

OK

São Paulo  
1998

Dissertação apresentada à Escola  
Politécnica da Universidade de São  
Paulo para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia

**ESTUDO DO REGIME TRANSIENTE EM DESGASTE  
ABRASIVO - ENSAIOS EM BRITADOR DE MANDÍBULAS**

GIUSEPPE PINTAÚDE

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

ESCOLA POLITÉCNICA

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

ESCOLA POLITÉCNICA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

GIUSEPPE PINTAUDE

**ESTUDO DO REGIME TRANSIENTE EM DESGASTE  
ABRASIVO - ENSAIOS EM BRITADOR DE MANDIBULAS**

Dissertação apresentada à Escola  
Politécnica da Universidade de São  
Paulo para obtenção do título de  
Mestre em Engenharia

Área de Concentração:  
Engenharia Mecânica

Orientador:  
Amilton Sinatora

São Paulo  
1998

Dedico este Trabalho a todos os operários  
brasileiros da indústria da mineração e  
construção civil, que sofrem desgaste  
todos os dias carregando muita pedra.

"Que Trabalho É Esse?" (Zorba Devagar-  
Micaú), gravado por Paulinho da Viola

"Que trabalho é esse que mandaram me  
chamar?  
Se for prá carregar pedra, não adianta, eu  
não vou lá!"

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600010162

## AGRADECIMENTOS

Aos professores Amilton Sinatora, Deniol Tanaka e Eduardo Albertin, pelas críticas e sugestões.

Ao Agrupamento de Fundação da Divisão de Metalurgia do IPT, pela elaboração dos corpos-de-prova.

À Embú S/A. Engenharia e Comércio, pela doação do granito utilizado nos ensaios e fornecimento de dados técnicos sobre o mesmo.

Aos professores do Departamento de Engenharia de Minas, Fernando Fujimura, Arthur Pinto Chaves e José Renato Baptista Lima, pelas contribuições técnicas e pela caracterização das curvas granulométricas do granito.

Ao Laboratório de Metalografia do Departamento de Engenharia Metalúrgica, pela colaboração no sentido de caracterizar os corpos-de-prova.

À FAPESP, pelo projeto temático nº 94/3529-0.

Ao CNPq, pela bolsa concedida pelo processo nº 139484/96-5.

Aos colegas do Laboratório de Fenômenos de Superfície, pela colaboração e trabalho em conjunto em todos os dias desta Dissertação.



PROGRAMA:

NÍVEL: MESTRADO: ( X ) DOUTORADO: ( )

CANDIDATO: GIUSEPPE PINTAUDE

TÍTULO DO TRABALHO: ESTUDO DO REGIME TRANSIENTE EM DESGASTE ABRASIVO - ENSAIOS EM BRITADOR DE MANDIBULAS?

ORIENTADOR: PROF.DR. AMILTON SINATORA

DATA DA DEFESA: 14.05.1998

**ERRATA**

1) Página 77; Tabela 6.2: onde lê-se 6,00 na coluna Tamanho (mm) lê-se: -6,35

2) Página 78: Figura 6.4: onde lê-se no eixo das abcissas 100  $\mu$ m, lê-se 1 mm; onde lê-se 10  $\mu$ m, lê-se 0,1 mm.

3) Página 79: Tabela 6.4: onde lê-se 12,00 na coluna Tamanho (mm) lê-se: -12,70

4) Página 81: Figura 6.5: onde lê-se no eixo das abcissas 100  $\mu$ m e 10  $\mu$ m, lê-se mesmas correções do item 2).

5) Página 86: onde lê-se a primeira frase do primeiro parágrafo, lê-se: "As Figuras 6.7 e 6.8 mostram que as taxas de desgaste para mandíbulas móveis e fixas apresentaram comportamentos semelhantes, ou seja, as taxas são decrescentes ao longo de todo o intervalo de britagem, apresentando uma região de pequena declividade."

6) Página 88: onde lê-se a primeira frase do primeiro parágrafo, lê-se: "As Figuras 6.9 e 6.10 mostram, da mesma forma que as Figuras 6.7 e 6.8, que as taxas de desgaste apresentam uma região de pequena declividade."

7) Página 91: onde lê-se a primeira frase do primeiro parágrafo, lê-se: "As Figuras 6.11 e 6.12 mostram que as taxas de desgaste apresentam o mesmo comportamento observado anteriormente, ou seja, as taxas de desgaste apresentam uma região de pequena declividade."

## ÍNDICE DE TABELAS

32	Tabela 3.1 - Efeito de pré-endurecimento no desgaste de aço manganeás <sup>44</sup>
46	Tabela 3.2 - Dependência de variáveis microestruturais com a resistência à abrasão <sup>42</sup>
54	Tabela 3.3 - Regras das misturas observadas para diferentes materiais bifásicos <sup>66</sup>
56	Tabela 4.1 - Ensaios recomendados em função do tribossistema
59	Tabela 4.2 - Principais parâmetros de duas versões do ensaio de britador de mandíbulas
61	Tabela 5.1 - Composição química do aço fundido (% massa)
65	Tabela 5.2 - Constituintes minerais do granito
71	Tabela 5.3 - Condições de ensaio utilizadas
76	Tabela 6.1 - Dureza (HRC) e microdureza do aço temperado
76	Tabela 6.2 - Brita Fina - Alimentação
77	Tabela 6.3 - Brita Fina - Produto abertura de saída zero
77	Tabela 6.4 - Brita Grossa - Alimentação
79	Tabela 6.5 - Brita Grossa - Produto abertura de saída 3 mm
80	Tabela 6.6 - Brita Grossa - Produto abertura de saída zero
80	Tabela 6.7 - Relações de redução de tamanho encontradas nas diferentes condições de ensaio
82	Tabela 6.8 - Microdureza e módulo de elasticidade do granito
84	Tabela 6.9 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição Brita Fina /Abertura zero - BF/A0/MM
84	Tabela 6.10 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição Brita Fina /Abertura zero - BF/A0/MF
86	Tabela 6.11 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição Brita Grossa/Abertura 3 mm - BG/A3/MM
87	Tabela 6.12 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição Brita Grossa/Abertura 3 mm - BG/A3/MF
89	Tabela 6.13 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MM
89	Tabela 6.14 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MF
97	Tabela 6.15 - Resultados de microdureza superficial
98	Tabela 6.16 - Dureza Rockwell C de aço martensítico antes e após 3 ensaios de moagem
98	Dados de ALBERTIN <sup>6</sup>
100	Tabela 6.17 - Resultados de microdureza subsuperficial após ensaios de desgaste no sistema bloco/porta-amostras
103	Tabela 6.18 - Taxas de desgaste de blocos nas posições móvel e fixa
106	Tabela 6.19 - Comparação entre taxas de desgaste de diferentes condições de ensaio, após 150 kg de britagem
108	Tabela 6.20 - Dados de SIRIANI <sup>55</sup> para rebritagem de granito. $R_R = 2.106$
110	Tabela 6.21 - Relação entre taxas de desgaste de mandíbulas fixas e móveis após 150 kg de britagem
110	Tabela 6.22 - Razão entre desgaste de mandíbulas fixas e móveis de ferros fundidos brancos NI-Hard. Dados de SARE;HALL <sup>80</sup>

## ÍNDICE DE FIGURAS

5	Figura 2.1 - Exemplos de tribossistemas abrasivos	5
7	Figura 2.2 - Fotos em microscopia eletrônica de varredura mostrando micromecanismos de abrasão controlados por deformação plástica: a) (1) microssuavemente; b) (1) e c) (1) formação de proa e d) (1) microcorte.	7
9	Figura 2.3 - Possibilidades de geração e propagação de uma microtrinca a partir do contato entre partícula abrasiva e material	9
10	Figura 2.4 - Parâmetros para definição do nível de penetração	10
11	Figura 2.5 - Mapa dos micromecanismos de desgaste abrasivo controlados por deformação plástica	11
13	Figura 2.6 - Mapas dos micromecanismos de desgaste abrasivo controlados por fratura frágil. (A) Em função do parâmetro $D_r$ ; (B) Em função do parâmetro $D_r^*$	13
16	Figura 3.1 - Diagrama esquemático de distribuição de frequências de ângulos de ataque, para o cálculo do número de partículas aptas para o microcorte	16
18	Figura 3.2 - Variáveis necessárias para definição do parâmetro $K_{327}$ : (A) perfil real; (b) perfil esquemático.	18
21	Figura 3.3 - Perfis de microdureza subsuperficial ao longo de diferentes seções transversais, após ensaios em britadores de mandíbulas de aços manganes	21
22	Figura 3.4 - Relação entre redução de área do material na ruptura em ensaios de tração e coeficiente de desgaste $K_{24}$	22
24	Figura 3.5 - Influência do coeficiente de encruamento na morfologia de superfície, após penetração de partícula abrasiva.	24
27	Figura 3.6 - Efeito da carga aplicada na taxa de desgaste abrasivo do aço AISI1020. Ensaios: três corpos; coluna carregada; dois corpos; pino contra lixa. Abrasivo: SiC, 250 $\mu\text{m}$	27
28	Figura 3.7 - Efeito da carga aplicada na taxa de desgaste de diversos materiais ensaiados na configuração a três corpos	28
31	Figura 3.8 - Relação entre resistência à abrasão de metais puros e aços tratados termicamente e ( $H_v$ /coeficiente $K_3$ ) definido por ZUM GAHR	31
31	Figura 3.9 - Relação entre resistência à abrasão de metais puros e aços tratados termicamente e ( $H_v$ /coeficiente $K_3$ ) definido por TORRANCE	31
33	Figura 3.10 - Gráfico esquemático mostrando a variação da resistência à abrasão com a dureza	33
35	Figura 3.11 - Relação entre dureza e taxa de desgaste de ferros fundidos brancos com alto cromo. Ensaio: roda de borracha	35
37	Figura 3.12 - Diagramas esquemáticos de perda de massa em relação à dureza. (A) produto [ $K_3 \cdot W_c$ ]; (B) produto [(1- $K_3$ ) $W_d$ ]; (C) soma final dos termos de (A) e (B) $W^{47}$	37
39	Figura 3.13 - Relação entre tamanho do abrasivo e taxa de desgaste, para ensaios de abrasão a dois e a três corpos e erosão	39
40	Figura 3.14 - Relação entre taxa de desgaste e razão entre dureza do abrasivo ( $H_A$ ) e dureza do metal ( $H$ )	40
45	Figura 3.15 - Adaptação dos dados de MOROZ e colaboradores para taxas de desgaste de aço 1090 sob diferentes condições de tratamento térmico, em ensaios de moinhos de bolas com minérios de cobre e ferro.	45
47	Figura 3.16 - Diagrama esquemático mostrando relação entre dureza e resistência à abrasão para microestruturas de aços	47
48	Figura 3.17 - Variação da resistência à abrasão em função do teor de austenita retida, para aço ferramenta e ferro fundido Ni-hard 4; ---- Variação da dureza do material. Adaptado de MOORE	48
52	Figura 3.18 - Influência da tração volumétrica de carbonetos na resistência à abrasão, para diferentes materiais. Adaptado de MOORE	52
52	Figura 3.19 - Variação da taxa de desgaste com o tamanho médio de carbonetos em ligas de cobalto. Adaptado de MOORE	52
58	Figura 4.1 - Comparação entre resultados de ensaios de britador de mandíbulas e pino contra lixa	58
62	Figura 5.1 - Ilustração do sistema de fundição utilizado para confecção dos corpos-de-prova	62

Figura 5.2 - Curva típica encontrada de carregamento e descarregamento em ensaios de dureza para aço temperado.	64
Figura 5.3 - Fotografia ilustrando granulometria de alimentação Brita Fina (BF).	66
Figura 5.4 - Fotografia ilustrando granulometria de alimentação Brita Grossa (BG).	66
Figura 5.5 - Fotografia do britador de mandíbulas de laboratório.	68
Figura 5.6 - Detalhe do posicionamento para mandíbulas móvel e fixa.	68
Figura 5.7 - Esquema ilustrando parâmetros do ensaio de britador de mandíbulas. L = comprimento da câmera; AA = abertura de alimentação; APA = abertura de saída, posição aberta; APF = abertura de saída, posição fechada e; $\alpha$ = ângulo de esmagamento.	69
Figura 5.8 - Detalhe de medidas de microdureza superficial, após ensaios de desgaste (mandíbula fixa).	73
Figura 6.1 - Microestrutura do aço temperado, 100 X, Nital 5%.	74
Figura 6.2 - Detalhe das regiões do aço temperado, 200 X, Nital 5%.	75
Figura 6.3 - Detalhe de região de contorno de grão entre martensita (M) e bainita (B), 500 X, Nital 5%.	75
Figura 6.4 - Curvas granulométricas de alimentação e produto de britagem para a condição Brita Fina/Abertura zero - BF/A0. Ordenadas: % passante acumulado. Abscissas: tamanho de partícula.	77
Figura 6.5 - Curvas granulométricas de alimentação e produto de britagem das condições Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0; e Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3. Ordenadas: % passante acumulado. Abscissas: tamanho de partícula.	81
Figura 6.6 - Curva típica de carregamento e descarregamento em ensaio de microdureza do granito.	83
Figura 6.7 - Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição Brita Fina/Abertura de zero - BF/A0/MM.	85
Figura 6.8 - Curvas de desgaste para mandíbulas fixas na condição Brita Fina/Abertura de zero - BF/A0/MF.	85
Figura 6.9 - Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3/MM.	87
Figura 6.10 - Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3/MF.	88
Figura 6.11 - Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MM.	90
Figura 6.12 - Curvas de desgaste para mandíbulas fixas na condição Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MF.	90
Figura 6.13 - Resumo das curvas de desgaste médias para mandíbulas móveis.	92
Figura 6.14 - Resumo das curvas de desgaste médias para mandíbulas fixas.	92
Figura 6.15 - Resultados de SINATORA <sup>82</sup> em ensaios de britagem com ferro fundido branco de alto cromo austenítico. A) Amostras brutas de fundição B) Amostras tratadas termicamente. Abrasivo: granito.	94
Figura 6.16 - Resultados de ALBERTIN <sup>6</sup> para taxa de desgaste em função do tempo, de 5 ligas de ferros fundidos brancos de alto cromo, após ensaios em moinho de bolas. Abrasivo: areia de sílica.	95
Figura 6.17 - Aspecto superficial de bolas de ferro fundido branco de alto cromo. A) Após moagem de 30 horas em areia de sílica. B) Antes desta moagem. Resultados de ALBERTIN <sup>6</sup> .	96
Figura 6.18 - Microdureza subsuperficial após ensaios de desgaste no sistema bloco/porta-amostras.	100
Figura 6.19 - Perfil geométrico da mandíbula fixa, após 450 kg de britagem, em ensaios no sistema porta-amostra/bloco.	102
Figura 6.20 - Curvas de taxa de desgaste em relação ao tempo de ensaio de abrasão a três corpos em revestimentos WC-Co. Abrasivo: SiO <sub>2</sub> <sup>84</sup> .	105
Figura 6.21 - Taxa de desgaste em função da abertura entre mandíbulas <sup>30</sup> .	107
Figura 6.22 - Taxa de desgaste em função de diferentes tamanhos de alimentação. Adaptado de SIRIANI <sup>56</sup> .	108
Figura 6.23 - Aspecto da superfície de mandíbula fixa após ensaios de desgaste, 25 X.	111
Figura 6.24 - Aspecto da superfície da mandíbula móvel após ensaios de desgaste, 25 X.	112



Figura 6.25 - Diagrama esquemático mostrando movimento relativo entre abrasivo e mandíbulas. 1) ângulo de incidência durante a compressão sobre mandíbula fixa e 2) sobre mandíbula móvel. .... 113

Figura 6.26 - Movimento realizado pelo abrasivo sob compressão de mandíbulas. .... 114

## LISTA DE ABREVIACÕES

- $A_{80}$  = 80% da fração passante da granulometria de alimentação  
AA = abertura de alimentação  
APA = abertura de saída do britador, posição aberta.  
APF = abertura de saída do britador, posição fechada  
A0 = abertura de saída do britador, posição fechada, zero mm.  
A3 = abertura de saída do britador, posição fechada, 3 mm.  
BF = brita fina (granulometria abaixo de 9,52 mm)  
BG = brita grossa (granulometria acima de 9,52 mm)  
HB = dureza Brinell  
HRC = dureza Rockwell C  
Hv = microdureza Vickers  
Hveq = microdureza Vickers equivalente, considerando frações volumétricas de microconstituintes  
MF = mandíbula fixa  
MM = mandíbula móvel  
 $P_{80}$  = 80% da fração passante da granulometria do produto de britagem

## LISTA DE SÍMBOLOS

- A = constante  
 $A_A$  = área de ação de partículas abrasivas  
a = raio de contato entre abrasivo e corpo-de-prova  
B = susceptibilidade ao desgaste  
C = constante de proporcionalidade entre dureza e resistência à abrasão  
 $D_p$  = fator de transição entre micromecanismos controlados por deformação plástica  
 $D_T$  = fator de transição entre micromecanismos controlados por fratura frágil  
d = diâmetro médio de um microconstituente  
E = módulo de elasticidade  
 $f(\theta)$  = frequência de ângulos de ataque em um meio abrasivo  
 $f(R_T)$  = fator térmico que define o caráter da deformação plástica  
H = dureza inicial  
 $H_A$  = dureza do abrasivo  
 $H_S$  = dureza superficial após abrasão  
 $H_0$  = dureza de aço recozido  
h = largura da borda formada ao lado do sulco, após abrasão  
K = coeficiente de desgaste  
K' = moderador da influência de dureza  
 $K_0$  = constante  
 $K_1$  = fator geométrico relacionado com coeficiente de desgaste  
 $K_2$  = fração de partículas abrasivas com ângulo de ataque acima do ângulo crítico  
 $K_3$  = fator de eficiência ao corte  
 $K_4$  = fator de transição com a relação  $(H_A/H)$   
 $K_{IC}$  = tenacidade à fratura (modo I)  
L = carga aplicada  
 $M_M$  = perda de massa de mandíbula móvel  
 $M_F$  = perda de massa de mandíbula móvel de referência  
 $M_{MR}$  = perda de massa de mandíbula móvel de referência

$M_{FR}$  = perda de massa de mandíbula fixa de referência  
 $m$  = fator geométrico do sulco formado pela ação abrasiva  
 $n$  = coeficiente de encruamento  
 $R$  = raio da partícula abrasiva  
 $R_R$  = relação de redução de tamanho após britagem  
 $r$  = razão  $H/H_A$   
 $v$  = fração volumétrica de uma fase microestrutural  
 $x$  = profundidade do sulco ou de indentação  
 $y$  = largura da borda formada ao lado do sulco, após abrasão  
 $W$  = taxa de desgaste  
 $W^1$  = resistência ao desgaste abrasivo =  $1/MV$   
 $W^1_0$  = resistência ao desgaste abrasivo de aço recozido  
 $W_C$  = parcela da taxa de desgaste correspondente ao microcorte  
 $W_D$  = parcela da taxa de desgaste correspondente à deformação plástica  
 $\beta$  = fator que define como a deformação cai com a profundidade do sulco  
 $\epsilon_{lim}$  = deformação crítica a partir da qual são formados cavacos  
 $\epsilon_S$  = deformação superficial  
 $\sigma_y$  = tensão de escoamento  
 $\sigma_0$  = constante  
 $\sigma_\theta$  = desvio-padrão dos ângulos de ataque médios do abrasivo  
 $\lambda$  = espaçamento entre fases microestruturais  
 $\pi$  = constante 3,14  
 $\theta$  = ângulo de ataque da partícula abrasiva  
 $\theta_C$  = ângulo crítico de ataque  
 $\theta_M$  = ângulo de ataque médio dos abrasivos em um determinado meio  
 $\eta$  = relação ( $H_A/H$ ) a partir da qual há mudança no regime de desgaste  
 $p$  = severidade do perfil da superfície, após abrasão  
 $\nu$  = coeficiente de Poisson  
 $z$  = distância na seção transversal medida a partir da superfície

## RESUMO

No presente trabalho foram avaliadas taxas de desgaste de mandíbulas de aço fundido 2Cr-1,5Si-0,5Mo em britador de laboratório, utilizando-se granito como abrasivo. Os ensaios foram realizados em duas condições de ensaios: granito de 19 mm com aberturas entre mandíbulas na posição de saída de 0 e 3 mm, e granito de 13 mm com abertura entre mandíbulas zero, parâmetros estes que influenciavam a redução de tamanho do material britado, bem como os esforços atuantes.

As perdas de massa das mandíbulas foram determinadas até a britagem de 150 kg de granito, em bateladas de 30 kg. As taxas de desgaste foram decrescentes até o final do ensaio, apresentando queda mais acentuada entre a primeira e a segunda batelada, o que foi atribuído à remoção de heterogeneidades e ao encruamento da superfície do aço. As taxas de desgaste atingiram um patamar entre a segunda e a quarta batelada, tornando a decrescer entre a quarta e a quinta batelada. Este comportamento deve-se ao maior desgaste na parte inferior das mandíbulas, o que leva a mudança de geometria e consequentemente na alteração dos parâmetros de ensaio. Neste caso a estabilização das taxas de desgaste, que é utilizada para caracterizar o período de *running-in*, passa a não ser um bom indicador do término deste processo.

Na condição de ensaio com granito de 19 mm e abertura zero, observou-se as maiores taxas de desgaste. Em todas as condições de ensaio, as mandíbulas fixas foram as que apresentaram taxas de desgaste. O mecanismo de desgaste observado nas mandíbulas fixas foi por microcorte com intensa deformação plástica. Já nas mandíbulas móveis, embora tenha-se observado desgaste, não foi possível caracterizar o mecanismo envolvido. O mecanismo predominante por microcorte das mandíbulas fixas foi devido ao tipo de movimento relativo do granito na câmara de britagem, que favoreceu o granito atingir a superfície da mandíbula com ângulo favorável ao corte.

O encruamento foi avaliado por meio de medidas de microdureza dinâmica. Os valores de microdureza na superfície das mandíbulas, após ensaios de desgaste, foram 40% superiores ao inicial e permaneceram inalterados até o final dos ensaios. A microdureza decresce de forma contínua com a profundidade, estabilizando-se numa espessura da ordem de 1 mm, que não é modificada para maiores quantidades de granito britado.

A avaliação conjunta de taxas de desgaste, do encruamento, da alteração geométrica das mandíbulas e da dispersão de resultados entre ensaios, confirmou informações da literatura para o critério de final do *running-in* com a britagem de 90kg de granito, correspondente a 3 bateladas deste trabalho.

## ABSTRACT

In the present work, wear rates of 2Cr-1.5Si-0.5Mo cast steel jaws were tested in laboratory crusher, using granite as abrasive. Tests were carried out in two testing conditions: one with granite size of 19mm with discharge aperture of jaws in closed position equals to zero and 3mm, and the other, with 13mm size granite with opening equals to zero. These parameters changes the crushed material size reduction and the applied stresses to the jaw during crushing process.

The jaws' mass loss was measured with 150kg of granite crushing, in 30kg batches. Wear rates continuously decreases to the end of testing presenting more intense decrease between first and second batches, attributed to the surface heterogeneity removal and work hardening of material. Between second and fourth batches the wear rates reaches a plateau, and starts to decrease between fourth and fifth run. This behavior can be ascribed to more intense wear of lower portion of jaws, which changes the jaw geometry causing changes on crushing parameters. Therefore, the wear rate stabilization is not a good parameter to express the end of running-in period.

Bigger wear rates were observed with 19mm granite size and zero opening between jaws. Fixed jaws presented greater wear rates in all tests. Microcutting wear mechanism of fixed jaws was observed with intense plastic deformation. On the other hand, the wear micromechanism of mobile jaws is not clearly defined, although they presented mass loss. The predominant microcutting mechanism of fixed jaws was attributed to relative movement of abrasive in crushing compartment, due to the higher probability of granite to hit fixed jaws' surface at more favorable angles.

The work-hardening effect was determined by mean of dynamic microhardness. The surface microhardness reached 40% value greater than bulk hardness after first batch, remaining constant to the end of tests. The subsurface microhardness decreases continuously with depth, stabilizing circa 1mm deep to end of tests.

The concurrent analysis of wear rates, geometry change, surface work-hardening and tests results scattering confirmed the 90kg crushing criteria proposed in literature to designate running-in process of jaws material, corresponding to three batches of 30 kg each in the present work.

## SUMÁRIO

Lista de Tabelas

Lista de Figuras

Lista de Abreviações

Lista de Símbolos

Resumo

“Abstract”

### 1. INTRODUÇÃO

1.1. Importância do tema

1.2. Objetivos

1.3. Conteúdo

### 2. DESGASTE ABRASIVO

2.1. Definições e classificações

2.2. Mecanismos

2.3. Transição entre mecanismos

01

01

02

03

04

04

06

09

14	3.1 Modelos básicos
14	3.1.1. Coeficiente de desgaste K
19	3.1.2. Carga aplicada
26	3.1.3. Dureza
28	3.2. Variáveis não incorporadas ao modelo básico
33	3.2.1. Tipo de movimento relativo
38	3.2.2. Tamanho do abrasivo
40	3.2.3. Dureza do abrasivo
43	3.2.4. Composição mineralógica do abrasivo
46	3.2.5. Microestruturas
46	3.2.5.1. Matrizes
49	3.2.5.2. Segunda fase dura
53	3.2.5.3. Modelos matemáticos que consideram variáveis microestruturais
55	<b>4. ENSAIOS DE DESGASTE EM BRITADOR E MANDÍBULAS</b>
55	4.1. Considerações preliminares
58	4.2. Resultados de ensaios em britadores



**5. MATERIAIS E MÉTODOS** 61

5.1. Elaboração dos corpos-de-prova 61

5.2. Caracterização microestrutural do aço 62

5.3. Caracterização dos abrasivos 64

5.4. Ensaio de desgaste 67

5.4.1. Descrição do equipamento 67

5.4.2. Ensaio de desgaste com variação do tamanho de alimentação e da abertura entre mandíbulas 70

5.4.3. Ensaio de desgaste para avaliação do encruamento superficial e subsuperficial 71

5.5. Caracterização dos corpos-de-prova após ensaios de desgaste 72

**6. RESULTADOS E DISCUSSÃO** 74

6.1. Caracterização microestrutural do aço 74

6.2. Caracterização do abrasivo 77

6.2.1. Brita fina 77

6.2.2. Brita grossa 79

6.2.3. Propriedades físicas do abrasivo 82

6.3. Ensaio de desgaste 84

6.3.1. Encruamento superficial e subsuperficial 97

6.3.2. Alteração na geometria das mandíbulas 101

122 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

119 ANEXO

117 8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

115 7. CONCLUSÕES

111 6.4. Observações das superfícies após ensaios de desgaste

109 6.3.5. Razão entre taxas de desgaste de mandíbulas fixas e móveis

106 nas taxas de desgaste

6.3.4. Influência da granulometria de alimentação e da relação de redução

104 o ensaio de britador de mandíbulas

6.3.3. Discussão do critério de BLICKENSDEFFER e colaboradores para

Segundo dados de DURMAN<sup>3</sup>, com a seleção adequada de materiais frente às características do tribossistema pode-se conseguir uma redução nos custos de manutenção da ordem de até 40%. Entretanto, esta seleção ainda é realizada na prática de forma empírica<sup>4</sup>, em função do conhecimento do desempenho superior de certas classes de materiais<sup>5</sup> e das variáveis de

primas.

possíveis citadas para redução de custos no processamento de matérias- os processos em operação no primeiro regime colabora com as duas formas diferentes regimes: moderado e severo<sup>2</sup>. Fornecer possibilidades para manter das falhas mecânicas por desgaste. O desgaste abrasivo pode existir sob dois considerada a mais severa, e, segundo EYRE<sup>1</sup>, corresponde a cerca de 50% dos mesmos. A abrasão, entre todas as formas possíveis de desgaste, é reposições de componentes ou reduzindo tempos de parada para manutenção onerosa possível, buscando a redução de custos, seja minimizando as departamentos de manutenção, é conviver com o problema da forma menos A preocupação dessas indústrias, em específico dos seus

resíduos.

etapas de corte, trituração, cominuição, transporte e mistura de sólidos e pois durante o processamento de matérias-primas estão sempre envolvidas; primas, podendo-se citar: agricultura, mineração, construção civil e siderurgia; O desgaste abrasivo é um fenômeno inerente em indústrias de matérias-

## 1.1. Importância do tema

# 1. INTRODUÇÃO

A revisão bibliográfica é constituída de 3 partes. A primeira trata das classificações de desgaste abrasivo e dos micromecanismos envolvidos que

Esta Dissertação é estruturada da seguinte forma: revisão bibliográfica, materiais e métodos, resultados, discussão dos resultados e conclusões.

## 1.2. Conteúdo

errôneas. possível, pois sem isto, usuários ficam extremamente sujeitos a análises necessitam de antemão da determinação do final deste regime, caso seja de taxas de desgaste obtidas a partir de ensaios laboratoriais e sistemas reais, componentes sujeitos ao desgaste. Além disso, as correlações entre resultados esclarece de sobremaneira uma parte da análise sobre a vida útil de mesmo são escassos. O estudo das interações existentes durante este período transiente é denominado por "running-in"<sup>6</sup>, e estudos detalhados sobre o tempo passam de um regime transiente para estacionário. Este regime Durante o fenómeno de desgaste, as perdas de massa em função do

em tribologia<sup>8</sup>. matemático de modelos tem sido meta constante entre os centros de pesquisa componentes e peças sujeitas à abrasão. Com isto, o desenvolvimento Infelizmente, não há ainda um consenso na previsão da vida útil de com finalidade de assegurar uma maior eficiência das manutenções preditivas. determinado componente, empregando, por exemplo, um modelo matemático, maior caso seja possível se fazer uma previsão do tempo de vida útil de um processamento dos mesmos<sup>6,7</sup>. Esta redução de custos poderia ainda ser

Como objetivos secundários pretende-se avaliar diferentes condições de ensaio, obtidas com diferentes granulometrias de alimentação de granito e aberturas entre mandíbulas; objetiva-se ainda determinar os mecanismos envolvidos no desgaste das mandíbulas e a relação do encruamento superficial e subsuperficial do aço utilizado com as taxas de desgaste.

Esta Dissertação tem como objetivo principal estudar o regime transitente de desgaste abrasivo, utilizando ensaio de britador de mandíbulas. Para tanto, o par tribológico escolhido foi um aço fundido e temperado, largamente utilizado em movimentação de minérios, e granito como abrasivo.

### 1.3. Objetivos

O item seguinte versa sobre a influência de variáveis em tribossistemas com desgaste abrasivo. Os tópicos foram descritos sob a seguinte forma: efeito da variável na taxa de desgaste; explicações fenomenológicas para tal comportamento e relação da variável com modelos. As variáveis abordadas foram separadas com relação aos tipos de modelos: aquelas inicialmente incorporadas aos modelos que seguem a formulação de Archard, e outras que foram incluídas em modelos mais recentes. Por fim, foram revisados os principais ensaios de desgaste abrasivo, discutido seus méritos e suas limitações, e em especial, o ensaio de britador de mandíbulas.

geram perda de massa. A ênfase dada é no sentido de procurar uma linguagem comum, tema que vem sendo discutido com frequência na área da tribologia.

Uma classificação posterior do desgaste abrasivo a *três corpos* do tipo *aberto* leva em conta o nível de tensões a que as superfícies estão submetidas<sup>12</sup>. Quando as partículas abrasivas não são tratadas durante o processo, o desgaste é de *baixas tensões*, caracterizado pelo baixo riscamento da superfície; contrariamente ao que ocorre no desgaste sob *altas tensões*, onde as partículas abrasivas são tratadas e a superfície apresenta um riscamento mais intenso. A denominação *goivadura* é um caso particular de

influência uma sobre a outra.

ambas superfícies, e as propriedades mecânicas das mesmas possuem nítida denominados *fechado* refere-se ao caso onde o desgaste é associado com uma superfície não influenciam o desgaste da outra. Em contrapartida, o tipo uma superfície é solicitada quanto ao desgaste, ou quando as propriedades de (restrito). O tipo denominado *aberto* está associado aos casos onde somente externo, o desgaste abrasivo é classificado em *aberto* (livre) ou *fechado* abrasão a *dois corpos* e a *três corpos*. Quanto ao tipo de contato com o meio: Os tipos de contato são divididos, tradicionalmente, em duas categorias: abrasivo e a superfície do sólido, bem como ao contato com o meio externo<sup>11</sup>. O desgaste abrasivo é classificado quanto ao tipo de contato entre o

que são forçadas contra uma superfície e se movem ao longo da mesma.

A norma ASTM G40-92<sup>10</sup> define o desgaste abrasivo como sendo a perda de massa resultante da interação entre partículas ou asperezas duras

## 2.1. Definições e classificação

## 2. DESGASTE ABRASIVO

abrasão sob *altas tensões*, onde abrasivos grosseiros como rochas causam profundos sulcos no material, retirando da superfície grandes cavacos. A ação de goivadura pode estar associada com altas velocidades de impacto, como no caso de martelos e barras em pulverizadores, ou com velocidades intermediárias ou baixas, como no caso de britadores giratórios e de mandíbulas. Deve-se lembrar que esta sistemática de classificação que leva em conta os esforços sobre a partícula abrasiva precisa ser revisada, em função de outros tribossistemas onde o abrasivo não é triturado, mas há um desgaste inerente do corpo.

A Figura 2.1 mostra exemplos de tribossistemas de abrasão, segundo a classificação que foi descrita.

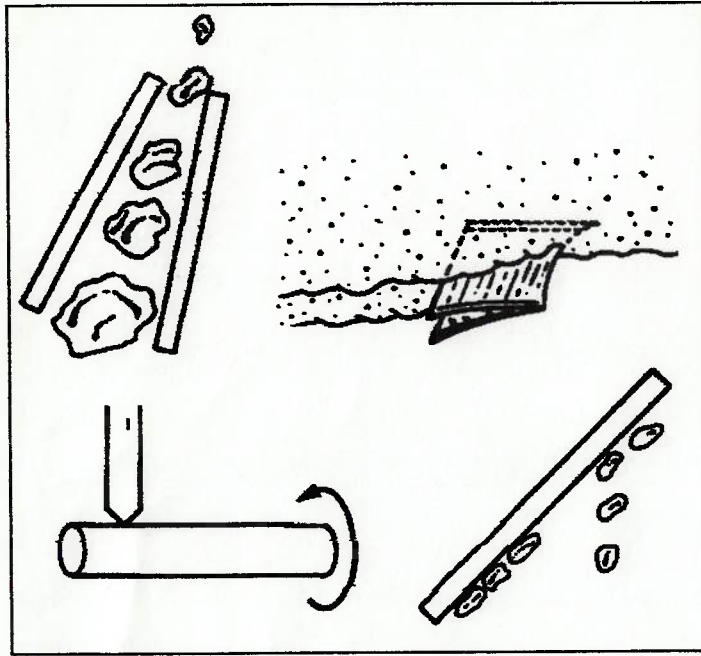


Figura 2.1 – Exemplos de tribossistemas abrasivos”

## 2.2. Mecanismos

Segundo HUTCHINGS<sup>13</sup>, os mecanismos de desgaste abrasivo podem ser classificados em dois tipos: os que são controlados por deformação plástica e aqueles controlados por fratura frágil.

