



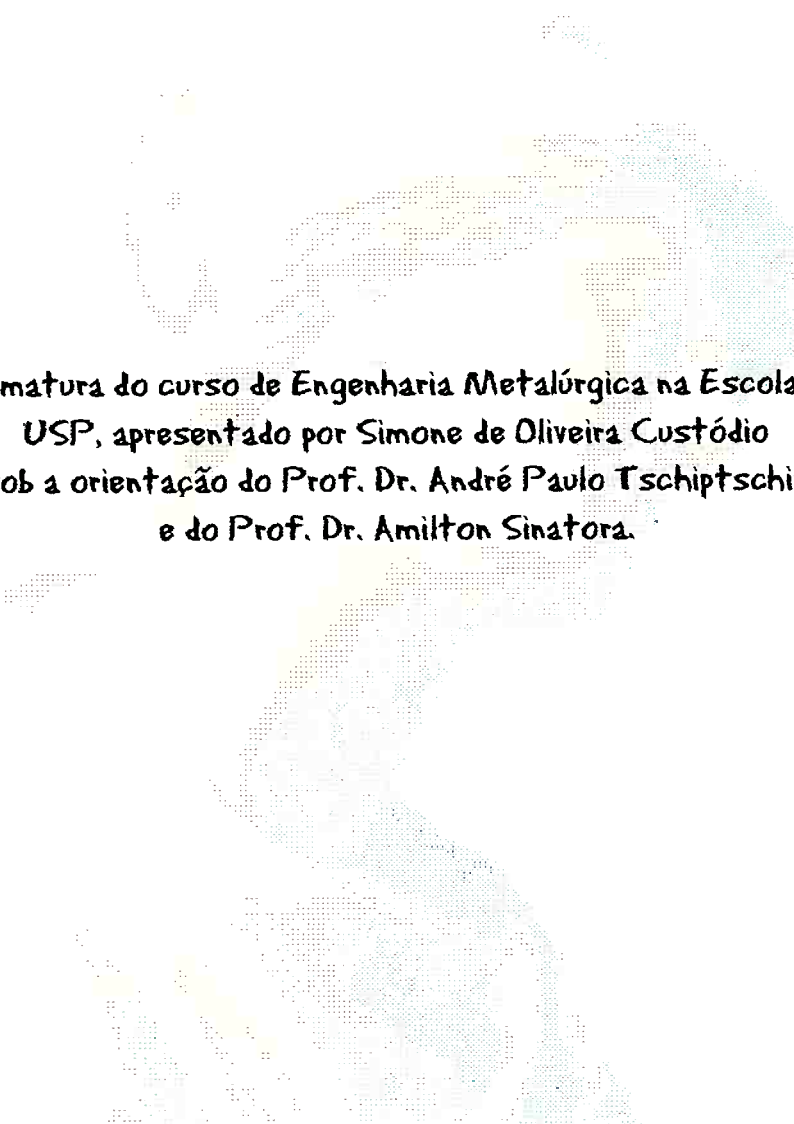
Escola Politécnica da USP

Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais

**ESTUDO DO DESGASTE  
DE BOLAS DE MOINHO DE FERRO  
FUNDIDO BRANCO EM DIFERENTES  
CONDIÇÕES DE MOAGEM**

Simone de Oliveira Custódio

Orientador: Prof. Dr. André Paulo Tschiptschin



Trabalho de formatura do curso de Engenharia Metalúrgica na Escola Politécnica da  
USP, apresentado por Simone de Oliveira Custódio  
sob a orientação do Prof. Dr. André Paulo Tschiptschin  
e do Prof. Dr. Amilton Sinatorá.

*para Nair,  
que fez tudo ser possível.*

E se Deus é canhoto

e criou com a mão esquerda?

Isso explica, talvez, as coisas deste mundo.

*Carlos Drummond de Andrade*

# AGRADECIMENTOS

*Ao Prof. Dr. André Paulo Tschiptschin pela orientação e apoio.*

*Ao Prof. Dr. Amilton Sinatora por acompanhar, consolar e incentivar.*

*Ao Giuseppe, por me ajudar a carregar todas as pedras do trabalho.*

*Ao Paulo, pelo carinho e ajuda sempre presentes.*

# ÍNDICE

<b>ÍNDICE.....</b>	<b>3</b>
<b>1. INTRODUÇÃO .....</b>	<b>5</b>
1.1. OBJETIVO .....	5
1.2. IMPORTÂNCIA DO TEMA.....	5
1.3. FERROS FUNDIDOS BRANCOS DE ALTO CROMO COMO CORPOS MOEDORES .....	7
<b>2. DESGASTE DE CORPOS MOEDORES.....</b>	<b>10</b>
2.1. DESGASTE ABRASIVO.....	10
2.1.1. Definições e classificação .....	10
2.1.2. Mecanismos de desgaste abrasivo .....	10
2.1.3. Transição entre micromecanismos <sup>30</sup> .....	13
2.2. SINERGISMO: DESGASTE ABRASIVO E CORROSÃO .....	15
2.3. VARIÁVEIS DE SISTEMA QUE INFLUENCIAM O DESGASTE DE CORPOS MOEDORES.....	19
2.3.1. Carga Aplicada <sup>9</sup> .....	19
2.3.2. Velocidade do moinho <sup>32</sup> .....	20
2.3.3. Velocidade e Tipo de Movimento Relativo .....	26
2.3.4. Tamanho, forma e quantidade de abrasivo <sup>9</sup> .....	26
2.3.5. Dureza do material e do abrasivo.....	28
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS .....</b>	<b>30</b>
3.1. ENSAIOS DE DESGASTE EM MOINHO DE BOLAS.....	30
3.2. CORPOS MOEDORES.....	31
3.3. MATERIAL ABRASIVO .....	32
<b>4. RESULTADOS .....</b>	<b>35</b>
4.1. MOAGEM A SECO E A ÚMIDO DE GRANITO COM GRANULOMETRIA DISPERSA .....	35
4.2. MOAGEM A SECO E A ÚMIDO DE GRANITO COM GRANULOMETRIA CONTROLADA.....	38
4.3. DISCUSSÃO .....	42

4.4. MECANISMOS DE DESGASTE.....	46
<b>5. CONCLUSÕES.....</b>	<b>53</b>
<b>6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....</b>	<b>54</b>

# 1. INTRODUÇÃO

## 1.1. OBJETIVO

O objetivo deste Trabalho de Conclusão de Curso é estudar o desgaste ocorrido em bolas de moinho durante moagem de material abrasivo. Além do desgaste, objetiva-se estudar a interação entre desgaste e corrosão, os efeitos de cada um destes fenômenos e seu sinergismo. Para isto, foram realizados experimentos em condições corrosivas e não corrosivas.

Constituiu objetivo secundário avaliar o efeito de diferentes granulometrias do abrasivo a ser moído no desgaste dos corpos moedores.

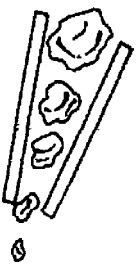
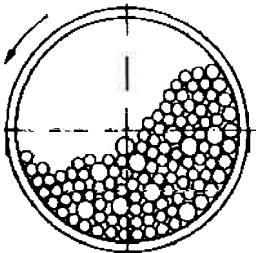
## 1.2. IMPORTÂNCIA DO TEMA

O desgaste é um fenômeno intrínseco a indústrias primárias, tais como a agricultura, mineração, construção civil, siderurgia etc, já que durante o processamento de matérias-primas estão sempre presentes etapas de corte, trituração, cominuição, transporte e mistura de sólidos e resíduos.

O objetivos destas indústrias, em seus departamentos de manutenção é conviver com os problemas derivados do desgaste de forma menos dispendiosa possível. Esta objetivada redução de custos é buscada na minimização de reposições e troca de componentes e na redução dos tempos de parada para manutenção.

Um dos principais insumos na indústria de mineração são as bolas de moinho e revestimentos de britadores e de moinhos, como ressalta a Figura 1.1, onde estão as taxas de desgaste típicas nas principais etapas envolvidas no processamento de minério. Os dados de Norman<sup>1</sup> indicam que a moagem é a etapa responsável pela maior parte dos custos do

processamento de minérios, devido às altas taxas de desgaste observadas nesta etapa.

ETAPA	Taxas de Desgaste Típicas (g/ton)
<p data-bbox="427 465 564 506">Britagem</p> 	50
<p data-bbox="432 898 560 938">Moagem</p> 	700
<p data-bbox="304 1267 699 1346">Transporte, Classificação e Separação</p>	12

**Figura 1-1 – Taxas de desgaste nas principais etapas do processamento de minérios.**

Noventa por cento dos gastos decorrentes do desgaste na indústria de mineração ocorrem na moagem e os dez por cento restantes podem ser divididos entre a britagem, transporte e armazenamento. Estes valores justificam a preocupação com o desgaste dos revestimentos e, em especial, com o desgaste das bolas de moinho<sup>2</sup>.

O Brasil não possui um registro atualizado dos custos globais do desgaste de bolas de moinho. A seguir estão os dados de que dispomos: no período de 1980 a 1987 o Anuário Estatístico da Indústria Brasileira de

Fundição<sup>3</sup> relata volumes de produção que variaram entre 18,5 mil a 40,5 mil toneladas de bolas de ferro fundido, e de 10,8 a 17,2 mil toneladas de bolas de aço fundido. A outra informação, devida a Barros Filho e Bandeira de Melo<sup>4</sup>, mostra que em 1982 a unidade da CVRD de Vitória registrou o consumo de 25 mil toneladas anuais de corpos moedores, incluindo cylpebs e bolas de moinho. Estas duas informações permitem inferir que na década de 80 a produção de corpos moedores deve ter variado entre um mínimo de 55 a 60 mil toneladas e um máximo de 83 a 90 mil.

Segundo dados de Durman<sup>5</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>6</sup>, em função do conhecimento do desempenho superior de certas classes de materiais<sup>7</sup> e das variáveis de processamento dos mesmos<sup>8,9</sup>. Essa redução de custos poderia ainda ser maior caso fosse possível fazer uma previsão do tempo de vida útil de um determinado componente, empregando, por exemplo, um modelo matemático, com a finalidade de assegurar uma maior eficiência das manutenções preditivas. Infelizmente, não há ainda um consenso na previsão da vida útil de componentes de peças sujeitas ao desgaste abrasivo. Com isto, o desenvolvimento matemático de modelos tem sido meta constante entre os centros de pesquisa em tribologia<sup>10</sup>.

### **1.3. FERROS FUNDIDOS BRANCOS DE ALTO CROMO COMO CORPOS MOEDORES**

---

Os ferros fundidos brancos de alto cromo (FFBAC) ocupam lugar de destaque na produção de componentes de elevada resistência ao desgaste abrasivo.

Maratray<sup>11</sup> relaciona uma série de características dos FFBAC, às quais atribui o sucesso comercial destas ligas, bem como o grande interesse técnico por elas despertado:

- a morfologia do eutético, que permite obter boa tenacidade;
- a dureza elevada do carboneto  $M_7C_3m$  que favorece a resistência à abrasão;
- a possibilidade de se obter uma estrutura martensítica em seções espessas, com elevada dureza;
- capacidade de retenção da austenita, o que permite a obtenção de peças austeníticas brutas de fundição ou a aplicação de tratamentos subcríticos para evitar a têmpera;
- elevada resistência ao amolecimento por revenido, tornando possível altas temperaturas de revenimento, obtendo-se boa tenacidade e boa resistência a quente;
- custo relativamente baixo do cromo como elemento de liga.

Por suas características intrínsecas e por seu campo típico de aplicações, os FFBAC requerem estudos multidisciplinares, envolvendo especialistas de áreas como moagem e movimentação de minérios, corrosão, metalurgia física e tratamentos térmicos, seleção de materiais e, naturalmente, fundição.

Os FFBAC tiveram um sucesso muito grande na moagem a seco, em particular na indústria de cimento, onde praticamente se tornaram o material padrão para bolas e revestimentos, em vista de um desempenho até 10 vezes superior ao de aços, empregados anteriormente<sup>11,12</sup>.

Albertin<sup>9</sup>, em seu trabalho em moinho de bolas analisando o efeito da porcentagem de carbonetos e da microestrutura no desgaste de bolas de FFBAC cita ainda importantes trabalhos sobre o desempenho dos FFBAC:

O potencial dos FFBAC como material para bolas de moinho reflete-se, por exemplo, no grande esforço de pesquisa desenvolvido pelo “Bureau of Mines” dos Estados Unidos, em particular quanto ao desempenho dos FFBAC em condições de impacto repetido, solicitação típica de bolas e revestimentos de moinhos<sup>13-17</sup>. Destacam-se também os estudos conduzidos pela empresa Climax Molybdenum Co., não só para disseminar suas formulações de ligas contendo molibdênio, como também para minimizar seus próprios custos de tratamento de minérios<sup>18,19,20</sup>.

No Brasil, publicaram-se alguns estudos específicos sobre bolas de moinho de ferro fundido branco, tipo “Ni-hard” ou de alto cromo. Rappaport e colaboradores<sup>21</sup> utilizaram marcação com isótopos radioativos para comparar o desempenho de bolas de ferro fundido tipo “Ni-hard” e bolas de ferro forjadas, durante a moagem a úmido, em escala industrial, de uma mistura de argila, calcáreo e areia de sílica. Verificaram desempenho superior das bolas de “Ni-hard” e, entre estas, daquelas com maior fração de martensita na microestrutura.

