

MARCIO MATOS DOS SANTOS

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE LUBRIFICANTE NOS REGIMES
DE DESGASTE ABRASIVO (MODERADO E SEVERO) DE
AÇOS E FERROS FUNDIDOS**

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

São Paulo
2005

014

MARCIO MATOS DOS SANTOS

**ESTUDO DA INFLUÊNCIA DE LUBRIFICANTE NOS REGIMES
DE DESGASTE ABRASIVO (MODERADO E SEVERO) DE
AÇOS E FERROS FUNDIDOS.**

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

Área de concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Prof. Titular
Amilton Sinatora

São Paulo
2005

À minha família

AGRADECIMENTOS

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP pela concessão da bolsa de mestrado – processo 02/11697-8;

Ao meu orientador e amigo Prof. Dr. Amilton Sinatora, que há nove anos vem contribuindo de forma inigualável ao meu crescimento profissional e pessoal;

Ao Prof. Dr. Roberto Martins de Souza pela amizade;

À Dra. Maria Cristina Moré Farías, Dr. Jean Carlo e Aloísio José Schuitek pela valiosa contribuição, principalmente no término do trabalho;

Ao técnico Jovânio Oliveira, pela colaboração à execução deste trabalho;

Ao amigo Felipe Gustavo Bernardes, pelo companheirismo e disposição para as discussões;

À Silene e ao Sidney Carneiro, pelo apoio e pela amizade;

A todos os integrantes do LFS, pelo companheirismo e apoio durante este período;

Ao Departamento de Metalurgia e de Materiais da EPUSP, na figura do Prof. Dr. André Tschiptschin, Clarice e Vinícius pela permissão e realização da microscopia eletrônica de varredura;

À Kamila Vizinho Marta, por me agüentar nos momentos de finalização da dissertação.

Resumo

Este trabalho caracteriza a influência de lubrificantes sólidos e líquidos no desgaste abrasivo em diferentes regimes de desgaste. Os materiais utilizados foram aço e ferro fundido nodular, ambos martensíticos, com durezas da matriz entre 600 e 700 HV. Empregaram-se dois tipos de abrasivos: vidro e alumina, de maneira a obter diferentes relações de dureza do abrasivo e da dureza do material e em decorrência dois regimes de desgaste, severo e moderado. Os ensaios foram conduzidos com a configuração pino contra lixa, com pressão nominal de 2,83 MPa sendo que nos ensaios lubrificados empregou-se óleo mineral. As taxas de desgaste e o coeficiente de atrito aumentaram com a mudança do tipo de abrasivo (vidro para alumina). Os resultados mostraram que a lubrificação tem pouca influência sobre as taxas de desgaste, mas tem um papel importante na redução do coeficiente de atrito, principalmente no regime moderado de desgaste. Não foram verificadas diferenças significativas nas taxas de desgaste e no coeficiente de atrito entre o aço e o ferro fundido. Para ambas condições de ensaio (seco e lubrificado), o efeito da mudança do tamanho de abrasivo é bem mais significativo sobre as taxas de desgaste no regime moderado de desgaste. Por sua vez, o coeficiente de atrito é mais sensível à variação do tamanho do abrasivo, no regime severo de desgaste.

Abstract

The influence of solid and liquid lubricants on abrasive wear regimes of carbon steel and cast iron is characterized. Medium carbon steel and spheroidal cast iron were used, both with martensitic microstructure, which presented a hardness between 600 and 700 HV. Glass and alumina abrasives were used to obtain different relationships between abrasive hardness and material hardness, which lead to the occurrence of two abrasives wear regimes. The wear tests were performed in a pin-against-paper system with nominal pressure of 2.83 MPa under lubricated (mineral oil) and non-lubricated conditions. The change of abrasive type (glass to alumina) led to an increase of wear rates and friction coefficients. The results showed that lubricant has a little influence on the abrasive wear rate, but plays an important role in the decreasing of friction coefficient, specially in the mild wear regime. The difference between wear rates values of steel and spheroidal cast iron was insignificant. This trend was also verified for friction coefficient values. The particle size effect was more significant on wear rates in the mild wear regime than in severe regime. On the other hand, its effect on friction coefficient was more significant in the severe regime than in the mild regime. These particle size effects were observed for lubricated and non-lubricated test conditions.

Sumário

<i>Resumo</i>	<i>i</i>
<i>Abstract</i>	<i>ii</i>
<i>Lista de Figuras</i>	<i>v</i>
<i>Lista de Tabelas</i>	<i>ix</i>
<i>Lista de siglas e abreviaturas</i>	<i>x</i>
<i>Lista de símbolos</i>	<i>xi</i>
1 INTRODUÇÃO	1
1.1 <i>Importância do desgaste abrasivo</i>	<i>1</i>
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	3
2.1 <i>Classificação e mecanismos</i>	<i>3</i>
2.2 <i>Transição entre regimes de desgaste</i>	<i>10</i>
2.3 <i>Efeito do tamanho do abrasivo</i>	<i>11</i>
2.4 <i>Abrasão em ferros fundidos</i>	<i>17</i>
2.5 <i>Lubrificação</i>	<i>18</i>
3 OBJETIVO	21
4 MATERIAIS E MÉTODOS	22
4.1 <i>Obtenção das ligas</i>	<i>22</i>
4.1.1 <i>Ferro Fundido Nodular</i>	<i>22</i>
4.1.2 <i>Aço</i>	<i>22</i>
4.2 <i>Preparação dos corpos-de-prova</i>	<i>23</i>
4.2.1 <i>Usinagem</i>	<i>23</i>
4.2.2 <i>Tratamentos Térmicos</i>	<i>23</i>
4.3 <i>Caracterização microestrutural</i>	<i>23</i>
4.3.1 <i>Fração volumétrica</i>	<i>24</i>
4.3.2 <i>Contagem de nódulos</i>	<i>24</i>
4.3.3 <i>Medidas de microdureza</i>	<i>24</i>
4.3.4 <i>Medidas de Macrodureza</i>	<i>24</i>

4.4	<i>Ensaio de desgaste</i>	24
4.4.1	<i>Ensaio de desgaste abrasivo</i>	24
4.4.2	<i>Determinação do coeficiente de atrito</i>	26
4.4.3	<i>Determinação das taxas de desgaste</i>	27
4.5	<i>Análise das superfícies de desgaste</i>	27
4.6	<i>Medidas de microdureza em ensaios interrompidos</i>	28
5	RESULTADOS E DISCUSSÃO	29
5.1	<i>Caracterização Microestrutural</i>	29
5.2	<i>Desgaste Abrasivo</i>	31
5.2.1	<i>Perda de massa</i>	31
5.2.2	<i>Taxas de desgaste</i>	34
5.2.3	<i>Taxa de desgaste e Relação Ha/Hm</i>	36
5.2.4	<i>Mecanismos de desgaste</i>	39
5.2.5	<i>Influência da lubrificação</i>	53
5.3	<i>Resumo sobre as taxas de desgaste</i>	56
5.3.1	<i>Ensaio com alumina</i>	56
5.3.2	<i>Ensaio com vidro</i>	56
5.3.3	<i>Vidro vs. Alumina</i>	56
5.4	<i>Coeficiente de atrito</i>	57
5.4.1	<i>Coeficiente de atrito e relação Ha/Hm</i>	61
5.4.2	<i>Influência da lubrificação</i>	63
6	COMENTÁRIOS FINAIS	68
7	CONCLUSÕES	69
8	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	70

Lista de Figuras

<i>Figura 1: Representação esquemática da abrasão a dois e a três corpos [].</i>	4
<i>Figura 2: Mecanismo de microcorte causado por penetrador de aço ferramenta em latão 60Cu-40Zn (MEV) [].</i>	6
<i>Figura 3: Mecanismo de microssulcamento causado por penetrador de aço ferramenta em latão 60Cu-40Zn (MEV) [11].</i>	7
<i>Figura 4: Mecanismo de formação de proa causado por penetrador de aço ferramenta em aço inoxidável (MEV) [11].</i>	7
<i>Figura 5: Variáveis utilizadas para a definição do parâmetro $D_p (=h/a)$ [13].</i>	8
<i>Figura 6: Variação dos micromecanismos de abrasão controlados por deformação plástica com os parâmetros D_p e f (tensão de cisalhamento do contato/tensão de cisalhamento do material desgastado) [13].</i>	9
<i>Figura 7: Relação esquemática entre taxa de desgaste e razão entre dureza do abrasivo (H_A) e dureza do material desgastado (H) (Kruschov) [15]. K_1 e K_2: pontos que delimitam o início e final da região de transição. (Adaptação)</i>	10
<i>Figura 8: Taxas de desgaste em função do tamanho da partícula abrasiva de carbeto de silício para amostras de cobre ensaiadas em erosão e abrasão a dois e três corpos [20].</i>	12
<i>Figura 9: Variação da resistência ao desgaste relativa (AISI 1006 = 1) com a dureza de engenharia [MPa], Pintaúde [24].</i>	14
<i>Figura 10: Variação da resistência ao desgaste relativa ($Fe=1$) com a dureza dos materiais. Abrasivo: vidro.</i>	15
<i>Figura 11: Variação do coeficiente de atrito médio com a dureza do materiais [MPa] [24].</i>	16
<i>Figura 12: Máquina Plint TE-79.</i>	25
<i>Figura 13: Microestrutura do ferro fundido nodular.</i>	29
<i>Figura 14: Microestrutura do aço temperado e revenido.</i>	30
<i>Figura 15: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para o aço ensaiado a seco com lixa de vidro # 240.</i>	31

<i>Figura 16: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para aço ensaiado a seco com lixa de lixa de vidro # 240 após “running-in”</i>	32
<i>Figura 17: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de alumina grana #220.....</i>	33
<i>Figura 18: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de vidro grana #80.....</i>	33
<i>Figura 19: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de alumina grana #80.....</i>	34
<i>Figura 20: Valores de taxas de desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para ensaios realizados a seco.....</i>	37
<i>Figura 21: Valores de taxas de desgaste em função da razão Ha/Hm para ensaios lubrificados.....</i>	38
<i>Figura 22: Superfície desgastada do aço, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de alumina #80 lubrificado</i>	40
<i>Figura 23: Partícula de alumina incrustada na superfície desgastada do aço após ensaio com lixa de alumina grana # 220 a seco (MEV)</i>	40
<i>Figura 24: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em MEV, após ensaio com lixa de alumina #220 a seco.....</i>	41
<i>Figura 25: Detalhe do recobrimento da grafita pela matriz, observada em MEV, após ensaio com lixa de alumina #80 a seco</i>	41
<i>Figura 26: Imagem da superfície da lixa de alumina # 80 observada em MEV.....</i>	43
<i>Figura 27: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina grana # 80, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco</i>	43
<i>Figura 28: Imagem da superfície da lixa de alumina # 220 observada em MEV.....</i>	44
<i>Figura 29: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina grana # 220, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco</i>	44
<i>Figura 30: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina # 220, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco</i>	45
<i>Figura 31: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de vidro #80 lubrificado</i>	47

<i>Figura 32: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de vidro #240 a seco</i>	<i>47</i>
<i>Figura 33: Imagem da superfície da lixa de vidro # 240 observada em MEV.....</i>	<i>48</i>
<i>Figura 34: Superfície da lixa de vidro # 240, em ferro fundido a seco (após ensaio)</i>	<i>49</i>
<i>Figura 35: Imagem da superfície da lixa de vidro # 80 observada em MEV.....</i>	<i>49</i>
<i>Figura 36: Superfície da lixa de vidro grana # 80, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco.....</i>	<i>50</i>
<i>Figura 37: Superfícies da amostra de ferro fundido, antes e após ensaio de desgaste. Imagens com aproximadamente mesmo aumento</i>	<i>50</i>
<i>Figura 38: Valores de dureza medidos na superfície das amostras de aço ensaiadas a seco com lixas de vidro. Assentamento com lixa de alumina # 600....</i>	<i>52</i>
<i>Figura 39: Valores de taxas desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para lixas grana #80</i>	<i>53</i>
<i>Figura 40: Valores de taxas desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para lixas grana #240</i>	<i>54</i>
<i>Figura 41 : Variação na taxa de desgaste em função do grau de penetração para ensaio de riscamento de um pino de aço temperado contra superfície plana de aço 0,45 % C; A = área da secção desgastada; A' = área da secção do sulco). A linha cheia representa os ensaios feitos a seco, e a tracejada os ensaios lubrificados [11].....</i>	<i>55</i>
<i>Figura 42: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para ferro fundido ensaiado com alumina.....</i>	<i>57</i>
<i>Figura 43: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para aço ensaiado com alumina</i>	<i>58</i>
<i>Figura 44: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo para ferro fundido ensaiado com vidro.....</i>	<i>58</i>
<i>Figura 45: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para aço ensaiado com vidro.....</i>	<i>60</i>
<i>Figura 46: Variação do coeficiente de atrito médio com a razão entre a dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm)para ensaios a seco</i>	<i>62</i>

<i>Figura 47: Variação do coeficiente de atrito médio com a razão H_a/H_m para ensaios lubrificados</i>	<i>63</i>
<i>Figura 48: Variação do coeficiente com a razão entre a dureza do abrasivo (H_a) e dureza do material desgastado(H_m) para ensaios utilizando lixas grana #80</i>	<i>64</i>
<i>Figura 49: Variação do coeficiente de atrito com a razão w/r (largura do sulco/raio do abrasivo), segundo modelo de Sin e colaboradores [19] para abrasivos cônicos com ponta esférica</i>	<i>65</i>
<i>Figura 50: (A) Aparato experimental utilizado por Tabor [26]. (B) Variação da força tangencial [kgf] com três ângulos α, utilizando ferramenta de dureza 940 kgf/mm^2, força normal de 4,2 kgf e ângulo β de 75°</i>	<i>66</i>
<i>Figura 51: Variação do coeficiente com a razão entre a dureza do abrasivo (H_a) e dureza do material desgastado (H_m) para ensaios utilizando lixas grana #220.....</i>	<i>67</i>

Lista de Tabelas

<i>Tabela 1: Composição química do ferro fundido nodular (% em peso)</i>	<i>22</i>
<i>Tabela 2: Composição química do aço (% em peso)</i>	<i>23</i>
<i>Tabela 3: Tratamentos térmicos dos corpos-de-prova.....</i>	<i>23</i>
<i>Tabela 4: Medidas de microdureza Vickers da matriz com carga de 0,1 Kgf e valores de dureza dos abrasivos utilizados.....</i>	<i>30</i>
<i>Tabela 5: Medidas de dureza Vickers com carga de 30 kgf.....</i>	<i>31</i>
<i>Tabela 6: Taxas de desgaste $\times 10^5$ dos aços e ferros fundidos ensaiados com lixas de alumina com pressão nominal de 2,83 MPa.....</i>	<i>35</i>
<i>Tabela 7: Taxas de desgaste $\times 10^5$ dos aços e ferros fundidos ensaiados com lixas de vidro com pressão nominal de 2,83 MPa.....</i>	<i>36</i>
<i>Tabela 8: Valores médios de coeficiente de atrito referentes aos ensaios feitos na condição severa de desgaste (Alumina).....</i>	<i>60</i>
<i>Tabela 9: Valores médios de coeficiente de atrito referentes a condição moderada de desgaste (vidro)</i>	<i>61</i>

Lista de siglas e abreviaturas

AISI: American Iron and Steel Institute

Alu: Alumina

ASTM: American Society for Testing and Materials

FAPESP: Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo

FoFo: Ferro Fundido

IPT: Instituto de Pesquisas Tecnológicas do Estado de São Paulo

Lub: Lubrificado

LFS: Laboratório de Fenômenos de Superfície

MEV: Microscopia Eletrônica de Varredura

SENAI: Serviço Nacional de Aprendizagem Industrial

USP: Universidade de São Paulo

Vid: Vidro

Lista de símbolos

A = área da secção desgastada

A' = área da secção do sulco

a : raio do abrasivo

μ : coeficiente de atrito

μ_a : parcela do coeficiente de atrito por adesão

μ_p : parcela do coeficiente de atrito por deformação

Dp^{**} : valor crítico para a transição entre mecanismos de desgaste abrasivos controlados por deformação plástica

Dp^* : valor crítico para a transição entre mecanismos de desgaste abrasivos controlados por deformação plástica

f : parâmetro adimensional relacionado com a resistência ao cisalhamento do contato entre abrasivo e superfície desgastada

h : profundidade de penetração

H : Dureza do material desgastado

H_a : Dureza do abrasivo

H_m : Dureza do material desgastado

HRC : Dureza Rockwell escala C

HV : Dureza Vickers

$K1$: valor da razão H_a/H que define a região de transição entre regimes moderado e severo de desgaste

$K2$: valor da razão H_a/H que define a região de transição entre regimes moderado e severo de desgaste

r : raio de contato entre abrasivo e superfície desgastada

R : raio de uma partícula esférica

w : largura do sulco causado por um abrasivo

1 INTRODUÇÃO

1.1 Importância do desgaste abrasivo

A norma ASTM G40 [1] define o desgaste abrasivo como a perda de massa devida a partículas ou protuberâncias duras forçadas contra e movendo-se ao longo de uma superfície sólida.

A abrasão, entre todas as formas possíveis de desgaste, é considerada a mais severa, e, segundo estimativa de Eyre [2], corresponde à cerca de 50% das falhas mecânicas por desgaste.

O desgaste abrasivo tem grande impacto na economia e seus efeitos são evidentes na indústria, podendo-se citar: agricultura, mineração, construção civil e siderurgia. Estima-se que o custo com a abrasão atinja cerca de 1 a 4 % do produto interno bruto de nações industrializadas [3]. A preocupação dessas indústrias, em específico dos seus departamentos de engenharia de manutenção, é conviver com o problema da forma menos onerosa possível, buscando a redução de custos, seja através de maior vida útil, menores reposições de materiais, ou menores tempos de parada para manutenção de componentes.

Quando a abrasão é utilizada em meios industriais como meio de preparação e acabamento de superfícies (retificação, lixamento e polimento), uma taxa apreciável de remoção de material é a condição mais conveniente. Esses processos, porém, são muitas vezes ineficientes, produzem deformações indesejáveis e absorvem altas quantidades de energia.

Em 1986, Torrance e d'Art [4], já alertavam sobre a escassez de artigos tratando da lubrificação no desgaste abrasivo, apesar da clara importância prática deste assunto, como por exemplo, nas operações de acabamento de superfícies.

O desgaste abrasivo lubrificado constitui um foco importante de estudo, e vem ao encontro da preocupação dos estudiosos de motores de combustão interna, principalmente à medida que surgem os motores com sistema com recirculação de gás e a conseqüente influência da fuligem no desgaste, de característica predominantemente abrasiva [5].

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Classificação e mecanismos

Classificar significa agrupar casos em conjuntos, admitindo-se que os elementos de cada conjunto tenham características comuns que levem a um desenvolvimento semelhante ou permitam um tratamento similar. Especialistas freqüentemente procuram subdividir o desgaste abrasivo em um número de modos ou tipos reconhecíveis de abrasão. Tal classificação serve para facilitar a troca de conhecimentos entre pesquisadores e também como um guia de comunicação para pessoas pouco familiarizadas com o assunto.

Segundo Gates [6] existe uma falta de uniformidade nestas classificações e este problema vem das publicações sobre pesquisa tribológica que usam terminologias ambíguas dificultando o uso destas informações.

Um das classificações encontradas na literatura sobre desgaste abrasivo, leva em conta a interação entre o material e o abrasivo, sob um ponto de vista macroscópico, ou seja, considerando os esforços e a geometria da interação. Se os esforços presentes no sistema não forem suficientes para quebrar as partículas abrasivas, a abrasão é considerada de baixa tensão. Como exemplo, pode-se citar o lixamento de madeira. De outro lado, se as partículas forem quebradas durante o processo, a abrasão é chamada de alta tensão, como por exemplo, o moinho de bolas, onde tanto o minério quanto as bolas são desgastados. Outro exemplo é a goivadura, caso particular de abrasão sob altas tensões, onde abrasivos grosseiros como rochas causam profundos sulcos no material, retirando da superfície grandes cavacos [3, 7].

Uma outra classificação amplamente utilizada na literatura divide a abrasão em dois tipos: abrasão a dois corpos e a três corpos. A interpretação usual define a

abrasão a dois corpos como o sistema no qual as partículas ou as asperezas estão rigidamente fixas no segundo corpo e por sua vez, na abrasão a três corpos os abrasivos estão soltos e livres para rolar [6].

Na Figura 1, mostra-se a representação esquemática dos dois tipos de abrasão.

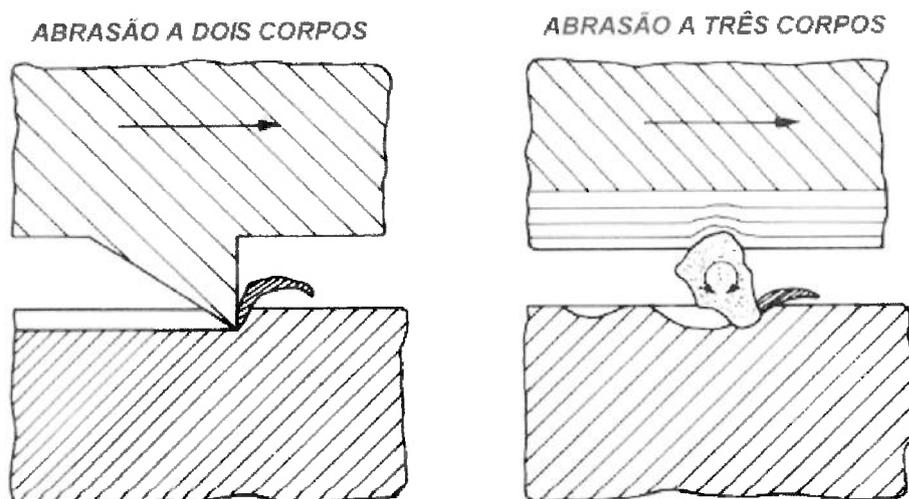


Figura 1: Representação esquemática da abrasão a dois e a três corpos [8].

Como consequência desta configuração, as taxas de desgaste devido a abrasão a dois-corpos são de 10 a 1000 vezes maiores que as observadas a três corpos sob as mesmas condições de carregamento [3].

Existem críticas a essas classificações as quais pressupõem mecanismos que nem sempre se verificam, ou que se alteram durante o processo. Muitos casos práticos não se enquadram nesta classificação como, por exemplo, as calhas transportadoras de minérios, que usualmente recebem a classificação a dois corpos, porém os abrasivos estão livres para rolar e podem apresentar taxas de desgaste muito baixas. Uma outra crítica a esta classificação é que uma configuração a dois-corpos pode evoluir para a configuração a três-corpos e vice-versa [6].

As dificuldades deste tipo de classificação surgem do uso indiscriminado dos termos que distinguem as duas situações: dois corpos e três corpos, nos casos onde as

partículas abrasivas ora estão presas ao contra-corpo, produzindo riscos, ora livres, permitindo o rolamento entre as superfícies em movimento relativo. Segundo Gates [6] a terminologia dois-corpos e três-corpos deveria ser abolida.

Trezona e colaboradores [9] partilham das observações feitas por Gates [6] e sugerem que novos termos devam ser adotados para descrever o comportamento das partículas abrasivas. Segundo esses autores, nos casos onde as partículas estão fixas ao contra-corpo deveriam ser descritas como desgaste abrasivo por riscamento “*grooving abrasive wear*”, e nos processos abrasivos nos quais as partículas estão livres para rolar entre as superfícies deveriam ser descritas como desgaste abrasivo por rolamento “*rolling abrasive wear*”. Contudo é possível que as partículas abrasivas deslizem sobre a superfície, produzindo riscos sem necessariamente estarem presas ao contra-corpo.

Como contribuição, essa dissertação limitar-se-á a descrever em detalhes se as partículas abrasivas estão fixas ou móveis, se são fraturadas ou não durante os ensaios, quais os processos de dano que causam ao material e quais as taxas de desgaste resultantes. Uma crítica mais profunda e eventuais propostas de classificação escapam ao âmbito deste trabalho.

