

MARCIA MARIE MARU

**ESTUDO TRIBOLÓGICO DO AÇO INOXIDÁVEL
NITRETADO CONTRA FERRO FUNDIDO CINZENTO EM
MÁQUINA DE ENSAIO DE DESGASTE COM
MOVIMENTO ALTERNADO**

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

São Paulo
1998

OK

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO
ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

MARCIA MARIE MARU

**ESTUDO TRIBOLÓGICO DO AÇO INOXIDÁVEL
NITRETADO CONTRA FERRO FUNDIDO CINZENTO
EM MÁQUINA DE ENSAIO DE DESGASTE COM
MOVIMENTO ALTERNADO**

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. Dr. Deniol K. Tanaka

São Paulo
1998

AGRADECIMENTOS

Ao Professor Doutor Deniol Katsuki Tanaka e ao Professor Doutor Amilton Sinatora, pela orientação e estímulo para a conclusão deste trabalho.

A todos os integrantes do Laboratório de Fenômenos de Superfície, pelo apoio recebido.

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo – FAPESP – pelo patrocínio no projeto temático nº 94/3529-0.

Ao Conselho de Auxílio à Pesquisa – CAPES pela bolsa de estudos concedida.

À COFAP, pelo apoio recebido para a pesquisa, através da doação das amostras e acesso às instalações, em especial ao M.E. Eduardo Tomanik, pelas valiosas discussões referentes ao trabalho e ao Engenheiro Marcos Galvano, do Laboratório Químico de Anéis, pela colaboração na confecção e na preparação de amostras, e nas medições de dureza e de rugosidade, além das discussões referentes ao trabalho. A todos os funcionários do CTPM, à equipe do laboratório de Metrologia e de Metalografia, em especial ao Engenheiro Padiál e Marcos Garcia, pela colaboração nas medições de rugosidade e perfilometria, preparação de amostras e fornecimento de informações técnicas.

À equipe do Laboratório Metalográfico da METAL LEVE, em especial ao Engenheiro Antonio Carlos e à estagiária Sueli, pela colaboração nas análises por microscopia eletrônica de varredura.

Ao Professor Doutor André Paulo Tschiptschin pela colaboração nas análises por microscopia eletrônica de varredura.

À equipe do Laboratório de Metalografia do Departamento de Engenharia Metalúrgica e de Materiais da Escola Politécnica da USP, pela colaboração nas preparações de amostras.

Finalmente, agradeço a todos aqueles que, direta ou indiretamente, contribuíram para a conclusão desta pesquisa.

DEDALUS - Acervo - EPMN



31600010176

ERRATA

Pág.	Parág.	Linha	Onde se lê	Leia-se
15	3	9	... micrometros angstroms ...
34	2	2	... lubrificados é...	... lubrificados não é...
59	-	1	... lubrificante de estar lubrificante deve estar ...

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE ABREVIACÕES

LISTA DE SÍMBOLOS

RESUMO

“ABSTRACT”

1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVO	3
3. REVISÃO DA LITERATURA	4
3.1 Introdução	4
3.2 Tribologia	5
3.3 Natureza e topografia das superfícies metálicas	6
3.4 Contato entre superfícies	7
3.5 Desgaste, atrito e lubrificação - terminologias	9
3.5.1 Desgaste	9
3.5.2 Atrito	20
3.5.3 Lubrificação	21
3.6 “ <i>Scuffing</i> ” e transição do desgaste em sistemas lubrificados	32
3.7 Influência dos parâmetros no comportamento tribológico de pares deslizantes	39
3.8 Métodos de avaliação do desgaste	46
3.9 Interpretação dos resultados dos ensaios de desgaste em laboratório	51

3.11	Considerações finais da revisão	57
4.	MATERIAIS E MÉTODOS	61
4.1	Materiais	61
4.2	Métodos	65
5.	RESULTADOS	70
5.1	Ensaio preliminares	70
5.2	Resultados dos ensaios com pinos sem camada branca, sem e com arredondamento	74
5.2.1	Tempo para a transição	77
5.2.2	Carga para a transição	78
5.2.3	Atrito	79
5.2.4	Varição de massa dos pinos e placas e comprimento dos pinos	81
5.2.5	Perfilometria da trilha de desgaste das placas	83
5.2.6	Superfícies de desgaste	84
5.2.7	Análise química das superfícies de desgaste	87
5.2.8	Resíduo dos ensaios de desgaste	88
6.	DISCUSSÃO	89
7.	CONCLUSÕES	98
	ANEXO A	101
	ANEXO B	111
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	119

LISTA DE TABELAS

Tabela 3- 1: Constantes da Equação (2) para diferentes classes SAE de lubrificantes automotivos [39].	41
Tabela 3- 2: Ação do aditivo ZDDP em função da temperatura [30].	42
Tabela 3- 3: Taxas de desgaste do anel (1º canaleta) nitretado a gás ensaiado em MCI a diesel , 1.200 horas ¹⁶ .	48
Tabela 4- 1: Composição química nominal do material dos pinos utilizados nos ensaios.	61
Tabela 4- 2: Valores médios e desvios padrões da rugosidade das superfícies de ensaio das placas (9 medições efetuadas).	65
Tabela 5- 1: Valores de rugosidade da superfície da placa após ensaio em que não ocorreu transição (1 medição).	73
Tabela 5- 2: Temperaturas de ensaio com pinos não arredondados.	75
Tabela 5- 3: Temperaturas de ensaio com pinos arredondados (*).	75
Tabela 5- 4: Tempo de cada etapa e tempo total até a ocorrência da elevação repentina do coeficiente de atrito, pino não arredondado. Valores médios e desvios padrões.	77
Tabela 5- 5: Tempo de cada etapa e tempo total até a ocorrência da elevação repentina do coeficiente de atrito, pino arredondado. Valores médios e desvios padrões.	77
Tabela 5- 6: Coeficientes de variação (*) dos tempos médios de duração dos ensaios com pinos não arredondados.	77
Tabela 5- 7: Coeficientes de variação (*) dos tempos médios de duração dos ensaios com pinos arredondados.	78
Tabela 5- 8: Valores de carga normal e condição do final do ensaio, com pinos não arredondados.	78
Tabela 5- 9: Valores médios e desvios padrões do coeficiente de atrito calculados nas duas etapas, pinos não arredondados.	79
Tabela 5- 10: Valores médios e desvios padrões do coeficiente de atrito calculados nas duas etapas, pinos arredondados.	79
Tabela 5- 11: Variação calculada da medição do comprimento dos pinos com arredondamento antes e após os ensaios. Valores médios com os desvios padrões.	82
Tabela 5- 12: Variação calculada da medição do comprimento dos pinos arredondados antes e após os ensaios. Valores médios com desvios padrões.	82
Tabela 5- 13: Valores de rugosidade da superfície da placa após o ensaio P9 e PA7 (1 medição).	83
Tabela 6- 1: Variação dos parâmetros de rugosidade da placa após os ensaios em relação aos valores médios calculados antes do ensaio(*).	96
Tabela A- 1: Valores de τ_{\max} em função de valores de coeficiente de atrito μ , com	
$B = \sqrt{\frac{p \cdot E}{\pi \cdot R}}$. Se $\mu \geq 0,1$: τ_{\max} localiza-se na superfície [6].	109