Capinetti Costa<sup>22</sup> utilizou um moinho de laboratório, intermitente, moendo areia de quartzo, a seco, para comparar o desempenho de bolas com 40 ou 75 mm de diâmetro, de FFBAC contendo combinações variadas de molibdênio e nióbio como elementos de liga. Os principais efeitos observados decorrem de variações nas frações volumétricas de carbonetos ( $M_7C_3$  ou NbC) e de perlita.

Guesser e colaboradores<sup>23</sup>, utilizando a mesma metodologia do trabalho anterior, procuraram estabelecer critérios para o “alloy design” dos FFBAC contendo nióbio, baseados nos micromecanismos de desgaste.

## 2. DESGASTE DE CORPOS MOEDORES

### 2.1. DESGASTE ABRASIVO

---

#### 2.1.1. Definições e classificação

O desgaste abrasivo é definido pela norma ASTM G40-92<sup>24</sup> como a perda de massa resultante da interação entre partículas ou asperezas duras que são forçadas contra uma superfície e se movem em relação a esta superfície.

As partículas duras que causam a abrasão podem ser o material processado em um equipamento, como no caso de extração de minério, resíduos metálicos encruados, partículas duras removidas da microestrutura ou ainda partículas externas que ingressam no sistema como contaminação<sup>9</sup>.

Classifica-se o desgaste abrasivo quanto ao tipo de contato entre o abrasivo e a superfície do sólido, bem como ao contato com o meio externo<sup>25</sup>. Os tipos de contatos entre o abrasivo e a superfície são divididos em: abrasão a *dois corpos* e a *três corpos*, e os tipos de contato com o meio externo podem ser classificados em *aberto* (livre) ou *fechado* (restrito). No caso de contato *aberto* somente uma superfície é solicitada quanto ao desgaste, ou as propriedades de uma superfície não influenciam o desgaste da outra. Já no tipo denominado *fechado* o desgaste é associado com ambas superfícies, e as propriedades mecânicas destas superfícies possuem forte influência sobre a outra.

#### 2.1.2. Mecanismos de desgaste abrasivo

Os mecanismos de desgaste abrasivo, segundo HUTCHINGS<sup>26</sup> podem ser classificados como aqueles que são controlados por deformação plástica e os controlados por fratura frágil.

O micromecanismo básico de desgaste abrasivo pode ser descrito como uma partícula suficientemente dura atacando uma superfície em um ângulo favorável, que atua como uma ferramenta de corte, retirando “cavacos”. Este processo denomina-se microcorte.

Esta ação, entretanto, é geralmente acompanhada por grande deformação plástica, ocorrendo acúmulo de material deslocado à frente e lateralmente ao sulco, bem como deformação subsuperficial. Este fenômeno caracteriza o microssulcamento, no qual não há remoção de material de forma imediata, porém, sucessivas passagens de grãos abrasivos repetem ciclicamente estes deslocamentos, levando à remoção do material por fadiga de baixo ciclo.

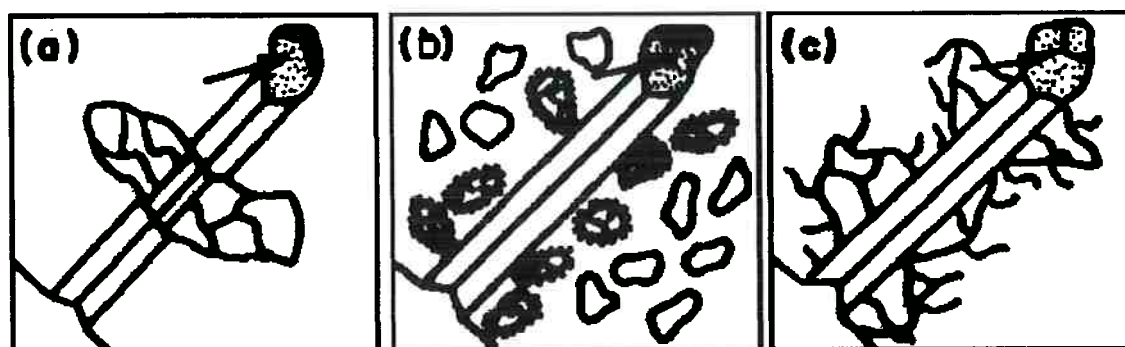
Resultados experimentais<sup>27</sup> relacionam a participação relativa de microcorte e microssulcamento aos diferentes ângulos de ataque entre abrasivo e superfície. As taxas de desgaste em ensaios a três corpos podem ser uma a duas ordens de grandeza menores do que na situação a dois corpos, o que se atribui<sup>28</sup> à possibilidade de rolamento do abrasivo durante a interação entre o abrasivo e a superfície, dificultando a manutenção de ângulos de ataque favoráveis ao microcorte. Sendo menor a possibilidade de microcorte, os mecanismos de micro-fadiga, para os materiais dúcteis, ou de microtrincamento para os mais duros, assumem especial importância na configuração a três corpos. A formação da proa constitui-se como um micromecanismo de desgaste de severidade intermediária entre o microssulcamento e o microcorte e, em geral, está associado a 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.

Materiais frágeis sob ação de partículas abrasivas duras podem ser submetidos, além dos micromecanismos presentes nos materiais dúcteis, a outro micromecanismo, denominado microtrincamento.

A extensão do desgaste neste caso depende, portanto, da tenacidade à fratura do material e das condições de sollicitação, bem como da forma e tamanho das partículas abrasivas.

Na ocorrência de microtrincamento é particularmente importante a pré existência de “entalhes internos”, na forma de microtrincas, poros, inclusões carbonetos massivos e fases incoerentes em geral<sup>29</sup>.

Segundo <sup>29</sup>o desgaste por microtrincamento possui dependência dos seguintes parâmetros: tensão aplicada, tenacidade do material, fração volumétrica da segunda fase do material, (por exemplo, carbonetos em ferros fundidos brancos de alto cromo) , tamanho e tipo de abrasivos. A figura 2.1<sup>28</sup> ilustra diferentes tipos de microtrincamento associados a diferentes microestruturas.



**Figura 2-1 - Possibilidades de geração e propagação de uma microtrinca a partir do contato entre partícula abrasiva e material.**

A figura acima mostra, em (a) o microtrincamento de uma fase frágil grande por contato direto com a partícula abrasiva, em (b) o microtrincamento ocorre ao redor de uma fase frágil devido a um campo de tensões de longo alcance, e em (c) a microtrinca é gerada pela propagação de uma trinca através de uma matriz dúctil.

### 2.1.3. Transição entre micromecanismos<sup>30</sup>

Dada a importância da identificação dos micromecanismos operantes, uma vez que 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 das variáveis do tribossistema e/ou das propriedades dos materiais.

KATO; HOKKIRIGAWA<sup>31</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:

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

Onde L = carga aplicada

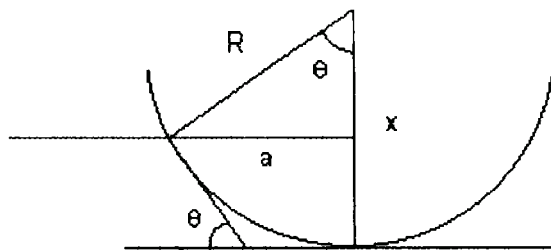
H = dureza

A = raio de contato

x = profundidade de indentação

R = raio da partícula abrasiva.

As variáveis necessárias para a definição do parâmetro  $D_p$  são mostradas na Figura 2.2.



**Figura 2-2 - Parâmetros na determinação do nível de penetração**

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 críticos de penetração, como pode ser visto na Figura 2.3.

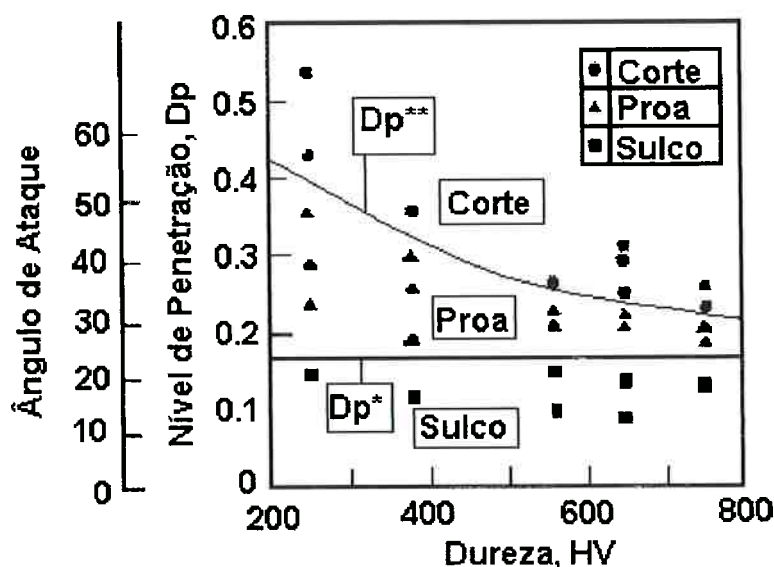


Figura 2-3 - Transição entre micromecanismos controlados por deformação plástica<sup>31</sup>

É possível, pela figura acima, verificar dois valores característicos de transição entre micromecanismos,  $D_p^*$  e  $D_p^{**}$ . O valor  $D_p^*$  (0,17), corresponde à transição entre os regimes de sulcamento e formação de proa, e independe da dureza. Por sua vez, o valor  $D_p^{**}$ , que corresponde à transição entre formação de proa e corte, decresce com o aumento da dureza. Logo, a região possível para que ocorra corte se amplia com a elevação da dureza.

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  $D_p$  com a dureza é atribuída pelos autores ao encruamento do material.

## 2.2. SINERGISMO ENTRE DESGASTE ABRASIVO E CORROSÃO

---

O consumo de metais em moagem a úmido é da ordem de 10 vezes superior ao de moagem a seco, o que demonstra a grande importância do efeito da corrosão. É, porém, difícil estabelecer o efeito isolado da corrosão no desgaste<sup>32</sup>.

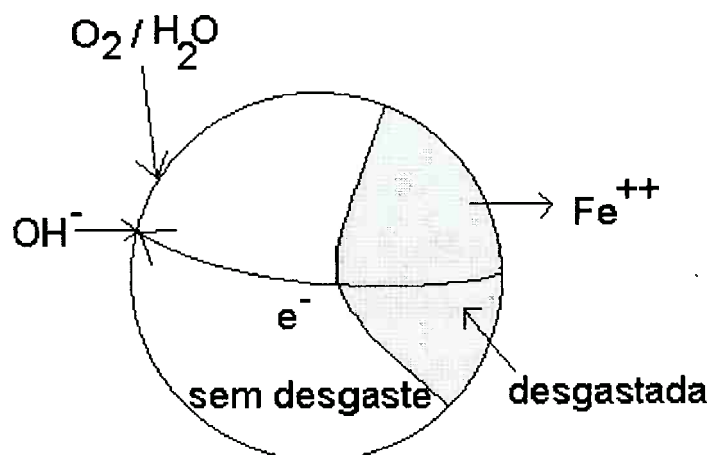
Albertin<sup>9</sup> cita que há evidências<sup>33</sup> de que o efeito do líquido é essencialmente o de facilitar o mecanismo de abrasão atuando como “fluido de corte” de uma operação de usinagem. Cita ainda que, em ensaio de pino contra lixa, verificou-se aumento do desgaste com o uso de lubrificante, o que foi atribuído ao aumento da participação do mecanismo de microcorte. Porém, cita verificações<sup>34</sup> que eventuais efeitos de corrosão são exagerados quando se utiliza moinho de pequeno diâmetro.

A interação entre os fenômenos de corrosão e desgaste pode ser causada por diversas formas de corrosão, como a generalizada, a corrosão por frestas e a corrosão intergranular, que resultam em perdas de massa diferenciadas, que dependem fortemente não apenas da composição química do material das bolas, mas da sua microestrutura<sup>2</sup>.

A moagem a úmido tem todos os elementos necessários para proporcionar uma corrosão muito ativa. Alguns deles são:

- Grandes áreas das superfícies de corpos moedores e de revestimento.
- Potencial de corrosão das partículas minerais mais anódicas do que o metal.
- Abrasão que continuamente remove a película de proteção formada por processos químicos.

Medições eletroquímicas em moinhos indicaram que existem correntes de corrosão grandes o suficiente para explicar o desgaste de



**Figura 2-4 - Modelamento da célula eletroquímica depois da ação abrasiva**

metais observado. Como a moagem se fazia também em ambiente muito abrasivo, a determinação do efeito da corrosão não pode ser feita de forma direta. Em muitos casos, a dureza do minério é superior ao das superfícies metálicas. A superfície metálica submetida a desgaste é uma película oxidada que protege o metal de ulterior corrosão; com o desgaste dessa película surge nova película exposta a uma intensa corrosão. Assim, na moagem a úmido, a corrosão e a abrasão operam conjuntamente de forma a determinar um elevado desgaste de metais<sup>32</sup>.

Trabalhos de Shumacher<sup>35</sup> e Dunn<sup>33</sup> classificam as principais interações eletroquímicas e tribológicas em três categorias:

- formação de célula eletroquímica entre áreas desgastadas e não desgastadas, chamada de corrosão induzida por deformação;
- formação de célula eletroquímica entre fases diferentes – por exemplo, matriz e segunda fase dura – com predominância de corrosão por “pitting”;
- formação de célula eletroquímica entre metal e minério.