Segundo Kato [10] existem mecanismos secundários de desgaste abrasivo, comumente denominados de micromecanismos. Estes micromecanismos podem ser classificados em dois tipos: os que são controlados por deformação plástica e aqueles controlados por fratura frágil.

Em materiais dúcteis, os micromecanismos observados são denominados de sulcamento, formação de proa e corte. Adicionalmente, segundo Zum Gahr [8], em

materiais frágeis, há um micromecanismo de falha adicional aos controlados por deformação plástica denominado microtrincamento.

Esta interpretação pode ser simplificada considerando-se a abrasão como um tipo de desgaste que se manifesta por meio dos micromecanismos acima citados.

O microcorte é o mecanismo mais efetivo para a remoção de material, em um processo abrasivo controlado por deformação plástica. Neste caso, o abrasivo atua como uma ferramenta de corte e o material é removido na forma de cavaco, como mostrado na *Figura 2*.

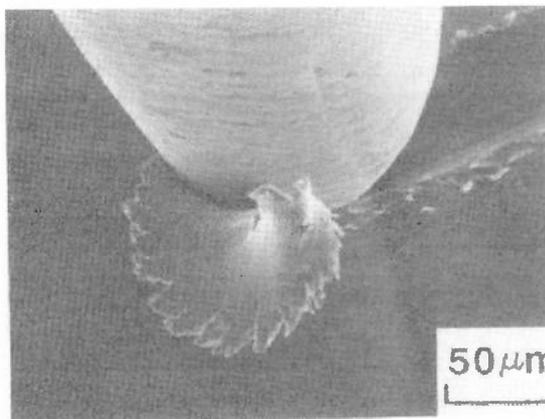


Figura 2: Mecanismo de microcorte causado por penetrador de aço ferramenta em latão 60Cu-40Zn (MEV) [11].

Já no processo de microsulcamento a partícula abrasiva deforma o material, empurrando-o para os lados, como pode ser visto na *Figura 3*. Este processo implica em um intenso encruamento do material com elevada absorção de energia. Embora a superfície do material seja danificada através da formação de um sulco, esse mecanismo não resulta diretamente em perda de material. Durante o microsulcamento, a perda de massa pode acontecer devido à ação simultânea e/ou repetitiva de partículas abrasivas sobre a superfície. Se ocorrerem contatos posteriores entre abrasivos e a superfície encruada, o mecanismo que resulta em remoção de material é a fadiga de baixo ciclo, ou seja, há acúmulo sucessivo de

danos na superfície de desgaste, até que estes atinjam um valor crítico suficiente para a formação de cavacos [7].

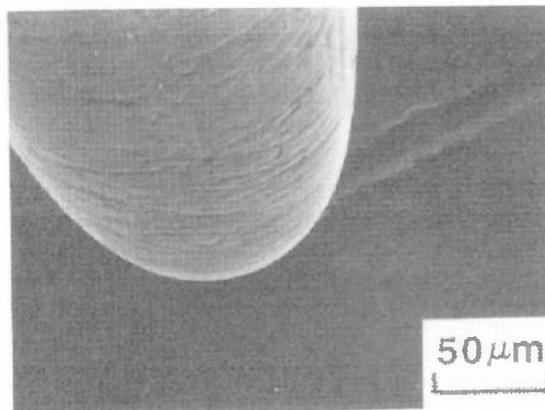


Figura 3: Mecanismo de microssulcamento causado por penetrador de aço ferramenta em latão 60Cu-40Zn (MEV) [11]

A formação de proa está associada a um deslocamento de material na frente da partícula abrasiva, juntamente com o deslocamento lateral para as bordas dos sulcos, como visto na *Figura 4*. Como mecanismo de perda de massa, pode-se afirmar que é uma forma branda de desgaste abrasivo e possui características intermediárias entre os dois mecanismos de corte e sulcamento [12]. A análise da formação de proa não mostra nenhuma diferença qualitativa com o mecanismo de microcorte, uma vez que em ambos os casos o material deformado permanece ligado ao corpo desgastado.

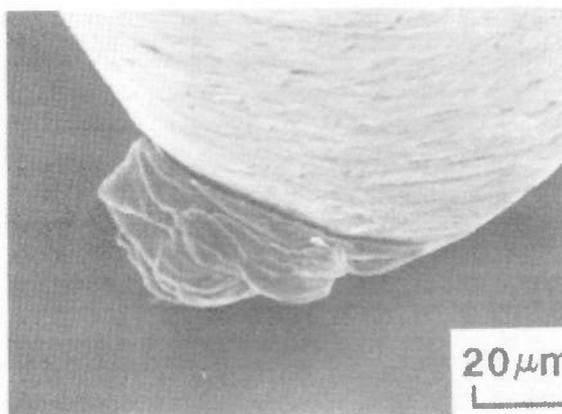


Figura 4: Mecanismo de formação de proa causado por penetrador de aço ferramenta em aço inoxidável (MEV) [11]

Vários destes mecanismos podem atuar em um dado sistema, mas geralmente verifica-se a predominância de apenas um deles.

Hokkirigawa e colaboradores [13] introduziram o parâmetro D_p para analisar a predominância dos mecanismos controlados por deformação plástica. Este parâmetro é definido pela razão entre a profundidade de penetração (h) e a metade da largura de contato (a) para uma partícula esférica de raio R , como mostrado na Figura 5. Esses autores procuraram expressar o parâmetro D_p por meio de variáveis importantes de um tribossistema, tais como força aplicada, dureza do material desgastado e angulosidade do abrasivo.

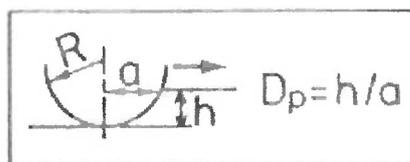


Figura 5: Variáveis utilizadas para a definição do parâmetro $D_p (=h/a)$ [13]

O parâmetro D_p pode ser utilizado para definir a predominância de um determinado micromecanismo de abrasão, em conjunto com o parâmetro f , relacionado com a resistência ao cisalhamento do contato, como pode ser observado na Figura 6.

As variáveis D_p^* e D_p^{**} , representam os valores de penetração que delimitam a transição de microssucamento para formação de proa e de formação de proa para microcorte, respectivamente, para um determinado valor de resistência ao cisalhamento.

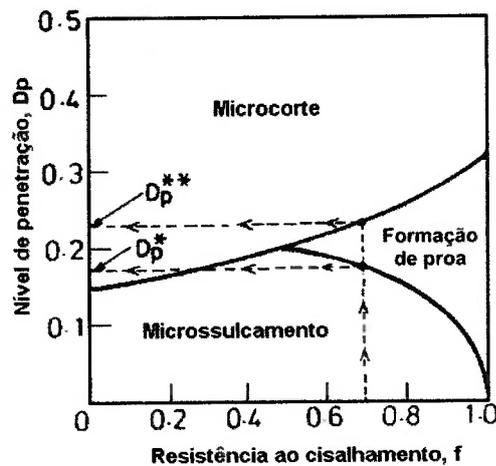


Figura 6: Variação dos micromecanismos de abrasão controlados por deformação plástica com os parâmetros D_p e f (tensão de cisalhamento do contato/tensão de cisalhamento do material desgastado) [13]

A *Figura 6* também permite analisar o efeito do lubrificante no desgaste abrasivo já que permite modelar a presença do mesmo pela atribuição de valores de f a este novo integrante do tribossistema (uma vez que f resulta do quociente entre a tensão de cisalhamento do elemento interfacial e a tensão de cisalhamento do material desgastado (numa região não afetada pela deformação)).

Uma perfeita lubrificação implicaria num valor de $f = 0$, enquanto que uma completa adesão levaria a um valor de $f = 1$. Para valores de $f < 0,5$, somente dois modos de deformação são possíveis: microcorte e microsulcamento. É sabido que as taxas de desgaste são altamente dependentes dos mecanismos de degradação atuantes sendo que, por exemplo, transitar do mecanismo de microsulcamento para o microcorte, significa obter maiores taxas de desgaste.

No trabalho de Hokkirigawa e Kato [14] atribui-se a diminuição da resistência ao desgaste abrasivo à aplicação de lubrificante. Segundo os autores tal tendência poderia ser explicada com base na *Figura 6*, onde a aplicação de lubrificante resultaria num decréscimo do valor de f aumentando a faixa que compreenderia o mecanismo de microcorte. Com isso, ocorreria uma antecipação do

mecanismo de microcorte com a presença de lubrificante e, por conseguinte aumentaria o desgaste.

Segundo estes autores, existe uma forte dependência entre os mecanismos de desgaste com as condições de lubrificação.

2.2 Transição entre regimes de desgaste

A literatura usualmente utiliza a razão H_A/H (razão entre a dureza do abrasivo e a dureza do material desgastado) para a previsão de regimes de desgaste. Na Figura 7, K_1 e K_2 são os valores que definem a região de transição dos regimes moderado e severo. Segundo Kruschov [15], estes valores são de 0,7 a 1,1 para K_1 e 1,3 a 1,7 para K_2 .

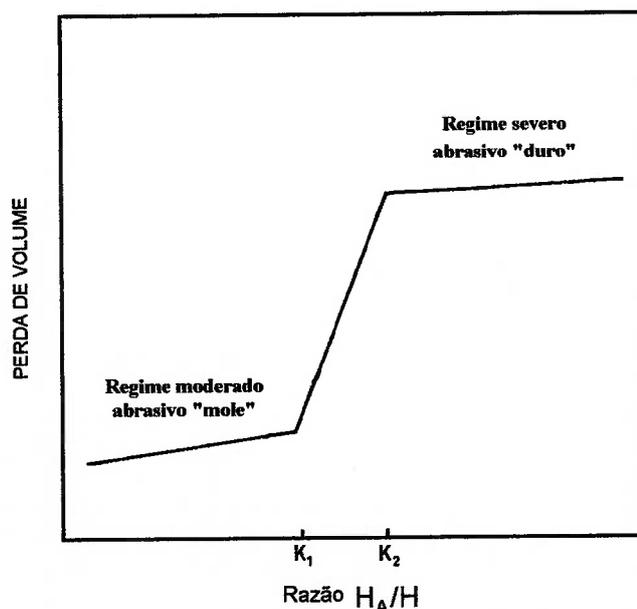


Figura 7: Relação esquemática entre taxa de desgaste e razão entre dureza do abrasivo (H_A) e dureza do material desgastado (H) (Kruschov) [15]. K_1 e K_2 : pontos que delimitam o início e final da região de transição. (Adaptação)

A proposta de Kruschov [15] para K_1 e K_2 considerou a dureza dos materiais determinada previamente aos ensaios de desgaste. Larsen-Basse [16] mostrou que a dureza determinada após o processo de abrasão apresenta melhor relação com a resistência ao desgaste do que a dureza inicial. Exemplo desta melhoria pode ser

observado no trabalho de Sinatora e colaboradores [17]. Estes autores mostraram que para aços com Carbono entre 0,32 e 0,50 %, o coeficiente de correlação entre taxa de desgaste e dureza do material medida antes do ensaio era 0,43 e aumentava para 0,98 para medidas de durezas feitas após o ensaio de desgaste.

A associação entre micromecanismos e as taxas de desgaste, conforme varia a razão H_A/H (dureza do abrasivo e a dureza do material desgastado), foi apresentada por Larsen-Basse [18]. Segundo esse pesquisador, os mecanismos associados à fadiga de baixo ciclo, como microimpressões, estão relacionados com baixas razões H_A/H , caracterizando o regime de desgaste moderado, enquanto que o microcorte pode ser associado com o regime severo e altas razões H_A/H .

Segundo Larsen-Basse [18] à medida que a dureza do abrasivo é diminuída em relação à dureza do material removido ocorre a mudança de mecanismo de microcorte ao tipo de contato por fadiga, similar ao desgaste por delaminação.

A literatura usualmente utiliza a razão H_A/H para a previsão dos regimes de desgaste apenas para as situações nas quais são verificados mecanismos controlados por deformação plástica.

2.3 Efeito do tamanho do abrasivo

A dependência do desgaste em função do tamanho da partícula abrasiva é uma importante característica da abrasão. Frequentemente encontra-se na literatura [19, 20, 21] que as taxas de desgaste aumentam com o tamanho do abrasivo até um valor crítico, por volta de 100 μm , e que a partir deste valor, as taxas praticamente ficam independentes do tamanho. E esse fenômeno ocorre mesmo para sistemas distintos de desgaste como erosão, abrasão a dois e três corpos, como pode ser observado na Figura 8.

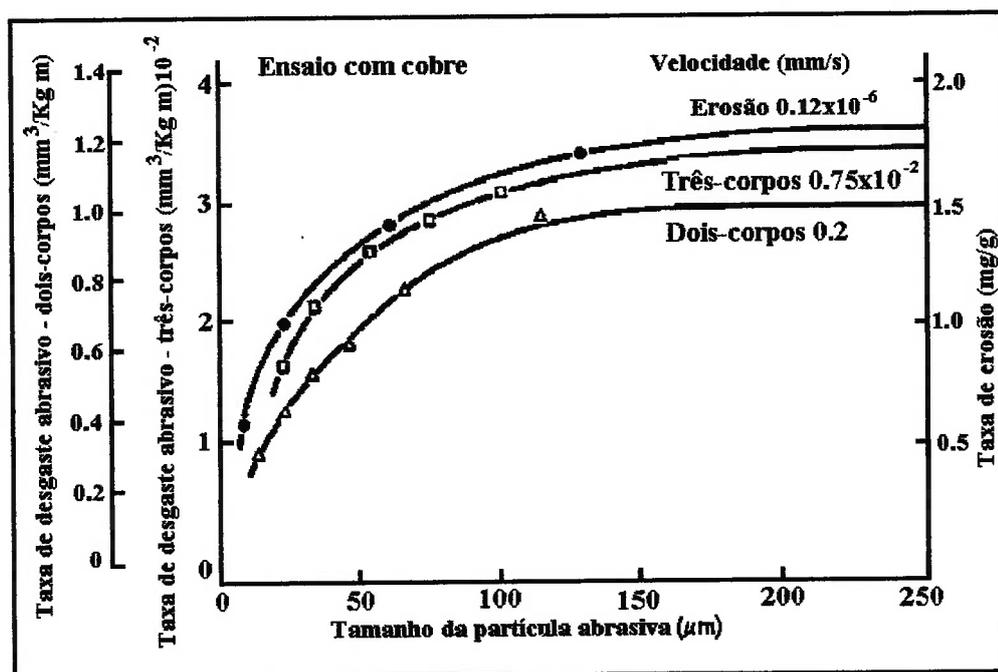


Figura 8: Taxas de desgaste em função do tamanho da partícula abrasiva de carbeto de silício para amostras de cobre ensaiadas em erosão e abrasão a dois e três corpos [20].

Através dos anos muitas teorias [19, 20, 22 e 23] foram propostas para explicar o efeito do tamanho do abrasivo sobre as taxas de desgaste. Essas teorias embora contemplem explicações plausíveis não são completamente convincentes.

Muitos desses trabalhos atribuem o acúmulo de resíduos (“*clogging*”), descrito como a interposição dos cavacos nos espaços existentes de lixas abrasivas, como principal efeito do tamanho da partícula abrasivas sobre as taxas de desgaste. Segundo esses autores as lixas com menor tamanho de abrasivo tem maior tendência ao acúmulo de resíduos proporcionando uma significativa redução nas taxas de desgaste. Porém, esta explicação não pode ser estendida para abrasão a três corpos e ao desgaste erosivo onde o acúmulo de resíduos não é possível. O acúmulo de resíduos não pode ser usado como uma explicação geral para o efeito do tamanho do abrasivo [20].

Date e colaboradores [23] propõem que grãos pequenos têm apenas interação elástica com a superfície. A fração de partículas sob contato elástico aumenta à medida que o tamanho do grão é diminuído, reduzindo com isso contribuição na remoção de material.

A generalidade do efeito do tamanho do abrasivo sobre as taxas de desgaste sugere que o mesmo se deva provavelmente a alguma propriedade do material ou pelas propriedades de superfície do material [20].

Segundo Misra e Finnie [20], a explicação mais geral e convincente para o efeito do tamanho do abrasivo está relacionada com a camada encruada do material desgastado. De acordo com essa explicação, pequenas partículas abrasivas não conseguem transpor a camada encruada formada com o decorrer do ensaio de desgaste devido às maiores tensões de escoamento dessa camada. Contudo, partículas suficientemente grandes, as quais podem penetrar essa camada encruada, irão deformar plasticamente um material com menor dureza do que o encontrado por partículas menores. Então, após um tamanho crítico, a influência dessa camada encruada sobre a remoção de material torna-se muito pequena.

Como resultado dessa revisão verificou-se que não se encontra na literatura uma associação clara entre o efeito do tamanho da partícula abrasiva com regime de desgaste.

No entanto, em 2002, Pintaúde [24] constatou que a resistência ao desgaste é sensível a variações do tamanho da partícula abrasiva somente quando o regime de desgaste é moderado. Seus resultados basearam-se na análise de ensaios realizados com lixas abrasivas em materiais que apresentaram diferentes níveis de dureza.

Na Figura 9, apresentam-se os resultados de resistência ao desgaste obtidos por Pintaúde [24] a partir de ensaios de desgaste abrasivo do tipo pino contra lixa.

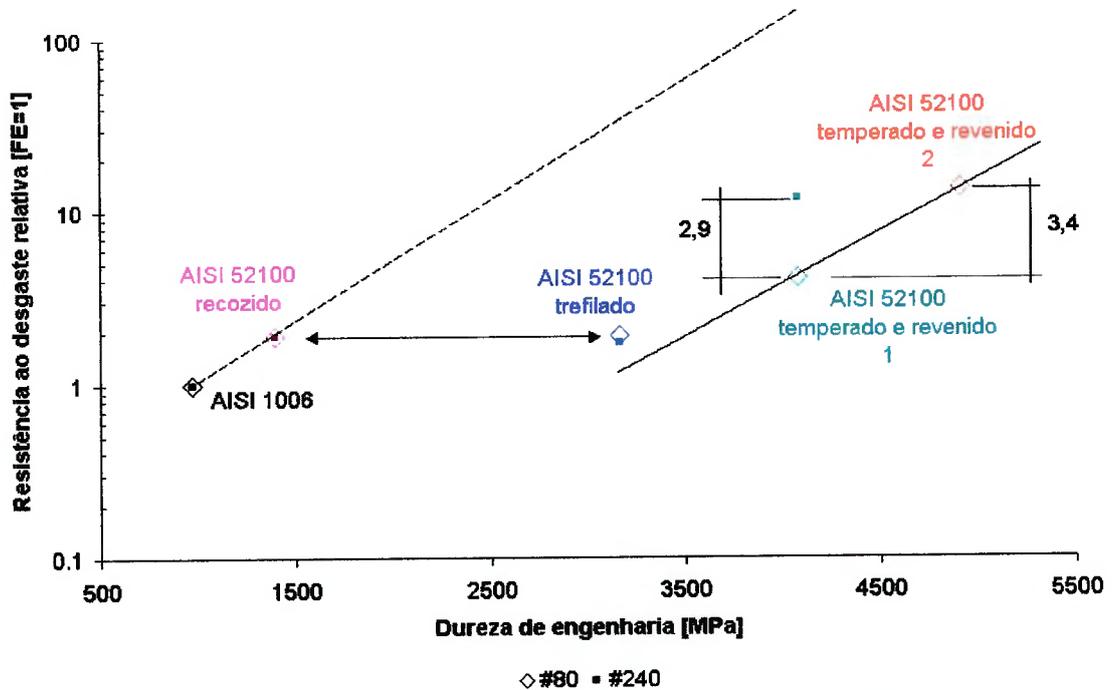


Figura 9: Variação da resistência ao desgaste relativa (AISI 1006 = 1) com a dureza de engenharia [MPa], Pintaúde [24]

A linha de tendência tracejada na *Figura 9* representa um comportamento que abrange os aços AISI 1006 e AISI 52100 recozido, os quais a resistência ao desgaste varia linearmente com a dureza. É possível perceber que a resistência ao desgaste desses materiais, independe do tamanho do abrasivo. Os pontos referentes aos materiais aços AISI 1006, AISI 52100 recozido e AISI 52100 trefilado foram caracterizados como regime severo de desgaste.

Já a outra linha de tendência representada pelos aços temperados e revenidos, que foram caracterizados como regime moderado de desgaste, o tamanho do abrasivo afetou a resistência ao desgaste relativa. A diferença na resistência ao desgaste, quando variado o tamanho do abrasivo, para o aço temperado e revenido 1 foi de 2,9 vezes, e no caso do aço temperado e revenido 2 essa diferença tendeu ao infinito já

que não foi possível determinar as taxas de desgaste para os ensaios feitos com lixas grana # 240 .

Resultados semelhantes aos da *Figura 9* foram apresentados por Richardson em 1968 [25], como mostrado na *Figura 10*.

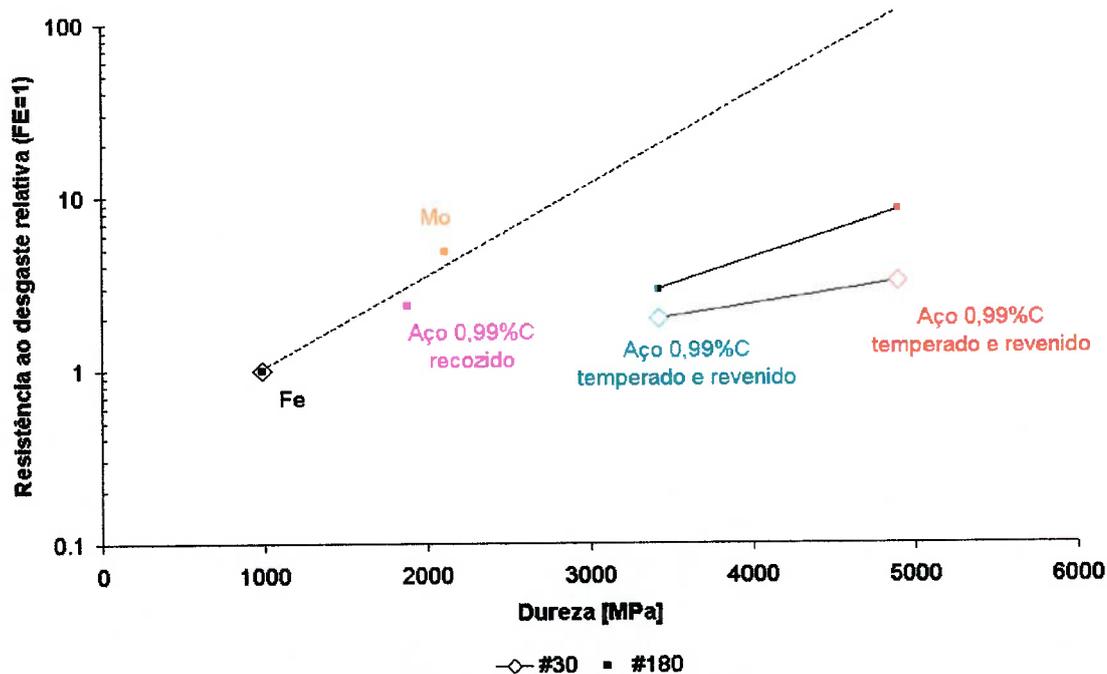


Figura 10: *Varição da resistência ao desgaste relativa (Fe=1) com a dureza dos materiais. Abrasivo: vidro*

Nota-se que há uma tendência no aumento da variação da resistência ao desgaste com o tamanho do abrasivo à medida que a dureza do material se aproxima da dureza do vidro, por volta de 5000 MPa.

Por outro lado, segundo Pintaúde [24], o coeficiente de atrito mostrou-se sensível a variação do tamanho do abrasivo, apenas no regime severo de desgaste, como pode ser observado na *Figura 11*.