Em materiais dúcteis, os micromecanismos de sulcamento, formação de proa e corte são observados. O sulcamento é o processo de deslocamento de material do sulco formado pela penetração do abrasivo para as bordas laterais. Este mecanismo não implica em perda de massa. Se ocorrerem contatos posteriores entre abrasivos e a superfície encruada, o mecanismo que resulta na perda de massa é denominado fadiga, ou seja, um acúmulo sucessivo de danos na superfície de desgaste, até que estes atinjam um valor crítico suficiente para a formação de cavacos.

Há evidências de que a característica das superfícies neste caso possui similaridade à observada no desgaste por *delaminação*<sup>14</sup>, em que o desgaste ocorre por uma combinação de efeitos de fadiga subsuperficial, nucleação e propagação de trincas. A associação da fadiga com o mecanismo de perda de massa é mais comum com a configuração a *três corpos*.

O micromecanismo de corte é a mais efetiva forma de remoção de material em um processo abrasivo associado com deformação plástica. A partícula abrasiva atua como uma ferramenta de corte e o material é removido sob a forma de cavacos. Posteriormente, se analisarem os diversos fatores que influem para uma determinada "eficiência de corte".



A formação de proa está associada com um deslocamento de material na frente da partícula abrasiva, juntamente com o deslocamento lateral para as bordas do sulco. Como mecanismo de perda de massa, pode-se afirmar que é uma forma branda de desgaste abrasivo e possui características intermediárias entre os micromecanismos de corte e sulcamento. A Figura 2.2 ilustra os micromecanismos de abrasão controlados por deformação plástica, em ensaio de riscamento linear acompanhado de microscopia eletrônica de varredura.<sup>15</sup>

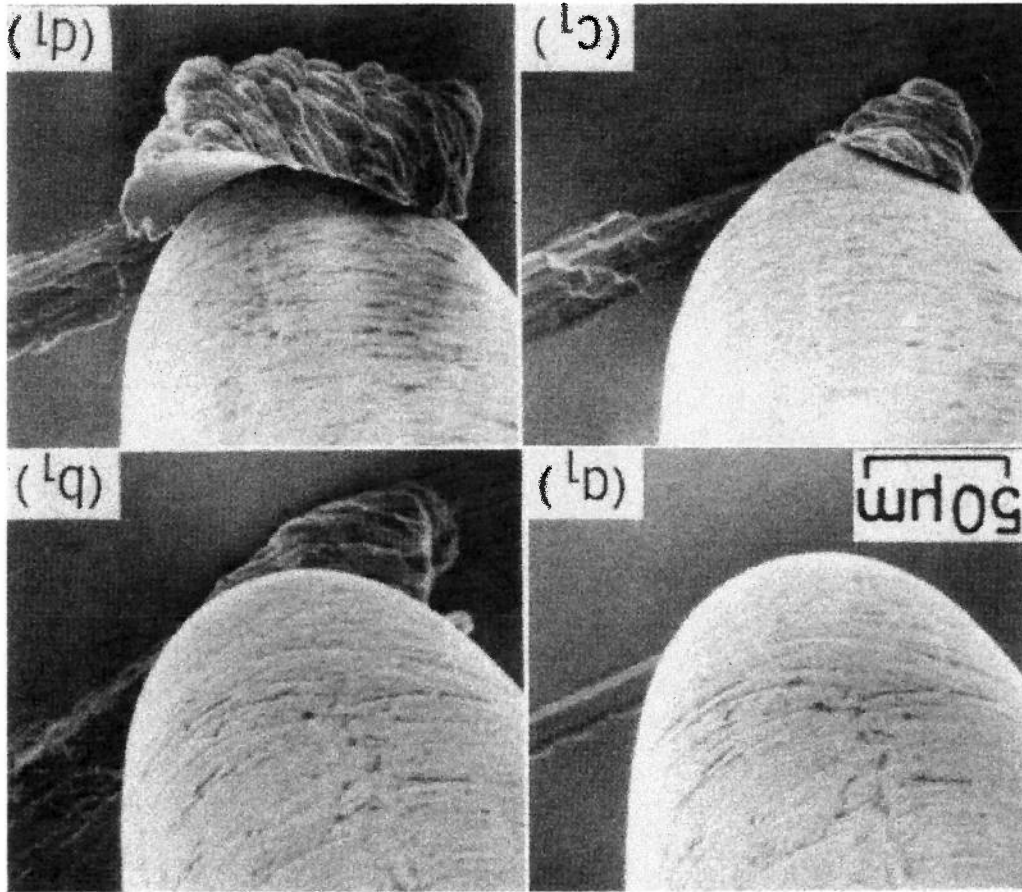


Figura 2.2– Fotos em microscopia eletrônica de varredura mostrando micromecanismos de abrasão controlados por deformação plástica: a1) microssulcamento; b1) e c1) formação de proa e d1) microcorte.<sup>15</sup>

Em materiais frágeis há um micromecanismo de falha adicional aos

controlados por deformação plástica, denominado microtrinçamento. Este micromecanismo é predominante quando as forças aplicadas pelo abrasivo excedem a tenacidade à fratura do material. De forma mais completa, pode-se dizer que a fratura frágil é efetiva quando a profundidade do sulco ultrapassa uma profundidade crítica, que é proporcional a razão  $(Kc/H)^2$ , parâmetro que possui dimensões de comprimento<sup>16</sup>.

Há evidências de que há um certo nível de deformação plástica em materiais ou em fases frágeis durante a abrasão. Esta plasticidade tem sido atribuída a inibição da fratura pela componente de pressão hidrostática associada ao contato mecânico entre abrasivo e superfície do corpo, e uma considerável redução do limite de escoamento pelo aumento da temperatura da zona plástica<sup>16</sup>.

ZUM GAHR<sup>17</sup> resumiu em 3 as possíveis formas de geração e propagação de trincas durante o contato entre partículas abrasivas e corpo:

a) a microtrinca é gerada através do contato direto do abrasivo com uma fase frágil;

b) a microtrinca é gerada ao redor de uma fase frágil devido a um campo de tensões elásticas de longo alcance;

c) a microtrinca é gerada e se propaga através de uma matriz dúctil.

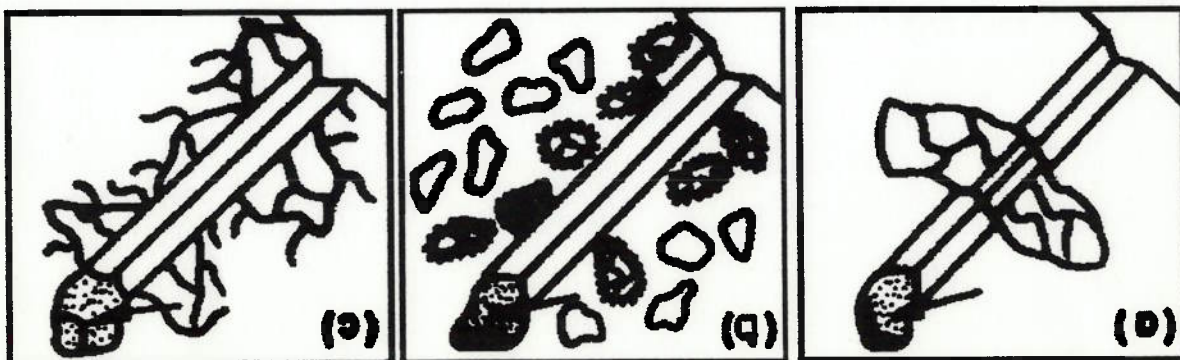


Figura 2.3- Possibilidades de geração e propagação de uma microtrinca a partir do contato entre partícula abrasiva e material<sup>17</sup>.

### 2.3. Transição Entre Micromecanismos

Visto a importância da identificação dos micromecanismos operantes, pois a ocorrência de corte ou trincamento leva a maiores taxas de desgaste, alguns autores propuseram formas de prever quando um micromecanismo deixa de ser predominante, e outro passa a ocorrer com maior frequência, em função de variáveis do tribossistema e/ou de propriedades dos materiais.

KATO; HOKKIRIGAWA<sup>18</sup> introduziram um parâmetro adimensional,  $D_p$ , nível de penetração, para correlacionar a profundidade de indentação com propriedades macroscópicas - carga aplicada, dureza do material e tamanho da partícula abrasiva. O nível de penetração é definido por:

$$D_p = \left(\frac{a}{x}\right) = R \left(\frac{\pi H}{2L}\right)^{1/2} - \left(\frac{\pi H R^2}{2L} - 1\right)^{1/2}$$

Equação 2.1

onde,

$L$  = carga aplicada,

$H$  = dureza,

$a$  = raio de contato,

$x$  = profundidade de indentação e;

$R$  = raio da partícula abrasiva (penetrador).

As variáveis necessárias para a definição do parâmetro  $D_p$  são

mostradas na Figura 2.4.

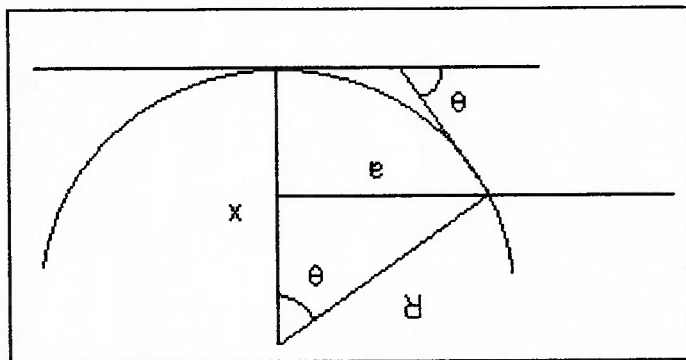


Figura 2.4- Parâmetros para definição do nível de penetração<sup>18</sup>.

A transição entre os micromecanismos controlados por deformação

plástica – corte, sulcamento e formação de proa - em função da dureza, ocorre

em determinados valores de níveis de penetração, como pode ser visto

na Figura 2.5<sup>19</sup>.

Da mesma forma que o parâmetro proposto por KATO; HOKKIRIGAWA<sup>18</sup> para os micromecanismos controlados por deformação plástica, HOKKIRIGAWA<sup>20</sup>, após ensaios de riscamento em diversos materiais cerâmicos – Si<sub>3</sub>N<sub>4</sub>, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, SiC, TiO<sub>2</sub>, ZrO<sub>2</sub> - acompanhados com microscopia

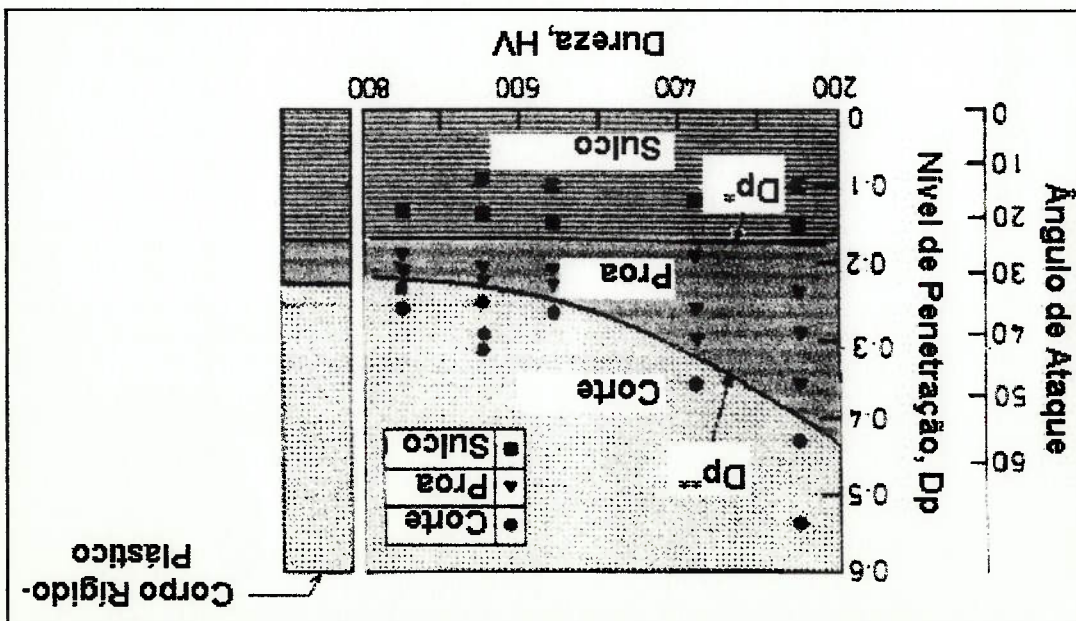
encurramento do material.

isto significa, em outras palavras, que para o mecanismo de corte se tornar preponderante, é necessário uma menor penetração, ou um menor gasto de energia. Esta variação de Dp com a dureza é atribuída pelos autores ao

região possível para ocorrência de corte se amplia com a elevação da dureza. entre formação de proa e corte, decresce com o aumento da dureza. Logo, a independe da dureza. Por sua vez, o valor Dp\*\*, que corresponde à transição corresponde a transição entre os regimes de sulcamento e formação de proa, e de transição entre micromecanismos, Dp\* e Dp\*\*. O valor Dp\* - 0,17 - Com base na Figura 2.5, é possível verificar dois valores característicos

controlados por deformação plástica<sup>19</sup>.

Figura 2.5- Mapa dos micromecanismos de desgaste abrasivo



eletrônica de varredura, propôs dois parâmetros para determinar a transição de micromecanismos controlados por fratura frágil, apresentados nas equações

2.2 e 2.3.

$$D_T = \frac{P_{max} R_{max}^{1/2}}{K_{IC}}$$

onde,

$P_{max}$  = pressão máxima de contato;

$R_{max}$  = rugosidade máxima e;

$K_{IC}$  = tenacidade à fratura (modo I)

$$D_T^* = \frac{H \cdot R_{max}^{1/2}}{K_{IC}}$$

Equação 2.3

Os micromecanismos de fratura frágil observados por HOKKIRIGAWA<sup>20</sup>

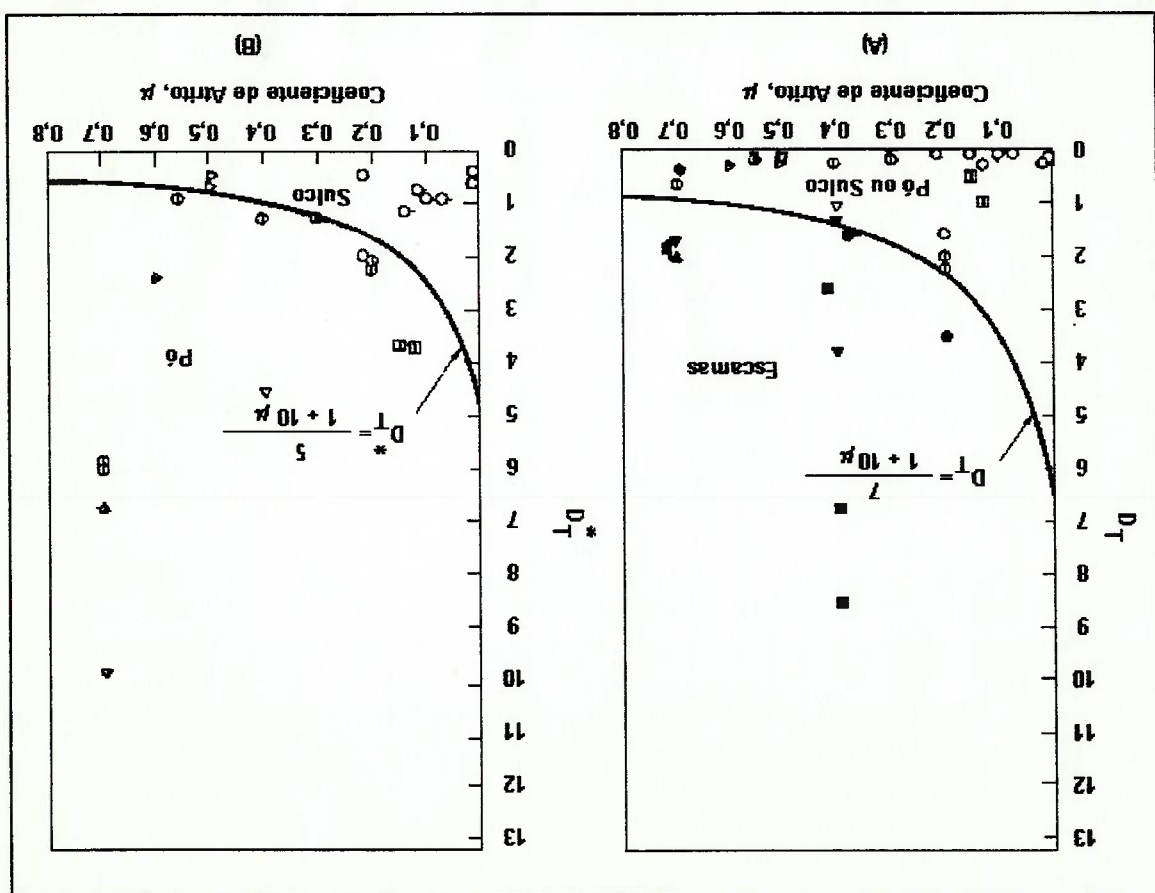
foram microsulcamento, que não implica em perda de massa e o material ainda está sob regime de deformação plástica; e duas formas de arrancamento de material por microtrincamento: pós e escamas.

O parâmetro adimensional  $D_T$  determina se o material será removido na forma de escamas, caso seu valor seja maior ou igual a  $(7/1+10\mu)$ . Caso  $D_T$  seja menor que este valor crítico, o parâmetro  $D_T^*$  deve ser aplicado, para definir se o material será removido sob forma de pós, se  $D_T^*$  for maior ou igual a  $(5/1+10\mu)$ , ou será apenas sulcado, se menor que  $(5/1+10\mu)$ . A Figura 2.6 mostra a transição de micromecanismos em função do coeficiente de atrito  $\mu$ .

condição.

Da mesma forma que a análise feita para a Figura 2.5 em relação à dureza, a Figura 2.6 mostra que quanto maior o coeficiente de atrito, maior será a possibilidade de ocorrência do mecanismo de microtrinçamento, sendo necessário um menor gasto de energia para arrancar material sob esta

Figura 2.6 - Mapas dos micromecanismos de desgaste abrasivo controlados por fratura frágil. (A) Em função do parâmetro  $D_T$ . (B) Em função do parâmetro  $D_T^{*20}$ .



### 3. VARIÁVEIS QUE AFETAM O DESGASTE ABRASIVO

#### 3.1. Modelos matemáticos clássicos

A grande maioria dos modelos matemáticos para previsão da taxa de desgaste abrasivo, quando este é controlado por deformação plástica, e em alguns casos pela fratura frágil, apresentam como ponto de partida a equação de ARCHARD<sup>21</sup>, originariamente desenvolvida para desgaste por deslizamento:

$$W = K \frac{H}{L}$$

onde,

W = taxa de desgaste: perda volumétrica por distância percorrida (mm<sup>3</sup>/mm)

L = carga aplicada (kgf);

H = dureza inicial do material (kgf/mm<sup>2</sup>); e;

K = coeficiente de desgaste.

Os modelos de RABINOWICZ (1961)<sup>22</sup> e MULHEARN;

SAMUELS(1962)<sup>23</sup> adaptaram a Equação 3.1 para sistemas abrasivos, a partir do conceito de que o coeficiente de desgaste correspondia à ação da partícula abrasiva.

O modelo de RABINOWICZ considerou que todo material sulcado é removido como cavacos, ou seja, somente há mecanismo de microcorte. O modelo idealizou as partículas abrasivas em forma cônica, com um ângulo de ataque característico:

$$W = \frac{\pi}{L} \frac{H}{\text{tg}\theta}$$

#### Equação 3.2



MULHEARN; SAMUELS<sup>23</sup>, na tentativa de aprimorar o modelo de RABINOWICZ, introduziram o conceito de ângulo de ataque crítico, a partir do qual a partícula abrasiva seria apta a operar o mecanismo de microcorte. Assim, ao coeficiente de desgaste foi incorporado mais um conceito, a fração de partículas que possuem ângulo de ataque acima do ângulo crítico, parâmetro denominado K2. O modelo corresponde à Equação 3.4:

da partícula.

Este modelo possibilita uma descrição mais abrangente da ação abrasiva em relação ao de RABINOWICZ<sup>22</sup>, uma vez que, além do ângulo de ataque, considera os fatores  $w$  e  $R$ , que representam a influência do tamanho

$R$  = raio da partícula abrasiva.

$w$  = largura do sulco formado e;

onde,

$$K1 = \frac{\pi}{2 \cdot \text{tg}\theta} \left[ 1 - \frac{4 \cdot (\text{tg}\theta - \theta) \left(\frac{R}{w}\right)^{-2}}{\text{tg}\theta} \right]$$

Equação 3.3

SUH e colaboradores<sup>24</sup> propuseram uma nova equação para o fator geométrico K1, considerando que a melhor aproximação para as partículas abrasivas é a forma cônica com ponta esférica. O ângulo de ataque passa a influenciar a taxa de desgaste a partir de uma condição específica,  $w \geq 2R \cdot \text{sen}\theta$ .

cônica, assumida por RABINOWICZ, e será aqui denominada por K1.

A parcela  $\text{tg}\theta/\pi$  corresponde a geometria do abrasivo, em específico a

$\theta$  = ângulo de ataque do abrasivo.

onde,

$$W = K1 \cdot K2 \cdot \frac{H}{L}$$

onde,

K1 = fator geométrico e;

K2 = tração de partículas de um determinado meio abrasivo com ângulo de ataque maior que o ângulo crítico ( $0 \leq K2 \leq 1$ ).

Para a determinação de K2, faz-se necessário o conhecimento dos

seguintes parâmetros:

1. a distribuição dos ângulos de ataque das partículas do meio abrasivo, como mostra de forma esquemática a Figura 3.1;

2. o ângulo crítico de ataque,  $\theta_c$ .

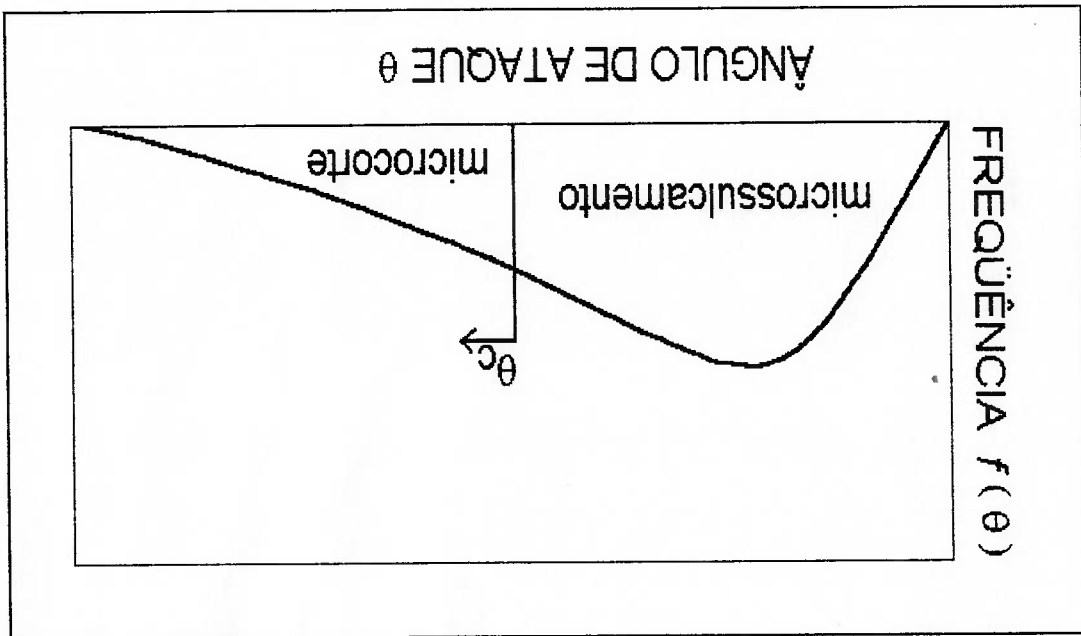


Figura 3.1 - Diagrama esquemático de distribuição de frequência de frequência de ataque de partículas aptas para o

microcorte<sup>23</sup>.

Com base na curva da Figura 3.1, K2 é avaliado conforme as relações:

$$\int_{\pi}^0 f(\theta) d\theta = 1$$

Equação 3.5

onde,

$$K2 = \int_{\pi}^{\theta_c} f(\theta) d\theta$$

Equação 3.6

$f(\theta)$  = frequência de ângulo de ataque;

$\theta_c$  = ângulo de ataque crítico, a partir do qual passa a ocorrer microcorte.

Com este modelo, o micromecanismo de sulcamento é incorporado, pois abrasivos podem estar em contato com o corpo com ângulos menores do que o crítico. O ângulo de ataque crítico é uma propriedade do tribossistema, pois depende de propriedades do material, como a razão módulo de elasticidade/tensão de escoamento<sup>25</sup> e coeficiente de encurtamento<sup>26</sup>.

As modificações propostas por RABINOWICZ e por MULHEARN; SAMUELS não foram suficientes tal que incorporassem o efeito de variáveis do material, em especial propriedades plásticas, no caso de metais, nos micromecanismos de desgaste abrasivo. BUTTERY; ARCHARD<sup>27</sup> propuseram para tanto que o coeficiente de desgaste fosse composto por mais uma parcela, que contemplasse essa resposta do material, tornando-se:

$$K = 0,5.K1.K2.K3$$

Equação 3.7

O parâmetro K3 foi definido como a relação entre o volume de sulco formado e o volume de material deslocado para as bordas do material. A Figura 3.2 mostra um esquema utilizado para esta definição.

O fator  $m$  define a "geometria" do perfil, possui valores característicos entre 1 e 4 e depende da capacidade de encruamento do material, como será visto posteriormente no item 3.1.1.

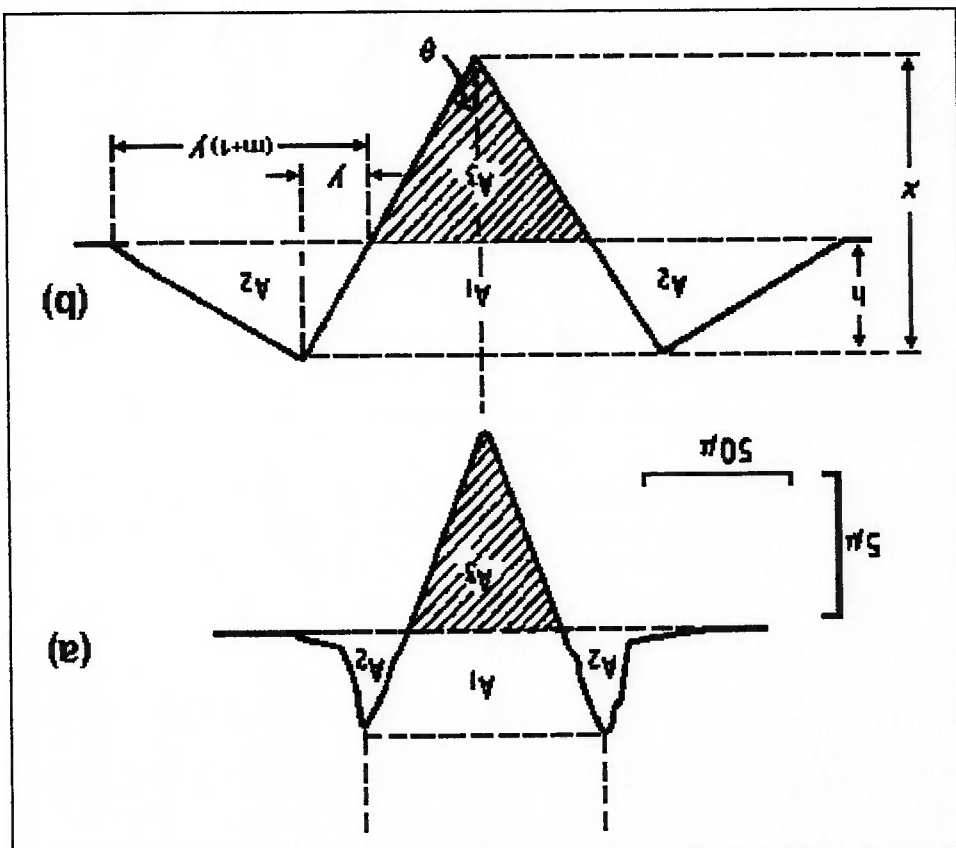
Equação 3.9 
$$2. K3 = \frac{A3 - A2}{1 - 2p - mp^2} = \frac{A3}{(1-p)^2}$$

Equação 3.8 
$$1. \text{Severidade do perfil} = p = h/x$$

A seguir listam-se as definições decorrentes da Figura 3.2:

perfil real; b) perfil esquemático.

Figura 3.2- Variáveis necessárias para definição do parâmetro  $K3^2$ . A)



Como foi discutido no item anterior, o coeficiente de desgaste mereceu grande atenção no desenvolvimento de modelos matemáticos para abrasão. Talvez a maior discussão seja como definir este fator considerando a resposta do material à solicitação de desgaste, ou seja, como explicitar  $K$  considerando propriedades mecânicas, elásticas e plásticas. A seguir, discutir-se-á como

### **3.1.1. Coeficiente de desgaste $K$**

taxas de desgaste não são suficientemente precisas. porque as equações se tornam complexas, e mesmo assim as previsões para feitas por SUNDARAJAN, o seu modelo necessita de outras simplificações, ocorrência do deslocamento mecânico. Embora essas premissas tenham sido absorvida pelo material, e não simplesmente como energia necessária para de um balanço energético global entre energia fornecida ao sistema, e a 3) Além disso, a perda volumétrica de material deve ser equacionada na forma

desprezado na formulação de ARCHARD:

dos materiais que considera a parcela térmica envolvida no processo, o que foi de adotar uma equação constitutiva para descrição do comportamento plástico SUNDARAJAN<sup>29</sup>, não referenciou a Equação 3.1 como básica, em função 2) Apenas um modelo encontrado na revisão da literatura, desenvolvido por

evolução neste sentido:

1) Um grande número de trabalhos sobre modelagem matemática foram publicados na década de 80 e, desde então, pouco se contribuiu para a

colaboradores<sup>28</sup> mostra que:

Como considerações finais sobre modelos, o trabalho de PINTAÚDE e

outros pesquisadores definiram o parâmetro K3 introduzido por BUTTERY;

ARCHARD<sup>27</sup>.

ZUM GAHR<sup>17</sup> modelou este parâmetro assumindo que a deformação abaixo da superfície desgastada,  $\epsilon(z)$ , pode ser modelada por meio de uma equação do tipo Arrhenius, em função de resultados como os da Figura 3.30<sup>30</sup>:

$$\epsilon(z) = \epsilon(s) \cdot \exp\left(-\frac{\beta \cdot z}{x}\right)$$

onde,

z = distância abaixo da superfície de desgaste;

$\beta$  = fator que depende principalmente da capacidade de encruamento do

material ( $\geq 1$ ).

x = profundidade de penetração do abrasivo.

Este autor, com base na Equação 3.10 e seguindo a hipótese de que os cavacos são formados a partir de uma deformação crítica abaixo da superfície, chegou a seguinte expressão para K3:

$$K3 = 1 - \exp\left\{-\frac{\beta}{2} \ln\left(\frac{\epsilon_{lim}}{\epsilon_s}\right)\right\}$$

onde,

$\epsilon_{lim}$  = deformação plástica crítica, obtida a partir da máxima deformação em

ensaio de laminação a frio e;

$\epsilon_s$  = deformação plástica na superfície, obtida após ensaio de abrasão.

Equação 3.11

A Equação 3.11 permite inferir que tanto a ductilidade como o encruamento do material possuem relação com a eficiência ao corte. Porém, há uma divergência de opiniões na literatura, no sentido de eleger, ora a

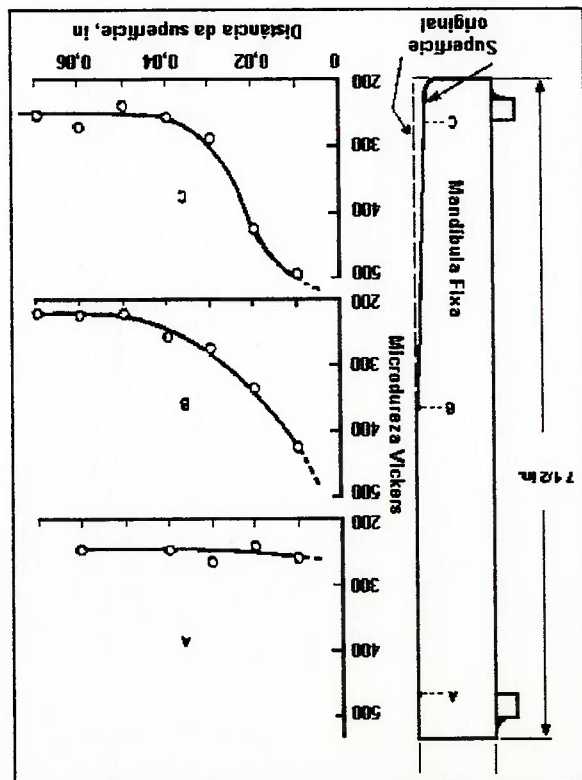
$$\beta = \left( \frac{H}{H_s} \right)^{1/3}$$

Equação 3.12

O fator  $\beta$  que aparece na Equação 3.10 é o parâmetro que determina como a deformação diminui com a profundidade. Após ter sido determinado experimentalmente com base no fenômeno de recristalização,  $\beta$  foi correlacionado com a dureza superficial após a abrasão ( $H_s$ ), e com a dureza inicial ( $H$ ),

manganes<sup>30</sup>.

Figura 3.3 – Perfis de microdureza subsuperficial ao longo de diferentes seções transversais, após ensaios em britadores de mandíbulas de aços



ductibilidade, ora o encruamento, como propriedade que determina a eficiência do micromecanismo de corte.

Neste sentido, SUH e colaboradores<sup>24</sup> acreditam que a ductibilidade cumpre um papel fundamental, com base na relação apresentada entre o coeficiente de desgaste e a ductibilidade, visto na Figura 3.4.