Em materiais de baixa dureza, portanto com pouca resistência ao desgaste abrasivo, predomina o mecanismo de corrosão induzida por deformação. A região desgastada atua como anodo e a não desgastada como catodo, quando é possível ocorrer redução. A Figura 2.4 mostra esta interação.

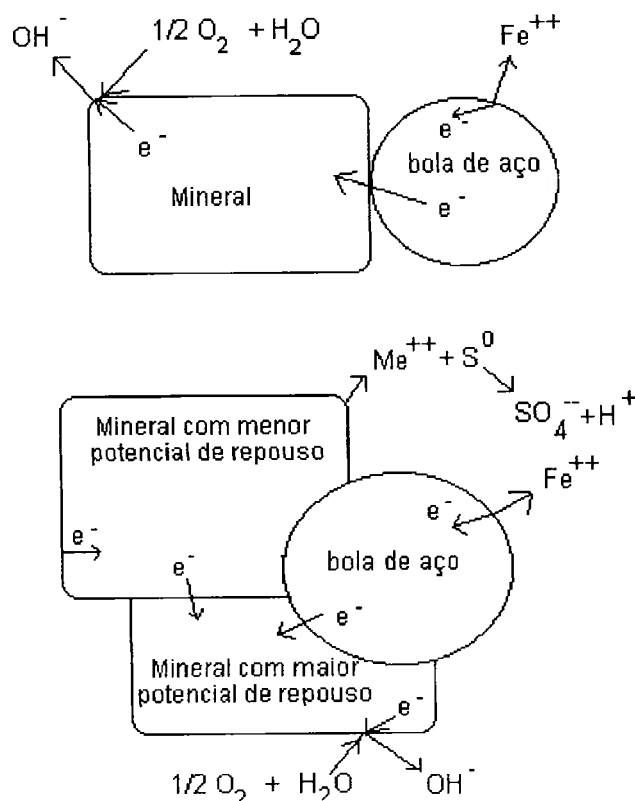
Este mecanismo é de importância secundária em materiais de alta resistência à abrasão. Nestes materiais a composição química e distribuição da segunda fase apresenta então grande importância na taxa de desgaste. A célula eletroquímica formada entre matriz e segunda fase resulta em corrosão por “pitting”, como mostra a Figura 2.5<sup>36</sup>.



**Figura 2-5 - Superfície de um ferro fundido com corrosão por “pitting”.**

O mecanismo de formação de célula eletroquímica entre metal e minério tem importância tecnológica em sistemas com minerais eletroativos, especialmente minerais sulfurados como impurezas encontradas no minério de ferro.

As possíveis células eletroquímicas formadas durante a moagem de minérios e suas reações podem ser visualizadas na Figura 2.6.



**Figura 2-6 – Modelos de células eletroquímicas entre metal e minério e entre dois minérios e metal.**

Entre as várias formas possíveis de tentar diminuir a corrosão, o uso de agentes inibidores é o único que tem sido utilizado industrialmente. Diversos pesquisadores têm mostrado que o uso de inibidores de corrosão (nitrito de sódio, cromato de sódio e metassilicato de sódio) reduz a corrosão de bola forjada em até 50% na moagem de diversos tipos de minério. Uma possível explicação para esse fato seria uma eficiente inibição de corrosão anódica pela formação de uma película de proteção na superfície<sup>32</sup>.

Um estudo de moagem de sulfetos, citado por Beraldo<sup>32</sup>, em que seis ligas foram estudadas com e sem a adição de nitrito de sódio (Hoey et al.), mostra as seguintes conclusões:

- Bolas de aço forjado e de ferro fundido branco são susceptíveis a corrosão intensa, a qual pode ser bem reduzida com o uso de inibidores.
- Aços inoxidáveis são relativamente imunes à corrosão.
- Os inibidores de corrosão causam variação no potencial de oxidação das bolas. A intensidade dessa variação está relacionada à redução de desgaste ocorrida.

### **2.3. VARIÁVEIS DE SISTEMA QUE INFLUENCIAM O DESGASTE DE CORPOS MOEDORES**

---

A norma DIN 50320<sup>37</sup> descreve sistematicamente o desgaste, sendo assim possível eleger algumas variáveis a serem discutidas detalhadamente:

Variáveis operacionais, caracterizadas por formas de movimento relativo e sua variação com o tempo. Nestas formas estão deslizamento, rolamento, impacto e fluxo. Outra forma de caracterizar as variáveis operacionais é quanto aos parâmetros físicos e técnicos, como carga normal, velocidade, temperatura e tempo de operação.

Estrutura do sistema tribológico caracterizada pelos elementos corpo, contra-corpo, meio interfacial e meio ambiente. Propriedades como forma e tamanho dos elementos, bem como suas modificações durante o processo são também muito importantes. É, ainda, essencial a caracterização da forma de interação entre os elementos.

Apresentam-se a seguir os efeitos de algumas dessas variáveis no desgaste abrasivo.

#### *2.3.1. Carga Aplicada<sup>9</sup>*

Entre as variáveis operacionais a literatura reporta-se com frequência à carga normal aplicada. De maneira geral, considera-se que a força ou pressão nominal exercida gera um efeito diretamente proporcional no desgaste, que cresce linearmente com a carga aplicada.

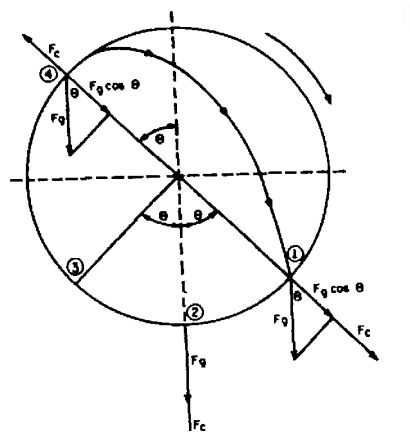
Este efeito é mostrado na Figura 3.5. Dunn<sup>33</sup> apresenta resultados de taxas de desgaste em função do diâmetro do moinho, verificando-se uma relação aproximadamente linear. Embora o autor atribua a variação a um possível efeito de impacto, este ponto de vista é contrariado por Avery<sup>38</sup>, que considera o efeito de moagem e de desgaste como sendo basicamente resultado das pressões, exercidas em condições de baixa velocidade relativa.

Avery<sup>39</sup> lembra ainda que no caso de moagem a condição de “abrasão sob tensões elevadas é caracterizada pela fratura do abrasivo, o que significa que, localmente, atingem-se tensões maiores que a resistência dos minerais (“crushing strenght”) que é da ordem de 210 MPa para quartzo, podendo chegar a mais de 600 Mpa para outros minerais.

Zum Gahr<sup>40</sup> procurou quantificar a importância da pressão aplicada no estabelecimento do mecanismo do microtrincamento. Estudando aços-ferramenta contando com distribuições de microtrincas, verificou que para cargas pequenas a taxa de desgaste era baixa e independente da distância entre trincas, enquanto que para cargas elevadas o desgaste era intenso e proporcional à densidade de trincas.

### 2.3.2. *Velocidade do moinho*<sup>32</sup>

A ação dos corpos moedores é mais bem visualizada considerando-se uma única bola em moinho com revestimento liso. A trajetória da bola está marcada na Figura 2.7. Inicialmente, a bola acompanha a rotação da parede do moinho, presa à mesma por meio da ação da força centrífuga; assim, ela chega até o ponto 4, onde o peso da bola iguala a força centrífuga. Nesse ponto, a bola deixa a parede, é arremessada por meio de uma curva parabólica e irá atingir o ponto 1.



**Figura 2-7 – Trajetória descrita pela bola no moinho**

Define-se como velocidade crítica aquela na qual a bola consegue atingir o ponto mais elevado do moinho sem se desprender da parede. A velocidade crítica é calculada igualando-se naquele ponto a força centrífuga ao peso da bola, o que se expressa pela equação:

$$N_c = 42,3 / D^{1/2}$$

sendo

$N_c$  a velocidade do moinho, em rpm e

D o diâmetro do moinho, em metros.

Quando o moinho tem uma carga normal de bolas, a situação é algo diversa, como mostra a Figura. 2.8. Na região A, as bolas estão se movendo umas sobre as outras em camadas concêntricas e produzem moagem por compressão e um pouco por choque das bolas sobre as partículas. O limite superior dessa zona é aquele em que a força centrífuga anula o peso da bola. As bolas acima desse limite encontram-se na zona B, onde as bolas rolam para baixo e produzem uma intensa moagem por choque (regime cascata). A zona C é uma pequena região onde as bolas caem sobre a carga e produzem intensa moagem por impacto (regime de catarata). Note-se que nenhuma moagem é efetuada na zona de catarata propriamente dita, devendo-se, portanto, tentar minimizá-la. É por essa razão que os moinhos operam a uma velocidade entre 60% e 85% da velocidade crítica. Maiores velocidades teriam a desvantagem de fazer

com que as bolas caíssem diretamente sobre o revestimento, em posição anterior à carga do moinho. Por outro lado, velocidades menores tenderiam a diminuir a importância das zonas B e C, reduzindo, portanto, a moagem por choque e favorecendo a moagem por atrito.

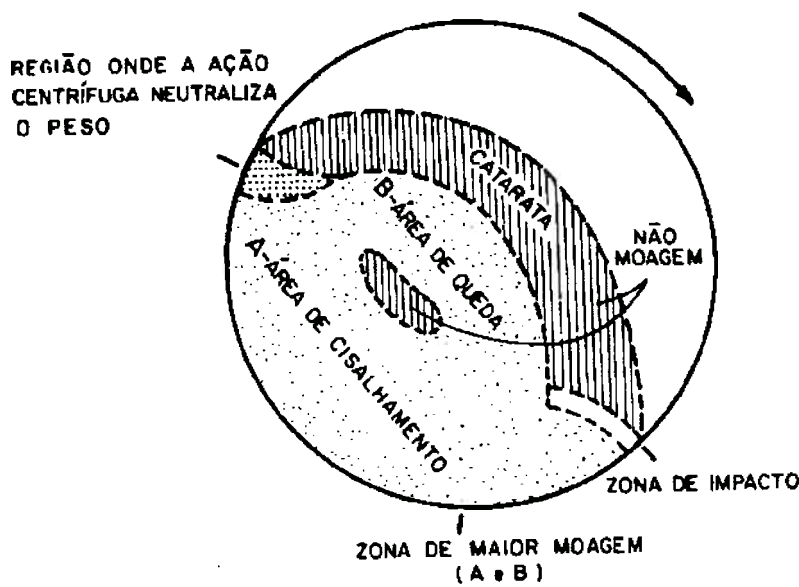


Figura 2-8 - Comportamento da carga de bolas

De acordo com Taggart<sup>41</sup>, para velocidades reduzidas seria praticamente anulada a zona de catarata, dizendo-se então que o moinho está operando em regime de cascata e não de catarata. No regime de cascata é menos importante a moagem por choque, crescendo de importância a moagem por atrito, a qual é mais procurada em moagem fina. Os regimes de moagem em cascata e em catarata estão mostrados respectivamente nas Figuras 2.9 e 2.10.

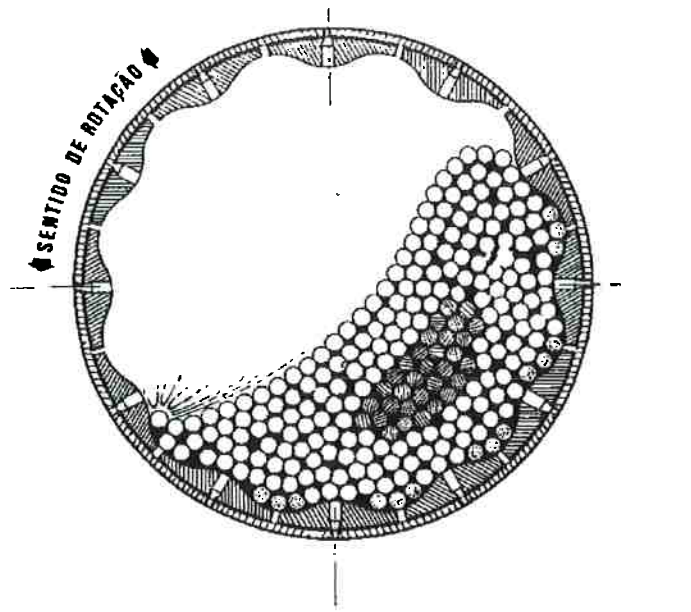


Figura 2-9 – Moagem em regime de cascata

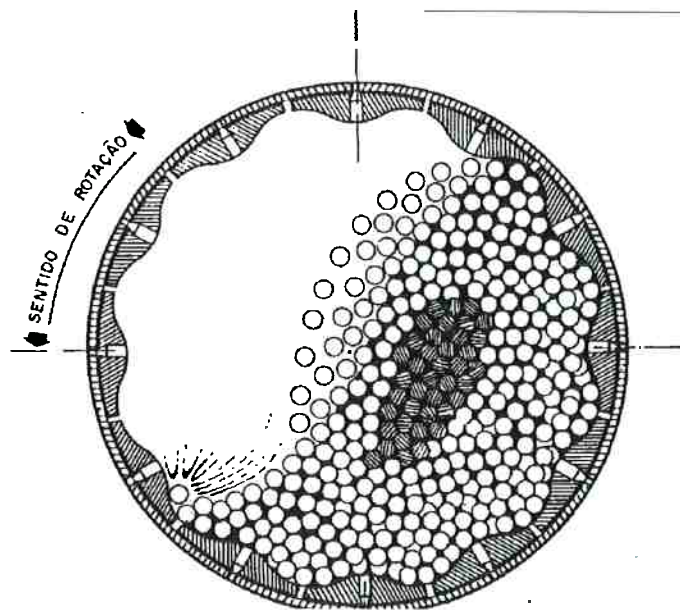
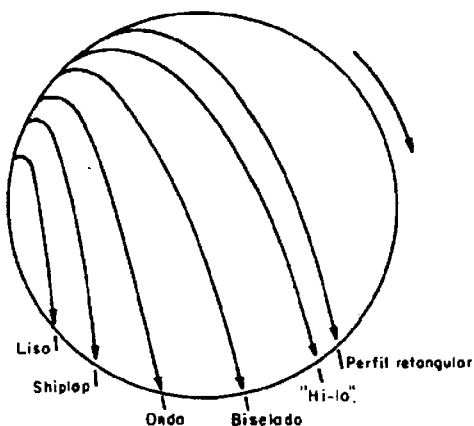


