão padrão causa desgaste adicional que pode ser considerável sob certas condições. Isto pode ser visualizado considerando uma secção de uma peça como mostrado na figura 6.5. O perfil dente de serra da elevação é o-

posto à direção da abrasão e durante o movimento ele tende a ficar para trás expondo sua parte inferior à ação do atrito. Ao mesmo tempo parte da sua (dente) superfície posterior é protegida da abrasão. O resultado é o corte pelo pé do dente. O desgaste do dente é progressivamente mais fino até que as cristas estejam rompidas, ficando os cantos sem corte. Entretanto as arestas continuam a aumentar da parte principal do material e a forma é auto perpetuada.

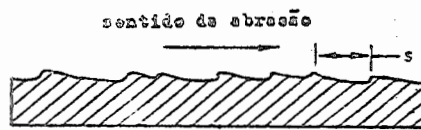


Fig. 6.5 - Modelo de um perfil típico de abrasão

Aí aparece uma grande diferença em escala entre o tamanho médio das partículas desgastadas pela abrasão intrínseca e aquelas produzidas pela abrasão padrão, como foi esboçado aqui.

Sabe-se que o espaço médio S entre arestas na superfície do elastômero é diretamente proporcional à razão de desgaste volumétrico K_V , e também é função do tamanho médio da partícula d , então:

$$S \sim K_V \sim d^{2/3} \quad \dots 6.6$$

Esta relação tem sido verificada por experiências. No caso de duas superfícies de concreto (classificadas neste teste como fina e áspera), usadas como elementos desgastantes num componente composto de borracha, o resultado é mostrado na tabela 6.1 obtido experimentalmente:

Tipo de superfície de concreto	K_V 10^{-3} cm/m cm	espaçamento S (cm)	Razão (K_V/S)
áspera	1,57	0,832	1,887
fina	0,41	0,234	1,750

Tabela 6.1 - Efeitos da abrasão em superfícies de rodagem

A carga nestas experiências foi $1,65\text{kgf/cm}^2$ e a velocidade de deslizamento 48cm/s . A constância virtual da razão (K_V/S) parece confirmar a eq. 6.6 contanto que a carga aplicada permaneça constante.

6.7 - Desgaste Abrasivo

Talvez a mais severa forma de desgaste em ambos os casos, metal-metal e por elastômero-superfície rígida é resultante da abrasão por partículas afiadas na interface. Consideraremos aqui cada processo de abrasão separadamente.

METAIS

O desgaste abrasivo é muito comum em máquinas rotativas ou com partes móveis e a pesquisa no mecanismo de abrasão é feita pelo exame do atrito e desgaste de sólidos deslizantes em lixas. Um fator complicado é o empastamento da lixa com partículas desgastadas e fragmentos transferidos de metal. Este efeito pode ser apreciável com partículas finas de tamanho menor que $70\mu\text{m}$ de diâmetro, e tem forte influência no atrito e no desempenho do desgaste. Para o deslizamento de cobre sobre uma lixa fina temos, $f = 0,3$ o qual é similar ao valor obtido pelo deslizamento de óxido de cobre sobre óxido de cobre. Em contraste o atrito do cobre com uma lixa grossa resulta $f = 0,7$; neste caso os grãos abrasivos são suficientemente grandes de forma que o empastamento não ocorre.

A figura 6.6 mostra a abertura de ranhuras na superfície do metal e o aparecimento de desgaste por corte quando os grãos abrasivos são relativamente grandes.

Comparando-se a abertura de ranhuras e as áreas de suporte de carga, na figura 6.6, para uma dada profundidade de penetração do entalhe, é possível estimar-se o volume total de ranhuras formadas por unidade de distância de

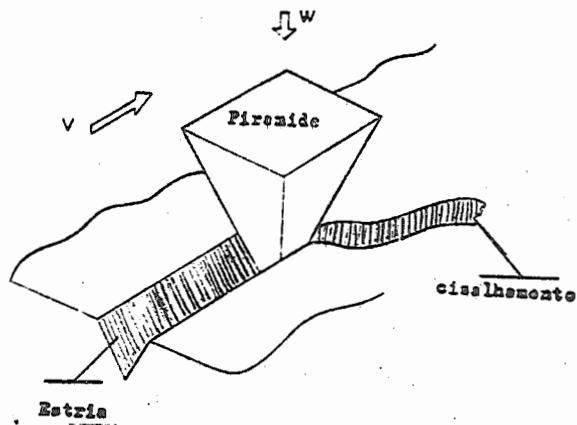


Fig. 5.6 - Abertura de ranhura e corte devido ao deslizamento de uma partícula de forma piramidal sobre a superfície de um metal.

deslizamento. A solução é idêntica àquela expressa pela equação (6.3). Se agora nós definirmos a resistência a abrasão R' como a recíproca do volume gasto encontramos que:

$$R' = 20 p^*/W \quad \dots 6.7$$

Esta relação tem sido confirmada por experiências. Nós notamos que contanto que as partículas tenham arestas afiadas, a forma exata das partículas abrasivas é insignificante.

O critério principal é que uma fração fixada do volume das fendas formadas, aparece como pequenos desgastes por corte. Além disso para uma dureza fixada p^* , o desgaste abrasivo dos metais é menor do que o desgaste abrasivo dos sólidos frágeis e maior do que nos materiais elásticos como a borracha.

Nós podemos convenientemente classificar o desgaste abrasivo dos metais em três categorias distintas:

- a) abrasão normal, b) abrasão por esmagamento, c) abrasão por erosão. Todos os três podem ocorrer simultaneamente num componente, mas o tipo predominante pode ser reconhecido.

- a) Abrasão normal: Este tipo de desgaste é caracterizado por altas tensões e resulta em micro deformação da superfície. A medida do desgaste abrasivo é geralmente expressa em mils por hora, sendo a medida, a quantidade de metal removido, normalmente a superfície do material. A abrasão normal tem razão de desgaste mais alta que a abrasão por erosão ou abrasão por esmagamento (exceto para as técnicas como jato de areia, a qual causa erosão a alta velocidade). A tabela 6.2 dá uma razão típica de desgaste para os três tipos de processos abrasivos.
- b) Abrasão por esmagamento: Ocorre, quando duas superfícies de desgaste atritam-se num ambiente arenoso, com força suficiente para produzir um esmagamento violento nas partículas minerais ou outro abrasivo colocado entre as superfícies. Os grãos abrasivos rompidos têm arestas vivas e são capazes de entalhar o aço mais duro. A deterioração ocorre então por raspagem, por fluxo plástico local e micro-fissura. Embora a tabela 6.2 indique uma razão de desgaste relativamente baixa, a razão de desgaste em kg por tonelada de material desgastado é muito alta - desde que áreas superficiais grandes sejam envolvidas no processo.
- c) Abrasão por erosão: Os fatores primários que causam desgaste por erosão são a velocidade e baixo impacto com o movimento acontecendo paralelamente à superfície. A abrasão por erosão requer partículas duras e afiadas para ser efetiva, mas é distinto do desgaste por esmagamento pois seu polimento original ou angularidade é importante desde que haja pouca mudança com o uso.

As partículas abrasivas podem ser suspensas e carregadas num fluido como água ou ar. Para velocidades de impacto baixas, o melhor critério para a resistência do desgaste é usar o aço mais duro possível com alto teor de carbono. Este último fator dá uma melhor proporção de carbone-

Tipo de desgaste abrasivo	Tipo de metal	Exemplos típicos	Razão de desgaste (mils/n)
abrasão normal	aço manganês e austenítico	- martelos em pulverizadores de impacto	5-1000
		- dentes de pás	5-500
		- lâminas de corte em máquinas para minério grosso	5-100
		- britadores	2-20
		- calhas de transportadores	0,1-10
abrasão por esmagamento	aço de alto carbono e baixa liga	- bolas de moinho para minério silicoso unido	0,15-0,45
		- idem para pasta de cimento úmido	0,05-0,15
		- idem para clinker de cimento seco	0,005-0,015
abrasão por erosão	ferro fundido branco perlítico	- bocal para jato de areia	100-1000
		- lâmina da pá de bombas	0,1-5,0
		- agitador por impulsão	0,05-100

Tabela 6.2 - Razões de desgaste típicas para diferentes processos abrasivos

tos duros na estrutura. Para velocidades de impacto alto, aços tenazes são recomendados para resistir ao impacto. Contudo a dureza superficial deve ser aumentada usando tratamento térmico, o que pode ser mais significativo em aproveitamento na resistência por abrasão, mudando a natureza da superfície. A tabela 6.3 lista as técnicas mais comuns para diferentes materiais e seu efeitos.

Algo deve ser dito finalmente sobre o mecanismo de polimento. O processo de abrasão em tais casos produz partículas tão finas de pó que a macro ou micro textura da superfície torna-se mais polida com o tempo. A ação do polimento tem sido descrita como um contínuo desgaste na região sob baixa carga (ver secção 6.1 fig. 6.1).

Técnica	Aplicação	Efeito
eletrodeposição de cromo e níquel	materiais ferrosos e não ferrosos	dureza, alisamento, fina camada de deposição.
anodização	alumínio, magnésio, zinco	dureza, fina espessura, camada de óxido
impregnação, carbonização, cianetação, carbonitretação	aços de baixo carbono	dureza superficial
Spray metalização, deposição por chama, spray cerâmico	base para materiais metálicos e não metálicos	camadas interligadas, partículas parcialmente oxidadas
revestimento duro, solda a gás ou a arco	materiais ferrosos e não ferrosos	alta liga ou camada de metal duro

CONTINUA

CONTINUAÇÃO

Técnica	Aplicação	Efeito
fundição em co- quilha	ferro fundido cinzen- to e alguns aços	superfície como a do ferro fundido branco
endurecimento por chama	ferro fundido ou aço	dureza superficial local

Tabela 6.3 - Técnicas para alterações da superfície para a resistência à abrasão.

ELASTÔMEROS

Os testes para análise do desgaste abrasivo em elastômeros foram feitos usando diferentes tipos de borracha e agulhas atritados sob condições controladas. Depois foi usada uma pequena esfera de 1mm de diâmetro. Estas formas que representam os extremos do formato da aspereza superficial (do pontegudo ao redondo) guarda uma grande distância da forma real da aspereza. Contudo tais asperidades variam consideravelmente na sua forma e pode-se dizer de um modo geral que a aspereza real deve exibir uma forma de ponta redonda ou afiada e não existe outras possibilidades. Considere-se o caso de um elemento deslizante cilíndrico movendo-se com velocidade relativamente baixa sobre borracha transparente. A figura 6.7 mostra a distribuição resultante da tensão fotoelástica em termos de espaçamento das franjas isocromáticas na vizinhança da área de contato. A concentração de tensão na parte posterior da área de contato é indicada pela proximidade das franjas, e a borracha está sob tensão neste ponto.

Agora, traços a esquerda sobre o sulco deixado na borracha pelo cilindro, sob a ação de grande carga, indicam uma série de rasgos através da superfície sulcada.

A natureza periódica de tais danos indica a existência de um mecanismo macroscópico de Stick-Slip duran

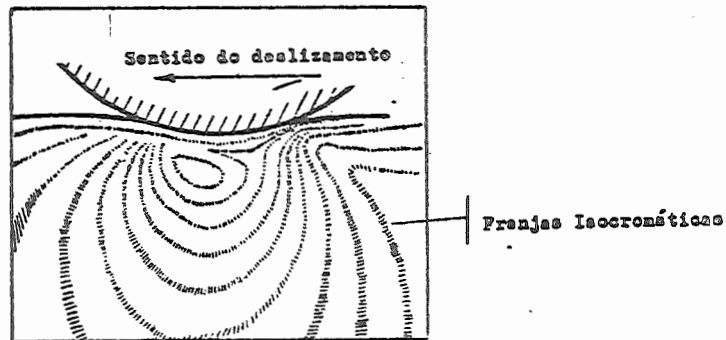


Fig. 6.7 - Distribuição fotoelástica de tensões em borracha transparente.

te o deslizamento; a borracha adere localmente ao cilindro e é estriada na direção do movimento até que a força elástica, vença a força de aderência, em consequência do que a borracha recua rapidamente e o processo se repete. Nenhuma falha, devido ao repetido deslizamento, seria esperada para tomar a forma em abertura de rasgos em ângulo reto com a direção do movimento, originada pela concentração de tensão na parte posterior do contato.

Vamos agora visualizar a que ocorre quando se substitui a agulha com ponta arredondada da figura 6.8 por uma agulha afiada. Aqui, as forças de tração são maiores do que no caso anterior, por causa da penetração da borracha pela agulha, e consequentemente o dano na superfície é mais severo, bastando somente uma passada da agulha sobre a borracha, para produzir o rasgo e subsequente separação das partículas da borracha.

A figura 6.8 mostra a distorção das linhas de referência equidistantes umas das outras, e isto mostra a concentração de tensão na proximidade da ponta da agulha. Contudo, a concentração de tensão é maior na frente da agulha e a adesão entre a borracha e a agulha, neste local provoca o rasgo. A borracha se rasga primeiro, no ponto onde ela perde contacto com a agulha e depois o rasgo se desenvolve lateralmente, como indicam as linhas pontilhadas.

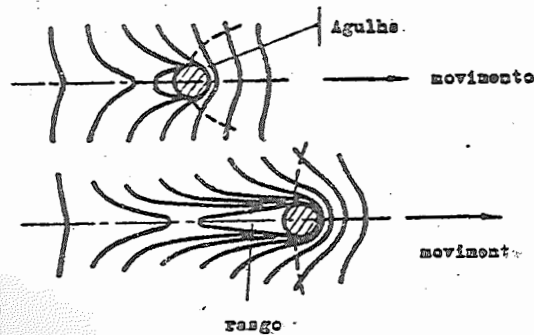


Fig. 6.8 - Dois estágios sucessivos na deformação e rasgo da superfície de uma borracha pelo deslizamento de uma agulha.

Para asperidades bem afiadas, nós concluímos que a causa da abrasão é a concentração de tensão local, produzida pela adesão e o entrelaçamento mecânico entre as pontas das asperidades e a borracha ou elastômero. A composição química da borracha por si só, (se porosa ou compacta) parece não ter efeito no mecanismo de abrasão, com asperidades agudas.

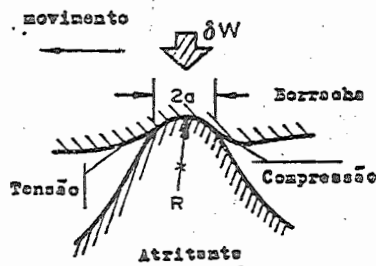


Fig. 6.9 - Interação do elastômero e da asperidade da base rígida durante o deslizamento.

Nós agora proporemos uma teoria simplificada de abrasão para elastômeros. Considere uma asperidade no meio da parte mais alta de raio R , a qual é pressionada contra elastômero deslizante, como mostra a fig. 6.9. A carga aplicada δW cria um contato de largura $2a$ e podemos escrever:

$$a = a(R, \delta W, G) \quad \dots 6.8$$

onde G é uma constante elástica a qual caracteriza o material. Dois parâmetros adimensionais (a/R) e $(\delta W/G)$ podem ser compostos dessas variáveis e eles são relacionados por esta equação:

$$\frac{a}{R} = C_1 \left(\frac{\delta W}{GR^2} \right)^\alpha \quad \dots 6.9$$

onde a constante C_1 e o expoente α devem ser avaliados por experiências. Se existe n^2 partículas abrasivas por unidade de área, a carga total W é dada por:

$$W = \Sigma \delta W = n^2 \delta W \quad \dots 6.10$$

desde que o fator de abrasão A' é proporcional ao volume total ΔV de destacamento de partículas do elastômero podemos escrever:

$$A' \sim n^2 a^3 \quad \dots 6.11$$

onde o volume de uma partícula separada é adotada proporcional à terceira potência da largura de contato. Pela substituição de n^2 da equação (6.10) e de a da equação (6.9) na equação (6.11),

$$A' = C_2 \left(\frac{WR}{G} \right) \quad \dots 6.12$$

onde C_2 é uma constante. Das primeiras definições da seção 6.5 podemos escrever para o coeficiente de resistência à abrasão β :

$$\beta = \frac{f}{A'} = C_3 \left(\frac{Gf}{WR} \right) \quad \dots 6.13$$

onde C_3 é uma constante e f é o coeficiente de atrito deslizante. Observamos similaridade entre β na equação (6.13) para os elastômeros e a resistência à abrasão R' na equação (6.7) para os metais. Ambos os parâmetros são inversamente proporcionais à carga aplicada e diretamente proporcionais à medidas em condições particulares de contato. Estas medidas são certamente a constante G no caso dos elastômeros ou a pressão plástica admissível p^* para os metais.

6.8 - Desgaste por Fadiga

O objeto da falha por fadiga em materiais tem tantas implicações, que vacilamos ao introduzir o tópico. Ao mesmo tempo nosso tratamento de desgaste seria incompleto, sem a listagem das características essenciais do mecanismo de fadiga. No caso dos metais, as fraturas superficiais dos componentes de máquinas que tem falhado como resultado de fadiga, geralmente exibem duas regiões típicas:

- a) Região relativamente polida, que resulta da natureza da propagação da fenda quando ela abre, fecha e progride, vagarosamente através da secção. Esta região é frequentemente manchada por óleo, sujeira, depósitos de corrosão.
- b) A região mais áspera, fibrosa, denteada ou "porosa" é similar ao que ocorre em falhas por tensão estática. Ela representa a área de súbita ruptura do componente.

A palavra fadiga por si só, sugere falha sob cargas repetidas e é um fato bem conhecido, que o número de ciclos de tensão para que ocorra a falha é função da amplitude da reversão ou tensão alternativa, como mostra a figura 6.10. A concentração de tensão nos componentes, se deve à rápida alteração na secção, da distribuição de tensões, o

que reduz drasticamente a "vida à fadiga" ou o número de ciclos para que ocorra uma falha provável como indicado na figura 6.10, e métodos existem para estimar estes efeitos.

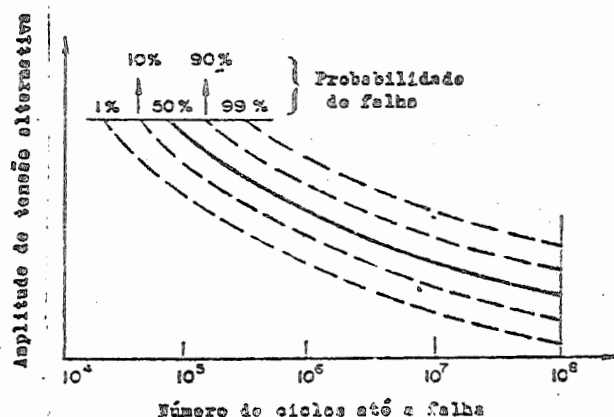


Fig. 6.10 - Curvas típicas de falha por fadiga para metais

A fadiga, da forma como foi descrita, pode ainda causar uma falha interna de um componente de máquina sujeito a um esforço ou tensão alternada, mas a tribologia se preocupa mais com a falha por fadiga, como um mecanismo externo na interface de atrito. A corrosão por atrito é um exemplo do mecanismo de fadiga na superfície, à qual resulta de um Stick-Slip localizado como já foi descrito na secção 6.1. Experiências indicam muito claramente que o mecanismo de fadiga de superfície, nos materiais elastoméricos, é mais significativo do que no caso dos metais. Ele resulta da flexibilidade dos sólidos elastoméricos, os quais podem conformar-se com a aspereza da base rígida durante o deslizamento, fazendo com que a carga cíclica sempre exista. Quando as asperidades são mais arredondadas que afiadas, a falha pode ocorrer dentro da camada superficial de um elastômero por compressão, expansão e esforço tangencial reverso, repetitivos. Este mecanismo de fadiga, produz uma forma de desgaste relativamente suave e significativo, quando as tensões cíclicas estão presentes durante longos

períodos de tempo e quando a adesão é relativamente pequena. O desgaste toma a forma de uma abrasão suave alisando a superfície.