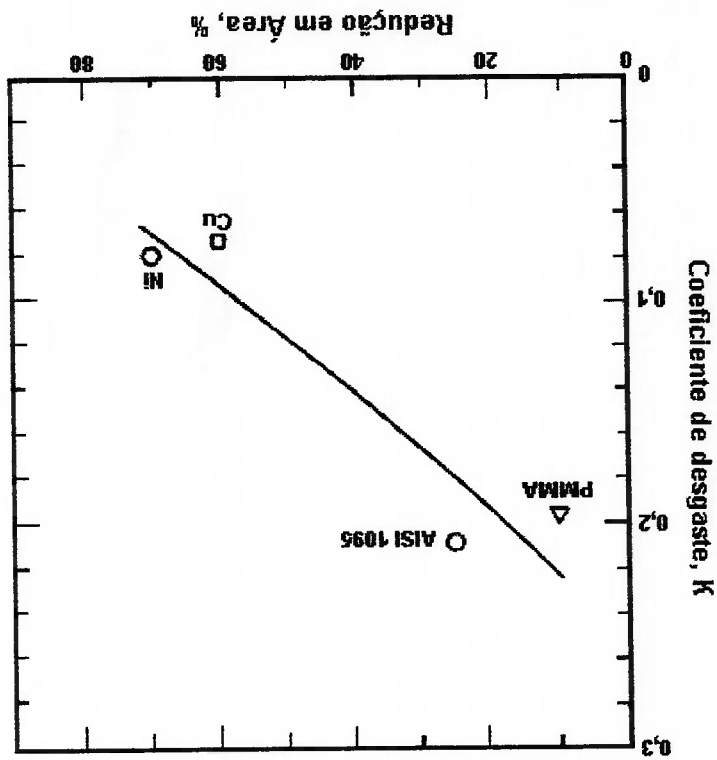


Figura 3.4 – Relação entre redução de área do material na ruptura em ensaios de tração e coeficiente de desgaste  $K^{24}$ .

Por outro lado, BALL<sup>31</sup>, ao montar um guia para seleção de materiais resistentes ao desgaste, indicou materiais com maiores coeficientes de encruamento como mais adequados.

LARSEN-BASSE<sup>32</sup> apresentou um modelo que segue as considerações de BALL, como mostra a equação 3.13:



$$W^1 = K H_s^n e^n$$

**Equação 3.13**

onde,

$W^1$  = resistência ao desgaste abrasivo e;  $H_s$  = dureza superficial, após

abrasão,

$H_s$  = dureza superficial, após abrasão,

$n$  = coeficiente de encruamento do material, obtido a partir da relação entre

tensão e deformação verdadeiras,  $\sigma = C\epsilon^n$

O expoente de encruamento possui forte dependência com parâmetros

microestruturais. Por exemplo, em materiais CFC,  $n$  pode variar de 2 a 3 vezes

com a adição de elementos de liga, no qual alteram a energia de defeito de

empilhamento.

Entretanto, existem argumentos desfavoráveis para o uso do coeficiente

de encruamento, obtido por ensaios de tração, como parâmetro para avaliação

do desgaste, como por exemplo:

1. assume-se que todos os metais e ligas podem se adequar perfeitamente à curva tensão - deformação descrita na forma potencial;

2. prediz-se que a resistência à abrasão para metais puros CFC, com  $n \approx 0,5$ ;

deveria ser 20% maior do que para metais com  $n \approx 0,1$ , tendo ambos iguais

durezas, quando experimentalmente foi verificado que isso não ocorre<sup>33</sup>;

3. a deformação e a taxa de deformação atingidas no processo abrasivo

ultrapassam em muito as observadas em ensaios de tração;

4. há uma componente compressiva no processo abrasivo que modifica o estado de tensões considerado na partícula abrasiva; e

5. o valor do coeficiente de encruamento depende da história prévia de tensão - deformação.

GARRISON<sup>34</sup> considerou como uma das fontes possíveis de erro de

modelos matemáticos em abrasão por deformação plástica o desprezo da influência do coeficiente de encruamento na morfologia da superfície, o que implica em mais ou menos remoção de material. A Figura 3.5 ilustra como este coeficiente determina a severidade do sulco, definida na Figura 3.2, alterando o fator m.

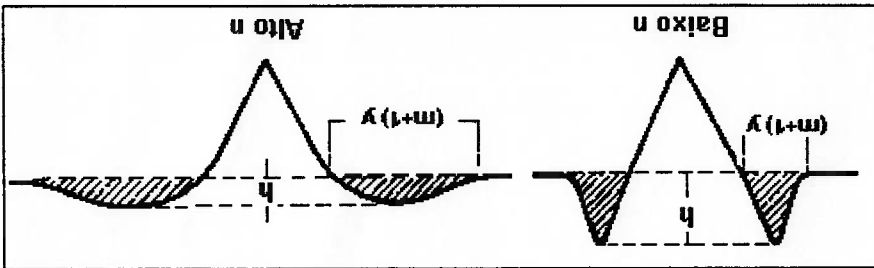


Figura 3.5— Influência do coeficiente de encruamento na morfologia de superfície, após penetração de partícula abrasiva.<sup>34</sup>

Há modelos que descrevem o módulo de elasticidade como parâmetro principal para descrever a resposta do material à solitação de desgaste. SPURR; NEWCOMB, citados por FINKIN<sup>35</sup>, formularam um modelo no qual o módulo de elasticidade é o parâmetro que define a resistência à abrasão, ao invés da dureza:

$$W = K \frac{L}{E}$$

Quando o material é sollicitado por meio de um micromecanismo de fratura frágil, a tenacidade passa a desempenhar um papel importante, como visto anteriormente no Item 2.3. De forma semelhante às propriedades plásticas, esta é incorporada aos modelos por meio do coeficiente de desgaste. HORBOGEN<sup>36</sup> apresentou um modelo para o coeficiente K para o qual a equação de ARCHARD se reduziria a uma equação simplificada de um modelo mais genérico, no qual considera o micromecanismo de fratura frágil e a tenacidade como variável determinante na taxa de desgaste.

**Equação 3.16**  $K' = 3,3 \cdot \text{tg}\theta$

A constante K' foi definida como um "moderador" da influência da dureza. TORRANCE definiu o seu valor em torno de 10. WANG; WANG<sup>37</sup> apresentaram o mesmo modelo em 1987, modificando para abrasão a três corpos, por meio de variáveis fenomenológicas, detalhando da constante K' da equação 3.15 em termos do ângulo de ataque da partícula abrasiva, dada por:

**Equação 3.15** 
$$W = \frac{\pi}{\text{tg}\theta} \frac{H}{\text{AL} \left( 1 + \frac{E}{K'H} \right)}$$

Em 1980, TORRANCE<sup>36</sup> apresentou um modelo baseado na recuperação elástica existente após o contato com um penetrador cônico, conforme descrito na equação abaixo:

E = módulo de elasticidade do material.

onde,

partículas abrasivas com cargas baixas na abrasão a três corpos. Ser atribuído ao baixo nível de restrição de movimento experimentado pelas configurações a dois corpos a taxa é sempre proporcional à mesma. Isto pode desgastar não aumenta de forma linear para pequenas cargas, enquanto que na apresentada na Figura 3.6, mostram que na abrasão a três corpos a taxa de variável na taxa de desgaste abrasivo. Resultados de MISRA; FINNIE<sup>39</sup>, O tipo de configuração parece ter importância quanto à avaliação desta isto não implique em alterações no micromecanismo de desgaste.

linear com a carga aplicada, efeito verificado na maioria das vezes, desde que Segundo a equação de ARCHARD, a taxa de desgaste possui relação

### 3.1.2. Carga Aplicada

coeficiente de encruamento e módulo de elasticidade. discutidos anteriormente nas equações 3.11, 3.13 e 3.15, como partir de considerações de mecânica de fratura, incorpora os parâmetros É interessante observar que o coeficiente de desgaste K modelado a

$$\epsilon_s = \epsilon_{lim} \cdot$$

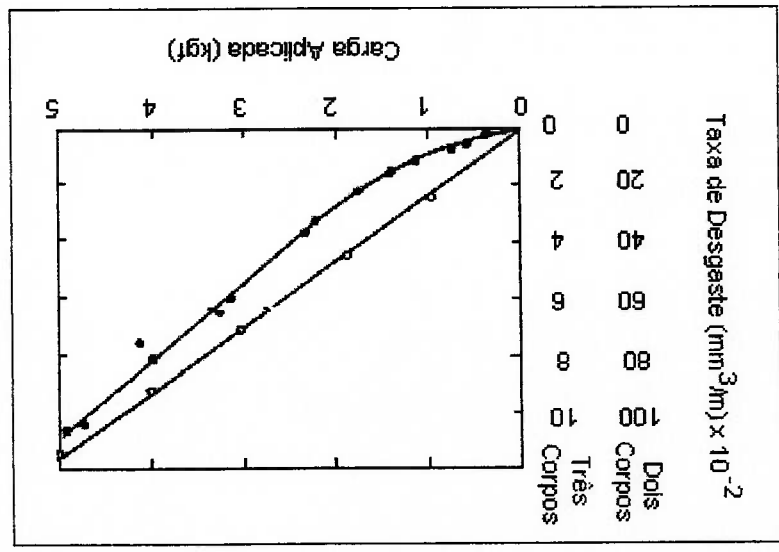
A; B = constantes determinadas experimentalmente a partir da condição

onde,

$$K = K_0 \cdot \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{lim}} = \frac{A L_1^{\frac{1}{2}} n^2 E \cdot \sigma_y}{B H_2^{\frac{1}{2}} K_{IC}^2}$$

Equação 3.17

**Figura 3.6 – Efeito da carga aplicada na taxa de desgaste abrasivo do aço AISI1020. Ensaio: três corpos: coluna carregada; dois corpos: pino contra lixa. Abrasivo: SiC, 250  $\mu\text{m}$ <sup>39</sup>.**



LARSEN-BASSE; PREMARATNE<sup>40</sup> em ensaio de abrasão a três corpos, similar ao ensaio roda de borracha, porém, utilizando aço AISI 1020 como contra-corpo, verificaram uma transição com a carga de 4,5 N (para uma área de 3,24  $\text{mm}^2$ ) para o aço ASTM A485 (1% C, 1% Cr), atribuindo esta transição a mudança no micromecanismo, de microfadiga para microcorte. Esta transição não foi observada para os demais materiais.

Para pequenas cargas, como verificado também por MISRA; FINNIE<sup>39</sup>, a taxa de desgaste não varia linearmente com a carga aplicada, como pode ser visto na Figura 3.7.

Os estudos realizados por KHRUSCHOV<sup>41</sup> foram pioneiros no sentido de realizar uma abordagem científica sobre a influência da dureza na taxa de

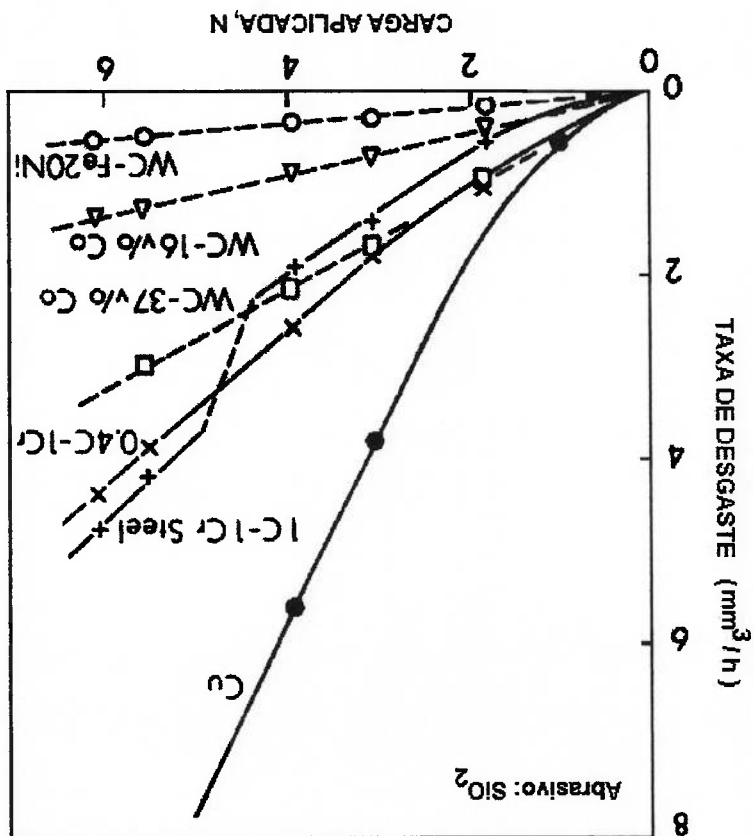
desgaste.

Relata-se que a dureza dos materiais metálicos é a principal propriedade a ser determinada para avaliar a resistência ao desgaste abrasivo. Da mesma forma que a relação entre taxa de desgaste abrasivo e carga aplicada, a análise conceitual da lei de ARCHARD<sup>21</sup> leva a crer que há uma relação linear entre dureza e taxa, desde que não ocorra mudança no micromecanismo de

### 3.1.3. Dureza

materiais ensaiados na configuração a três corpos<sup>40</sup>.

Figura 3.7 - Efeito da carga aplicada na taxa de desgaste de diversos



desgaste abrasivo. Depois de seus trabalhos, houve a consolidação de alguns conhecimentos, tornando-se básicos para compreensão do fenômeno de abrasão, como:

a) a uma dada dureza, a resistência ao desgaste de um aço tratado termicamente é menor do que a dureza equivalente de um metal puro;

b) aços com diferentes tratamentos térmicos e com mesma dureza podem não exibir a mesma resistência ao desgaste;

c) a função que relaciona dureza e resistência ao desgaste para metais puros passa pela origem, mas a relação para os aços, com uma extrapolação, intercepta o eixo das ordenadas em um valor positivo, implicando que seu comportamento não pode ser simplesmente descrito por uma equação da forma  $W^1 = C \cdot H$ , onde  $W^1$  é a resistência ao desgaste, medida pelo inverso da perda volumétrica.

Desta forma, estabeleceram duas leis empíricas, uma para metais puros e ligas recozidas, outra para ligas tratadas termicamente.

A) Metais puros e ligas recozidas:

$$W^1 = C \cdot H$$

onde,

$W^1$  = resistência relativa ao desgaste abrasivo

C = coeficiente de proporcionalidade, que se verificou ser o mesmo para metais

hexagonais e cúbicos

B) Aços tratados termicamente:

$$W^{-1} = W^{-1}_0 + C (H - H_0)$$

Equação 3.19

onde,

$W^{-1}_0$  = resistência relativa ao desgaste abrasivo do aço recozido de

composição química equivalente

$H_0$  = dureza do aço recozido

Uma tentativa de compreender melhor essa diferença de comportamento

entre metais puros e aços tratados termicamente é por meio do parâmetro K3.

As Figuras 3.8 e 3.9 mostram que com a introdução deste parâmetro, através

da sua relação com a dureza, metais puros e aços tratados termicamente

apresentam um comportamento semelhante com relação à resistência à

abrasão.

A Figura 3.8 refere-se ao parâmetro K3 definido por ZUM GAHR<sup>17</sup>

(Equação 3.10), e os materiais foram ensaiados em pino contra lixa de silix,

com uma pressão de 0,71 MPa. Por sua vez, a Figura 3.9 refere-se ao

parâmetro definido por TORRANCE<sup>36</sup> (Equação 3.15), com relação aos

resultados de MOORE<sup>42</sup>, cujos ensaios foram pino contra lixa de carvão de

silício, com uma pressão de 1 MPa.



Figura 3.9 - Relação entre resistência à abrasão de metais puros e agos tratados termicamente e ( $H_s$ /coeficiente K3) definido por TORRANCE<sup>36</sup>.

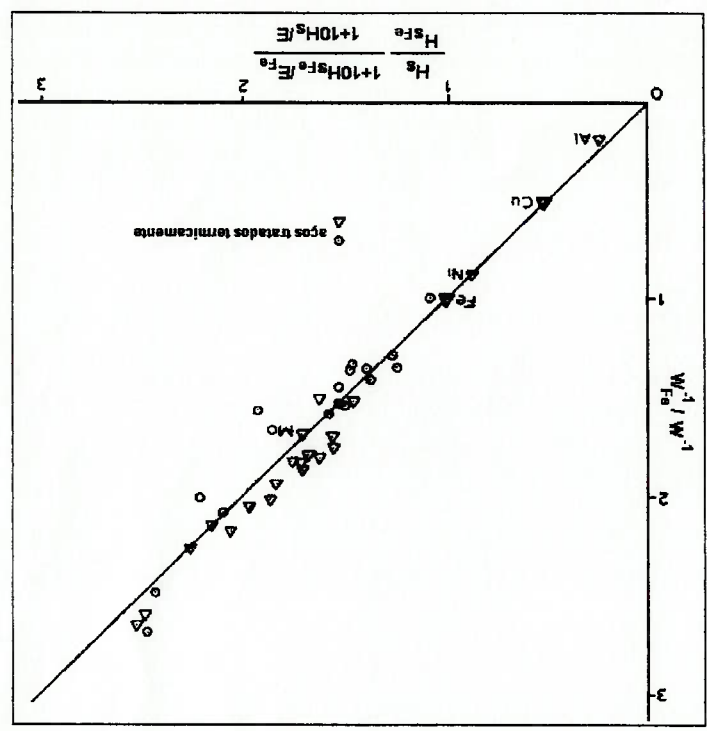
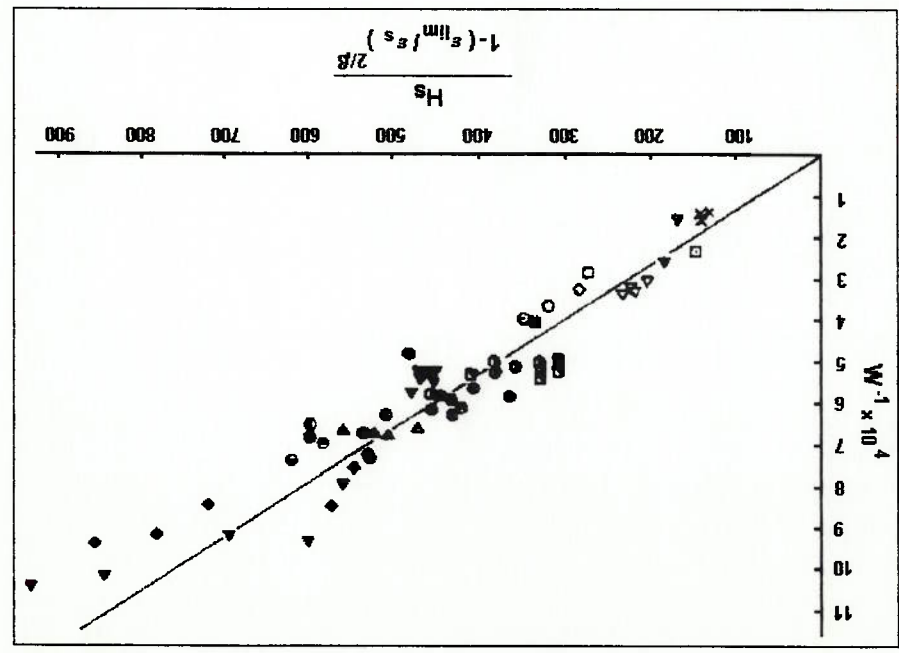


Figura 3.8 - Relação entre resistência à abrasão de metais puros e agos tratados termicamente e ( $H_s$ /coeficiente K3) definido por ZUM GAHR<sup>17</sup>.



RICHARDSON<sup>43</sup> percebeu que, com a medida de dureza realizada após o material ser ensaiado, consegue-se melhores correlações com a taxa de desgaste. Esta dureza é geralmente denominada dureza superficial. Modelos mais recentes<sup>17,29,34</sup> consideram esta dureza como medida de "resistência" ao invés da dureza medida anteriormente ao processo. TORRANCE<sup>36</sup> formulou para aços uma equação empírica que relaciona as mesmas, com base nos resultados experimentais de RICHARDSON<sup>43</sup>.

$$H_s = H + 300 + 130.\%C$$

Equação 3.20

onde,

$H_s$  = dureza da superfície, após a mesma ter sido desgastada e;

$\%C$  = teor de carbono em peso.

Por outro lado, isto levou a acreditar que fosse possível aumentar a resistência à abrasão com encruamento prévio, como por exemplo, explosão, trabalho a frio e shot-peening. Entretanto, foi verificado que este mecanismo de endurecimento não é eficaz no sentido de melhoria da resistência à abrasão, como mostram os resultados de AVERY<sup>44</sup> com aços manganes austeníticos. Isto se deve ao fato de que as deformações impostas pelo processo abrasivo são sempre maiores que as deformações a partir de um trabalho a frio.

**Tabela 3.1 – Efeito de pré-endurecimento no desgaste de aço manganes<sup>44</sup>**

Pré-Tratamento	Dureza Vickers (HV)	Fator de abrasão
Temperado em água	210	0.79
Explodido	305	0.76
	450	0.73

Observação: fator de abrasão calculado em relação a aço AISI 1020 como referência.

Um resumo da influência da dureza na resistência ao desgaste abrasivo

pode ser visto na Figura 3.10<sup>17</sup>.

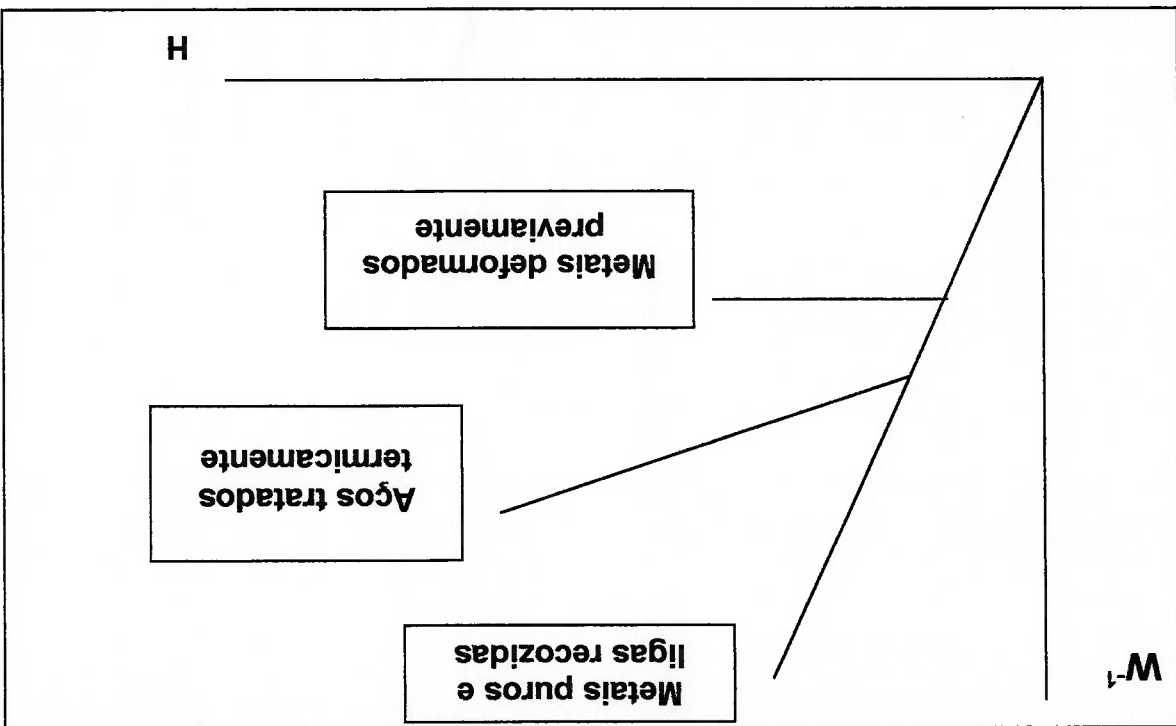


Figura 3.10 – Gráfico esquemático mostrando a variação da resistência à abrasão com a dureza<sup>17</sup>.

### 3.2. VARIÁVEIS NÃO INCORPORADAS AO MODELO BÁSICO

#### 3.2.1. Tipo de Movimento Relativo

A taxa de desgaste abrasivo na configuração a três corpos é, em geral, 1 a 2 ordens de grandeza menor que no caso a dois corpos. O principal motivo que explica esta diferença são as diversas possibilidades de movimentações relativas entre as superfícies na configuração a três corpos, o que não ocorre na configuração a dois corpos, pois as partículas abrasivas estão engastadas, com movimentação restringida.

Quando a superfície analisada (corpo) é menos dura do que a superfície oposta (contra-corpo), os abrasivos poderão penetrá-la, protegendo-a contra a ação posterior dos abrasivos ou pelo menos dissipando energia no processo de engastamento. Isto pode contribuir adicionalmente para as menores taxas de desgaste com relação à abrasão a dois corpos. Com o aumento da dureza do corpo ocorrerá um aumento na resistência ao desgaste, até esta atingir o valor de igual dureza do contra-corpo. No caso de inrustação de abrasivo no

desgaste. Além disto, no caso da abrasão a três corpos, a eventual diferença de dureza entre as duas superfícies de desgaste pode ter influência na taxa de

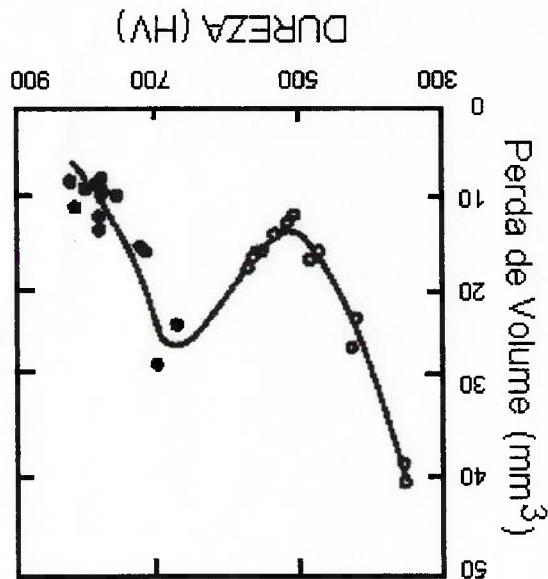
possibilitando a existência de uma região de condicionamento ("running-in")<sup>40</sup>. Em decorrência da menor taxa de desgaste na abrasão a três corpos, as superfícies de desgaste devem apresentar uma taxa de encruamento em função do tempo de ensaio maior que no caso da abrasão a dois corpos,

análise adequada do fenômeno de desgaste. A Norma DIN 50320<sup>45</sup> ressalta a importância do tipo de movimento relativo, quando o distingue dos demais parâmetros operacionais técnico-físicos, como carga aplicada, velocidade e temperatura, para que se faça uma

opera com ângulos de corte baixos. De forma conceitual, esta diferença pode ainda ser explicada pela tração abrasão a três corpos, pois durante as movimentações do abrasivo, o mesmo (parâmetro K<sub>2</sub>, definido no item 3.1), que esta que se torna menor no caso da de partículas abrasivas com o ângulo de ataque maior do que o ângulo crítico

contra-corpo, a resistência à abrasão pode cair, em função da modificação da configuração do sistema, que passa a ser de dois corpos.

Em função da possibilidade de incrustação do abrasivo no contra-corpo na abrasão a três corpos, a taxa de desgaste em função da dureza pode assumir a seguinte característica, como mostram os resultados de ZUM GAHR;<sup>46</sup> DOANE<sup>46</sup>, para ferros fundidos brancos com alto cromo, ensaiados em roda de borracha:



**Figura 3.11 – Relação entre dureza e taxa de desgaste de ferros fundidos brancos com alto cromo. Ensaio: roda de borracha<sup>46</sup>.**

O raciocínio descrito está de acordo com o trabalho de MISRA; FINNIE<sup>40</sup>, que consideram o ensaio roda de borracha impróprio para simular desgaste abrasivo sob baixas tensões a três corpos, porque partículas abrasivas podem ficar incrustadas na roda, reproduzindo localmente uma situação de desgaste abrasivo a dois corpos.

FANG e colaboradores<sup>47</sup> explicam a curva obtida na Figura 3.11 não como resultado do efeito da incrustação dos abrasivos no contra-corpo, mas sim, à redução da parcela de desgaste por remoção de cavacos secundários – que ocorre após danos sucessivos na superfície devido à deformação plástica – com o aumento da dureza do material. Isto é razoável, visto que a parcela que responde pela formação de cavacos primários - microcorte - passa a ter predominância com o aumento da dureza, conforme mostrado na Figura 2.5.

FANG e colaboradores<sup>47</sup> propuseram uma relação para explicar este possível efeito diferenciado da dureza na abrasão a três corpos, e o resultado da curva de taxa de desgaste em função da dureza é apresentado nas figuras esquemáticas a seguir, construídas com base na seguinte equação:

$$W = K_3.W_c + (1-K_3).W_d$$

Equação 3.21

onde,

W = taxa de desgaste total;

W<sub>c</sub> = parcela da taxa de desgaste oriunda do micromecanismo de corte;

W<sub>d</sub> = parcela da taxa de desgaste oriunda do micromecanismo de deformação

plástica (microfadiga) e;

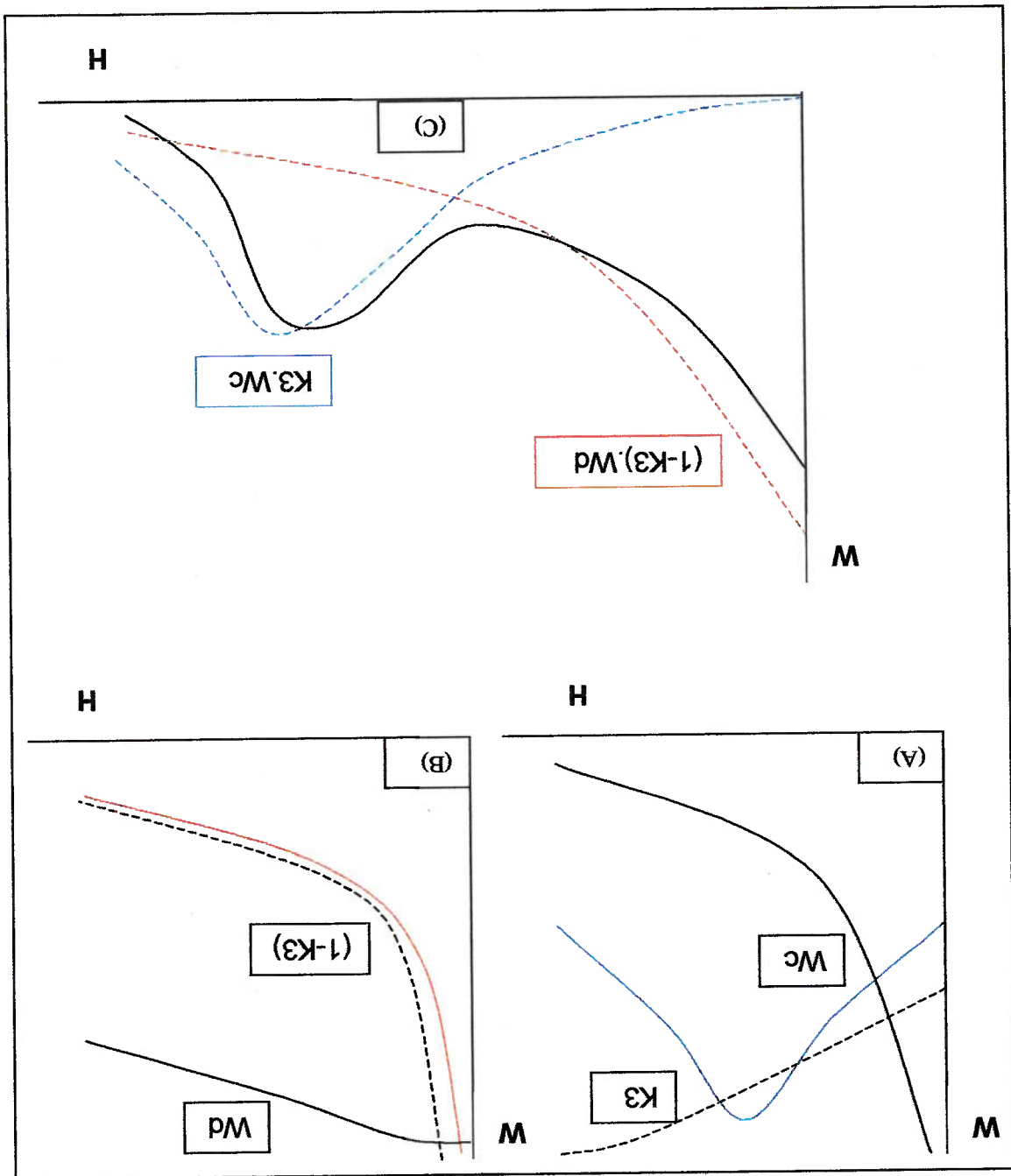
K<sub>3</sub> = parâmetro definido no Item 3.1.

A Figura 3.12 apresenta diagramas esquemáticos de resistência à abrasão em relação à dureza, resultantes da aplicação da equação 3.21.

Em outro trabalho<sup>48</sup>, estes mesmos pesquisadores propuseram um ensaio capaz de monitorar o tipo de movimento na abração a três corpos, e

termos de (A) e (B)  $W^{47}$ .

Figura 3.12 - Diagramas esquemáticos de perda de massa em relação à dureza. (A) produto  $[K_3 \cdot W_c]$ ; (B) produto  $[(1-K_3) \cdot W_d]$ ; (C) soma final dos



com isto, verificar a predominância de determinado mecanismo por meio de uma variável de tribossistema, por exemplo, coeficiente de atrito.

AXÉN; JACOBSEN<sup>49</sup> consideram que esta transição não ocorre caso o

tribossistema possua uma das seguintes características:

(1) se o afastamento das superfícies é maior do que o tamanho individual das partículas, formando várias camadas, por exemplo, quando na presença de um lubrificante;

(2) se há fragmentação das partículas abrasivas; ou seja, abrasão sob altas tensões ou goivadura; o que corrobora com o verificado em ensaios sob baixas tensões (roda de borracha);

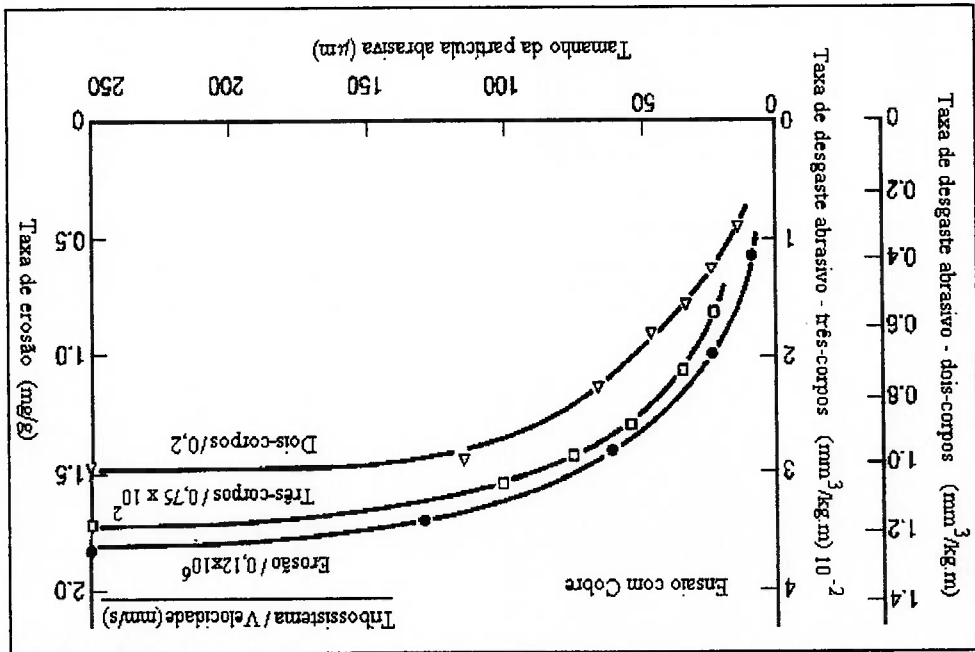
(3) se há uma alta rugosidade, o que torna o contato restrito a pequenos sítios e o provável efeito de embeber as partículas para atuarem como cortantes torna-se mais restrito.