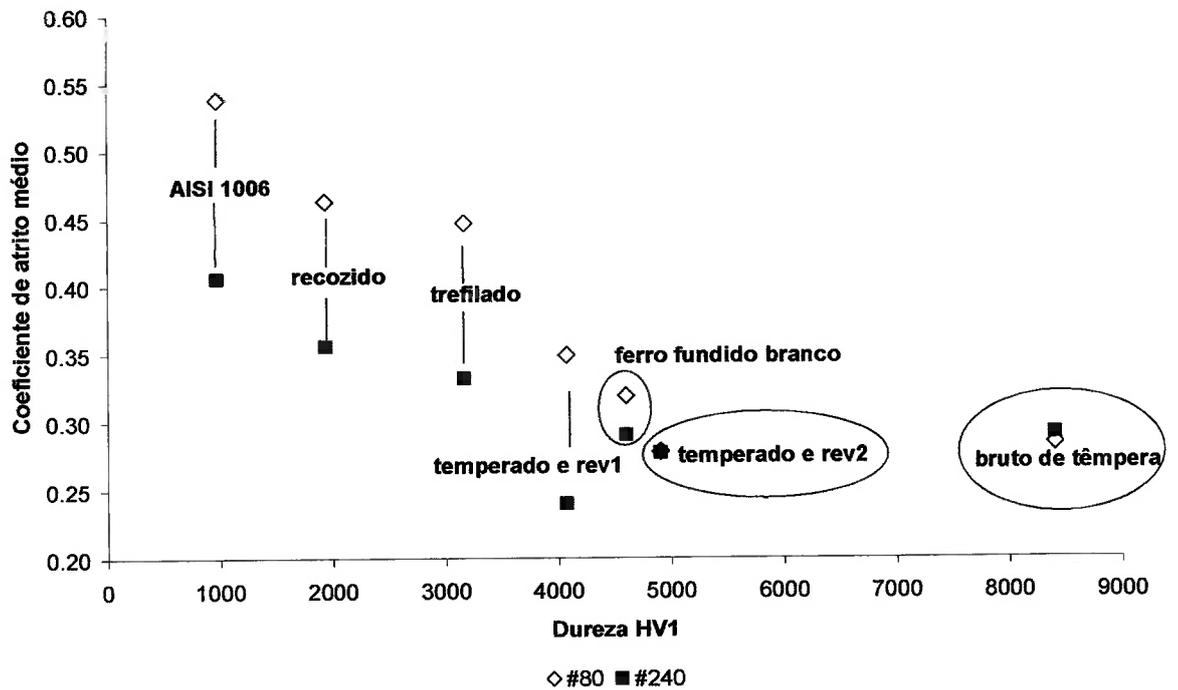


Figura 11: Variação do coeficiente de atrito médio com a dureza do materiais [MPa] [24]

Nota-se uma tendência de redução das diferenças entre os coeficientes de atrito médios obtidos para as lixas #80 e #240 à medida que se aumenta a dureza do material. Como mencionado anteriormente os pontos referentes aos materiais AISI 1006, AISI 52100 recozido e AISI 52100 trefilado foram caracterizados em regime severo de desgaste.

Pintaúde [24] utilizando a teoria de Sin e colaboradores [19], os resultados de Tabor [26] e os seus próprios resultados estabeleceu que “o efeito do tamanho do abrasivo (e da sua angulosidade) é significativo para os valores de coeficiente de atrito apenas nos casos em que há regime severo de desgaste, situações que correspondem aos casos em que a dureza do abrasivo é suficientemente maior que a dureza da superfície desgastada”.

Com o objetivo de subsidiar as análises dessa dissertação segue-se uma breve revisão sobre abrasão em ferros fundidos.

2.4 Abrasão em ferros fundidos

A grafita presente nos ferros fundidos tem como principais efeitos: aumentar a condutividade térmica, diminuir o módulo de elasticidade, diminuir a vibração e exercer efeito lubrificante [27].

A resistência à abrasão dos ferros fundidos depende da microestrutura da matriz metálica e da morfologia da grafita. Nesses materiais, a grafita constitui um entalhe interno que afeta a resposta do material frente aos esforços e as deformações presentes durante o desgaste abrasivo.

Luo e colaboradores [28] investigaram o comportamento de um ferro fundido nodular, com matriz martensítica e bainítica em condições de abrasão a dois corpos e a três corpos com impacto. O efeito da grafita na resistência ao desgaste foi estudado mediante a comparação dos resultados de ensaios de aço alto carbono sujeito aos mesmos processos abrasivos. A influência da grafita dependeu do tipo de ensaio utilizado. No ensaio de abrasão a dois corpos, o efeito da grafita na resistência a abrasão foi muito pequeno sendo que praticamente não houve alteração nas medidas de perda de massa entre o ferro fundido e o aço. Já nos ensaios a três corpos com impacto, ocorreu um substancial aumento nas taxas de desgaste creditado à ação de entalhe da grafita.

Shepperson e Allen [29] estudaram a resistência ao desgaste abrasivo de dois ferros fundidos nodulares ensaiados em pino contra lixa com pressão nominal de 0,3 MPa e lixas de alumina com diâmetro médio de 300 μm . A influência da fase grafita na resistência à abrasão foi determinada por comparação a um aço com 0,5 % C de microestrutura composta por ferrita e perlita, semelhante ao ferro fundido nodular com 0,8 % de cobre utilizado no trabalho. Esses autores mostraram que a resistência

à abrasão dos ferros fundidos nodulares foi 13 % menor que a do aço, mostrando que a presença de grafita foi prejudicial à resistência a abrasão.

Restrepo [30], com base em ensaios de esclerometria pendular instrumentada, constatou que a presença de grafita provocou uma queda da resistência ao desgaste abrasivo do ferro fundido nodular, quando comparado com um aço carbono, ambos com microestruturas perlíticas de durezas semelhante. Segundo o autor, os nódulos de grafita constituem um entalhe interno que facilita a nucleação e propagação de trincas, independente da microestrutura da matriz.

2.5 Lubrificação

Algumas das funções dos lubrificantes em aplicações industriais são: refrigeração, remoção de partículas de desgaste, diminuição de ruído, e proteger as superfícies contra a corrosão [7]. Entretanto, na maioria dos casos práticos, os lubrificantes são utilizados para reduzir a força de atrito e o desgaste entre superfícies que apresentam movimentos relativos. Elevados valores de coeficiente de atrito em várias aplicações de engenharia levam a intoleráveis valores de força de atrito e perdas de energia. A lubrificação tem como principal função introduzir entre as superfícies em deslizamento um material com baixa resistência ao cisalhamento. A ação mais detalhada da lubrificação depende do regime. Ela pode evitar totalmente o contato entre as asperezas das partes em movimento no regime hidrodinâmico; entretanto, nos demais regimes de lubrificação não previne totalmente o contato entre as asperezas, mas diminui as forças de junção entre elas [7].

O efeito da lubrificação no desgaste abrasivo é bem diferente daquele encontrado no desgaste por deslizamento. As partículas abrasivas são, freqüentemente, maiores que a espessura do filme hidrodinâmico ou elasto-

hidrodinâmico, fazendo com que o lubrificante não previna totalmente o contato entre o corpo e o contra-corpo [7].

Em 1986, Torrance e d'Art [4], já alertavam sobre a escassez de artigos tratando de como a lubrificação poderia afetar as taxas de desgaste abrasivo, apesar da clara importância prática deste assunto. Com o intuito de suprir essa deficiência, esses mesmos autores testaram uma série de materiais (não ferrosos, aços inoxidáveis, aço 52100, aço médio carbono), com uma ampla gama de durezas (entre 400 e 9000 MPa) em ensaios pino contra lixa a seco e lubrificado. Usaram cargas que variavam entre 2 e 10 N, lixas de SiC # 220 em percurso espiral, totalizando 8,5 m de distância percorrida e como lubrificante utilizou-se o óleo Shell Tellus 37.

Os resultados obtidos por estes autores mostraram taxas de desgaste nos ensaios lubrificados até três vezes maiores do que as encontradas em ensaios a seco. Atribuíram esse comportamento ao fato da lubrificação diminuir e/ou inibir o acúmulo de resíduos (“*clogging*”) das lixas aumentando sua eficiência de corte e, por conseguinte, proporcionando maiores taxas de desgaste para ensaios com aplicação de lubrificante.

A associação entre resistência ao desgaste abrasivo e aplicação de lubrificante foi também investigada por Hokkirigawa e Kato [14]. Esses autores obtiveram em ensaios de pino contra lixa, com abrasivo alumina grana #80 e pressão nominal de 1,08 MPa, resultados que associavam uma queda entre 5 e 30 % da resistência ao desgaste em ensaios conduzidos com lubrificação. Nos ensaios lubrificados foi usado um óleo para turbinas com índice de viscosidade nominal 68. Foram testados nove materiais metálicos com durezas que variaram entre 13 e 330 HV.

Neste trabalho de revisão não se encontraram novas referências sobre o tema que alterassem as análises feitas por Torrance e d'Art[4] e por Hokkirigawa e Kato [14].

3 OBJETIVO

O objetivo desse trabalho é caracterizar a influência da grafita e da lubrificação no desgaste abrasivo em diferentes regimes de desgaste. Para tanto, está sendo utilizada a mesma metodologia do trabalho de Pintaúde [24] que constatou que “o coeficiente de atrito varia de forma significativa quando variado o tamanho do abrasivo apenas no regime severo de desgaste e que a taxa de desgaste é sensível a variações do tamanho da partícula somente quando o regime de desgaste é moderado”. Dito de outra forma o objetivo do trabalho é verificar esses resultados na presença de lubrificante sólido e líquido.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Obtenção das ligas

4.1.1 Ferro Fundido Nodular

Obteve-se o ferro fundido sem elementos de liga junto a Fundição Tupy. Foram utilizadas cargas metálicas compostas por sucatas de aço, ferro gusa, Fe-Si e carburante Gr110. A fusão foi realizada em forno elétrico a indução. O banho foi aquecido na faixa de temperaturas compreendidas entre 1520 °C e 1540 °C por cerca de 5 minutos, com objetivo de permitir homogeneização da composição química e remoção dos gases. O processo de nodulização foi realizado numa panela do tipo Tea-Pot. Utilizou-se 1,8% de liga nodulizante Fe-Si-Mg (% em massa.).

O vazamento nos moldes de areia foi realizado em temperaturas na faixa de 1370 °C a 1400 °C, sendo produzidos blocos em “Y” de 25 mm de espessura, para a obtenção dos corpos-de-prova para os ensaios de resistência à abrasão. A composição química desta liga, obtida por fluorescência de raios X, é mostrada na Tabela 1.

Tabela 1: Composição química do ferro fundido nodular (% em peso)

C	Si	Mn	Mg	S	Cr	Cu	Mo	Ni
3,34	2,78	0,03	0,038	0,009	0,01	0,017	0,03	0,02

4.1.2 Aço

O aço foi doado pela Escola SENAI “Nadir Dias de Figueiredo”. A composição química desta liga, obtida via espectrometria de fluorescência de raios X é mostrada na Tabela 2.

Tabela 2: Composição química do aço (% em peso)

C	Si	Mn	P	S	Cr	Al	Mo	Ni
0,64	0,23	0,83	0,011	0,013	0,07	0,016	0,01	0,07

4.2 Preparação dos corpos-de-prova

4.2.1 Usinagem

Os corpos-de-prova foram fabricados por torneamento, no formato de pinos cilíndricos de 3 mm de diâmetro e 25 mm de comprimento.

Todos os corpos-de-prova foram usinados a partir do material na condição bruta de fundição (FoFo) ou de barra laminada (aço).

4.2.2 Tratamentos Térmicos

Os pinos para o ensaio de desgaste, já nas suas dimensões finais, foram encapsulados a vácuo em tubos de quartzo para evitar uma provável oxidação e descarbonetação durante o tratamento térmico. Os ciclos de tratamento empregados são apresentados na Tabela 3 e tiveram como objetivo obter microestruturas martensíticas com o mínimo possível de austenita retida.

Tabela 3: Tratamentos térmicos dos corpos-de-prova

Material	Tratamentos Térmicos	Microestrutura
Aço	Austenitizado a 860 °C por 60 min, resfriado em água e revenido a 250 °C por 50 min.	Martensita revenida
Ferro fundido nodular	Austenitizado a 860 °C por 60 min, resfriado em óleo e revenido a 370 °C por 90 min, seguido de outro revenimento a 370 °C por 60 min e seguido de sub-zero em N ₂ por 2 horas.	Martensita revenida

4.3 Caracterização microestrutural

A preparação das amostras para análise em microscopia óptica seguiu preparação metalográfica convencional por meio de lixamento até a grana de 1000 e

polimento em suspensão de diamante até 1 μm . As características gerais da microestrutura foram reveladas mediante ataque químico com o reativo Nital 1%.

4.3.1 Fração volumétrica

Para a determinação da fração volumétrica de grafita foi utilizado o programa QWIN do analisador de imagens Leica. Foram amostrados 50 campos com aumento de 500x.

4.3.2 Contagem de nódulos

A contagem do número de nódulos de grafita foi realizada por contagem manual. Foram amostrados 30 campos com aumento de 500 x em amostras polidas sem ataque químico.

4.3.3 Medidas de microdureza

A microdureza dos microconstituintes foi determinada por meio de um microdurômetro convencional Vickers fabricado pela Buehler. Os valores de dureza representam uma média de 20 determinações em cada material. A carga utilizada foi de 0,1 kgf.

4.3.4 Medidas de Macrodureza

A dureza dos materiais foi determinada por meio de um durômetro convencional Vickers fabricado pela Buehler. Os valores resultantes de dureza correspondem a uma média de 5 medidas em cada material. A carga utilizada foi de 30 kgf.

4.4 Ensaio de desgaste

4.4.1 Ensaio de desgaste abrasivo

Para verificação do comportamento dos materiais quanto ao desgaste abrasivo foi utilizada uma máquina do tipo pino-contra-disco modelo TE-79 de fabricação PLINT & PARTNERS LTD, apresentada na Figura 12.

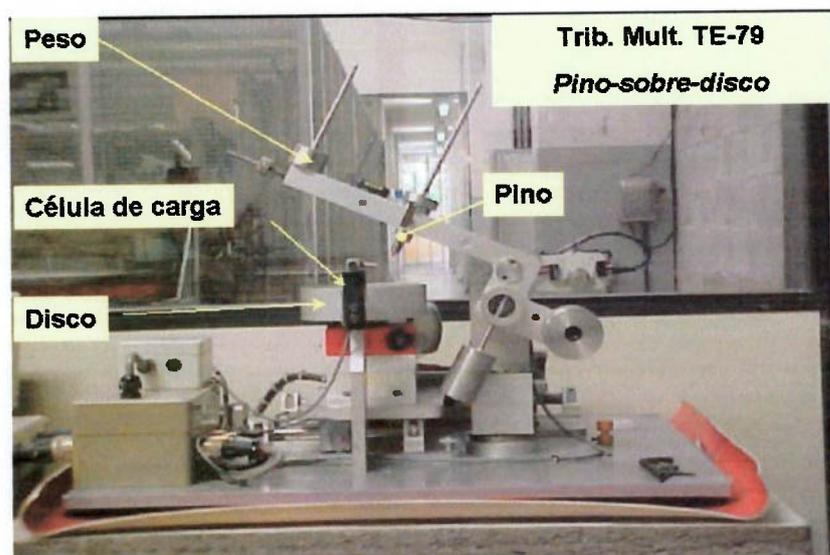


Figura 12: Máquina Plint TE-79

O equipamento permite que durante a execução dos ensaios sejam controladas as seguintes variáveis: velocidade tangencial e de rotação, número de revoluções, posição do pino em relação ao disco, distância percorrida, forças normal e tangencial, coeficiente de atrito e a medição da umidade relativa do ar e da temperatura ambiente.

O método de ensaio utilizado foi o mesmo adotado por Pintaúde [24] que seguiu as recomendações das normas ASTM G99-95a [31] e ASTM G132-96 [32] e do trabalho de Muscara e Sinnott [33].

As condições de ensaio que foram adotadas seguem abaixo:

- velocidade tangencial fixa: 0,08 m/s;
- percurso em espiral com raio inicial de 40 mm e final de 15 mm, resultando numa distância total percorrida de $6,0 \pm 0,1$ m por lixa;
- abrasivos: lixas de vidro grana #80 (Premium Glasspaper F2) e grana #240 (Premium Glasspaper 00) em costado de papel, substituídas a cada ensaio. Lixas de alumina grana # 80 e grana #220 (Carborundum Abrasivos®). Para cada pino, sempre foi realizado um assentamento da sua superfície, utilizando-se lixa de alumina grana #600, nas mesmas condições de ensaio. No trabalho não se faz

distinção entre as lixas #220 e #240, por apresentarem diâmetros médios de abrasivos aproximadamente iguais. O tamanho médio das partículas abrasivas foi de 200 μm para a lixa de vidro grana # 80 e de 60 μm para a lixa de vidro # 240 [24].

- força normal: 20 N e
- Pressão nominal: 2,83 MPa.

Foi adotada a seguinte seqüência para os ensaios:

- limpeza em ultra-som, utilizando etanol anidro;
- pesagem em balança analítica com resolução de 0,1 mg;
- assentamento da superfície dos pinos com lixa de alumina grana #600;
- nova limpeza da amostra e
- novas pesagens a cada duas lixas utilizadas, nos ensaios com alumina. Pesagens a cada 5 lixas quando o abrasivo foi vidro grana # 80; e pesagens a cada 10 lixas quando abrasivo utilizado foi o vidro grana # 240.

Nos ensaios lubrificados foi aplicada uma fina camada de óleo mineral sobre as lixas. Essa camada foi aplicada de maneira uniforme em toda a superfície da lixa, no período de estabilização da velocidade tangencial, antes do contato entre o pino e a lixa, com espessura da ordem de 3 mm que correspondia a altura do anel usado na fixação da lixas. O filme de óleo foi mantido durante todo o ensaio. O lubrificante utilizado é um óleo mineral comercial para engrenagens sem aditivos, da Lubrax-Petrobras com índice de viscosidade nominal 100.

4.4.2 Determinação do coeficiente de atrito

Durante os ensaios de desgaste foi adquirida a força de atrito, por meio de uma célula de carga. A frequência de aquisição utilizada foi de 1 Hz, o que corresponde um total de 74 pontos de força de atrito para cada lixa. Para a construção

de uma curva média de coeficiente de atrito, para os ensaios com alumina, foram adquiridos dados de 5 ensaios; para os ensaios com vidro # 80, foram adquiridos dados de 8 ensaios e para o vidro # 240, dados de 20 ensaios

4.4.3 Determinação das taxas de desgaste

As taxas de desgaste foram calculadas a cada pesagem dividindo-se o valor do coeficiente angular das curvas de perda de massa em função da distância percorrida pela respectiva densidade do material ensaiado e pela área do pino, resultando num valor adimensional.

O período de *running-in* foi descartado, somente nos ensaios realizados com lixas de vidro grana # 240.

As densidades adotadas foram de $7,2 \text{ g/cm}^3$ para o ferro fundido e de $7,86 \text{ g/cm}^3$ para o aço. Foram feitos dois ensaios para cada condição de teste avaliada. Uma exceção a esse procedimento foi para os ensaios realizados com lixas de vidro grana #240 onde os ensaios não foram repetidos em função da elevada quantidade de lixas para a realização dos mesmos. Nos ensaios realizados com lixas de vidro grana # 80 com lubrificação foram conduzidas três repetições.

4.5 Análise das superfícies de desgaste

Após os ensaios de desgaste, as superfícies dos pinos desgastados e a superfície das lixas abrasivas utilizadas foram observadas em Microscópio Eletrônico de Varredura (MEV), em equipamento do laboratório de Microscopia e Microanálise do Departamento de Metalurgia e de Materiais da Escola Politécnica da USP. As lixas abrasivas foram recobertas com ouro previamente à análise por microscopia eletrônica, enquanto que os pinos foram analisados sem nenhuma preparação na superfície desgastada.

4.6 Medidas de microdureza em ensaios interrompidos

Para a verificação da evolução da dureza das superfícies desgastadas com o tempo foram realizados ensaios de desgaste interrompidos. As condições de ensaios foram as mesmas descritas no item 4.4.1 (*Ensaio de desgaste abrasivo*), porém com uma menor quantidade de lixas ensaiadas (5 lixas). Os ensaios foram conduzidos sem lubrificação nos pinos de aço com lixas de vidro granas #240 e #80. As medições de dureza foram feitas diretamente na superfície desgastada das amostras a cada troca de lixas. Os resultados de dureza correspondem a uma média de 5 determinações em cada ensaio com carga de 0,1 Kgf. Adicionalmente realizaram-se medidas de dureza nos pinos ensaiados com 20 lixas de vidro #80 e 100 lixas de vidro # 240.

5 RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1 Caracterização Microestrutural

Na Figura 13, apresenta-se a microestrutura do ferro fundido nodular, depois de tratado termicamente.

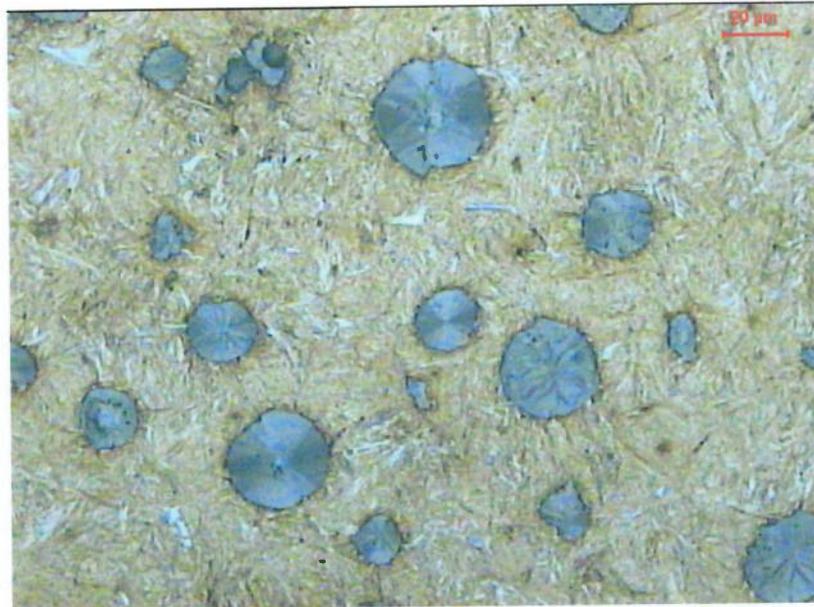


Figura 13: Microestrutura do ferro fundido nodular

A microestrutura dessa liga é composta basicamente de matriz martensítica e nódulos de grafita. Essa liga apresenta fração volumétrica de grafita de $10,5 \pm 0,6 \%$.

O valor médio do número de nódulos por milímetro quadrado para o ferro fundido foi de 368 ± 23 nódulos/mm².

Na Figura 14, apresenta-se a microestrutura do aço na condição temperado e revenido.

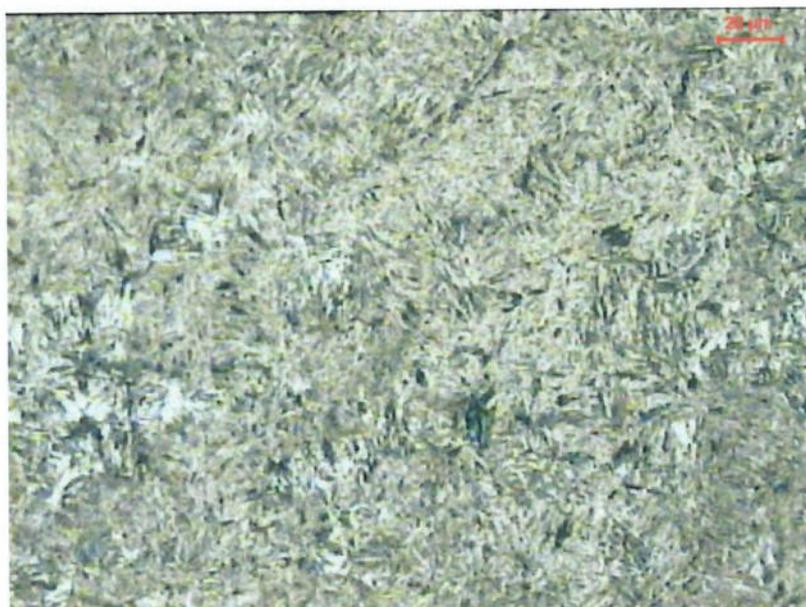


Figura 14:Microestrutura do aço temperado e revenido

A microestrutura dessa liga é composta basicamente por uma matriz martensítica.