6.9 - Desgaste por Formação de Rolos

Os mecanismos prévios de desgaste abrasivo e por fadiga requerem que a base rígida (no caso de atrito elastomérico) tenha uma macro asperidade distinta. Vimos também que asperezas agudas produzem ação abrasiva, asperezas redondas têm ação menos severa, mas um mecanismo de fadiga contínuo. Nas superfícies polidas, nós agora introduzimos um novo tipo de desgaste específico para materiais altamente elásticos, que é conhecido como formação de rolos. Isto ocorre quando o coeficiente de atrito é relativamente alto, entre o elastômero e a superfície polida, e quando a resistência ao rasgamento do material é baixa. O elastômero facilita a falha interna, por causa da deformação severa que ocorre antes que o deslizamento na interface aconteça. A falha ocorre, quando a superfície do material está num estado de tensão máxima podendo surgir uma fenda ou corte, perpendicular à direção do deslizamento. A direção local de um corte ou fenda, depende da natureza e condição da tensão local e provavelmente da heterogeneidade molecular na estrutura do elastômero. O crescimento desses cortes, não acontece por separar as partículas de desgaste da superfície do elastomero; o que parece mais lógico é que um estiramento interno gradual do material elástico, ocorra, permitindo uma mobilidade relativa na área de contato, sem que ocorra o deslizamento completo. O último movimento é possível, se a camada separada durante o estiramento se curva num cilindro, como mostra a figura 6.11. Com tal mecanismo, o subsequente movimento relativo, acontece sob condições de atrito de rolamento, acompanhado por contínuo estiramento interno do material elástico, perto da interface e a acumulação dos fragmentos separados, na forma de cilindros.

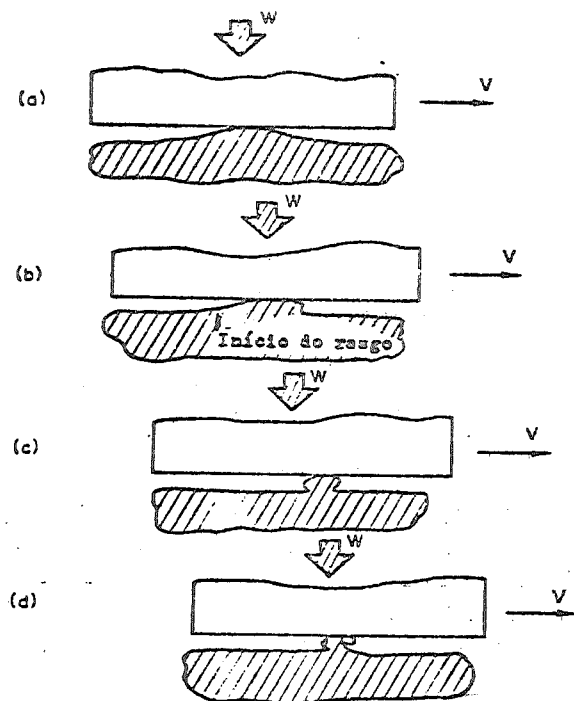


Fig. 6.11 - Estágios sucessivos na formação de rolos

O fragmento enrolado está sob tensão durante sua formação e seu alongamento depende da dimensão da sua seção transversal a qual é variável. A força que produz tal alongamento depende da resistência ao estiramento do material no lugar onde o fragmento é separado. A falha do fragmento ocorre quando o alongamento alcança o máximo valor admissível e a separação resultante dos fragmentos enrolados, completa o ato do desgaste por atrito.

É claro que o desgaste por formação de rolos, só ocorre quando existe uma certa combinação de condições externas e propriedades elásticas do elastômero sob teste. Como indicado anteriormente, é necessário que um alto coeficiente de atrito, exista na interface e que o elastômero tenha uma baixa capacidade de estiramento. O último depende criticamente da temperatura gerada, como resultado do atrito por deslizamento.

Vamos agora considerar brevemente a força de atrito total P_f envolvida, durante o alongamento do fragmento e subsequente rasgo da camada da superfície.

$$P_f = P_t + P_e + P_H \quad \dots 6.14$$

força usada para cortar o fragmento da camada superficial. força usada para alongar o fragmento. força usada na perda por histerese a qual acompanha a formação de rolos.

Os valores de P_t , P_e e P_H podem ser expressos em termos de outras variáveis. Da secção 9.5 podemos escrever para o coeficiente de resistência à abrasão:

$$\beta = \frac{\text{trabalho de atrito por unidade de tempo}}{\text{volume desgastado por unidade de tempo}} = \frac{P_f}{\Delta v / \Delta t}$$

sendo que β toma a seguinte forma

$$\beta = \beta(T', E, R_d, t, b, r) \quad \dots 6.15$$

onde T' é a energia característica de estriamento do elastômero, E é o módulo de elasticidade, R_d é a resiliência dinâmica (igual à taxa da energia que volta ao sistema durante o meio ciclo de vibração despendendo energia), e t , b e r são os valores médios, da extensão, espessura e área, respectivamente, do fragmento cilíndrico.

A condição matemática que determina a probabilidade de desse tipo de desgaste, é a que segue:

$$P_f \leq f \cdot W \cdot V \quad \dots 6.16$$

onde f é o coeficiente de atrito por deslizamento na interface. Isto estabelece simplesmente que a força requerida para causar a falha interna do material, deve ser menor do que aquela que seria dissipada como resultado do atrito por deslizamento na interface.

O padrão de desgaste que ocorre na borracha, quando a superfície de atrito é polida, é muito parecido à formação de rugas, característica obtida em superfícies ásperas (veja fig. 6.4). O gráfico seguinte dá a medida de desgaste gravimétrico versus a carga de deslizamento da borracha natural, sobre lixa e sobre borracha dura e mostra a contribuição de vários mecanismos de abrasão, especialmente para a medida de desgaste. No caso da lixa, o desgaste é devido primeiramente à fadiga em cargas baixas, com a contribuição do desgaste abrasivo, tornando-se mais dominante conforme W é aumentado. Para a combinação borracha-borracha natural por outro lado, o mecanismo de desgaste é provavelmente devido à formação cilindros e rasgos. É possível ver que para baixas cargas a lixa contribui substancialmente para um maior desgaste, do que a combinação borracha-borracha. À altas cargas e pressão de contato, contudo, as condições para o desgaste por formação de rolos torna-se muito favorável em concordância com a equação (6.16) e o desgaste total devido a este mecanismo, pode exceder ao que ocorre no caso da lixa como mostra a figura 6.12. Experiências indicam que quando o coeficiente de atrito excede o valor 1,15, há um rápido e drástico aumento na medida do desgaste, e este fenômeno é satisfatoriamente explicado pelo conceito da formação de rolos.

Na prática, é certo que a combinação de todas as três formas de desgaste ocorrem, e é difícil isolar as contribuições de cada mecanismo no desgaste total. O objeto do desgaste não é completamente entendido e é possível até o momento, somente indicar qualitativamente as causas que contribuem para que este ocorra. Como o elastômero torna-se mais tenso e mais duro, o mecanismo de desgaste abrasivo domina. Então na ebonite e plásticos, ranhuras e trincas são indicações comuns da degradação da superfície.

Há um paralelo entre o entendimento físico dos efeitos de desgaste e os eventos de atrito, os quais são úteis qualitativamente para determinar as causas em aplica-

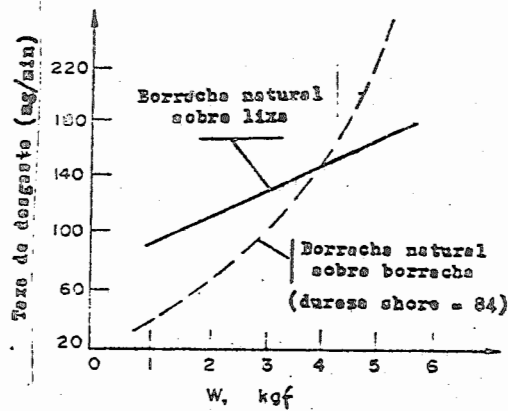


Fig. 6.12 - Dependência da carga com a razão de desgaste para borracha natural.

ções especiais. De acordo com o endurecimento e tensionamento do elastômero, seu comportamento no atrito aproxima-se daquele de um corpo rígido e isto pode ser interpretado como uma diminuição dos componentes de histerese de atrito. De um modo similar, o mecanismo de desgaste por fadiga (que é um efeito do tamanho) torna-se insignificante, e o fenômeno de superfície predominante, de acordo com nosso procedimento no caso viscoelástico é o dos corpos mais duros. Isto é possível entender desta analogia, porque os resíduos de plástico e plexiglas são quase que completamente abrasivos, como indica o entalhe na superfície e as ranhuras longitudinais.

6.10 - Efeitos da Velocidade e da Temperatura

METAIS

A secção 3.14 tem uma relação detalhada dos efeitos da velocidade do deslizamento e da temperatura no atri

to metálico e a mudança do mecanismo de desgaste com o aumento da velocidade, é descrita em detalhes. A tendência geral como visto na figura 3.17 é que a falha para valores baixos de atrito, ocorre sob condições de vácuo, na faixa de alta velocidade.

O desenvolvimento dos pontos quentes atritantes, por si só, não podem determinar valores de atrito baixos. Em velocidades de deslizamento moderados, uma série de flashes de temperatura, com picos atingindo o ponto de fundição de um dos metais pode ser observado, já que nós consideramos que condições ocorrendo nesta faixa, são isotérmicas. A razão é que aquelas propriedades materiais que tem um papel maior do mecanismo de deslizamento, não estão sendo significativamente afetadas pelos pontos quentes. À altas velocidades contudo, nós podemos definir as condições como adiabática. Aqui, as regiões com pouco contato são cisalhadas tão rapidamente, que o calor gerado é maior do que aquele que pode ser dissipado. Esse enfraquecimento do metal onde a deformação começa é tal, que o esforço tangencial fica confinado a uma camada fina na interface. Então, algumas junções podem se fundir antes de serem rompidas, enquanto o metal básico é relativamente duro. Tal intensidade de calor localizada, reduziria substancialmente as forças de atrito e ainda teria um pequeno efeito na capacidade de suportar cargas das irregularidades superficiais. À velocidades de deslizamento muito altas, o metal comporta-se como uma camada fundida, fina e dura, e o esforço tangencial na camada líquida resulta em valores mais baixos de atrito. Para metais frágeis como bismuto e antimônio, a superfície do metal à velocidade crítica de atrito, começa a quebrar-se de modo frágil, produzindo uma corrente de finos fragmentos. Neste caso, a explicação é que as solicitações plásticas, são propagadas no metal à velocidade menores que as solicitações elásticas e então as junções são cisalhadas antes que ocorra o estado plástico admissível.

A figura 6.13 dá um sumário dos efeitos da velocidade no atrito e no desgaste para cinco metais. Os resultados foram obtidos de uma esfera de aço a duas velocidades pré-determinadas (100 e 600m/s) sobre várias superfícies. Nós observamos que todos os metais, exceto o bismuto, mostram uma redução em ambos (atrito e desgaste), com o aumento da velocidade, e que o molibidênio e o tungstênio, dão medidas extremamente baixas de desgaste.

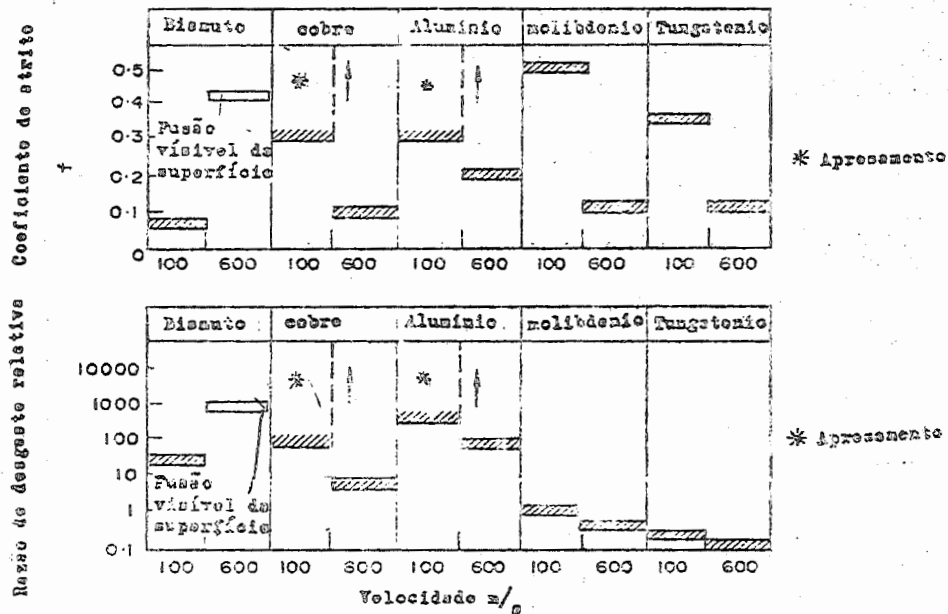


Fig. 6.13 - Dados sobre atrito e desgaste para uma esfera de aço agindo sobre superfícies de metais.

O atrito e o desgaste de metais à velocidades de deslizamento muito altas, são geralmente determinados pelo esforço tangencial de um filme fino de metal fundido, e medidas de tensão extremamente altas, podem ser atingidas dentro dele. Se o amolecimento e o fluxo plástico das asperidades ocorre a baixas velocidades, o atrito e o desgaste reduzem com o aumento da velocidade. Porém, a fratura de forma frágil no bismuto, é uma exceção à regra como mostra a figura 6.13.

ELASTÔMEROS

Em contraste com o desgaste dos metais, pode ser mostrado, que o desgaste e a abrasão nos elastômeros são essencialmente fenômenos viscoelásticos. Isto se deve ao fato de que ambos, adesão e histerese, podem ser relacionados como uma ocorrência viscoelástica, sob algumas condições de operação, como foi estabelecido no capítulo 4. A figura 6.14 mostra a razão de desgaste por abrasão γ , plotada em função da velocidade de deslizamento, para o caso de três tipos de borracha vazias (porosas). Observemos que todas as curvas indicam um valor mínimo de γ .

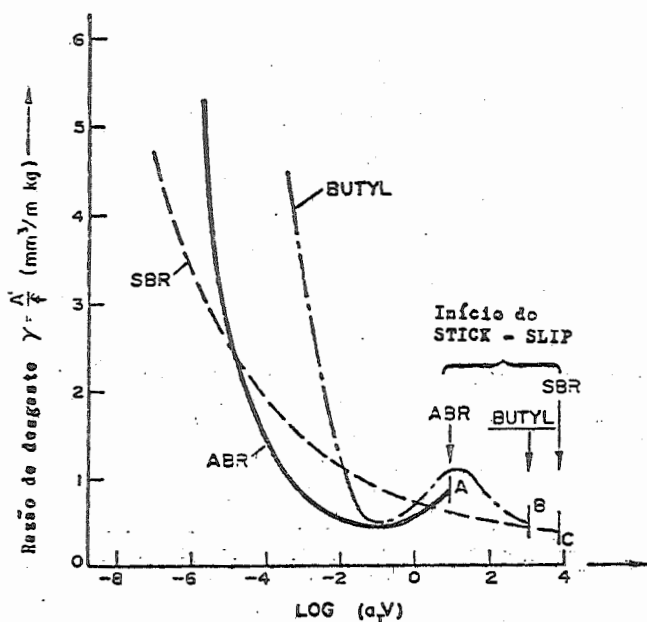


Fig. 6.14 - Curvas padrões obtidas experimentalmente para a abrasão de três tipos diferentes de borracha porosa.

Uma explicação qualitativa para a existência de um dos dois valores mínimos pode ser obtida da figura 6.15 que mostra a variação de f , A' e γ com o logaritmo de V a uma dada temperatura de operação. A figura 6.15(a) mostra que o coeficiente de atrito f , como uma função da velocidade de deslizamento, exibe dois picos característicos, um devido a adesão e outro devido a histerese respectivamente. Esta curva pode ser obtida pela superposição de cada fator (adesão e histerese), em separado, para o coeficiente de atrito em concordância com a equação (4.6). A figura 6.15(b) mostra a variação do fator de abrasão A' com o logaritmo de V , também a uma temperatura constante de acordo com a equação 6.12. Esta última equação, mostra que A' é inversamente proporcional à constante de elasticidade G e à variação de G ou G' com logaritmo de V , podendo ser obtida da figura 4.10. Se agora usarmos a relação $\gamma = \frac{A'}{f}$ para computar o desgaste para cada velocidade de deslizamento V , a curva na figura 6.15(c) é obtida e dois valores mínimos distintos são observados. De fato, cada mínimo corresponde aproximadamente a um máximo, na curva de velocidade-atrito ou seja, na adesão um mínimo C e na histerese um mínimo D. É possível eliminar o pico referente a adesão colocando pó de magnésio entre as superfícies.

Muitas vezes a adição de grafite em borrachas muda o pico relativo à adesão para um patamar, com exceção do butil, a qual preserva um pico distinto. Então borrachas como acrilonitrila-butadieno e estireno-butadieno podem não apresentar no gráfico, nenhum pico referente à adesão, mas ao invés, uma abrasão razoavelmente achatada mínima, como mostra a figura 6.14. Os pontos A, B e C nessa figura indicam o início do Stick-Slip e ainda correspondem com bastante aproximação ao começo da inclinação nas curvas de abrasibilidade. A figura 6.15(a) mostra claramente que nestes pontos, qualitativamente, também surge o começo de uma inclinação nas curvas de atrito o que significa que a analogia entre a abrasão e o atrito parece estar bem estabelecida.

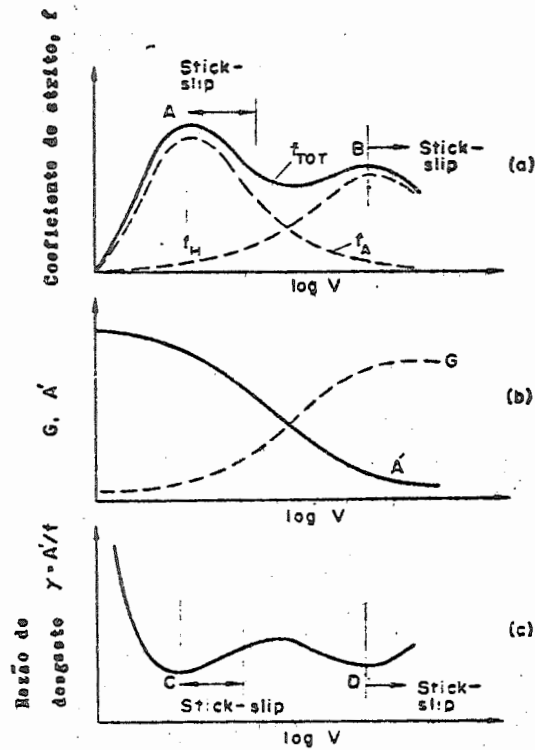


Fig. 6.15 - Natureza viscoelástica da abrasão

cida. Deve ser enfatizado porém, que a abrasão é um fenômeno extremamente complexo e as vezes impraticável, de forma que somente uma correlação aproximada é possível.

A figura 6.16 mostra a relação entre f , A' e γ com a temperatura numa determinada velocidade de deslizamento, para o caso de quatro borrachas vazias (porosas).