### **3.2.2. Tamanho do Abrasivo**

Diversos trabalhos<sup>24,41,50</sup> verificaram que a taxa de desgaste depende do tamanho do abrasivo, a partir de um tamanho médio situado entre 80 e 100  $\mu\text{m}$ . Para tamanhos menores, a taxa de desgaste cresce de forma acentuada com o tamanho das partículas abrasivas. Este comportamento é independente do material ensaiado e das condições do ensaio (carga aplicada, velocidade, etc.) Um exemplo desta variação pode ser visto na Figura 3.13<sup>50</sup>.



Figura 3.13 – Relação entre tamanho do abrasivo e taxa de desgaste, para ensaios de abrasão a dois e a três corpos e erosão<sup>50</sup>.



MISRA; FINNIE<sup>50</sup> compilaram em uma revisão 11 teorias que se propuseram a explicar o efeito do tamanho do abrasivo na taxa de desgaste abrasivo. Uma vez que o comportamento observado na Figura 16 ocorre na abrasão a dois e a três corpos e em desgaste erosivo, os autores refutaram as teorias que não conseguiam explicar o fenômeno em algum destes tipos de desgaste. Na opinião destes pesquisadores, a teoria que melhor explica o fenômeno é a que considera a influência do tamanho da região deformada na resistência mecânica dos materiais. Ou seja, para um mesmo material, a tensão de escoamento num pequeno volume é maior do que em um volume maior, em função da dificuldade de movimentação de discordâncias num pequeno volume.

### 3.2.3. Dureza do Abrasivo

A relação entre taxa de desgaste e a razão entre a dureza do abrasivo e a dureza do corpo resulta em uma curva característica de transição, que deve-se provavelmente a uma mudança no micromecanismo de desgaste, como mostra a Figura 3.14<sup>17</sup>.

O patamar inferior é denominado região de desgaste moderado, superior, de região de desgaste severo. Nestas duas regiões, a variação da taxa de desgaste com a razão  $H_A/H$  é pequena. Na região de transição, pequenas variações em  $H_A/H$  ocasionam um aumento ou decréscimo na taxa de desgaste bastante acentuado. LARSEN-BASSE<sup>14</sup> considera, para o caso de metais, que o micromecanismo predominante na região de desgaste moderado é a microfadiga, passando o microcorte a predominar na região de desgaste severo.

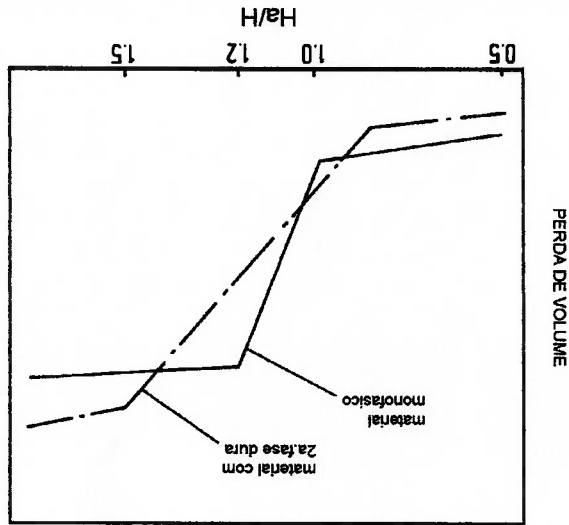


Figura 3.14 – Relação entre taxa de desgaste e razão entre dureza do abrasivo ( $H_A$ ) e dureza do metal ( $H$ )<sup>17</sup>.

TABORSKI<sup>51</sup> mediu a dureza Vickers dos 10 minerais que constituem a escala Mohs de dureza. Ele verificou uma diferença de 20% entre a dureza de cada mineral em relação ao seu sucessor na escala. Este resultado confirma de certa forma valores de  $H_A/H$  encontrados em ensaios de abrasão para transição moderado/severo. TORRANCE<sup>52</sup> modelou a interação entre corpo e abrasivo empregando campos de linhas de deslizamento e encontrou que a ocorrência a penetração do corpo pelo abrasivo quando a relação entre suas durezas estivesse entre 1,16 e 1,26.

Poucos são os modelos que consideram a influência da razão  $H_A/H$ . Da mesma forma como outras variáveis do tribossistema são incorporadas ao modelo básico por meio de uma parcela do coeficiente de desgaste  $K$ , esta ideia foi estendida à razão  $H_A/H$ .

Dois trabalhos com forte respaldo experimental<sup>38,53</sup> apresentam esta nova parcela do coeficiente de desgaste, que será denominada por  $K_4$ , na forma potencial, obtida de forma empírica:

1. RABINOWICZ<sup>53</sup>

Se  $H_A/H > 0,8$ ;  $K_4 = \text{constante}$ ;

Se  $1,25 < H_A < 0,8 H_A$ ;  $K_4 \propto H^{-2,5}$

Se  $H > 1,25 H_A$ ;  $K_4 \propto H^{-6}$

2. WANG; WANG<sup>38</sup>

Se  $H_A/H > 2$ ;  $K_4 = 1$

Se  $H_A/H \leq 2$ ;  $K_4 = 5,6 - (H_A/H)^{2,2}$ , para aços;

$K_4 = 17 - (H_A/H)^4$ , para ferros fundidos.

### Equação 3.23

### Equação 3.22

MAGNÉE<sup>54</sup> e KATO; HOKKIRIGAWA<sup>55</sup> por sua vez, propuseram modelos analíticos, supondo que o fenômeno de desgaste segue uma distribuição normal de probabilidades:

### 1. MAGNÉE<sup>54</sup>

$$K_4 = \left\{ 1 - \exp \left[ - \ln 2 \left( \frac{H_A}{\eta \cdot H} \right)^{1+2 \cdot \eta} \right] \right\}$$

onde,

$\eta$  = coeficiente de abrasão "letal", ou seja, relação ( $H_A/H$ ) a partir do qual é verificada uma mudança de regime de abrasão, que deve ser determinado experimentalmente.

### 2. KATO; HOKKIRIGAWA<sup>55</sup>

$$K_4 = \frac{1}{\pi} \int_{\frac{2\sigma_\theta}{2}}^{\frac{\sqrt{2\pi}\sigma_\theta}{2r+\pi-2}} e^{-\frac{(\theta-\theta_M)^2}{2\sigma_\theta^2}} d\theta$$

onde,

$\theta$  = ângulo do abrasivo;

$\theta_M$  = ângulo médio do abrasivo;

$\sigma_\theta$  = desvio-padrão do ângulo do abrasivo e;

$r$  = razão  $H/H_A$ .

Equação 3.25

Equação 3.24

### **3.2.4. Composição Mineralógica do Abrasivo**

Em função das diferenças encontradas nas taxas de desgaste quando diferentes minérios são processados, o estudo de propriedades mineralógicas deve ser considerado.

Um extenso trabalho foi realizado por SIRIANI<sup>56</sup>, em campo, em 84 usinas de beneficiamento de rochas para construção civil do estado de São Paulo. As diferenças de composição mineralógica das rochas pesquisadas e sua relação com as taxas de desgaste encontradas foram analisadas posteriormente por FUJIMURA<sup>57</sup>.

FUJIMURA observou que houve uma tendência a um maior desgaste quanto maior o teor de quartzo, principalmente em relação às rochas onde este é um mineral essencial – granito, gnaisse e granodiorito – e para aquelas rochas onde o mesmo é um mineral acessório – basalto e diabásio.

A elevada dureza do quartzo (  $\approx 1000$  HV ) em relação à dureza de corpos moedores metálicos, sua elevada estabilidade mecânica e a grande presença deste elemento na crosta terrestre colaboram para que esta observação seja plausível.

Para um mesmo teor de quartzo, entretanto, as análises realizadas foram pouco conclusivas, pois diferentes rochas apresentam diferentes taxas de desgaste, ora maiores, ora menores. Atribuiu-se isto a alteração metamórfica de outros elementos, em especial ao feldspato.

Em rochas onde o quartzo constitui-se um mineral acessório, o desgaste foi relacionado com o teor de plagioclásio (feldspato calco-sódico). Há uma tendência a redução do desgaste com o aumento do teor deste mineral na rocha. Para um mesmo teor deste elemento, em geral o diabásio apresenta maior desgaste que o basalto, tanto para rochas alteradas como em rochas sãs, embora não tenha sido apresentado argumento suficiente para explicar esta observação.

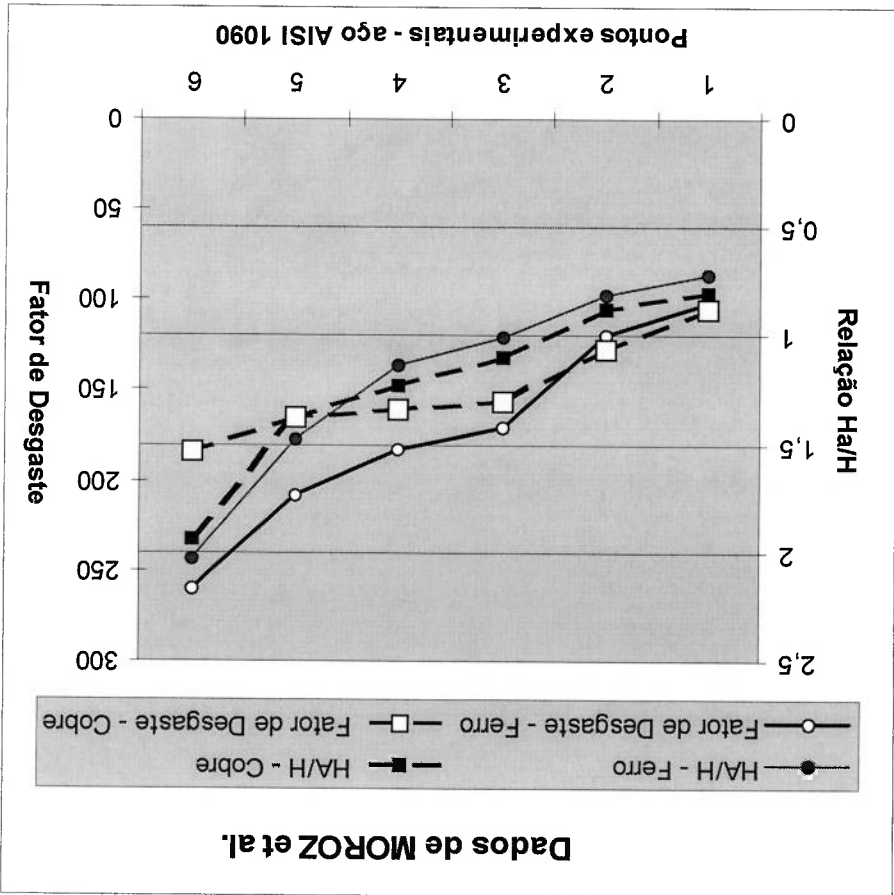
Outra observação importante feita por FUJIMURA<sup>57</sup> é que a resistência à compressão simples pode ser considerada uma medida importante para avaliação da energia consumida durante o beneficiamento, mas a mesma não apresenta relação com a taxa de desgaste observadas, pois rochas mais resistentes à compressão como o basalto, apresentam taxas de desgaste menores do que rochas graníticas.

Dois trabalhos de MOROZ e colaboradores<sup>58,59</sup> confirmam também a importância de se investigar diferenças nas propriedades mineralógicas de minérios e rochas, para se obter uma melhor compreensão do fenômeno de desgaste. Um resumo dos resultados de seus trabalhos em ensaios com moinhos de bolas de mesmo material, mas com 2 tipos de minérios pode ser visto na Figura 3.15.

Estes maiores fatores de desgaste sugerem que a dureza pode não ser um indicador bom o suficiente para análise do fenômeno, provavelmente em função das heterogeneidades do minério em questão, nas quais a composição mineralógica, que não foi avaliada nos trabalhos, está inserida.

Na Figura 3.15 estão evidenciados os fatores de desgaste superiores com minério de ferro, embora a relação de dureza entre minério e metal tenha sido praticamente igual em comparação aos experimentos com minério de cobre.

**Figura 3.15 – Adaptação dos dados de MOROZ e colaboradores<sup>58,59</sup> para taxas de desgaste de aço 1090 sob diferentes condições de tratamento térmico, em ensaios de moinhos de bolas com minérios de cobre e ferro.**



### 3.2.5. Variáveis Microestruturais

#### 3.2.5.1. Matrizes

Pouco se conseguiu em termos de relação entre variáveis microestruturais quantitativas e a taxa de desgaste abrasivo. Entretanto, sabe-se que diferentes microestruturas respondem de forma diferenciada à solicitação abrasiva, mesmo possuindo dureza semelhante.

Resultados de diversos ensaios abrasivos para aços com diferentes microestruturas mostram que a resistência aumenta quando a dureza é aumentada, mas que estruturas bainíticas e austeníticas são superiores às martensíticas, ferríticas e perlíticas de mesma dureza. Isso é geralmente atribuído à capacidade de encruamento e ductilidade da austenita e da bainita inferior. Estes resultados são esquematizados na Figura 3.16<sup>60</sup>.

MOORE<sup>42</sup> verificou que a resistência à abrasão possui determinadas relações com variáveis quantitativas de diferentes microestruturas, como pode ser visto na Tabela 3.2.

**Tabela 3.2 – Dependência de variáveis microestruturais com a resistência à abrasão<sup>42</sup>**

MICROESTRUTURA	VARIÁVEL QUANTITATIVA	TIPO DE RELAÇÃO
Perlitica	Fração Volumétrica de Perlitica	Linear
Perlitica Esferoidizada	Espaçamento Livre entre Fases	Linear
Martensítica	Teor de Carbono	Raiz Quadrada

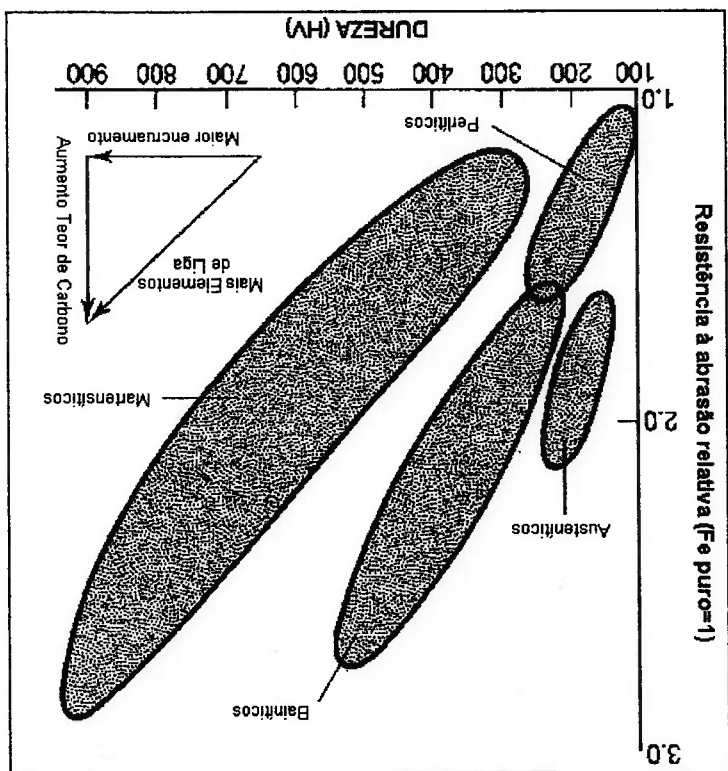


nestes materiais.

Na Tabela 3.2, não há relações entre variáveis microestruturais quantitativas de aços austeníticos e bainíticos e taxa de desgaste dos mesmos. Isto porque o papel dessas microestruturas não apresenta um consenso na literatura. Sabe-se com certeza que está fortemente relacionado ao tipo de abrasivo e ao ensaio utilizado. Os resultados de FIORE e colaboradores<sup>61</sup>, em ferros fundidos brancos tipo Ni-Hard 4, com diferentes teores de austenita retida, utilizando ensaios de abrasão de baixas tensões ( roda de borracha ), altas tensões ( pino contra lixa ) e de goivadura ( ensaio com esmeril ), com diferentes abrasivos - alumina, sílica e flint - mostram claramente que não é possível concluir de forma definitiva a respeito da influência deste parâmetro

resistência à abrasão para microestruturas de aços<sup>60</sup>.

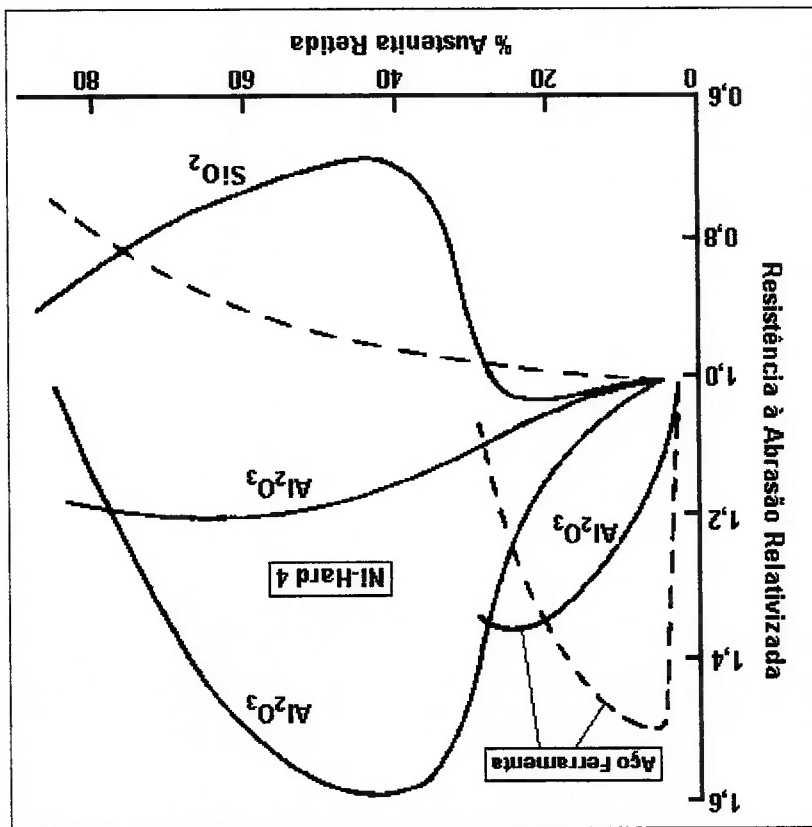
Figura 3.16 – Diagrama esquemático mostrando relação entre dureza e



O efeito benéfico da austenita está associado com supressão da nucleação e propagação de trincas próximas da superfície, em função do aumento de volume associado com a transformação martensítica induzida por deformação. Além disto, esta transformação induz tensões compressivas na superfície, o que realça o efeito inibidor de nucleação e propagação de trincas<sup>62</sup>. Durante o processo abrasivo, em função das grandes deformações impostas, há possibilidade de transformação martensítica induzida por deformação. A temperatura máxima abaixo da qual ocorre essa transformação

**Variação da dureza do material. Adaptado de MOORE<sup>60</sup>**

**Figura 3.17 - Variação da resistência à abrasão em função do teor de austenita retida, para aço ferramenta e ferro fundido Ni-hard 4; ----**



depende da composição química, da taxa de deformação e do tipo de

solicitação.

Esta transformação pode proporcionar uma maior tenacidade devido ao acréscimo de volume de aproximadamente 3% associado com a formação de martensita. A expansão volumétrica tende a reduzir as tensões trativas tridimensionais que se desenvolvem durante a deformação plástica, perto de entalhes ou no princípio da estricção. Sob condições de impacto, esta transformação inibe a propagação de trincas por fadiga e a ocorrência de lascamento na superfície do material.

Entretanto, SARE; ARNOLD<sup>63</sup>, em ensaios de britadores com ferros fundidos brancos de alto cromo, acharam uma relação ótima de austenita retida para maior resistência ao desgaste, mas a mesma, apesar dos altos esforços envolvidos, este microconstituente não sofreu transformação induzida por deformação, resultado que gera a dúvida sobre qual mecanismo favorece a resistência do material.

### 3.2.5.2. Segunda Fase Dura

O efeito de uma segunda fase dura no desgaste abrasivo, seja por meio de precipitação, dispersão ou reação eutética, depende dos seguintes

parâmetros:

1. dureza relativa entre as fases,

2. fração volumétrica,

3. tamanho e

4. distribuição da segunda fase.

Se a relação entre o tamanho dos carbonetos e a profundidade de penetração dos abrasivos for maior, estes carbonetos representam um obstáculo potencial para a obstruir ação de corte dos abrasivos,

com 2ª fase dura são em geral mais altos. desgaste abrasivo não é desejada, pois os custos para obtenção de materiais pouco tenaz. Esta situação em termos de engenharia de materiais para o carbonetos, pois estes atuam como concentradores de tensões em uma matriz – a taxa de desgaste aumenta com o aumento da fração volumétrica de por exemplo carbonetos tipo  $M_3C$  em matriz martensítica de aços ferramentas, penetração da partícula abrasiva e quando a matriz possui dureza semelhante, Quando carbonetos são relativamente pequenos em relação ao nível de

3. dureza do abrasivo maior que a dureza da 2ª fase.

fase e

2. dureza do abrasivo maior que a dureza da matriz, mas menor que a do 2ª

1. dureza do abrasivo menor que a dureza da matriz;

nos trabalhos de FIORE e colaboradores<sup>61</sup>:

Com relação à dureza relativa entre as fases, 3 situações identificadas

### Equação 3.26

$$W^{-1} \propto d^{3/2} / (v/\lambda)$$

abrasão da seguinte forma:

o tamanho médio dos mesmos,  $d$ ; estão correlacionados com a resistência à ZUM GAHR<sup>62</sup>, a fração volumétrica  $v$ , o espaçamento entre os carbonetos,  $\lambda$ , e de processamento, como taxa de solidificação e tratamento térmico. Segundo Estes parâmetros são controlados pela composição química e variáveis

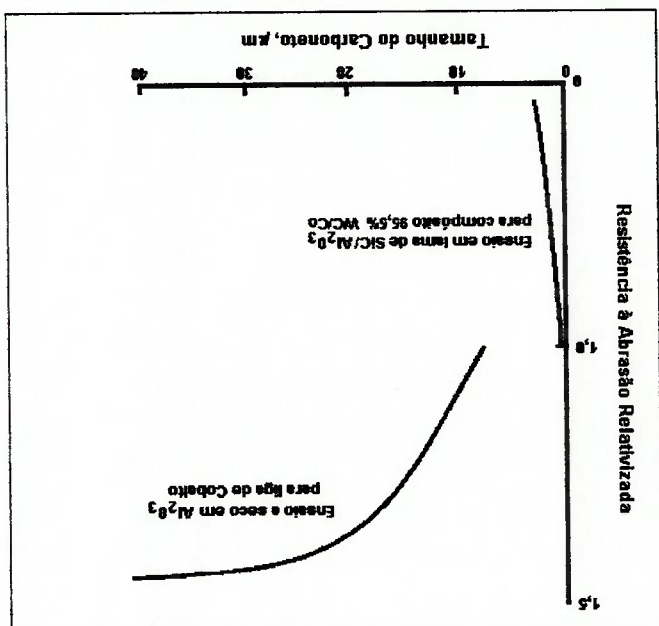
particularmente se estes forem menos duros que os próprios carbonetos (caso 1 ou 2 citados acima). Isto é confirmado pelos resultados de FIORE e colaboradores<sup>61</sup> para ligas de cobalto, resumidos por MOORE<sup>60</sup>, como pode ser visto na Figura 3.18. Porém, observa-se um máximo na curva de tração volumétrica com a resistência à abrasão. Esta transição se deve ao aumento da contribuição do mecanismo de microtrincamento dos carbonetos em detrimento da deformação plástica da matriz, que não consegue mais fornecer um suporte ideal para tal volume de carbonetos.

O fator de controle desta transição, segundo DE MELLO e colaboradores<sup>64</sup>, é a relação entre a profundidade do sulco,  $x$ , e o espaçamento médio entre os carbonetos,  $\lambda$ . Estes pesquisadores identificaram três comportamentos distintos:

1. se  $x < 0,3\lambda$ , a matriz controla a taxa de desgaste;
2. se  $x > \lambda$ , os carbonetos passam a controlar a mesma e;
3. quando  $0,3\lambda < x < \lambda$  ambas as fases controlam a taxa de desgaste.

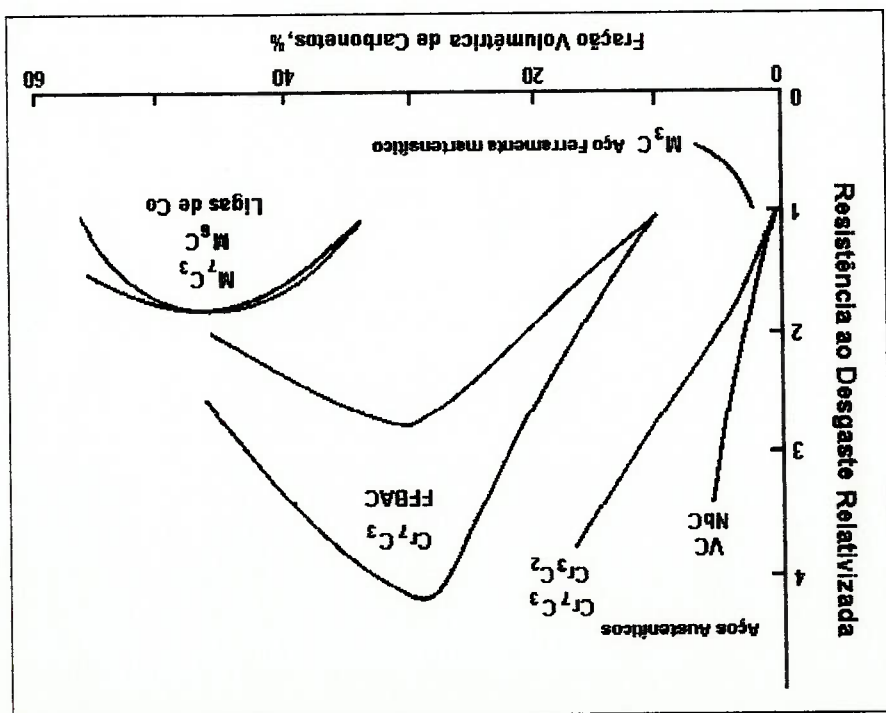
carbonetos em ligas de cobalto. Adaptado de MOORE<sup>60</sup>

Figura 3.19 - Variação da taxa de desgaste com o tamanho médio de



resistência à abrasão, para diferentes materiais. Adaptado de MOORE<sup>60</sup>

Figura 3.18 - Influência da fração volumétrica de carbonetos na



### 3.2.5.3. Modelos matemáticos que consideram variáveis microestruturais

A regra das misturas é um modelo comumente utilizado para prever propriedades mecânicas de materiais com diferentes fases. Em relação à resistência à abrasão, KRUSCHOV<sup>41</sup> foi o primeiro a utilizá-la, introduzindo uma relação linear para tanto. Porém, estudos posteriores mostraram que esta relação subestimava os valores de resistência à abrasão de diversos materiais.

GARRISON<sup>65</sup> propôs uma modificação na regra das misturas através da introdução de duas funções independentes: uma função  $g$ , que determina como se dá o efeito da carga e da área de interação, e outra  $f$ , que depende das propriedades mecânicas do abrasivo e do material, arbitrariamente.

ZUM GAHR<sup>66</sup> avaliou para diferentes materiais - aço ferrítico perlitico,

aço ferrítico martensítico, ferro fundido branco com alto cromo, composto aço polímero e látex  $\alpha$ - $\beta$ , de forma empírica, qual regra se adequava melhor a determinado tipo de material, em função das propriedades das fases com relação ao desgaste. Um sumário pode ser visto na Tabela 3.3, onde  $W^{-1}$  é a resistência à abrasão ( inverso da perda volumétrica ),  $v$  é a fração volumétrica de cada fase, representada por  $i$ .

A regra geral apresentada por GARRISON<sup>65</sup> é a seguinte:

$$W^{-1} = v_i^{-1} \cdot W_i^{-1}$$

onde  $\gamma \geq 1$ .

Equação 3.27

**Tabela 3.3 - Regras das misturas observadas para diferentes materiais**

MATERIAL	MODELO	PROPRIEDADES DAS FASES
Composito aço-polímero	$W^{-1} = \sum v_i \cdot W_i^{-1}$	Muito diferentes. Fase de reforço determina a resistência à abrasão.
Aço ferrítico-martensítico	$W^{-1} = \left( \sum v_i \cdot W_i^{-1} \right)^{-1}$	Muito similares. Ambas as fases determinam a resistência à abrasão, através de mecanismos de deformação plástica
Aço ferrítico com alto cromo	$W^{-1} = \sum v_i^2 \cdot W_i^{-1}$	Uma fase influencia no comportamento de outra, tanto por mecanismos de deformação plástica como de fratura frágil.

Segundo ZUM GAHR<sup>66</sup>, além da equação apresentada na Tabela 3.3,

a resistência dos ferros fundidos brancos com alto cromo pode ser avaliada

por:

**Equação 3.28** 
$$W^{-1} = v_1 \cdot W_1^{-1} + v_2 \cdot W_2^{-1} - v_1 \cdot v_2 \cdot \left( W_1^{-1} + W_2^{-1} \right)$$

onde o último termo representa uma parcela de interação entre as fases (matriz

e carbonetos).

O latão  $\alpha$ - $\beta$  não pode ser descrito por nenhuma das três regras

apresentadas na Tabela 3.3, em função de apresentar transformação

martensítica induzida por deformação, decorrente do processo abrasivo. Logo,

materiais que apresentem esta possibilidade, não podem ter sua resistência à

abrasão descrita por uma regra de misturas, em função da nova fase

apresentar obviamente, propriedades diferentes, além de um aumento na

resistência devido a outros fatores discutidos anteriormente.



O ensaio *pino contra disco*, utilizando-se lixas abrasivas, é um tribossistema a dois corpos, no qual é possível variar de forma bem ampla a carga aplicada, assim como a velocidade do ensaio. Este ensaio é conveniente para comparar desempenhos entre materiais não muito diferentes. A utilização dos resultados para previsão de vida útil de componentes geralmente é problemática, em função das habituais especificidades dos tribossistemas reais. Outro problema está associado com o papel abrasivo. Alterações no

configuração.

ensaio denominado ensaio da *coluna carregada*, para simular este tipo de abrasivos na borracha. Em função disto, MISRA; FINNIE<sup>40</sup> desenvolveram um desgaste abrasivo a dois corpos, em função da possível incrustação de como já discutido anteriormente, pode reproduzir localmente situações de de terra e trabalho do solo, como o que ocorre em discos de arado. Entretanto, apresenta boas correlações com algumas situações reais, como movimentação tribossistema a três corpos, onde são aplicadas baixas tensões. Este ensaio No ensaio *roda de borracha* o desgaste abrasivo ocorre em um

pela ASTM, com as designações G65-91<sup>67</sup> e G99-90<sup>68</sup>, respectivamente.

de *borracha* e o ensaio *pino sobre disco*. Estes ensaios estão normalizados mais para a compreensão fenomenológica do processo são o ensaio da *roda* maioria dos dados disponíveis da literatura foram obtidos e onde se contribuiu Os ensaios mais utilizados para estudo do desgaste abrasivo, onde a

#### **4.1. Considerações preliminares**

### **4. ENSAIOS DE DESGASTE EM BRITADOR DE MANDIBULAS**

tamanho e na forma das partículas abrasivas alteram sensivelmente os resultados, como discutido em itens anteriores.

Os dados da literatura utilizam lixas abrasivas com durezas muito mais altas que as dos materiais de engenharia, o que também dificulta a utilização dos dados dos ensaios para previsão de vida útil.

BORIK<sup>69</sup> entende que os ensaios de laboratório devem atender as especificidades dos diferentes tribossistemas encontrados na prática, a partir da classificação de AVERY<sup>12</sup>, que considera o nível de tensões envolvidas. A Tabela 4.1 mostra as recomendações de BORIK<sup>69</sup>.

**Tabela 4.1 – Ensaios recomendados em função do tribossistema<sup>69</sup>**

TIPO DE SOLICITAÇÃO ENSAIO RECOMENDADO	
Goivadura	Britador de mandíbulas
Altas tensões	Moinho de bolas
Baixas tensões	Roda de borracha

Em outro artigo, BORIK<sup>70</sup> também indica o ensaio *pino contra disco* como sendo um ensaio adequado para simular abrasão altas tensões, embora o mesmo configure um sistema a dois corpos, o que mostra uma incoerência aparente nesta indicação.

SPERO e colaboradores<sup>71</sup> adotaram três critérios para distinguir diferentes grupos de ensaios:

1. Suscetibilidade ao desgaste B, definido por BLICKENSDEFFER<sup>72</sup> como sendo a taxa de desgaste em função da energia envolvida no processo;

## 2. Coeficiente de desgaste K e;

### 3. Tipo de contato.

Desta forma, estes pesquisadores entendem que os principais ensaios de desgaste abrasivo podem ser divididos em 3 principais grupos quais sejam:

Grupo 1:  $K < 100E-6$  e  $B < 0,5 \text{ mm}^3.kJ^{-1}$

Grupo 2:  $100E-6 < K < 1000E-6$  e  $0,5 \text{ mm}^3.kJ^{-1} < B < 1 \text{ mm}^3.kJ^{-1}$

Grupo 3:  $K > 1000E-6$  e  $B > 1 \text{ mm}^3.kJ^{-1}$

No caso do *britador de mandíbulas*, o mesmo se enquadrará no último dos 3 grupos, junto aos ensaios de *moinhos de bola* e suas variantes – bolas marcadas com furos, bolas marcadas por atividade radioativa e bolas diferenciadas por diâmetro - e com o ensaio roda de borracha.