Na Tabela 4, apresentam-se os valores de microdureza das matrizes do ferro fundido nodular e do aço, ambos após tratamento térmico.

Tabela 4: Medidas de microdureza Vickers da matriz com carga de 0,1 Kgf e valores de dureza dos abrasivos utilizados

Material	Ferro Fundido Nodular	Aço	Vidro [24]	Alumina [34]
Dureza	652	642	500 - 600	1800-2200
Intervalo de confiança (95%)	9	13	-	-

O propósito de se ter materiais com durezas semelhantes foi o de verificar o papel da grafita no desgaste abrasivo, já que os dois materiais apresentam as mesmas matrizes. A escolha dos valores de dureza em torno de 600 HV objetivou realizar ensaios sob condições moderadas de desgaste, já que o vidro tem valor de dureza próximo a esse.

Na Tabela 5, mostram-se os valores de macrodureza do aço e do ferro fundido obtidos com carga de 30 Kgf.

Tabela 5: Medidas de dureza Vickers com carga de 30 kgf

Material	Ferro Fundido Nodular	Aço
Dureza	507	626
Intervalo de confiança (95%)	3	8

Nota-se que a grafita diminui sensivelmente a dureza macroscópica do ferro fundido nodular.

5.2 Desgaste Abrasivo

5.2.1 Perda de massa

Na Figura 15, apresenta-se a evolução de perda de massa com a distância percorrida para o aço ensaiado a seco com lixas de vidro grana # 240.

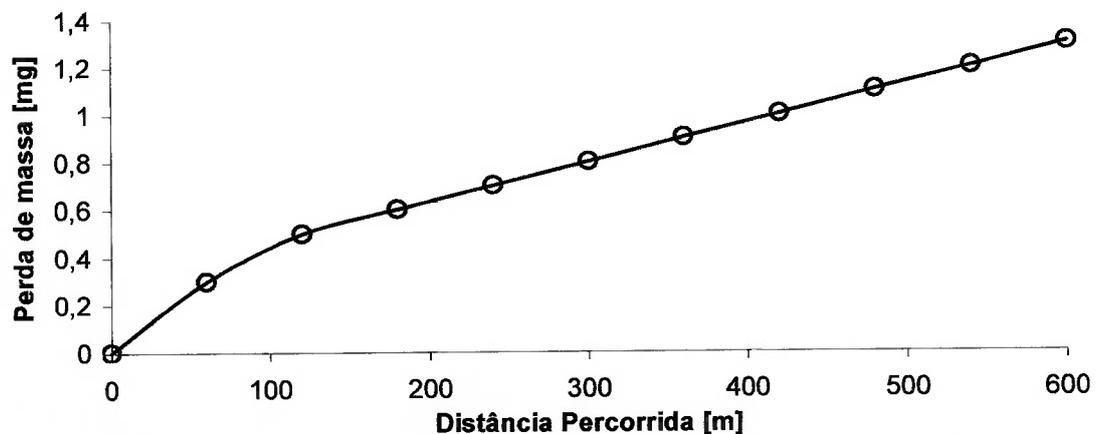


Figura 15: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para o aço ensaiado a seco com lixa de vidro # 240

A curva da Figura 15 mostra valores de perda de massa muito pequenos, mesmo com uma grande quantidade de lixas ensaiadas (100 lixas). Nestes ensaios, o intervalo entre pesagens foi de 10 lixas, obtendo-se em média, após a vigésima lixa, uma diferença de 0,1 mg. Como a resolução da balança utilizada é de 0,1 mg, as medidas foram feitas utilizando-se a casa de erro da balança. Mesmo com essa perda de massa muito pequena nota-se que há uma grande regularidade na perda de massa

em função da distância percorrida. Com esses dados foi possível calcular a taxa de desgaste a partir da vigésima lixa (120 m), onde o material aparentemente atinge o regime permanente de desgaste, como pode ser observado na Figura 16.

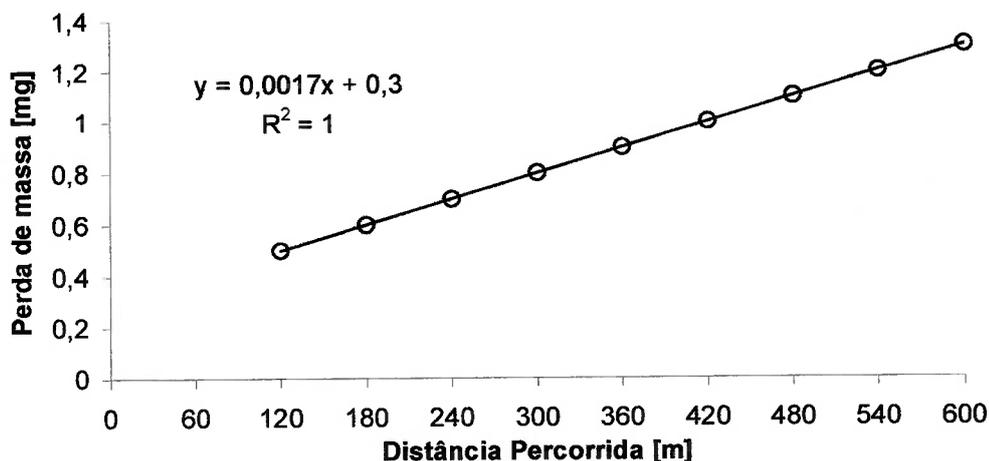


Figura 16: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para aço ensaiado a seco com lixa de vidro # 240 após “running-in”

A taxa de desgaste do período de amaciamento “running-in” é maior que a do período de regime permanente. Este tipo de “running-in” difere do encontrado por Pintaúde [24]. No período de amaciamento daquele trabalho a taxa de desgaste foi menor durante esse período do que a taxa do regime permanente. A hipótese utilizada para aquele comportamento foi que o nível de encruamento inicial, determinado pela lixa de alumina grão # 600, foi elevado de tal forma que a lixa de vidro não conseguiu modificá-lo. Ou seja, a dureza após a etapa de nivelamento era mais alta do que a dureza devido à deformação imposta pelos grãos de vidro.

Os ensaios com alumina apresentaram um comportamento bem diferente como pode ser observado na Figura 17.

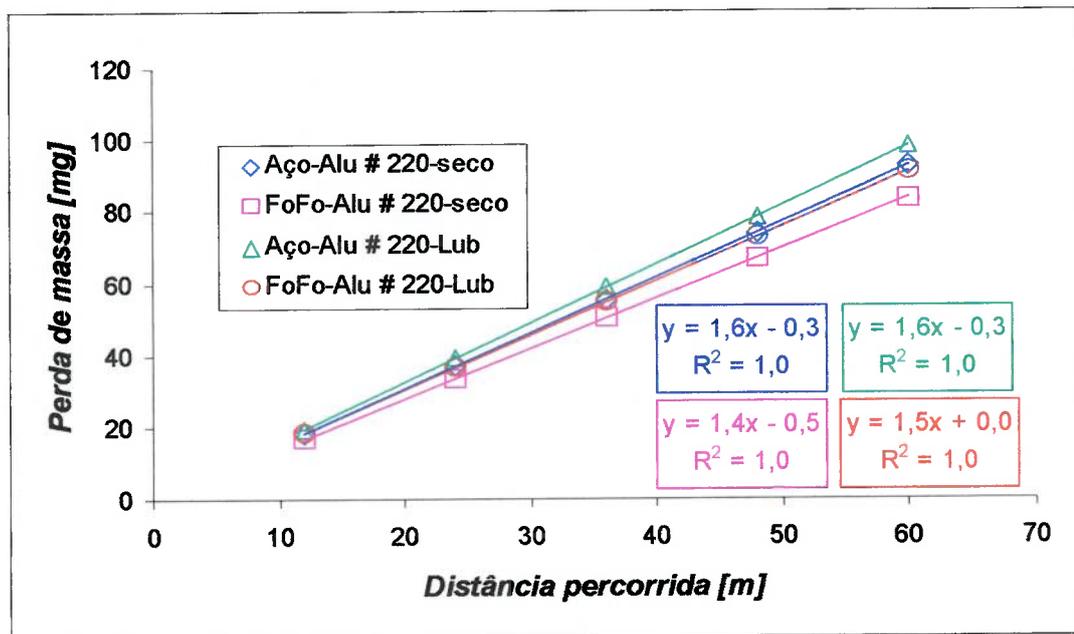


Figura 17: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de alumina grana #220

Nota-se que as perdas de massa foram bem mais significativas do que com lixas de vidro grana # 240. Além disso, já a partir das primeiras lixas os materiais atingiram o regime permanente de desgaste. Os resultados com lixas de vidro #80 e lixas de alumina # 80 são mostrados nas Figura 18 e Figura 19.

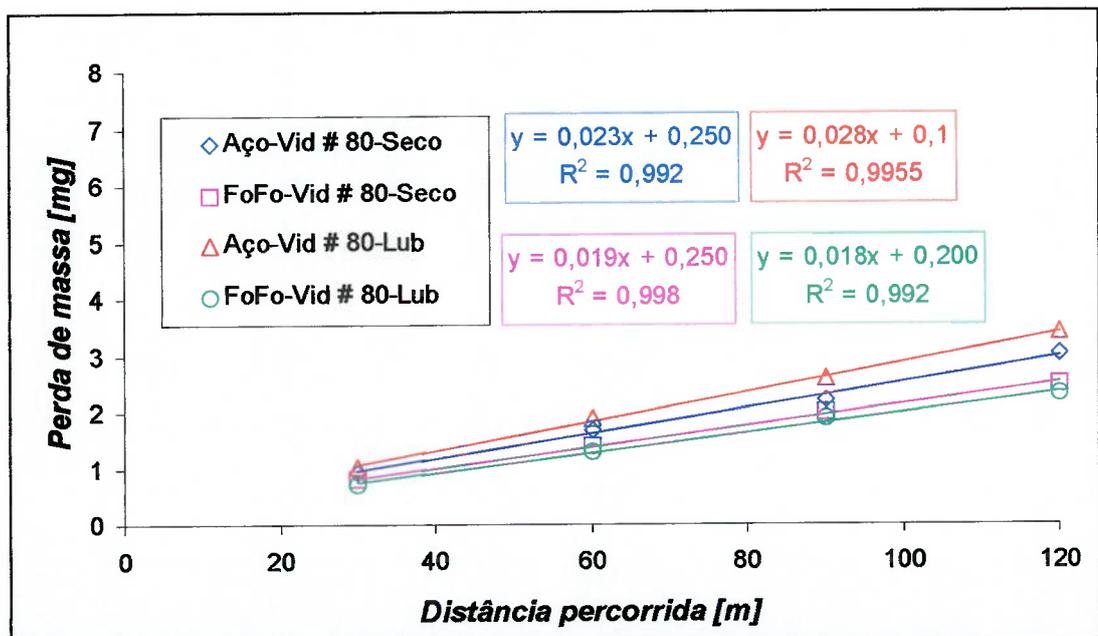


Figura 18: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de vidro grana #80

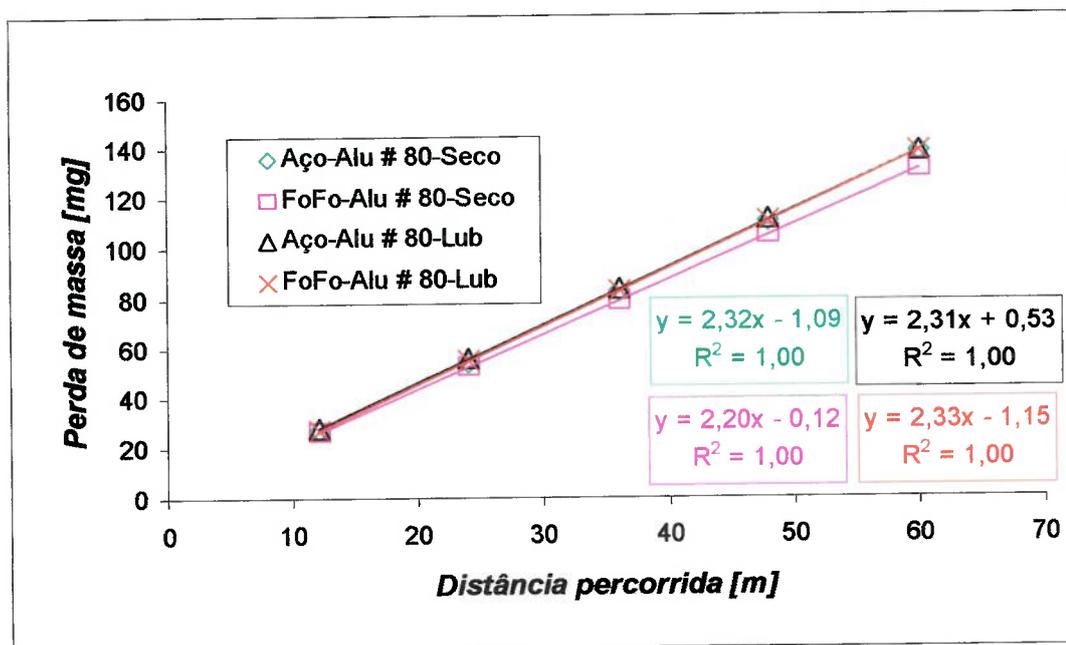


Figura 19: Evolução da perda de massa com a distância percorrida para ensaios com lixas de alumina grana #80

Pode-se notar que o coeficiente de determinação para as curvas de perda de massa em função da distância percorrida foi muito próximo de 1. Isso permite dizer que as diferenças de desempenho detectadas pelos ensaios são estatisticamente significativas, tanto pela pequena dispersão de valores de perda de massa quanto pela regularidade do comportamento ao longo dos diversos períodos de ensaio.

As diferenças de perda de massa mostradas nas figuras anteriores em função das diversas variáveis estudadas no trabalho (aço e ferro fundido, lixas de alumina e vidro, granulometrias # 220 e # 80, ensaios conduzidos com e sem lubrificação) serão discutidas mais adiante.

5.2.2 Taxas de desgaste

Na Tabela 6, apresentam-se os valores médios de taxas de desgaste referentes aos ensaios realizados com lixas de alumina.

Tabela 6: Taxas de desgaste $\times 10^{-5}$ dos aços e ferros fundidos ensaiados com lixas de alumina com pressão nominal de 2,83 MPa

Material	Tamanho de Grão	Condição	
		Seco	Lubrificado
Aço	# 80	4,16 \pm 0,07	4,23 \pm 0,09
	# 220	2,71 \pm 0,08	2,93 \pm 0,04
Ferro fundido	# 80	4,45 \pm 0,16	4,54 \pm 0,07
	# 220	2,70 \pm 0,06	2,93 \pm 0,07

As análises que se seguem são feitas por comparações estatísticas, baseadas em testes “t”, para diferenças entre médias com um nível de confiança de 95%.

Nota-se que ocorre um aumento sistemático nas taxas de desgaste com a presença de lubrificante. Contudo, esse aumento foi pequeno, sendo encontradas diferenças significativas apenas nos ensaios conduzidos com abrasivos de menor tamanho, da ordem de 8 %, para ambos materiais. Esse resultado difere fortemente do obtido por Torrance e D’Art [4], onde a aplicação de lubrificante aumentou os valores de taxas de desgaste em até 3 vezes.

Da mesma forma, as variações nas taxas de desgaste entre o aço e o ferro fundido foram pequenas. As diferenças encontradas nas taxas de desgaste entre os dois materiais foram significativas apenas nos ensaios conduzidos com lixas grana #80, por volta de 7%, em ambas condições: seco e lubrificado. Esses resultados diferem dos obtidos por Restrepo [30] em esclerometria pendular instrumentada. As condições de ensaio adotadas naquele trabalho (esforços da ordem 1000 MPa e grandes deformações acompanhadas de altas velocidades de deformação), possivelmente justificam essa diferença.

Os ensaios mostraram também que os abrasivos maiores levaram a aumento nas taxas de desgaste da ordem de 50% em relação a abrasivos de tamanho menor.

Na Tabela 7, apresentam-se os valores médios de taxa de desgaste referentes aos ensaios realizados com lixas de vidro.

Tabela 7: Taxas de desgaste $\times 10^{-5}$ dos aços e ferros fundidos ensaiados com lixas de vidro com pressão nominal de 2,83 MPa

Material	Tamanho de Grão	Condição	
		Seco	Lubrificado
Aço	# 80	0,038 \pm 0,014	0,063 \pm 0,016
	# 240	0,003	0,003
Ferro fundido	# 80	0,036 \pm 0,012	0,035 \pm 0,012
	# 240	0,003	0,003

Nota-se novamente que o emprego de lubrificação e a mudança de material exercem pouca influência sobre as taxas de desgaste, exceto para o ensaio do aço com grão oitenta. Esse resultado permanece ainda sem explicação.

Acontece, entretanto um expressivo aumento nas taxas de desgaste, quando mudado o tamanho de abrasivo para ambos os materiais. Essas diferenças serão discutidas mais adiante.

5.2.3 Taxa de desgaste e Relação H_a/H_m

Na Figura 20, resumem-se os resultados apresentados nas tabelas anteriores em função da razão entre a dureza do abrasivo (H_a) e dureza do material (H_m) para os ensaios a seco. A razão $H_a/H_m = 1$, mostrada nessa figura representa a relação entre a dureza do vidro e do material ensaiado e a razão $H_a/H_m=3$ representa a relação entre a dureza da alumina e dureza do material.

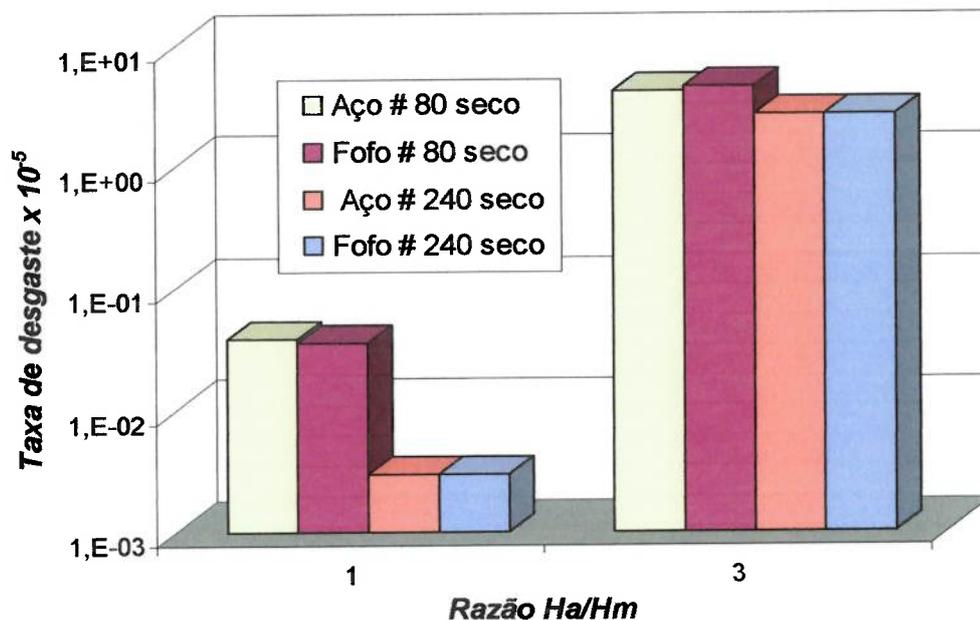


Figura 20: Valores de taxas de desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para ensaios realizados a seco

Nota-se que a mudança do tipo de abrasivo, do vidro para a alumina, resulta numa significativa elevação nas taxas de desgaste. Os ensaios feitos com alumina atingem taxas de desgaste cerca de duas a três ordens de grandeza maiores que os ensaios realizados com lixas de vidro. Essa evidência sugere que os ensaios são feitos realmente sob dois regimes de desgaste: severo e moderado.

Nota-se que a mudança no tamanho do abrasivo afeta muito mais significativamente as taxas de desgaste (cerca de uma ordem de grandeza maior) no regime moderado do que no severo. Esses resultados estão de acordo com os obtidos por Pintaúde [24].

Na Figura 21, apresentam-se as taxas de desgaste médias em função da razão Ha/Hm para ensaios lubrificados.

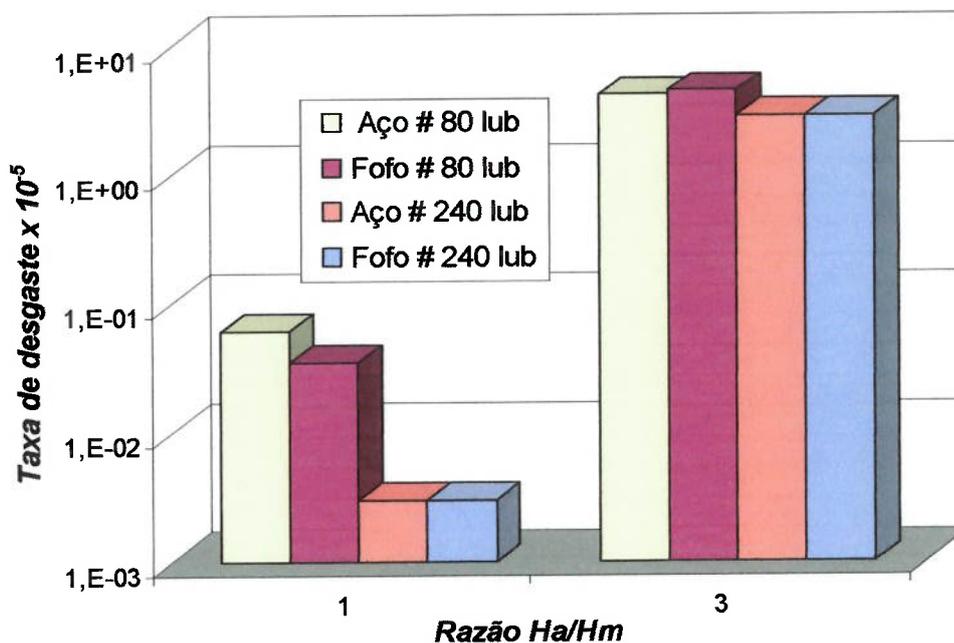


Figura 21: Valores de taxas de desgaste em função da razão Ha/Hm para ensaios lubrificadas

O gráfico da taxa de desgaste em função da razão entre as durezas do abrasivo e do material desgastado para sistemas lubrificadas apresenta comportamento semelhante ao gráfico de ensaios a seco. Mais uma vez é verificada a grande influência que a mudança no tamanho do abrasivo exerce sobre as taxas de desgaste no regime moderado. Embora haja um significativo aumento nas taxas de desgaste, da ordem de 50%, quando variado o tamanho de abrasivo no regime severo, essas diferenças se tornam desprezíveis quando comparadas com as encontradas em ensaios realizados com vidro, as quais atingem variações maiores que 1000%.

As diferenças encontradas nas taxas de desgaste, entre lixas de vidro e alumina, devem-se principalmente à alteração nos mecanismos de desgaste atuantes, que serão apresentados a seguir.

5.2.4 Mecanismos de desgaste

ENSAIOS COM LIXAS DE ALUMINA

Nas figuras 22 a 25, mostram-se as superfícies das amostras, observadas em MEV, após ensaio de desgaste com lixas de alumina.