LISTA DE FIGURAS

Figura 3- 1: Desenho representativo das camadas que compõem as superfícies metálicas em geral [2].	6
Figura 3- 2: Causas dos danos de superfícies [9].	10
Figura 3- 3: Classificação do desgaste, associado ao movimento [9].	11
Figura 3- 4: Desgaste por deslizamento de aço contra aço a seco, em função da carga e velocidade, escalas logarítmicas [9].	17
Figura 3- 5: Curva de STRIBECK de lubrificação em função do número de SOMMERFELD [18].	22
Figura 3- 6: Curva experimental do coeficiente de atrito em função do parâmetro adimensional $\eta V/P.b$ obtida por TING [21] através de ensaios com equipamento de simulação do movimento relativo entre anel de pistão e cilindro de MCI, rotação 100 rpm, carga constante.	22
Figura 3- 7: Curva experimental do coeficiente de atrito em função do parâmetro adimensional $\eta V/P.b$ obtida por TING [21] através de ensaios com equipamento de simulação do movimento relativo entre anel de pistão e cilindro de MCI, rotação 500 rpm, carga constante.	23
Figura 3- 8: Estruturas moleculares dos aditivos EP fosfato tricresílico (TCP) e dialquil ditiofosfato de zinco (ZDDP) [18].	27
Figura 3- 9: Análise por EDX da superfície desgastada do ferro fundido cinzento, ensaiado em condição de lubrificação limite com 22, 22 MPa, 150 °C e 1,4 mm/s.	29
Figura 3- 10: Medição da concentração de O e P por AES em uma camada superficial do ferro fundido de 1,8 nm, lubrificado com aditivo EP [25].	31
Figura 3- 11: Equipamento utilizado por WAKURI e colaboradores [36] para estudo do comportamento do atrito e lubrificação do par anel de pistão e cilindro de MCI.	36
Figura 3- 12: Mudanças no padrão do atrito ao longo do ensaio. Reprodução de WAKURI, et al [36].	37
Figura 3- 13: Curvas experimentais do coeficiente de atrito máximo por ciclo em função do parâmetro $\eta \bar{V}/\bar{P}$ obtida por WAKURI, et al. [36] através de ensaios (contato plano) em laboratório com equipamento "reciprocating" para estudos do comportamento tribológico e ocorrência de "scuffing" em sistemas anel-cilindro. a) influência de \bar{P} ; b) influência de \bar{V} .	37
Figura 3- 14: Influência da carga (a) e da velocidade média (b) no valor do adimensional $\eta \bar{V}/\bar{P}$.	38
Figura 3- 15: Gráfico de limites superiores de temperatura para os vários tipos de lubrificantes líquidos [38]. Obs.: os ésteres, diésteres, silicones, flúor-carbonos e éteres são sintéticos.	41
Figura 3- 16: Diagramas tensão-deformação para aço inoxidável tipo 304 [43].	43
Figura 3- 17: Efeito do perfil da face de contato de anel de pistão contra a parede do cilindro de MCI na espessura do filme de óleo [47].	46
Figura 3- 18: Gráfico de desgaste na espessura radial do anel nitretado de 1º canaleta de ensaio em dinamômetro, motor diesel, 1.900 horas.	49
Figura 3- 19: Gráfico de desgaste na espessura radial do anel nitretado de 1º canaleta de ensaio em dinamômetro, motor diesel, 800 horas.	50

Figura 3- 20: Equipamento de ensaio de “ <i>scuffing</i> ” utilizado por YOSHIDA, et al. [48].	53
Figura 3- 21: Gráfico comparativo de resultados de desgaste não lubrificado para aço contra aço para dois tribossistemas diferentes (pino-sobre-anel e “ <i>reciprocating</i> ”) [52].	56
Figura 4- 1: Corte longitudinal da superfície de ensaio do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 200x. Condição com camada branca e maior espessura.	62
Figura 4- 2: Corte longitudinal da superfície de ensaio típica do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 200x. Condição sem arredondamento da borda.	62
Figura 4- 3: Corte longitudinal (parte plana) do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 500x. Condição sem arredondamento da borda.	63
Figura 4- 4: Desenho esquemático com as dimensões do arredondamento, produzido por retificação da borda do pino, e corte longitudinal (região da borda) do pino de aço inoxidável nitretado, após o jateamento e arredondamento, ataque Nital 3%, 200x.	63
Figura 4- 5: Microestrutura (ataque Nital, 500 x) e morfologia das grafitas (sem ataque, 200x) da superfície da placa utilizada nos ensaios.	64
Figura 4- 6: Esquema com dimensões do disco fundido e usinagem das placas a partir do disco.	64
Figura 4- 7: Fotografia do equipamento TE67 com dispositivo pino-sobre-placa com movimento alternado.	66
Figura 4- 8: Esquema da configuração pino-sobre-placa, com posicionamento da extremidade do fio do termopar na região de contato com a placa.	67
Figura 5- 1: Esquerda: superfície de ensaio do pino após um ensaio preliminar sem aquecimento em que não ocorreu transição do desgaste, duração de 4,8 horas. 200x. Direita: corte longitudinal do mesmo pino após o ensaio, 200x, ataque Nital 3%. Observar a presença da camada branca.	70
Figura 5- 2: Microdureza Vickers (100g) medida ao longo da camada nitretada, conforme as marcas de impressão mostrado na micrografia. 200x.	71
Figura 5- 3: Fotos 1 e 2: superfície de desgaste do pino nitretado a gás com camada branca, após 94 minutos de ensaio a 100 °C, sem transição. Foto 3: superfície de desgaste após a transição, ensaio a 150 °C.	72
Figura 5- 4: Perfil de desgaste da placa na trilha de contato com o pino observado após um dos ensaios preliminares em que não houve transição do desgaste.	73
Figura 5- 5: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio preliminar com pino com camada branca (referente ao pino observado na Figura 5-3).	74
Figura 5- 6: Comparativo entre a temperatura medida em T1 e a temperatura medida na região próxima à borda do pino durante o ensaio.	75
Figura 5- 7: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio com pino sem camada, não arredondado (ensaio P4).	76
Figura 5- 8: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o pino arredondado (ensaio PA17).	76
Figura 5- 9: Comportamento da viscosidade em função da temperatura para óleo automotivo SAE40.	81

Figura 5- 10: Perfis de desgaste das placas na trilha de contato com os pinos, observados após os ensaios. Condição final com transição do desgaste.	83
Figura 5- 11: Aparência típica da superfície de desgaste do pino ensaiado a 100 °C, condição sem arredondamento, após a ocorrência da transição, região próxima à borda. A) Ensaio P7; B) Ensaio P9. 200 x.....	84
Figura 5- 12: Corte longitudinal dos pino após o ensaio P4; região com indicio de acúmulo de material sobre a superfície de desgaste do pino. 500x, ataque Nital 3%.....	85
Figura 5- 13: Foto 1: MEV da superfície do pino arredondado, após ensaio PA3 (100 °C). Foto 2: MEV da superfície do pino (região fora da borda) após ensaio PA12 (150 °C). 350x. Observar deformação mais intensa à maior temperatura de ensaio.....	86
Figura 5- 14: Corte longitudinal do pino arredondado, região fora da borda, após ensaio PA4 (150 °C), com detalhe de acúmulo de material sobre a superfície de desgaste. 200x, ataque Nital 3%.....	86
Figura 5- 15: Superfície de desgaste da placa após o ensaio finalizado com transição do desgaste (ensaio P5). 200x.....	87
Figura 5- 16: MEV da superfície de desgaste da placa após o ensaio com transição do desgaste (ensaio PA24). 500 x.	87
Figura 5- 17: Análise espectral por EDX da superfície de desgaste do pino nitretado do ensaio PA4.....	88
Figura 6- 1: Configuração da viga em balanço, solicitada por flexão pura estática, determinada pela configuração do pino fixo ao suporte, no equipamento TE67.	89
Figura 6- 2: MEV da superfície de desgaste da placa, após ensaio PA24 (100 °C).....	92
Figura 6- 3: MEV da superfície de desgaste da placa após ensaio PA22 (temperatura ambiente), com transição do desgaste, 200x. Observar as regiões de transição de superfície polida para severa deformação plástica, na trilha de contato.	93
Figura 6- 4: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio com pino arredondado, a seco.	94
Figura A- 1: Contato esfera-esfera evidenciando a pressão de HERTZ (p_H).....	101
Figura A- 2: Geometria de contato entre anel de pistão e cilindro aproximada para contato cilindro-plano.	102
Figura A- 3: Geometria de contato plano-cilindro.	103
Figura A- 4: Geometria para obtenção do raio aproximado r do abaulado do anel, com $m = 0,7\text{mm}$ e $n = 0,009\text{mm}$. Obs.: m, n: valores aproximados de dimensões de anéis da COFAP.	104
Figura A- 5: Variação teórica da pressão de contato de HERTZ com a carga normal aplicada em contato cilindro-contra-plano.	106
Figura A- 6: Variação teórica da pressão de contato de HERTZ com a carga normal aplicada em contato cilindro-contra-cilindro.....	109
Figura A- 7: Contato elástico entre duas superfícies (reprodução de ENGEL [7]).....	110
Figura B- 1: Esquema do mecanismo de adesão [8].	112
Figura B- 2: Esquema do mecanismo de fadiga de superfície [9].....	114
Figura B- 3: Mecanismo de ação triboquímica, desenho esquemático [9].....	116
Figura B- 4: Esquema do mecanismo de abrasão [8].....	117

LISTA DE ABREVIações

AES:	espectroscopia eletrônica AUGER
COFAP:	Companhia Fabricadora de Peças
EDX:	espectroscopia de difração de elétrons
EHD:	regime ou modo de lubrificação elastohidrodinâmico, ou misto
EP :	“ <i>extreme pressure</i> ”, aditivos utilizados em lubrificantes para trabalho em condições de solicitação severa (lubrificação limite)
LFS:	Laboratório de Fenômenos de Superfície da Escola Politécnica da USP, Departamento de Engenharia Mecânica
LHD:	regime ou modo de lubrificação hidrodinâmico
MCI:	motor de combustão interna
MEV:	microscopia óptica de varredura
MO:	microscopia óptica
PMS:	ponto morto superior do curso dos anéis de pistão nos MCI's
PVD:	“ <i>plasma vapor deposition</i> ”
RECOPE:	Rede Cooperativa de Pesquisa
TCP:	fosfato tricresílico, aditivo EP
XPS:	espectroscopia fotoeletrônica de raios X
ZDP ou ZDDP:	dialquil ditiofosfato de zinco, aditivo EP