Por fim, há o grupo de *ensaios de campo* e uma discussão sobre como os dados obtidos nestes ensaios podem ser correlacionados com os dados obtidos em ensaios de laboratório.

BLICKENDERSFER<sup>72</sup> sugere procedimentos para levantar dados sobre taxa de desgaste em dentes de escavadeira. Outros pesquisadores como VENNE<sup>73</sup>, consideram que este sistema pode ser reproduzido em escala de laboratório utilizando-se um *britador de mandíbulas*. Entretanto, LIU e colaboradores<sup>74</sup>, por meio da análise dos micromecanismos observados nos dois casos, consideram que o *britador de mandíbulas* não é um ensaio adequado. Colaboram para esta opinião, os dados obtidos por BRYGGMAN e colaboradores<sup>75</sup>, que ao ensaiar diversos materiais em dentes de escavadeira e utilizando ensaios de *esclerometria pendular*, obtiveram boas correlações.

Resultados obtidos em ensaios diferentes podem ser bem

correlacionados. BORIK; DIEBURG<sup>76</sup> encontraram uma relação logarítmica

entre resultados de ensaios de britadores de mandíbulas e de pino contra lixa,

como mostra a Figura 4.1. Estes resultados carecem de uma melhor explicação

fenomenológica, com fundamentação nos micromecanismos existentes nas

duas situações, uma vez que no ensaio de britador o abrasivo está solto e no

preso no ensaio pino contra lixa

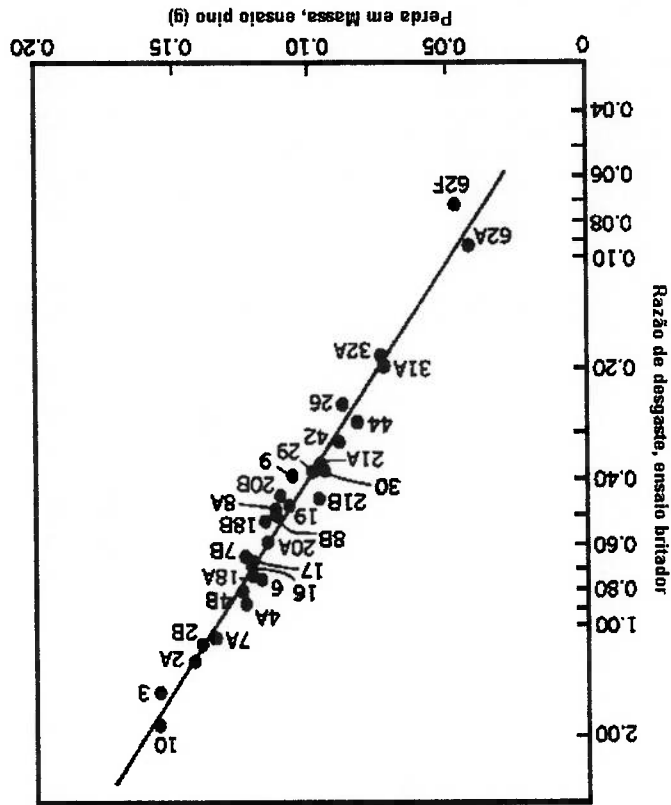


Figura 4.1 – Comparação entre resultados de ensaios de britador de

mandíbulas e pino contra lixa<sup>76</sup>.

#### 4.2. Ensaios em britadores de mandíbulas

O ensaio de britador de mandíbulas teve uma descrição completa pela

primeira vez com o trabalho de BORIK; SPONSELLER<sup>30</sup>, em função da

necessidade da Climax Molybdenum Company em encontrar um ensaio que pudesse fornecer um critério adequado para avaliação de novos materiais. Este ensaio foi normalizado pela ASTM G81-83(89)<sup>77</sup>, tendo poucas modificações em relação a proposta de BORIK; SPONSELLER. Mais recentemente, BLICKENSDEFER e colaboradores<sup>78</sup> apresentaram uma versão diferenciada do ensaio, mais compacta. A Tabela 4.2 mostra os diferentes parâmetros das duas versões do ensaio existentes.

**Tabela 4.2 – Principais parâmetros de duas versões do ensaio de britador de mandíbulas**

PARÂMETRO		
Quantidade (kg)	908	
Relação de Redução	NF	
Alimentação (mm)	40-50	18
ABRASIVO		
Abertura (mm)	3,2±0,8	3,2
Carga (N)	NF	12500
Duração (min)	NF	50-70
Velocidade (ciclos/min)	NF	260
CONDIÇÕES		
PEÇA - Dimensões (mm)		
FIXA	137 X 191 X 22	135 X 75 X 25
MÓVEL	132 X 216 X 18	135 X 75 X 25

NF : não fornecido

A Norma ASTM G81-83(89)<sup>77</sup> define ainda que um material, para ser empregado como referência para ensaios, quando ensaiado em ambas as mandíbulas, deve apresentar RAR entre 0,97 e 1,03, definido através da equação 4.1.

$$RAR = \frac{M_M}{M_F} + \frac{M_{MR}}{M_{FR}} \cdot \frac{1}{2}$$

onde,

RAR = resistência à abrasão relativa;

M<sub>M</sub> = perda de massa da mandíbula móvel;

M<sub>MR</sub> = perda de massa da mandíbula móvel de referência;

M<sub>F</sub> = perda de massa da mandíbula fixa e;

M<sub>FR</sub> = perda de massa da mandíbula fixa de referência.

Obedecendo este aspecto, a norma G81-83(89)<sup>77</sup> recomenda uma determinada família de aços baixa liga e aços manganês austeníticos. Entretanto, SARE; ARNOLD<sup>79</sup> utilizando aço manganês como material de referência em uma série de ensaios com ferros fundidos brancos de alto cromo, mostraram que este material exibia maior variabilidade que as ligas de interesse no ensaio.

O trabalho de SARE;ARNOLD confirmou uma proposta de ensaio realizada por SARE; HALL<sup>80</sup>, na qual uma determinada série de diferentes materiais a serem classificados quanto ao desempenho independe da utilização de um material de referência.

## 5. MATERIAIS E MÉTODOS

### 5.1. Elaboração dos corpos-de-prova

Foram utilizadas mandíbulas fundidas, com dimensões 135 X 75 X 25 mm, com a composição química da Tabela 5.1.

**Tabela 5.1 – Composição química do aço fundido (% massa)**

C	Mn	Si	Cr	Mo	Ni	V	Al	P	S	Fe
0,26	0,73	1,66	2,00	0,33	0,04	0,01	0,03	0,015	0,015	Bal

A fusão do material foi realizada em forno de indução AJAX com capacidade de 100 kg e correspondeu a 10 pares de mandíbulas. Foram utilizados moldes de areia aglomerada com resina de cura a frio. Simultaneamente à fundição dos corpos de prova foram vazadas amostras coquilhadas para análises químicas. Estas análises foram realizadas por espectrometria de raios-X, com exceção do carbono, analisado por combustão.

Foram utilizados como desoxidantes o cálcio-silício e o alumínio, que deve ter seu teor limitado a 0,05%, uma vez que teores mais elevados causam redução da tenacidade do material.

A Figura 5.1 mostra a disposição dos canais de ataque e de distribuição projetados para a fundição.

Os registros fotográficos foram realizados em microscópio óptico modelo BX60M, marca OLYMPUS, e correspondem a amostras retiradas a 1 mm

microdureza.

A caracterização microestrutural dos corpos-de-prova anteriormente aos

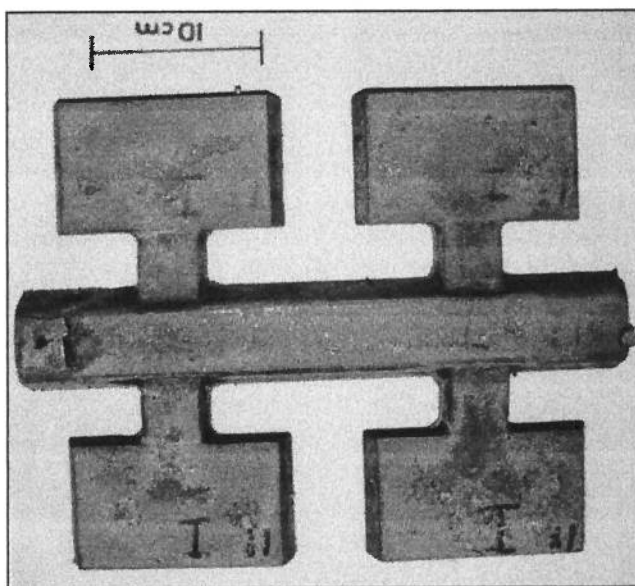
ensaios de desgaste consistiu em exames metalográficos, ensaios de dureza e

## 5.2. Caracterização microestrutural dos corpos-de-prova

Os corpos-de-prova foram posteriormente normalizados e temperados. O tratamento térmico visou dois objetivos: homogeneizar a estrutura bruta de fundição e endurecer as amostras. Para o primeiro caso, utilizou-se 1100°C, por 30 minutos, resfriando-se posteriormente as peças ao ar. A tempera foi realizada em água, a partir da temperatura de austenitização de 870°C, mantendo-se as peças em temperatura por 1 hora. Em ambos os casos houve dois ciclos intermediários de pré-aquecimento por 30 minutos, a 400 e a 700°C.

dos corpos-de-prova.

Figura 5.1 – Ilustração do sistema de fundição utilizado para confecção





abaixo da superfície, sendo representativas dos materiais que vieram a ser desgastados nos ensaios de abrasão. Para revelação da microestrutura, fez-se polimento tradicional, até pasta de diamante 1 µm, seguida de ataque químico com reagente Nital 5%.

O ensaio de dureza macroscópico utilizado foi Rockwell C, com penetrador de diamante e carga de 150 kgf. As médias apresentadas correspondem a uma série de 5 medidas.

As medidas de microdureza foram obtidas em microduremetro modelo FISCHER HV100. A diferença desse tipo de medida de dureza com relação à microdureza convencional reside no fato que o instrumento realiza a medida durante a indentação. Neste equipamento não é necessário que o operador meça as diagonais da impressão para daí obter o valor da dureza.

A Figura 5.2 mostra um exemplo de curva obtida após uma medida de microdureza do aço temperado utilizado nos experimentos.

O software do equipamento fornece duas medidas de dureza diferentes: uma obtida a partir da profundidade que corresponde à tangente da curva de descarregamento – indicada com seta vermelha - denominada dureza plástica, e outra obtida a partir da profundidade correspondente à carga máxima aplicada, indicada na Figura 5.2 com seta lilás. As medidas apresentadas nesta Dissertação referem-se à dureza plástica.

O abrasivo utilizado foi granito, fornecido pela Embú S/A. Engenharia e Comércio, sendo proveniente da mina de Embú das Artes – SP, sendo sua constituição mineralógica apresentada na Tabela 5.2.

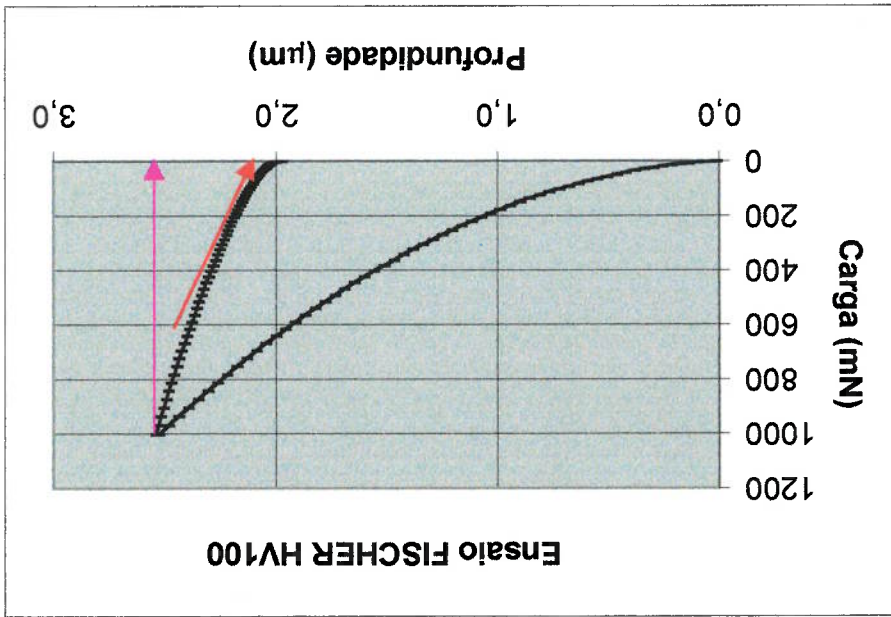
### 5.3. Caracterização dos abrasivos

série de 7 medidas.

equipamento permite trabalhar e as médias apresentadas correspondem a uma A carga utilizada para as medidas foi de 100 g, carga máxima com que o após descarregamento e o trabalho plástico de penetração.

entre o módulo de elasticidade e o termo  $(1-\nu^2)$ , além da recuperação elástica Este equipamento fornece também para cada medida o valor da relação em ensaios de dureza para aço temperado.

Figura 5.2 – Curva típica encontrada de carregamento e descarregamento



A granulometria fornecida foi "Brita Tipo 1", situada entre malhas 1" e 3/4". Percebeu-se com a homogeneização do material, que foi realizada por quarteamento em pilhas, que uma parcela do produto fornecido não ficou retido na peneira de malha 3/4" (19,1mm). De forma a se obter um material com granulometria mais concentrada, arbitrou-se esta malha como diferencial de tamanho, sendo o produto abaixo da mesma designado como "Brita Fina" (BF) e acima desta como "Brita Grossa" (BG). As Figuras 5.3 e 5.4 ilustram os dois tamanhos resultantes desta diferenciação e a homogeneidade dos mesmos.

**Tabela 5.2– Constituintes minerais do granito**

Dados fornecidos por EMBU S/A ENG E COM.					
Constituinte	Quartzo	Feldspato microclínico	Plagioclásio	Micas	Outros
Fração volumétrica (%)	17,9	23,1	24,4	17,7	6,9
Microdureza Vickers (HV) típica	2012	1206-1288		64	

utilizando sistema vibratório. A quantidade de abrasivos retida em uma  
As curvas granulométricas foram obtidas por meio de peneiramento

e microdureza.

Os abrasivos foram caracterizados por meio de análises granulométricas

Grossa (BG).

Figura 5.4 - Fotografia ilustrando granulometria de alimentação Brita



(BF).

Figura 5.3 – Fotografia ilustrando granulometria de alimentação Brita Fina



determinada malha foi pesada em balança eletrônica, com precisão de 0,1 g. Com isto, pode-se determinar o percentual passante acumulado para cada malha. Se utilizou uma massa de 5 kg para cada análise.

A partir das curvas granulométricas de alimentação e produto de britagem, que são apresentadas em papel de Rosin-Rammier, foi possível determinar a relação de redução para cada condição de ensaio utilizada. A relação de redução  $R_R$  é definida por meio da seguinte equação:

$$R_R = \frac{A_{80}}{P_{80}}$$

onde,

$A_{80}$  = abertura de malha em mm correspondente a 80% do material passante para a alimentação de britagem e;

$P_{80}$  = abertura de malha em mm correspondente a 80% do material passante para o produto de britagem.

A microdureza do granito foi realizada no equipamento FISCHER HV100, tendo os mesmos parâmetros do ensaio para os corpos-de-prova fundidos.

#### 5.4. Ensaio de desgaste

##### 5.4.1. Descrição do equipamento

Os ensaios de desgaste foram realizados em um britador de mandíbulas de laboratório, de fabricação FAÇO, apresentado na Figura 5.5. Um detalhe do

posicionamento das mandíbulas pode ser visto na Figura 5.6. A mandíbula fixa será denominada MF, e a móvel, MM.

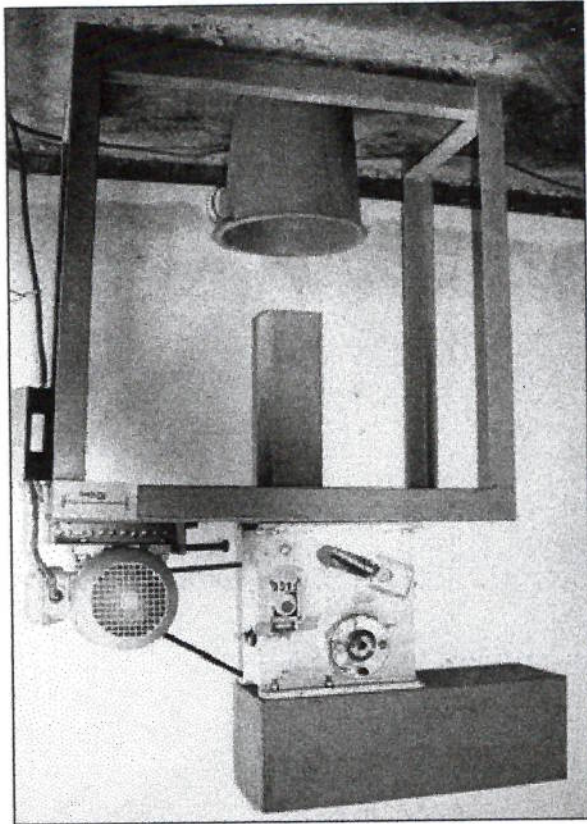


Figura 5.5 - Fotografia do britador de mandíbulas de laboratório.

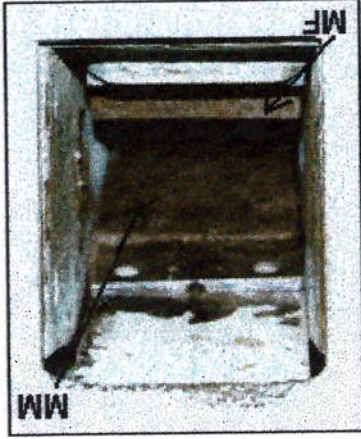
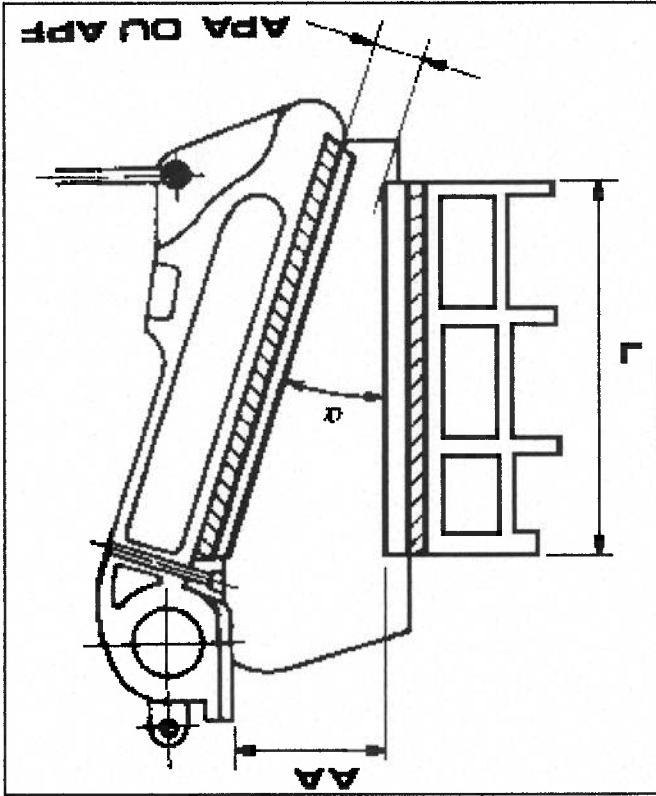


Figura 5.6 – Detalhe do posicionamento para mandíbulas móvel e fixa.

O equipamento possui um compartimento para os abrasivos com capacidade de 15 kg, quantidade esta alimentada por vez. A perda de massa das mandíbulas foi determinada a cada 30 kg, denominada como batelada. A carga de granito foi determinada em uma balança marca FILIZOLA, com capacidade máxima de 50 kg, enquanto que a perda de massa das mandíbulas

posição fechada e;  $\alpha$  = ângulo de esmagamento<sup>4</sup>.

APA = abertura de saída, posição aberta; APF = abertura de saída, posição fechada; AA = comprimento da câmara; L = comprimento da mandíbula. L = comprimento da câmara; AA = abertura de alimentação;



do equipamento pode ser visto na Figura 5.7<sup>4</sup>.

A abertura entre mandíbulas mostrada na Figura 5.6 possui uma posição aberta e outra fechada, em função do movimento da mandíbula móvel executada durante a compressão dos abrasivos. Um esquema ilustrando os parâmetros

após ensaios foi determinada em uma balança eletrônica marca OHYO, modelo MJ-3000, de capacidade máxima para 3100 g e com precisão de centésimos de gramas.

Um ciclo típico de ensaio de britagem compreendia:

- Limpeza da superfície com lixa grana 80 (retirada de carepas de oxidação, devidas ao tratamento térmico e à fundição);
- Limpeza das mandíbulas em ultra-som, com álcool etílico;
- Pesagem individual das mandíbulas em balança eletrônica;
- Ajuste das mandíbulas ao britador e regulagem da abertura do ensaio (posição de saída fechada);
- Pesagem da carga abrasiva (15 kg) em balança;
- Carregamento dos abrasivos no compartimento e alimentação;
- Limpeza das mandíbulas em ultra-som, com álcool etílico;
- Secagem;
- Pesagem das mandíbulas, etc.

#### **5.4.2. Ensaio de desgaste com variação do tamanho de alimentação e da abertura entre mandíbulas**

Foram realizados ensaios de desgaste com diferentes granulometrias de alimentação do abrasivo e aberturas entre mandíbulas, objetivando o estudo do regime transiente de desgaste e da influência destes parâmetros nas taxas de desgaste. As diferentes condições utilizadas são apresentadas na Tabela 5.3, sendo que as médias de taxa de desgaste correspondem a 2 repetições para cada ensaio.



Os resultados de todos os ensaios de desgaste são apresentados em função de taxas, ou seja, perda de massa em gramas das mandíbulas verificada a cada intervalo de britagem, pela quantidade em quilogramas de granito britado neste intervalo (batelada), que foi mantida constante em 30 kg.

**Tabela 5.3 – Condições de ensaio utilizadas**

Granulometria de alimentação	Abertura entre mandíbulas posição fechada de saída (mm)	Denominação
Brita Fina	Zero	BF/A0
Brita Grossa	3	BG/A3
Brita Grossa	Zero	BG/A0

#### 5.4.3. Ensaios de desgaste para avaliação do encruamento superficial e subsuperficial

Estes ensaios foram conduzidos na condição BG/A3, com o objetivo de avaliar o encruamento superficial e subsuperficial das mandíbulas para diferentes bateladas de granito. Para tanto, foram confeccionados duas mandíbulas como porta-amostras e dez corpos-de-prova na forma de blocos. (Desenhos técnicos em Anexo)

Cada par de amostras foi ensaiado com uma determinada quantidade de granito, 30, 75, 90, 105 e 150 kg. As taxas de desgaste destes blocos são apresentadas considerando a proporção entre a massa média dos mesmos (200g) e a massa média de uma mandíbula (1800g).

## **5.5. Caracterização dos corpos-de-prova após ensaios de desgaste**

Os micromecanismos de desgaste foram caracterizados por meio da observação das superfícies em estereoscópio óptico, após limpeza em ultrassom, sem preparação metalográfica.

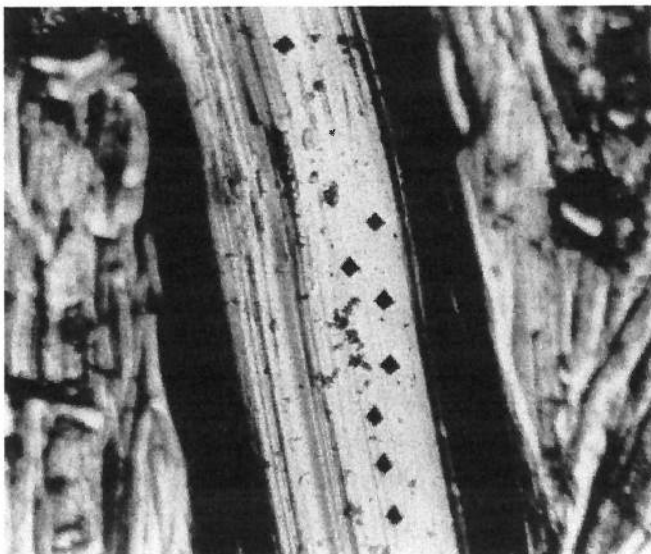
O encurtamento superficial e subsuperficial, após ensaios no sistema bloco/porta-amostras, foi avaliado por meio de medidas de microdureza. Estas medidas foram realizadas no equipamento FISCHER HV100, utilizando os mesmos parâmetros descritos no item 5.2.

A técnica utilizada para medida de microdureza superficial foi encontrar superfícies planas sem polimento prévio. Como os sulcos formados foram grandes o suficiente em relação ao penetrador de diamante, e as superfícies no fundo destes sulcos relativamente bem planas, procurou-se realizá-las sempre nestas regiões, que foram mais fáceis de serem encontradas nas mandíbulas fixas, como mostra a Figura 5.8.

Para medida da microdureza ao longo de uma seção transversal, as amostras foram cortadas em cut-off e polidas até pasta de diamante 3  $\mu\text{m}$ . Os resultados apresentados correspondem a uma média de 3 série de medidas. As mesmas foram realizadas a partir de 50  $\mu\text{m}$  da região mais próxima da superfície, mantendo um espaçamento entre medidas de 200  $\mu\text{m}$ , caracterizando o material até uma profundidade de 1,45 mm.

de desgaste (mandíbula fixa).

**Figura 5.8 – Detalhe de medidas de microdureza superficial, após ensaios**



## 6. RESULTADOS E DISCUSSÃO

### 6.1. Caracterização microestrutural do aço

A microestrutura resultante do tratamento térmico é martensítica, com pequenas frações volumétricas de bainita e inclusões de sulfeto e óxido, como mostra a Figura 6.1. É possível perceber ainda que o material apresenta uma região S, que corresponde a aproximadamente 25% em fração volumétrica, não atacada pelo reagente Nital 5%, o que se deve provavelmente a uma variação local na composição química.

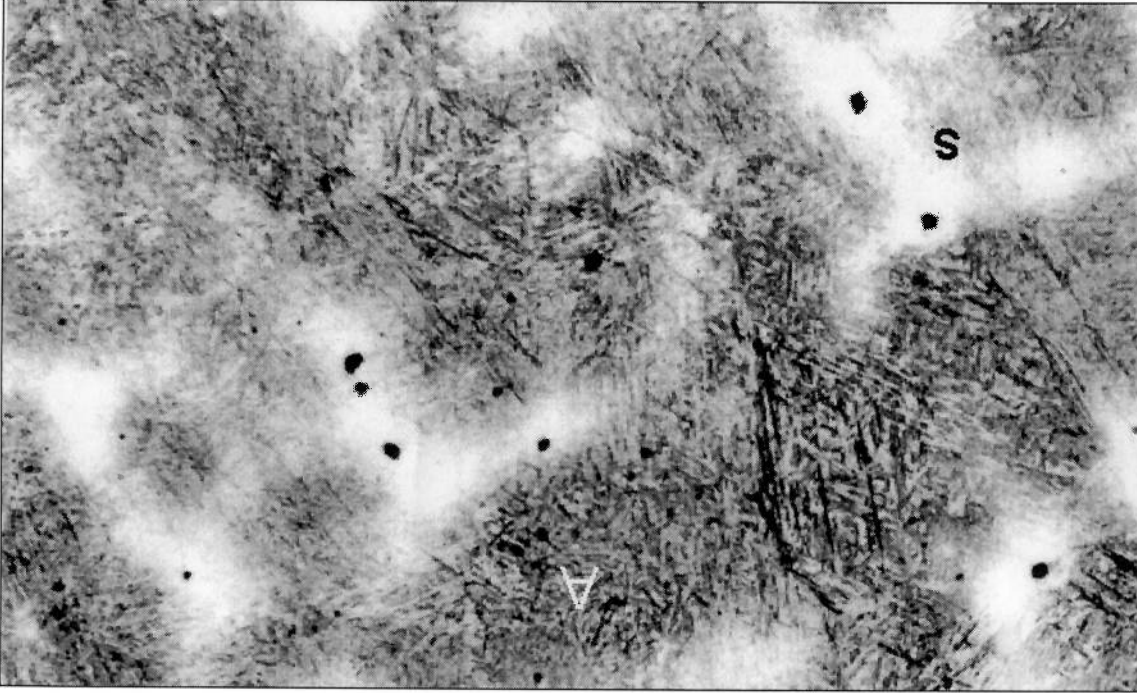


Figura 6.1 – Microestrutura do aço temperado, 100 X, Nital 5%.

As Figuras 6.2 apresenta detalhes das diferentes regiões observadas na Figura 6.1 e a Figura 6.3 ilustra uma região de contorno de grão entre bainita e martensita.

Figura 6.3 – Detalhe de região de contorno de grão entre martensita (M) e bainita (B). 500 X. Nital 5%.

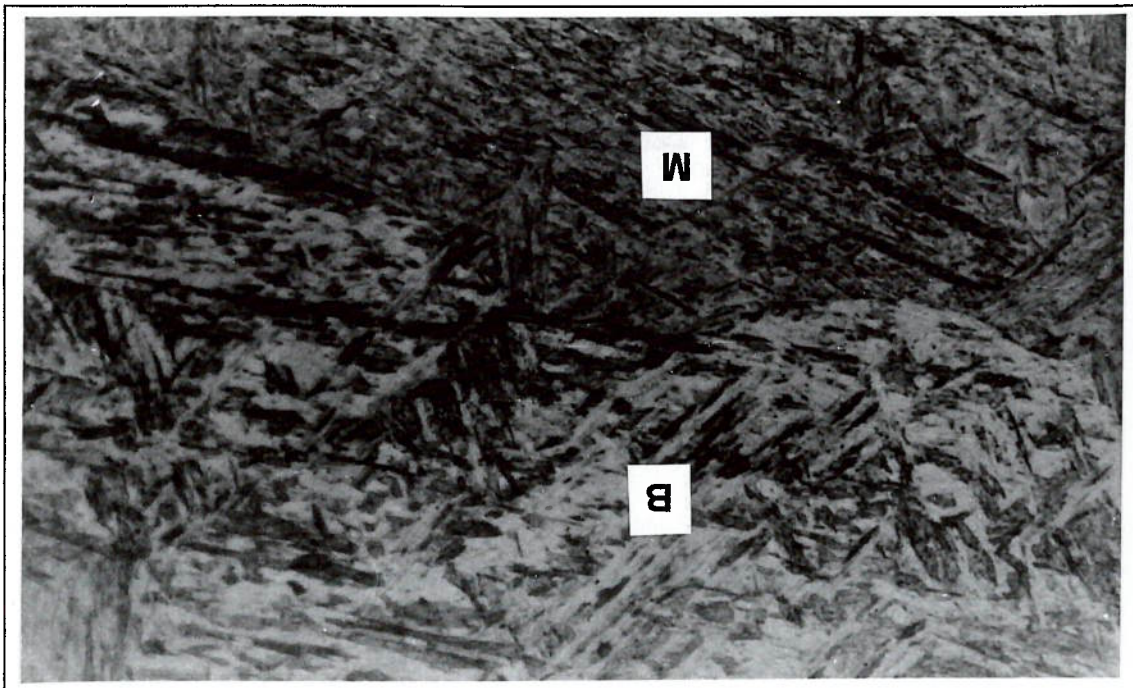
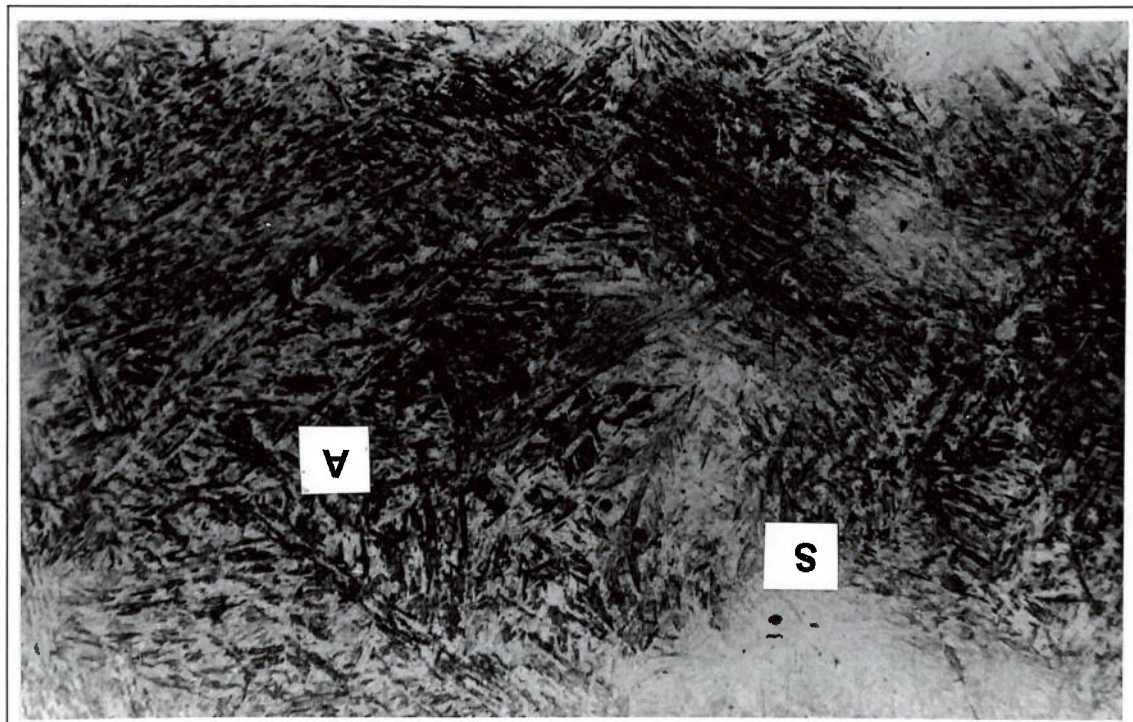


Figura 6.2 – Detalhe das regiões do aço temperado. 200 X. Nital 5%.



A Tabela 6.1 apresenta os resultados das medidas de dureza e microdureza do aço temperado empregado nos experimentos. No caso dos ensaios de microdureza, os resultados se referem às regiões A e S, apresentadas na Figura 6.1.

**Tabela 6.1 – Dureza (HRC) e microdureza do aço temperado**

Dureza (HRC)	Microdureza (kgf/mm <sup>2</sup> )
55,2 ± 0,3	Região A
	753 ± 16
	Região S
	784 ± 32

Os resultados de dureza obtidos são semelhantes aos apresentados por VENNE<sup>73</sup>, (555HB ≅ 55 HRC) e por DIESBURG; BORIK<sup>76</sup>, (538 HB ≅ 54 HRC). Não foi encontrado na literatura resultados de medidas de microdureza para este material. A Tabela 6.1 mostra que a região S apresentou valor médio de microdureza 4% maior do que o medido para a região A.