Nesta condição de ensaio, as amostras desgastadas apresentaram-se com uma intensa deformação plástica acompanhadas de sulcos e formação de cavacos, independente do tamanho da partícula abrasiva, do material de ensaio ou da condição de lubrificação utilizadas.

Em alguns casos houve incrustação da partícula de alumina na superfície da amostra ensaiada indicando que houve quebra e/ou arrancamento de abrasivos, como pode ser visto na Figura 23.

A geração de cavacos, mostrados na Figura 22 e Figura 24, evidenciam a predominância do mecanismo de microcorte. Essa característica se justifica devido a alumina apresentar dureza aproximadamente três vezes maior que o aço ou o ferro fundido, propiciando a penetração do abrasivo na superfície encruada da amostra ensaiada.

Cabe notar, também, que os ferros fundidos apresentaram um mecanismo de dano adicional. A grafita presente nestes materiais foi sendo recoberta pela matriz durante os ensaios, sem necessariamente serem arrancadas, como mostradas nas Figuras 24 e 25.

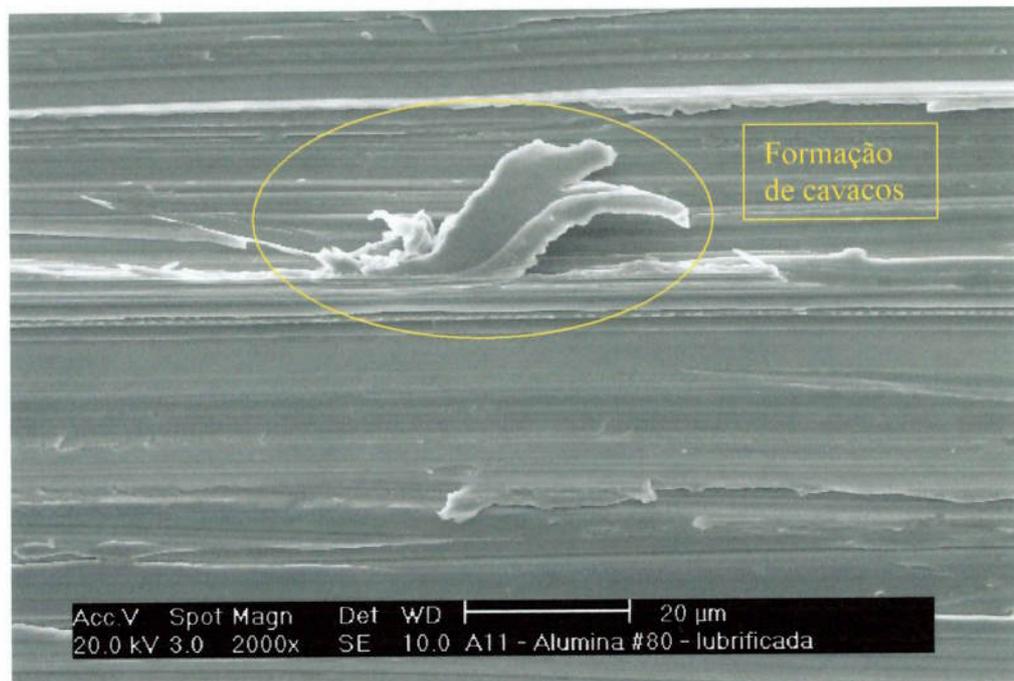


Figura 22: Superfície desgastada do aço, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de alumina #80 lubrificado

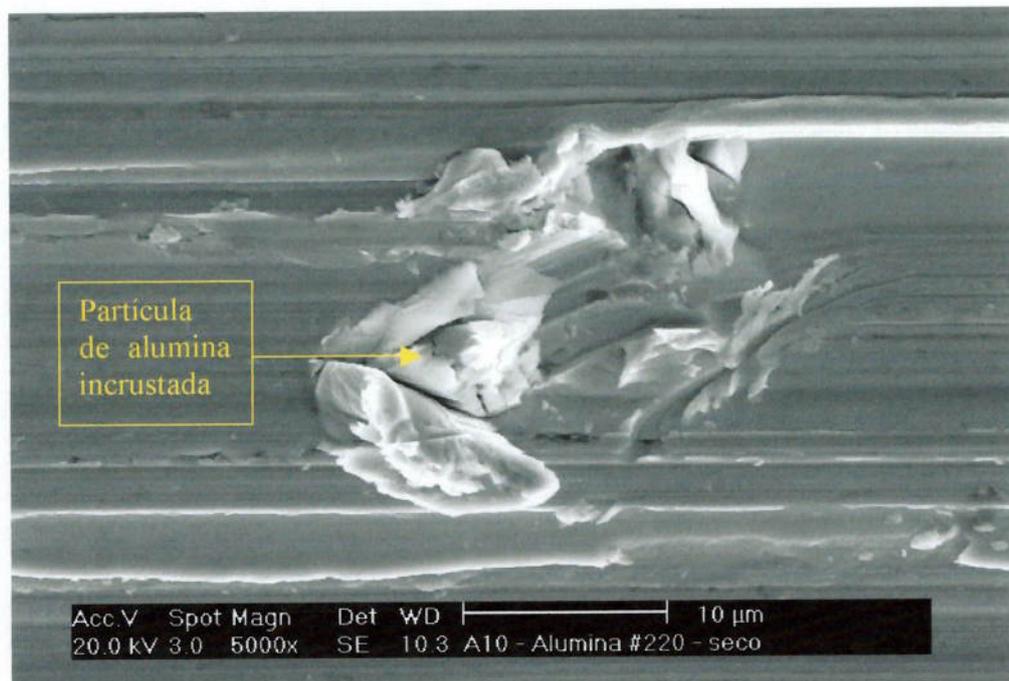


Figura 23: Partícula de alumina incrustada na superfície desgastada do aço após ensaio com lixa de alumina grana # 220 a seco (MEV)

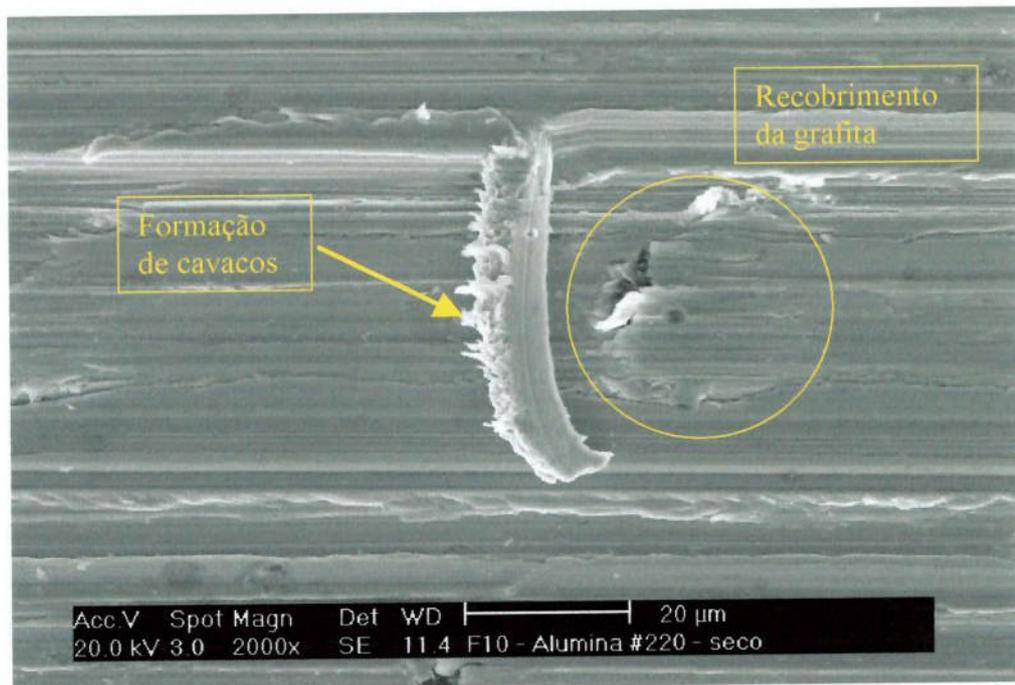


Figura 24: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em MEV, após ensaio com lixa de alumina #220 a seco

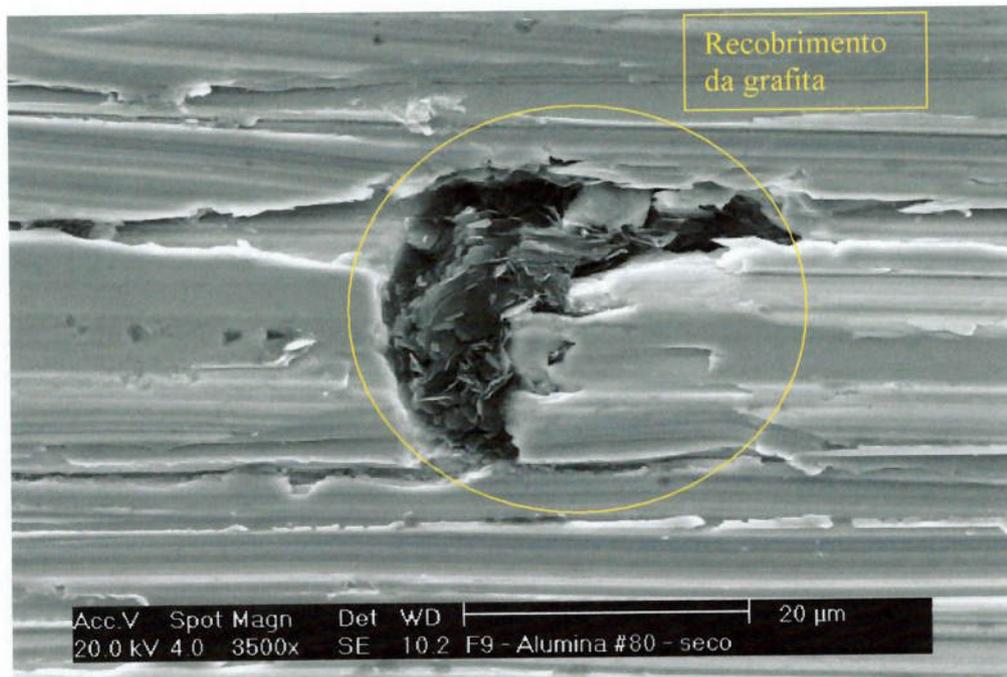


Figura 25: Detalhe do recobrimento da grafita pela matriz, observada em MEV, após ensaio com lixa de alumina #80 a seco

Nas figuras 26 a 30, apresentam-se as imagens das superfícies das lixas de alumina, antes e após ensaio de desgaste.

As imagens das lixas sem uso, mostradas na Figura 26 e Figura 28, permitem dizer que a disposição e a morfologia dos abrasivos, para ambas granulometrias se apresentam de maneira bastante heterogênea. Além disso, observam-se também algumas trincas na resina utilizada na fixação das partículas abrasivas junto ao costado de papel. Uma outra observação que pode ser feita a partir das imagens das lixas antes do ensaio, é que a densidade de abrasivos nas lixas #220 é bem maior que das lixas # 80. Isso sugere que a força específica transferida ao abrasivo mais grosseiro (lixa #80) durante os ensaios, possivelmente seja maior do que para abrasivos mais finos.

Nota-se também nas Figuras 27 e 30, a ocorrência de quebras e arrancamentos de grãos abrasivos.

As evidências de microcorte são também encontradas nas superfícies das lixas de alumina desgastadas. Tanto na lixa # 80 quanto na lixa # 220 são encontrados muitos cavacos em diversas formas (lascas, fitas, contínuos), como podem ser vistos na Figura 27, Figura 29 e Figura 30.

Nesse trabalho também se observou uma maior tendência ao acúmulo de resíduos (“*clogging*”) nas lixas com partículas abrasivas menores, como pode ser visto na Figura 29. As lixas de granulometria menor, por apresentarem maior densidade de abrasivos em relação às lixas mais grosseiras, ou seja, menor distância entre grãos, tem maior tendência em acumular os resíduos dos ensaios.

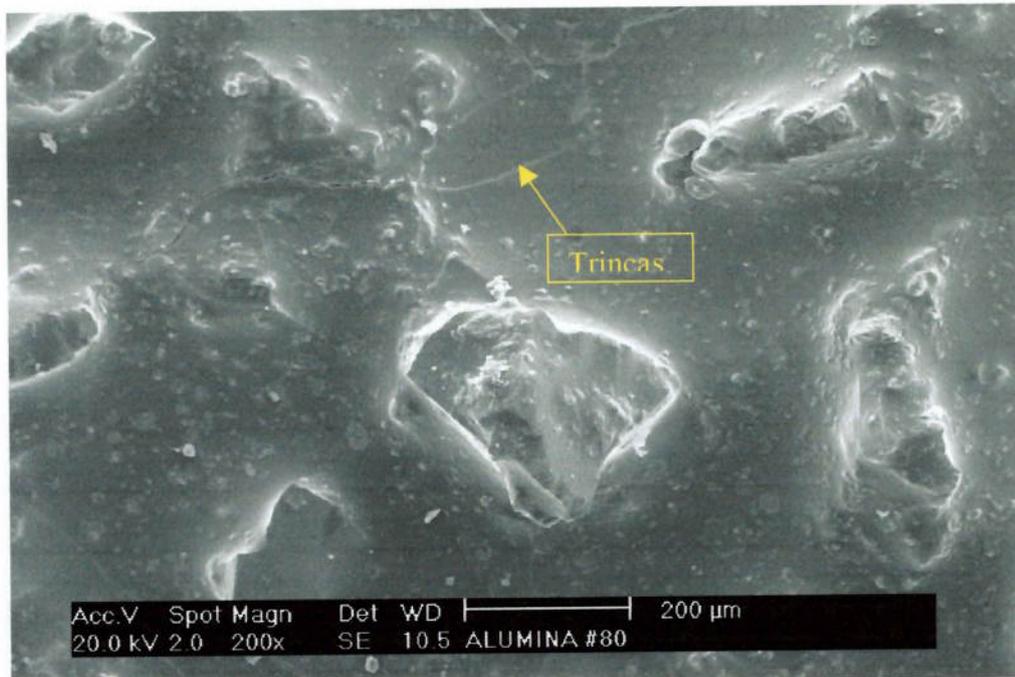


Figura 26: Imagem da superfície da lixa de alumina # 80 observada em MEV

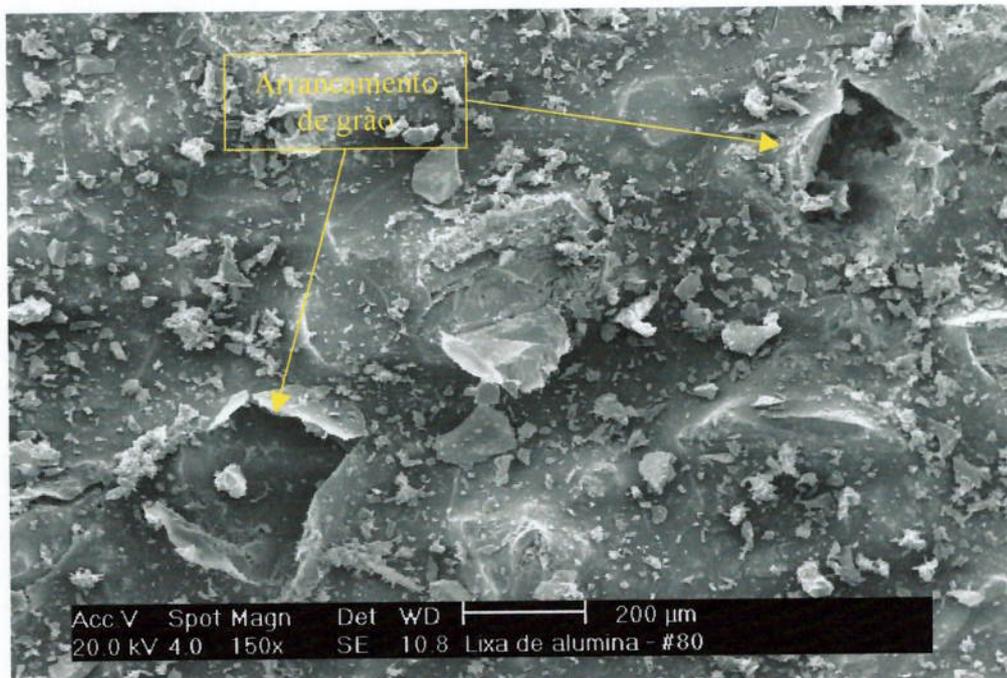


Figura 27: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina grana # 80, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco

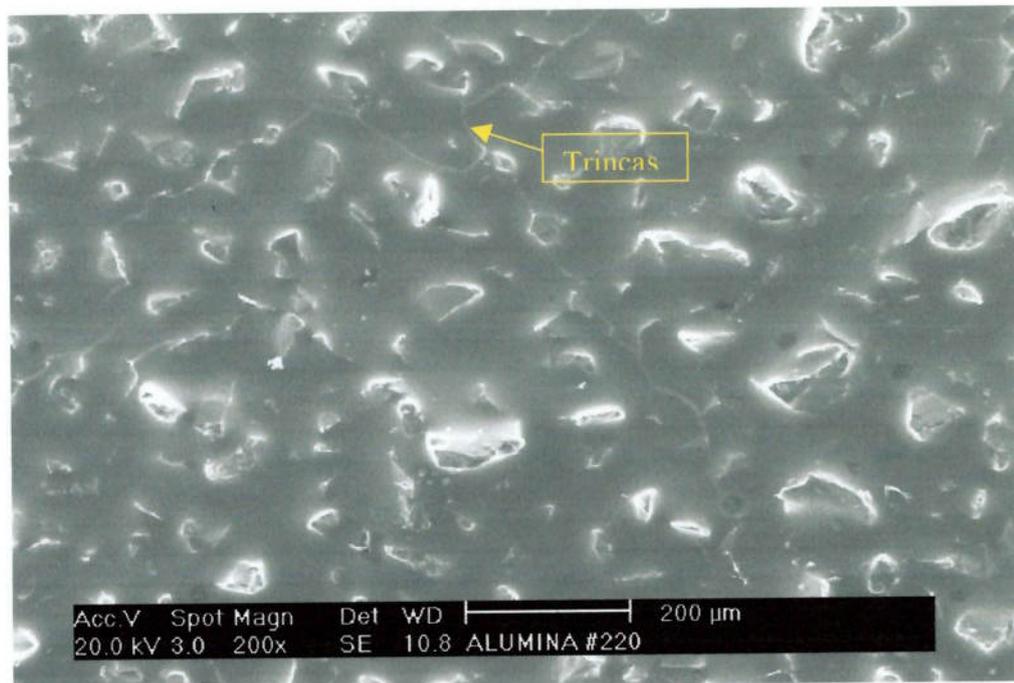


Figura 28: Imagem da superfície da lixa de alumina # 220 observada em MEV

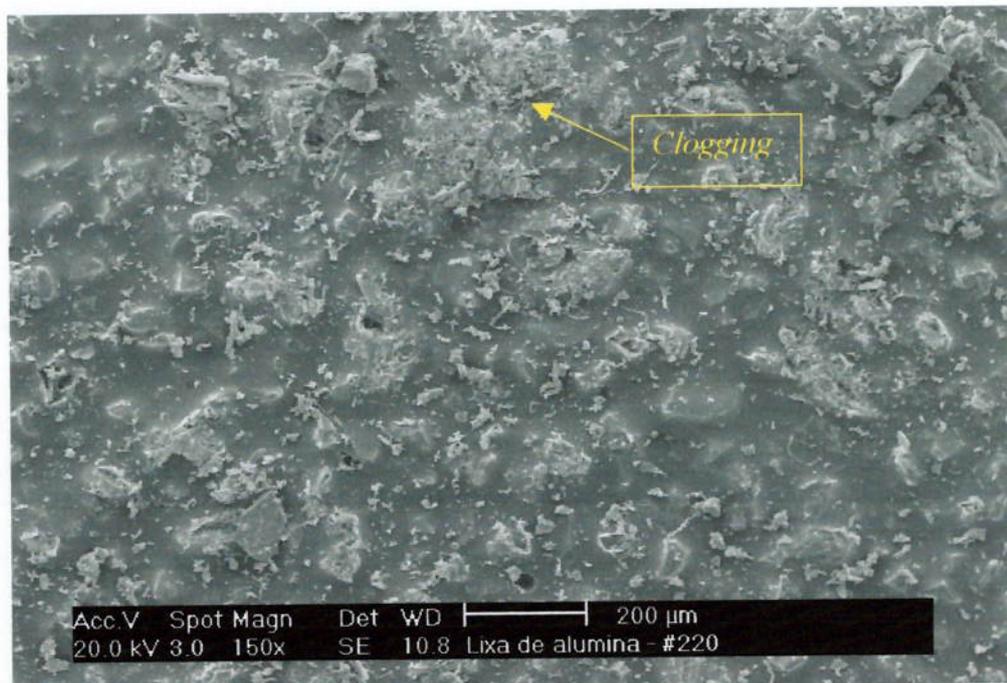


Figura 29: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina grana # 220, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco

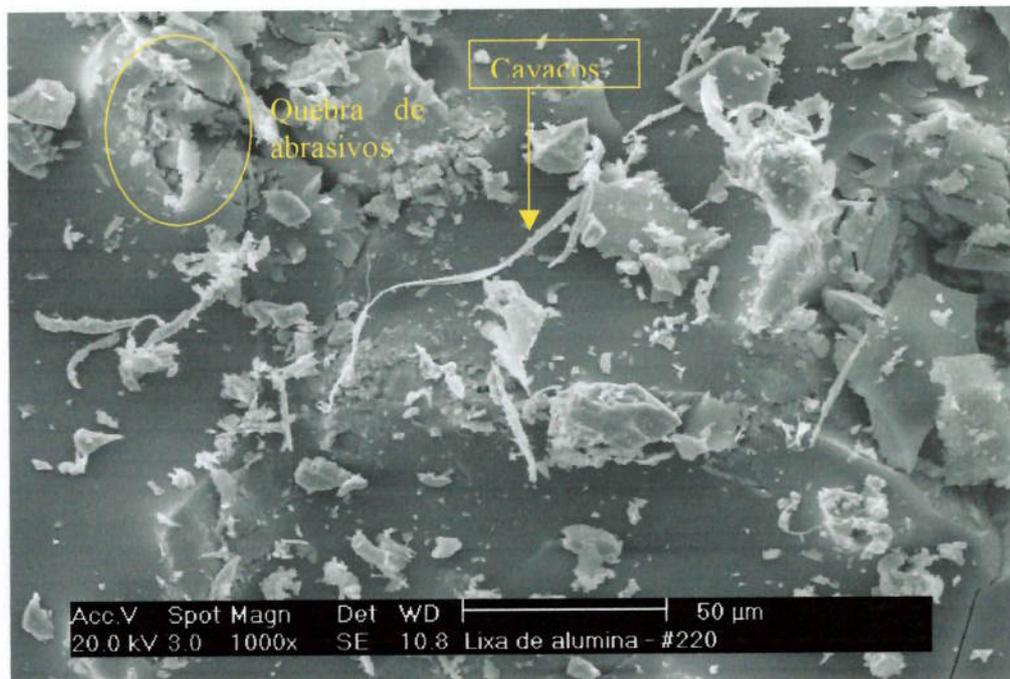


Figura 30: Partículas de desgaste na superfície da lixa de alumina # 220, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco

As altas taxas de desgaste obtidas nos ensaios com lixas de alumina em relação aos ensaios com lixa de vidro são associadas aos mecanismos de microcorte, evidenciados tanto nas superfícies das lixas quanto nas superfícies dos pinos desgastados. Como dito na revisão, o microcorte, dos mecanismos controlados por deformação plástica é o mais efetivo na remoção de material.

Expõem-se a seguir as discussões sobre as variações observadas referentes à mudança no tamanho de grão.