LISTA DE SÍMBOLOS

A_c:	área de contato
b:	comprimento da amostra de anel (superfície plana) [10 ⁻³ m]
D:	diâmetro nominal do anel de pistão
ΔT:	aumento da temperatura superficial
E:	módulo de elasticidade resultante [MPa], onde $\frac{1}{E} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2}$
E_i:	módulo de elasticidade do corpo i [MPa]
f:	freqüência de oscilação do ensaio " <i>reciprocating</i> "
F:	força normal, equivalente à pressão p _h
H:	dureza da superfície menos dura [MPa]
η:	viscosidade dinâmica do fluido lubrificante [cP] = [10 ⁻³ Pa.s]
ηV/P.b. :	número de SOMMERFELD, adimensional utilizado para estudos de lubrificação e atrito dos MCI's
ηV/W:	número de SOMMERFELD, parâmetro adimensional da curva de STRIBECK
i = 1:	corpo (cilindro). Ex.: anel de pistão
i = 2:	contra-corpo (plano). Ex.: parede do cilindro
μ:	coeficiente de atrito dinâmico
ν_i:	coeficiente de POISSON do corpo i [MPa]
p:	carga normal por unidade de comprimento [N.mm ⁻¹]
P:	pressão normal [MPa]
\bar{P}:	pressão nominal de contato [MPa]
\bar{P}':	carga normal aplicada por comprimento da amostra [N.m ⁻¹]
p_h:	pressão máxima de contato de HERTZ
q:	distribuição de pressão de contato de HERTZ para contatos planos
R:	raio resultante das asperezas do perfil de rugosidade [μm], onde $\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}$
R_a:	média aritmética das ordenadas (alturas de pico a vale) do perfil de rugosidade em relação a uma linha média das alturas [μm]
R_i:	raio de curvatura do corpo i [mm]

R_{max}:	dividindo-se o perfil de rugosidade em cinco trechos consecutivos, toma-se o maior valor entre as maiores ordenadas (alturas de pico a vale) de cada trecho [μm]
R_q:	média quadrática das ordenadas (alturas de pico a vale) do perfil de rugosidade [μm]
R_z:	dividindo-se o perfil de rugosidade em cinco trechos consecutivos, toma-se a média aritmética das maiores ordenadas (alturas de pico a vale) de cada trecho [μm]
σ:	desvio padrão da distribuição das alturas das asperezas ($\cong \sqrt{Ra_1^2 + Ra_2^2}$)
t:	tempo de contato [s]
T₁:	temperatura medida na aresta da placa (uma das amostras de ensaio) [$^{\circ}\text{C}$]
V:	velocidade de deslizamento relativa [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
\bar{V}:	velocidade média de deslizamento no movimento alternado [$\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$]
W:	carga normal por unidade de comprimento [$10^3 \text{ N}\cdot\text{m}^{-1}$]
ψ:	índice de plasticidade de GREENWOOD & WILLIAMSOM
τ:	tensão de cisalhamento que determina a deformação plástica dos materiais como o aço, age a 45° do plano das tensões principais
$\tau_{\text{máx}}$:	máxima tensão de cisalhamento que define o início da deformação plástica, se situa abaixo da superfície do contato, i a
$z_{\tau_{\text{máx}}}$:	profundidade em que ocorre a máxima tensão de cisalhamento que define o início da deformação plástica

RESUMO

No presente trabalho, são apresentados resultados de ensaios de desgaste lubrificado, realizados na máquina de ensaio de desgaste, modelo TE67 da PLINT & PARTNERS, com configuração pino-sobre-placa e movimento alternado.

O material utilizado para o pino foi o aço inoxidável nitretado a gás e o material da placa foi o ferro fundido cinzento, utilizados respectivamente em anéis de pistão e camisas de cilindro de motores de combustão interna. Como variáveis dos ensaios, teve-se a presença da camada branca produzida na nitretação, a temperatura de ensaio, e a geometria dos pinos, quanto ao arredondamento da borda.

Foram analisados os resultados de desgaste por perda de massa e variação do comprimento dos pinos, aspecto das superfícies de desgaste dos pinos e placas, perfil e variação da rugosidade das trilhas das placas após os ensaios e espectros de EDX das superfícies de desgaste dos pinos. Também foram estudados o coeficiente de atrito e potencial de contato, monitorados ao longo dos ensaios.

Como resultados, obteve-se que a transição no desgaste foi determinada pela ocorrência da elevação repentina do coeficiente de atrito, estabelecido como indicador da ocorrência do "*scuffing*". O mecanismo observado na transição foi deformação plástica localizada, com arrancamento de material da placa e adesão no pino. Quanto maior a temperatura do ensaio, maior foi a região com deformação associada à adesão. Comparados com os pinos não arredondados, os ensaios com os pinos arredondados indicaram maior capacidade de suportar carregamentos severos e melhor lubrificação em carregamentos moderados. Notou-se que a atuação da lubrificação dependeu de características como a viscosidade e a capacidade de adsorção do lubrificante na superfície, em função do nível de carregamento e temperatura, e da geometria do pino.

ABSTRACT

The work presents lubricated wear test results, performed on a PLINT & PARTNERS, TE67 model, reciprocating pin-on-plate wear test machine.

The pin and plate specimen materials were gas nitrided stainless steel and gray cast iron, respectively used in piston rings and cylinder liners of internal combustion engines. The test variables were the white layer presence, produced by the gas nitridation process, the test temperature and the pin geometry, represented by its edge roundness.

Test results were analyzed, considering pins weight and length losses, pins and plates worn surface appearance, plates worn area profile and roughness variations and pins worn surface EDX spectra. The coefficient of friction and the contact potential, both monitored along the tests, were also studied.

As test results, there has obtained that the wear transition was related to a suddenly increase in the coefficient of friction, which was established as scuffing occurrence indication.

The observed wear mechanism, related to the wear transition, was a localized plastic deformation, with a severe plate scratching and pin adhesion. As higher was the test temperature, greater was the localized plastic deformed area, related to the adhesion. Compared to the no rounded pins, the test performed with the edge rounded pins indicated a higher load capacity and better lubrication in mild loading condition. It was observed that the lubrication action depended on lubricant viscosity and lubricant adsorption capability of the surfaces, in function of loading and temperature levels, and pin geometry.

1. INTRODUÇÃO

Nos sistemas de engenharia em geral, o desgaste representa um indicador de mau desempenho, pois provoca folgas e perda de eficiência.

Há situações em que o desgaste de componentes determina o desempenho e a vida útil do sistema de forma mais direta, pois além da perda de eficiência, pode vir a provocar outros danos. Como exemplo, tem-se componentes de motores combustão interna (MCI's) a diesel. Os anéis de pistão desses motores são projetados para durar até milhares de quilômetros percorridos, com desgaste na ordem de micrometros. Com o desgaste produzido através do contato dos anéis com a parede do cilindro, a abertura ("*gap*") dos anéis aumenta, o que favorece a passagem de substâncias da câmara de combustão para o cárter e vice-versa, afetando a vida útil do motor e a emissão de poluentes na atmosfera. A eficiência do motor também pode ser afetada, pois uma alta taxa de desgaste dificulta a vedação dos gases da câmara de combustão. Logo, para componentes desse tipo, além das propriedades mecânicas do material, a resistência da superfície ao desgaste é fator obrigatório a ser considerado na fase de projeto. Nesse sentido, técnicas de tratamentos químicos superficiais como a nitretação e aplicação de revestimentos vêm sendo desenvolvidas com a finalidade de se obter superfícies resistentes ao desgaste. Materiais como o aço inoxidável nitretado vêm sendo utilizados em anéis de pistão de motores de ciclo Otto, e mais recentemente para anéis de motores diesel. Na RECOPE (REde COoperativa de PEquisa), na sub-rede melhorias de superfície, estão sendo pesquisados revestimentos e superfícies resistentes ao desgaste, para aplicação em anéis de pistão.