Figura 2-10 - Moagem em regime de catarata

Deve-se observar que o regime de operação do moinho não depende só da velocidade. Revestimentos mais rugosos favorecem a operação em regime de catarata, enquanto que revestimentos mais lisos favorecem a

cascata, propiciando em um ou outro caso maior ou menor importância à moagem por choque (Fig 2.11). Da mesma forma, uma maior carga de bolas favorece o regime de catarata, o mesmo acontecendo com a utilização de bolas maiores. Por outro lado, a utilização de barras como

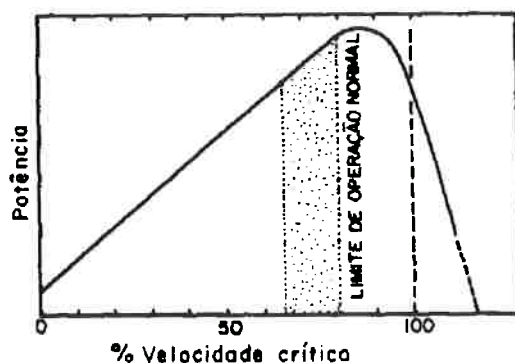


**Figura 2-11 – Curvas de queda de bolas para vários tipos de revestimentos.**

corpos moedores em lugar de bolas também favoreceria o regime de catarata, se a velocidade do moinho fosse mantida, o que não acontece em moinhos de barras, que são sempre mais lentos que os de bolas. Com efeito, “cataratar” as barras poderia provocar danos estruturais no moinho e, inclusive, facilitar o emaranhamento das barras, com graves conseqüências.

As velocidades de moinhos usadas na prática mostram considerável variação e notáveis inconsistências. Na década de 20 utilizavam-se moinhos de 2,4 m de diâmetro com velocidades acima de 80% da velocidade crítica. Entretanto, Taggart<sup>41</sup>, em 1927, mostrou que, reduzindo-se a velocidade dos moinhos de 0,89 para 0,57 da crítica, reduzia-se a potência drasticamente, reduzindo-se muito, também, o desgaste de revestimentos e de bolas sem perturbar muito a capacidade de produção. Houve, desde então, uma clara tendência de usar velocidades mais reduzidas, com uma tendência secundária de diminuir a velocidade em relação à velocidade crítica para diâmetros crescentes de moinhos. Na

figura 2.12 pode-se visualizar o efeito da velocidade na potência consumida pelo moinho.



**Figura 2-10 – Efeito da velocidade do moinho em sua potência**

No que se refere aos efeitos decorrentes de impactos, convém distinguir as várias escalas em que perdas de material podem ocorrer. Numa escala mais grosseira, materiais com insuficiente resistência ao impacto sofrerão fratura catastrófica no primeiro impacto. Nesta escala caracteriza-se o material essencialmente por sua resistência ao impacto 29,42

Numa escala mais refinada situa-se a quebra ou lascamento macroscópico de bolas como resultado de impactos repetidos, verificando-se a intervenção de mecanismos de fadiga e de nucleação e propagação de trincas. Nestes casos, são importantes as modificações na microestrutura provocadas pela sollicitação mecânica e a presença de elementos microestruturais que favorecem a nucleação e propagação de trincas<sup>9</sup>.

Na escala microscópica, o trincamento de microconstituintes tanto pode estar relacionado com sollicitações de impacto como, mais freqüentemente, com estados locais de tensão e deformação<sup>9</sup>.

### *2.3.3. Velocidade e Tipo de Movimento Relativo*

O movimento relativo entre corpo e contra-corpo e a velocidade deste movimento não é parâmetro decisivo no sistema considerado.

A primeira razão é que em moinhos de bolas trabalhando com velocidade menor que a velocidade crítica, a maior parte de abrasão e da ação efetiva da moagem, segundo Avery<sup>38</sup>, ocorre como resultado de pressão e não da velocidade relativa entre os corpos.

Além disso, conforme discutido anteriormente, a literatura aponta diferenças de uma a duas ordens de grandezas na taxa de desgaste entre sistemas a dois e a três corpos. O menor desgaste em configurações a três corpos é atribuído ao fato de haver rolamento dos grãos, de maneira que um grão só está em ângulo favorável ao corte durante um curto espaço do tempo de interação com a superfície desgastada<sup>27,28</sup>.

A velocidade do movimento relativo abrasivo/material é, em geral, variável considerada importante somente nos processos de desgaste tipicamente erosivos.

### *2.3.4. Tamanho, forma e quantidade de abrasivo<sup>9</sup>*

Vários trabalhos<sup>43,44,45</sup> verificaram que a taxa de desgaste independe do tamanho do abrasivo a partir de um tamanho médio situado entre 80 e 100 $\mu$ m. Para tamanhos menores, o desgaste cresce acentuadamente com o tamanho das partículas abrasivas.

Segundo Suh<sup>27,46</sup>, o efeito do tamanho da partícula abrasiva deve-se à diminuição da angularidade aparente à medida em que o tamanho diminui. Para um tamanho grande, a partícula atua como uma ferramenta cônica enquanto que partículas pequenas assemelhar-se-iam a ferramentas de ponta esférica. Neste último caso, o trabalho exercido é quase totalmente consumido para deformar a superfície.

Por outro lado, constata-se que a variação do tamanho do abrasivo pode resultar em mudança do micromecanismo de abrasão. Em FFBAC com 12% Cr e 2% C, Sinatora e Albertin <sup>47</sup> verificaram que o aumento do teor de nióbio provocou a diminuição do desgaste, quando o abrasivo era SiC com grana 320, e aumento quando a granulometria era 80 mesh. Da mesma forma, constatou-se <sup>68Al</sup> diminuição do desgaste com aumento da fração volumétrica de carbonetos em ensaio com SiC na granulometria 220, enquanto que a mesma variação microestrutural levou a maiores desgastes no caso do abrasivo de 80 mesh.

**Tabela 1 - Dureza de minérios, abrasivos, metais e microconstituintes**

Mineral	Dureza		Material ou Fase	Dureza	
	Knoop	Vickers		Knoop	Vickers
Talco	20		Ferrita	235	70 a 200
Carbono	35		Perlita, não ligada		250 a 320
Gipsita	40	36	Perlita, ligada		300 a 460
Calcita	130	140	Austenita de 12% Mn	305	170 a 230
Fluorita	175	190	Austenita de baixa liga		250 a 350
Apatita	335	540	Austenita de FFBAC		300 a 600
Vidro	455	500	Martensita	500 a 800	500 a 1010
Feldspato	550	600 a 750	Cementita	1025	840 a 1100
Magnetita	575		Carboneto de Cromo	1735	1200 a 1600
Ortoclásio	620		Carboneto de Molibdênio	1800	1500
Sílex	820	950	Carboneto de Tungstênio	1800	2400
Quartzo	840	900 a 1280	Carboneto de Vanádio	2660	2800
Topázio	1330	1430	Carboneto de Titânio	2470	3200
Granada	1360		Carboneto de Boro	2800	3700
Corundum	2020	1800			
Carboneto de Silício	2585	2600			
Diamante	7575	10000			

Em todos os casos citados, atribui-se aos abrasivos de maior tamanho o estabelecimento do mecanismo de microtrincamento, o que levou aos aumentos das taxas de desgaste.

Partículas angulares têm maior efeito abrasivo do que partículas arredondadas, o que se explica pela maior probabilidade de o ângulo de ataque destas partículas em relação a uma superfície superar o ângulo crítico para o microcorte, para um determinado sistema tribológico <sup>46,48</sup>.

Moore e Swanson <sup>49</sup> modelaram e estudaram experimentalmente o efeito da forma das partículas abrasivas. Os desgastes medidos em teste de pino contra lixa são 2 a 5,5 vezes maiores para grãos angulares (quartzo moído) em comparação com os grãos arredondados (areia padrão para ensaios).

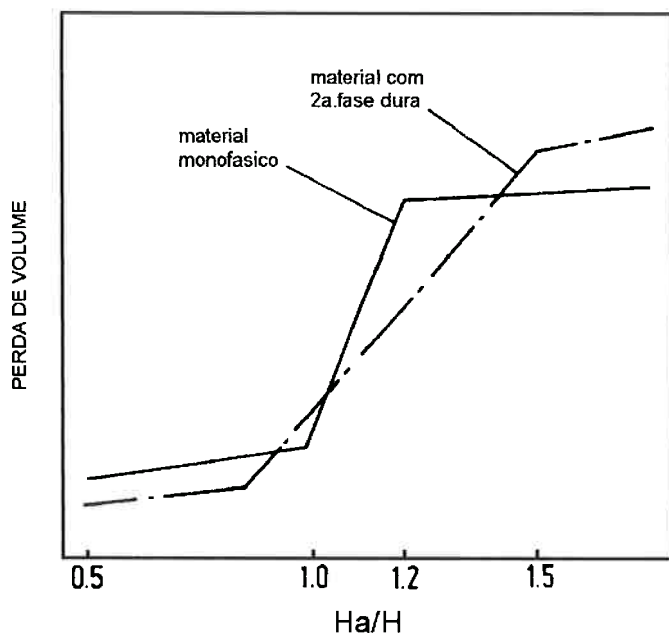
O aumento da concentração de abrasivo provocou aumento linear da taxa de desgaste em ensaio que simulava o funcionamento de um motor<sup>50</sup>. Nestes ensaios, o abrasivo era sílica, pura ou como constituinte de cinzas de carvão, e foram utilizadas concentrações de abrasivo de 0 a 25%, como contaminante em óleo lubrificante.

### *2.3.5. Dureza do material e do abrasivo*

A dureza dos minérios ou abrasivos pode superar em muito a dureza dos metais e mesmo de seus constituintes mais duros como os carbonetos, como mostra a Tabela 1

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 3.5<sup>28</sup>.

O patamar inferior é denominado região de desgaste moderado, o superior, de região de desgaste severo. Nestas duas regiões, a variação da taxa de desgaste com a razão dureza do abrasivo/dureza do metal é



**Figura 2.2 - Transição entre o desgaste abrasivo severo e moderado**

pequena. Na região de transição, pequenas variações na relação de dureza entre abrasivo e metal ocasionam um aumento ou decréscimo na taxa de desgaste bastante acentuado.

Na figura nota-se ainda que a transição entre as regiões de desgaste severo e moderado ocorre quando a relação entre as durezas do abrasivo e do metal é aproximadamente 1,2. Isto indica que minerais ou minérios cujas durezas forem 1,2 vezes maiores que a dureza do material das bolas causarão desgaste severo com taxas muito superiores ao que ocorreria para minerais mais moles ou, o que resulta no mesmo, materiais mais duros<sup>2</sup>.

Larsen-Basse<sup>51</sup> considera que, para o caso de metais, o micromecanismo predominante na região de desgaste moderado é a microfadiga, passando o microcorte a predominar na região de desgaste severo.

## 3. MATERIAIS E MÉTODOS

### 3.1. Ensaio de desgaste em moinho de bolas

Os ensaios de desgaste foram realizados utilizando-se um moinho de bolas de laboratório. Procedeu-se moagem intermitente a seco e a úmido, em ensaios de 6 horas. O moinho utilizado possui vaso cerâmico, tendo sua câmara de moagem as seguintes dimensões: 25 cm de diâmetro e 32 cm de comprimento.

A velocidade desenvolvida pelo moinho nos ensaios analisados corresponde a 75% da velocidade crítica.

Em todos os ensaios a carga era constituída por 10 bolas de aproximadamente 50mm de diâmetro e 8kg de granito. Nos ensaios a úmido, além das bolas e do granito eram adicionados 4,5l de água destilada à carga.

Para pesagem do granito foi utilizada uma balança marca FILIZOLA, com capacidade máxima de 80kg.

Os ensaios foram realizados sob quatro diferentes configurações: a seco e a úmido com granito em uma extensa distribuição granulométrica e não homogêneo, e a seco e a úmido com granulometria controlada e homogeneidade assegurada.

Em todas as condições tomou-se 6 ciclos de 6 horas de ensaio.