Observamos que ambos os fatores, abrasão A' e abrasabilidade γ aumentam rapidamente em valor à temperaturas mais altas. Agora, uma imagem invertida (de espelho) desta característica, poderia indicar a dependência da velocidade em relação a A' e γ e vemos que ela é concordante com a direção tomada nas figuras 6.14 e 6.15(b). Nós concluímos, que a abrasão da borracha tem propriedades viscoelásticas distintas e pode ser prognosticada em termos amplos, baseando-se nos dados de atrito para a relação $\gamma = \frac{A'}{f}$

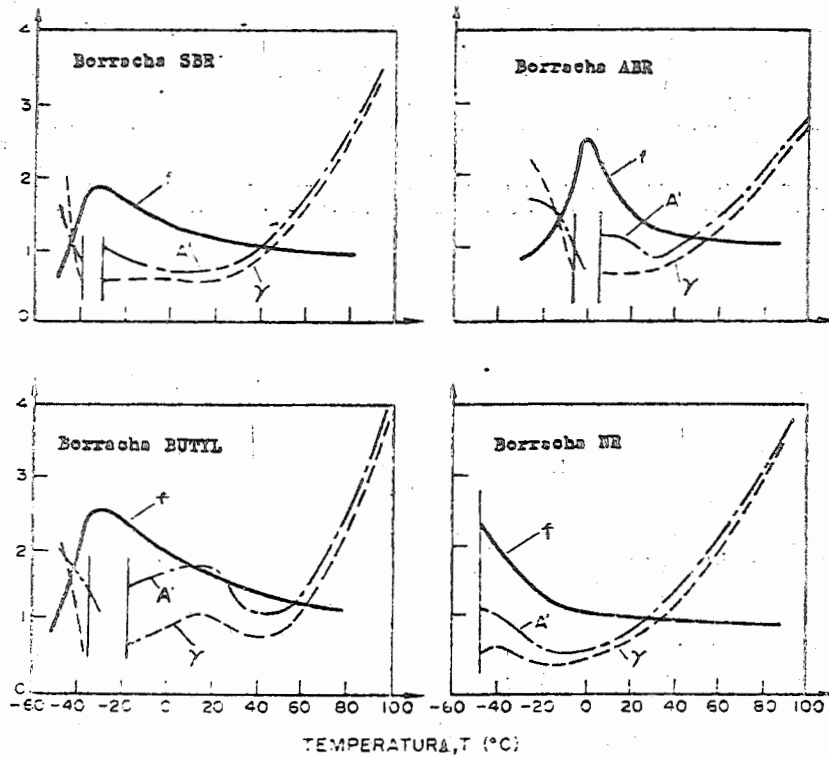


Fig. 6.16 - Dependência do atrito e abrasão com a temperatura para quatro tipos diferentes de borracha porosa.

6.11 - Sumário

Nós examinamos com alguns detalhes a característica dos mecanismos de desgaste em metais e elastômeros e o fenômeno parece ser bem distinto. Em geral grandes desgastes acompanham altos coeficientes de atrito, mas por outro lado, parece haver pequena correlação entre atrito e desgaste, exceto talvez no caso de certos materiais altamente elásticos (tais como a borracha, como foi visto na última seção) somente um número muito limitado de materiais são intrinsecamente capazes de dar ambos: baixo atrito e desgaste como salientado nos exemplos: carbono, grafite e alguns polímeros.

A resistência ao desgaste na camada superficial dos metais, é sempre marcadamente melhorada pelo tratamento por difusão sendo os casos mais usados a carbonetação, nitratação e sulfatização. Superfícies ferrosas podem também ser cromadas ou siliconizadas e então as escoriações tornam-se virtualmente impossíveis. As técnicas químicas (tais como a introdução de polímeros intermediários como o neoprene ou a borracha nitrile) podem ser usadas para modificar as propriedades da superfície do elastômero, com o objetivo de aumentar a resistência ao desgaste. Ambos, metal e polímeros podem ser reforçados pela impregnação de resinas de fibra de carbono para dar virtualmente alguma elasticidade.

Nós concluímos que apesar do desgaste acompanhar o atrito em quase todas as aplicações, isto pode ser controlado somente pela primeira lei básica a qual determina qual será a magnitude numa aplicação dada e então aplicando-se a mais recente técnica possível, procura-se minimizar seus efeitos.

7 - APLICAÇÃO DA TRIBOLOGIA NOS PROCESSOS DE FABRICAÇÃO

7.1 - Usinagem dos Metais

A história do uso do corte de metais data da última parte do século dezoito quando James Watt construiu a primeira máquina a vapor que teve sucesso. Uma de suas maiores dificuldades para o desenvolvimento da máquina, foi o mandrilamento do cilindro no material fundido. O problema foi eventualmente resolvido quando John Wilkson inventou a mandriladora-fresadora horizontal que consistia de uma ferramenta de corte montada numa barra de mandrilamento, a qual era apoiada sobre mancais fora do cilindro de forma a poder avançar e girar dentro da peça cilíndrica. O corte de metais como nós o conhecemos hoje começou com a introdução desta ferramenta e pesquisas na física das operações de usinagem começou por volta de 70 anos atrás. Hoje em dia as máquinas ferramenta e o corte de metais formam a base da nossa indústria e o corte de metal caracteriza alguns estágios na manufatura de produtos industriais.

Todas as operações de corte de metal são comparadas ao processo fundamental ilustrado na figura 7.1 no qual a ferramenta em forma de cunha com uma aresta cortante reta (fazendo um ângulo com o plano de papel) é obrigado a se mover em relação à peça de trabalho de modo que uma camada do metal é removido na forma de cavacos. Se a aresta de corte está num plano que forma um ângulo reto com o plano do diagrama, o mecanismo de corte é chamado corte ortogonal ou ainda pode ser usado o termo corte oblíquo. A superfície ao longo da qual o cavaco escoia é chamada superfície de saída da ferramenta e ela intersepta o plano da ferramenta, para formar a aresta de corte como é mostrado na figura. A espessura do material removido da peça é conhecido como espessura indeformada do cavaco cujo tamanho pode variar de acordo com as operações de corte. Três ângulos são identifi-

de folga. O raio da ponta da ferramenta representa papel importante na determinação do acabamento superficial. A profundidade de corte na figura 7.2 é auto explanatória e o avanço é a distância percorrida axialmente pela ferramenta, por revolução da peça. As ferramentas multicortantes (tais como brocas, fresas podem ser consideradas como uma série de duas ou mais ferramentas monocortantes solidamente fixadas a um corpo comum.

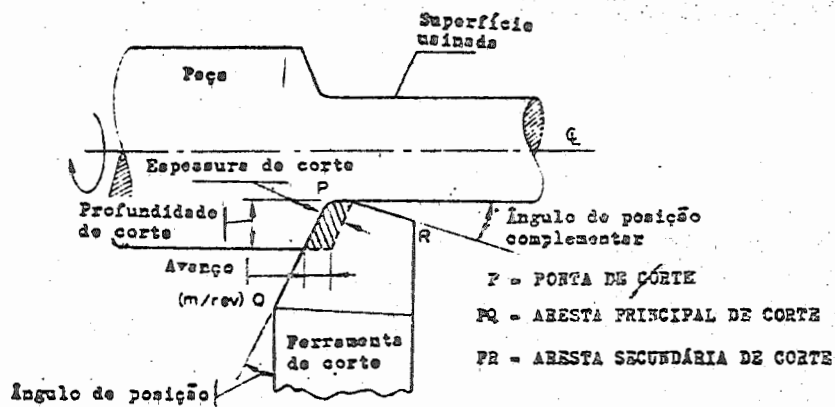


Fig. 7.2 - Terminologia adicional para operações com ferramenta monocortante.

7.2 - Atrito no Corte de Metais

Concepções anteriores do mecanismo de formação do cavaco, durante o corte, supuseram que uma ruptura era propagada adiante da ferramenta, em forma de cunha e então permitia uma separação rápida do cavaco como mostra a figura 7.3(a). Teorias modernas têm contestado este conceito e agora concorda-se que há duas regiões distintas, as quais podem ser identificadas durante a operação de corte:

- a) Uma zona de deformação primária na base do cavaco onde uma situação contínua de esforço-tangencial, persiste. Esta região pode ser consi-

derada como a de máximo atrito interno (veja A, B na fig. 7.3(b)).

- b) Uma zona de deformação secundária ocorrendo entre a ferramenta e o cavaco, caracterizada pelo atrito ao longo do plano BD.

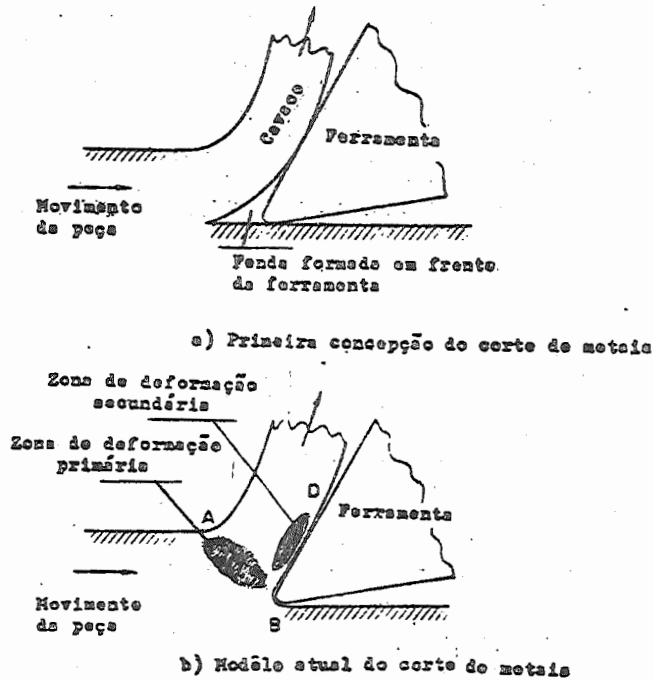


Fig. 7.3 - Modelo antigo e atual do processo de corte

Se agora nós examinarmos o atrito no plano BD com mais detalhes, nós observaremos da figura 7.4 que ele inclui a região de "stiction" BC e uma extensão adjacente CD na qual o deslizamento principal ocorre. As pressões normais relativamente altas agindo dentro da zona de "stiction" são responsáveis pela redução do coeficiente de atrito de deslizamento, pelas razões que serão apresentadas posteriormente. Aqui a carga normal resulta em maior área de contato, onde solda local entre as maiores asperezas superficiais ocorrerão, de acordo com a teoria da solda-cisalhamento-riscamento, do ca

pítulo 3. A figura 7.4 mostra a distribuição relativa da carga normal e de cisalhamento ao longo do plano de atrito BC, e Q_f representa a força resultante agindo na ferramenta como resultado da composição de F e N respectivamente resultantes dessa distribuição. Nós devemos também incluir uma força de corte P agindo na aresta de corte da ferramenta dentro de uma interface relativamente pequena entre a peça e a ferramenta. A força total resultante R agindo na ferramenta é uma soma do vetor Q_f e P, como mostra a figura 7.4, e o ângulo que N faz com Q_f é chamado de ângulo de atrito.

Nós observamos que a força de corte P, pode ser decomposta em componentes ao longo e na perpendicular à face BC e estas componentes podem ser acrescentadas a F e N respectivamente. Este procedimento contudo pode ter pouca lógica desde que a força P age ao longo da interface peça-ferramenta mais do que ao longo de BD. Às vezes, também, a força resultante total R é decomposta em componentes F_s e F_n , as quais ficam relativamente ao longo e perpendicular ao plano de cisalhamento da figura 7.3. Contudo, a decomposição mais importante de R parece estar ao longo e na perpendicular à direção de movimento da peça de trabalho, definindo então a força de corte F_c e a força de avanço F_T ilustrada no diagrama de forças da figura 7.4.

Durante a operação de corte do metal tem-se observado geralmente que o coeficiente médio de atrito entre o cavaco e ferramenta pode variar consideravelmente e é afetado por fatores como a velocidade de corte, o avanço, o ângulo de saída etc. A principal razão para esta variação é o valor alto da pressão normal que ocorre na interface cavaco-ferramenta como já foi explicado. Estas pressões podem ser da ordem de 34.000 atm (kgf/cm^2) e podem fazer a área real de contato se aproximar da área aparente numa parte da interface cavaco-ferramenta (isto é $A_{act}/A_{ap} \rightarrow 1$). Considere agora a força de atrito F da equação (3.17) e o coeficiente de atrito f escrito em duas formas:

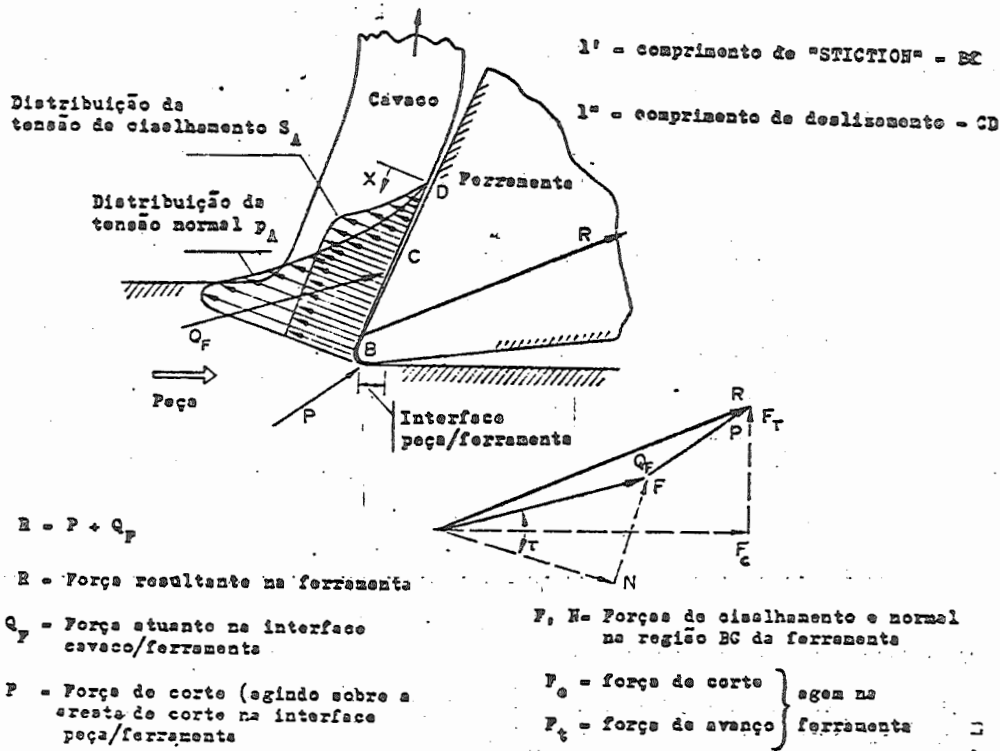


Fig. 7.4 - Detalhes da interface cavaco-ferramenta e das forças de corte.

$$F = A_{act.} S \quad \dots 3.17$$

$$f = \frac{F}{W} = \frac{A_{act.} S}{A_{act.} p^*} = \frac{S}{p^*} \quad \dots 3.20$$

$$f = \frac{F}{W} = \frac{A_{ap.} S_A}{A_{ap.} p_A} = \frac{S_A}{p_A} \quad \dots 7.1$$

onde S_A e p_A são a tensão de cisalhamento aparente e a pressão aparente tomadas relativamente a uma pequena área de contato. A equação (3.20) descreve a teoria da adesão no capítulo 3, na ausência dos efeitos trabalho-dureza e a razão (S/p^*) do lado direito é constante. A teoria simplificada, é aplicada com certeza para $A_{act} \ll A_{ap}$, e neste caso nós observamos que F é diretamente proporcional a W . A segunda forma do coeficiente de atrito implica em que as tensões S_A e p_A são proporcionais uma e outra para $A_{act}/A_{ap} \ll 1$ e este é o caso que ocorre ao longo de CD na figura 7.4.

Imaginemos agora W sendo aumentado até o ponto em que a área real de contato se aproxima do valor limite da área aparente (isto é, $A_{act}/A_{ap} \rightarrow 1$). É claro nas equações (3.20) e (7.1) que esta condição $S_A \rightarrow S$ onde S (na ausência do trabalho-dureza) é um valor de característica invariável. Então F agora assume um valor constante e podemos ver pelo menos da equação (7.1) que o coeficiente de atrito varia inversamente com a pressão aparente p_A . A distribuição de tensões na figura 7.4, sobre a interface cavaco-ferramenta BC, mostra claramente que S_A é razoavelmente constante, considerando que F_A cresce em direção da ponta da ferramenta B. O coeficiente de atrito de adesão entretanto varia de acordo com a equação (7.1) ao longo de BC enquanto tem um valor constante ao longo de CD.

As análises posteriores das condições da interface cavaco-ferramenta, durante a formação de cavaco servem de guia para prévias discussões. A variação de p_A dentro da região CD, da figura 7.1 pode ser dada pela expressão:

$$p_A = K_1 x^{k_2} \quad \dots 7.2A$$

onde x é a distância ao longo da superfície de saída da ferramenta (começando no ponto onde o cavaco perde contato com a ferramenta) e K_1 e K_2 são constantes. Para $p_A = p_{m\acute{a}x}$ até $x = CD = l$

$$p_A = p_{m\acute{a}x} (x/l)^{k_2} \quad \dots 7.2B$$

e integrando esta expressão a força normal N torna-se

$$N = b \int p_A dx = p_{m\acute{a}x} \int \left(\frac{x}{l}\right)^{k_2} dx = \frac{p_{m\acute{a}x}}{1+k_2} \quad \dots 7.3$$

onde b é o comprimento perpendicular ao plano do papel.

Dentro da região de deslizamento CD o coeficiente de atrito f é constante, e das equações (7.1) e (7.2B):

$$S_A = P_A = P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}}(x/\ell)^{K_2} \quad \dots 7.4$$

A tens\~ao de cisalhamento $S_A \rightarrow S$ dentro da regi\~ao de ades\~ao como foi visto e agora podemos escrever para a for\~ca de atrito total F .

$$F = bS\ell' + \frac{b \cdot P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}} \ell''^{(K_2+1)}}{\ell^{K_2} (1+K_2)} = bS\ell' + \frac{bS\ell''}{1+K_2} \quad \dots 7.5$$

com S substituindo $P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}}(\ell''/\ell)^{K_2}$ da equa\~cao 7.4. Das equa\~coes (7.3) e (7.5), o \~angulo de atrito τ e definido por:

$$\text{tang. } \tau = \frac{F}{N} = \frac{S}{P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}}} \left(1+K_2 \frac{\ell''}{\ell}\right) \quad \dots 7.6$$

\u00c9 conveniente substituir a press\~ao m\~axima aparente $P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}}$ nessa equa\~cao pelo valor m\~edio \bar{p} onde:

$$\bar{p} = \frac{N}{b\ell} = \frac{P_{\text{m}\ddot{a}\text{x}}}{1+K_2}$$

da equa\~cao (12.3). Ent\~ao:

$$\text{tang. } \tau = \frac{S}{\bar{p}} \frac{[1+K_2(\ell''/\ell)]}{[1+K_2]} \quad \dots 7.7$$

Desde que os termos entre par\~enteses da equa\~cao (12.4) s\~ao suficientemente constantes, o \~angulo m\~edio de atrito τ para a opera\~cao de usinagem b\~asica na figura 12.4 toma-se:

$$\tau = \text{tang.}^{-1} \left(\frac{K}{p}\right) \quad \dots 7.8$$

onde K \u00e9 uma constante e \bar{p} pode ser encontrado, por ser fun\~cao do \~angulo de sa\u00edda α .

7.3 - Geração de Calor

As altas temperaturas são encontradas durante a usinagem, perto da ponta da ferramenta e estas temperaturas têm uma função importante na medida do desgaste da ferramenta e no atrito que ocorre na interface cavaco-ferramenta. Consideraremos brevemente o mecanismo de geração de calor durante os processos de usinagem ilustrados previamente nas figuras, e a distribuição da temperatura resultante no cavaco e na peça.