Para o desenvolvimento e seleção de materiais resistentes ao desgaste, são realizados ensaios em bancada utilizando-se equipamentos de desgaste padronizados, de movimento contínuo ou alternado, e equipamentos de esclerometria, entre outros. Os ensaios de bancada, embora não reproduzam todas as condições operacionais e estruturais dos tribossistemas reais, permitem ensaios com parâmetros controlados e em tempo reduzido, o que não ocorre na maioria dos tribossistemas reais. O controle e monitoramento de variáveis tribológicas fornecem recursos para o desenvolvimento de materiais resistentes ao desgaste, com a possibilidade de elaboração de modelos empíricos relacionando a influência de cada parâmetro ou variável no desgaste. Sistemas tribológicos como o formado pelo par anel de pistão e camisa de cilindro dos MCI's são muito estudados através de ensaios lubrificados em equipamentos tipo pino-sobre-placa com movimento alternado.

2. OBJETIVO

Um dos objetivos do projeto **RECOPE**, na sub-rede melhorias de superfície, é buscar alternativas de melhoria da resistência ao desgaste de anéis de pistão de motores de combustão interna (**MCI's**). Neste estudo, pretende-se realizar ensaios em equipamento de bancada tipo pino-sobre-placa com movimento alternado.

O objetivo do trabalho proposto é realizar ensaios de desgaste e de medição do atrito utilizando-se o equipamento TE67 da PLINT & PARTNERS, com o dispositivo pino-sobre-placa com movimento alternado, para a verificação dos recursos oferecidos pelo equipamento para estudos tribológicos de pares de materiais em contato deslizante lubrificado.

Os materiais utilizados nos ensaios serão o aço inoxidável martensítico nitretado e ferro fundido cinzento, aplicados respectivamente em anéis de pistão e camisas de cilindro de **MCI's**, tendo-se como variáveis dos ensaios a geometria de contato do pino (com e sem arredondamento da borda) e a temperatura de ensaio (com aquecimento de 100 °C e 150 °C, e sem aquecimento). Também serão mostrados resultados relacionados à presença da camada branca dos pinos.

3. REVISÃO DA LITERATURA

3.1 Introdução

O estudo do desgaste depende do tipo de resposta desejado e a sua avaliação depende da finalidade a que se destina [11]. Por exemplo, para levantar aspectos científicos, deve-se identificar e entender os mecanismos envolvidos para a ocorrência do desgaste. Por outro lado, se, aliado ao conhecimento científico, há interesse quanto ao desenvolvimento tecnológico dos materiais e superfícies resistentes ao desgaste, é importante determinar correlações entre as propriedades dos materiais que devem ser consideradas para resistir aos mecanismos envolvidos. Porém, aplicado aos componentes utilizados na prática industrial, no desenvolvimento tecnológico de componentes resistentes ao desgaste, há uma tendência de se avaliar a vida do componente em termos dos parâmetros operacionais, que não podem ser modificados. A tarefa nesse caso é desenvolver ou selecionar um produto adequado para resistir ao desgaste nas condições determinadas.

Nesse último caso, há três aspectos operacionais importantes a serem observados para o estudo do desgaste [11]:

- natureza do contato (sólido-sólido, sólido, fluido, etc),
- tipo de movimento associado ao contato e
- meio ambiente em que o contato está inserido.

Esses fatores devem ser sempre lembrados no desenvolvimento de materiais e componentes com superfícies resistentes ao desgaste, e, além disso, considerando-se o comportamento do desgaste com as situações práticas, deve-se lembrar que [1, 11]:

o desgaste é propriedade do sistema e não do material;

o desgaste de um mesmo material pode originar de uma variedade de mecanismos, combinados ou não, dependendo das condições e parâmetros envolvidos, levando a resultados finais diferentes;

transições no comportamento do desgaste podem ocorrer devido a quaisquer variações nos parâmetros.

3.2 Tribologia

Tribologia é a “*ciência e a tecnologia das superfícies interagindo em movimento relativo*” [18], envolvendo o estudo do desgaste, atrito e lubrificação.

Um tribossistema é composto do material em estudo, do contra-corpo ou par atritante, do meio interfacial e do meio ambiente [9].

Como variáveis de um sistema tribológico, tem-se as características dos **materiais envolvidos**, como as propriedades mecânicas e metalúrgicas, as características do **meio interfacial**, como viscosidade no caso de presença de lubrificante, e dureza, no caso de presença de abrasivos, e características do **meio ambiente**, como a capacidade corrosiva e temperatura. Os parâmetros estruturais, como a geometria de contato, a topografia das superfícies e o tipo de movimento, e os parâmetros operacionais, como a carga e velocidade relativa, também fazem parte das variáveis tribológicas [1, 9].

Os estudos de desgaste dos materiais devem ser sempre relacionados ao tribossistema formado, pois a resistência ao desgaste não é uma propriedade intrínseca do material, o que em geral é diferente das propriedades mecânicas dos materiais de engenharia, como a resistência à tração, que não depende de resultados da interação com outros corpos. No caso de sistemas lubrificados, há também uma dependência dos regimes ou modos de lubrificação que ocorrem durante a interação [1, 18].

3.3 Natureza e topografia das superfícies metálicas

Segundo GREENWOOD [2], a superfície dos metais é constituída de uma camada de óxido fina e transparente, com espessura de 0,01 a 0,1 μm , contendo trincas e poros. Moléculas de água, oxigênio e outros contaminantes, como as moléculas dos lubrificantes, são depositados sobre a camada de óxido por adsorção¹. A **Figura 3- 1** representa esquematicamente uma superfície composta das camadas citadas por GREENWOOD [2].

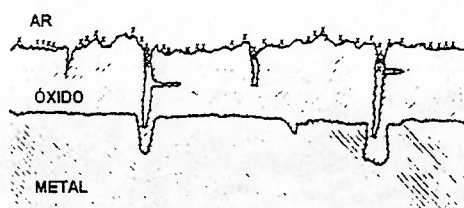


Figura 3- 1: Desenho representativo das camadas que compõem as superfícies metálicas em geral [2].

Segundo LUDEMA [10], as camadas depositadas sobre o óxido têm espessura da ordem de 0,01 μm , e não são observáveis por microscopia óptica (MO) e nem por microscopia eletrônica de varredura (MEV), mas detectáveis através de análises químicas sofisticadas, como a espectroscopia fotoeletrônica de raios X (XPS), ou a espectroscopia eletrônica AUGER (AES). Em sistemas deslizantes, caracterizados por baixíssimas taxas de desgaste, o contato e o atrito são essencialmente influenciados pela espessura e constituição das camadas depositadas sobre o óxido, bem como pelas características do óxido formado. Abaixo da camada de óxido, poderá haver uma camada mista de óxido e metal, em geral muito dura, de aproximadamente 0,1 μm de espessura. E abaixo desta camada, o metal estará encruado, a uma profundidade de 1 a 10 μm .

¹

Formação de ligações químicas com forças de ligação equivalentes às forças de Van der Waals.

A topografia das superfícies, formada pelos processos de fabricação, que determinam texturas de picos e vales sobre a superfície, pode ser caracterizada por valores de rugosidade e ondulação ("*waviness*"), que podem estar superpostos com os desvios de forma, como a planicidade, cilindricidade, entre outros. Para a obtenção de um perfil representativo da topografia das superfícies, são utilizados filtros, bem como escalas diferenciadas na direção transversal e longitudinal ao perfil. Em geral, a escala transversal é aproximadamente 50 vezes maior que a escala longitudinal [18], o que deve ser sempre lembrado quando se analisa medições de rugosidade [3].

A rugosidade pode ser numericamente representada através de parâmetros como **Ra** (altura média dos picos e vales do perfil), e **Rq** (altura média quadrática dos picos e vales do perfil), ambos freqüentemente utilizados para caracterizar a rugosidade em estudos de regimes de lubrificação [18]. Esses parâmetros de rugosidade podem não ser representativos de um perfil topográfico, necessitando-se em muitos casos de vários parâmetros para uma caracterização satisfatória da topografia. Entre outros trabalhos, cita-se o estudo realizado por TOMANIK [4], que descreve o parâmetro **Ra** para superfícies brunidas dos cilindros de MCI's, verificando não ser um parâmetro adequado devido à estabilidade apresentada, mesmo em perfis de rugosidade muito diferentes.

3.4 Contato entre superfícies

Uma análise das superfícies, quando realizada ao nível microscópico das asperezas, revela que todas elas, mesmo aquelas que são lisas ao tato e possuem boa reflexão de luz, são rugosas. Logo, no contato estabelecido entre duas superfícies, a área aparente de contato é maior que a área real. À medida em que a carga aumenta, mais picos

entram em contato e vão se deformando elástica e plasticamente, aumentando a área real de contato.