Um ciclo típico de ensaio de moagem compreendia:

- carregamento do moinho,
- operação por 6 horas, ininterruptamente,

- parada do moinho e remoção das bolas e do produto da moagem,
- lavagem das bolas com álcool etílico,
- limpeza das bolas em ultra-som em álcool etílico por 8 minutos,
- secagem com ar quente,
- pesagem.

Para a pesagem das bolas após limpas e secas utilizou-se uma balança eletrônica marca OHYO, modelo MJ- 300, de capacidade máxima para 3100g e com precisão de centésimos de miligramas.

### 3.2. Corpos moedores

Os experimentos foram realizados utilizando-se como corpos moedores bolas de ferro fundido branco de alto cromo, produzidas na Divisão de Metalurgia do IPT e caracterizadas previamente por Albertin<sup>8</sup>. Análises químicas foram efetuadas por espectrometria de raios-x, com exceção das de carbono, analisadas por combustão. O resultado mostrou que a liga utilizada possuía a composição química dada na Tabela 1 :

**Tabela 2 – Composição química das bolas utilizadas nos ensaios de moagem (% em massa)**

<b>Carbono</b>	<b>Cromo</b>	<b>Silício</b>	<b>Manganês</b>	<b>Fósforo</b>	<b>Enxofre</b>
2,96	18,00	0,96	1,50	0,04	0,02

As bolas, tratadas por Albertin<sup>8</sup>, haviam recebido o seguinte tratamento térmico:

- normalização a 700°C por 1 hora,
- 5 horas a 950°C,

- resfriamento em ar soprado,
- revenido a 250°C por 1 hora,
- tratamento sub-zero em nitrogênio líquido e
- revenido por 1 hora a 250°C.

O tratamento preliminar a 700°C visou desestabilizar rapidamente a austenita, através da precipitação de carbonetos secundários e/ou formação de eutetóide ferrita mais carboneto. Nos restante do tratamento visou-se eliminar a austenita retida eventualmente presente após têmpera, através do tratamento com nitrogênio líquido, e efetuou-se o revenido.

A realização de 1 hora de revenido antes do tratamento sub-zero visou minimizar o risco de ocorrência de trincamento durante este tratamento.

A microestrutura final decorrente destes tratamentos foi uma matriz martensítica, com uma fração volumétrica de carbonetos do tipo  $M_7C_3$  de 28,9%.

### **3.3. Material abrasivo**

---

O abrasivo utilizado no procedimento experimental foi granito, fornecido pela Embú S/A Engenharia e Comércio, sendo proveniente da mina Embú das Artes – SP. O material procedente desta mina é considerado bastante abrasivo, em função de apresentar elevado teor de quartzo.

Utilizou-se duas granulometrias de alimentação, tanto para os ensaios a úmido, como nos ensaios a seco.

Uma primeira granulometria foi caracterizado por Pintaúde<sup>30</sup>, resultante de um material previamente britado, que apresenta a distribuição granulométrica dada na Tabela 3<sup>30</sup>.

**Tabela 3 – Distribuição granulométrica prévia do granito**

<b>Abertura (mm)</b>	<b>Massa retida (%)</b>	<b>Massa retida acumulada (%)</b>	<b>Passante (%)</b>
19,10	0,00	0,00	100,00
12,70	0,49	0,49	99,51
9,52	4,17	4,66	95,51
6,35	19,62	24,28	75,72
3,36	33,76	58,04	41,96
2,00	15,89	73,93	26,07
0,42	13,68	87,60	12,40
0,21	3,07	90,68	9,32
0,149	1,62	92,30	7,70
0,074	2,76	95,05	4,95
0,003	4,95	100,00	0,00

De modo a se obter uma condição diferenciada de moagem, separou-se o material mais fino, desprezando-se o material passante da peneira de 3,36 mm. O material retido nesta peneira foi homogeneizado através de um quarteamento em pilhas e apresentou a distribuição granulométrica dada na Tabela 4.

**Tabela 4 – Distribuição granulométrica do granito após separação dos finos**

<b>Abertura (mm)</b>	<b>Massa retida (%)</b>	<b>Massa retida acumulada (%)</b>	<b>Passante (%)</b>
19,10	0,00	0,00	100,00
12,70	20,00	20,00	80,00
9,52	30,60	50,60	49,40
6,35	38,50	89,10	10,90
3,36	10,90	100,00	0,00

## 4. RESULTADOS

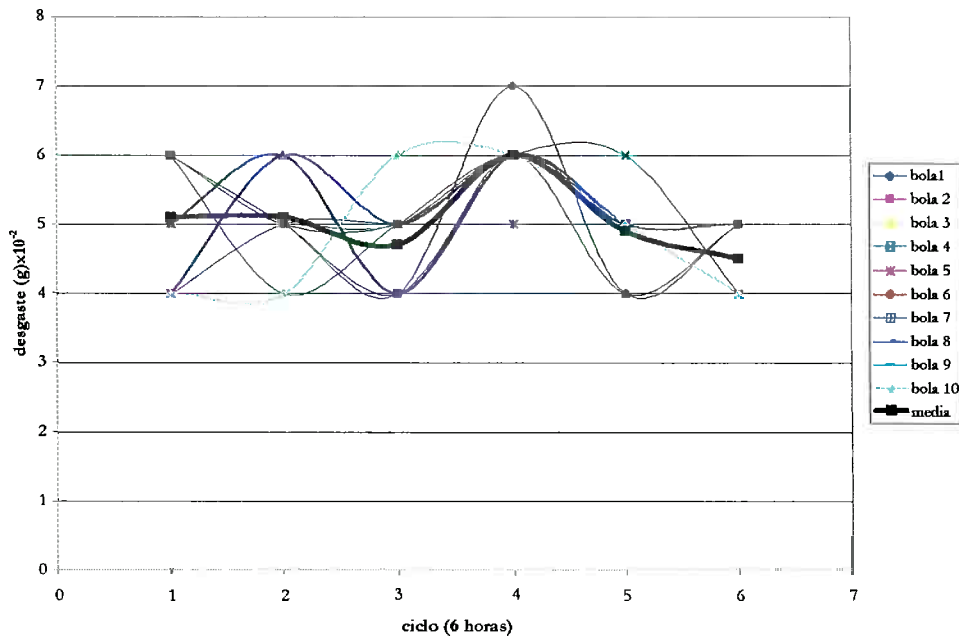
### 4.1. Moagem a seco e a úmido de granito com granulometria dispersa

A Tabela abaixo mostra a perda de massa (em gramas) de cada bola ensaiada, numeradas de 1 a 10, após cada ciclo de moagem a seco com granulometria dispersa, a perda de massa média, bem como o desvio padrão e o coeficiente de dispersão.

**Tabela 5 – Perda de massa das bolas submetidas à moagem a seco de granito com granulometria dispersa.**

Ciclo	Bolas										Média	Desvio	Coef.
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	0.06	0.06	0.05	0.05	0.04	0.06	0.06	0.04	0.05	0.04	0.051	0.0088	17.17
2	0.05	0.05	0.06	0.05	0.05	0.05	0.04	0.06	0.06	0.04	0.051	0.0074	14.47
3	0.05	0.04	0.04	0.05	0.05	0.04	0.05	0.05	0.04	0.06	0.047	0.0067	14.36
4	0.06	0.06	0.06	0.06	0.05	0.07	0.06	0.06	0.06	0.06	0.060	0.0047	7.86
5	0.05	0.05	0.04	0.06	0.05	0.04	0.05	0.05	0.05	0.05	0.049	0.0057	11.58
6	0.04	0.05	0.05	0.04	0.05	0.05	0.04	0.05	0.04	0.04	0.045	0.0053	11.71

A Figura 4.1 abaixo mostra a evolução do desgaste das bolas nos ciclos deste ensaio.

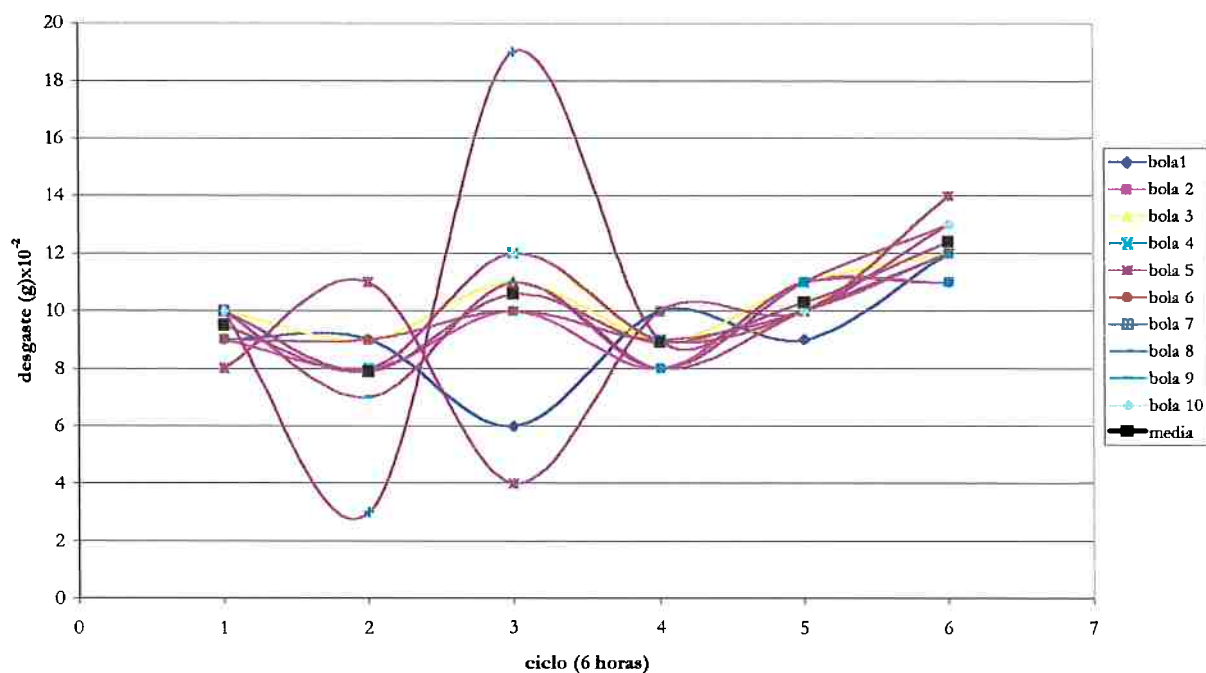


**Figura 4-1 – Evolução do desgaste em ensaios a seco com granulometria dispersa.**

Os resultados obtidos na condição da moagem a úmido com granulometria dispersa podem ser vistos na Tabela 6 e na Figura 4.2.

**Tabela 6 - Perda de massa das bolas submetidas à moagem a úmido de granito com granulometria dispersa.**

Ciclo	Bolas										Média	Desvio	Coef.
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	0.09	0.09	0.10	0.10	0.08	0.09	0.10	0.10	0.10	0.10	0.095	0.0071	7.44
2	0.09	0.08	0.09	0.08	0.11	0.09	0.03	0.07	0.07	0.08	0.079	0.0208	26.32
3	0.06	0.10	0.11	0.12	0.04	0.10	0.19	0.11	0.11	0.12	0.106	0.0395	37.26
4	0.10	0.08	0.09	0.09	0.10	0.09	0.09	0.08	0.08	0.09	0.089	0.0074	8.29
5	0.09	0.11	0.10	0.11	0.10	0.10	0.11	0.11	0.10	0.10	0.103	0.0067	6.55
6	0.12	0.11	0.14	0.12	0.14	0.12	0.11	0.13	0.12	0.13	0.124	0.0107	8.67



**Figura 4-2 – Evolução do desgaste em ensaios a úmido com granulometria dispersa.**

Podemos perceber, claramente, que a seco o desgaste foi bem menor que quando a moagem se procedeu a úmido. Na condição seca, a perda de massa média situou-se em torno de 0.05 g por ciclo, enquanto que na condição úmida essa perda ficou em torno de 0.10g por ciclo, representando praticamente o dobro de desgaste.

Observa-se que, nos dois casos, os dados são bastante significativos, uma vez que o desvio é pequeno, sendo aproximadamente de 15% na condição seca. Na moagem a úmido, com exceção das bolas 7 e 5, que comprometem a análise média, os dados são ainda menos dispersos, representando um desvio sempre menor que 9%.

A figura a seguir fornece um comparativo entre o desgaste médio das duas condições consideradas.