Se Q é o calor total produzido durante a usinagem como resultado da componente de corte F_c , uma das componentes da força resultante sobre a ferramenta (veja fig. 7.4), então:

$$Q = F_c V_c = Q_s + Q_f \quad \dots 7.9$$

onde V_c é a velocidade de corte, Q_s é o calor gerado na zona de deformação primária (calor de cisalhamento) e Q_f o calor gerado na zona secundária de deformação (calor de atrito). Desde que $Q_f = F \cdot V_f$ onde F é a força de atrito e V_f a velocidade do fluxo de cavaco, a componente do calor de cisalhamento pode ser obtida diretamente da equação (7.9). O calor total produzido deve ser removido do cavaco, da ferramenta e da peça então:

$$Q = Q_c + Q_w + Q_t \quad \dots 7.10$$

onde os sub-índices c , w , t referem-se à cavaco, peça e ferramenta respectivamente. Como o material do cavaco flui muito rapidamente perto da superfície de saída da ferramenta, tem uma capacidade de remover calor, maior do que a ferramenta. Então Q_t parece ser muito pequeno e Q_c o maior dos componentes de calor removido. Considere a distribuição determinada experimentalmente da temperatura, no cavaco e na peça, mostrado na figura 7.5, para o caso do corte ortogonal.

Para um ponto X no movimento do material em direção à ferramenta de corte, o aquecimento ocorre, durante a passagem pela zona de deformação primária e é levado para longe pelo cavaco. O ponto Y, ^{CONTUDO} passa através de ambas as zonas de deformação e é aquecido até ter deixado a zona de deformação secundária; é então esfriado relativamente ao calor que existe no corpo do cavaco, tendendo a uma temperatura constante em seu comprimento.

Nós notamos que a temperatura máxima ocorre à uma certa distância da ponta de corte, ao longo da superfície de saída da ferramenta.

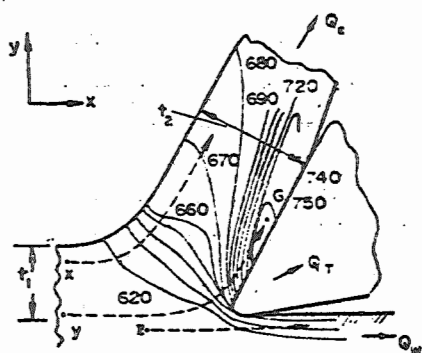


Fig. 7.5 - Distribuição de temperatura na peça e no cavaco para o corte ortogonal. Material: aço de baixo teor de carbono. Velocidade de corte: 22,5m/min. Profundidade de corte: 6,35mm. Ângulo de saída da ferramenta: 30°. Temperatura da peça: 611°C. $t_1 = 0,6\text{mm}$. $t_2 = 0,9\text{mm}$. Temperatura em °C.

O ponto Z dentro da peça é aquecido quando passa por baixo do corte da ferramenta pela condução do calor vindo da zona primária de deformação.

Se a máxima temperatura cresce de $\Delta T_{\text{m\acute{a}x}}$, e ocorre no ponto G da figura (7.5), onde o material deixa a zona secundária de deformação, nós podemos escrever:

$$\Delta T_{\text{m\acute{a}x}} = \Delta T_s + \Delta T_m, \quad \dots 7.11$$

onde ΔT_s é a temperatura acrescida, a qual ocorre dentro da zona primária de deformação devido ao esforço tangencial e ΔT_m é o aumento dentro da zona secundária de deformação BD, devido ao atrito cavaco-ferramenta. Podemos considerar ΔT_m como o aumento máximo da temperatura dentro do cavaco onde ΔT_f , com o propósito de distinção, é o aumento da temperatura média no cavaco. Então:

$$\Delta T_s = \frac{Q_s \cdot (1-\beta)}{\rho \cdot C_p \cdot v_c \cdot t_1 \cdot b} \quad , \quad \dots \quad 7.12$$

$$\Delta T_f = \frac{Q_f}{\rho \cdot C_p \cdot v_f \cdot t_2 \cdot b} \quad , \quad \dots \quad 7.13$$

onde β é a proporção de Q_s conduzido para a peça, ρ a densidade do material, C_p seu calor específico à pressão constante, t_1 a espessura indeformada do cavaco e b é a largura do corte.

Para obter o valor de β na equação (7.12) e também para estabelecer uma relação entre a temperatura média e a máxima aumentada no cavaco, devemos resolver a equação diferencial da condução de calor de um sólido bi-dimensional. Em operações de usinagem esta equação assume a seguinte forma simplificada:

$$\frac{\delta^2 T}{\delta y^2} - \left(\frac{R_T}{t_1}\right) \frac{\delta T}{\delta x} = 0 \quad \dots \quad 7.14$$

onde as coordenadas x e y são mostradas na figura 7.5. A equação (7.14) assume uma forma idealizada para o processo de usinagem, onde ambas as zonas de deformação são representadas por fontes planas de calor de mesma energia, como mostrado na figura 7.6. Uma suposição melhor, é que nenhum calor é perdido na superfície da peça e do cavaco. O "número térmico" R_T na equação (7.14) é definido por $\rho C_p v_c t_1 / K$ onde K é a condutividade térmica do material.

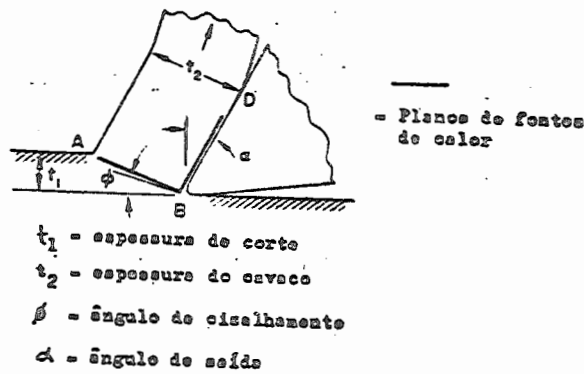


Fig. 7.6 - Modelo idealizado para o processo de corte, em pregado para o trabalho teórico sobre temperaturas de corte.

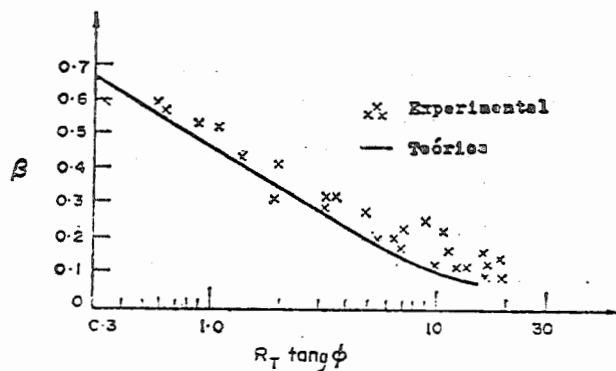


Fig. 7.7 - Divisão do aquecimento na zona de corte entre cavaco e ferramenta em função do "número térmico" e do ângulo de cisalhamento.

A solução para a equação (7.14) tem sido dada, para apresentar uma expressão relacionando β à $R_T \tan \phi$ onde ϕ é o ângulo de cisalhamento, definido na figura 7.6. A expressão é plotada na figura 7.7 e nota-se uma concordância muito grande, com a experiência feita à altas velocidades. As soluções para a equação (7.14) também mostram a relação entre a razão $(\Delta_m / \Delta T_f)$ e um novo parâmetro γ , definido como largura da zona de deformação secundária por unidade de espessura do cavaco, e estes resultados são mostrados na figura 7.8. Aqui α_1 é um fator que quando multiplicado pela espessura real do cavaco t_2 dá a extensão de contato BD entre o cavaco e a ferramenta (veja fig. 7.4). Na prática α_1 , pode ser estimado do desgaste da superfície de saída da ferramenta, e a extensão da zona secundária de deforma-

ção, das micrografias da secção transversal do cavaco. Se nós agora combinarmos as equações (7.11), (7.9), (7.12) e (7.13) com a informação da figura 7.8, nós obtemos para o máximo aumento de temperatura no cavaco:

$$\Delta T_{\text{m\grave{a}x}} = \frac{F_c (1-\beta) + f(\gamma) F(V_f/V_c)}{\rho C_p t_1 b} \quad \dots 7.15$$

onde $V_f t_2 = V_c t_1$, e $f(\gamma)$ denota a função entre $(\Delta T_m / \Delta T_f)$ e γ da fig. 7.8 e β é obtido da fig. 7.7.

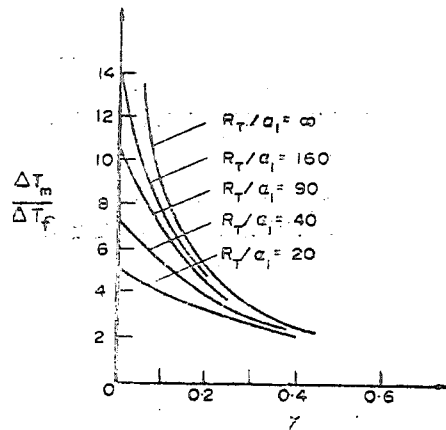


Fig. 7.8 - Efeito da largura da zona secundária de deformação na temperatura do cavaco.

Vamos agora considerar rapidamente um exemplo onde desejamos determinar o mais exatamente possível, o aumento máximo de temperatura no cavaco.

Ângulo de saída da ferramenta	$\alpha = 0^\circ$
Força de corte	$F_c = 91 \text{kgf}$
Largura da zona secundária de deformação na espessura do cavaco	$\gamma = 0,2$
Força de avanço	$F_T = 80 \text{kgf}$
Velocidade de corte	$V_c = 2,2 \text{m/s}$
Espessura indeformada do cavaco	$t_1 = 0,25 \text{mm}$
Largura de corte	$b = 2,5 \text{mm}$
Velocidade do fluxo de cavaco	$V_f = 0,7 \text{m/s}$
Extensão do contato BD cavaco-ferramenta.	$\alpha_1 t_2 = 0,75 \text{mm}$

O calor total gerado \bar{e} dado pela equação (7.9)

$$Q = F_c V_c = 91 \times 2,2 = 200 \text{kg.m/s}$$

e o calor devido ao atrito ao longo da interface cavaco-fer_ramenta (desde que $F_T = F$) \bar{e}

$$Q_f = F_t V_f = 80 \times 0,7 = 56 \text{kgf.m/s}$$

Assim:

$$Q_s = Q - Q_f = 144 \text{kg.m/s}$$

Tomando

$\rho = 6,1 \text{g/cm}^3$, $K = 4,44 \text{kg/s}^\circ\text{C}$ e $C_p = 50,4 \text{m}/^\circ\text{C}$
para aço de médio teor de carbono,

$$R_T = \frac{6,1 \text{g/cm}^3 \cdot 50,4 \text{m}/^\circ\text{C} \cdot 2,2 \text{m/s} \cdot 0,25 \text{mm}}{4,44 \text{kg/s}^\circ\text{C}} = 38,1$$

Agora, se $\alpha = 0$, $\text{tang}\phi = \frac{V_f}{V_c}$ e

$$R_T \text{tang}\phi = 38,1 \times 0,7/2,2 = 12,1$$

Da figura 7.7 obtemos o valor em torno de 0,1 para β . Assim,

$$\Delta T_s = \frac{144 \text{kg.m/s} \cdot 0,9}{4,44 \text{kg/s}^\circ\text{C} \cdot 38,1 \cdot 2,5 \text{mm}} = 306^\circ\text{C}$$

$$\Delta T_f = \frac{56 \text{kg.m/s}}{4,44 \text{kg/s}^\circ\text{C} \cdot 38,1 \cdot 2,5 \text{mm}} = 132^\circ\text{C}$$

e

$$\alpha_1 = \frac{0,75}{t_2} = \frac{0,75 \text{tang}\phi}{t_1} = \frac{0,75 \cdot 0,7}{2,2 \cdot 0,25} = 0,955$$

Podemos escrever:

$$\frac{R_T}{\alpha_1} = \frac{38,5}{0,995} = 40$$

Da figura 7.8 com $R_T/\alpha_1 = 40$ e $\gamma = 0,2$ observamos que $\Delta T_m / \Delta T_f = 4,1 = f(\gamma)$

$$\Delta T_m = 4,1 \times 132 = 541^\circ\text{C}$$

e da equação (7.11) a máxima temperatura gerada no cavaco será:

$$\Delta T_{\text{máx}} = 306 + 541 = 847^\circ\text{C}$$

A equação (7.15) também pode ser usada, para determinar $\Delta T_{\text{máx}}$.

12.4 - Desgaste da Ferramenta

A natureza fundamental do desgaste varia segundo as condições de operação como vimos no capítulo 6. Na usinagem, quatro tipos de desgaste foram identificados: por adesão, por abrasão, por difusão e eletroquímico. O desgaste por adesão é causado pela ruptura das uniões de asperezas soldadas entre os dois metais de acordo com a teoria da solda-cisalhamento-corte dada no capítulo 3. Na usinagem as junções rompidas podem arrancar minúsculo fragmento do material da ferramenta, os quais aderem ao cavaco ou à peça. O desgaste abrasivo ocorre quando partículas duras da face inferior do cavaco passam sobre a superfície de saída da ferramenta e removem material da mesma por trepidação ou por ação mecânica. Essas partículas duras podem ser fragmentos encruados (ou endurecidos por tensão) de uma aresta postiça de corte instável sobre a ferramenta. O des-

gaste por difusão é o resultado da transferência de átomos da ferramenta para a peça em consequência do íntimo contato e da alta temperatura. O processo tem lugar junto a uma zona de reação limitada entre os dois materiais e causa o enfraquecimento da estrutura superficial da ferramenta. O desgaste eletroquímico pode ocorrer na usinagem dos metais, quando a passagem dos ions entre a ferramenta e a peça causa escalonamento na superfície da ferramenta. Sob as altas temperaturas que existem durante o corte uma força eletromotriz é gerada na junção peça-ferramenta, causando correntes elétricas grandes, que circulam. Isso resulta na passagem de ions e na consequente decomposição do material da ferramenta na interface ferramenta-cavaco.

A figura 7.9 descreve como o desgaste progressivo ocorre na ferramenta de usinagem. Uma cratera é formada ao longo da superfície de saída da ferramenta como resultado da ação de escoamento do cavaco. Ao mesmo tempo, uma região de desgaste plano, de comprimento l_w , aparece sobre a superfície de incidência da ferramenta sob a ação de atrito da nova superfície que foi formada na peça. Uma aresta postiça de corte, pode aparecer na ponta da ferramenta devido a transferência de metal da peça que é mais mole. O efeito de crateramento é provavelmente consequência de desgaste por difusão à alta velocidade uma vez que ele ocorre na região de máxima temperatura em ascensão. À baixa velocidade de deslizamento ele é mais pronunciado, e isso se deve aos desgastes adesivo e abrasivo. A vida da ferramenta de corte sob condições de velocidades muita altas é sensivelmente definida pelo desgaste de cratera (crateramento).

Sob todas as condições de corte, o desgaste ocorre ao longo do flanco da ferramenta como mostrado na figura 7.9. O critério usual para avaliar essa forma de desgaste é o comprimento da região desgastada entre a superfície de incidência da ferramenta e a peça. A figura 7.10 mostra um gráfico típico do processo de desgaste na superfície de

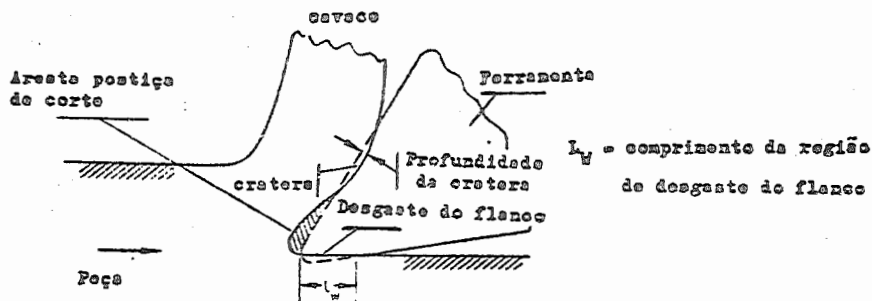


Fig. 7.9 - Região de desgaste progressivo durante a usinagem.

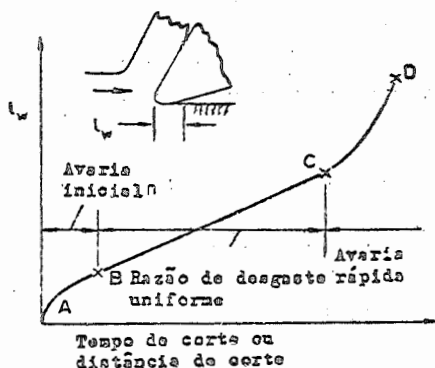


Fig. 7.10 - Desenvolvimento do desgaste de flanco com o tempo ou a distância de corte.

incidência da ferramenta com o tempo ou distância de corte. A curva pode ser dividida em três regiões:

- a) a região AB onde a ponta de corte é rapidamente quebrada e uma região finita de desgaste é estabelecida.
- b) a região BC, onde um desgaste uniforme ocorre.
- c) a região CD onde o desgaste tem uma taxa acelerada - talvez devido ao aumento da temperatura na ferramenta (ou ainda devido a presença de uma grande região de desgaste).



Usualmente, as ferramentas são reafiadas depois que ocorre o desgaste uniforme (região BC).

A presença de uma aresta postiça de corte na superfície de saída da ferramenta durante o corte pode afetar o desgaste de várias formas, umas vezes aumentando outras vezes diminuindo a vida da ferramenta.

Sabemos que a aresta postiça de corte (veja figura 7.9) pode resultar em abertura de ranhuras ou no retardamento da velocidade de crateramento porque os fragmentos altamente endurecido da aresta postiça de corte aderem simultaneamente à superfície do cavaco e da peça, podendo ser benéfico por proteger inteiramente a superfície de saída, do desgaste, e executando a ação de corte por si sô. A aresta postiça de corte pode ser responsável pela inesperada falha da ferramenta quando se usa ferramenta de metal duro.

12.5 - A Ação do Lubrificante

Fluidos de corte (usualmente em forma de líquido) são aplicados ao sistema peça-ferramenta para impedir uma condição de corte à seco. O fluido de corte pode agir como um lubrificante ou como um refrigerante, ou como ambos simultaneamente. Óleos minerais diluídos com água são aplicados na forma de emulsão com o objetivo de prever uma grande capacidade de refrigeração. Quando a ação lubrificante é mais importante que a ação de refrigeração, óleos são usados; isso é normalmente feito para baixas velocidades de corte como rosqueamento, brochamento e corte de engrenagem. A refrigeração oferece três vantagens:

- a) Um aumento da vida da ferramenta em virtude da redução da temperatura.
- b) Um melhor manuseio da peça acabada
- c) Redução da distorção térmica (causada por um alto gradiente térmico gerado na peça durante a usinagem).

No caso de retificação, os dois últimos fatores são importantes.

A ação do lubrificante na usinagem de metais aparece em forma de lubrificação de camada limite. Isso é causado pelas pressões extremamente altas na região da interface cavaco-ferramenta durante a operação, que não permitem a lubrificação hidrodinâmica completa (onde o cavaco e a ferramenta estariam completamente separados por uma película de fluido). Realmente a ação lubrificante dos fluidos de corte é mais química que de natureza física. Assim, o tetracloreto de carbono (CCl_4), ainda que não usado normalmente em aplicações de engenharia, pode apresentar efeitos benéficos nos processos de usinagem - reduzindo a potência específica consumida de 60% em certos casos. Componentes puramente químicos, podem ter as três seguintes propriedades em ordem de ação, como lubrificantes eficientes no corte de metais:

- a) Um tamanho molecular menor, o que permite uma rápida difusão e penetração do lubrificante na interface cavaco-ferramenta.
- b) Um apropriado ingrediente reativo, o qual promove a ação de lubrificação de camada limite entre a ferramenta e o cavaco.
- c) A impossibilidade de ruptura em temperaturas e pressões existentes na interface cavaco-ferramenta.