Reporta-se na literatura que as taxas de desgaste são influenciadas pelo tamanho das regiões deformadas pelos grãos abrasivos, uma vez que para o mesmo material, a tensão de escoamento num pequeno volume é maior do que em um volume maior[7, 20]. Ou seja, as regiões deformadas por abrasivos menores têm menor volume de deformação que as deformadas por abrasivos maiores.

Esta explicação encontra apoio nos estudos de dureza instrumentada [35]. Nestes estudos verificou-se que o valor medido de dureza aumenta com a diminuição

da carga aplicada. A explicação para esse fenômeno é que a medida que a carga aplicada diminui, o volume afetado pelo penetrador diminui e o número de discordâncias disponíveis para a deformação plásticas nesse volume também diminui, levando a elevação da tensão de escoamento e, portanto, a dureza.

Uma outra explicação, dada por Sin e colaboradores [19], mostra que as diferenças encontradas nas taxas de desgaste podem ser decorrentes dos abrasivos de pequeno tamanho serem naturalmente mais rombudos, ou seja, a possibilidade de que as mesmas ofereçam ângulos de ataques apropriados para corte é menor. Daí se deve provavelmente a intensificação do desgaste para maiores tamanhos de grão.

ENSAIOS COM LIXAS DE VIDRO

Quando o abrasivo utilizado foi o vidro, diferentemente dos ensaios com alumina, não se observaram sinais de microcorte nas superfícies desgastadas, conforme mostrados na Figura 31 e na Figura 32.

As superfícies das amostras se apresentaram com uma intensa deformação plástica e novamente nos ferros fundidos, a grafita foi sendo recoberta pela matriz durante os ensaios de desgaste. As amostras ensaiadas com abrasivos maiores apresentaram-se com deformação plástica mais acentuada do que as ensaiadas com abrasivos menores, como pode ser visto na Figura 31 e Figura 32.

Buscou-se por análise dos elétrons retroespalhados, os nódulos de grafita abaixo da camada encruada. Entretanto esta técnica não foi capaz de detectar os nódulos.

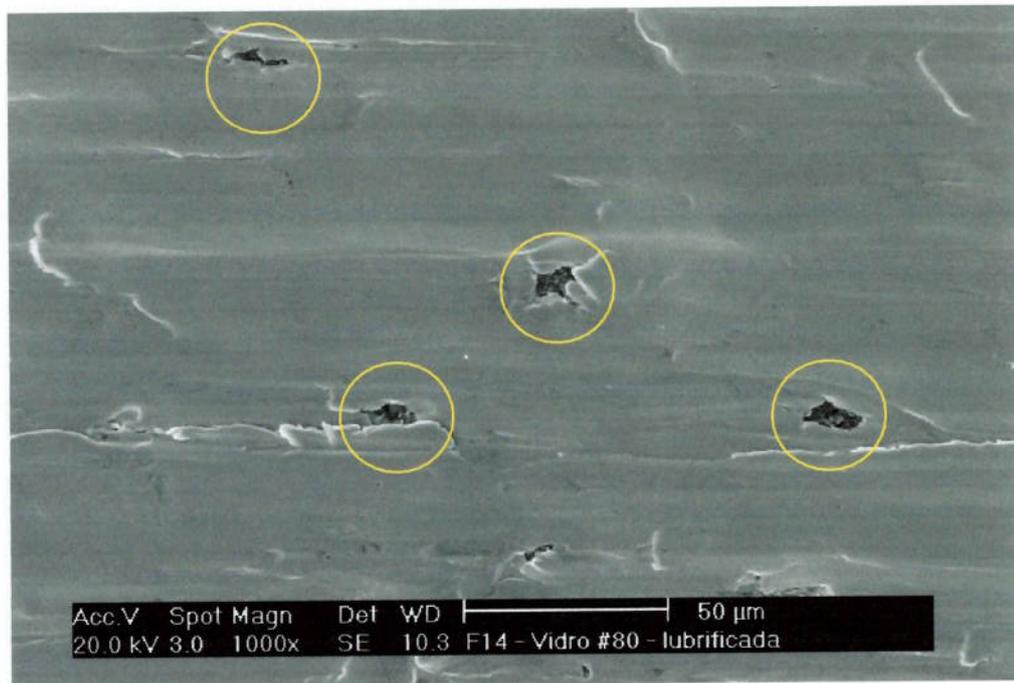


Figura 31: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de vidro #80 lubrificada

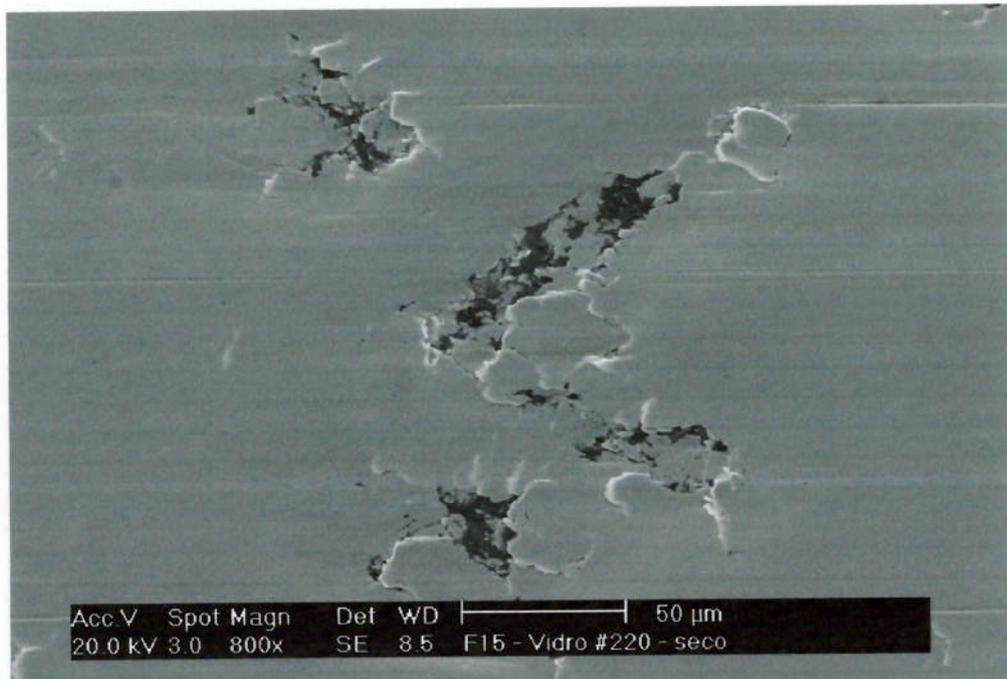


Figura 32: Superfície desgastada do ferro fundido, observada em microscopia eletrônica de varredura, após ensaio com lixa de vidro #240 a seco

Nas figuras 33 a 36, apresentam-se as imagens das superfícies das lixas # 240 e # 80 antes e após o uso.

Nota-se que a disposição dos grãos de vidro nas lixas fornecem uma angulosidade pequena, no sentido de que a exposição de cantos vivos é baixa, como mostrado na Figura 33 e Figura 35. Observa-se também que os abrasivos apresentam-se com morfologias bastante diferentes.

É possível também observar a presença de debris de desgaste aderidos à superfície da lixa abrasiva de vidro, com visto na Figura 34 e Figura 36, porém em quantidades muito menores em relação as lixas de alumina, sugerindo uma menor remoção de material nesta condição.

Não foram verificados debris de desgaste em forma de cavacos nas superfícies das lixas; mais uma evidência que não houve microcorte das amostras nesta condição de ensaio.

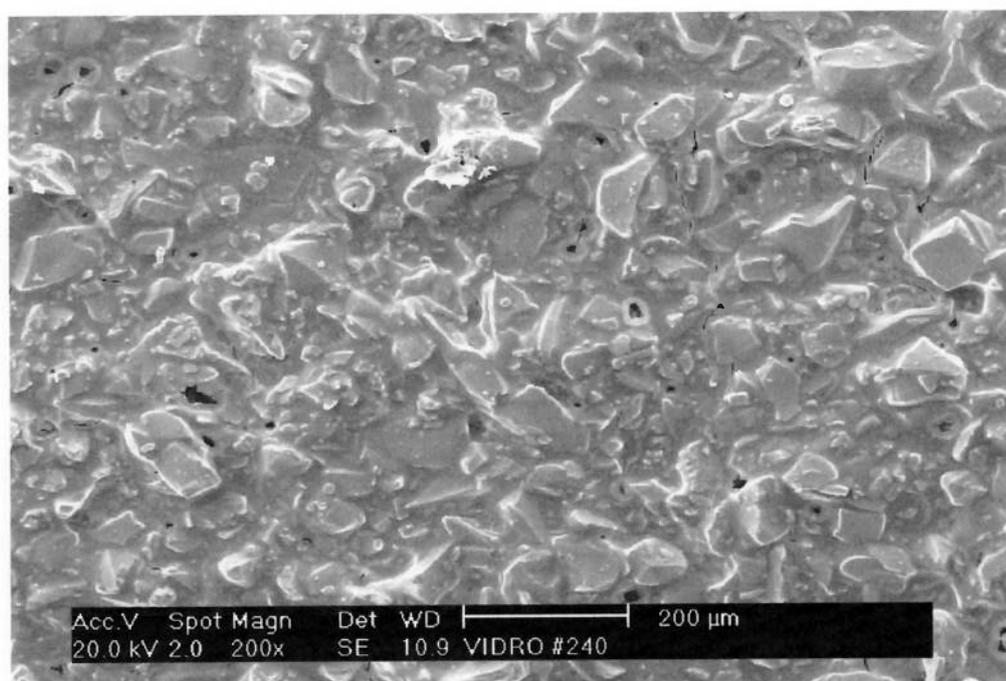


Figura 33: Imagem da superfície da lixa de vidro # 240 observada em MEV

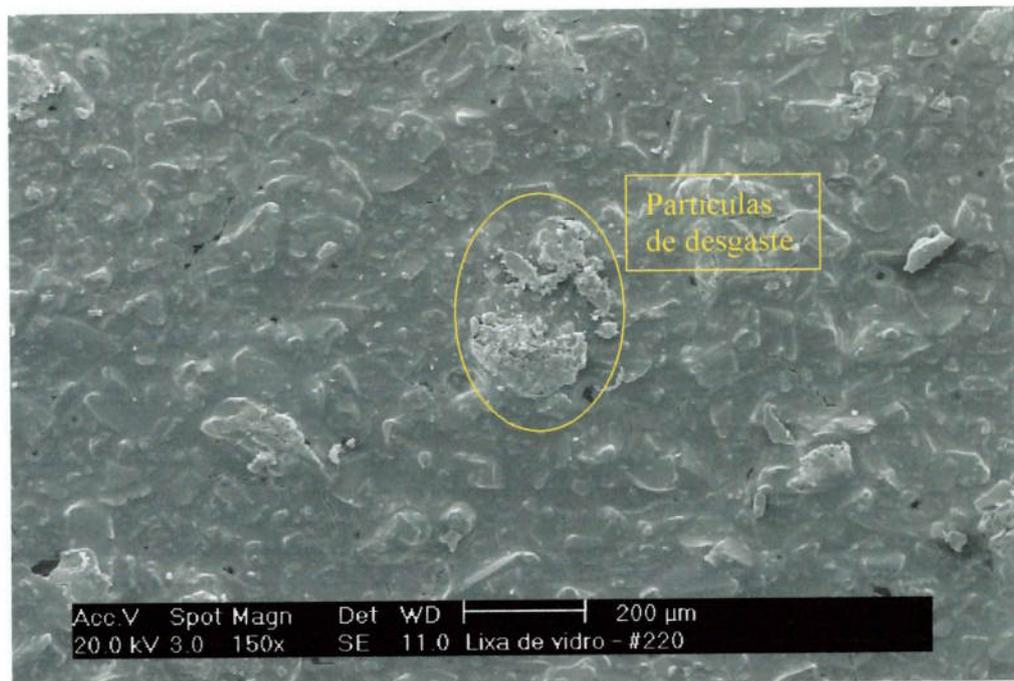


Figura 34: Superfície da lixa de vidro # 240, em ferro fundido a seco (após ensaio)

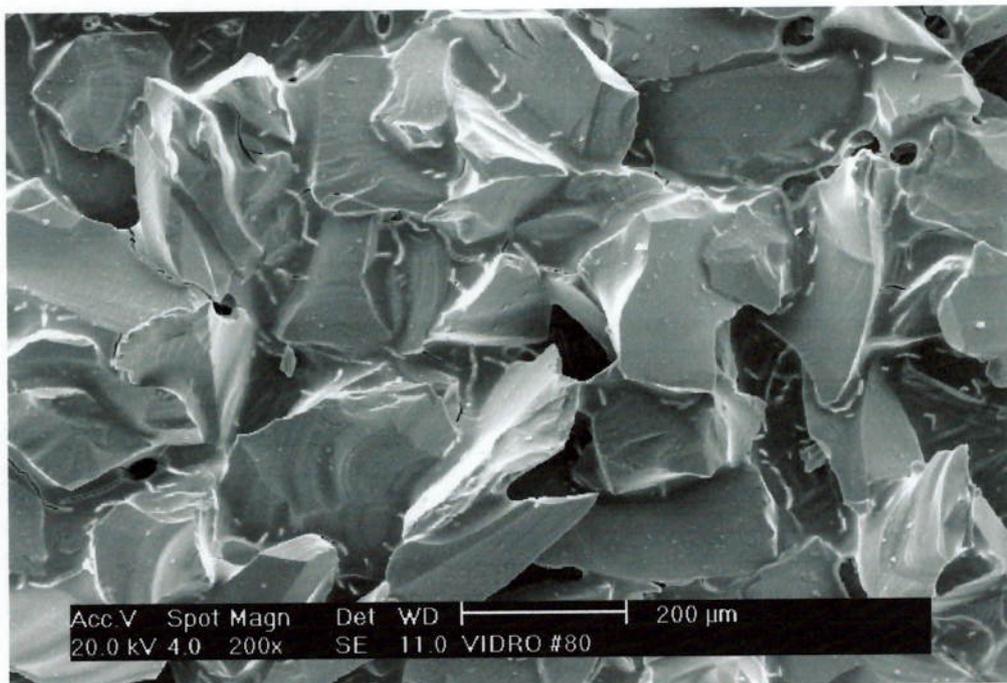


Figura 35: Imagem da superfície da lixa de vidro # 80 observada em MEV

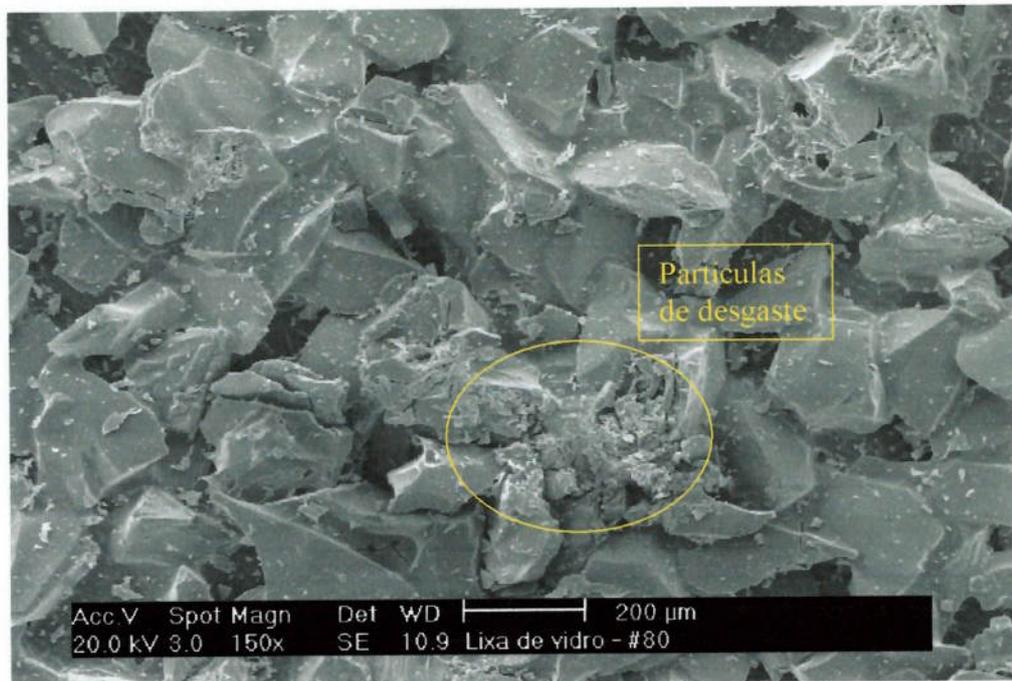


Figura 36: Superfície da lixa de vidro grana # 80, observada em MEV, após ensaio em ferro fundido a seco

Na Figura 37, apresentam-se novamente as imagens da superfície do ferro fundido antes e após o ensaio de desgaste, para uma melhor análise do recobrimento da grafita. A imagem da esquerda corresponde a amostra de ferro fundido preparada metalograficamente e atacada por meio de reativo de Nital 1 %, observada em microscópio óptico. A imagem da direita se refere a uma amostra de ferro fundido, após ensaio com 20 lixas de vidro de grana # 80 com lubrificação, observada em MEV. Imagens com aproximadamente mesmo aumento.

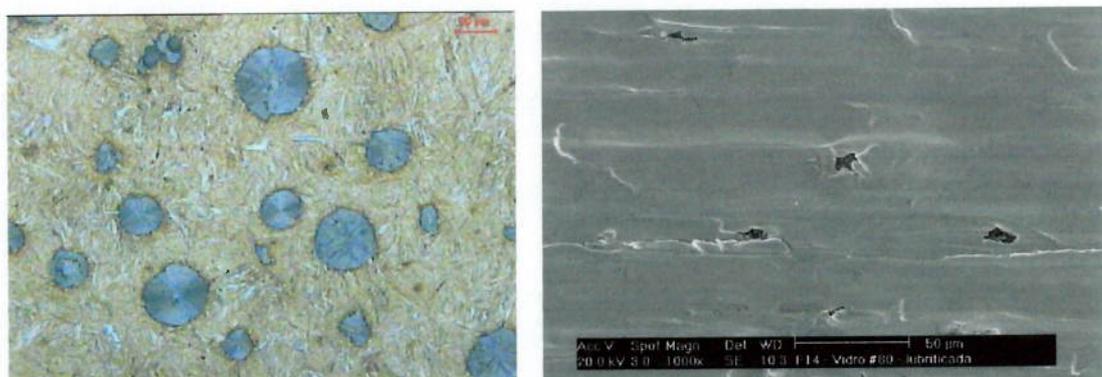


Figura 37: Superfícies da amostra de ferro fundido, antes e após ensaio de desgaste. Imagens com aproximadamente mesmo aumento

A comparação das imagens da Figura 37, permite ilustrar o grau de desaparecimento da grafita com o ensaio de desgaste. Nota-se que os nódulos de grafita são recobertos pela matriz. Possivelmente, a ação lubrificante da grafita ficou bastante limitada, decorrente desse recobrimento.

Expõem-se a seguir as discussões sobre as variações observadas referentes à mudança no material ensaiado e do tamanho do abrasivo.

As pequenas diferenças encontradas nas taxas de desgaste entre o aço e o ferro fundido podem ser atribuídas aos níveis de esforços impostos no ensaio de pino-contralixa. Nestes ensaios, como as interações são mais superficiais, provavelmente o nível de esforços impostos aos experimentos não foi elevado o suficiente para que o efeito de entalhe da grafita aparecesse.

Luo e colaboradores [28] também encontraram diferenças pouco significativas nas taxas de desgaste entre ferro fundido nodular e um aço de alto carbono ensaiados em abrasão a dois corpos. Porém para esses autores, quando ensaiado em condições de abrasão a três corpos com impacto, a presença de grafita gerou um aumento significativo do desgaste atribuído à indução de trincas na região vizinha a superfície.

As diferenças encontradas nas taxas de desgaste com a variação do tamanho do abrasivo para os ensaios realizados com lixas de vidro são atribuídos ao nível de deformação proporcionado pelas diferentes granulometrias.

Em ensaios interrompidos com lixas de vidro, verificou-se que a dureza da superfície encruada, medida de topo, foi sempre maior para abrasivos de tamanho maior, conforme mostrado na Figura 38.

Essas observações não foram possíveis em seção transversal devido a pequena espessura da camada encruada com ambos tamanhos de abrasivos utilizados.

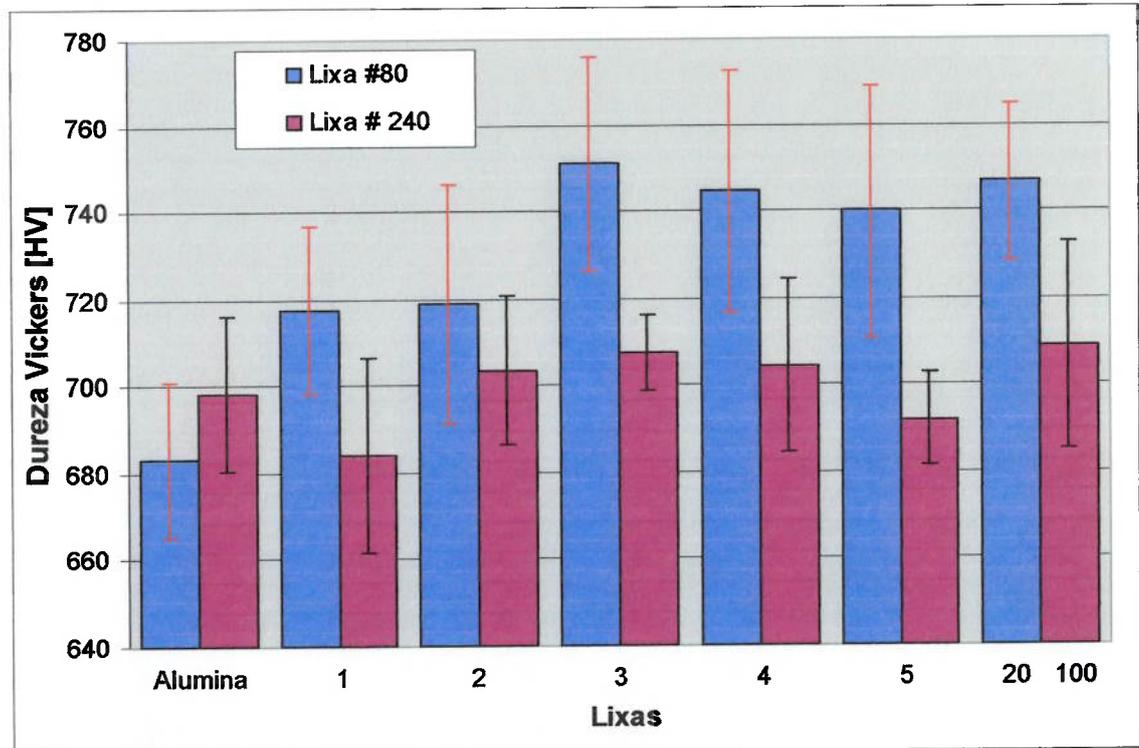


Figura 38: Valores de dureza medidos na superfície das amostras de aço ensaiadas a seco com lixas de vidro. Assentamento com lixa de alumina # 600

No gráfico da Figura 38, pode-se observar que nos ensaios conduzidos com lixas # 240 o nível de dureza obtido através do assentamento com lixa de alumina não foi alterado com o ensaio, mesmo após 100 lixas. Isso não aconteceu para os ensaios com lixas # 80, mas a partir da terceira lixa ensaiada, o nível de dureza obtido na superfície não foi alterado com as lixas subsequentes.

Os maiores valores de dureza obtidos com lixas # 80 indicam que para uma mesma distância de abrasão, a superfície que esteve em contato com o abrasivo mais grosseiro está mais próximo do limite de ruptura do material, justificando as maiores taxas de desgaste nessa condição. Nos ensaios realizados com lixas de vidro, o

mecanismo provável de remoção de material foi a fadiga de baixo ciclo. Esse mecanismo se torna mais efetivo à medida que o nível de deformação é intensificado, devido a uma diminuição do número de ciclos necessários para que o material atinja a tensão crítica de fadiga.