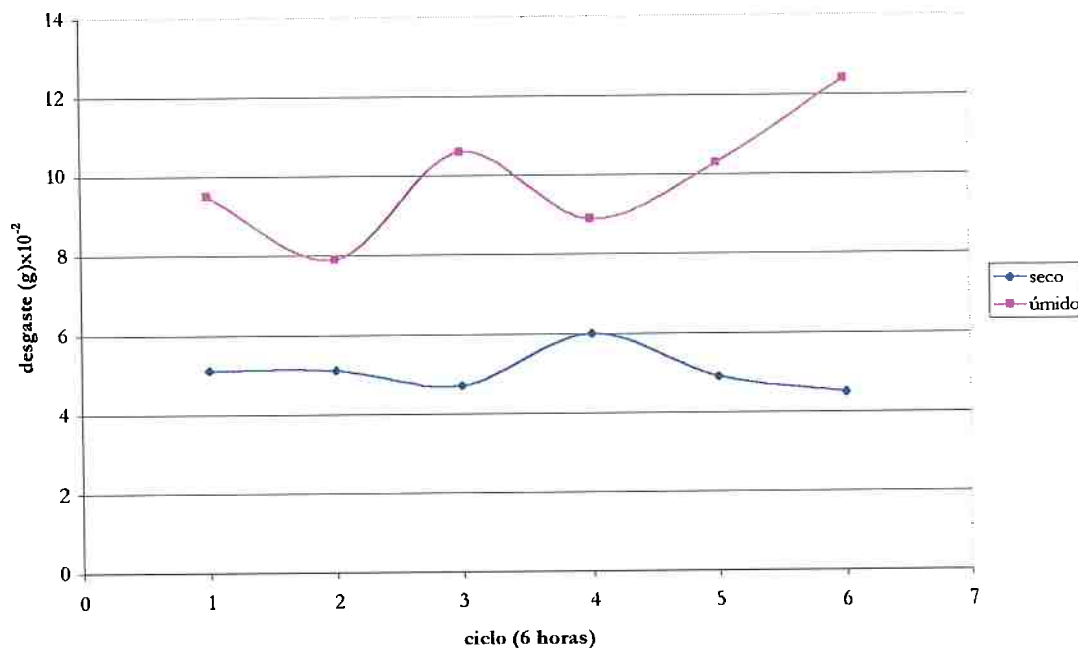


Figura 4-3 – Evolução do desgaste médio a seco e a úmido com granulometria dispersa

#### 4.2. Moagem a seco e a úmido de granito com granulometria controlada

Os resultados nas condições a seco e a úmido com o abrasivo condicionado a uma distribuição de tamanhos mais estreita e com a garantia da homogeneidade da carga estão nas tabelas e figuras a seguir.

Tabela 7 - Perda de massa das bolas submetidas à moagem a seco de granito com granulometria controlada.

Ciclo	Bolas										Média	Desvio	Coef.
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	0.07	0.05	0.06	0.04	0.05	0.06	0.07	0.03	0.06	0.05	0.054	0.012649	23.42428
2	0.06	0.07	0.05	0.07	0.04	0.08	0.05	0.05	0.05	0.06	0.058	0.012293	21.19436
3	0.06	0.04	0.07	0.04	0.06	0.07	0.05	0.07	0.04	0.05	0.055	0.012693	23.0781
4	0.07	0.04	0.06	0.06	0.05	0.06	0.05	0.05	0.05	0.06	0.055	0.008498	15.45157
5	0.05	0.07	0.06	0.05	0.05	0.05	0.06	0.07	0.04	0.05	0.055	0.009718	17.66955
6	0.06	0.06	0.06	0.06	0.04	0.06	0.06	0.05	0.05	0.05	0.055	0.007071	12.85649

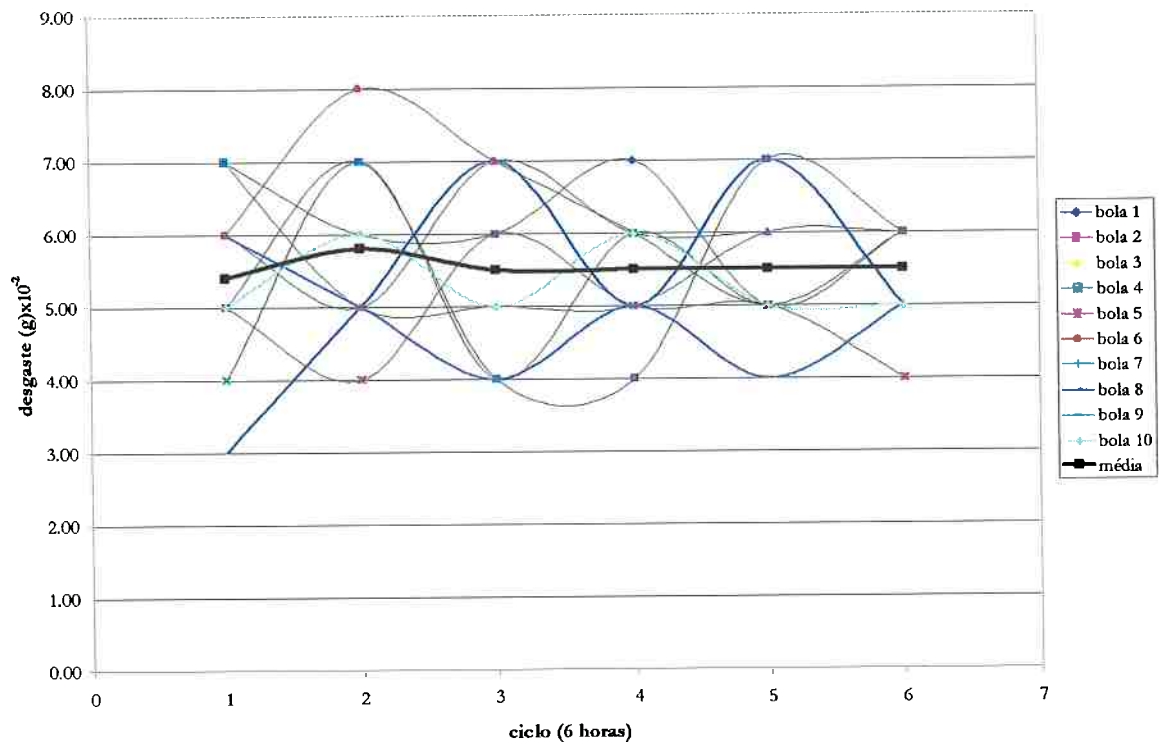
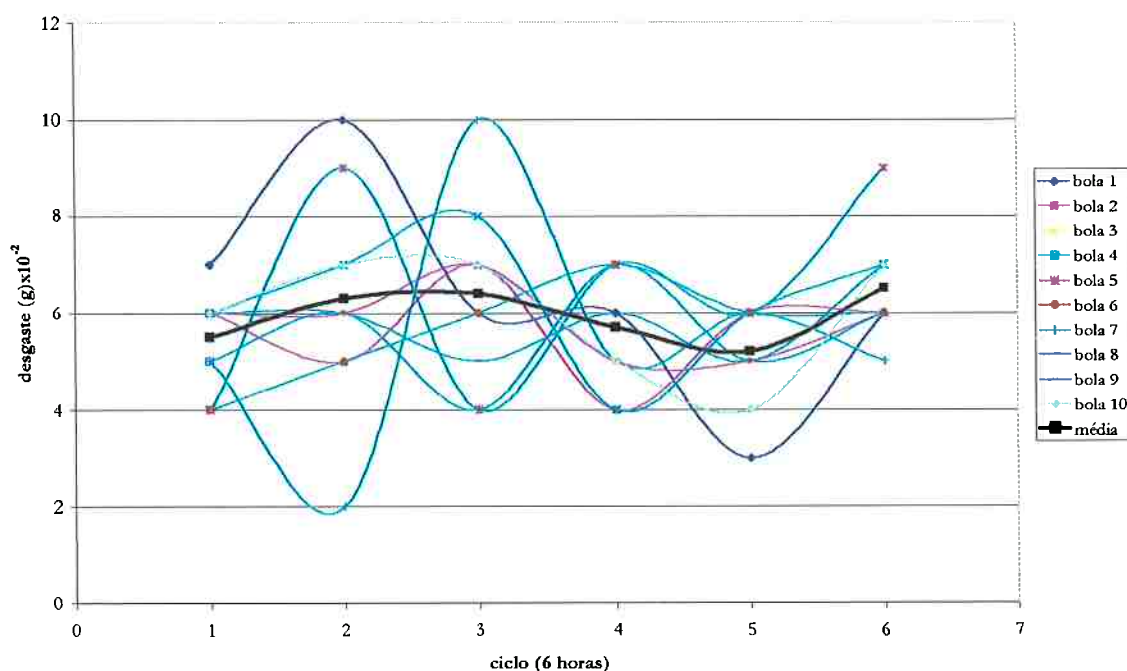


Figura 4.4 – Evolução do desgaste em ensaios a seco com granulometria controlada.

Tabela 8 - Perda de massa das bolas submetidas à moagem a úmido de granito com granulometria controlada.

Ciclo	Bolas										Média	Desvio	Coef.
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	0.07	0.06	0.06	0.06	0.04	0.04	0.05	0.05	0.06	0.06	0.055	0.00972	17.6696
2	0.10	0.06	0.05	0.07	0.09	0.05	0.02	0.06	0.06	0.07	0.063	0.02214	35.1364
3	0.06	0.07	0.07	0.08	0.04	0.06	0.10	0.04	0.05	0.07	0.064	0.01838	28.7168
4	0.06	0.05	0.04	0.04	0.07	0.07	0.05	0.07	0.06	0.05	0.057	0.01174	20.5928
5	0.03	0.05	0.06	0.06	0.06	0.06	0.06	0.05	0.05	0.04	0.052	0.01033	19.8615
6	0.06	0.06	0.06	0.07	0.09	0.06	0.05	0.06	0.07	0.07	0.065	0.01080	16.6173



**Figura 4.5 – Evolução do desgaste em ensaios a úmido com granulometria controlada.**

Podemos observar que os resultados de perda de massa, nesta condição experimental, foram mais dispersos do que os obtidos na primeira condição, apresentada anteriormente. Nas duas condições a dispersão é bastante grande, chegando a 23% na moagem a seco e 35% na moagem a úmido. Porém, os valores médios de perda de massa não apresentam grande variação em função do ciclo.

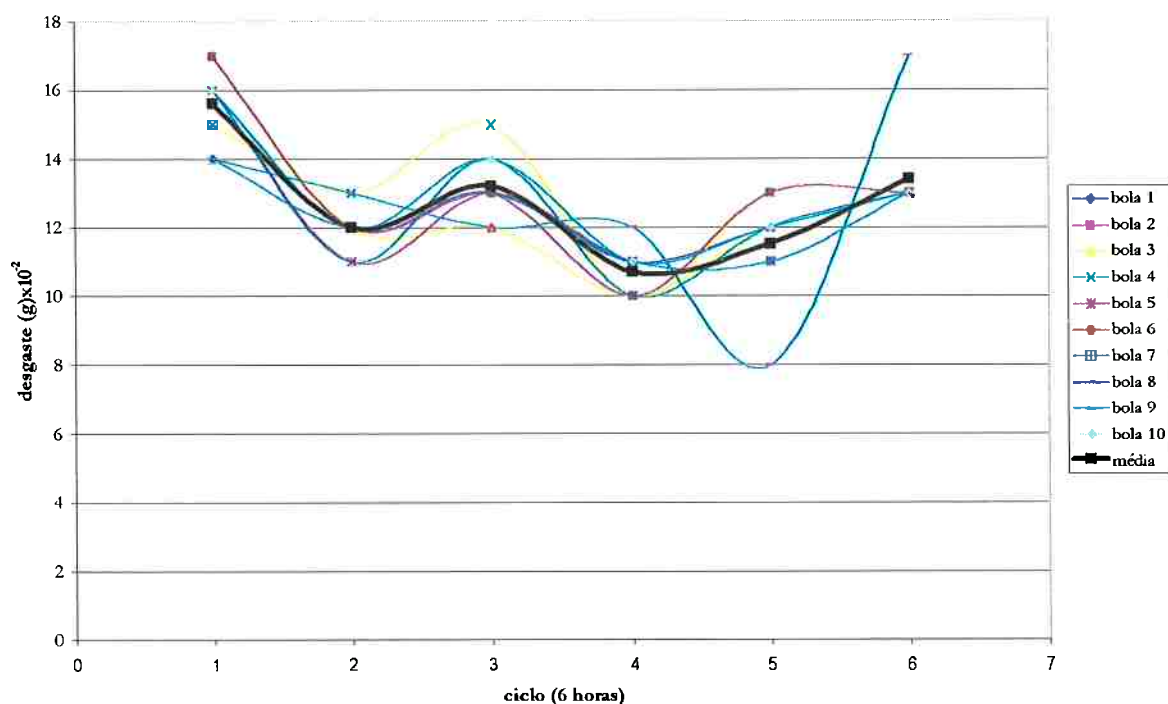
Percebe-se por meio das Figuras 4.1 e 4.2 que os resultados variam de forma “cíclica”, ou seja, crescem e decrescem após um determinado período. Isto parece ser função do tipo de configuração do ensaio, essencialmente laboratorial, diferente de moinhos industriais, onde a carga é alimentada e descarregada de forma contínua, e por exemplo, do ensaio de laboratório utilizado por Albertin <sup>8</sup>, que reproduziu esta condição. Desta forma, utilizando-se circuito fechado, pode-se ter alimentado maior ou menor quantidade de finos, o que proporciona

maior desgaste dos corpos moedores, como comprovado por meio de uma outra série de experiências realizadas para comprovar esta hipótese.

A Figura 4.6 e a Tabela 7 mostram a evolução do desgaste em moagem a seco somente de granito com granulometria abaixo de 3,36 mm.