A Fig. 7.11 mostra o efeito da velocidade de corte sobre a ação de lubrificação do tetracloreto de carbono, e isso parece ser composto das três propriedades listadas. À baixas velocidades de corte o atrito cavaco-ferramenta é consideravelmente reduzido pela aplicação do fluido, devido a formação de um filme de baixa tensão de cisalhamento de cloridrato de cobre, o qual age como um lubrificante de camada limite. O tetracloreto de carbono também elimina pequenas regiões de atrito por adesão sobre a superfície de incidência da ferramenta durante o corte seco. A eficácia de

todos os lubrificantes de corte diminuem com o aumento da velocidade de corte de forma similar à mostrada na figura 7.11 para o CCl_4 . Isto é parcialmente explicado pela perda de penetração do fluido na interface cavaco-ferramenta a altas velocidades e parcialmente pelo aumento de temperatura que reduz a efetividade do lubrificante sólido de camada limite, formado.

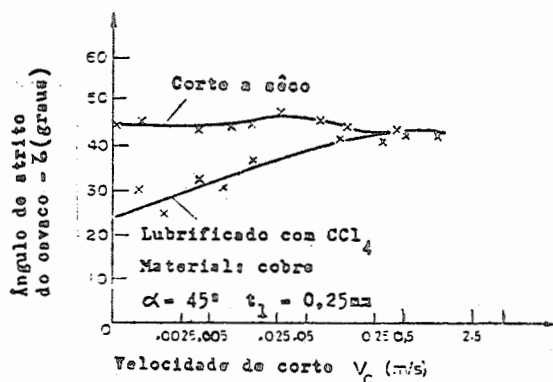


Fig. 7.11 - Efeito da velocidade de corte sobre a ação do lubrificante para o caso do tetracloreto de carbono.

Um parâmetro muito significativo que afeta não somente a ação de lubrificação em usinagem de metais, mas também cada aspecto das operações de usinagem, é a rugosidade superficial da nova peça formada. A aresta postiça de corte junto à ponta da ferramenta pode ser continuamente quebrada em fragmentos e refeita, de forma que as partículas quebradas são levadas sobre as superfícies da ferramenta e da peça. Tais efeitos de rugosidade são agravados por uma aresta postiça de corte muito grande sobre a ferramenta e também pela ocorrência de trepidação ou vibração da máquina ferramenta, imprecisões nos movimentos da máquina ferramenta, irregularidades no avanço, defeitos na estrutura do material da peça, danos superficiais causados pelo fluxo de cavaco e descontinuidade da formação do cavaco quando usinando materiais que formam cavaco curto.

7.6 - Classificação dos Processos de Usinagem

Tendo examinado em detalhes o mecanismo de operação básica de corte de metais com atenção especial aos efeitos tribológicos, vamos agora classificar alguns dos processos mais comuns de operações de fabricação usados hoje. A tabela 7.1 mostra uma classificação geral, do ponto de vista tribológico das indústrias manufatureiras. Embora não tenha a pretensão de ser completa, esta tabela mostra a relevância extremamente grande da tribologia e do atrito na maior parte das operações de fabricação. As técnicas de processamento listadas na segunda coluna envolvem certamente, outras considerações ao lado da interação de superfícies, as quais precisam receber prioridade para qualquer procedimento de projeto. Todavia, os aspectos tribológicos parecem ser o fator comum e de unificação em todos os casos. As operações de processamento listadas podem ser agrupadas em várias formas diferentes como, por exemplo, de acordo com o movimento envolvido, se de rotação ou alternativo, ou de acordo com a ferramenta usada, se mono cortante ou multicortante, ou ainda, talvez dependendo da velocidade relativa do evento. Nós examinaremos brevemente a natureza de alguns dos mais comuns métodos de processamento.

FERRAMENTAS MONOCORTANTES

Cinco das operações de usinagem mais comuns, com ferramentas monocortantes são: o entalhamento, o faceamento e o mandrilamento. No caso do entalhamento, uma superfície plana é gerada na peça pelo movimento alternativo da ferramenta associado a um avanço da peça em direção perpendicular ao movimento da ferramenta. No plainamento a operação é similar, só que a peça se movimenta contra a ferramenta (Fig. 7.12). Duas arestas de corte são envolvidas em ambas as operações.

Classificação Tribológica	Processo de Operação	Equipamento Associado à Produção	Indústria de Manufatura Relacionada
Par de Superfícies Metal-Metal (Rígido-Rígido)	Forjamento Estampagem Retificação Fresamento Lapidação Alargamento Corte por Guilhotina Plainamento Mandrilamento Torneamento Rosqueamento Brochamento Trafilagem Extrusão Forjamento, etc.	Suportes Tornos Máquinas de furar Martelo de Forjamento Várias Máquinas com Movimento Rotativo e alternativo	Fabricação de arames Indústrias de aço e ferro Engenharia leve Engenharia Pesada Componentes Mecânicos Projeto de Ferramenta
Par de Superfícies Plástico-Metal (Flexível-Rígido)	Moldagem por injeção e por impacto Conformação a quente Extrusão Trafilagem Conformação a vácuo Recobrimento Laminação Solda por atrito	Vários Equipamentos de moldagem e estampagem Suportes de torno Máquinas de furar, etc.	Fabricação de pneus Indústria de plásticos Indústrias de Construção Fábrica de Calçados Componentes Mecânicos Indústria de Pavimentação Fabricação de fios
Par de Superfícies Fibra sobre Fibra (Flexível-Flexível)	Fiação e Tecelagem Cordoamento Cardagem, etc	Vários Equipamentos para Fiação e Tecelagem	Fabricação de tecidos Indústria de Cordas Plásticos Indústrias de Meias e Malharias Fabricação de Cabos

Tab. 7.1 - Classificação tribológica das Indústrias Manufatureiras.

- a) A aresta principal de corte que é responsável pela remoção do cavaco e que recebe a maior parte da força de corte.
- b) A aresta lateral de corte que produz o acabamento superficial da peça.

Essas duas arestas se interceptam na ponta da ferramenta cujo raio tem um efeito pronunciado no acabamento superficial e na usinagem da superfície.

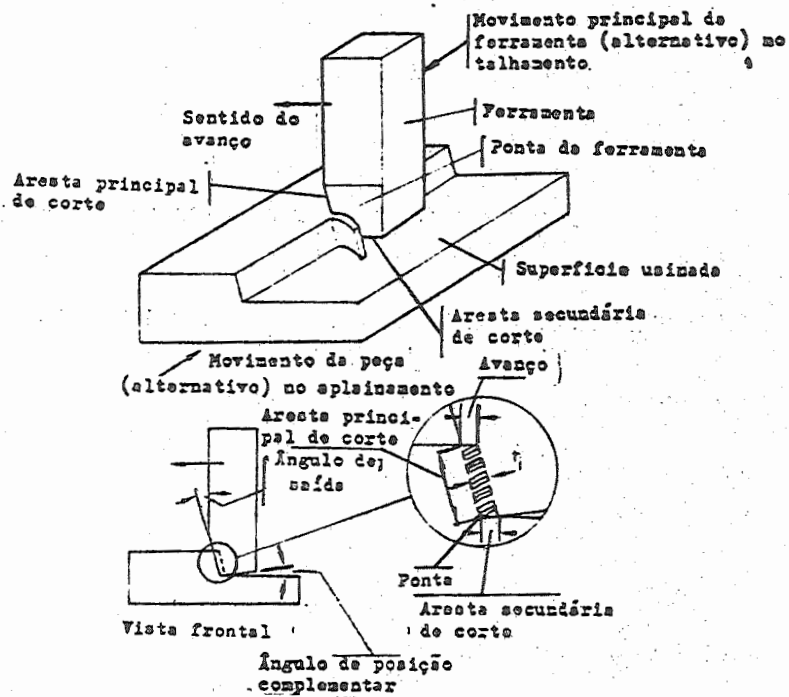


Fig. 7.12 - Entalhamento e plainamento

OBS.: Na norma brasileira, o entalhamento e o plainamento se constituem numa única operação chamada plainamento

A operação de torneamento mostrada na Fig. 7.13 é similar ao plainamento e entalhamento, exceto pelo fato de que a peça gira em torno de um eixo de rotação enquanto que a ferramenta avança em direção paralela a um eixo de rotação. As arestas principal e lateral de corte são mostradas

na figura. O faceamento e o mandrilamento são mostrados esquematicamente na figura 7.14 e observamos que a rotação da peça em cada caso é realizada num torno como no caso do torneamento. No faceamento a superfície plana é gerada pelo avanço da ferramenta através da superfície da peça em rotação, na direção normal ao eixo de rotação. No caso do mandrilamento uma superfície cilíndrica interna, é gerada pela ferramenta conhecida como "barra de mandrilar".

FERRAMENTAS MULTICORTANTES

Com ferramentas multicortantes o movimento relativo entre a ferramenta e a peça é tal que cada aresta de corte da ferramenta contribui na remoção do material da peça. Por exemplo, uma broca pode ser considerada como duas ferramentas monocortantes fixadas em uma barra, a qual gira em torno do seu eixo, como mostra a figura 7.15(a). Como a broca avança numa direção paralela ao seu eixo, cada aresta de corte remove uma igual quantidade de material da peça. Notamos que o ângulo de saída na broca varia ao longo da aresta de corte, para positivo até a parte externa da barra e negativo junto ao centro de rotação. No rosqueamento cada aresta de corte de uma hélice aberta, remove uma pequena camada de metal, de modo que toma forma a rosca desejada, como mostrado na Fig. 7.15(b).

A Fig. 7.16 ilustra a ação de corte num fresamento de topo. A geometria da aresta de corte é relativamente complexa, embora as arestas principal e lateral de corte possam ser identificadas, como é mostrado. A espessura do cavaco indeformado pode variar durante o corte e isso depende do ângulo principal de folga.

A Fig. 7.17 mostra a igualmente complexa ação de uma fresa tangencial. Aqui a ferramenta que tem um certo número de arestas de corte helicoidais, e gira enquanto a pe-

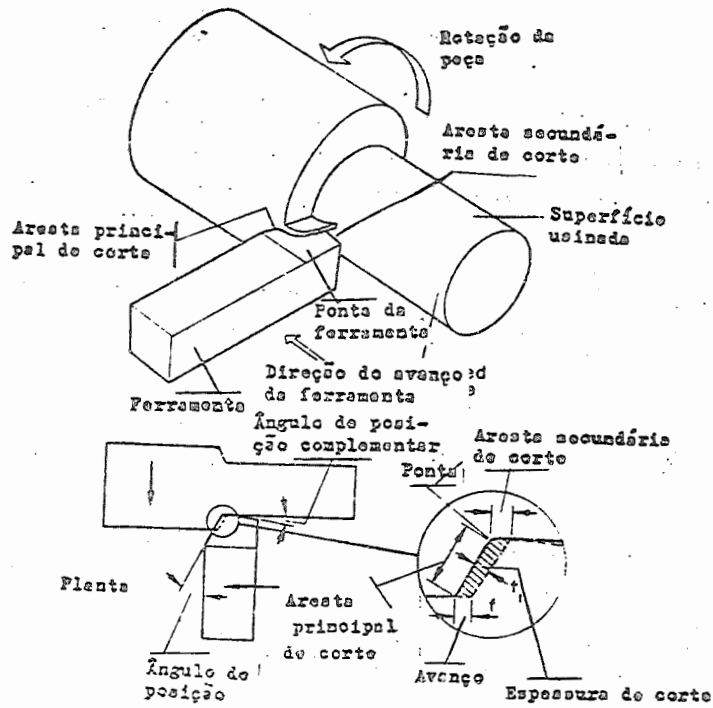


Fig. 7.13 - Torneamento

ça avança sob ela. Cada aresta de corte remove do material uma camada, cuja espessura é gradualmente crescente.

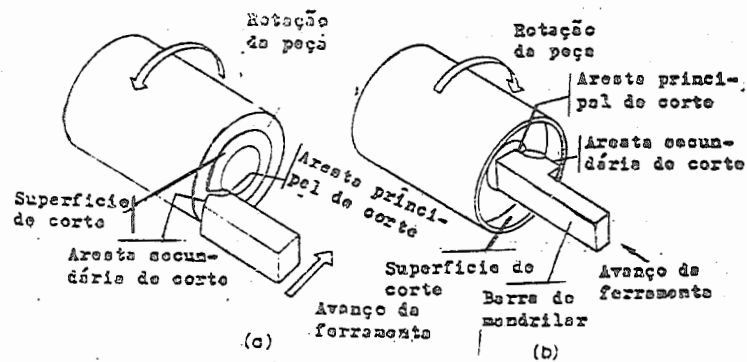


Fig. 7.14 - Faceamento (a) e mandrilamento (b)

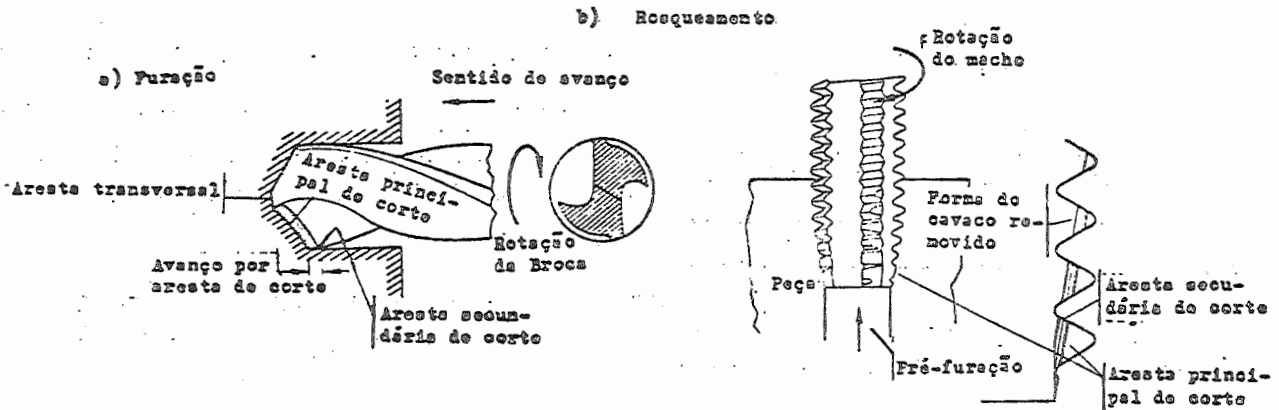


Fig. 7.15 - Furação (a) e rosqueamento (b)

No brochamento a ferramenta é forçada a passar sobre uma peça estacionária, à baixa velocidade e cada dente da brocha remove uma pequena camada do material. As condições de corte estão próximas do corte ortogonal e o processo é similar ao encontrado no talhamento, exceto pelo fato de que o trabalho de corte é repartido entre várias arestas de corte (Fig. 7.18).

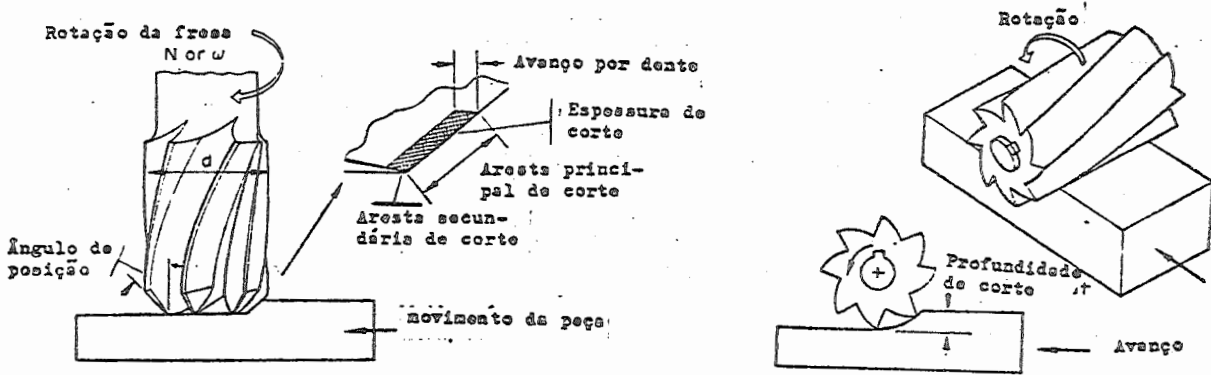


Fig. 7.16 - Fresamento de topo Fig. 7.17 - Fresamento tangencial

O processo final que vamos considerar aqui é a retificação que usa uma ferramenta multicortante.

Os rebolos são formados por uma grande quantidade de partículas abrasivas chamadas grãos, os quais são mantidos juntos por um aglutinante macio. A ação da retifica-

ção é similar à do fresamento tangencial, exceto pelo fato de que os pontos de corte são de forma irregular e distribuídos aleatoriamente na face ativa da ferramenta. A figura 7.19 mostra (a) a estrutura microscópica de um rebolo e (b) a ação esquemática da retificação. Cada grão ativo remove um pequeno cavaco cuja espessura aumenta gradualmente. Em virtude da natureza aleatória da forma do grão, há uma considerável interferência entre cada grão ativo e a nova superfície de trabalho. Isso, resulta em áreas desgastadas na extremidade dos grãos ativos sob um desgaste progressivo. Com o prosseguimento da retificação, essas áreas desgastadas aumentam, aumentando o atrito e conseqüentemente a força em cada grão. Eventualmente, essa força é suficientemente grande para arrancar o grão desgastado ou para fraturá-lo. Dessa forma, novos grãos ou novas superfícies de corte são constantemente expostos, de forma que o processo provoca uma auto afiação característica.

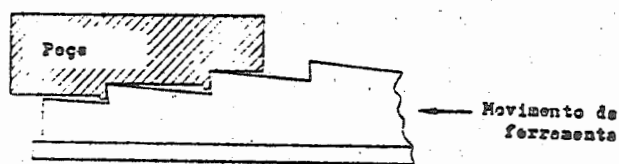


Fig. 7.18 - Brochamento

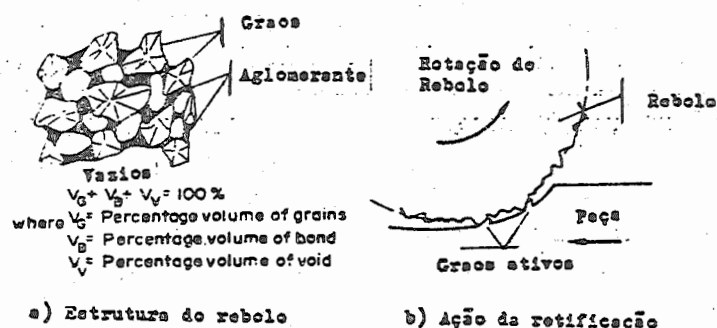


Fig. 7.19 - Retificação

O tipo mais duro de grão usado em rebolos é o diamante, sendo usado na retificação de materiais muito duros como o metal duro. Grãos de óxido de alumínio ou carbeto de silício são mais comumente usados na fabricação de rebolos. As características do desgaste na retificação são similares ao modelo delineado na Fig. 7.10. Assim, há um período ini-

cial transiente, seguido de uma região de taxa de desgaste uniforme e finalmente uma região de avaria. Geralmente o rebole precisa ser dressado antes que a região final se inicie.

Embora esse tratamento para a usinagem não seja tão completo, ele mostra que nos métodos mais usuais de remoção de metal ocorre sempre a mesma coisa. Assim, a ação básica na usinagem como tratada nas seções anteriores, tem aplicação em todas as operações de corte de metal. Além disso desde que cada processo de corte envolve o corte do metal mais mole por outro mais duro, podemos identificar um mecanismo distinto de atrito em cada caso. Duas variáveis muito significativas nas operações de usinagem são a velocidade de corte e a temperatura obtida na ferramenta, cavaco e peça usinada.

7.7 - Soldagem por Atrito

Foi em 1891 que uma patente Americana propôs que o calor gerado por um atrito induzido pudesse ser usado para soldar um tubo a uma peça em forma de V. Durante a II Guerra Mundial a soldagem por atrito foi usada na Alemanha para a soldagem da tampa de extremidade de um tubo plástico e nos Estados Unidos para unir componentes de plástico. E mais recentemente, pesquisadores russos foram os primeiros a desenvolver e aplicar esse processo. Alguns exemplos que podem ser citados dessa aplicação hoje em dia é a soldagem por atrito de plásticos, em tubos de objetiva, tampão de containers, recipientes para aerosol, cabos de ferramentas, ou ainda a solda por atrito de metais em eixos articulados espigas de brocas, juntas de ferramentas, etc.