GREENWOOD E WILLIAMSON [5] elaboraram uma teoria de contato de superfícies rugosas, com a qual afirmam que a área de contato real é linearmente proporcional à carga normal. A teoria leva em consideração uma distribuição estatística das alturas das asperezas, modeladas com superfícies esféricas de mesmo raio, com tensões segundo equações de HERTZ² [1, 6, 7]. Para caracterizar o contato, se predominantemente plástico ou elástico, foi estabelecido um índice, que considera características dos:

materiais: módulo de elasticidade resultante E e dureza da superfície menos dura H ,
superfícies: desvio padrão da distribuição das alturas das asperezas σ
($\cong \sqrt{Ra_1^2 + Ra_2^2}$) e raio combinado das asperezas R .

O índice foi denominado índice de plasticidade Ψ , apresentado na **Equação (1)**:

$$\Psi = \frac{E}{H} \left(\frac{\sigma}{R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1)$$

Em geral, para situações práticas de carregamento, valores de Ψ menores que 1 indicam contatos mais elásticos; valores em torno de 3 indicam contatos mais plásticos. Nota-se que os valores são atingidos variando-se as propriedades elásticas dos materiais (E , H) e o tipo de acabamento (σ , R). Em geral, para um mesmo par de materiais de metais, o contato é predominantemente plástico. Só será predominantemente elástico se as superfícies tiverem um acabamento muito polido.

² HERTZ formulou uma teoria para as tensões de contato elástico. Existem equações tabeladas para contatos típicos na literatura, e CZICHOS [1] descreveu uma série dessas equações. O ANEXO A descreve análises realizadas para contatos cilindro-plano, cilindro-cilindro, utilizando-se informações de SEELY e SMITH [6] e plano-plano, com a formulação de ENGEL [7].

Em um processo de amaciamento ou assentamento das superfícies, com alisamento das superfícies (diminuição do σ e aumento do R), o contato passaria de plástico para predominantemente elástico. Outros efeitos que ocorrem durante o contato, como mudanças nas propriedades de dureza devido a aquecimentos superficiais por atrito, ou oxidação, também devem ser considerados para uma mudança no tipo de contato.

3.5 Desgaste, atrito e lubrificação - terminologias

3.5.1 Desgaste

Segundo WRIGHT [8], o desgaste de corpos sólidos em movimento deslizante pode ser definido de modo geral como uma *"perda progressiva de material, resultante da interação mecânica entre duas superfícies em contato"*. A interação levaria à ocorrência de uma falha mecânica em zonas interfaciais localizadas e fortemente tensionadas, e o modo de falha seria influenciado pelas condições de operação ou fatores ambientais, além das condições dos materiais e do meio. Pode-se notar que essa definição restringe o desgaste apenas aos casos em que há perda progressiva de material, eliminando por exemplo as ocorrências de desgaste causado por um mecanismo de fadiga superficial, com o qual a perda de material está relacionada ao número de ciclos de carregamento. Entretanto, outros pesquisadores, como ZUM GAHR [9] e LUDEMA [10], também consideram que o desgaste é um fenômeno de dano progressivo e não repentino.

Uma definição mais abrangente é aquela que relaciona o desgaste a qualquer modificação da superfície de um corpo sólido, resultando em um dano superficial, causado pela interação do corpo com outro corpo sólido, outra superfície ou um fluido. O dano resultante não está limitado somente à perda de material, mas também a uma mudança superficial como a deformação plástica e/ou a formação de trincas [11, 12]. Há

formas de desgaste resultando em perda de material, como o polimento e a usinagem, que provocam mudanças superficiais, porém não são considerados danos.

Como, de modo geral, para que uma mudança superficial seja considerada desgaste, é necessário que haja movimento relativo entre os corpos, os fenômenos de corrosão e fratura não são associados ao desgaste [11]. Entretanto, se, durante o movimento relativo entre os corpos e/ou entre corpo e fluido, contribuírem para a mudança superficial, a corrosão e a fratura superficial podem ser elementos intensificadores do desgaste. Como exemplos, citam-se a presença de um meio corrosivo ou de regiões com concentração de tensões, propícias a uma nucleação e propagação de trincas [11].

Embora todo fenômeno de interação entre corpos pareça estar relacionado à ocorrência de deformação plástica, ZUM GAHR [9] considera a deformação plástica como um fenômeno de dano superficial separado do desgaste, bem como a corrosão e a formação de trincas, como pode ser observado no esquema da **Figura 3- 2**.



Figura 3- 2: Causas dos danos de superfícies [9].

Entretanto, vale lembrar que durante as interações dos corpos com os respectivos contra-corpos, a deformação plástica sempre acontece em menor ou maior grau, como se pode concluir da teoria do contato de GREENWOOD e WILLIAMSON [5].

3.5.1.1 Classificação do desgaste

O desgaste pode ser classificado de várias maneiras. A classificação mais adequada depende do estudo a ser realizado. BAYER [11] descreve três tipos principais para a classificação, em função de:

- ◆ **condição ou situação** de desgaste
- ◆ **mecanismo ou causa** do desgaste
- ◆ **aparência** da superfície de desgaste

Um outro tipo de classificação utilizado é a divisão do desgaste em **moderado e severo** [9, 13, 18].

Os itens a seguir descrevem cada um dos quatro tipos de classificação.

◆ **Condição ou situação de desgaste**

Esse tipo de classificação descreve o desgaste em termos de **condições macroscópicas** e define o sistema básico para o qual as modelagens e os estudos são direcionados.

ZUM GAHR [9] menciona classificações de acordo com o **movimento**, como mostrado na **Figura 3- 3**.



Figura 3- 3: Classificação do desgaste, associado ao movimento [9].

◆ **Mecanismos ou causas do desgaste**

A classificação do desgaste através de mecanismos serve de guia para a construção de modelos de desgaste, através da identificação das principais variáveis tribológicas a serem controladas para uma previsão da vida útil [11]. Se o mecanismo de desgaste é

conhecido, pode-se identificar a dependência com variáveis como carga, geometria e velocidade. Esse tipo de classificação também é apresentado na norma DIN 50320 [12].

Os mecanismos descrevem as interações energéticas e de materiais dos elementos constituintes do tribossistema, e portanto as causas e seqüências para a ocorrência do desgaste. Os mecanismos **não** descrevem processos de destacamento, ou perda de material propriamente ditos.

A classificação mais aceita e mais difundida [9] procura englobar os casos típicos de desgaste, e compreende quatro tipos básicos de mecanismos:

- I. **Adesão:** formação e quebra das ligações interfaciais que se formaram através de, por exemplo, juntas soldadas a frio. Esse mecanismo envolve muitas teorias, porém o requisito necessário para que ocorra a adesão é de que as superfícies estejam livres de quaisquer substâncias poluentes. Um outro tipo de mecanismo de adesão é a soldagem por fusão (a quente) das partes contactantes.
- II. **Abrasão:** remoção de material devido à ação de raspagem ou corte, ou formação de sulcos nas superfícies. Um micromecanismo de fadiga também pode ser associado à abrasão, resultante da ação de sucessivos sulcamentos sobre a superfície.
- III. **Fadiga de superfície:** formação de trincas nas regiões superficiais devido a ciclos de tensionamento nas superfícies, induzidos através do movimento relativo entre corpos.
- IV. **Reação tribológica ou triboquímica:** formação contínua de produtos resultantes da reação química entre os elementos do tribossistema, ativada pela ação tribológica. Os produtos permanecem aderidos às superfícies e se destacam após atingida uma espessura crítica ou uma condição favorável [13, 14].

Dos quatro mecanismos listados, nota-se que o desgaste por imediata remoção de material ocorre apenas na abrasão por ação de **corte**. Já a abrasão por sulcamento resulta em desgaste por deformação plástica e a abrasão envolvendo sulcamentos sucessivos e cíclicos pode ser associada ao mecanismo de fadiga de superfície, não resultando em desgaste direto. Na literatura [9, 10, 18], a abrasão é estudada separadamente do desgaste por deslizamento, e uma das principais diferenças é quanto à taxa de desgaste dos sistemas abrasivos, que é muito maior. Porém, na prática, a abrasão também pode ocorrer em sistemas deslizantes. Como exemplo, tem-se o desgaste

abrasivo do par anel-cilindro dos MCI's, provocado pela introdução de particulado contaminante no sistema [15]. Nesse caso, o desgaste passa a ser denominado abrasivo, devido à observação de maiores taxas de desgaste, se comparadas às taxas de desgaste consideradas normais para o par. VATAVUK [16] descreve a atuação do mecanismo abrasivo em MCI's a diesel na formação do “calo”³ na parede da camisa do cilindro. O “calo” é caracterizado como uma superfície polida, produzida pela atuação abrasiva das partículas duras destacadas do material, que são fragmentadas na interface anel-camisa. Embora o desgaste abrasivo de sistemas deslizantes resulte em maiores taxas de desgaste, as superfícies observadas são polidas, indicando ausência de atuação de mecanismos relacionados à deformação plástica severa.