**Tabela 9 - Perda de massa das bolas submetidas à moagem a seco de granito com granulometria fina.**

Ciclo	Bolas										Média	Desvio	Coef.
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10			
1	0.14	0.17	0.17	0.15	0.16	0.17	0.14	0.16	0.14	0.16	0.16	0.013	8.11
2	0.12	0.12	0.12	0.13	0.11	0.12	0.12	0.11	0.13	0.12	0.12	0.007	5.56
3	0.13	0.13	0.12	0.15	0.13	0.13	0.13	0.14	0.12	0.14	0.13	0.009	6.96
4	0.11	0.11	0.10	0.10	0.11	0.10	0.11	0.10	0.12	0.11	0.11	0.007	6.31
5	0.12	0.11	0.12	0.13	0.11	0.13	0.11	0.12	0.08	0.12	0.12	0.014	12.47
6	0.13	0.13	0.13	0.13	0.13	0.13	0.13	0.13	0.17	0.13	0.13	0.013	9.44



**Figura 4.6 – Evolução do desgaste em ensaios a seco com granulometria fina.**

### 4.3. Discussão

Na moagem a seco com abrasivo de granulometria dispersa e controlada pode-se dizer que o desgaste foi praticamente igual (0.05 g por ciclo), como mostrado na Figura 4.7. Porém, na condição a úmido os valores de perda de massa são bastante distintos quando se toma a primeira distribuição granulométrica e a segunda, ou seja, valores de 0.10 g por ciclo na primeira condição e 0.06 g por ciclo na segunda. Este resultado está melhor expresso na Figura 4.8.

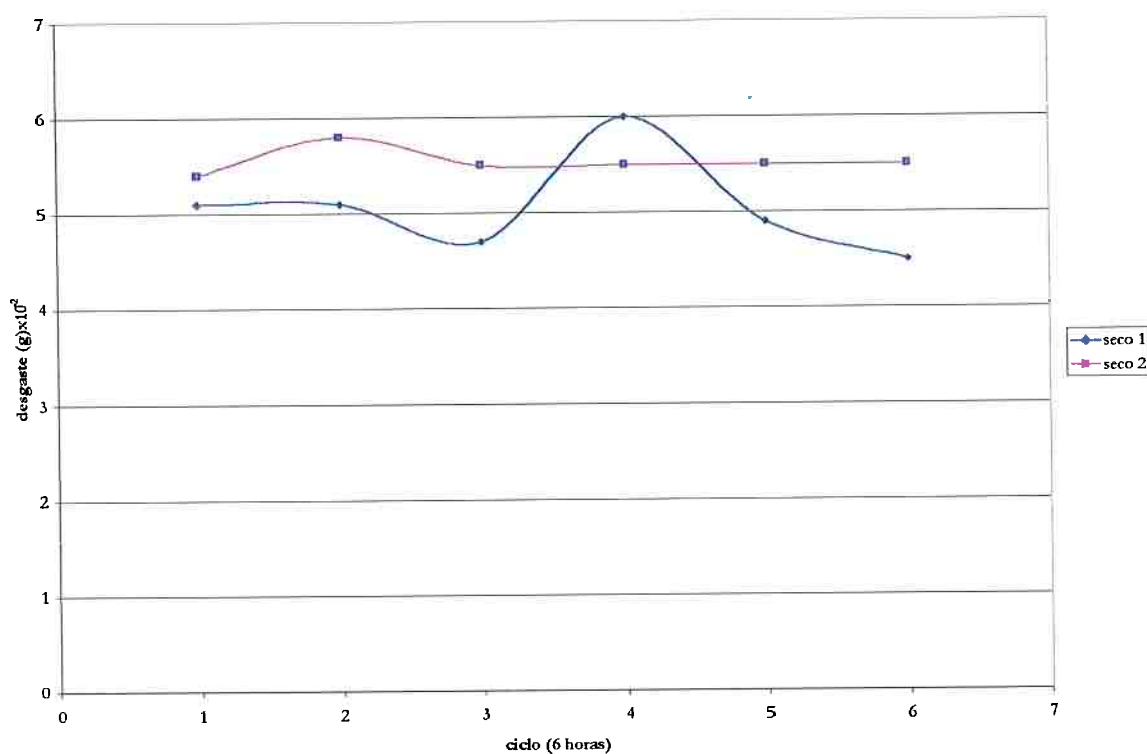
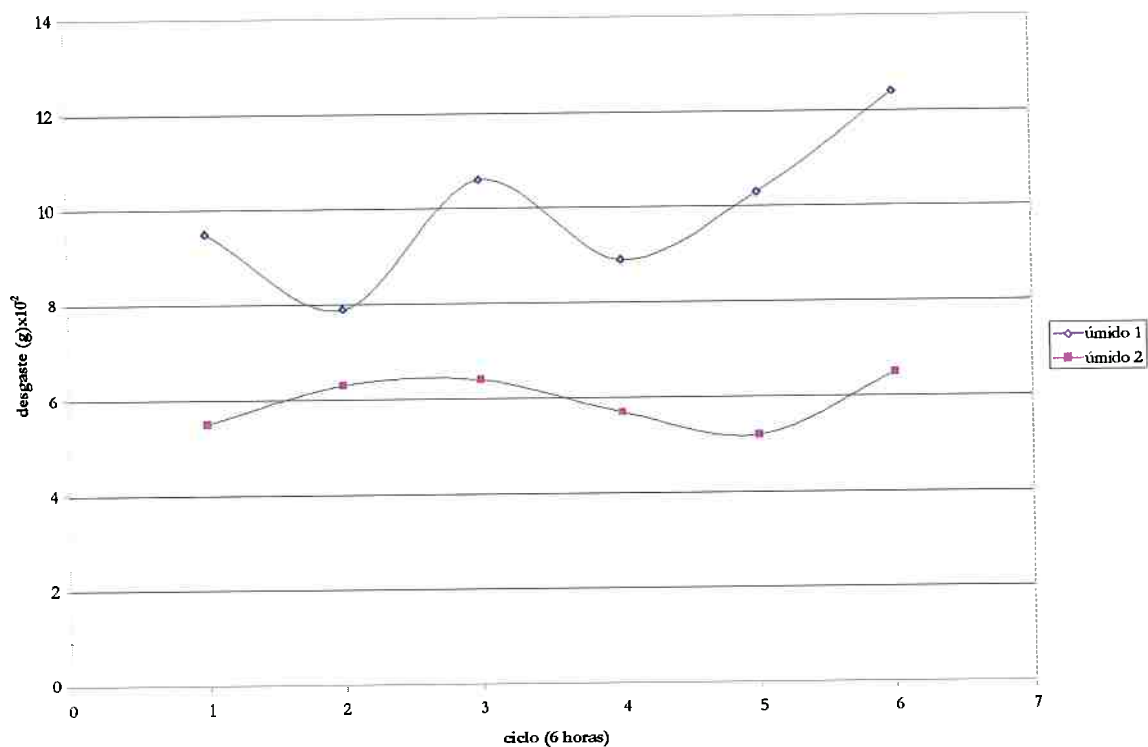


Figura 4.7 – Evolução do desgaste médio a seco com granito na granulometria dispersa (seco 1) e controlada (seco 2).



**Figura 4-8 – Evolução do desgaste médio a úmido com granito na granulometria dispersa (úmido 1) e controlada (úmido 2).**

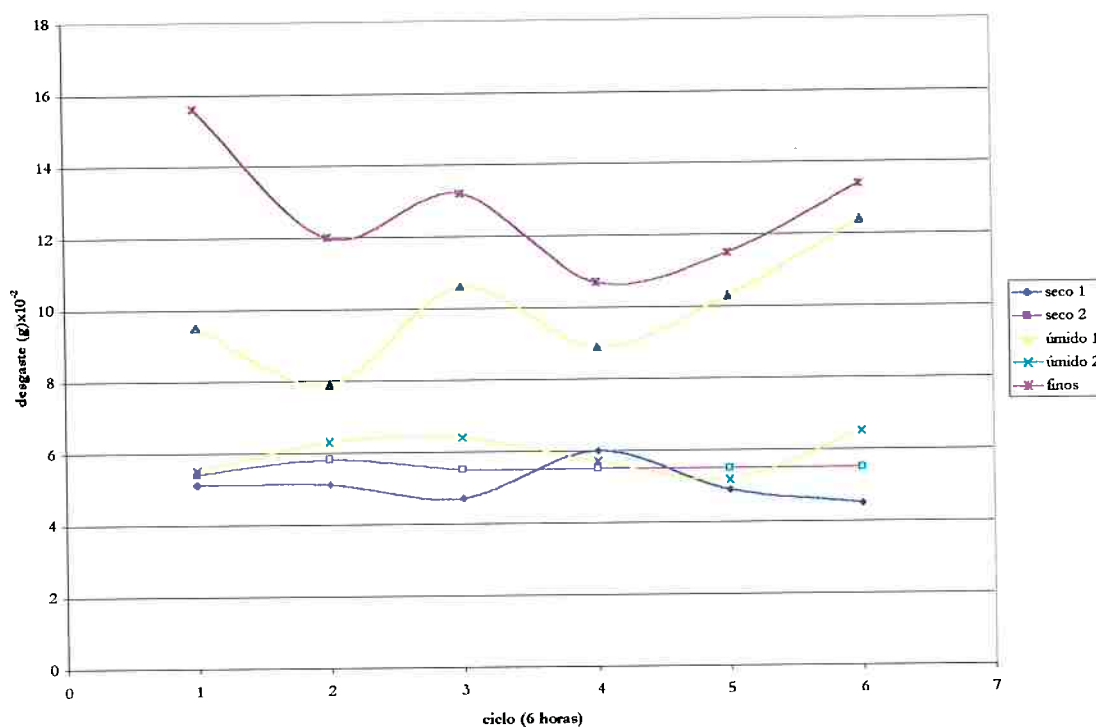
A diferença observada nos resultados da primeira etapa de experimentos para a segunda deve-se à eliminação dos finos de granito presentes na carga antes de se proceder o peneiramento. Portanto, é razoável concluir que as condições diferenciais de ensaio são a presença de partículas finas e moagem a úmido.

Os finos agem de duas formas de modo a tornar o desgaste mais severo:

- quando a úmido, os finos podem se aglomerar mudando a configuração granulométrica durante a moagem
- na presença de finos o mecanismo de desgaste pode ser alterado devido à possível liberação de partículas mais agressivas do granito, como quartzo.

A primeira forma citada contribuiria para o desgaste talvez mais severo imposto pela nova configuração granulométrica, devido à aglomeração ocorrida, da qual não se tem controle nem monitoramento, uma vez que a aglomeração de partículas acontece durante o ciclo de moagem. Este mecanismo também pode explicar a dispersão apresentada pelos resultados de alguns ciclos de moagem a úmido.

Realmente, os ensaios realizados a seco somente com finos, mostram taxas de desgaste maiores que todas as condições de ensaio, inclusive as realizadas a úmido. A Figura 4.9 permite comparar o desgaste médio ao longo dos ciclos para todas as condições ensaiadas, confirmando a moagem de finos como a mais severa delas.



**Figura 4-9 – Evolução do desgaste médio a úmido e a seco com granito na granulometria dispersa (úmido 1 e seco 1), controlada (úmido 2 e seco 2) e moagem com finos.**

Nos ensaios a úmido a água pode funcionar como lubrificante, aumentando assim a capacidade de corte das partículas abrasivas, num

processo semelhante ao ocorrido nas operações de usinagem com presença de lubrificantes.

Outro fator responsável pelo desgaste maior na condição úmida é que na moagem a úmido o grau de redução (eficiência de moagem) é maior que na moagem a seco. O Manual de Britagem FAÇO<sup>52</sup> destaca que a eficiência da moagem a úmido é 30% maior que a seco. Esse aumento do grau de redução possibilita que haja uma grande quantidade de partículas com cantos vivos e, portanto, mais capacitadas a promover o desgaste.

A hipótese que o aumento do desgaste apresentado pela moagem na presença de água fosse devido à ocorrência de corrosão ficou enfraquecida quando, na segunda bateria de experimentos, a perda de massa apresentada nas condições a seco e a úmido foi praticamente a mesma.

A não ocorrência de corrosão pode ser explicada se levarmos em conta a composição do ferro fundido em questão. Por possuir alta porcentagem de cromo, o material pode apresentar uma camada passiva protetora, que impediria a corrosão. Albertin<sup>8</sup> realizou ensaios de moagem a úmido utilizando talco como material abrasivo e as mesmas bolas como corpos moedores, com o intuito de isolar o efeito do desgaste abrasivo do efeito da corrosão. As perdas de massa insignificantes encontradas confirmaram a não ocorrência de corrosão.

Porém há ainda a possibilidade, a ser investigada, que na presença de finos possa haver corrosão. Os finos, por solicitarem a superfície mais severamente, podem remover ou danificar localmente a citada camada protetora de óxido de cromo, oferecendo condições de ocorrência de corrosão localizada.

#### 4.4. Mecanismos de desgaste

---

A realização de microscopia eletrônica de varredura nas bolas ensaiadas permitiu que se observasse os possíveis mecanismos de desgaste presentes no sistema.

A Figura abaixo mostra um defeito causado na superfície da bola pela passagem do abrasivo. O micromecanismo presente deve ser o corte, notando-se o ângulo de contato.



**Figura 4-10 – Defeito causado pela passagem do abrasivo. Aumento de 323x.**

Na Figura 4.11 nota-se corte com acúmulo lateral de material.



**Figura 4-11 – Microcorte com acúmulo lateral de material. Aumento de 2333x.**

Na Figura abaixo é possível notar a trajetória do abrasivo e acúmulo do material removido no final do corte.