Materiais cuja microestrutura apresenta mais de uma região com dureza diferente, a resistência ao desgaste em geral apresenta desvios em relação ao modelo de Archard. Neste caso, pode ser utilizado o conceito de dureza equivalente (HV<sub>EQ</sub>) introduzido por POHL e colaboradores<sup>81</sup>,  $HV_{EQ} = v_1 \cdot H_1 + v_2 \cdot H_2$ . (v é a fração volumétrica e H a dureza das respectivas regiões). Entretanto, para o aço utilizado, pode se considerar que a aplicação do conceito de dureza equivalente é desnecessária, em função da pequena diferença na microdureza, da restrita fração volumétrica de regiões não atacadas por Nital 5% e dos microconstituintes da estrutura serem semelhantes. O valor médio da dureza, considerando todas as medidas realizadas, é  $768 \pm 29$ .

## 6.2. Caracterização do abrasivo

### 6.2.1. Brita Fina

A Figura 6.4 mostra as curvas de distribuição granulométrica do abrasivo empregado na alimentação e o produto da condição BF/A0. Os dados relativos a estas distribuições podem ser vistos nas Tabelas 6.2 e 6.3.

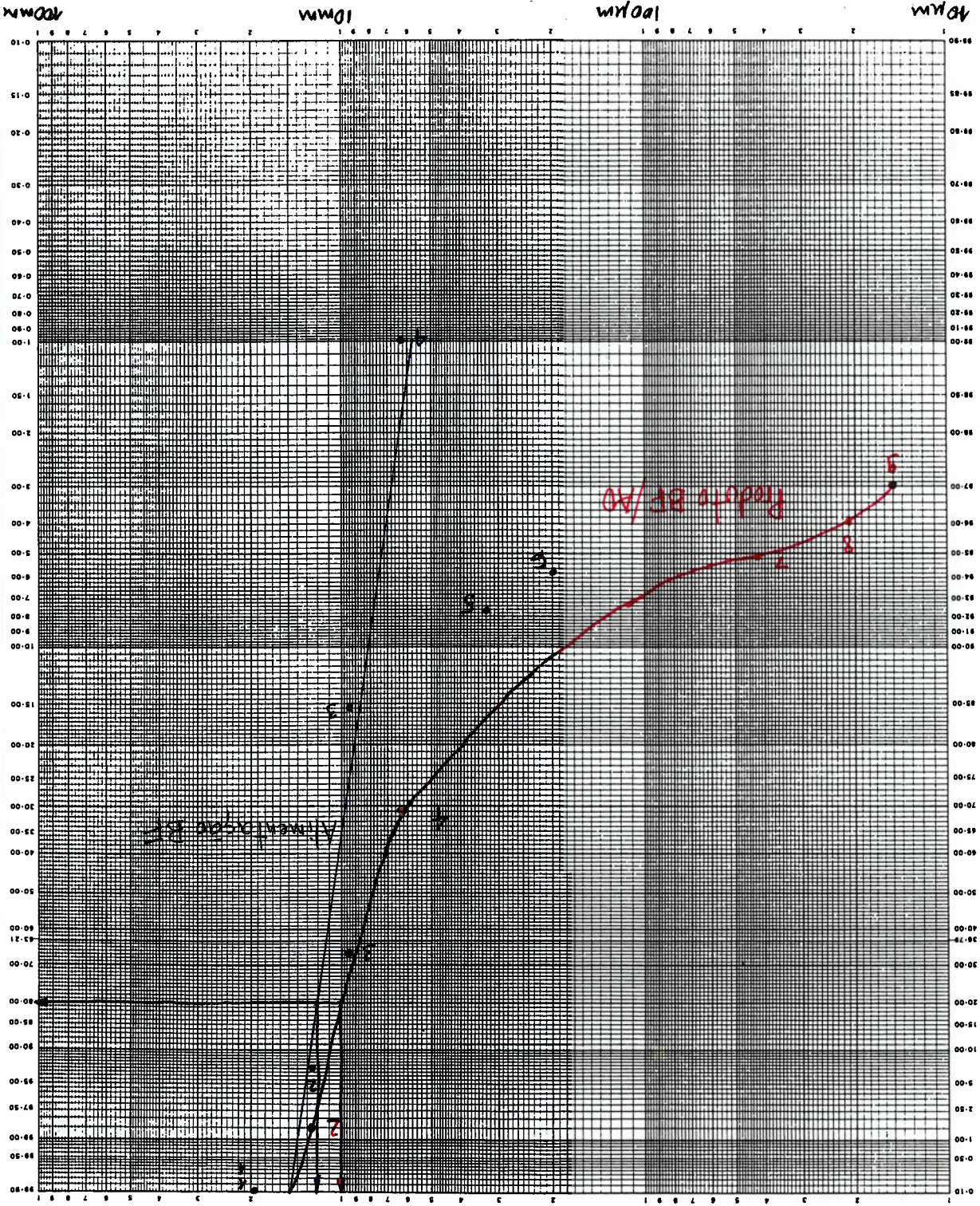
**Tabela 6.2 - Brita Fina - Alimentação**

Tamanho (mm)	% massa retida	% retida acumulada	% passante
19,10	0,0	0,0	100
12,70	7,3	7,3	92,7
9,52	76,5	83,8	16,2
6,35	15,2	99,0	1,0
6,00	1,0	100	0,0

**Tabela 6.3 - Brita Fina - Produto abertura de saída zero**

Tamanho (mm)	% massa retida	% retida acumulada	% passante
19,10	0,0	0,0	100
12,70	1,9	1,9	98,1
9,52	31,5	33,4	66,6
6,35	36,5	69,9	30,1
3,36	22,3	92,2	7,8
2,00	2,0	94,2	5,8
0,42	0,7	94,9	5,1
0,21	1,2	96,1	3,9
0,15	0,9	97,0	3,0
0,07	3,0	100	0,0

Figura 6.4 – Curvas granulométricas de alimentações e produto de britagem para a condição Brita Fina/Abertura zero -BF/A0. Abscissa: tamanho de partícula. Ordenada: % passante acumulado.





A distribuição granulométrica, apresentada na Figura 6.4 mostra que a fração passante na malha 9,52 mm corresponde a apenas 16,12%, o que mostra a uniformidade do tamanho do produto.

A Figura 6.4 mostra também que a redução da fração passante não foi uniforme, ou seja, 66,57% é maior que 6,35 mm e 7,85% menor que 3,36 mm, estando cerca de 60% do material dentro dessa faixa.

### 6.2.2. Brita Grossa

A Figura 6.5 mostra a curva de distribuição granulométrica do abrasivo empregado na alimentação e dos produtos de britagem das condições BG/A3 e BG/A0 Os dados relativos a estas distribuições podem ser vistos na Tabela 6.4.

**Tabela 6.4 - Brita Grossa – Alimentação**

Tamanho (mm)	% massa retida	% massa retida acumulada	% passante
25,40	0,00	0,00	100
19,10	7,2	7,2	92,8
12,70	87,7	94,9	5,1
12,00	5,1	100	0,0

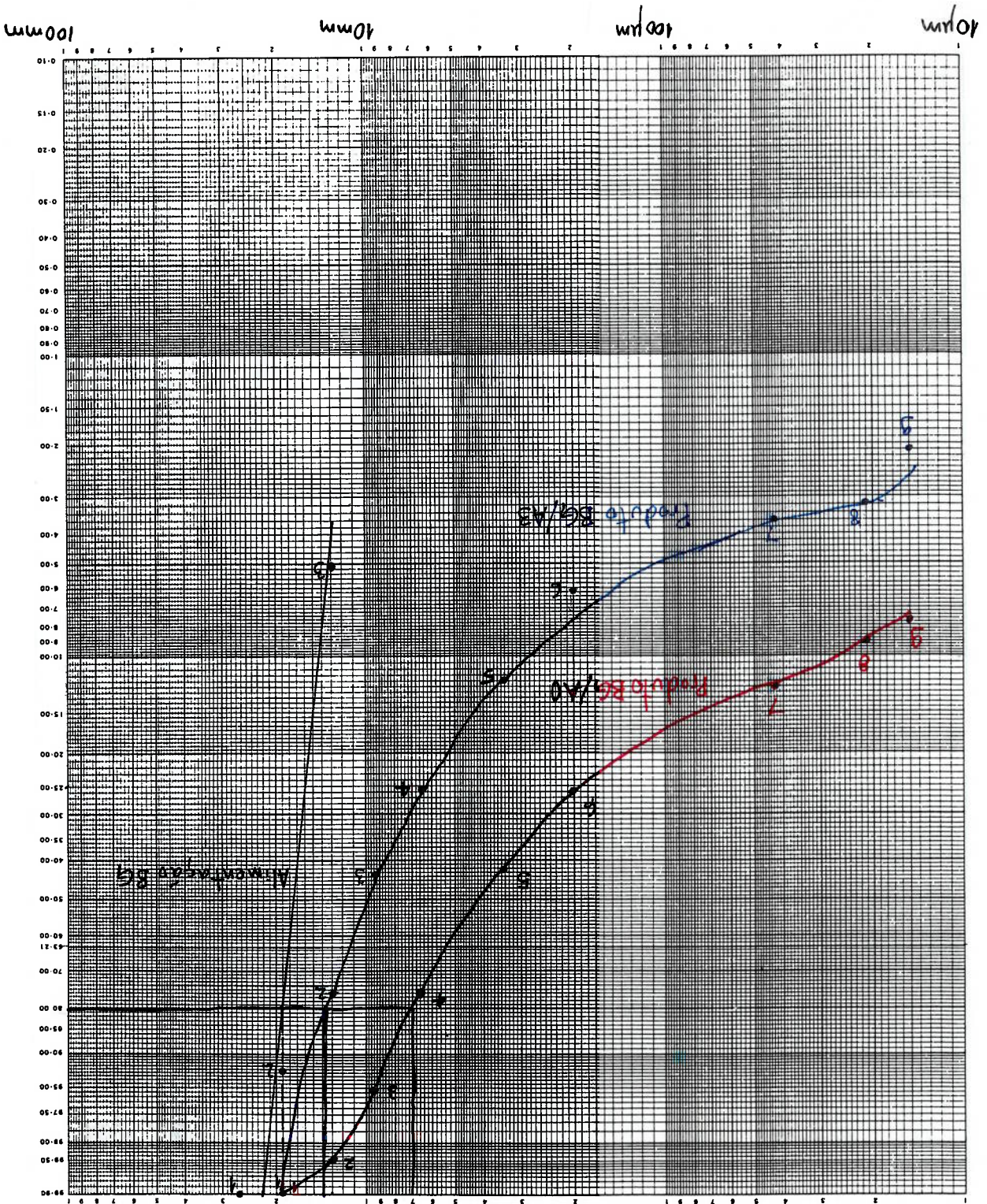
Tamanho (mm)	% massa retida	% massa retida acumulada	% passante
19,10	0,0	0,0	100
12,70	0,5	0,5	99,5
9,52	4,2	4,7	95,3
6,35	19,6	24,3	75,7
3,36	33,8	58,1	41,9
2,00	15,9	74,0	26,0
0,42	13,7	87,7	12,3
0,21	3,1	90,8	9,2
0,15	1,6	92,4	7,6
0,07	7,6	100	0,0

**Tabela 6.6 - Brita Grossa - Produto abertura de saída zero.**

Tamanho (mm)	% massa retida	% massa retida acumulada	% passante
19,10	0,0	0,0	100
12,70	23,8	23,8	76,2
9,52	32,5	56,3	43,7
6,35	17,8	74,1	25,9
3,36	12,9	87,0	13,0
2,00	6,9	93,9	6,1
0,42	2,5	96,4	3,6
0,21	0,4	96,8	3,2
0,15	1,0	97,8	2,2
0,07	2,2	100	0,0

**Tabela 6.5 - Brita Grossa - Produto abertura de saída 3 mm.**

Figura 6.5 – Curvas granulométricas de alimentação e produto de britagem das condições Brita Grossa/Abertura zero – BG/A0; e Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3. Abcissa: tamanho de partícula. Ordenada: % passante acumulado.



A Figura 6.5 apresenta distribuição granulométrica de alimentação similar à apresentada na Figura 6.4, sendo neste caso a fração passante na malha 12,70 mm igual a 5,05%. As curvas granulométrica dos produtos de britagem apresentadas na Figura 6.5 mostram uma distribuição mais uniforme, mostrando que o desvio da curva de ajuste em relação aos pontos experimentais foi menor que o apresentado na Figura 6.4.

A Tabela 6.7 resume os resultados de relação de redução de tamanho, calculados a partir dos parâmetros  $A_{80}$  e  $P_{80}$ , extraídos das curvas de distribuição granulométrica.

**Tabela 6.7 – Relações de redução de tamanho encontradas nas diferentes condições de ensaio.**

Condição	$A_{80}$	$P_{80}$	$R_R$
BF/A0	12,0	10,0	1,2
BG/A3	19,0	14,0	1,4
BG/A0	19,0	7,0	2,7

### 6.2.3. Propriedades físicas do granito

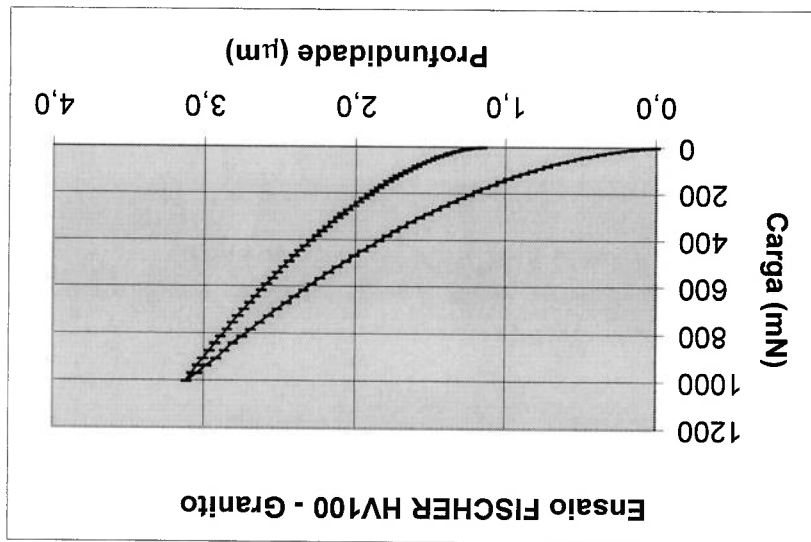
A Tabela 6.8 apresenta os resultados de microdureza e módulo de elasticidade do granito.

**Tabela 6.8 - Microdureza e módulo de elasticidade do granito**

Microdureza (kgf/mm <sup>2</sup> )	1348 ± 237
$E/(1-\nu^2)$ (GPa)	83 ± 7

As relações entre o desvio-padrão e a média dos resultados de microdureza do granito são superiores às do aço temperado; o que pode ser explicado pela heterogeneidade deste minério, composto de 3 fases (quartzo, feldspato e mica), e pela possibilidade de interação entre os microconstituintes em relação à carga aplicada pelo penetrador. Por exemplo, uma medida feita em quartzo cercado por mica é diferente de uma medida em quartzo cercado por feldspato. Nos dois casos, há diferenças na forma em que o microconstituinte é restringido ("constrained") e variações nas medidas são decorrentes deste tipo de interação.

Figura 6.6 – Curva típica de carregamento e descarregamento em ensaio de microdureza do granito.



A Figura 6.6 apresenta uma das curvas obtidas para as medidas de microdureza. O comportamento observado pode ser considerado típico de materiais com recuperação quase 100% elástica.

### 6.3. Ensaio de desgaste

- Brita Fina – Abertura entre mandíbulas na posição fechada zero.

As Figuras 6.7 e 6.8 mostram as curvas de taxa de desgaste para a

condição BF/A0. Os dados referentes a estas Figuras podem ser vistos nas

Tabelas 6.9 e 6.10.

**Tabela 6.9 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição**

**Brita Fina /Abertura zero - BF/A0/MM**

	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Média
Batelada (kg)	30	60	90	120	150
Perda de massa (g)	0,72	0,62	0,47	0,42	0,46
Perda de massa (g)	0,77	0,62	0,60	0,58	0,37
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	2,40	1,83	1,57	1,40	1,53
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	2,57	2,07	2,00	1,93	1,23
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	2,49	1,95	1,79	1,67	1,38

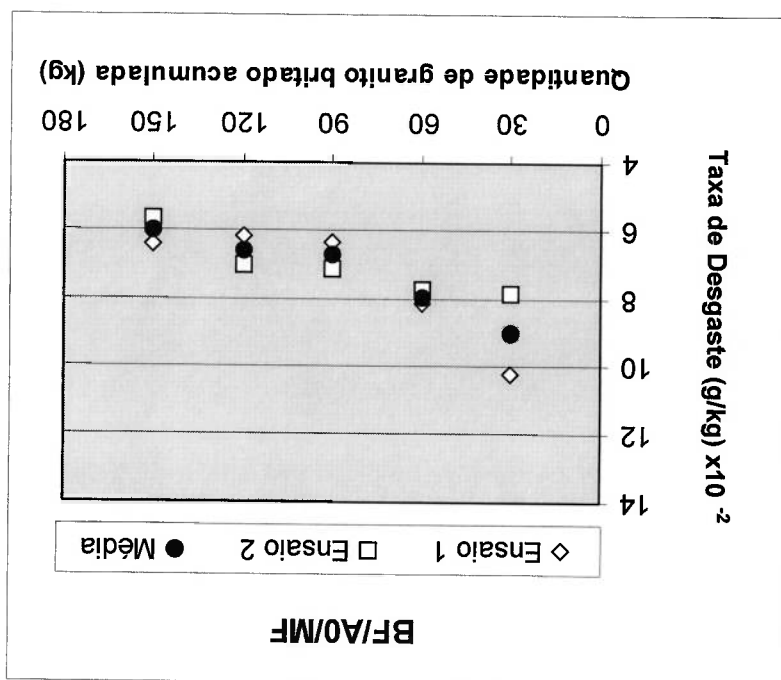
**Tabela 6.10 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição**

**Brita Fina /Abertura zero - BF/A0/MF**

	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Média
Batelada (kg)	30	60	90	120	150
Perda de massa (g)	3,07	2,45	1,91	1,86	1,93
Perda de massa (g)	2,35	2,32	2,11	2,10	1,68
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	10,23	8,17	7,73	7,03	6,43
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	7,83	7,73	7,03	7,00	5,60
Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	9,03	7,95	6,70	6,60	6,02

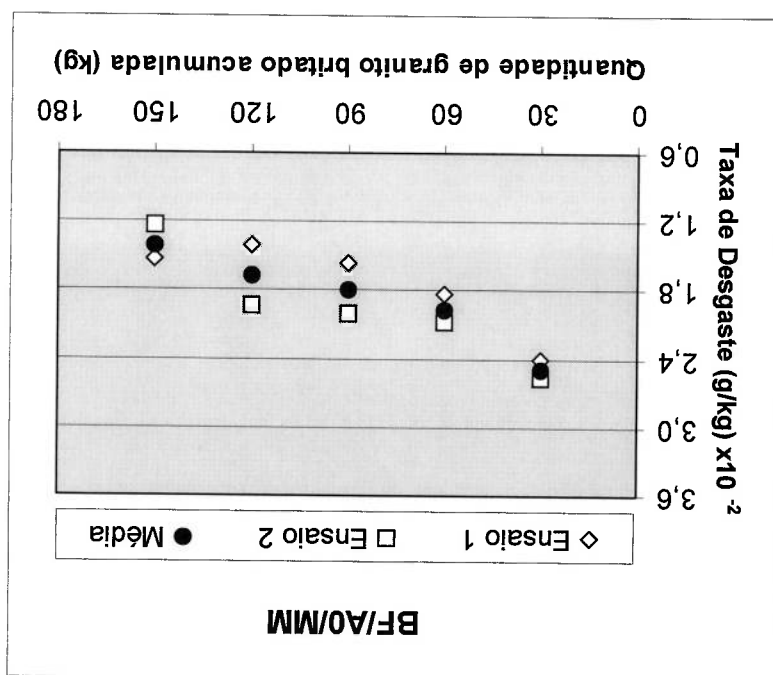
Fina/Abertura de zero - BF/A0/MF.

Figura 6.8 – Curvas de desgaste para mandíbulas fixas na condição Brita



Brita Fina/Abertura de zero - BF/A0/MM.

Figura 6.7 – Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição



As Figuras 6.7 e 6.8 mostram que as taxas de desgaste para mandíbulas móveis e fixas apresentaram comportamentos semelhantes, ou seja, as taxas de desgaste são decrescentes em todo o intervalo de britagem, apresentando tendência a estabilização, embora esta estabilização não possa ser definida de forma precisa apenas por meio da análise de perda de massa. As taxas de desgaste das mandíbulas fixas são superiores às taxas das mandíbulas móveis. As maiores dispersões observadas para perda de massa foram de 30,6% para mandíbulas móveis e de 12,9% para mandíbulas fixas, em 30 e 120 kg, respectivamente.

- **Brita Grossa – Abertura entre mandíbulas na posição fechada 3mm.**

As Figuras 6.9 e 6.10 mostram as curvas de taxa de desgaste para a condição BG/A3. Os dados referentes a estas Figuras podem ser vistos nas Tabelas 6.11 e 6.12.

**Tabela 6.11 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição**

**Brita Grossa/Abertura 3 mm - BG/A3/MM**

Batelada (kg)	Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$
	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2
30	0,40	0,56	1,33	1,87	1,60	1,60
60	0,36	0,43	1,20	1,65	1,43	1,43
90	0,35	0,47	1,17	1,62	1,40	1,40
120	0,37	0,48	1,23	1,62	1,43	1,43
150	0,32	0,41	1,07	1,56	1,32	1,32
	Média					



Tabela 6.12 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição

Brita Grossa/Abertura 3 mm - BG/A3/MF

Ensaio 1		Ensaio 2		Média	
Batelada (kg)	Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$	Taxa (g/kg) $\times 10^{-2}$
30	1,41	1,49	4,70	4,97	4,84
60	1,38	1,39	4,60	3,90	4,25
90	1,32	1,23	4,40	4,10	4,25
120	1,25	1,17	4,17	4,63	4,40
150	1,11	1,12	3,73	3,73	3,73

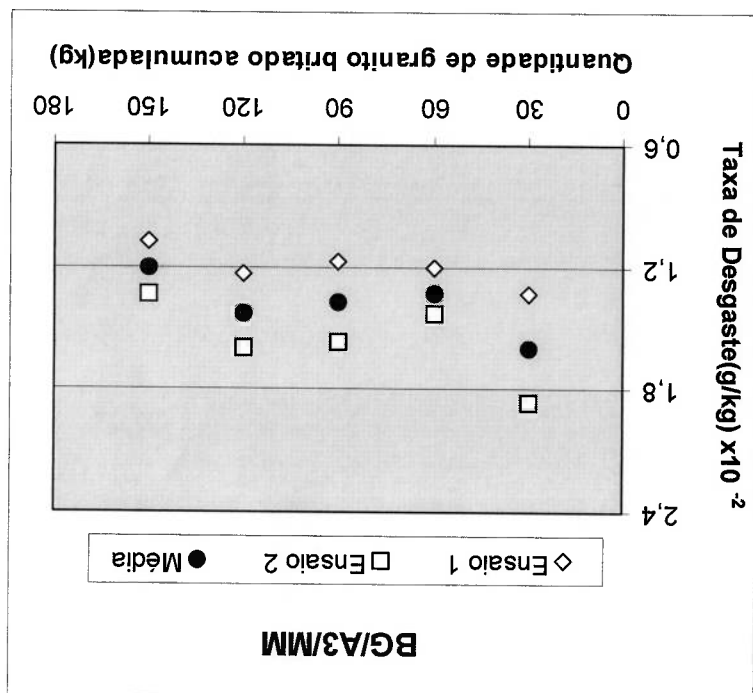


Figura 6.9 – Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição

Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3/MM.

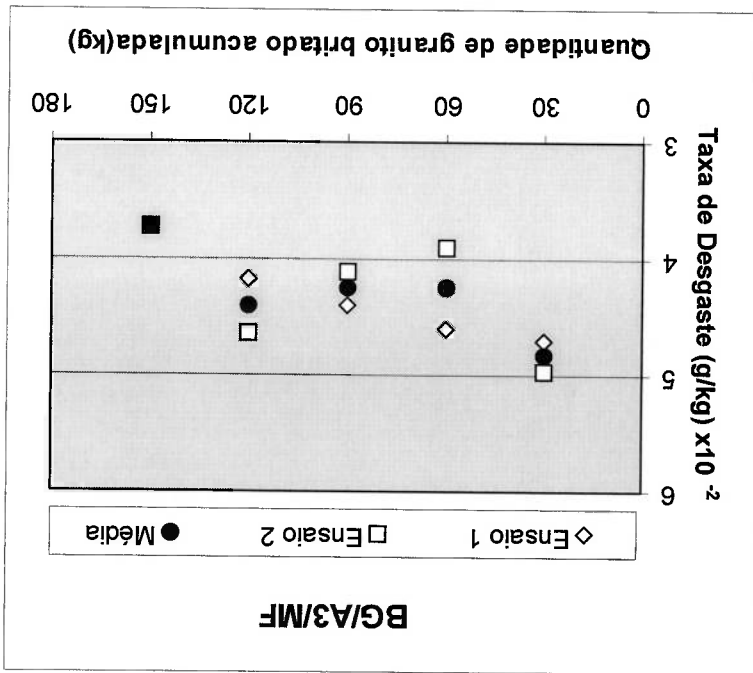
As Figuras 6.11 e 6.12 mostram as curvas de taxa de desgaste para a condição BG/A0. Os dados referentes as estas Figuras podem ser vistos nas

• **Brita Grossa – Abertura entre mandíbulas na posição fechada zero.**

As Figuras 6.9 e 6.10 mostram, da mesma forma que as Figuras 6.7 e 6.8, que as taxas de desgaste apresentam tendência a estabilizar, porém, para o intervalo de britagem estudado esta estabilização ainda não é suficientemente precisa. Novamente, as mandíbulas fixas apresentam maiores taxas de desgaste. As maiores dispersões observadas entre os ensaios foram de 40,0% para as mandíbulas móveis e de 14,6% para mandíbulas fixas, nas bateladas de 120 e 30 kg, respectivamente.

**Brita Grossa/Abertura 3mm - BG/A3/MF.**

**Figura 6.10 – Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição**



**Tabela 6.13 - Resultados de desgaste de mandíbulas móveis na condição**

**Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MM**

Batelada (kg)	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Media
Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg)
30	0,76	0,79	2,57	2,63	2,60	2,60	2,60
60	0,60	0,65	2,00	2,17	2,08	2,08	2,08
90	0,58	0,54	1,93	1,80	1,87	1,87	1,87
120	0,50	0,55	1,67	1,83	1,75	1,75	1,75
150	0,40	0,51	1,33	1,70	1,52	1,52	1,52

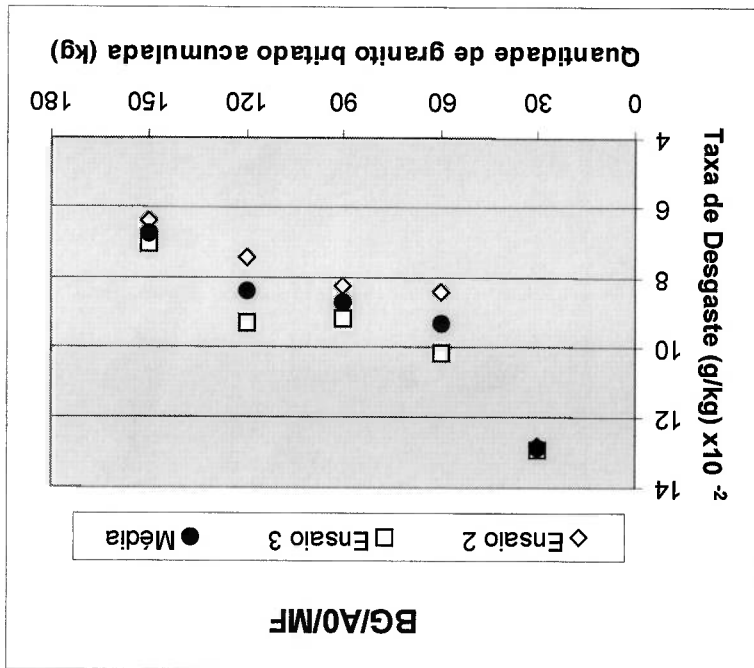
**Tabela 6.14 - Resultados de desgaste de mandíbulas fixas na condição**

**Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MF**

Batelada (kg)	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Ensaio 1	Ensaio 2	Media
Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg) $\times 10^2$	Taxa (g/kg)
30	3,84	3,88	12,80	12,93	12,87	12,87	12,87
60	2,52	3,04	8,40	10,13	9,27	9,27	9,27
90	2,48	2,76	8,27	9,20	8,73	8,73	8,73
120	2,23	2,79	7,43	9,30	8,37	8,37	8,37
150	1,92	2,12	6,40	7,07	6,73	6,73	6,73

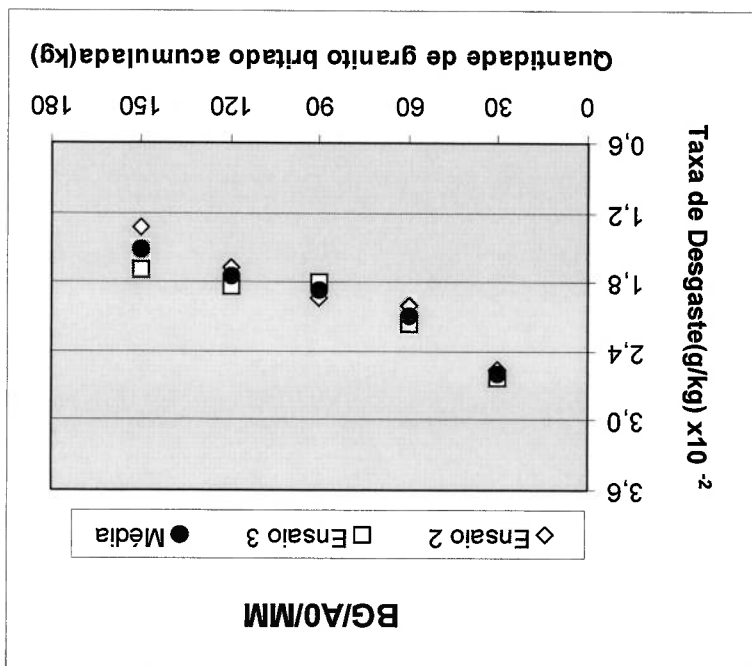
Grossa/Abertura zero - BG/A0/MF.

Figura 6.12 – Curvas de desgaste para mandíbulas fixas na condição Brita



Brita Grossa/Abertura zero - BG/A0/MM.

Figura 6.11 – Curvas de desgaste para mandíbulas móveis na condição

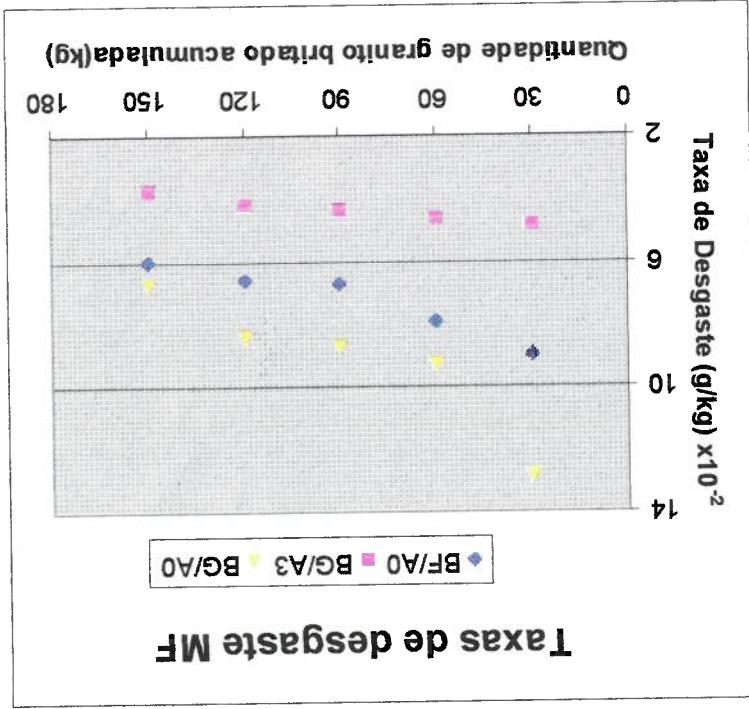


As Figuras 6.11 e 6.12 mostram que as taxas de desgaste apresentam o mesmo comportamento observado anteriormente, embora as taxas de desgaste apresentem tendência à estabilização, esta não é clara suficiente de modo que se determine um critério para o final do regime transitente apenas com a análise de perda de massa. As mandíbulas fixas apresentam também nesta condição, taxas de desgaste superiores. As maiores dispersões observadas entre os ensaios foram de 27,5% para as mandíbulas móveis e 25,1% para mandíbulas fixas, nas bateladas de 150 e 120 kg, respectivamente. Um resumo dos resultados pode ser visto nas Figuras 6.13 e 6.14, que apresentam as taxas de desgaste médias das três condições de ensaio. Decorre da observação destas Figuras que:

1. As taxas de desgaste são decrescentes no intervalo de britagem utilizado; independente da posição da mandíbula (fixa ou móvel); e das diferentes condições de ensaio, ou seja, granulometria de alimentação e diferentes aberturas entre mandíbulas;
2. As taxas de desgaste das mandíbulas fixas são superiores para todas as condições de ensaio;
3. As taxas de desgaste das mandíbulas fixas permitem diferenciar melhor as condições de ensaio;
4. As taxas de desgaste das mandíbulas fixas apresentaram menores dispersões, entre 13 e 25% de um ensaio para outro; enquanto as dispersões para as mandíbulas móveis ficaram entre 28 e 40% e;
5. As taxas de desgaste em função das condições de ensaio são crescentes na seguinte ordem: BG/A3; BF/A0 e BG/A0.