Já no mecanismo de adesão, essencialmente, há envolvimento de deformação plástica superficial para a formação de junções, resultando em ganho de material, embora também possam ocorrer perdas de material na amostra se a adesão ocorrer no contra-corpo.

Na fadiga de superfície, há um processo contínuo e cíclico de deformação plástica das camadas superficiais, induzindo formação de trincas, o que caracteriza a mudança superficial associada ao desgaste. Já a perda de material, após a ação cíclica do tensionamento, pode ocorrer eventualmente por um mecanismo de fratura das camadas deformadas plasticamente.

³ “Calo” é um desgaste localizado da parede da camisa do cilindro na região próxima ao PMS dos anéis, dos motores diesel. É associado à atuação do mecanismos abrasivo em meio corrosivo. O meio corrosivo atua na corrosão preferencial da matriz do material da camisa, levando ao destacamento de partículas duras, que são fragmentadas na região do PMS devido ao carregamento mais severo nessa região [16].

Já com o mecanismo de ação triboquímica, há desgaste levando à perda de material somente quando houver o destacamento do material formado na superfície, por algum mecanismo de fratura. Porém, considerando a definição de BAYER [11] de que o desgaste não é associado somente à perda de material e sim a uma mudança na superfície, a simples formação de produtos aderidos à superfície, como óxidos ou filmes, ou mesmo uma observação de trincas nesses produtos formados, são características de mudança superficial.

Os mecanismos de desgaste são descritos com mais detalhes no ANEXO B.

◆ Aparência da superfície de desgaste

Segundo BAYER [11], a classificação do desgaste pela aparência da superfície desgastada é o melhor método para estudos de comparativos quanto à resistência ao desgaste, principalmente no caso de revestimentos ou camadas com propriedades diferenciadas do substrato, como é o caso de algumas superfícies tratadas. Para revestimentos finos, como os revestimentos aplicados por PVD, cuja espessura é da ordem de alguns micrometros, a obtenção de taxas de desgaste mensuráveis estaria prejudicada em ensaios de laboratório, que são acelerados.

Para a observação das superfícies, a microscopia óptica (MO) é utilizada para uma análise geral, e a microscopia eletrônica de varredura (MEV) é utilizada para análises mais detalhadas. Na observação das superfícies desgastadas, busca-se parâmetros de avaliação do desgaste, como:

- grau de riscamento

- grau de deformação plástica (“dobras” como deslocamento de material ou “amassamento” na superfície)

- ocorrência de destacamento de fases de material

A princípio, pode-se considerar os parâmetros citados acima para dividir o desgaste em severo e moderado. Assim, um desgaste em regime moderado apresentaria baixo grau de riscamento, baixo grau de deformação plástica e não ocorrência de destacamento de fases de material.

Uma dificuldade desse tipo de análise é conhecer precisamente a extensão de dano ou desgaste representados pelo riscamento ou pela deformação plástica ou destacamento de fases observados. Em geral, as características superficiais diferem muito dependendo do material, o que dificulta a obtenção de uma análise precisa da resistência ao desgaste do material, apenas pela observação das superfícies desgastadas.

Para complementar a análise das superfícies desgastadas, são realizadas análises químicas com métodos como a análise por EDX, com a qual podem ser obtidas informações sobre os elementos contidos nas superfícies. Há métodos mais sofisticados, utilizados para obtenção de dados das superfícies quanto a tipos de fases, elementos e/ou substâncias presentes, tais como óxidos e outros filmes aderidos. O desgaste em regime moderado ocorre como consequência das interações entre as camadas mais superficiais, ou seja, entre as camadas de óxido e/ou filmes adsorvidos, formados durante o deslizamento por ação triboquímica. Essas camadas são da ordem de micrometros, detectáveis apenas por técnicas sofisticadas de análise de superfície, como a espectroscopia fotoeletrônica de raios X (XPS) [10].

A análise química das superfícies, aliada à observação das superfícies, comparando-se as condições antes e após o desgaste, constituem uma ferramenta para estudos comparativos da resistência ao desgaste dos materiais, especialmente quando o desgaste observado é muito pequeno, como nos ensaios de revestimentos finos.

◆ Regimes de desgaste

Um outro tipo de classificação do desgaste adotado por muitos pesquisadores é a divisão do desgaste em moderado e severo. Como a maioria dos sistemas de engenharia opera sob desgaste moderado, este tipo de classificação é importante para estudos relacionados à transição do desgaste moderado para severo.

Segundo QUINN [13], no desgaste moderado a seco de pares metálicos, há reação de oxidação da superfície com o ar ambiente durante o deslizamento, formando óxidos devido à ação da temperatura no contato. Em sistemas lubrificados, considera-se reações triboquímicas das superfícies com o lubrificante, e o desgaste é muito menor. Já o desgaste severo englobaria todos os mecanismos envolvendo deformação plástica severa.

Na divisão do desgaste em severo e moderado, HUTCHINGS [18] também considera que o desgaste severo é associado à presença de elevada deformação plástica, com formação de partículas de desgaste de forma laminar (*"plate-like debris"*), com dimensões de 200 μm , aproximadamente, para latão deslizando contra aço de elevada dureza (*"stellite"*). Embora o ensaio tenha sido lubrificado, as condições foram mantidas similares a um ensaio a seco, com resultados de desgaste similares. O autor propôs um mecanismo para a transição do desgaste, em que considerou a formação de uma camada de transferência de material do latão para o aço. A camada de transferência é encruada e sofre destacamentos em regiões onde a ligação com a superfície do aço estiver localmente enfraquecida devido à sujeição a um tensionamento cíclico mais intenso.

A **Figura 3- 4** mostra três patamares e duas transições de desgaste, em função da intensidade do carregamento e da velocidade, para aço-contra-aço deslizando a seco. Os regimes de desgaste são diferenciados pela magnitude do desgaste [9]. O patamar

inferior é denominado **desgaste moderado** e o patamar superior, **desgaste severo**. Segundo HIRST e LANCASTER [17], nos sistemas deslizantes de aço contra aço a seco, a primeira transição é causada por mudanças na estrutura dos óxidos (Fe_2O_3 , Fe_3O_4 ou FeO), ou quebra do filme protetor de óxido. A segunda transição é associada à formação de uma nova camada de óxido devido às altas temperaturas de contato. A diferença nas taxas de desgaste é explicada pela diferença na natureza do contato, se contato metálico ou contato entre óxidos.

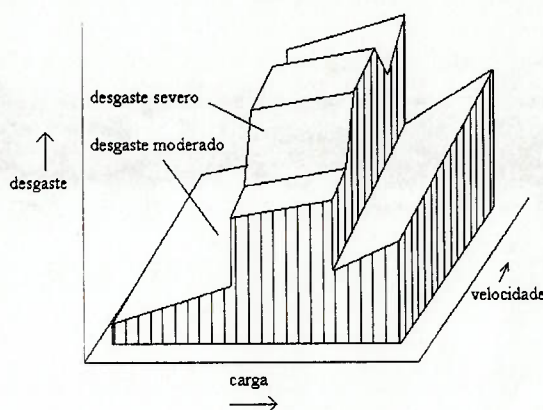


Figura 3- 4: Desgaste por deslizamento de aço contra aço a seco, em função da carga e velocidade, escalas logarítmicas [9].

HUTCHINGS considera que a diferenciação básica entre desgaste severo e moderado para pares metálicos ocorre quanto a [18]:

magnitude da **resistência de contato**. O desgaste severo é caracterizado por uma baixa resistência de contato devido ao contato metálico. O desgaste moderado, caracterizado por contato entre camadas de óxidos, leva a uma alta resistência de contato;

fragmentos de desgaste, quanto ao seu:

- **tamanho**: da ordem de 0,01 a 1 μm para desgaste moderado, e maior para desgaste severo, da ordem de 20 a 200 μm , e
- **natureza**: óxidos para desgaste moderado e metálicos para desgaste severo;

estado microscópico das superfícies, com aumento acentuado na rugosidade e presença de grande deformação plástica para desgaste severo, ou presença de óxido e alisamento da superfície para desgaste moderado.