5.2.5 Influência da lubrificação

A influência da lubrificação nos ensaios de desgaste abrasivo realizados com lixas # 80 é mostrada na Figura 39.

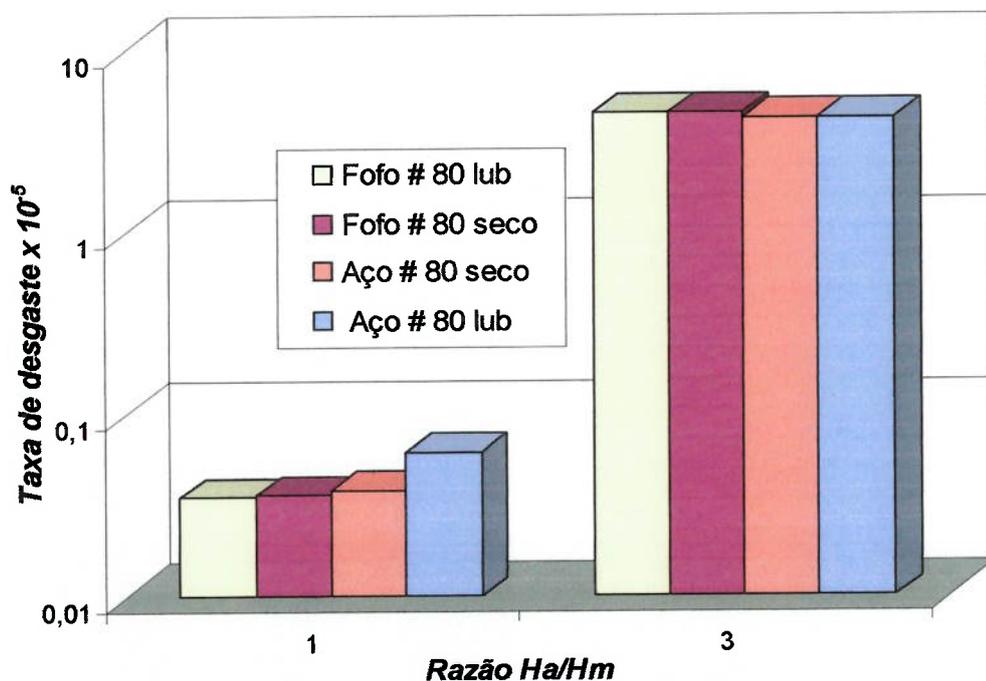


Figura 39: Valores de taxas desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para lixas grana #80

Nota-se que a lubrificação parece não exercer influência significativa sobre as taxas de desgaste, exceto para o aço ensaiado com lixa de vidro. Nos ensaios conduzidos com lubrificação, as taxas de desgaste nos dois regimes, para ambos materiais, não são alterados em relação aos ensaios a seco.

Na Figura 40, mostra-se a influência da lubrificação nos ensaios feitos com lixas grana # 240.

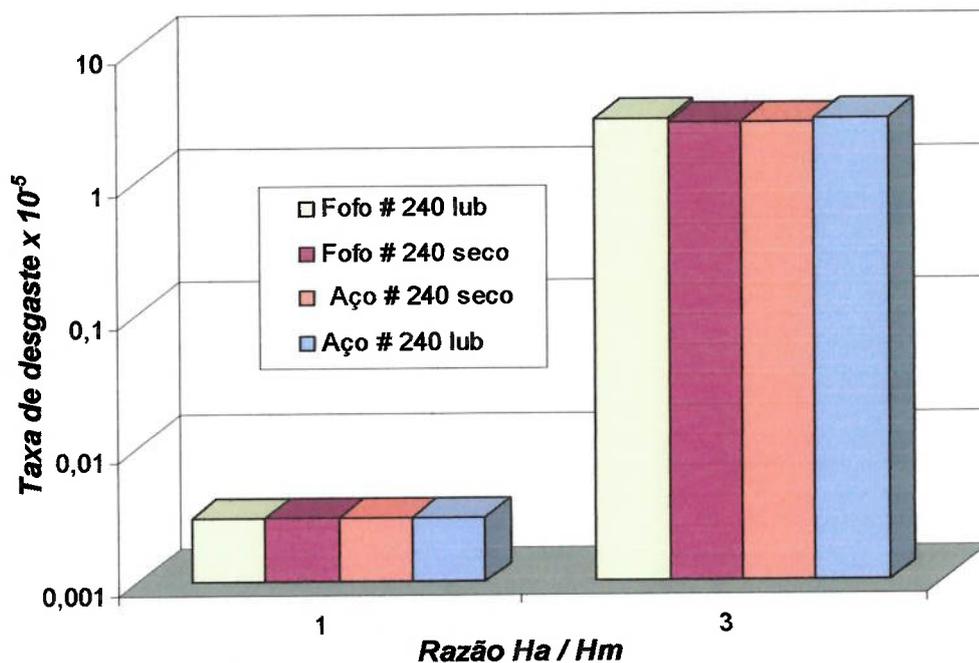


Figura 40: Valores de taxas desgaste em função da razão entre dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para lixas grana #240

A diminuição do tamanho do abrasivo não alterou o comportamento das curvas. Novamente, a lubrificação aparentemente não exerceu grande influência sobre as taxas de desgaste, em ambos regimes de desgaste. Esse resultado difere do trabalho de Torrance e d'Art [4] que obteve taxas de desgaste até 3 vezes maiores com a aplicação de lubrificante em ensaio de pino contra lixa. Fica a dúvida se esse é um resultado que realmente contradiz os resultados de Torrance e d'Art [4], ou se as condições adotadas nos ensaios, como carga, velocidade, tipo de óleo, tipo de ensaio, foram as responsáveis pela ineficácia do lubrificante sobre as taxas de desgaste.

Porém, os resultados obtidos por Kayaba e colaboradores [11], reproduzidos na *Figura 41*, através de ensaios de riscamento conduzidos com e sem lubrificação, auxiliam a compreender os resultados obtidos nesse trabalho. Na *Figura 41* são apresentadas as taxas de desgaste em função da profundidade de penetração e os mecanismos de desgaste observados nas condições lubrificadas e seco.

De acordo com o trabalho de Kayaba e colaboradores [11] dependendo da região analisada, ensaios secos e lubrificados apresentam a mesma taxa de desgaste, principalmente para regiões com predominância de microcorte associado com maiores níveis de penetração.

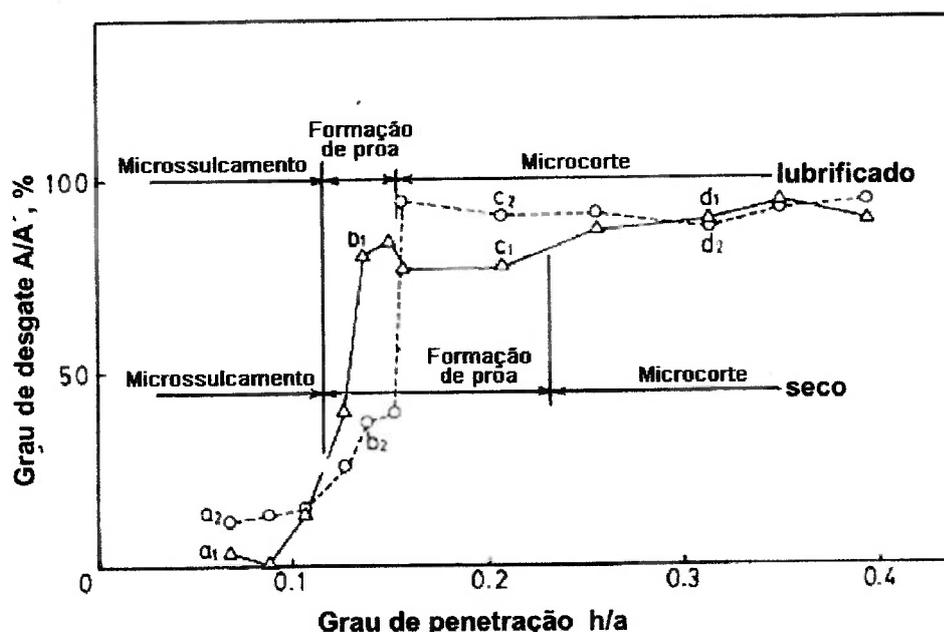


Figura 41 : Variação na taxa de desgaste em função do grau de penetração para ensaio de riscamento de um pino de aço temperado contra superfície plana de aço 0,45 % C; A = área da secção desgastada; A' = área da secção do sulco). A linha cheia representa os ensaios feitos a seco, e a tracejada os ensaios lubrificados [11]

A principal diferença entre os ensaios feitos nesse trabalho, em relação aos ensaios feitos por Torrance [4] e Hokkirigawa [14], é justamente a pressão nominal de contato, que no presente trabalho é significativamente maior.

Embora não se tenha um valor quantitativo do grau de penetração, talvez nesse trabalho esteja-se trabalhando com níveis de penetração maiores dos que nos trabalhos dos autores acima citados, fazendo com que o efeito da lubrificação seja diminuído conforme mostrado no gráfico de Kayaba e colaboradores [11], *Figura 41*.

5.3 Resumo sobre as taxas de desgaste

5.3.1 Ensaaios com alumina

- Mecanismos de dano e de remoção: predominantemente o microcorte, encruamento da matriz, deformação plástica e recobrimento da grafita.
- Taxas de desgaste insensíveis à variação do tipo de material e do meio.
- Variação das taxas de desgaste com mudança do tamanho do abrasivo da ordem de 40 %.

5.3.2 Ensaaios com vidro

- Mecanismo de dano: deformação plástica, encruamento, sulcamento e recobrimento da grafita.
- Mecanismo de remoção: provavelmente fadiga de baixo ciclo.
- Taxas de desgaste bem menores do que as obtidas com alumina.
- Taxas de desgaste insensíveis à mudança de material e do meio.
- Variação das taxas de desgaste com mudança do tamanho de grão, da ordem de 1000 %.

5.3.3 Vidro vs. Alumina

- Variação de 3 ordens de grandeza nas taxas de desgaste para menores tamanhos de grãos abrasivos.
- Variação de duas ordens de grandeza nas taxas de desgaste para maiores tamanhos de grãos abrasivos.
- Diferenças devidas à mudança nos mecanismos de dano e de remoção.

5.4 Coeficiente de atrito

Na Figura 42, mostra-se o gráfico da evolução do coeficiente de atrito com o tempo para os ensaios realizados em ferro fundido com lixas de alumina.

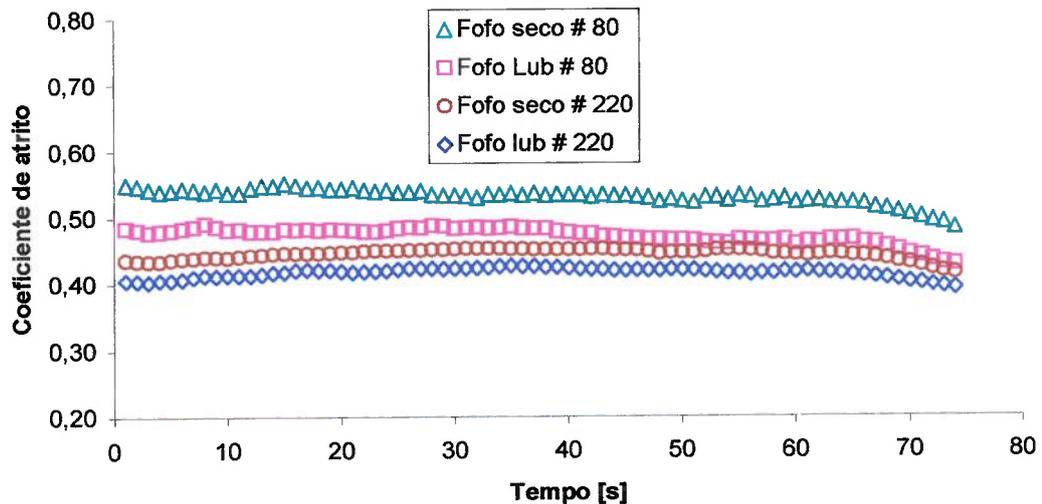


Figura 42: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para ferro fundido ensaiado com alumina

Todas as curvas apresentam uma leve tendência de queda nos valores de coeficiente de atrito nos instantes finais do ensaio. Essa queda do coeficiente de atrito pode estar relacionada com o aumento da sobreposição de contato entre o pino e a lixa abrasiva nos instantes finais do ensaio. Isso acontece devido às características construtivas e de controle do equipamento utilizado.

Observa-se que a diminuição do tamanho de abrasivo e aplicação de lubrificante, diminuem o coeficiente de atrito. Porém a diminuição do tamanho do abrasivo é mais efetiva nessa redução do que a adição de lubrificante. Além disso, os ensaios feitos com lixas # 220 resultaram numa menor dispersão no coeficiente de atrito com o tempo de ensaio.

Esses comportamentos foram também verificados para os ensaios feitos com aço, como pode ser visto na Figura 43.

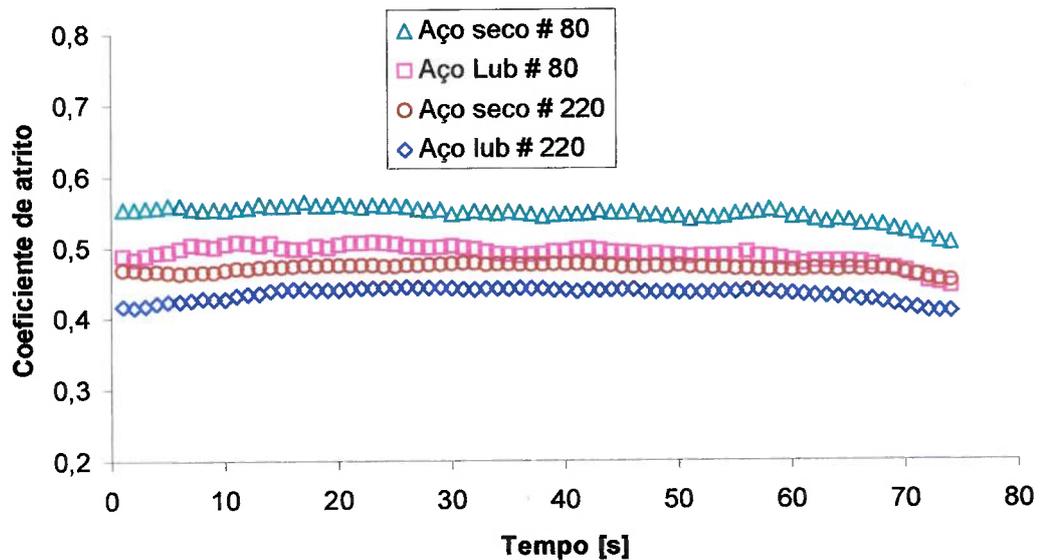


Figura 43: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para aço ensaiado com alumina

A modificação de material de ensaio não alterou o comportamento nas curvas de atrito. Novamente a mudança de tamanho de abrasivo resultou em um efeito mais significativo na redução do atrito e na diminuição da dispersão do coeficiente de atrito do que a aplicação de lubrificante.

Na Figura 44, mostra-se o gráfico da evolução do coeficiente com o tempo para ensaios realizados com vidro.

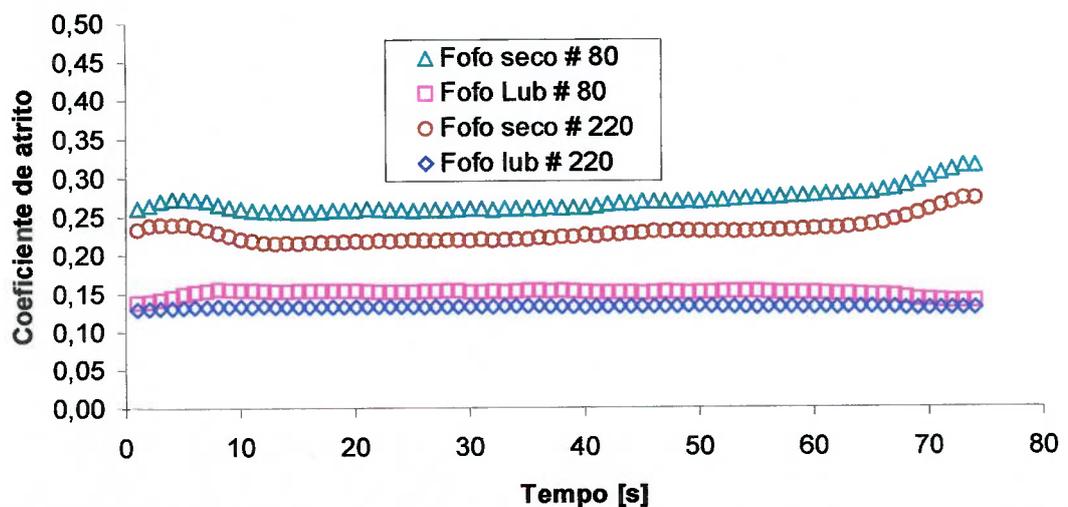


Figura 44: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo para ferro fundido ensaiado com vidro

Nos ensaios com lixas de vidro, ocorre uma acentuação na instabilidade do atrito nos instantes iniciais e finais, principalmente nos ensaios conduzidos a seco. A variação inicial na curva de coeficiente de atrito nos ensaios a seco se deve provavelmente a estabilização da velocidade tangencial já que o sistema mecânico da máquina precisa impor uma força de modo a vencer a inércia gerada pelo contato inicial entre o pino e a lixa. Os ensaios com lixas de vidro a seco são mais sensíveis a essa estabilização de velocidade.

Nestes ensaios, o aumento da sobreposição do contato entre o pino e a lixa, nos instantes finais do ensaio, provoca o aumento do coeficiente de atrito, que difere dos ensaios com alumina.

Nota-se que nos ensaios com lixas de vidro, a lubrificação passa a exercer grande influência sobre o coeficiente de atrito. Nos ensaios lubrificados, independentemente do tamanho do abrasivo utilizado, a dispersão do coeficiente de atrito com o tempo é bem menor do que nos ensaios a seco. A aplicação de lubrificante tende a diminuir essa variação, devido provavelmente a queda na força de adesão entre o abrasivo e o material desgastado. Ao contrário do que acontece nos ensaios feitos com lixas de alumina, a lubrificação agora passa a desempenhar um papel mais importante na redução do atrito do que a diminuição do tamanho de grão.

Na *Figura 45*, mostra-se o gráfico da evolução do coeficiente de atrito com o tempo para amostras de aço ensaiadas com vidro.

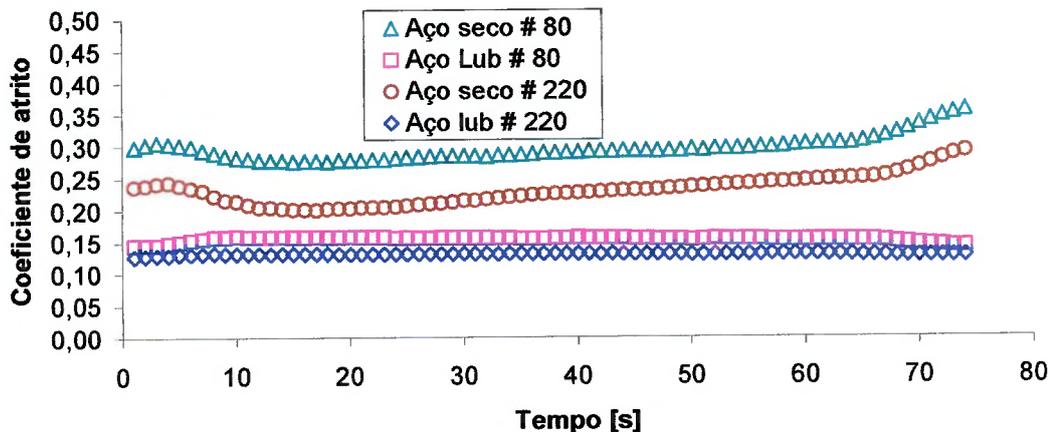


Figura 45: Evolução do coeficiente de atrito com o tempo de ensaio para aço ensaiado com vidro

A mudança de material não alterou o comportamento das curvas de atrito. Nota-se novamente que os ensaios lubrificados apresentam menor dispersão de valores ao longo do ensaio e, mais uma vez, a lubrificação apresentou efeito significativo na diminuição do coeficiente de atrito.

Na Tabela 8, apresentam-se os valores médios de coeficiente de atrito para os ensaios feitos com lixas de alumina.

Tabela 8: Valores médios de coeficiente de atrito referentes aos ensaios feitos na condição severa de desgaste (Alumina)

Material	Tamanho de Grão	Condição	
		Seco	Lubrificado
Aço	# 80	0,55 ± 0,02	0,49 ± 0,02
	# 220	0,47 ± 0,02	0,43 ± 0,01
Ferro fundido	# 80	0,53 ± 0,02	0,47 ± 0,02
	# 220	0,45 ± 0,01	0,42 ± 0,01

As diferenças encontradas nos valores de coeficiente de atrito entre o aço e o ferro fundido, para as mesmas condições de ensaio, não são estatisticamente significativas. Porém, todos os valores de atrito do ferro fundido são repetidamente menores que os do aço, para o mesmo tamanho de grão abrasivo.

Nota-se que para todas as condições de ensaio, a lubrificação diminuiu os valores de coeficiente de atrito. A diminuição do tamanho de abrasivo em todos os casos levou a uma redução do atrito.

Na Tabela 9, apresentam-se os valores médios de coeficiente de atrito para os ensaios realizados com lixas de vidro.

Tabela 9: Valores médios de coeficiente de atrito referentes a condição moderada de desgaste (vidro)

Material	Tamanho de Grão	Condição	
		Seco	Lubrificado
Aço	# 80	0,30 ± 0,02	0,15 ± 0,01
	# 240	0,23 ± 0,05	0,13 ± 0,01
Ferro fundido	# 80	0,27 ± 0,02	0,15 ± 0,01
	# 240	0,23 ± 0,03	0,13 ± 0,01

As tendências encontradas nessa tabela são semelhantes às da Tabela 8. A mudança de material (aço ou ferro fundido) tem pouco efeito no coeficiente de atrito. A grafita, pelo menos na fração volumétrica estudada nesse trabalho, não exerceu efeito lubrificante, provavelmente por ser recoberta durante os ensaios.

No entanto, a redução do atrito com a aplicação de lubrificante foi bem maior para os ensaios com lixas vidro.

5.4.1 Coeficiente de atrito e relação H_a/H_m

Na Figura 46, resumem-se os resultados apresentados nas tabelas anteriores em função da razão entre a dureza do abrasivo (H_a) e dureza do material (H_m) para os ensaios a seco. A razão $H_a/H_m = 1$, mostrada nessa figura representa a relação entre a dureza do vidro e do material ensaiado e a razão $H_a/H_m=3$ representa a relação entre a dureza da alumina e dureza do material.