A Figura 7.20 ilustra a forma mais simples e mais comum da soldagem por atrito. Duas barras cilíndricas são alinhadas axialmente e enquanto uma gira, a outra permanece estacionária.

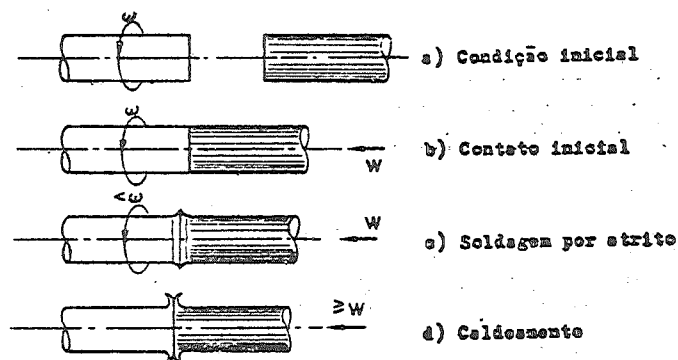


Fig. 7.20 - Processo básico durante a soldagem por atrito

A velocidade angular ω é suficientemente grande para que quando a parte parada seja aproximada e comprimida contra a parte em rotação com uma força W o calor gerado pelo atrito e dissipado na interface das duas peças promova a soldagem em um curto intervalo de tempo. A fase final do processo (forjamento) ocorre, quando para a rotação e a carga W é mantida ou aumentada por um curto período. A rebarba que se forma na nova junta pode ser facilmente retirada por exemplo em um torno e a operação total (excluindo a usinagem da rebarba) não demora mais que um tempo de 2 a 30 segundos.

O coeficiente de atrito entre as barras em contato nos estágios (b) a (c) da figura 7.20 não é constante. Para uma dada velocidade angular ω a velocidade de deslizamento em cada ponto da interface, varia diretamente com a distância r para o centro de rotação ou eixo das barras. A ação do atrito e da carga normal sobre a interface retira a camada de óxido existente se as barras são metálicas e o aumento subsequente da carga na fase de forjamento, faz com que a área real de contato se aproxime da área aparente de forma que um vínculo muito forte ocorre entre as peças. Notamos que se a mesma carga normal é aplicada sem movimento tangencial, as barras entram em contato e ocorre a soldagem somente nos picos das extremidades, uma vez que $A_{act} \ll A_{ap}$.

A superposição rápida devido à ação do movimento relativo, aumenta a temperatura local para valores muito altos, num período de tempo curto, permitindo um contato íntimo não só nas asperidades da superfície em questão mas também no espaço entre elas, como mostrado na Fig. 7.21.

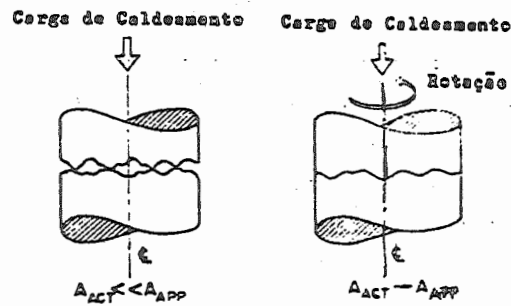


Fig. 7.21 - Efeito da rotação no mecanismo da soldagem por atrito

O efeito de aquecimento gerado pelo escorregamento de um dos componentes a ser soldado, é suficiente para causar uma deformação nas asperidades opostas de forma que uma solda forte ocorre em toda área aparente de contato; contudo, ao mesmo tempo esse aquecimento não é suficiente para fundir as superfícies e causar uma película líquida na interface como no caso da solda convencional.

O processo de solda rotativa por atrito descrita na figura 7.20 tem algumas limitações que precisam ser condensadas:

- a) Um eixo de simetria é necessário, ao menos para um dos membros a serem soldados (como no caso de duas barras, dois tubos ou uma barra e uma placa).
- b) Um alinhamento preciso é necessário entre as peças.
- c) A rebarba criada na interface precisa ser usinada posteriormente.
- d) O equipamento em geral precisa ser rígido e resistente para suportar altas pressões e a rápida aceleração.

e) Visto que a taxa de calor gerado FV a uma particular velocidade angular ω é proporcional à distância do eixo de simetria r , não há possibilidade de haver uma ótima condição de soldagem em todos os pontos simultaneamente.

Algumas dessas deficiências, são superadas pela máquina vibratória de soldagem de placas (chapas) mostrado na figura 7.22. Um volante desbalanceado F diretamente acoplado a um motor M é montado em uma gaiola C que permanece fixada rigidamente a um suporte S , por meio de 4 fixadores A e de mancais esféricos B . Uma das peças W_2 é presa a um pistão de impacto R e a outra peça W_2 à gaiola. Após a operação de fixação, F é posto a girar até a velocidade desejada, enquanto o pistão R força uma peça contra a outra. Os fixadores A são então liberados e a gaiola C (que tem a peça W_1 fixada) oscila apoiada no mancal B devido ao desbalanceamento do volante F . Em movimento associado a força entre as peças produz o efeito de aquecimento necessário para a soldagem. Parando rapidamente a vibração do volante (isso pode ser acompanhado por uma frenagem regenerativa ou por um amortecimento mecânico) o efeito de soldagem por atrito entre as peças é consumado. Uma solução alternativa seria usar um acoplamento que poderia ser desconectado para desacoplar o volante da peça W_1 no momento apropriado.

Os parâmetros que precisam ser controlados nesse sistema são:

- a) O desbalanceamento do volante;
- b) A velocidade do volante versus o tempo do ciclo (no caso da desaceleração do volante) ou o descoplamento versus o tempo do ciclo (no caso do volante com velocidade constante).
- c) A carga de impacto dada pelo pistão versus o tempo do ciclo.

Valores ótimos desses parâmetros dependem da geometria e material das peças e podem ser obtidos experimentalmente.

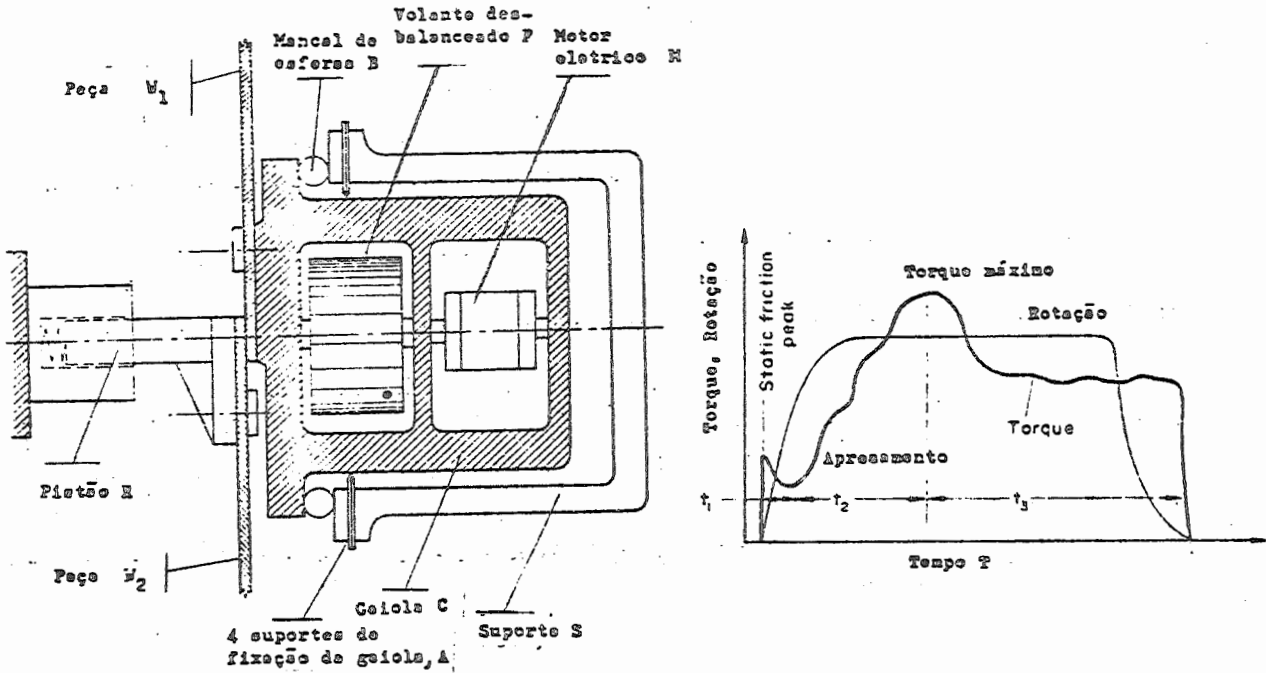


Fig. 7.22 - Esquema de dispositivo para soldagem por atrito sem rotação da peça.

Fig. 7.23 - Curvas de torque e velocidade durante a soldagem por atrito de um aço de baixo teor de carbono. t_1 é o tempo de atrito cinético normal; t_2 é o tempo de ataque violento; t_3 tempo de cisalhamento do material no estado altamente plástico.

O equipamento mostrado na Figura 7.22 é bastante versátil, uma vez que não necessita que as peças sejam simétricas e nem de um alinhamento muito perfeito entre elas. Além disso, a velocidade relativa de deslizamento na interface é constante, permitindo assim, que uma solda mais uniforme seja executada.

O coeficiente de atrito f durante soldagem por atrito varia de forma complexa com a velocidade. Ao lado do cisalhamento das uniões, há outras fontes de calor como a deformação dos pontos de contato e de material por detrás deles. Como a temperatura é aumentada até 200-300°C, obtém-se atrito seco no caso de metais devido a evaporação do lubrificante (óxidos), e f aumenta, produzindo novo aumento de temperatura. Isso é acompanhado pela aderência ou pressão de soldagem, que relativamente, provoca um novo aumento de temperatura e deformações plásticas, predominantemente na secção transversal (Figura 7.23). Assim que o tem

po de aderência ocorre, a maior parte dos filmes absorvidos são destruídos pelo calor, mas o desaparecimento total da camada de óxido requer uma deformação plástica em larga escala com um excessivo aumento no torque de atrito. A temperatura média durante esse aumento pode variar em torno de 100 a 200°.

A redução ferial do torque, além do ponto de máximo (torque) na figura 7.23 se deve a um cisalhamento à alta plasticidade (e algumas vezes fundido) do material. A qui a temperatura pode estar na faixa de 900-1100°C. A soldagem por atrito tem em geral algumas vantagens sobre o processo convencional de soldagem que são listadas abaixo:

- a) A solda é de alta repetividade, com qualidade uniforme sobre a secção transversal.
- b) Uma zona muito estreita é afetada pelo aquecimento devido ao fato do tempo de aquecimento ser muito pequeno.
- c) A geração de calor é uniforme (no caso do equipamento da figura 7.22) porque há uma velocidade de deslizamento uniforme ao longo da interface.
- d) Não é necessário a formação de uma camada líquida na interface (no caso de metais) reduzindo a possibilidade de haver uma união intermetálica frágil.
- e) Uma faixa bastante grande de materiais podem ser soldados. Assim, uma solda bastante forte pode ser agora executada entre materiais que até então não poderiam ser soldados pelos processos convencionais (como metais refratários como o tungstênio, materiais frágeis como o berilo, materiais diferentes incluindo ligas de zirconio e combinações de aços inoxidáveis, etc.).
- f) A soldagem por atrito pode ser rapidamente adaptada para soldar plásticos, tão bem quanto metais.
- g) Não há necessidade de preparação da superfície. Isso se deve ao fato de que o processo rompe automaticamente a camada de óxido sobre o metal que permite que a soldagem ocorra entre metais limpos.

h) Baixa potência, versatilidade e rápida adaptabilidade à automação.

7.8 - Processo de Extrusão

Há na realidade, vários tipos de processos de fabricação onde a extrusão de materiais metálicos ou plásticos é o mecanismo principal para a obtenção da forma e dimensões necessárias. No caso de metais, cilindros de laminação são frequentemente usados para reduzir o diâmetro de vergalhões e barras de aço ou alumínio, como mostrado na Figura 7.24(a). Vários pares de cilindros são usados onde para cada par, há uma redução da distância entre linhas de centro c , para permitir uma redução do diâmetro do produto. Os cilindros são endurecidos superficialmente e precisam resistir a altas temperaturas nas superfícies de contato assim que o material passa por eles com um aumento da velocidade. Além disso, a linha de centro de cada cilindro faz um ângulo um tanto menor que 90° com a linha de centro da barra lingotada, dando uma rotação à mesma, enquanto ocorre o movimento longitudinal. Um fluxo plástico ocorre na superfície externa da barra, de forma controlada e uniforme e não é necessário utilizar lubrificante entre os cilindros e a barra, uma vez que o mecanismo de contato de rolamento minimiza a adesão interfacial.

A Figura 7.24(b) mostra o princípio do contato de deslizamento na extrusão de metais no caso da trafilção que é o exemplo mais comum. Em virtude da adesão extremamente alta entre a matriz (fieira) e o fio, um lubrificante sólido ou sabão, é aplicado, para facilitar a saída do fio, da matriz. Um fluxo plástico ocorre no fio devido à alta temperatura produzida pelo alto atrito entre as superfícies em contato. O fio é forçado através da matriz por tração, na secção emergente do mesmo, ao passo que no caso do contato rolante da Figura 7.24(a) a barra é empurrada.

A extrusão de plásticos é normalmente executada usando-se um pistão ou uma rosca helicoidal tipo extrusora, como mostrado na Figura 7.25.

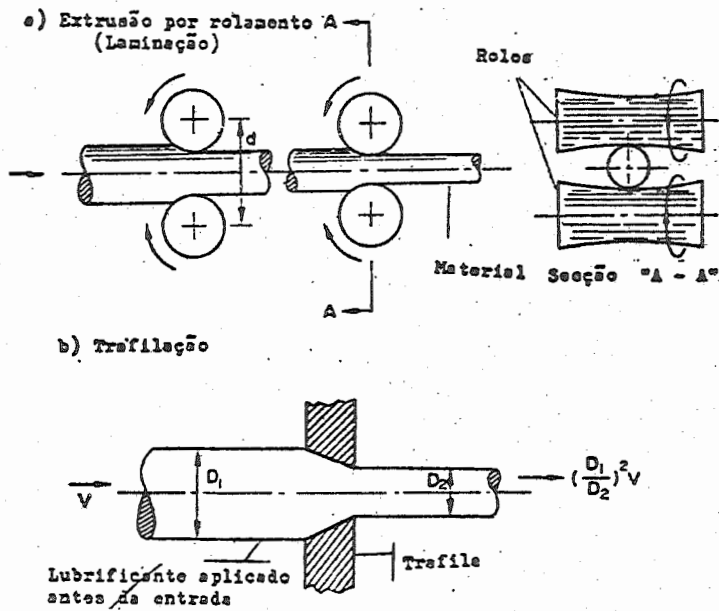


Fig. 7.24 - Métodos de extrusão por rolamento e por deslizamento.

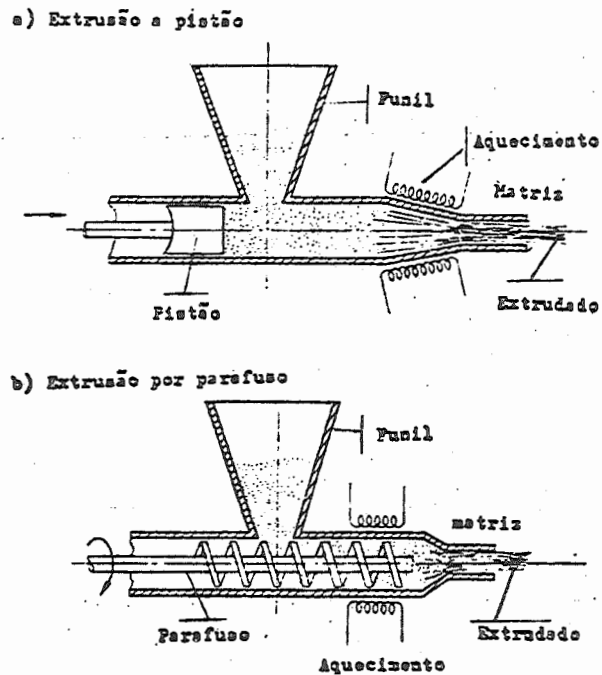


Fig. 7.25 - Tipos mais comuns de extrusora para plástico

Em ambos os casos o material plástico é colocado em forma de grânulos (granulado) num alimentador, como mostrado. O pistão extrusor durante seu curso ativo comprime o plástico e o força em forma pastosa através da matriz. Durante a extrusão, ocorre um cisalhamento viscoso e forças de atrito nas paredes da matriz, cuja magnitude pode ser controlada com aquecimento. O parafuso extrusor conduz o plástico através de sua hélice até a matriz e tem a vantagem de permitir uma ação contínua com um projeto relativamente simples. Isso não é possível com a extrusora a pistão, da figura 7.25(a), a não ser que um projeto mais complexo seja usado.

Os métodos de extrusão das figuras 7.24 e 7.25 tem em comum, a característica de poderem ser contínuos e de serem relativamente de longa duração. A extrusão por impacto, ao contrário, é feita num período de tempo bastante curto, durante o qual grandes forças e deformações são produzidas de forma controlada. A Figura 7.26 mostra os três tipos mais comuns de extrusão por impacto para alumínio e outras ligas.

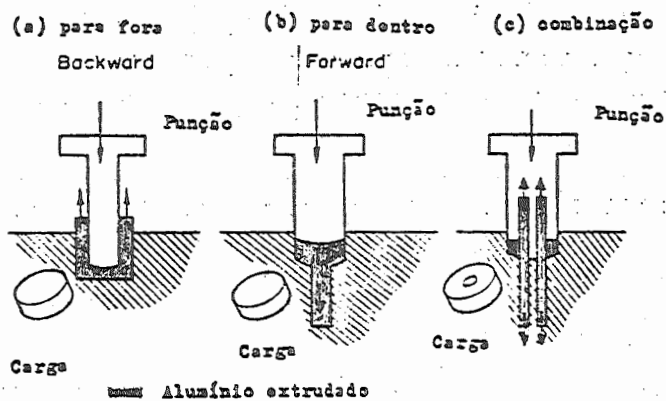


Fig. 7.26 - Três métodos de extrusão por impacto, para metais.

Em todos os casos, a pressão é rapidamente aplicada em um pedaço ou "blank" fixado a uma matriz.

O metal flui plasticamente sob o impacto e o fluxo pode ser controlado numa variedade quase ilimitada de formas e dimensões. Tensões de cisalhamento, devido ao atrito na parede são produzidas rapidamente durante o fluxo e determinam a extensão do último. Na extrusão reversa (backward), o metal flui através do espaço existente entre a parede da matriz e o punção no sentido contrário ao movimento do punção. O metal forma uma casca ao redor do punção. Na extrusão para frente (forward) o metal flui sob o impacto através de um orifício de secção transversal reduzida na direção do fluxo e no mesmo sentido do movimento do punção. No método de extrusão combinada o metal flui sob o impacto em ambos os sentidos.

7.9-Generalidades

Devido a complexidade dos processos de fabricação nos dias de hoje e da diversidade de operações onde o atrito e a lubrificação de alguma forma tem papel importante, este capítulo pode ser quando muito um panorama geral da tecnologia de fabricação onde a tribologia é usada inadvertidamente ou de outra forma na conformação de um produto. Vários processos operacionais não se enquadram convenientemente neste título e serão brevemente introduzidos nesta seção.