Na maioria dos sistemas, há diferenças na taxa de desgaste nos dois regimes, que podem variar de 100 a 1.000 vezes, segundo HUTCHINGS [18]. Entretanto, o mesmo autor menciona que apenas a taxa de desgaste pode não ser um bom indicativo do regime. Como exemplo, pode-se citar a ocorrência do desgaste do material pelo resíduo formado pelas partículas de óxido destacadas, ou mesmo por outras partículas finas, destacadas de um dos materiais durante o deslizamento, que, se permanecerem na trilha de desgaste, exercerão significativa influência para um desgaste abrasivo. HUTCHINGS [18] observa que no par latão-aço, o desgaste do aço pode ser de até 10^4 vezes mais rápido que o desgaste severo do mesmo par, quando há atuação de um mecanismo de abrasão por partículas de óxido. Esse desgaste seria semelhante a um polimento metalográfico, produzindo relativas altas taxas, maiores que o considerado normal para deslizamento. Devido à ausência de deformação plástica severa, o desgaste é considerado moderado. Embora ainda dentro do desgaste moderado, pode-se considerar que a origem de partículas abrasivas e a sua permanência no sistema levou a uma alteração do mecanismo de desgaste predominante, passando de essencialmente triboquímico para triboquímico e abrasivo. Embora os sistemas com abrasão sejam conhecidos por produzirem altas taxas de desgaste, no caso de um sistema onde há produção de partículas abrasivas muito pequenas, supostamente com baixa eficiência ao corte e a abrasão ocorrendo em leve escala em pontos mais favoráveis dentro da área de contato, envolvendo apenas os filmes produzidos triboquimicamente, as taxas podem se manter relativamente baixas, ainda características de um sistema com desgaste por deslizamento [10]⁴.

⁴ LUDEMA menciona que o desgaste por deslizamento é distinto do desgaste por abrasão, pois as taxas são muito menores, se comparadas às taxas de um sistema abrasivo.

Quanto à diferenciação dos regimes pela presença de óxidos após o ensaio, observa-se que, havendo deformação plástica com aumento da temperatura superficial durante o deslizamento, as superfícies que sofreram desgaste severo também apresentam oxidação. Nesse caso, a diferenciação poderia ser notada quanto à espessura da camada de óxido. Embora haja controvérsias na literatura quanto à espessura crítica da camada do óxido formado triboquimicamente, em geral a espessura é muito pequena no desgaste moderado. Para o desgaste oxidativo⁵ de aços carbono, a espessura crítica da camada do óxido está compreendida em uma faixa de 1 a 3 μm , segundo QUINN [13]. O valor crítico da espessura do óxido para o destacamento depende das condições de trabalho bem como do material. Em estudos de desgaste oxidativo de aços carbono, SO [14] encontrou uma faixa de 3 a 10 μm . Observa-se que a faixa de valores para a espessura crítica encontrada por SO é muito elevada para um desgaste em regime moderado. Já no desgaste severo, em geral, o óxido apresenta uma superfície macroscopicamente irregular.

Uma dificuldade quanto à classificação do desgaste em regimes é quanto o efeito das proporções relativas de desgaste severo ou moderado, ou de deformação plástica envolvida, sobre as características de topografia das superfícies desgastadas ou sobre a composição e tamanho dos fragmentos de desgaste, que são de difícil especificação [13, 18]. Porém, estudos relacionados à transição do desgaste podem trazer informações úteis para comparar a resistência ao desgaste de diferentes materiais.

⁵ Teoria elaborada por QUINN [13] para o desgaste moderado de pares metálicos em sistemas de desgaste por deslizamento a seco.

3.5.2 Atrito

A força de atrito tem direção paralela às superfícies em contato e sentido oposto ao movimento relativo [11, 18]. Na iminência do deslizamento tem-se atrito estático e durante o movimento tem-se atrito dinâmico.

BAYER [11] observa que o atrito e o desgaste não são necessariamente proporcionais. Como exemplo, tem-se o coeficiente de atrito do par teflon contra aço a seco (com $\mu \leq 0,1$), que é menor do que o par aço contra aço temperados em sistema lubrificado (com $\mu \cong 0,2$), porém o primeiro par sofre maior desgaste comparado ao segundo. O atrito é responsável pela maior parte da dissipação de energia do sistema, principalmente na forma de calor.

TABOR [19] observa que o atrito em sistemas não lubrificados ocorre devido aos mecanismos de adesão e de deformação plástica (sulcamento). Em outro trabalho, TABOR [20] menciona que, nas regiões de contato real, ou nos picos das asperezas mais altas, as interações resultam em:

Adesão, por atração entre os átomos superficiais, se as superfícies forem limpas (livres de óxidos, lubrificantes ou quaisquer contaminantes), e

Deformação plástica de uma superfície pelo contato mecânico com as asperezas de outra, se as durezas forem diferentes.

Para o deslizamento a seco de metais, a adesão é usualmente denominada solda a frio ("*cold welding*"). Quando ocorre o deslizamento, as junções formadas são cisalhadas, e a força para cisalhar essas junções é a causa primária do atrito entre superfícies livres de contaminantes, segundo TABOR [20]. Se, além disso, uma das superfícies for mais dura que a outra, a rugosidade de uma irá sulcar canais na outra e esta será a outra causa do atrito. Já em sistemas lubrificados, o contato ocorre entre camadas de lubrificante adsorvido, acima da camada de óxido, como descrito também por LUDÉMA [10].

Quando uma superfície desliza sobre a outra, os filmes adsorvidos são expulsos do contato, levando ao contato entre as camadas sólidas de óxido ou de filmes que se formaram por reações químicas, por exemplo, entre o metal e aditivos do lubrificante. Se a pressão de contato for alta, essas camadas sólidas poderão ser fraturadas, expondo o substrato metálico, o que pode levar à ocorrência de uma transição do desgaste.

3.5.3 Lubrificação

A lubrificação é conhecida como uma técnica para diminuir o atrito e/ou o desgaste, introduzindo-se um material de baixa resistência ao cisalhamento na interface [11].

3.5.3.1 Regimes ou modos de lubrificação

Um modelamento para o comportamento quanto à lubrificação dos mancais de deslizamento hidrodinâmicos é a curva de STRIBECK, mostrada na Figura 3- 5 [18]. De acordo com a curva, o atrito nos mancais de deslizamento depende da relação entre os parâmetros carga por unidade de comprimento (W), velocidade relativa (V) e viscosidade (η), estabelecida no número de SOMMERFELD ($\eta V/W$), adimensional, onde:

η : viscosidade dinâmica do fluido lubrificante [cP] = [10^{-3} Pa.s]

V : velocidade de deslizamento relativa [m/s]

W : carga normal por unidade de comprimento [10^3 N/m]

A curva de STRIBECK é utilizada para determinar as condições de atrito e lubrificação em trabalhos experimentais visando estudar sistemas tribológicos de MCI's, como o sistema anel de pistão contra cilindro. Nesse sistema tribológico, os parâmetros carga, velocidade e temperatura variam ciclicamente ao longo do movimento do par, o que, segundo a curva de STRIBECK, determina condições diferentes de atrito e de lubrificação ao longo do movimento.

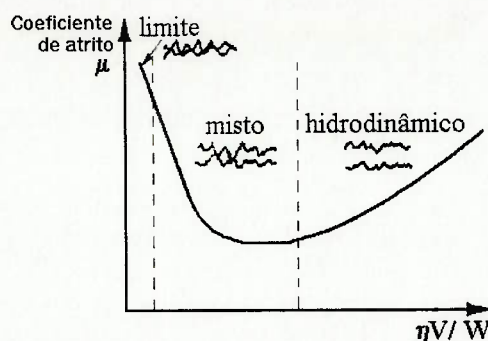


Figura 3- 5: Curva de STRIBECK de lubrificação em função do número de SOMMERFELD [18].

TING [21, 22] utilizou um equipamento de simulação do movimento do sistema anel-cilindro, com aceleração/desaceleração do movimento semelhante ao do sistema encontrado no motor (sistema biela-manivela). O comportamento do coeficiente de atrito, em função do parâmetro adimensional $\eta V/P.b$, foi determinado, como mostrado na Figura 3- 6 e Figura 3- 7, onde:

P: pressão normal [MPa]

b: comprimento da amostra de anel (superfície plana) [10^{-3} m]

Durante o movimento do par anel-cilindro, o comportamento do atrito foi similar à curva de STRIBECK, ou seja, ao longo do curso de movimento, o sistema anel-cilindro passou por diferentes tipos de lubrificação e diferentes valores de atrito.

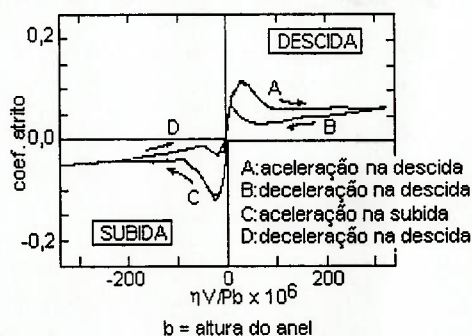


Figura 3- 6: Curva experimental do coeficiente de atrito em função do parâmetro adimensional $\eta V/P.b$ obtida por TING [21] através de ensaios com equipamento de simulação do movimento relativo entre anel de pistão e cilindro de MCI, rotação 100 rpm, carga constante.