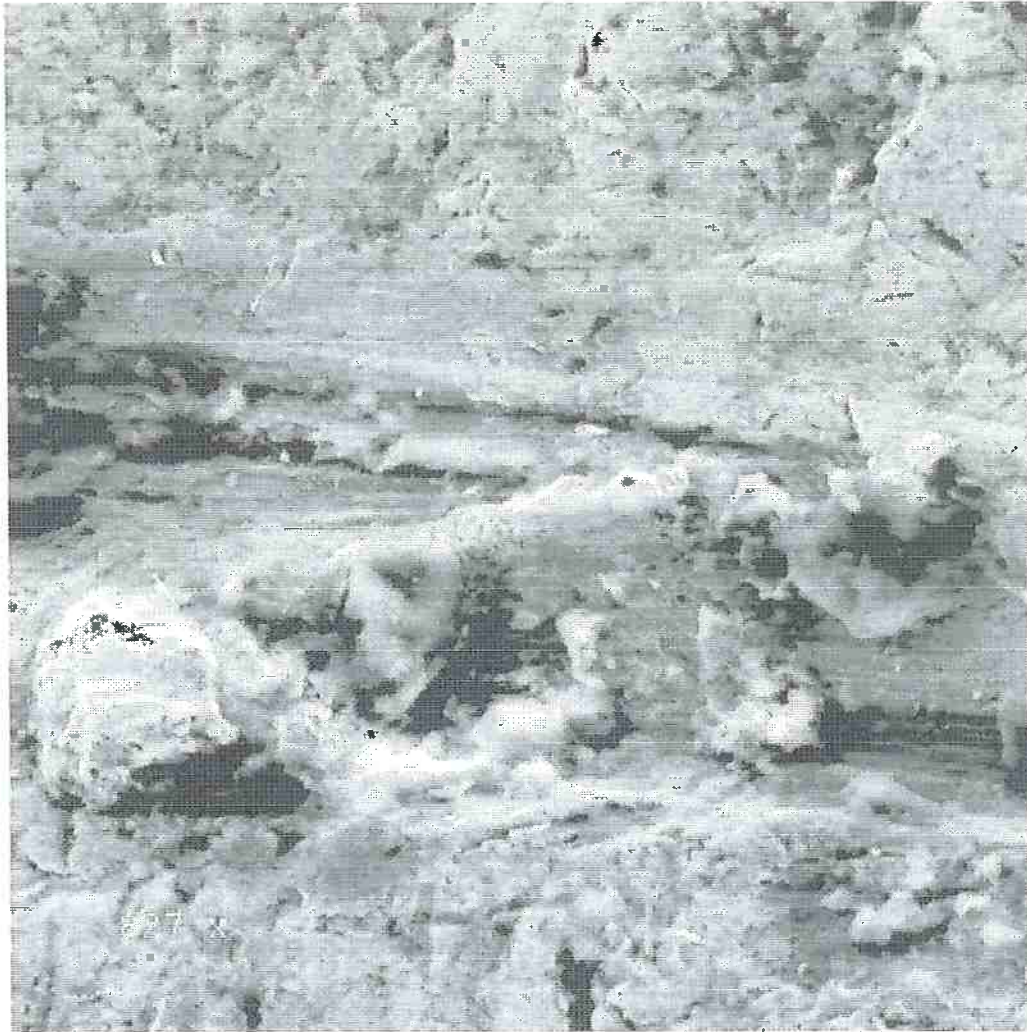


**Figura 4-12 – Defeito superficial com acúmulo do material deslocado.  
Aumento de 950x.**

As Figuras 4.13 e 4.14 são aumentos diferentes da mesma região solicitada. O material acumulado à frente e lateralmente, como é possível ver no maior aumento configuram a ocorrência de sulcamento.



**Figura 4-13 – Região desgastada por sulcamento. Aumento de 395x.**



**Figura 4-14 - Região desgastada por sulcamento. Aumento de 827x.**

Algumas marcas e efeitos do impacto sofrido pelas bolas podem ser observados nas Figuras a seguir.



**Figura 4-15 – Região desgastada da bola com um “buraco”. Aumento de 362x.**



**Figura 4-16 – Maior aumento da região com buraco. Aumento de 976x.**

## 5. CONCLUSÕES

- A distribuição granulométrica do abrasivo é determinante da taxa de desgaste dos corpos moedores.
- Na presença de finos, a moagem a úmido constitui condição bastante severa de desgaste dos corpos moedores.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. NORMAN, T.E. Wear in ore processing machinery. IN: WEAR CONTROL HANDBOOK ASME, 1980. Peterson, M.B.; Winor, W. O. ed.
2. SINATORA, A., Desgaste de bolas de moinho, Trabalho não publicado.
3. Anuário Estatístico da Indústria Brasileira de Fundição. Associação Brasileira de Metais – ABM. São Paulo, 1988.
4. BARROS F<sup>o</sup> , °; BANDEIRA DE MELO, L.A. Utilização de peças de aço e ferro fundido para componentes resistentes ao desgaste e alta temperatura nas usinas de pelotização C.V.R.D., 1982.
5. DURMAN, R.W.; Progress in Abrasion Resistant Material for Use in Comminution Process, **Int. J. Mineral Processing**, v. 22, 1988.
6. MANUAL DE BRITAGEM, Fábrica de Aço Paulista S/A. 4<sup>a</sup> ed., São Paulo, 1985.
7. 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.
8. 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 Moinhos de Bolas, Tese (doutorado) – Escola politécnica, Universidade de São Paulo, 1994.

9. SINATORA, A., **Desgaste Abrasivo de Ferros Fundidos Brancos com 12,5% de Cromo e 2% de Carbono**. Tese (Doutorado), FEC-UNICAMP, 1990.
10. MENG, H.C., LUDEMA, K.C.; Models and predictive equations: their form and content, **Wear**, v. 181 – 183, 1995.
11. MARATRAY, F.; Les fontes blanches a haute teneur en chrome resistant a l'abrasion. SEMINÁRIO SOBRE MATERIAIS RESISTENTES AO DESGASTE, 2., Uberlândia, M.G., 1991. **Anais**.
12. DURMAN, R.W.; The application of alloyed white cast irons in crushing, grinding and material handling processes, **The British Foundryman**, April, 1972.
13. BLICKENSDEFER, R. et al; The effect of heat treatment on spalling of a Cr-Mo white cast iron. IN: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WEAR OF MATERIALS. Ludema, K.C., ed. Reston, Virginia, E.U.A., 1983.
14. BLICKENSDEFER, R. et al; Evaluating and improving material for mineral processing. IN: Tribology in Mineral Processing. War on Wear. The Institution of Mechanical Engineer. Londres, 1984.
15. BLICKENSDEFER, R., TYLCZAK, J.H.; A large scale impact spalling test. **Wear**, 85, 1982.

16. BLICKENSBERGER, R. et al; Spalling of high-chromium white cast iron balls subjected to repetitive impact. IN: INTERNATIONAL CONFERENCE ON WEAR OF MATERIALS. K.C., Ludema, Ed. Denver, Colorado.
17. LAIRD II, C. et al.; Crack propagation and spalling of white cast iron balls subjected to repeated impact. **Wear**, 124, 1988.
18. FARGE, J.C.; BARCLAY, C.A.; Properties and performance of cast iron grinding balls. SYMPOSIUM MATERIALS FOR THE MINING INDUSTRY, Vail, CO., E.U.A., 1974.
19. DIESBURG, D.E.; BORIK, F.; Optimizing abrasion resistance and toughness in steels and irons for the mining industry. IN: MATERIALS FOR THE MINING INDUSTRY, SYMPOSIUM. Vail, Co, E.U.A., 1979.
20. ZUM GAHR, K.H.; DOANE, D.V.; Optimizing fracture toughness and abrasion resistance in white cast iron. **Metallurgical Transactions**, 11A, April 1980.
21. RAPPAPORT, B. et al; Uso de traçador radioativo no estudo do desgaste de bolas de ferro fundido "Ni-hard" para moinhos. **Metalurgia ABM**, v. 22,n.103, junho 1966.
22. CAPINETTI COSTA, P.H.; **Efeito do nióbio em ferros fundidos brancos ligados ao cromo e molibdênio**. São Paulo, 1985. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
23. GUESSER, W.L. et al; Nióbio em ferros fundidos ligados ao cromo para aplicações em desgaste abrasivo. **Metalurgia ABM**, 45, n.381, agosto 1989.
24. AVERY, H.S.; **Surface Protection Against Wear and Corrosion**, ASM, Metals Park, Ohio, 1954.

25. TYLZAC, J.H.; Abrasive Wear, In: ASM Handbook, Friction, Lubrication And Wear Technology, v. 18, ASM INTERNATIONAL, 1992.
26. HUTCHINGS, I.M.; **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**, Edward Arnold, London, 1992.
27. SUH, N.P.; Fundamental aspects of abrasive wear. In: Proc. Conf. Fundamentals Tribology, Suh, N.P.; Saka, N. ed. Massachusetts, Jun. 1978, ed.,1983.
28. ZUM GAHR, K.H.; **Microstructure and wear of Materials**, Tribology Series 10. Elsevier, 1987.
29. SINATORA, A. et al; Resistência ao impacto de ferros fundidos brancos de alto cromo. In: CONGRESSO BRASILEIRO DE FUNDIÇÃO, 1987. **Anais**.
30. PINTAUDE, G.; **Estudo do regime transiente em desgaste abrasivo – ensaios em britador de mandíbulas**. São Paulo, 1998. Dissertação (Mestrado). Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1998.
31. KATO, K., HOKKIRIGAWA, K.; Na experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear, **Tribology International**, v. 21, n. 1, 1988.
32. BERALDO, J.L.; **Moagem de minérios em moinhos tubulares**. Edgard Blücher, São Paulo, 1987.
33. DUNN, D. J.; Metal removal mechanism compresing wear in mineral processing. In: INTERNATIONAL CONFERENCE WEAR OF MATERIALS, 1985.

34. MOORE, M.A. et al; Factor affecting wear in tumbling mills: influence of composition and microstructures. *International J. of Mineral Processing*, 22, 1983.
35. SCHUMACHER, W.J.; Corrosive wear principles. **Materials Performance**, 1993.
36. MEULENDYKE, M.J., MOOROZ Jr., P.J., SMITH, D.M.; Aspectos prácticos de la corrosión en el desgaste de los medios de molienda, In: IV Simposium sobre Molienda, ARMCO CHILE S/A, Viña del Mar, Chile, 1984.
37. Norma DIN 50.320: Wear, Terms, Systematic Analysis of wear processes, Classification of wear phenomena. Berlin, 1979.
38. AVERY, H.S.; Work hardening in relation to abrasion resistance. In: MATERIAL FOR THE MINING INDUSTRY SYMPOSIUM , Vail, Co, EUA, 1976.
39. AVERY, H.S.; Classification and precision of abrasion tests. Proc INT. CONF. WEAR OF MATERIALS, 1979, Dearborn, M.I., K.C. Ludema, ed.
40. ZUM CAHR, K.H.; Abrasive wear of microstructures with internal notches. In: International Conference on the Strength of Metals and Alloys, 5, Aachen, 1979. Proceedings.. Toronto, Pergamon, 1979.
41. TAGGART, A.; Handbook of Mineral Dressing; John Wiley and Sons, 1966.
42. BEREZA, J.M.; Wear and impact resistant white cast irons. **British Foundryman**, v. 74, n. 10, out. 1981.

43. HIRANO, H.H.; LEVY, A.V.; An investigation of two-body abrasive wear. In: Proc. Conf. Fundamental Tribology, Suh, N.P.; Ska, N. ed. Massachusetts, jun. 1978, ed.,1983.
44. KRUSCHOV, M.M. ; Principles of abrasive wear. **Wear**, 28, 1974
45. AVIENT, B.W. et al; An experimental study of friction and wear during abrasion of metals. Proc. Royal Society, 258, out 1960.
46. SUH, N.P.; Wear mechanisms: an assessment of the state of knowledge. In: Proc. Conf. Fundamentals Tribology, Suh, N.P.; Ska, N. ed. Massachusetts, jun 1978, ed 1983.
47. SINTORA, A., ALBERTIN, E.; Considerações técnicas e econômicas sobre a fabricação e utilização de bolas de moinho fundidas. SEMINÁRIO SOBRE MATERIAIS RESISTENTES AO DESGASTE,2, Uberlândia, 1991.
48. KOSEL, T.H.; FIORE, N.; Abrasive wear in multiphase microstructure. **J. Materials for Energy Systems**, 3, Sept. 1981.
49. MOORE, M.A.; SWANSON, P.A.; The effect of particle shape on abrasive wear: a comparison of theory and experiment. In: Ins. CONF. ON WEAR OF MATERIAL. Proceed. Reston, Virginia, EUA, 1983. Ludema, K.C. ed.
50. MAYVILLE, R.A.; Abrasive concentratino effectas on wear under reciprocating conditions. Proc. INT. CONF WEAR OF MATERIALS. 1989.
51. LARSEN-BASSE, J.; Abrasion mechanism – delamination to machhining, In: Conference on Fundamentals of Tribology; 1978 Suh, N.P.; Ska, N. ed. Massachusetts, ed 1983.

52. Manual de Britagem Faço. Fábrica de Aço Paulista, 1994.