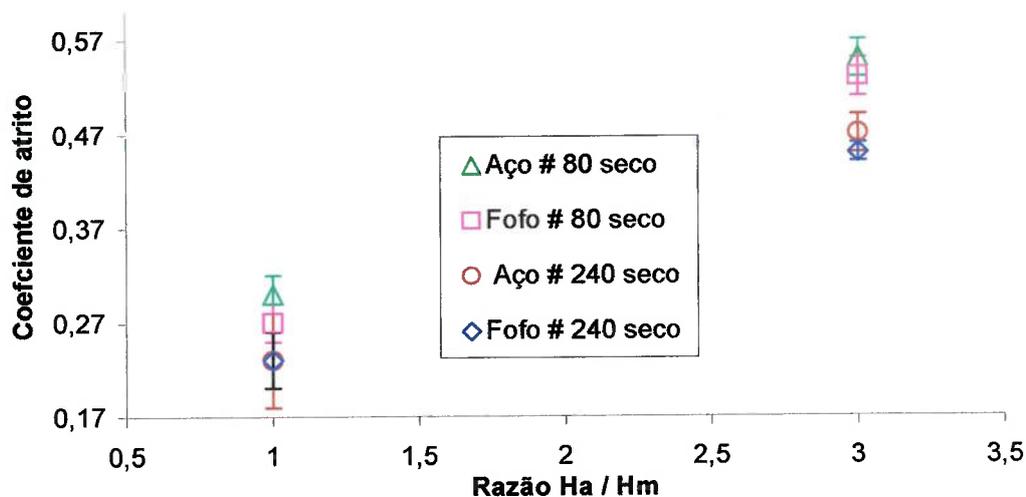


Figura 46: Variação do coeficiente de atrito médio com a razão entre a dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado (Hm) para ensaios a seco

Nota-se que os ensaios com lixas de alumina apresentaram valores de coeficiente de atrito aproximadamente duas vezes maiores do que os ensaios com lixas de vidro.

Cabe notar que os ensaios realizados com lixas de granulometria maior, também apresentaram valores de coeficiente de atrito mais elevados, independente do abrasivo utilizado (vidro ou alumina).

A variação no tamanho do abrasivo é significativa sobre os valores de coeficiente de atrito apenas nos ensaios conduzidos com lixas de alumina, ou seja, no regime severo de desgaste.

As tendências encontradas nos ensaios a seco são também verificadas nos ensaios conduzidos com lubrificação, como mostrado na Figura 47.

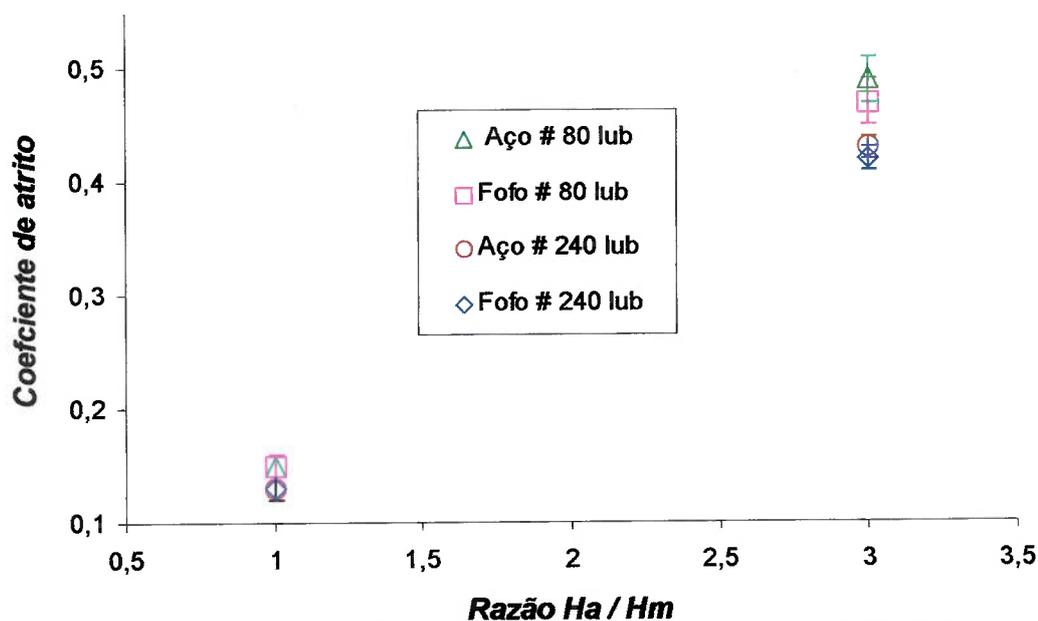


Figura 47: Variação do coeficiente de atrito médio com a razão H_a/H_m para ensaios lubrificadas

Pode-se notar a tendência do aumento do coeficiente de atrito com o aumento da dureza e do tamanho do abrasivo.

O efeito do tamanho do abrasivo é significativo para os valores de coeficiente de atrito apenas no regime severo de desgaste, situações que correspondem aos casos em que a dureza do abrasivo é suficiente maior que a dureza da superfície desgastada.

Os resultados mostrados na *Figura 46* e *Figura 47* também corroboram os obtidos por Pintaúde [24].

5.4.2 Influência da lubrificação

Na *Figura 48*, apresenta-se o gráfico da variação do coeficiente de atrito em função da dureza do abrasivo e condição de ensaio, seco ou lubrificado, para as lixas de grana # 80.

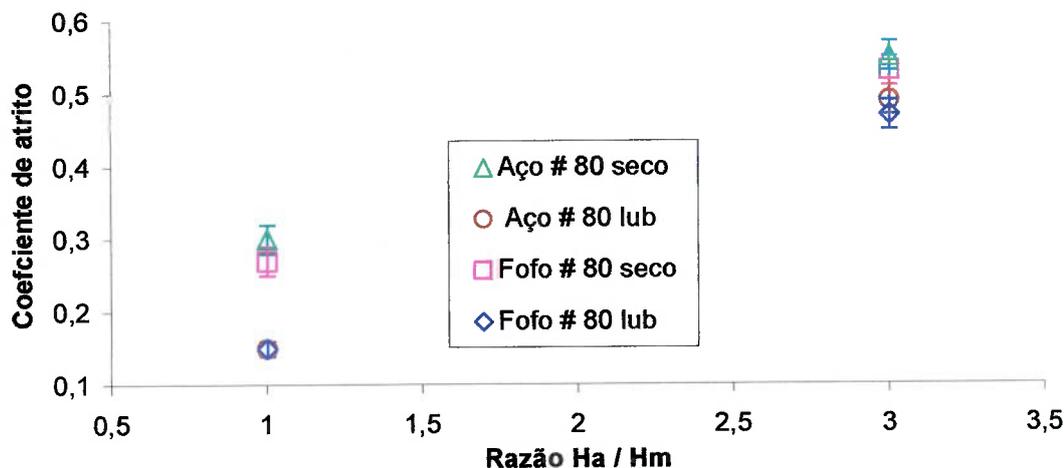


Figura 48: Variação do coeficiente com a razão entre a dureza do abrasivo (Ha) e dureza do material desgastado(Hm) para ensaios utilizando lixas grana #80

Nota-se que a lubrificação diminui o valor médio de coeficiente de atrito em ambos regimes de desgaste, porém essa redução é bem mais significativa no regime moderado de desgaste, por volta de 50 %.

Assim como nas taxas de desgaste, as diferenças encontradas nos valores de coeficiente de atrito são atribuídas à mudança nos mecanismos de desgaste.

As superfícies dos materiais ensaiadas com lixas vidro apresentaram-se sempre com uma intensa deformação plástica e sulcamento. Conjetura-se que o mecanismo de adesão possa ser preponderante no valor de coeficiente de atrito nesses casos. A aplicação de uma película lubrificante na interface abrasivo-matriz reduziria substancialmente o coeficiente de atrito devido a uma grande diminuição na componente de adesão.

Tal influência pode ser explicada com base na *Figura 49*, onde é mostrada a variação do coeficiente de atrito total, assim com o devido a adesão e a deformação, com a relação w/r (largura do sulco / raio do abrasivo).

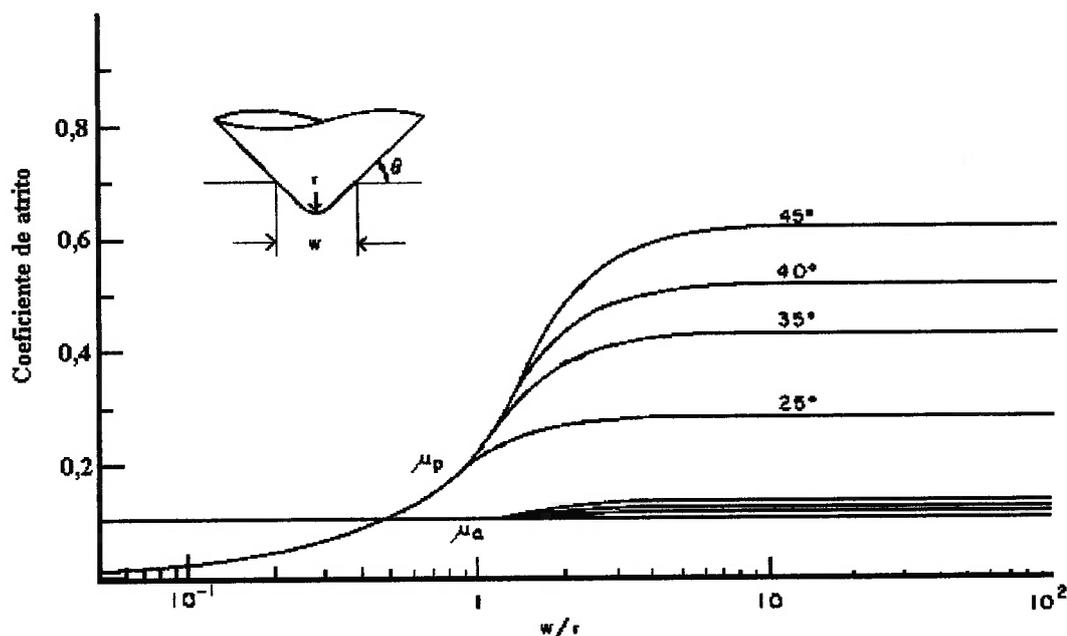


Figura 49: Variação do coeficiente de atrito com a razão w/r (largura do sulco/raio do abrasivo), segundo modelo de Sin e colaboradores [19] para abrasivos cônicos com ponta esférica

De acordo com *Figura 49*, conforme diminui-se a severidade do ensaio (menores valores de w/r), a componente de deformação do coeficiente de atrito, μ_p , passa a ser menor que a componente de adesão, μ_a . Desta forma, justifica-se porque o coeficiente de atrito para os ensaios feitos com vidro (regime moderado - w/r baixo) é mais afetado pela ação do lubrificante.

Já nos ensaios com alumina (regime severo - w/r alto), onde o microcorte e a deformação plástica são predominantes a força de adesão passa a ter menor influência nos valores de coeficiente de atrito. Essa tendência é mostrada na *Figura 49*, onde com o aumento da severidade do ensaio, maiores valores w/r , a componente de deformação do coeficiente de atrito, μ_p , passa a ser maior que a componente de adesão, μ_a , justificando a menor influência da lubrificação sobre o coeficiente de atrito nestes casos.

A influência do tamanho do abrasivo nos valores de coeficiente de atrito pode também ser explicada com base no trabalho de Tabor [26], reproduzidos na *Figura 50*, que estudou a transição dos valores de força tangencial em esclerometria linear, variando o ângulo de ataque da ferramenta de corte e a dureza ao longo do comprimento da peça a ser desgastada.

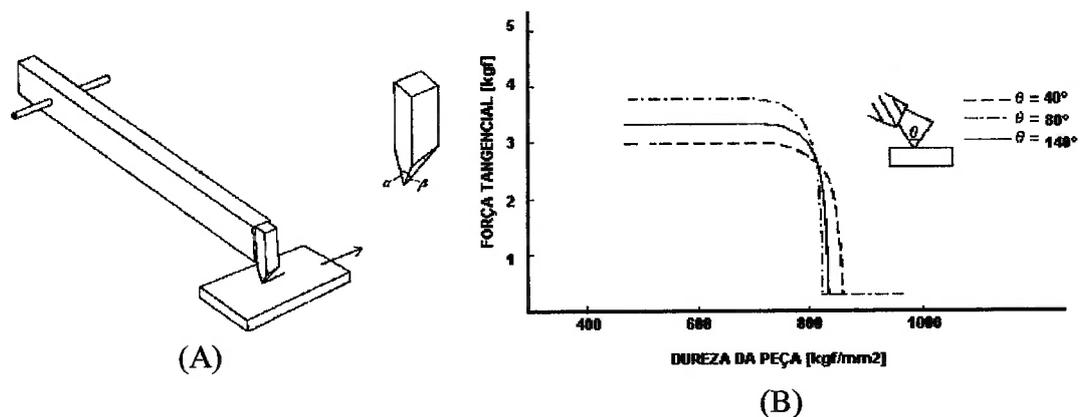


Figura 50: (A) Aparato experimental utilizado por Tabor [26]. (B) Variação da força tangencial [kgf] com três ângulos α , utilizando ferramenta de dureza 940 kgf/mm^2 , força normal de $4,2 \text{ kgf}$ e ângulo β de 75°

Os resultados obtidos por Tabor [26] mostram que o ângulo de ataque afeta os resultados de força tangencial e, portanto, de coeficiente de atrito, apenas enquanto a dureza da ferramenta é maior que a dureza do corpo-de-prova, ou seja, em regime severo de desgaste. A partir desses resultados justificam-se os resultados obtidos nessa dissertação, onde a variação do tamanho do abrasivo (e da sua angulosidade) foi significativa sobre os valores de coeficiente de atrito apenas no regime severo de desgaste.

O efeito da lubrificação sobre o coeficiente de atrito foi também verificado para ensaios com lixas # 220, como mostrado na Figura 51.

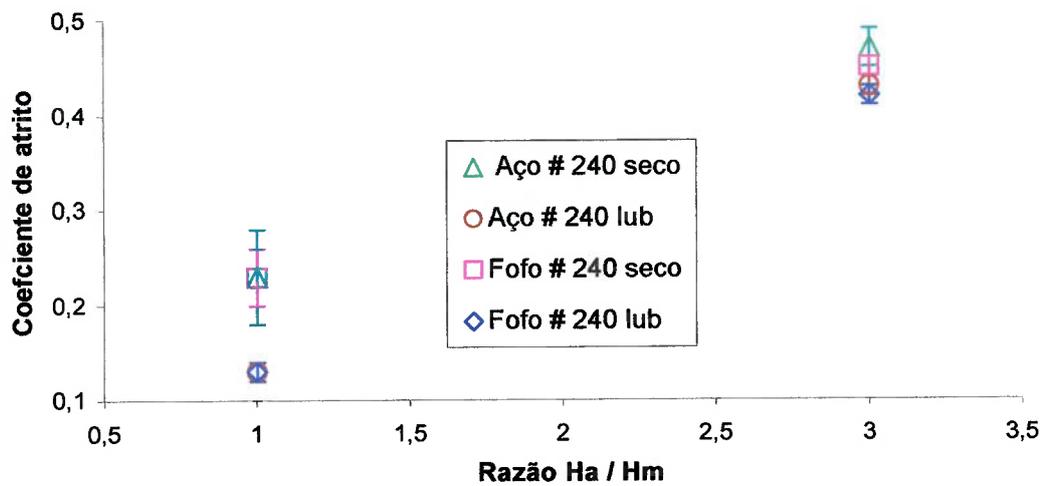


Figura 51: Variação do coeficiente com a razão entre a dureza do abrasivo (H_a) e dureza do material desgastado (H_m) para ensaios utilizando lixas grana #220

Novamente é verificada a influência do lubrificante na diminuição do coeficiente de atrito, e esse efeito sendo mais pronunciado no regime moderado de desgaste.

6 COMENTÁRIOS FINAIS

A partir da análise dos resultados obtidos neste trabalho apresentam-se a seguir alguns comentários de caráter geral.

A taxa de desgaste e o coeficiente de atrito aumentaram tanto com a mudança do tipo de abrasivo (vidro para alumina) quanto com o aumento no tamanho do abrasivo.

Não se verificaram diferenças significativas nas taxas de desgaste e no coeficiente de atrito entre o aço e o ferro fundido.

No regime severo de desgaste, a diminuição do tamanho de abrasivo teve um efeito mais pronunciado na redução do atrito do que a adição do lubrificante. Já no regime moderado de desgaste, ocorreu o oposto, a lubrificação foi mais eficaz na redução do coeficiente de atrito.

Nos ensaios com lixas de vidro, os níveis de dureza atingidos com lixas #80 foram sempre maiores do que com lixas # 240.

Nos ensaios feitos com lixas de alumina os mecanismos de dano foram predominantemente o microcorte, encruamento da matriz, deformação plástica e recobrimento da grafita. Nos ensaios com lixas de vidro os mecanismos de dano foram: deformação plástica, encruamento, sulcamento e recobrimento da grafita.

7 CONCLUSÕES

Para as condições experimentais utilizadas neste trabalho, podem ser tiradas as seguintes conclusões:

1. A grafita exerce pequena influência sobre o coeficiente de atrito e sobre as taxas de desgaste.
2. A lubrificação exerce pequena influência sobre as taxas de desgaste.
3. Os valores de coeficiente de atrito podem ser associados com os regimes de desgaste abrasivo e com as condições de lubrificação. A lubrificação diminui os valores do coeficiente de atrito para ambos regimes de desgaste, porém este efeito é mais pronunciado no regime moderado de desgaste.
4. Podem-se associar os regimes moderado e severo de desgaste abrasivo às taxas de desgaste e valores de coeficiente de atrito. Para ambas condições de ensaio (seco e lubrificado), as taxas de desgaste são fortemente dependentes do tamanho do abrasivo no regime moderado de desgaste. Por outro lado, o coeficiente de atrito é dependente do tamanho da partícula abrasiva no regime severo de desgaste.

As conclusões obtidas no trabalho de Pintaúde podem ser estendidas, dentro dos limites experimentais, para sistemas abrasivos com lubrificação.

8 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ASTM - American Standard for Testing Materials. **G40-01 - Standard Terminology Relating to Wear and Erosion**. Annual Book of Standards Volume 03.02: Wear and Erosion; Metal Corrosion. Philadelphia, USA, 2001.
- [2] EIRE, T.S.; Wear characteristics of metals, **Tribology International**, v.10, 1976, p. 203-212.
- [3] TYLCZAK, J.H.; Abrasive wear. In P.J. Blau et al. (Eds.). ASM Handbook, vol. 18. **Friction, Lubrication and Wear Technology**. ASM Internacional, USA, 1992, p.184-190.
- [4] TORRANCE, A.A.; d'ART, J.M. A study of lubricated abrasive wear, **Wear**, v.110, p. 49-59, 1986.
- [5] GAUTAM, M.;CHITTOOR, K.; DURBHA, M; SUMMERS, J. C.; Effect of diesel soot contaminated oil on engine wear – investigation of novel oil formulations, **Tribology Internacional**, v.32, p.687-99, 1999.
- [6] GATES, J.D. Two-body and three-body abrasion: a critical discussion, **Wear**, 214, p. 139-146, 1998.
- [7] HUTCHINGS, I.M. **Tribology - Friction and Wear of Engineering Materials**, London, Edward Arnold, 1992.
- [8] ZUM GAHR, K.H. **Microstructure and Wear of Materials - Tribology Series** v. 10, Elsevier, Amsterdã, 1987.
- [9] TREZONA, R.I.; ALLSOPP, D.N.; HUTCHINGS, I.M. Transitions between two-body and three-body abrasive wear: influence of test conditions in the microscale abrasive wear test, **Wear**, v. 225-229, p. 205-214, 1999.
- [10] KATO, K., Micro-mechanisms of wear - wear modes, **Wear**, 153, 1992, p.277-295.
- [11] KAYABA, T.; HOKKIRIGAWA, K.; KATO, K. Analysis of the abrasive wear mechanism by successive observations of wear processes in a scanning electron microscope, **Wear**, v. 110, p. 419-30, 1986.

-
- [12] KATO, K. Abrasive wear of metals, **Tribology Internacional**, v. 30, n°5, p. 333-8, 1997.
- [13] HOKKIRIGAWA, K.; KATO, K.; LI, Z.Z. The effect of hardness on the transition of the abrasive wear mechanism of steels, **Wear**, v. 123, p. 241-51, 1987.
- [14] HOKKIRIGAWA, K.; KATO, K. Theoretical estimation of abrasive wear resistance based on microscopic wear mechanism. **Proc. Int. Conf. on Wear of Materials**, 1989.
- [15] KRUSCHOV, M.M. Resistance of metals to wear by abrasion as related to hardness, In: Conference on Lubrication and Wear, London, 1957, **Proceedings**, Institution of Mechanical Engineering, p. 655-9.
- [16] LARSEN-BASSE, J. The abrasion resistance of some hardened and tempered carbon steels, **Trans. of AIME**, v. 236, p.1461-6, 1966.
- [17] POHL, M.; AL-RUBAIE, K. S.; SINATORA, A.; Effect of work hardening on the two-body abrasive wear of steels and white cast irons. **Proceedings of 6th Nordic symposium on tribology "Nordtrib 94"**, Upsala, Sweden, vol.1, 1994, p.197-205.
- [18] LARSEN-BASSE, J.; PREMARATNE, B. Effect of relative hardness on transitions in abrasive wear mechanisms, In: Wear of Materials Conference, 1983, **Proceedings**, Ludema, K.C., ed., ASME, 1983, p. 161-6.
- [19] SIN, H.; SAKA, N.; SUH, N. P. Abrasive wear mechanisms and the grit size effect, **Wear**, v. 55, p. 163-190, 1979
- [20] MISRA, A.; FINNIE, I. On the size effect in abrasive and erosive wear, **Wear**, 65, p. 359-73, 1981.
- [21] GAHLIN, R.; JACOBSON, S. The particle size effect in abrasion studied by controlled abrasive surfaces, **Wear**, v. 224, p. 118-125, 1999.
- [22] TORRANCE, A. A. The effect of grit size and asperity blunting on abrasive wear, **Wear**, v. 253, p. 813-19, 2002.

-
- [23] DATE, S. W.; MALKIN, S. Effects of grit size on abrasion with coated abrasives, **Wear**, v. 40, p. 223-35, 1976.
- [24] PINTAÚDE, G. **Análise dos Regimes Moderado e Severo de Desgaste Abrasivo utilizando Ensaio Instrumentados de Dureza**. São Paulo. Tese (Doutorado) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2002.
- [25] RICHARDSON, R.C.D. The wear of metals by relatively soft abrasives, **Wear**, v. 11, p. 245-75, 1968.
- [26] TABOR, D. Moh's hardness scale - A physical interpretation, **Proc. Phys. Soc. London B**, v. 67, p. 249-57, 1954.
- [27] SOUZA SANTOS, A.B.; CASTELO BRANCO, C.H. **Metalurgia dos ferros fundidos cinzentos e nodulares**. São Paulo, IPT, 1989. 205p. (Publicação IPT 1100).
- [28] LUO, Q.; XIE, J.; SONG, Y. Effects of microestruturas on the abrasive wear behavior of spheroidal cast iron. **Wear**, v. 184, p. 1-10, 1995.
- [29] SHEPPERSON, S.; ALLEN, C. the abrasive wear behavior of austempered spheroidal cast irons. **Wear**, v. 121, p. 271-287, 1988.
- [30] VELEZ RESTREPO, J.M. **Estudo da resistência ao desgaste de ferros fundidos nodulares austemperados e temperados e revenidos utilizando um esclerômetro pendular**. São Paulo, 1997. Tese (Doutorado). Escola Politécnica, Universidade de São Paulo.
- [31] ASTM - American Standard for Testing Materials. **G99-95a(2000)e1 Standard Test Method for Wear Testing with a Pin-on-Disk Apparatus**. Annual Book of Standards Volume 03.02: Wear and Erosion; Metal Corrosion. Philadelphia, USA, 2001.
- [32] ASTM - American Standard for Testing Materials. **G132-96 Standard Test Method for Pin Abrasion Testing**. Annual Book of Standards Volume 03.02: Wear and Erosion; Metal Corrosion. Philadelphia, USA, 2001.

-
- [33] MUSCARA, J.; SINNOTT, M. J. Construction and evaluation of a versatile abrasive wear testing apparatus, **Metals Eng. Quartely**, v. 12, p. 21-32, 1972.
- [34] McCOLM, I. J.; “**Ceramic hardness**”, Plenum Press, New York, 1990.
- [35] PINTAÚDE, G.; SINATORA, A.; TANAKA, D.K. Effect of indentation size and microhardness calculation on abrasive wear severity. **Scripta Materialia**, v.44, p. 659-663, 2001.