A estampagem e o corte por guilhotina são processos de impacto, de duração relativamente curta, nos quais uma massa cai rapidamente (tendo uma matriz de embutimento num caso e uma faca no outro) sobre um material mais mole ou um "blank" de composição metálica. A conformação a vácuo nos materiais plásticos e a conformação a quente em metais, são outros processos onde as interfaces de atrito, direta ou indiretamente determinam a forma do produto final. O jateamento com granalhas ou com areia é usado para aliviar

tensões internas por meio de uma súbita rajada de ar (contendo partículas de chumbo ou areia grossa) sobre um ou vários componentes metálicos. No campo da lubrificação, refrigeração por neblina tem sido usada com sucesso como a mais efetiva para substituir a refrigeração convencional por imersão ou por jato de líquido. Aqui uma neblina atomizada num orifício especial e dirigido diretamente sobre a peça durante a operação. Em alguns casos (como na refrigeração em matrizes de alta velocidade) a refrigeração por neblina pode aumentar a vida da matriz em mais que 500% por causa da ação instantânea. A vantagem particular, na furação, rosqueamento, retificação e operações de corte é o fato de fazer saltar fora os cavacos, durante a operação de acabamento da peça. Outros processos de fabricação com implicações tribológicas, incluem a usinagem eletrolítica, eletroerosão, usinagem química, corte por plasma e conformação por explosão.

8 - APLICAÇÕES DA TRIBOLOGIA EM COMPONENTES DE AUTOVEÍCULOS

8.1 - Mecanismo de Frenagem

Duas interfaces de atrito distintas estão envolvidas, no simples ato de tentar frear um veículo:

- a) entre o pneu e a estrada
- b) entre a lona de freio e o tambor (ou disco).

Ambas as interfaces tomam parte numa operação de frenagem bem concebida; porém vamos concentrar nossa atenção na segunda interface. A aplicação do freio pelo motorista, causa um escorregamento relativo entre a lona do freio e o tambor ou disco de freio, e um deslizamento relativo entre o pneu e a estrada. Nós observamos que, de parte a parte (pneu-estrada, lona-tambor) é preservada a condição de operação com rolamento (sem travar o pneu) e o veículo desliza suavemente até parar. Vamos supor agora, que uma camada de gelo reduza o atrito entre o pneu e a estrada a um valor bastante baixo ($f < 0,1$). Neste caso, a aplicação da mesma força no pedal do freio, como a requerida para preservar o movimento de rolamento no primeiro exemplo, agora causaria o travamento da roda. Assim, não haveria dissipação de energia, nem ocorreria deslizamento relativo na interface lona de freio-tambor(ou disco) e o deslizamento relativo máximo ocorreria na interface pneu-estrada. De modo similar, se assumirmos que a interface da lona do freio se torna ineficiente devido a presença de óleo ou água, a aplicação do freio causa o deslizamento relativo nessa interface com efeito muito pequeno agindo na interface pneu-estrada. Obviamente estes dois últimos exemplos causam uma ação de frenagem pouco efetiva, uma vez que o movimento relativo fica restrito somente a uma das interfaces de atrito.

8.1.1 - Formas de Frenagem

Vamos fazer uma breve condensação sobre as várias formas de frenagem e seu efeito sobre o movimento do veículo. As formas mais comuns são:

- a) Frenagem nas rodas dianteiras.
- b) Frenagem nas rodas trazeiras.
- c) Frenagem nas quatro rodas.
- d) Frenagem em diagonal.
- e) Frenagem pulsativa anti-bloqueio.

A Fig. 8.1 mostra a natureza geral da frenagem com as rodas da frente, de trás, diagonal e à quatro rodas, sendo a roda frenada, aquela sombreada. Observamos que a frenagem com as rodas trazeiras representa uma forma instável de frenagem, se ocorrer o travamento da roda. Sob esta condição, o veículo sofrerá um incontrollável movimento de rotação, de 180° ou menos. Em contraste, as frenagens com as rodas dianteiras, ou em diagonal, são estáveis sob as condições em que há travamento das rodas, uma vez que o veículo frenado não tem tendência pronunciada de girar. A frenagem nas quatro rodas, pode ser descrita como neutra sob esse ponto de vista, sendo caracterizado por uma limitada rotação do veículo.

Não é necessário, nem desejável, que o efeito de frenagem seja suficientemente grande, para criar uma condição de travamento ou bloqueio para algumas ou todas as rodas do veículo. O controle direcional do veículo desaparece quando as quatro rodas do veículo são bloqueadas, sem contudo, reduzir ao máximo o movimento do veículo.

O controle do veículo pode ser mantido nas situações (a), (b) e (c) da Fig. 8.1, à custa de um retardamento efetiva pela preservação de duas rodas em rolamento livre. Na verdade, a frenagem com as rodas dianteiras, causam uma transferência severa de carga sob a condição em que as rodas estão travadas, e temos visto que, a frenagem com as rodas

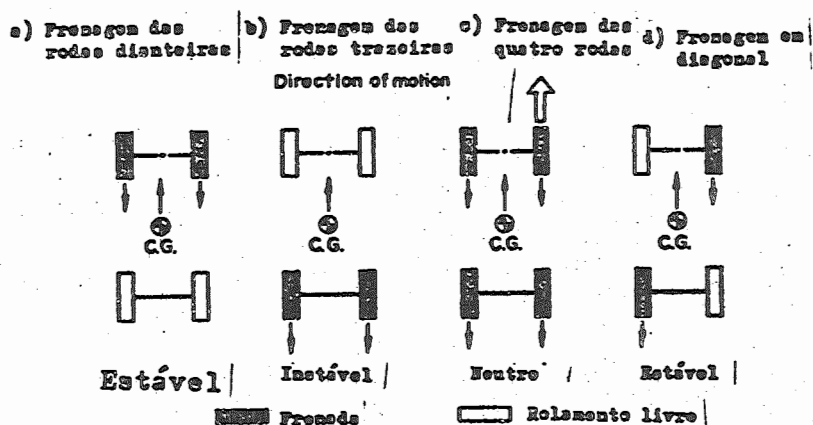


Fig. 8.1 - Diferentes formas de frenagem em veículos.

traseiras é instável, enquanto que a frenagem em diagonal tem distintas vantagens.

A questão é: Qual a efetividade das várias formas de frenagem da Figura 8.1, para uma frenagem onde não ocorre o travamento da roda? Em cada caso o movimento de rolamento é preservado nas quatro rodas, e somente a forma convencional de frenagem nas quatro rodas, é totalmente efetivo. Então, a frenagem não é tão efetiva nas outras formas em que existem rodas livres. Todavia há probabilidade de que algumas das rodas freadas passem rapidamente da condição de rolamento para a condição de travamento sobre uma superfície escorregadia (lisa), mesmo para uma aplicação leve dos freios, e, nessa situação o sistema de frenagem em diagonal apresenta suas vantagens.

A transferência de carga na frenagem, apresenta um difícil problema sob o ponto de vista de projeto. Devido ao fato do centro de gravidade do veículo estar localizado a uma distância h_{cg} , acima da superfície da estrada, a aplicação do torque de frenagem nas quatro rodas, causa uma força de inércia no veículo, que reage com um incremento adicional de carga ΔW em cada roda dianteira, enquanto uma diminuição de mesmo valor, tem lugar em cada roda traseira. Podemos escrever que:

$$\Delta W = 4W(\ddot{x}/g)(h_{cg}/L) \dots 8.1$$

onde W é a carga por roda, L a distância entre eixos e \ddot{x} a desaceleração do veículo com resultado da ação de frenagem. Desde que, a força de atrito F_B na interface pneu-solo, é igual ao coeficiente de atrito f_{TR} vezes a carga normal, podemos escrever:

$$F_B = f_{TR}(W \pm \Delta W) = f_{TR}W \left[1 \pm 4(\ddot{x}/g)(h_{cg}/L) \right] \dots 8.2$$

onde o sub-índice TR se refere à interface pneu-rodovia. O sinal positivo na parte entre parênteses na equação (8.2) se refere às rodas dianteiras enquanto que o sinal negativo se refere às traseiras. O coeficiente de atrito f_{TR} é função do torque de frenagem entre o disco e a lona de freio, como também das condições pneu-rodovia, e nós podemos ver imediatamente a situação proposta pela equação 8.2. A força de frenagem efetiva pneu-solo F_R aumenta nas rodas dianteiras e diminui nas rodas traseiras, de uma forma a qual depende diretamente da desaceleração do veículo \ddot{x} , e então, a diferença no valor de F_R entre as rodas da frente e de trás, aumenta com a severidade da aplicação do freio.

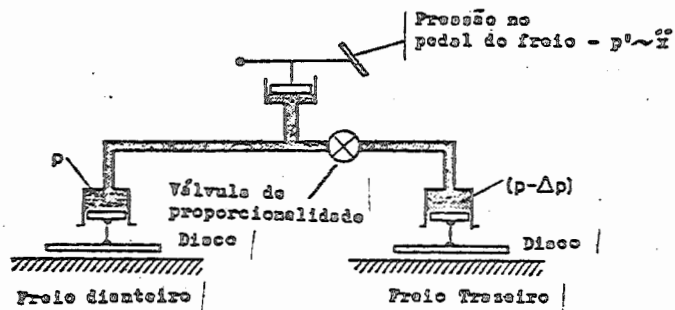


Fig. 8.2 - Atenuação da pressão pela utilização de uma válvula de frenagem proporcional.

O projetista é limitado à seleção de somente uma desaceleração \ddot{x} do veículo, com a qual equaciona F_B na

frente a atrás do veículo, e para todas as outras desacelerações, a força de frenagem F_B nas rodas da frente e de trás são diferentes. Em particular, frenagens muito severas com esse sistema, causam uma força de frenagem entre o pneu e o solo, F_B , nas rodas da frente, que excede significativamente a força nas rodas traseiras. Sob estas circunstâncias a mesma pressão hidráulica p no fluido hidráulico, pode causar o bloqueio das rodas traseiras, ao passo que as rodas dianteiras continuam a rolar. Deste modo, a frenagem das quatro rodas é provavelmente, o que apresenta efetivamente a maior instabilidade, quando as rodas são travadas por causa do grande efeito de transferência de carga.

Um método para aliviar esse problema, é o uso de uma válvula de proporcionalidade no circuito hidráulico de frenagem, como indicado esquematicamente na Fig. 8.2. De forma simplista, a válvula de frenagem proporcional tem uma restrição de fluxo. Se considerarmos que o motorista aplica uma pressão p' no pedal do freio, por conseguinte, inicia-se uma desaceleração \ddot{x} do veículo. Como consequência, a pressão p aparece no fluido hidráulico, a qual atua no freio da frente, e reduz a pressão $(p - \Delta p)$ na correspondente linha hidráulica dos freios traseiros. Observemos que a correspondente diferença de pressão Δp , através da válvula de proporcionalidade varia diretamente com a pressão no pedal p' , sendo a última proporcional a \ddot{x} . Veremos posteriormente que para o torque aplicado T_B em qualquer roda, é proporcional à pressão hidráulica p , embora a constante de proporcionalidade, seja diferente para as rodas da frente e de trás. Podemos escrever que $T_B = K_1 p$ para as rodas da frente e $T_B = K_2 p$ para as rodas de trás do veículo, sendo $K_2 > K_1$. Do ponto de vista de projeto, as grandezas relativas de K_1 e K_2 , são determinadas pela seleção da área, sobre a qual a pressão p atua, pelas dimensões gerais do circuito e da composição do tambor ou disco de freio. O valor da força F_B no pneu é dado pela equação:

$$F_B = \frac{T_B}{h} + W \frac{a}{h} \left[1 \pm 4 \frac{\ddot{x}}{g} \left(\frac{h \cdot c_G}{L} \right) \right] \quad \dots 8.3$$

onde a e h são definidos na Figura 8.3.

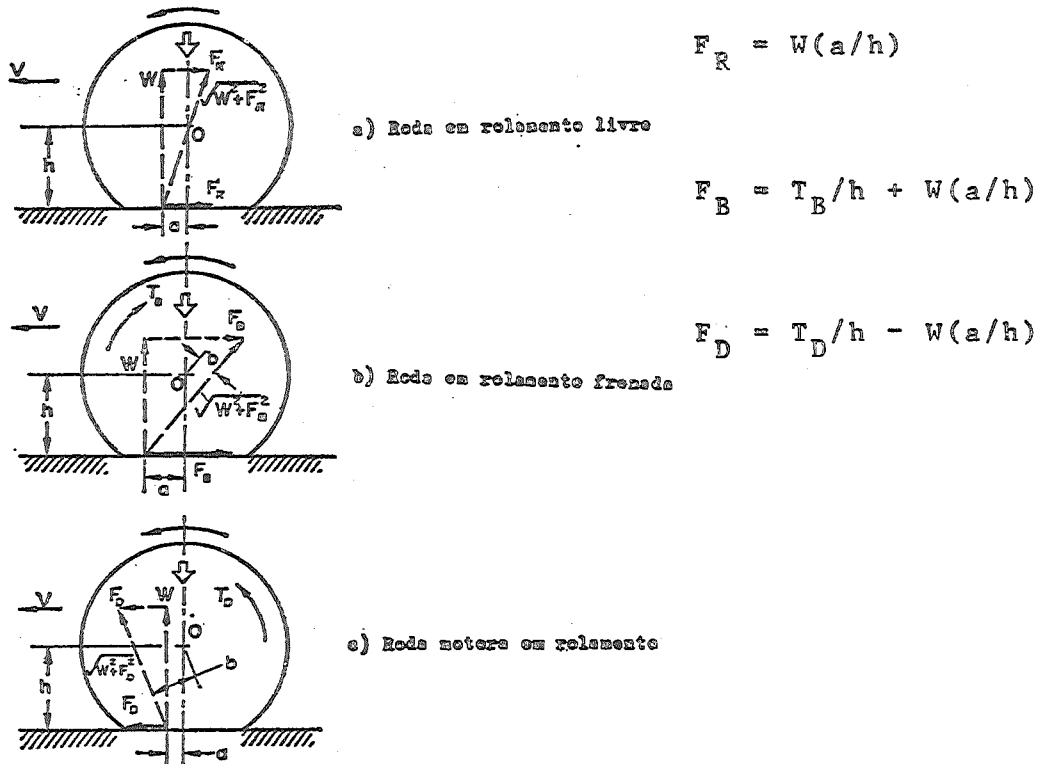


Fig. 8.3 - Forças e momentos que atuam no pneu para as diferentes formas de rolamento.

Aplicando as informações acima na equação 8.3 obtemos para a roda da frente:

$$F_B = \frac{K_1}{h} p + W \frac{a}{h} \left[1 + 4 \frac{\ddot{x}}{g} \left(\frac{h \cdot c_G}{L} \right) \right] = K_0 + K_3 p + K_4 \ddot{x}$$

.... 8.4

onde K_0 , K_3 e K_4 são constantes. De forma similar para as rodas traseiras com $\Delta p - \ddot{x}$:

$$F_B = \frac{K_2}{h} (p - K \ddot{x}) + W \frac{a}{h} \left[1 - 4 \frac{\ddot{x}}{g} \left(\frac{h \cdot c_G}{L} \right) \right] = K_0 + K_5 p - (K_4 + K_6) \ddot{x}$$

.... 8.5

com K , K_5 e K_6 são constantes adicionais.

Observamos que, para a ausência de qualquer dispositivo de proporcionalidade (isto é, $K = K_6 = 0$), existe em valor crítico da pressão de frenagem p_c , e um correspondente \ddot{x}_c , para os quais as forças de frenagem h_g são numericamente iguais nas rodas da frente e de trás.

A principal ação da válvula de frenagem proporcional a ser considerada, é a frenagem mais efetiva nas interfaces pneu-estrada e freio-tambor. Assim, frenagens severas produzem grandes incrementos de carga ΔW , os quais são adicionadas à carga das rodas da frente e subtraídos das rodas de trás. Para dadas condições na interface pneu-estrada, o coeficiente f_{TR} é constante nas quatro rodas e portanto, a força de frenagem F_B é proporcional à carga normal. As rodas da frente podem e devem portanto, transmitir maior força de frenagem para desacelerar o veículo, que as rodas de trás, no caso, frenagens severas. A válvula de proporcionalidade controla estas condições, pelo aumento efetivo da pressão de atuação na interface lona-tambor na roda da frente e reduzindo essa atuação na roda de trás. Dessa forma, a capacidade de frenagem de ambas as interfaces é mantida e é evitado o bloqueio das rodas traseiras.

Outra possibilidade de uso do sistema de válvula de proporcionalidade é o corte da pressão hidráulica no freio das rodas traseiras, quando a pressão no pedal excede um valor considerado máximo. A válvula de proporcionalidade tem um pistão pré-carregado com uma mola, no circuito hidráulico que sai do cilindro mestre até os freios traseiros, como mostra a Figura 8.4.

Para uma frenagem severa, a pressão hidráulica do cilindro mestre, a qual causa o bloqueio da roda traseira, é automaticamente cortada pelo sistema da figura 8.4, e as rodas traseiras continuam a rolar livremente, durante o período de frenagem.

Concluimos, de forma geral, que a válvula de proporcionalidade, com toda simplicidade, compensa os efeitos

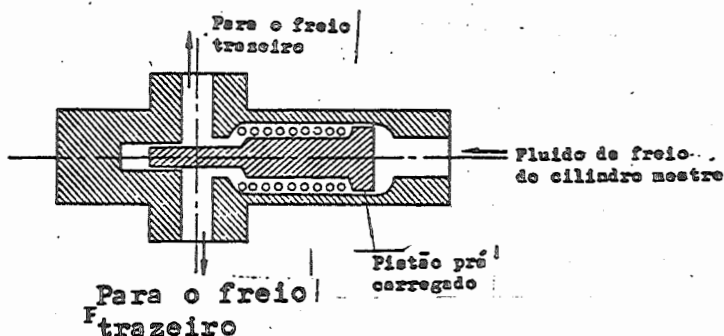


Fig. 8.4 - Corte esquemático da válvula de proporcionalidade.

da transferência de carga na frenagem de veículos, de forma a reduzir consideravelmente o bloqueio da roda.

8.1.2- Desgaste Uniforme do Disco

Consideremos brevemente a ação do disco de atrito, e do atuador durante a frenagem. Estamos interessados especificamente em obter a força axial F_A necessária para produzir um torque T_B e uma pressão p . Dois métodos são geralmente usados, dependendo das propriedades e do suporte do disco. Suponhamos no primeiro caso, que o disco é rígido, e que a pressão distribuída na face do disco, é relativamente uniforme, como mostra a Figura 8.5 do lado esquerdo.

A taxa de trabalho, realizado pelo atrito sobre toda elemento de área d_A , na superfície do disco, é dada por:

$$dW = \underbrace{f p dA}_{\text{força de atrito elementar}} \cdot \underbrace{w r}_{\text{velocidade}} = K (pr) \quad \dots 8.6$$

que aumenta para áreas externas (isto é, para $r \rightarrow D_2$). Assim, o maior desgaste tem lugar onde os raios são maiores

OBS. - Por um lapso, no momento da numeração das páginas, foram esquecidos os números de 231 a 239, passando, portanto, da página 230 para a 240, o que não significa estejam faltando páginas.

e nessas partes a pressão cai rapidamente como mostra o esquema da figura 8.5 no lado direito. Pode ser visto agora, que a taxa de trabalho resultante da força de atrito é agora constante em todos os raios entre $1/2 D_1$ e $1/2 D_2$. Isso pode ser obtido da equação 8.6, onde a pressão local p não é uniforme (como no caso do período inicial de trabalho), mas varia de tal forma, para preservar o produto pr constante.

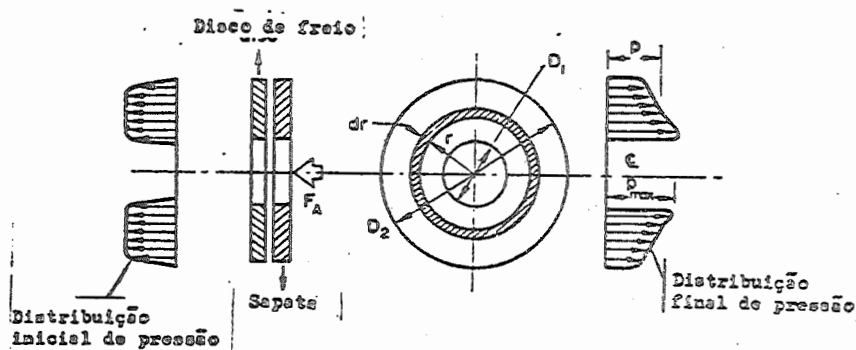


Fig. 8.5 - A ação do disco de freio.