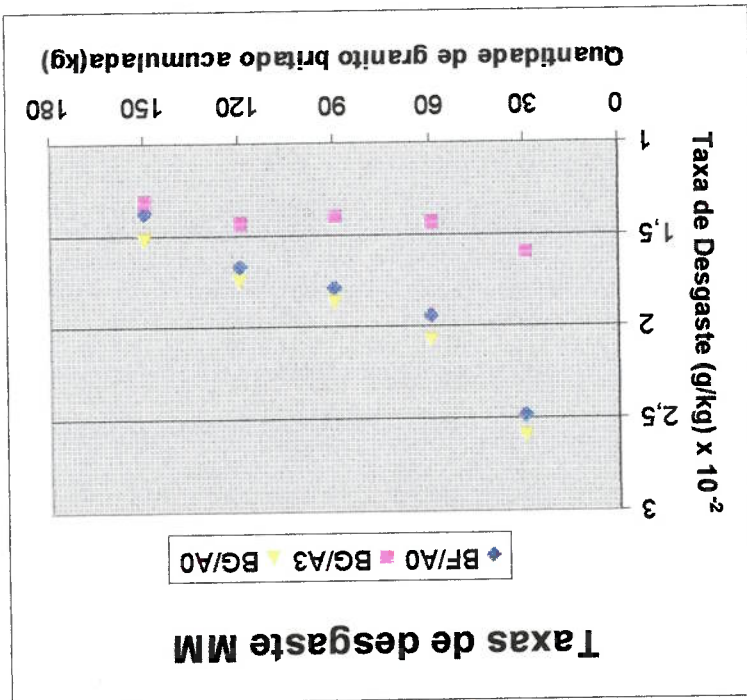
fixas.

Figura 6.14 – Resumo das curvas de desgaste médias para mandíbulas



móveis.

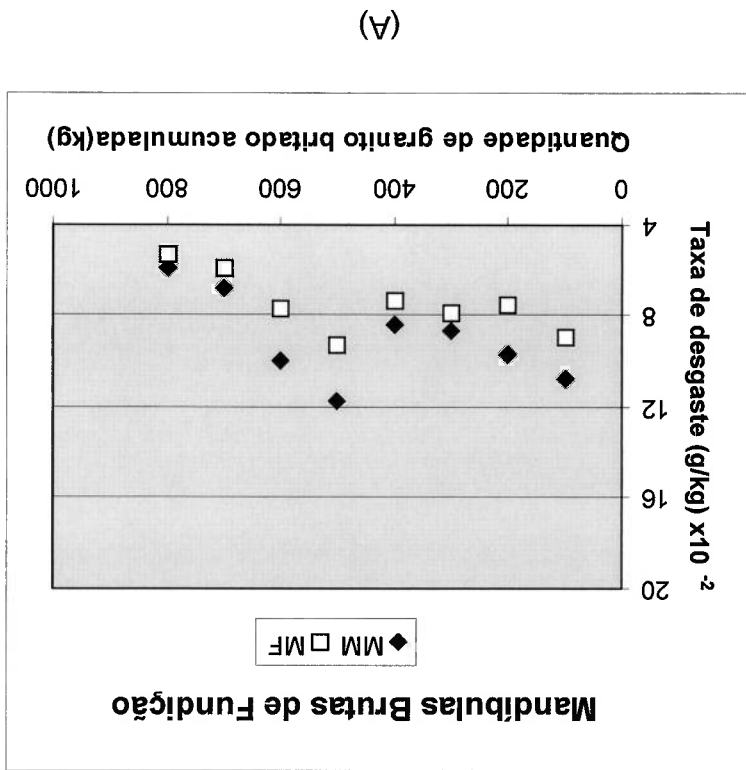
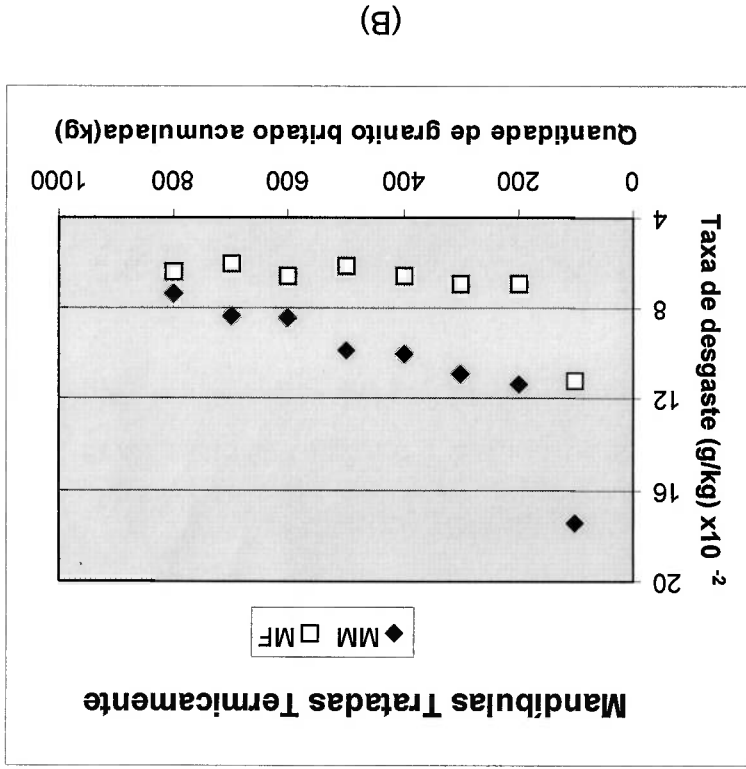
Figura 6.13 – Resumo das curvas de desgaste médias para mandíbulas



Resultados de ensaio de britagem, realizados por SINATORA<sup>82</sup>, com mandíbulas corrugadas de ferro fundido branco de alto cromo austeníticos, utilizando granito como abrasivo, apresentados na Figura 6.15, confirmam que a estabilização da taxa de desgaste pode ser extremamente difícil de ser analisada em ensaios de britadores, e que diferentes comportamentos para as taxas de desgaste são possíveis de ocorrer em um mesmo ensaio.

Por exemplo, a Figura 6.15 (B) mostra ser razoável considerar, para a mandíbula fixa tratada termicamente, que a taxa de desgaste estabiliza a partir da segunda batelada ( 200 kg britados ), em um valor em torno de 0,065 g/kg. Por sua vez, a taxa de desgaste da mandíbula fixa, após uma queda acentuada entre a primeira e segunda batelada ( 100 e 200 kg britados ), é reduzida linearmente com as bateladas subsequentes. Comportamento semelhante apresentaram as mandíbulas brutas de fundição, mostrando que a estabilização das taxas de desgaste não é precisa nestes casos.

Figura 6.15 – Resultados de SINATORA<sup>82</sup> em ensaios de britagem com ferro fundido branco de alto cromo austenítico. A) Amostras brutas de fundição B) Amostras tratadas termicamente. Abrasivo: granito.





A queda acentuada nas taxas de desgaste entre a primeira e segunda bateladas ( 30 e 60 kg ), como mostra, por exemplo, a Figura 6.12, pode ser atribuída à ação conjunta de dois fatores: remoção de heterogeneidades superficiais, resultantes dos processos de fundição, tratamento térmico e corrosão, e ao endurecimento do material próximo à superfície, como será

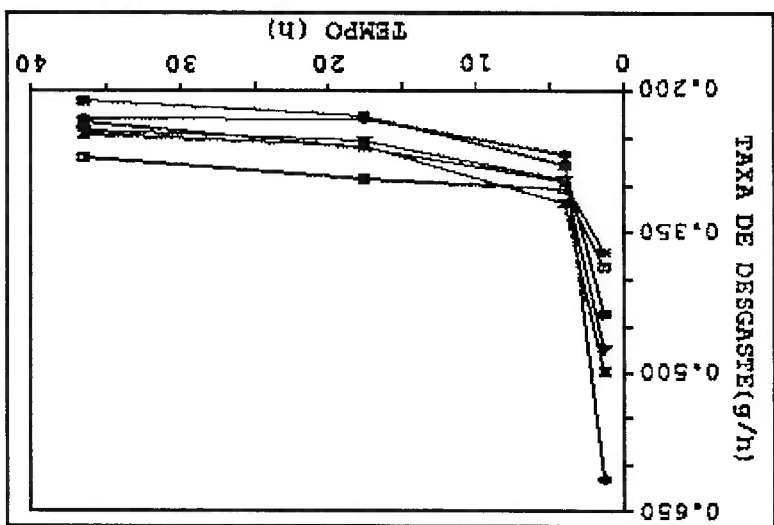
enruiamento do material.

O regime transitente de desgaste pode ser discutido em função de dois parâmetros: alterações na geometria dos corpos-de-prova e em função do

ensaios em moinho de bolas. Abrasivo: areia de sílica.

do tempo, de 5 ligas de ferros fundidos brancos de alto cromo, após

**Figura 6.16 – Resultados de ALBERTIN® para taxa de desgaste em função**

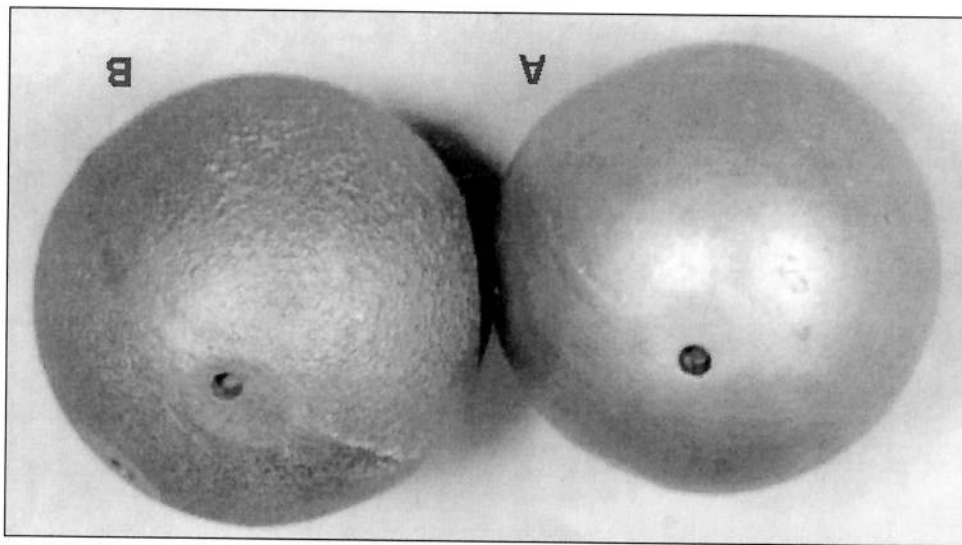


como mostra a Figura 6.16.

Por sua vez, resultados de desgaste em moinho de bolas obtidos por ALBERTIN® para ferros fundidos brancos com alto cromo, mostram de maneira clara a estabilização das taxas de desgaste a partir de 30 horas de moagem,

apresentado na Tabela 6.15. O processo aleatório de remoção de heterogeneidades explica grandes dispersões observadas entre as taxas de desgaste nas primeiras bateladas. Uma hipótese para explicar a queda das taxas de desgaste das demais bateladas é que as condições de operação de ensaio são constantemente alteradas, em função de mudanças na geometria das mandíbulas.

O aspecto das superfícies com remoção de heterogeneidades superficiais após os períodos iniciais de ensaio pode ser visto na Figura 6.17, relativa aos resultados de ALBERTIN da Figura 6.16, para bolas de ferro fundido branco, antes e após moagem com areia de sílica.



**Figura 6.17 – Aspecto superficial de bolas de ferro fundido branco de alto cromo. A) Após moagem de 30 horas em areia de sílica. B) Antes desta moagem. Resultados de ALBERTIN<sup>6</sup>.**

A seguir, serão discutidos com detalhe a influência do encruamento e da alteração na geometria das mandíbulas nas taxas de desgaste, a partir de

resultados de ensaios de desgaste realizados no sistema bloco/porta-amostra, apresentados no item 5.5.

### 6.3.1. Encruamento superficial e subsuperficial

Os resultados de microdureza superficial, realizados com o sistema bloco/porta-amstras, podem ser vistos na Tabela 6.15.

**Tabela 6.15 – Resultados de microdureza superficial**

Quantidade de granito britado (kg)	Microdureza superficial MM (kgf/mm <sup>2</sup> )	Microdureza superficial MF (kgf/mm <sup>2</sup> )
30	1015 ± 84	1059 ± 81
75	1041 ± 160	1056 ± 106
90	1022 ± 106	1088 ± 163
105	1043 ± 82	1112 ± 111
150	1038 ± 157	1078 ± 97

Os desvios-padrão dos resultados de microdureza ficaram situados entre 8 e 15%. Considerando a grande irregularidade da superfície de desgaste, estes desvios podem ser considerados pequenos.

Os resultados da Tabela 6.15 mostram que as microdurezas superficiais das mandíbulas móvel e fixa não diferem de forma significativa de um corpo-de-prova para outro, ou seja, amostras com diferentes quantidades de granito britado. Portanto, o endurecimento da superfície por meio do encruamento, atinge um determinado valor logo após o final da primeira batelada, permanecendo inalterado com maiores quantidades de abrasivo britado.

Os resultados da Tabela 6.15 mostram que as microdurezas superficiais das mandíbulas fixas são ligeiramente superiores às medidas nas mandíbulas móveis. Sob o ponto de vista da equação de Archard este resultado é estranho, pois as mandíbulas fixas apresentam taxas de desgaste maiores. Entretanto, em função da severidade das solicitações nas mandíbulas fixas, há grande deformação plástica associada às perdas de massa, como será visto na Figura 6.23, de tal forma que há uma compensação parcial entre endurecimento e remoção de material. Uma analogia pode ser feita com a técnica de polimento metalográfico, onde grandes "pressões" causam intensa deformação e ao mesmo tempo a remoção de material torna-se mais eficiente, resultando em um acabamento final da superfície inadequado.

Dureza inicial (HRC)	Dureza após 40 h de ensaio	Dureza após 55 h de ensaio	Dureza após 30 h de ensaio
56,9 ± 0,7	62,9 ± 1,4	62,3 ± 0,9	64,6 ± 1,0

**ensaios de moagem. Dados de ALBERTIN<sup>6</sup>.**

**Tabela 6.16 – Dureza Rockwell C de aço martensítico antes e após 3**

resultados da Tabela 6.15.

6.16 mostra resultados de ensaios de moagem realizados por ALBERTIN<sup>6</sup> para aço martensítico, utilizando areia de sílica como abrasivo, ilustrando os ser considerado uma característica inerente ao desgaste abrasivo. A Tabela Este endurecimento abrupto após os períodos iniciais de desgaste pode estabelecer um regime permanente das taxas de desgaste.

• Caso se considere que as taxas de desgaste são afetadas diretamente pelo encruamento, é possível afirmar que este parâmetro contribui para o

O encruamento superficial apresentado por meio de medidas de microdureza da Tabela 6.15, concorda com a equação encontrada por TORRANCE<sup>37</sup>, que reflete uma análise (equação de ajuste) dos resultados de RICHARDSON<sup>42</sup> para diversos aços martensíticos.

$$H_s = H + 300 + 130\%C$$

onde,

H = dureza inicial;

H<sub>s</sub> = dureza da superfície, após a mesma ter sido desgastada e;

%C = teor de carbono em peso.

Tomando o valor de dureza plástica obtido para o aço temperado (768 kgf/mm<sup>2</sup>) e aplicando a Equação 3.20, resulta um valor de 1102 kgf/mm<sup>2</sup>; muito próximo dos apresentados na Tabela 6.15. Isto significa um aumento de 43% na microdureza após ensaio de desgaste.

O encruamento subsuperficial foi avaliado nas amostras das mandíbulas fixas. Os resultados de microdureza ao longo de uma seção transversal dos blocos correspondentes a 30 e 150 kg podem ser vistos na Figura 6.18, e os dados referentes à mesma na Tabela 6.17.

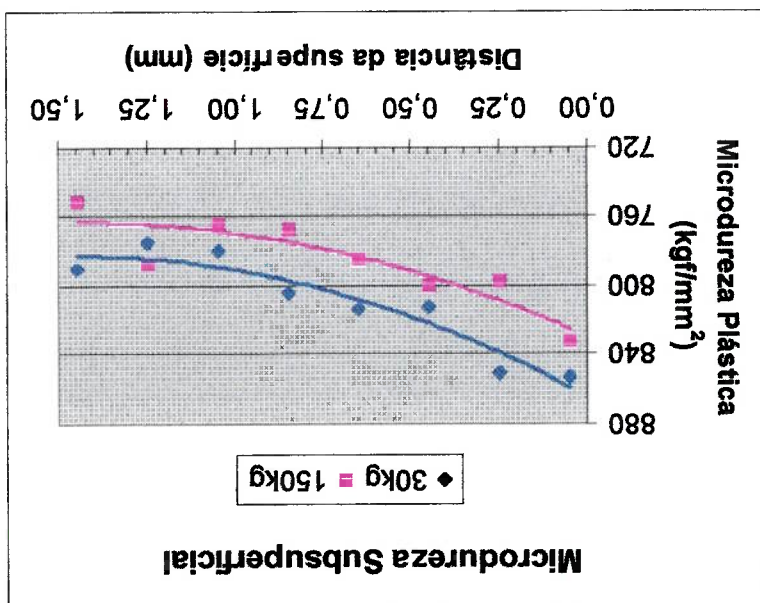
Figura 6.18 – Microdureza subsuperficial após ensaios de desgaste no

sistema bloco/porta-amstras.

Tabela 6.17 – Resultados de microdureza subsuperficial após ensaios de

desgaste no sistema bloco/porta-amstras.

Distância da superfície (mm)	Amostra 30kg	Amostra 75kg	Amostra 90kg	Amostra 105kg	Amostra 150kg
0,05	853 ± 25	843 ± 12	830 ± 7	820 ± 21	832 ± 26
0,25	851 ± 16	798 ± 7	822 ± 53	831 ± 22	798 ± 10
0,45	813 ± 31	776 ± 2	793 ± 23	824 ± 17	800 ± 12
0,65	814 ± 28	770 ± 2	791 ± 27	803 ± 7	785 ± 12
0,85	805 ± 46	772 ± 11	783 ± 23	796 ± 10	768 ± 44
1,05	780 ± 46	763 ± 4	781 ± 26	812 ± 9	764 ± 27
1,25	776 ± 8	757 ± 7	788 ± 2	791 ± 14	787 ± 29
1,45	791 ± 10	756 ± 2	734 ± 23	788 ± 21	751 ± 20

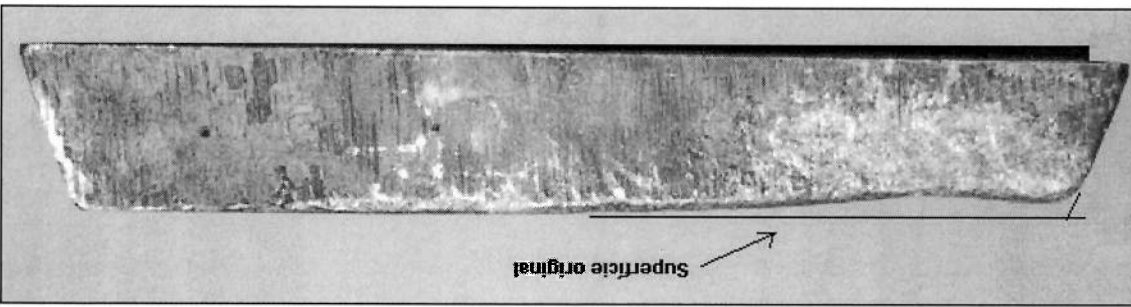


Os resultados da Figura 6.18 repetem o que foi verificado para dureza superficial, ou seja, a partir da primeira batelada o nível de encruamento atinge um valor que permanece inalterado com maiores quantidades de abrasivo britado.

A Figura 6.18 mostra que o tamanho da camada encruada é de 1mm, o que a princípio é uma coincidência com os resultados de BORIK; SPONSELLER<sup>30</sup> para aços manganhês austeníticos, apresentados na Figura 3.3, pois tratam-se de microestruturas diferentes. Por outro lado, esta coincidência permite levantar uma hipótese de que a severidade das solicitações seja mais determinante no encruamento por desgaste em tribossistemas abrasivos como britadores de mandíbulas do que a microestrutura.

### 6.3.2. Alteração na geometria das mandíbulas

Um dos prováveis motivos pelo qual as taxas de desgaste apresentadas nas Figuras 6.13 e 6.14 não apresentaram uma estabilização de forma clara, deve-se a uma mudança contínua na geometria da mandíbula, visto que a mesma desgasta de forma desigual em diferentes seções, como pode ser visto na Figura 6.19.



**Figura 6.19– Perfil geométrico da mandíbula fixa, após 450 kg de  
britagem, em ensaios no sistema porta-amostra/bloco.**

Uma outra evidência do desgaste diferencial das mandíbulas são os dados apresentados na Tabela 6.18, que correspondem aos ensaios realizados no sistema bloco/porta-amostra, nos quais os blocos foram colocados na região indicada na Figura 6.19.

Estes ensaios foram conduzidos na condição BG/A3 e apresentaram, proporcionalmente à massa de uma mandíbula inteira (1800 g), sendo que os blocos tem um massa média de 200 g, taxas de desgaste em média três vezes superiores às apresentadas nas Tabelas 6.11 e 6.12, caracterizando um maior desgaste nesta região.



Tabela 6.18 – Taxas de desgaste de blocos nas posições móvel e fixa.

Mandíbula Móvel		Mandíbula Fixa	
Quantidade de grânito britado (kg)	Perda de massa (g)	Perda de massa (g)	Taxa de desgaste corrigida $\times 10^{-2}$ (g/kg)
30	0,09	0,32	10,67
75	0,21	0,59	7,87
90	0,25	0,90	10,00
105	0,32	0,99	9,43
150	0,41	1,39	9,27
			8,43
Taxa de desgaste $\times 10^{-3}$ (g/kg)	Taxa de desgaste corrigida $\times 10^{-2}$ (g/kg)	Taxa de desgaste corrigida $\times 10^{-2}$ (g/kg)	Taxa de desgaste corrigida $\times 10^{-2}$ (g/kg)
3,00	2,70	2,70	10,67
2,80	2,52	2,52	7,87
2,78	2,50	2,50	10,00
3,05	2,75	2,75	9,43
2,73	2,46	2,46	9,27

Este desgaste irregular pode alterar de forma significativa a abertura entre as mandíbulas, o que modifica, por exemplo, a redução de tamanho do grânito. Como será discutido no item 6.3.4., menores reduções de tamanho levam a menores taxas de desgaste.

As taxas de desgaste apresentadas nas Figuras 6.13 e 6.14 sugerem que a influência do desgaste irregular na região inferior das mandíbulas foi maior entre a quarta e a quinta batelada. Uma analogia pode ser feita com casos reais, no qual este desgaste irregular, quando modifica em muito os parâmetros de operação, é considerado critério de fim da vida útil das mandíbulas. Portanto, a partir da quarta batelada, pode-se considerar que as taxas de desgaste passam para um terceiro estágio, posterior à remoção de heterogeneidades e ao endurecimento superficial (primeira batelada) e ao regime permanente (entre segunda e terceira batelada); podendo ser relacionado ao final de vida útil.

### 6.3.3. Discussão do critério de BLICKENSDEFFER e colaboradores<sup>78</sup> para ensaio em britador de mandíbulas

Como discutido no item 4.2, da revisão da literatura foi encontrado apenas uma referência ao equipamento utilizado neste Trabalho. BLICKENSDEFFER e colaboradores<sup>78</sup> consideraram o britador de mandíbulas de laboratório utilizado como uma versão compacta do ensaio proposto pela Norma ASTM G 81-83(89)<sup>77</sup>, e que a quantidade de abrasivos necessária para reproduzibilidade dos ensaios é 90 kg, diferentemente dos 908 kg sugeridos pela Norma ASTM G 81-83(89). Entretanto, nem a Norma e nem o trabalho de BLICKENSDEFFER e colaboradores detalham o porquê da escolha das referidas quantidades de abrasivo como critério de ensaio.

A adoção do critério de ensaio proposto por BLICKENSDEFFER e colaboradores<sup>78</sup> aos resultados apresentados nas Figuras 6.13 e 6.14 deve ser criteriosa, pois as Figuras mostram que a estabilização das taxas de desgaste, que caracteriza o início do regime permanente, não é suficientemente precisa. Isto pode estar relacionado com os níveis de dispersão inerentes aos resultados de atrito e desgaste.

Com a utilização da teoria de erros, SILVA<sup>83</sup> mostrou que as dispersões de resultados para coeficiente de atrito dinâmico entre polítileno de alta densidade e aço galvanizado não possuem relação com as incertezas de medição relativas ao equipamento utilizado (pino-contra-disco) mas estão ligadas diretamente às características do fenômeno, que é alterado, entre outras variáveis, por fatores e ambientais, como temperatura e umidade relativa do ar.

Resultados de ensaios de desgaste a três corpos de revestimentos cerâmicos WC-Co, utilizando como abrasivo areia de sílica, realizados por BOZZI e colaboradores<sup>84</sup>; mostram também que uma grande dispersão acompanha a evolução da taxa de desgaste com o tempo.

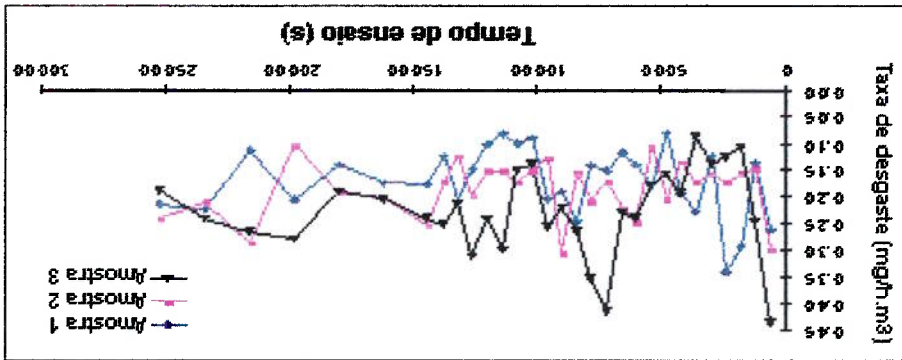


Figura 6.20 – Curvas de taxa de desgaste em relação ao tempo de ensaio de abrasão a três corpos em revestimentos WC-Co. Abrasivo: SiO<sub>2</sub><sup>84</sup>.

BOZZI e colaboradores adotaram como critério de ensaio o tempo de 330 minutos, período para o qual as dispersões entre os ensaios começam a se mostrar decrescentes, ao mesmo tempo em que as taxas de desgaste mostram-se estabilizando em torno de 0,20 [mg/(h.m<sup>3</sup>)].

Desta forma, é possível que a Norma ASTM G81-83(89) e BLICKENSDEFFER e colaboradores tenham adotado as já referidas quantidades de abrasivos a serem britadas através de um critério semelhante ao de BOZZI e colaboradores, ou seja, uma quantidade de abrasivos que seja a menor possível, suficiente para garantir a remoção de heterogeneidades superficiais na qual as dispersões entre os ensaios sejam pequenas e as taxas de desgaste estabilizem.

### 6.3.4. Influência da relação de redução e da granulometria de alimentação nas taxas de desgaste

As taxas de desgaste calculadas, com relação às condições de ensaio, foram crescentes na seguinte ordem, independente da posição das mandíbulas: BG/A3, BF/A0 e BG/A0. A Tabela 6.19 resume os resultados das taxas após 150 kg de britagem.

**Tabela 6.19 – Comparação entre taxas de desgaste de diferentes condições de ensaio, após 150 kg de britagem.**

CONDIÇÃO	R <sub>R</sub> (relação de redução)	Taxa MM	Taxa MF
BF/A0	1,2	1,38	6,02
BG/A3	1,4	1,32	3,73
BG/A0	2,7	1,52	6,73

A comparação direta entre as taxas das condições BG/A3 e BG/A0, mostram que a maior relação de redução levou a maiores taxas.

Os resultados de BORIK; SPONSELLER<sup>30</sup>, nos quais durante os ensaios foi mantida constante a granulometria de alimentação, variando a abertura entre as mandíbulas, concordam com esta observação, como pode ser visto na

Figura 6.21.

superiores.

de alimentação, para mesma abertura entre mandíbulas, também leva a taxas mostraram que, o aumento da relação de redução, através de um maior tamanho

Por sua vez, a comparação entre taxas calculadas para BG/A0 e BF/A0

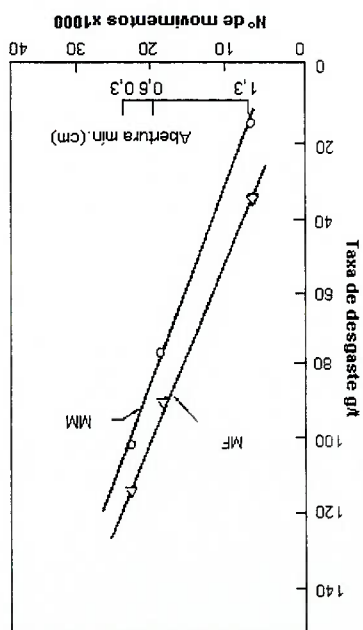
isto está de acordo com os resultados de SIRIANI<sup>56</sup>, após ensaios de

campo, com rebitagem de granito, nos quais manteve a mesma abertura entre

as mandíbulas para diferentes tamanhos de alimentação, como mostra a

Figura 6.22.

Figura 6.21 – Taxa de desgaste em função da abertura da abertura entre mandíbulas<sup>30</sup>.



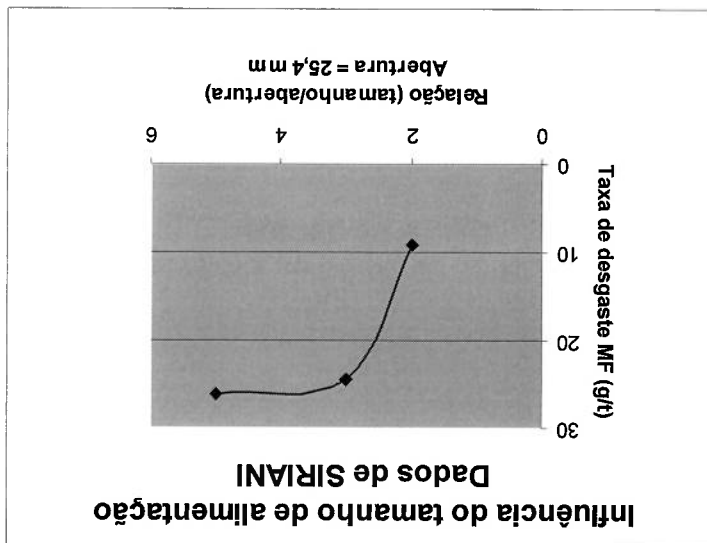
Tamanho de alimentação	Taxa de desgaste MF (g/t)	Energia consumida (KWh/t)
82,5	15,9	69,1
76,2	24,3	97,2

Tabela 6.20 – Dados de SIRIANI<sup>56</sup> para rebritaagem de granito.  $R_R = 2$ .

Uma hipótese para explicar este resultado é que a menor abertura entre as mandíbulas faz com que os esforços sobre as mesmas sejam maiores, levando a maiores taxas de desgaste. Este raciocínio está de acordo com resultados de SIRIANI<sup>56</sup>, apresentados na Tabela 6.20, para dois ensaios de campo para rebritaagem de granito, com mesma relação de redução.

Por fim, a comparação entre as taxas de desgaste das condições que apresentaram mesma relação de redução, BF/A0 e BG/A3, mostra que a condição com menor abertura entre mandíbulas apresentou taxas de desgaste superiores, como visto na Tabela 6.19.

Figura 6.22 – Taxa de desgaste em função de diferentes tamanhos de alimentação. Adaptado de SIRIANI<sup>56</sup>.



### 6.3.5. Razão entre taxas de desgaste de mandíbulas fixas e móveis

Os resultados apresentados nas Figuras 6.13 e 6.14 mostram, para todas as condições de ensaio, que as taxas de desgaste medidas para as mandíbulas fixas foram muito superiores às medidas para as mandíbulas móveis. A Tabela 6.21 mostra a relação entre as taxas de desgaste das mandíbulas fixas e taxas das mandíbulas móveis, após 150 kg de britagem.

**Tabela 6.21 – Relação entre taxas de desgaste de mandíbulas fixas e móveis após 150 kg de britagem.**

CONDIÇÃO	Taxa de desgaste [MF/MM]
BF/A0	4,36
BG/A3	2,83
BG/A0	4,43

As razões entre taxas de mandíbulas fixas e móveis, apresentadas na Tabela 6.21, são muito superiores aos fornecidos pela literatura. Resultados de SIRIANI<sup>56</sup> mostraram para mandíbula fixa um desgaste em média, 1,72 vezes maior, enquanto BORIK; SPONSELLER<sup>30</sup> encontraram uma relação de 1,08.

Um resultado surpreendente foi obtido por SARE; ARNOLD<sup>79</sup>, que observaram taxas de desgaste maiores para mandíbulas móveis. Das observações sobre os resultados destes pesquisadores são importantes para tentar explicar este resultado.

Em primeiro lugar, SARE; ARNOLD observaram micromecanismos de trincamento de carbonetos, pois foram ensaiados ferros fundidos brancos com

alto cromo. Este resultado foi reproduzido por SINATORA<sup>82</sup>, utilizando mesmas condições de ensaio, com material de matriz austenítica, obtendo também maiores taxas de desgaste nas mandíbulas móveis. Outra diferença marcante entre os experimentos conduzidos por SARE; ARNOLD<sup>79</sup> e os de SIRIANI<sup>56</sup>, BORIK; SPONSELLER<sup>28</sup> e deste Trabalho, é que os mesmos utilizaram mandíbulas corrugadas, enquanto os demais, mandíbulas lisas. Isto fez com que o desgaste ficasse localizado na parte superior dos dentes das mandíbulas.

Resultados de SARE; HALL<sup>80</sup>, utilizando mandíbulas corrugadas de ferros fundidos brancos Ni-Hard são apresentados na Tabela 6.22 e mostram que ora a mandíbula fixa desgasta mais, ora a móvel, e em ensaios onde a fixa desgastou mais, há valores semelhantes ao apresentado na Tabela 6.21.