Na verdade, algumas outras condições podem causar a variação de dW de várias formas na face do disco, e um mecanismo diferencial de desgaste continua a operar até pr ser constante. Dessa forma, resulta uma condição de desgaste uniforme.

A máxima pressão para a condição de desgaste uniforme, ocorre na borda interna do disco (isto é, $p = p_{\text{máx}}$ para $r = 1/2 D_1$). O critério do desgaste uniforme pode ser descrito por:

$$pr = \text{const.} = p_{\text{máx}} (1/2 D_1) \quad \dots 8.7$$

A força axial F_A é a integral da pressão sobre a face do disco,

$$F_A = \int 2 \pi p r dr = \pi p_{\text{m\acute{a}x}} D_1 \int_{1/2D_1}^{1/2D_2} dr$$

$$F_A = \frac{1}{2} \pi p_{\text{m\acute{a}x}} D_1 (D_2 - D_1) = \frac{\pi}{4} \bar{p} (D_2^2 - D_1^2) \quad \dots 8.8$$

onde a press\~{a}o m\~{e}dia \bar{p} na face do disco, pode ser relacionada a $p_{\text{m\acute{a}x}}$ da seguinte forma:

$$\bar{p} = \left(\frac{2D_1}{D_1 + D_2} \right) p_{\text{m\acute{a}x}} \quad \dots 8.9$$

O torque de frenagem T_B \u00e9 obtido pela integra\u00e7\~{a}o do produto da for\u00e7a de atrito e o raio:

$$T_B = \int f_{BD} (2\pi r dr) pr = \pi f_{BD} p_{\text{m\acute{a}x}} D_1 \int_{1/2D_1}^{1/2D_2} r dr$$

$$T_B = (\pi/8) f_{BD} p_{\text{m\acute{a}x}} D_1 (D_2^2 - D_1^2) = (\pi/16) f_{BD} \bar{p} (D_1 + D_2)^2 (D_2 - D_1) =$$

$$= K' \bar{p} \quad \dots 8.10$$

o qual mostra que T_B \u00e9 proporcional \u00e0 press\~{a}o m\~{e}dia \bar{p} (ou p) e pelo que foi assumido anteriormente, o coeficiente de atrito f_{BD} entre o disco do freio e o atuador, permanece constante. N\u00f3s podemos eliminar totalmente a press\~{a}o do lado direito da equa\u00e7\~{a}o 8.8 pela substitui\u00e7\~{a}o da equa\u00e7\~{a}o 8.6, e ent\~{a}o,

$$T_B = \frac{F_A f_{BD}}{4} (D_1 + D_2) \quad \dots 8.11$$

A equa\u00e7\~{a}o 8.9 representa um crit\u00e9rio extremo de projeto, uma vez que n\u00f3s obtemos a m\~{a}xima capacidade de torque dispon\u00edvel, em termos da dimens\~{a}o do disco, da for\u00e7a axial requerida para a opera\u00e7\~{a}o, e as propriedades do material, s\~{a}o refletidas no coeficiente de atrito. A dimens\~{a}o $1/4 (D_1 + D_2)$ \u00e9 chamada raio de atrito, tendo um valor em torno de 1,5, para freios e acoplamentos automotivos.

8.1.3 - Frenagem Pulsativa Anti-Bloqueio

Nós vimos que mesmo a aplicação de esforços de frenagem moderados em superfícies de rodovias planas escorregadias pode causar o bloqueio da roda, e a razão frenagem-escorregamento $S_B = (\omega_{Ro} - \omega_{br}) / \omega_{Ro}$ (onde ω_{Ro} é a velocidade angular da roda em rolamento livre, ω_{br} é a velocidade angular durante a frenagem) tende rapidamente à unidade (veja enxerto na figura 8.5). Esta condição é indesejável, porque há perda do controle direcional, quando as quatro rodas estão bloqueadas simultaneamente. Além disso, a força efetiva de retardamento do veículo, devido ao coeficiente de roda bloqueada f_{LW} , não é tão grande, como aquela que se obteria se houvesse condição de escorregamento parcial. Nós gostaríamos sempre de operar no pico A da curva atrito-escorregamento (Fig. 8.5), visto que teríamos aí, a dupla vantagem de obter a máxima força de retardamento do veículo, e bom controle direcional. Todavia, esse pico é altamente instável, e uma vez alcançado, inevitavelmente deriva para a situação de roda bloqueada, no ponto B.

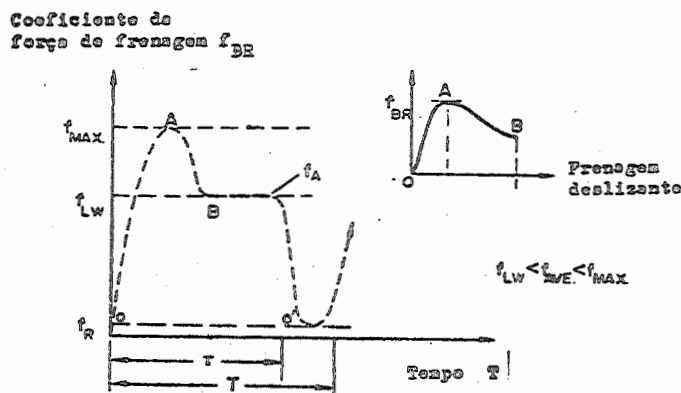


Fig. 8.5 - Características operacionais do sistema de frenagem pulsativa anti-bloqueio. τ = tempo de aplicação do freio por pulso; T = período de pulsação.

Além dessa consideração, precisamos ter presente que a curva de atrito versus escorregamento, como a ilustrada na figura 8.5, tem características instantâneas - um instante depois, o valor e a posição do pico e o declive da porção instável AB, serão em geral diferentes. Não é somente difícil de obter o pico da curva OAB na prática, mas também devido à sua contínua variação em declive, posição e dimensão, o valor instantaneamente medido tem pequeno significado prático.

O sistema de frenagem pulsativa anti-bloqueio do tipo liga-desliga, permite um simples e efetivo meio de controlar continuamente as características do atrito versus escorregamento, para o caso da frenagem em que o pneu permanece em rolamento. Em princípio, o freio é ativado e desativado em rápidas pulsações, de forma que o coeficiente de força de frenagem f_{br} , percorre a curva OAB rapidamente em ambas as direções. Assim o valor médio do coeficiente, permanece em algum lugar, entre o ponto de máximo e o ponto de bloqueio como mostra a figura 8.5, de forma que:

$$f_{LW} < f_{ave} < f_{m\acute{a}x}$$

Para uma dada aplicação do freio, o dispositivo de pulsação anti-bloqueio, fornece um incremento $\Delta f = f_{ave} - f_{LW}$ no coeficiente de frenagem, mas o tempo de aplicação durante a frenagem é reduzido na razão (τ/T) . Foi encontrado na prática que a aplicação de um alto coeficiente f_{ave} , por um curto período de tempo $\Sigma\tau$ é aproximadamente equivalente à aplicação do valor do coeficiente de bloqueio f_{LW} . Não há portanto nenhum incremento na força de retardamento do veículo, e ainda a distância percorrida até o veículo parar é pouco ou nada diminuída, com a utilização desse sistema. A grande vantagem desse último é sem dúvida o controle direcional durante os períodos em que a roda está em rolamento - $\Sigma(T-\tau)$. Finalmente, consideremos que a segurança é o primeiro objetivo, e que a habilidade de se desviar e evitar colisões quando em manobras e frenagens de emergência é mais

importante que a redução da distância percorrida para a parada, sem o controle direcional do veículo.

O desenvolvimento do sistema de frenagem anti-bloqueio, ocorreu rapidamente durante a década de cinquenta devido a necessidade de minimizar os perigos de aterrissagem para aviões em pistas molhadas. Muitas variações no tipo ligado-desligado tem sido encontradas, mas elas fogem do objetivo deste trabalho. Muitas vezes o sistema tem sido usado como um indicador do estado da pista e se a razão frenagem-escorregamento é menor que um valor crítico, o sistema se desliga automaticamente (já que não é eficaz), e a aterrissagem é feita em operação de rolamento livre.

Mais recentemente, esses sistema tem sido incorporado a automóveis de custo mais elevado.

8.1.4 - MATERIAIS PARA FREIOS DE ATRITO

Talvez, a mais importante propriedade dos materiais para freios de atrito, seja sua durabilidade ou sua resistência ao desgaste, uma vez que ele precisa dissipar rapidamente parte da energia cinética do veículo. Essa energia é rapidamente transformada em calor, o qual aumenta a temperatura do freio. A máxima temperatura atingida, depende do tempo, da severidade da aplicação do freio, da capacidade de dissipação de calor do sistema, e chega a atingir a faixa de 200 a 260°C para lonas de asbesto, aplicada em freios de veículos.

A natureza da interface de contato entre a lona e o disco ou tambor, é tal, que não pode ser classificada como combinação metal-metal ou metal-elastômero. O fenômeno de desgaste associado com a lona do freio em uso, portanto, reflete um mecanismo que tem características de ambos os tipos de interface. Como mecanismos básicos de desgaste podem ser encontrados:

- a) Desgaste térmico
- b) Desgaste por abrasão
- c) Desgaste por adesão-cisalhamento
- d) Desgaste por fadiga
- e) Desgaste por macro-cisalhamento.

Observemos que os tipos de desgaste por abrasão e por fadiga normalmente acompanham combinações de elastômero com metais, enquanto os outros tipos restantes de desgaste, são típicos da interação metal-metal (veja Capítulo 6).

O desgaste térmico merece atenção especial porque ele envolve um grupo de reações físicas e químicas no curso das quais, vínculos interatômicos são continuamente rompidos. Estas reações incluem pirolises (ou decomposição térmica), oxidação, formação de partículas, explosão, fusão, evaporação e sublimação. As taxas em que eles ocorrem, aumentam exponencialmente com a temperatura. A pirolise ocorre predominantemente no centro da lona e das sapatas, e se estende com menor intensidade para os lados. A oxidação, por outro lado, predomina nos cantos e arestas, sendo menos severa próxima ao centro. As reações explosivas podem ocorrer sob condições extremas de frenagem, quando a taxa de calor gerado é tão alta, que sólidos são convertidos em gases, bem abaixo da superfície; pelo fato do volume desses gases ser maior que os sólidos que ele substitui, é criada uma pressão instantânea a qual rompe a lona na forma de uma explosão. Picos de temperatura originados pela súbita ruptura das asperidades que são soldadas, podem ser da ordem de 760°C , e isso causa a rápida decomposição dos componentes orgânicos, usados nos materiais em atrito. Assim asbestos fibrosos das lonas de freio, são convertidos em um pó esverdeado e o ferro dos pares de superfície é transformado de perlita em martensita.

Dos tipos restantes de desgaste nos materiais de lona de freio, o desgaste por abrasão, inclui riscamento e

esmagamento por fragmentos desgastados e partículas externas. O desgaste por fadiga ocorre sob duas formas: térmica e mecânica. A fadiga térmica é causada pelo repetido aquecimento e resfriamento, o qual induz um ciclo de tensão na superfície do material e gradientes térmicos escalonados. Um caso especial de fadiga térmica é chamado "quebra por choque térmico", ocorrendo como resultado de um carregamento excessivo. A fadiga mecânica é causada pela repetida sollicitação mecânica do material da lona. O macro cisalhamento é relacionado à falha do material de atrito, o qual já foi previamente enfraquecido pelo calor, sendo mais frequente a elevadas temperaturas e por condições de frenagem severas. Todas essas formas de desgaste podem ser controladas ou minimizadas pela rápida remoção do calor gerado pelo atrito, e assim, a superfície deve se manter a mais fria possível. O desgaste térmico em particular, pode também ser controlado pelo uso de polímeros, fibras ou materiais que tenham alta estabilidade térmica. O projeto do freio deve limitar, tanto quanto possível, altas pressões locais, principalmente nas bordas das lonas e sapatas; deve ainda impedir a penetração de sujeira na interface, e permitir uma fácil remoção dos fragmentos desgastados.

8.2 - Atrito em Motores

Os objetivos da lubrificação entre os anéis do pistão e a superfície interna dos cilindros de motores de combustão interna são as seguintes:

- a) A redução do atrito e do desgaste.
- b) Vedação da folga anular entre o anel e o cilindro por meio de um filme de lubrificante.
- c) Refrigeração da superfície de atrito entre o anel e o cilindro.
- d) Limpeza das superfícies atritantes, levando consigo, carbono e partículas de metal desgastado.

O primeiro objetivo é o mais importante e observamos que ele só pode ser totalmente satisfeito quando os objetivos restantes também são. Para motores de alta velocidade, algumas formas de lubrificação por salpico são adequadas, e a velocidade das partes em movimento é suficiente para carregar o lubrificante da camisa para os pistões e anéis em forma de neblina. Pistões de motores de baixa e média velocidades, todavia, requerem lubrificação forçada, como aquela que é feita com lubrificadores mecânicos. Em todos os casos, cuidados precisam ser tomados para fornecer uma quantidade mínima de lubrificante, suficiente para manter uma fina película de óleo na superfície interna do cilindro. Problemas tais como, anéis de pistão sujos, excesso de depósito de carbono no óleo circulante, e ainda, desgaste excessivo na camisa e nos anéis, são um indício de lubrificação excessiva.

Outras superfícies de atrito que requerem lubrificação, num motor de combustão interna são:

- a) O virabrequim e seus mancais principais.
- b) O pino do pistão e seus mancais.
- c) As válvulas e suas guias.
- d) Biela e seus mancais.
- e) Engrenagens e comando de válvulas.

Os mancais principais em motores estacionários pequenos, são lubrificados por anéis e em motores de grande dimensão por lubrificação forçada. A lubrificação sob pressão com bombas de engrenagem é também usada para fazer circular grande quantidade de óleo lubrificante na camisa. Retentores são geralmente usados para evitar a fuga do óleo ao longo do eixo.

8.2.1 - Pressão Média Efetiva de Atrito

A potência absorvida pelo atrito mecânico nos motores de combustão interna, é igual à potência desenvolvida nos cilindros menos a potência retirada no eixo do motor.

$$P_F = P_I - P_B \quad \dots 8.12$$

Como veremos depois, a maior parte da "potência de atrito" P_F é absorvida pelo atrito entre os anéis do pistão e o cilindro. Se P'_F representar a fração de P_F que é devida ao atrito do anel do pistão, podemos escrever

$$P'_F = f_{PC} W \bar{V} \quad \dots 8.13$$

onde f_{PC} é o coeficiente efetivo de atrito, no atrito entre o pistão e o cilindro, W é a carga entre o anel e a camisa do cilindro, e \bar{V} é a velocidade média do pistão. A pressão média efetiva de atrito (f_{mep}) é definida como:

$$f_{mep} = \frac{CP'_F}{A_p \bar{V}} = \left(\frac{CW}{A_p}\right) f_{PC} \quad \dots 8.14$$

que depende da velocidade média do pistão \bar{V} e para um projeto particular e proporcional ao coeficiente de atrito f_{PC} . A constante C na equação (8.14) vale 2 para motores de 2 tempos e 4 para motores de 4 tempos.

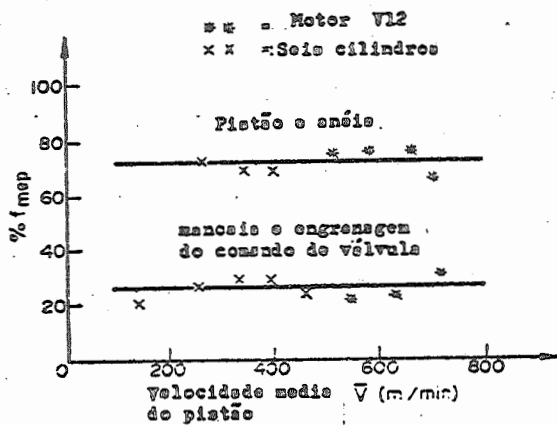


Fig. 8.6 - Pressão média efetiva de atrito em função da velocidade média do pistão.

A Figura 8.6 mostra a porcentagem de f_{mep} devida aos anéis do pistão e aquela devida aos mancais e engrenagem do comando de válvula, versus a velocidade média do pistão em metros por minuto. Observamos que a pressão média efetiva de atrito, independe da velocidade média do pistão, e para um motor com vários cilindros o atrito do anel do pistão contribui com aproximadamente três quartos do atrito mecânico total. O método mais comum para a medição do atrito em motores é determinar a potência externa necessária para girar o motor sem que ele esteja em funcionamento. Uma objeção que se faz a esse método, é que não estando o motor em funcionamento, nem pressão, nem temperatura atuam na superfície dos mancais, o que seria representativo sob condições normais de operação.

O atrito existente, medido num motor de dois tempos é aproximadamente duas vezes maior que o medido num motor de quatro tempos, mas da equação 8.14, observa-se que a pressão média efetiva de atrito é quase a mesma. Motores de dois tempos têm pistões mais longos e pesados que os motores de quatro tempos, e, ainda têm mais anéis no pistão. Além disso, há métodos de aplicação de uma potência externa para obter dados de atrito em motores, em que há um carregamento de gás sobre o pistão durante o tempo de compressão. Esses dois fatores contribuem consideravelmente para aumentar as forças de atrito medidas nesse tipo de motor.

A Figura 8.7 mostra o atrito do anel como função do deslocamento do pistão durante as fases de admissão, compressão, explosão e exaustão, que são características do ciclo de quatro tempos. Observamos dessas curvas que:

- a) A força média de atrito durante a compressão e exaustão é aproximadamente a mesma.
- b) A força média de atrito durante a fase de explosão é o dobro daquela que ocorre na fase de admissão.
- c) As forças de atrito são altas após TDC e BDC, provavelmente porque há uma lubrificação inadequada entre os anéis e o cilindro.

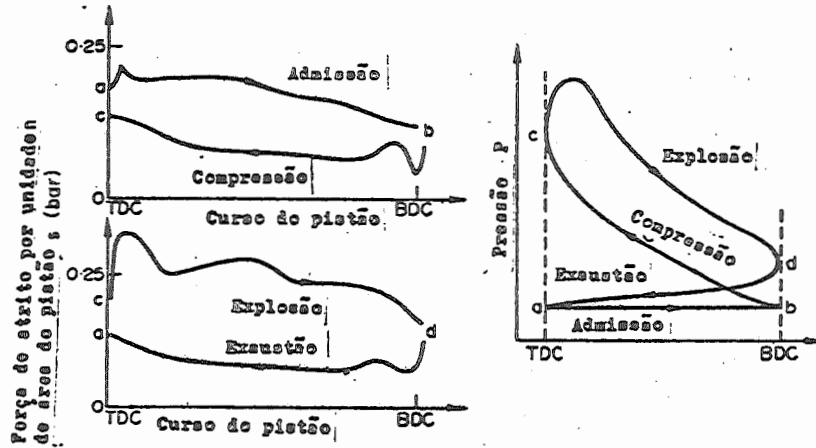


Fig. 8.7 - Medida do atrito de anéis de pistão em um motor de combustão externa especial. TDC - ponto morto superior; BDC - ponto morto inferior; s - força de atrito por unidade de área do pistão.

Em geral o atrito em pistões aumenta quando aumentam a viscosidade do óleo, a velocidade do pistão, a pressão do gás e a taxa de compressão. Em motores de avião, parece haver um baixo valor para o atrito mecânico, pelo fato das partes alternativas serem leves, o que minimiza as cargas, e também pelo fato da folga pistão-camisa ser relativamente grande.