**Tabela 6.22– Razão entre desgaste de mandíbulas fixas e móveis de ferros fundidos brancos Ni-Hard. Dados de SARE;HALL<sup>80</sup>.**

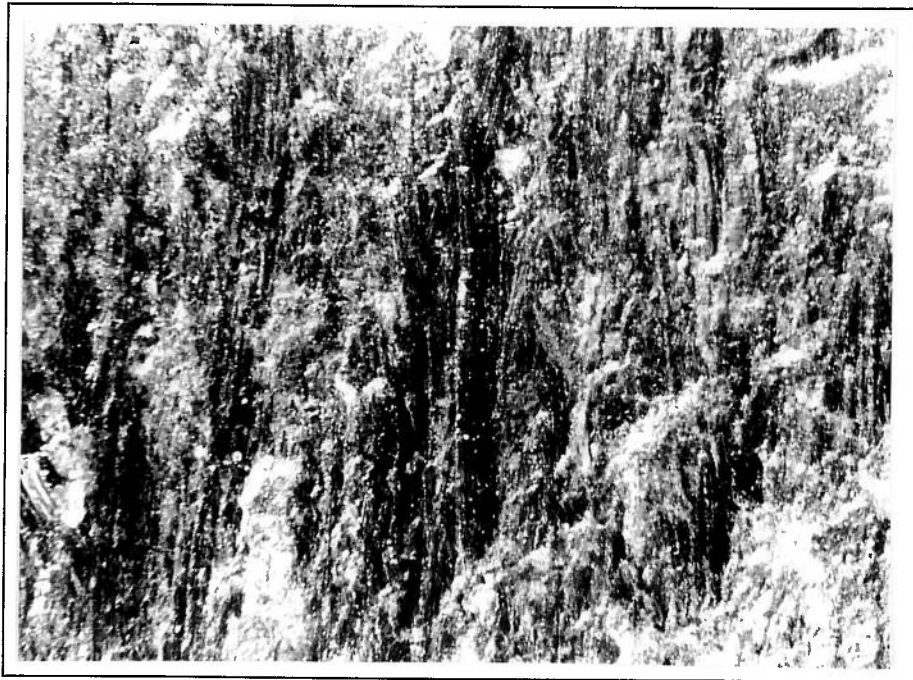
Ensaio	Razão entre taxas de desgaste [MF/MM]
1	1,16
2	2,08
3	0,65
4	1,65
5	0,42
6	0,38
7	1,45
8	3,68
9	0,88
10	3,70

Os resultados da Tabela 6.22 somam-se à ideia de que tanto o tipo de geometria da mandíbula como o tipo de material ( em função dos diferentes micromecanismos possíveis ) influenciam na relação entre taxas de desgaste da parte móvel e fixa, não havendo até o momento uma explicação clara para tanto, e portanto, há necessidade de mais investigações com metodologias diferentes das desenvolvidas até agora para melhor esclarecer os resultados.



#### 6.4. Observações das superfícies após ensaios de desgaste

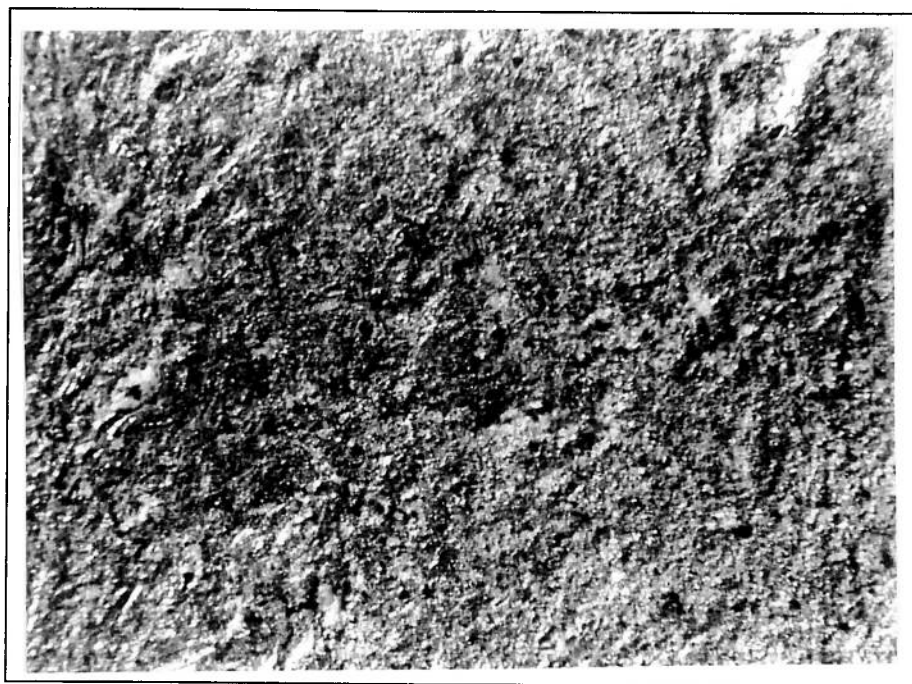
A Figura 6.23 mostra o micromecanismo de desgaste predominante na mandíbula fixa, que é o microcorte, associado a deformações plásticas intensas.



**Figura 6.23 – Aspecto da superfície de mandíbula fixa após ensaios de desgaste, 25 X.**

Por sua vez, o micromecanismo predominante observado na mandíbula móvel, apresentado na Figura 6.23, não é ainda bem definido na literatura. LARSEN-BASSE<sup>14</sup>, encontrou aspectos de superfícies semelhantes em ensaios onde a relação entre dureza do abrasivo e dureza do metal foi menor do que 1,2; nas quais este pesquisador classificou o mecanismo predominante entre delaminação e microfadiga.

ROTONDARO<sup>85</sup>, após ensaios de abrasão BOND, observou superfícies semelhantes à da Figura 6.24, denominando este micromecanismo por "impressão".



**Figura 6.24 – Aspecto da superfície da mandíbula móvel após ensaios de**

**desgaste. 25 X.**

Os diferentes micromecanismos observados nas mandíbulas móveis e fixas, apresentados nas Figuras 6.23 e 6.24, podem ser explicados pelo movimento relativo entre o abrasivo e as mandíbulas, ilustrado na Figura 6.25.

6.26.

Como mostra a Figura 6.25, o ângulo de incidência das partículas abrasivas sobre a superfície da mandíbula móvel está próximo de  $90^\circ$  e, portanto, os ângulos de ataque são baixos. Com a continuidade do ciclo de compressão, o abrasivo é forçado a deslizar contra a superfície da parte fixa, com um ângulo de ataque favorável ao microcorte, como detalhado na Figura

Figura 6.25 – Diagrama esquemático mostrando movimento relativo entre abrasivo e mandíbulas. 1) ângulo de incidência durante a compressão sobre mandíbula fixa e 2) sobre mandíbula móvel.

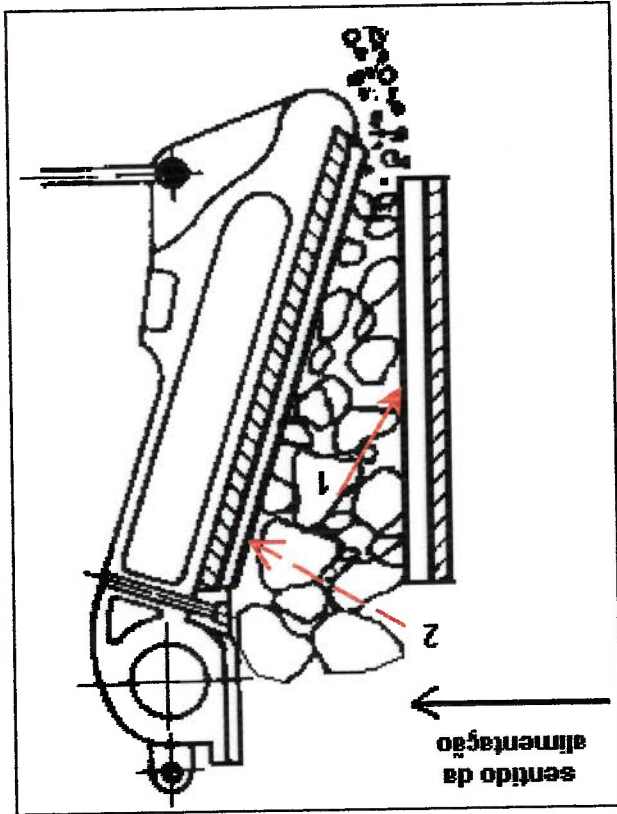
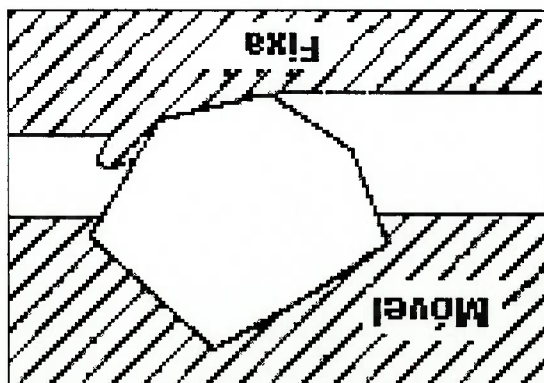


Figura 6.26 – Movimento realizado pelo abrasivo sob compressão de mandíbulas.



Os diferentes micromecanismos observados estão de acordo com as diferentes taxas de desgaste entre mandíbulas fixas e móveis, apresentadas nas Figuras 6.13 e 6.14. Nas mandíbulas fixas, onde o microcorte foi predominante, maiores taxas de desgaste ocorreram.

## 7. CONCLUSÕES

A partir dos resultados discutidos neste trabalho, é possível concluir:

1. As taxas de desgaste observadas para mandíbulas fixas permitiram diferenciar melhor as condições de ensaio utilizadas.
2. As maiores dispersões observadas para as taxas de desgaste das mandíbulas fixas foram de 13 a 25% de um ensaio para outro; enquanto que as maiores dispersões para as mandíbulas móveis foram de 28 a 40%.
3. A condição de ensaio com tamanho de granito 19mm e abertura entre mandíbulas zero, na qual se obteve uma maior relação de redução de tamanho o granito, apresentou as maiores taxas de desgaste.
4. Entre as condições de ensaio que apresentaram uma redução de tamanho de granito em torno de 1,3 vezes, maiores taxas de desgaste ocorreram com uma menor abertura entre mandíbulas.
5. As taxas de desgaste das mandíbulas fixas foram, em média, 4 vezes maiores do que as taxas das mandíbulas móveis.
6. A mandíbula fixa apresentou micromecanismo de desgaste predominante microcorte com intensa deformação plástica. Já as mandíbulas móveis, embora tenha se constatado desgaste, o mecanismo observado não foi claro. O aspecto da superfície das mandíbulas móveis após os ensaios apresentou semelhança com mecanismo de impressão.

7. A microdureza plástica superficial atingida após os ensaios foi 40% superior às medidas de dureza iniciais, concordando com resultados da literatura para aços martensíticos, e a mesma permanece inalterada com maiores quantidades de granito britado.
8. A espessura da camada encruada abaixo da superfície desgastada ficou em torno de 1mm e não é alterada com maiores quantidades de granito britado.
9. As mandíbulas sofrem desgaste diferenciado na região inferior, o que leva a uma mudança na geometria das mesmas, consequentemente, altera os parâmetros de ensaio.
10. A análise conjunta das taxas de desgaste, do encruamento, da alteração geométrica das mandíbulas e da dispersão de resultados entre ensaios, confirmou dados da literatura para o critério de final do running-in com a britagem de 90kg de granito.

## 8. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base na revisão bibliográfica realizada e os resultados apresentados, pode-se sugerir os seguintes temas para trabalhos futuros:

1. Análise da correlação entre resultados de taxas de desgaste em diferentes tribossistemas abrasivos, em particular pino contra lixa e britador de mandíbulas, com ênfase em micromecanismos;
2. Análise da correlação entre resultados de taxas de desgaste do ensaio de britador de mandíbulas e ensaios de campo, em especial, dentes de pontas de escavadeira, com ênfase em micromecanismos;
3. Análise da correlação entre esforços do britador de mandíbulas e do ensaio de esclerometria pendular, com ênfase em micromecanismos;
4. Instrumentação do britador de mandíbulas para medidas de esforços durante a compressão e energia despendida para fragmentação dos minérios e desgaste das mandíbulas;
5. Instrumentação do britador de mandíbulas para medidas de temperatura, atingidas pelas mandíbulas no decorrer dos ensaios;
6. Ensaios de desgaste em britador de mandíbulas utilizando diferentes abrasivos, em especial vidro, que constitui um material homogêneo e de fácil acesso;
7. Ensaios de desgaste em britador de mandíbulas com objetivo de classificar diferentes materiais; utilizando a análise estatística proposta por SARE;

HALL<sup>80</sup>, e discutindo a validade de uso de materiais de referência, conforme indicação da Norma ASTM G81-83(89)<sup>77</sup>.

8. Ensaios de desgaste em britador utilizando como variável apenas o tipo de mandíbula, lisa ou corrugada, para avaliar a influência da mesma no movimento relativo do abrasivo entre as mandíbulas.

9. Ensaios de desgaste em britador com posterior análise do encruamento superficial com quantidades de abrasivo britado menores que 30 kg.

10. Ensaios de desgaste em britador com posterior análise do encruamento subsuperficial em camadas menores que 50 µm.



**DESENHOS TÉCNICOS SISTEMA UTILIZADO EM ENSAIOS DE DESGASTE**

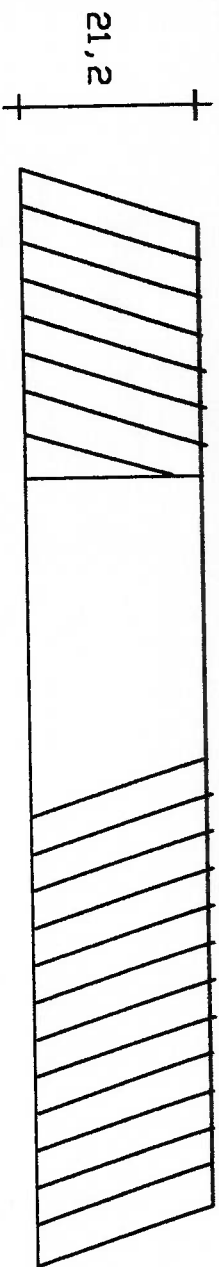
**COM POSTERIOR MEDIDAS DE ENCRUAMENTO SUPERFICIAL E**

**SUBSUPERFICIAL**

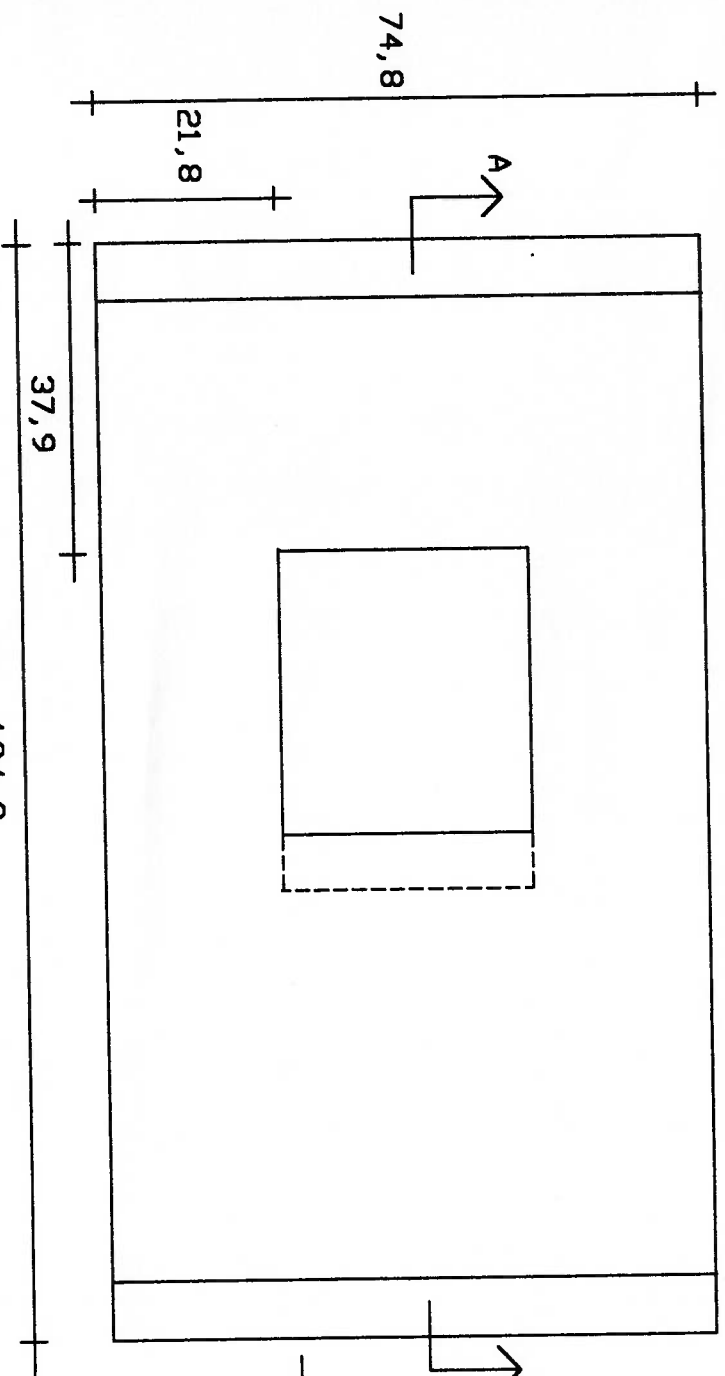
**1. PORTA-AMOSTRAS**

**2. BLOCO (CORPOS-DE-PROVA)**

**ANEXO**



CORTE AA

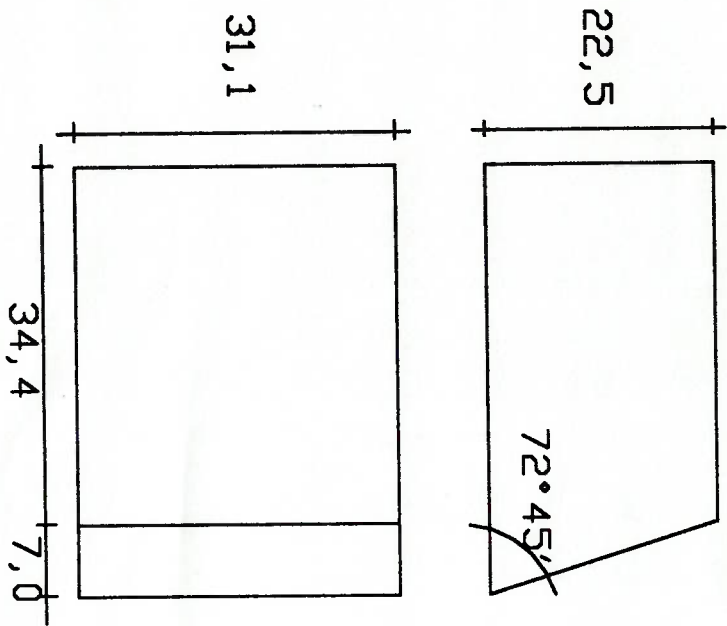


Lado Superior

[mm]

<b>USP</b> Universidade de São Paulo	
DATA	TÍTULO
NOME	<b>EPUSP</b>
DEPTO.	Depto. Engenharia Mecânica
ESCALA	DISCIPLINA
PORTA-amostras	NÚMERO

BLOCO



[mm]

<b>USP</b> Universidade de São Paulo			
DATA	NOME	TÍTULO	EPUSP
			Deplo. Engenharia Mecânica
INSCRIÇÃO	DESCRIÇÃO		NÚMERO
	Corpo de Prova - Bloco		

## REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. EIRE, T.S.; Friction and wear mechanisms of metals, In: II Seminário sobre Materiais Resistentes ao Desgaste, Uberlândia, 1991, ABM, ed. 1991. Anais, p. 263-292.
2. KATO, K.; Micro-mechanisms of abrasion - wear modes, *Wear*, 153, 1992, p.277-295.
3. DURMAN, R.W.; Progress in Abrasion Resistant Materials for Use in Comminution Process, *Int. J. Mineral Processing*, v.22, 1988, pp. 381-99.
4. MANUAL DE BRITAGEM, Fabrica de Aço Paulista S/A. 4ª ed., São Paulo, 1985.
5. DODD, J.; Recent development in Abrasion Resistant High-chromium-molybdenum Irons, Low-alloy Steels and alloyed Nodular Irons of importance in the extraction and Utilization of Energy Resources, *J. Materials for Energy System*, v.2, 1980, pp.65-76.
6. ALBERTIN, E.; Efeito da Porcentagem de Carbonetos e da Microestrutura da Matriz Metálica sobre a Resistência ao desgaste de Ferros Fundidos Brancos de Alto Cromo - Ensaios em Moínhos de Bolas, 297 p., Tese (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1994.
7. SINATORA, A., Desgaste Abrasivo de Ferros Fundidos Brancos com 12,5% de Cromo e 2% de Carbono. Tese (Doutorado), FEC-UNICAMP, 1990, 191 pp.
8. MENG, H.C., LUDEMA, K.C.; Models and predictive equations: their form and content, *Wear*, v.181-183, 1995, p.443-457.
9. THE RUNNING-IN PROCESS IN TRIBOLOGY, Proceedings of the 8-th Leeds-Lyon Symposium on Tribology, 8-11 setembro, 1981, Dowson, D., Taylor, C.M., Berthe, D., eds. Butterworths, England, 1982.
10. Norma ASTM G40-92, Standard Terminology Relating to wear and erosion, In: *Annual Book of Standards*, V.03.02, ASTM, 1992, pp.158-163.
11. TYLZAC, J.H.; Abrasive Wear, In: *ASM Handbook*, Friction, Lubrication And Wear Technology, v.18, ASM INTERNATIONAL, 1992, pp.184-190.
12. AVERY, H.S.; Surface Protection Against Wear and Corrosion, ASM, Metals Park, Ohio, 1954, pp.12-22.
13. HUTCHINGS, I.M.; Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials, Edward Arnold, London, 1992.
14. LARSEN-BASSE, J.; Abrasion mechanism - delamination to machining, In: Conference on Fundamentals of Tribology, 1978, Suh, N.P.; Saka, N., eds., Massachusetts, 1983, Proceedings, p. 679-689.
15. KAYABA, T., HOKKIRIGAWA, K., KATO, K.; Analysis of abrasive wear mechanism by successive observations of wear process in a scanning electron microscope, *Wear*, v. 110, 1986, pp. 419-430.
16. MOORE, M.A., KING, F.S.; Abrasive wear of brittle solids, In: *Int. Conf. On Wear Of Materials*, 1979. Proceedings. Ludema, K.C., Glaeser, W.A., Rhee, S.K., eds., ASME, 1979, pp. 275-85.
17. ZUM GAHR, K.H.; Microstructure and Wear of Materials, Tribology Series 10. Elsevier, 1987.

18. KATO, K., HOKKIRIGAWA, K.: An experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear, *Tribology International*, v. 21, n. 1, 1988, p. 51-7.
19. HOKKIRIGAWA, K., KATO, K., LI, Z.Z.: The effect of hardness on the transition of the abrasive wear mechanism of steels, In: Int. Conf. On Wear Of Materials, 1987. *Proceedings*. Ludema, K.C., ed., ASME, 1987, pp. 585-593.
20. HOKKIRIGAWA, K.: Wear mode map for ceramics, *Wear*, v. 151, 1991, pp. 419-430.
21. ARCHARD, J.F.: Contact and rubbing of flat surfaces, *J. Appl. Phys.*, v. 24, 1953, p. 981-8.
22. RABINOWICZ, E.: *Friction and Wear of Materials*, Wiley Sons, 1965.
23. MULHEARN, T.O.; SAMUELS, L.E.: The abrasion of metals: a model of the process, *Wear*, v. 5, 1962, p. 478-498.
24. SUH, N.P.; SIN, H.C.; SAKA, N.: Fundamental aspects of abrasive wear. In: Conference on Fundamentals of Tribology; Massachusetts, 1978. *Proceedings*. Suh, N.P., Saka, N., eds., 1983, p. 493-518.
25. MOORE, M. A., SWANSON, P. A.: The effect of particle shape on abrasive wear: a comparison of theory and experiment, In: Int. Conf. on Wear of Materials, 1983. *Proceedings*. Ludema, K.C., ed., 1983, pp. 1-11.
26. CHALLEN, J.M.; OXLEY, P.B.L.; DOYLE, E.D.: The effect of strain hardening on the critical angle for abrasive (chip formation) wear, *Wear*, v. 88, 1983, p. 1-12.
27. BUTTERY, T.C.; ARCHARD, J.F.: Grinding and abrasive wear, *Proc. Inst. Mech. Eng. London*, v. 185, 1970-71, p. 231-245.
28. PINTAUDE, G., TANAKA, D.K., SINATORA, A.S.: Considerações Sobre Modelagem Matemática em Desgaste Abrasivo por Deformação e Plástica. /Apresentado ao 2º Congresso Internacional de Metalurgia e Materiais da ABM, São Paulo, SP, Out, 1997/
29. SUNDARARAJAN, G.: A new model for two-body abrasive wear on the localization of plastic deformation, *Wear*, v. 117, 1987, p. 1-35.
30. BORIK, F., SPONSELLER, D.L.: Gouging abrasion test for materials used in ore and rock crushing, Part I - Description of test, *Journal of Materials*, 6, 1971, pp. 590-605;
31. BALL, A.: On the importance of work hardening in the design of wear-resistant materials, *Wear*, 91, 1983, pp. 210-217.
32. LARSEN-BASSE, J.: The abrasion resistance of some hardened and tempered carbon steels, *Trans. ASME*, v. 236, 1966, p. 1461-6.
33. BHANSALI, K.; MILLER, A.E.: Resistance of pure metals to low stress abrasive wear, *Wear*, v. 71, 1981, p. 375-9.
34. GARRISON, W.M.: Abrasive wear resistance: the effects of ploughing and the removal of ploughed material, *Wear*, v. 114, 1987, p. 419-430.
35. FINKIN, E.F.: Abrasive wear. In: *ASTM STP 446: Evaluation of wear testing*, 1969, pp. 55-90.
36. TORRANCE, A.A.: The correlation of abrasive wear tests, *Wear*, v. 63, 1980, p. 359-370.
37. WANG, Y.L.; WANG, Z.X.: An analysis of the influence of plastic indentation on three-body abrasive wear of metals, In: Int. Conf. on Wear of

- Materials, 1987, Ludema, K.C., ed., ASME, New York, 1987. Proceedings, p.619-626.
38. HORBOGEN, H., The role of fracture toughness in the wear of metals, *Wear*, 33, 1975, pp. 251-9.
39. MISRA, A., FINNIE, I.; A Classification of Three-Body Abrasive Wear and Design of a New Tester, *Wear*, 60, 1980, p.111-121.
40. LARSEN-BASSE, J., PREMARATNE, B.; Effect of relative hardness on transitions in abrasive wear mechanisms, In: Int. Conf. on Wear of Materials, Ludema, K.C., ed., ASME, 1983, Proceedings, pp. 161-6.
41. KHRUSCHOV, M.M., Principles of abrasive wear, *Wear*, v. 28, 1974, p.64-8.
42. MOORE, M.A., The relationship between the abrasive wear resistance, hardness and microstructure of ferritic materials, *Wear*, v. 28, 1974, p. 59-64.
43. RICHARDSON, R.C.D., The maximum hardness of strained surfaces and the abrasive wear of metals and alloys, *Wear*, v. 10, 1967, p. 353-382.
44. AVERY, H.S.; Work hardening in relation abrasion resistance; In: Materials for Mining Industry, Symposium, 1974, Proceedings. Barr, R.Q., ed., Climax Molybdenum, 1974, pp. 43-77.
45. Norma DIN 50320: Análise sistemática dos processos de desgaste. Classificação dos fenômenos de desgaste, *Meturgia & Materials*, 53, 1997, pp. 619-622.
46. ZUM GAHR, K.H. e DOANE, D.V., Optimizing fracture toughness and abrasion resistance in white cast irons, *Metallurgical Transactions A*, v. 11 A, 1980, P. 613-620.
47. FANG, L., ZHOU, Q.D., LI, Y.J.; An explanation of the relation between wear and material hardness in three-body abrasion, In: Int. Conf. On Wear of Materials, Ludema, K.C., ed., ASME, 1991, Proceedings, pp. 513-520.
48. FANG, L. et al., Movement Patterns of abrasive Particles in Three-Body Abrasion, *Wear*, v.162-164, 1993, pp.782-789.
49. AXÉN, N. et al., Influence of hardness of the counterbody in three-body abrasive wear - an overlooked hardness effect, *Tribology International*, v.27, n.4, 1994, p.233-241.
50. MISRA, A., FINNIE, I.; On the size effect in abrasive and erosive wear, *Wear*, 65, 1981, p.359-373.
51. TABOR, D. Mohs' Hardness Scale - A physical interpretation, *Proc. Phys. Soc.*, B67, 1954, pp.249-257.
52. TORRANCE, A.A.; An explanation of the hardness differential needed for abrasion, *Wear*, 68, 1981, p. 263-6.
53. RABINOWICZ, E.; The Wear of Hard Surfaces by Soft Abrasives, In: Int. Conf. on Wear of Materials, 1983, Proceedings. Ludema, K.C., ed., ASME, New York, 1987, pp. 12-18.
54. MAGNÉ, A., Modelization of damage by abrasion, *Wear*, 162-164, 1993, p.848-855.
55. HOKKIRIGAWA, K., KATO, K.; Theoretical Estimation of Abrasive Wear Resistance Based on Microscopic Wear Mechanism, In: Int. Conf. On Wear Of Materials, v.1, Ludema, K.C., ed., ASME, 1989, Proceedings, pp. 1-8.

56. SIRIANI, F.A., Características Gerais de Desgaste de Mandíbulas em Britadores, 281 p. Tese (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1972.
57. FUJIMURA, F., Influência de componentes mineralógicos da rocha no desgaste abrasivo de mandíbulas em britadores, In: I Congresso Brasileiro de Mineração, IBRAM, Anais, pp. 10-26.
58. MOROZ, P.J.; LORENZETTI, J.J.; The effects of matrix hardness and microstructure on the wear of steel grinding balls during wet copper ore grinding, In: Int. Conf. on Wear of Materials, 1981, Proceedings. Rhee, S.K.; Ruff, A.W.; Ludema, K.C.; eds., ASME, New York, 1981, p.280-290.
59. MOROZ, P.J.; The Effects of Matrix Hardness and Microstructure on the wear of Steel Grinding Balls During Wet Iron Ore (Magnetite) Grinding; In : Intermountain Minerals Symposium, Vail, Colorado, USA, Proceedings. Barr, R.Q., Doane, D.V. e Miska, K.H.; eds., 1982, pp.63-78.
60. MOORE, M.A.; Abrasive Wear, In: Materials Science Seminar on Fundamentals of Friction and Wear of materials, Pittsburgh, PA, 1980, Proceedings. ASM, pp. 73-118.
61. FIORE, N.F. et al., Abrasive wear-microstructure interactions in a Ni-Cr white iron, *Wear*, v.62, 1980, p. 387-404.
62. ZUM GAHR, K.H., How microstructure affects abrasive wear, *Metal Progress*, v. 117, 1979, pp. 46-52.
63. SARE, I.R., ARNOLD, B.K.; The effect of hat treatment on the gouging abrasion resistance of alloy white cast irons, *Metallurgical Transactions A*, v. 26A, 1995, pp. 357-370.
64. DE MELLO et al., A esclerométric study of unidirectionally solidified Cr-Mo white cast irons, *Wear*, v.111, 1986, p. 203-216.
65. GARRISON Jr., Khruschov's rule and the abrasive wear resistance of multiphase solids, *Wear*, v. 82, 1982, p. 213-220.
66. ZUM GAHR, K.H., Abrasive wear of two-phase materials with a coarse microstructure. In: Int. Conf. On Wear Of Materials. Ludema, K.C., ed., ASME, 1985, Proceedings. p.45-58.
67. Norma ASTM G65-91, Test Method for Measuring abrasion Using the Dry Sand/Rubber Wheel Apparatus, In: Annual Book of Standards, V.03.02, ASTM, 1992, pp. 239-251.
68. Norma ASTM G99-90, Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus, In: Annual Book of Standards, V.03.02, ASTM, 1992, pp.391-5.
69. BORIK, F. Using test to define the influence of metallurgical variables on abrasion, *Metals Engineering Quarterly*, 12, 1972, pp.33-9.
70. BORIK, F. Testing for abrasive wear, In: ASTM STP 615, Selection and Use of Wear Tests. Bayer, R.G., ed., 1976, pp.30-44.
71. SPERO, C. et al., Review of test methods for abrasive wear in ore grinding, *Wear*, 146, 1991, pp.389-408.
72. BLICKENSDEFFER, R. Design criteria and correlations factors for field wear testing, *Wear*, 122, 1988, pp. 165-182.

73. VENNE, L.J.: Improved steels castings for earth moving, In: *Intermountain Minerals Symposium*, Vail, Colorado, USA, *Proceedings*, Barr, R.Q., Doane, D.V. e Miska, K.H.; eds., 1982, pp.99-103.
74. LIU, Y. et al., Wear behavior of two parts subject to gouging abrasion, In: *Int. Conf. On Wear Of Materials*, Ludema, K.C., ed., ASME, 1985, *Proceedings*, p. 410-5.
75. BRYGGMAN, U.; HOGMARK, S.; VINGSBO, O.: Prediction of gouging abrasion resistance of steel by pendulum grooving and other laboratory tests methods, *Wear*, 115, 1987, pp.203-213.
76. DIESBURG, D.; BORIK, F. Optimizing Abrasion resistance and toughness in steels and irons for the mining industry, In: *Materials for Mining Industry, Symposium, Proceedings*, Climax Molybdenum, Barr, R.Q., ed., 1974, pp. 15-38.
77. Norma ASTM G81-83(89), Practice for Jaw Crusher Gouging Abrasion Test, In: *Annual Book of Standards*, V.03.02, ASTM, 1992, pp.332-7.
78. BLICKENSDEFFER, R.; MADSEN, B.W.; TYLZAC, J.H., Comparison of several types of abrasive wear tests, In: *Int. Conf. On Wear Of Materials*, Ludema, K.C., ed., ASME, 1985, *Proceedings*, p. 313-323.
79. SARE, I.R., ARNOLD, B.K., Gouging abrasion of wear-resistant alloy white cast irons, *Wear*, 131, 1989, pp.15-38.
80. SARE, I.R., HALL, W.B.: The determination of gouging abrasion resistance by jaw crusher tests, In: *Conf. On Lubrication and Wear in Engineering*, 1980, Canberra, 1980. *Proceedings*, National Conf. Publication 80/12, pp.94-8.
81. POHL, M.; RUBAIE-AL, K.S.; SINATORA, A.: Effect of the work hardening on the two-body abrasive wear of steels and white cast irons, In: 6<sup>th</sup> Nordic Symposium on Tribology 'Nordtrib'94, Uppsala, Sweden, v.1, 1994, *Proceedings*, p.197-205.
82. SINATORA, A. Micromecanismo e taxas de desgaste de mandíbulas de britadores de ferro fundido branco com alto cromo. Relatório Projeto FAPESP nº91/5089-9, 1991.
83. SILVA, C. H. Estudo do Efeito da Carga Normal e da Velocidade no Coeficiente de atrito do Par Polietileno de Alta Densidade e Aço Carbono Galvanizado. 129 p. Dissertação (Mestrado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1998.
84. BOZZI, G., TAVARES, J.R.B., DE MELLO, J.D.B., Desgaste abrasivo de revestimentos WC-12%Co depositados por aspersão térmica. /Apresentado ao 2º Congresso Internacional de Metalurgia e Materiais da ABM, São Paulo, SP, Out, 1997/
85. ROTONDARO, R.G. *Mecanismos de Desgaste Abrasivo*. 125 p., Tese (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1988.