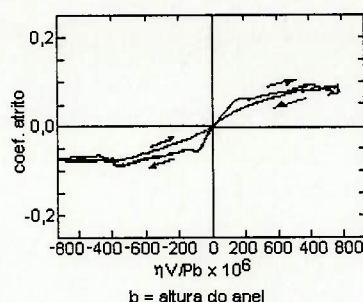


Figura 3- 7: Curva experimental do coeficiente de atrito em função do parâmetro adimensional $\eta V/P.b$ obtida por TING [21] através de ensaios com equipamento de simulação do movimento relativo entre anel de pistão e cilindro de MCI, rotação 500 rpm, carga constante.

A diferença nas curvas mostradas na **Figura 3- 6** e na **Figura 3- 7** foi devido à diferença nas velocidades de rotação utilizadas, sendo que a menor velocidade de rotação proporcionou uma maior similaridade com a curva de STRIBECK.

As diferenças nas curvas dos movimentos ascendente e descendente do anel foram atribuídas à assimetria da face de contato do anel de pistão com a parede do cilindro e à diferença cinemática na aceleração e desaceleração proporcionada pelo mecanismo biela-manivela, que levaram a diferentes condições de lubrificação nos movimentos ascendente e descendente.

Os regimes de lubrificação estão associados a uma relação entre a espessura do filme de lubrificante⁶ e a rugosidade r.m.s. combinada das duas superfícies em contato $(Rq_1^2 + Rq_2^2)^{0,5}$. Quanto maior a relação, menor a chance de contato entre as superfícies e, portanto, menor será o atrito originado do contato (atrito sólido). Determinando-se valores de coeficiente de atrito em função da relação espessura e rugosidade, obtém-se uma curva semelhante à curva de STRIBECK, mostrada na **Figura 3- 5**, de modo que a

⁶ Para contatos com lubrificação hidrodinâmica, a espessura do filme é a própria separação entre as superfícies, utilizada na equação de REYNOLDS para o cálculo da pressão hidrodinâmica. Para contatos sob lubrificação EHD, a espessura do filme de lubrificante pode ser calculada utilizando-se relações entre os parâmetros carga (**W**), velocidade (**V**), viscosidade (η), módulo elástico resultante (**E**) e geometria de contato (**R**).

mesma pode ser diretamente associada aos regimes de lubrificação, com três regimes, **limite, misto e hidrodinâmico** [18], descritos a seguir.

◆ **Lubrificação hidrodinâmica (LHD)**

Na lubrificação hidrodinâmica, o filme de lubrificante separa completamente as duas superfícies. A viscosidade do lubrificante (resistência ao cisalhamento do fluxo) exerce o papel principal para o atrito. Uma pressão hidrodinâmica é originada devido à carga normal, e é suportada pelas forças viscosas do lubrificante, originárias do movimento relativo. A distribuição de pressão no filme em função da separação entre as superfícies pode ser descrita pela equação de REYNOLDS, derivada das equações generalizadas de NAVIER-STOKES para fluxo laminar de fluidos com viscosidade constante.

◆ **Lubrificação mista ou elastohidrodinâmica (EHD)**

A lubrificação mista ocorre em regiões na zona de contato onde as pressões locais são muito maiores que as pressões encontradas na lubrificação hidrodinâmica⁷, encontrada nos contatos puntiformes ou em linha. Como exemplos, têm-se os contatos entre came e seguidor e entre dentes de engrenagens, com pressões locais na ordem de GPa (contato aço contra aço) [18] ocorrendo pontos de contato plástico entre as superfícies. Logo, para o atrito e desgaste, além das características do lubrificante, há influência das características elásticas e plásticas das superfícies. A espessura do filme de lubrificante é da ordem de décimos de micrometro, calculada numericamente. A utilização da equação de REYNOLDS para cálculo das pressões leva a erros já que há deformação

⁷ Os mancais dos virabrequins de MCI's podem chegar a pressões de até 50 MPa em situações transientes, atingindo máximos locais até cinco vezes maior, segundo HUTCHINGS [18].

plástica das superfícies, e a viscosidade pode variar localmente devido às pressões altas e ao aumento da temperatura. Além disso, o fluxo não pode ser considerado laminar.

◆ Lubrificação limite

A lubrificação limite ocorre em situações de altas pressões de contato ou baixas velocidades, levando a um contato direto entre as asperezas das superfícies. Nesse tipo de lubrificação, o atrito e o desgaste dependem dos eventuais filmes adsorvidos na superfície e de suas características de proteção. Em superfícies metálicas em geral, podem ocorrer reações de adsorção [23] entre os grupos polares das moléculas do lubrificante e a camada de óxido da superfície do metal, formando cadeias de moléculas nas superfícies. Essas cadeias, com espessura da ordem de 2 a 3 nm [18], ou seja, de espessura molecular [19], agem repulsivamente e diminuem as áreas das superfícies expostas ao contato direto, diminuindo o desgaste. Dependendo da afinidade química existente entre os grupos polares das moléculas do lubrificante (grupamentos ácidos ou hidroxilas, por exemplo), a adsorção poderá envolver uma reação química (quimissorção⁸ [23]). Portanto, na lubrificação limite, a característica de proteção do lubrificante depende das características dos grupos polares, além da reatividade química com a superfície a ser protegida contra o desgaste. Em casos práticos, aditivos de lubrificação limite são adicionados ao lubrificante para aumentar a eficiência na formação de filmes protetores. Como exemplos de aditivos, tem-se os ácidos carboxílicos de cadeia longa (ácidos graxos), ésteres ou álcoois [10, 24]. Em princípio, apenas uma camada molecular do produto adsorvido é suficiente para proteção [18],

⁸ Formação de ligações por reação química entre metal e um grupo polar no caso da molécula do lubrificante, com forças de ligação equivalentes às das ligações covalentes.

logo, a concentração necessária dos aditivos e/ou grupos polares no lubrificante é pequena, tipicamente da ordem de **0,1% a 1%**.

Segundo TABOR [20], de modo geral, as superfícies que estão sob certa parcela de contato, com lubrificantes com aditivos, como os ácidos graxos, têm coeficiente de atrito da ordem de **0,05 a 0,10** e a quantidade de desgaste pode ser **1.000 a 10.000 vezes** menor comparado ao desgaste das superfícies não lubrificadas. Porém, isto ocorre somente quando existe um filme na forma condensada. As características dos filmes produzidos através das reações dos elementos do lubrificante com as superfícies é altamente sensível à temperatura. Quando a temperatura aumenta, esses filmes poderão ser fundidos ou sofrer um processo de dessorsão.

Para a maioria dos casos, os filmes deixam de ser eficientes como agentes redutores do atrito e desgaste quando a temperatura superficial atinge 150 a 200 °C. A temperaturas maiores, são utilizados os aditivos **EP**⁹. Nesse caso, o coeficiente de atrito é da ordem de **0,10 a 0,20**.

Os aditivos de extrema pressão (**EP**) são compostos moleculares, contendo fósforo, enxofre ou cloro, com propriedades para lubrificação limite. Essas substâncias reagem quimicamente com as superfícies deslizantes, especificamente nas zonas de contato real, sob condições severas para o desgaste. Como produto de reação, são formados filmes superficiais lubrificantes, com baixa resistência ao cisalhamento [18]. A formação não ocorre em toda a zona de contato, mas em pontos localizados de alta sollicitação.

⁹ Os aditivos **EP** são denominados "*extreme pressure*", por trabalharem em condições de alta sollicitação. A denominação original **EP** foi devido à atribuição dada à alta pressão para a formação dos filmes na região de contato, porém as altas temperaturas transientes e a rápida deformação plástica das asperezas também exercem papel fundamental para a formação dos filmes [18].

Exemplos de aditivos EP presentes em lubrificantes

Entre os aditivos EP, tem-se os aditivos fosforados, como fosfato tricresílico (TCP), os aditivos sulfurados, como dialquil ditiofosfato de zinco (ZDP ou ZDDP) e em menor escala de utilização, os aditivos clorados. Na zona de contato das superfícies, em pontos mais favoráveis, ocorre uma reação química dos elementos como o fósforo, o enxofre e o cloro, formando filmes de fosfatos, sulfetos e cloretos, que podem ser facilmente cisalhados. O TCP e ZDDP são os aditivos EP mais comumente utilizados, e suas estruturas moleculares estão esquematizadas na Figura 3- 8.

HUTCHINGS [18] observa que a reação química com a superfície a ser protegida implica inevitavelmente em desgaste, devendo existir um balanço preciso para haver equilíbrio de resultados quanto ao dano mecânico e ataque químico excessivo provocados pela falta e excesso do aditivo, respectivamente.

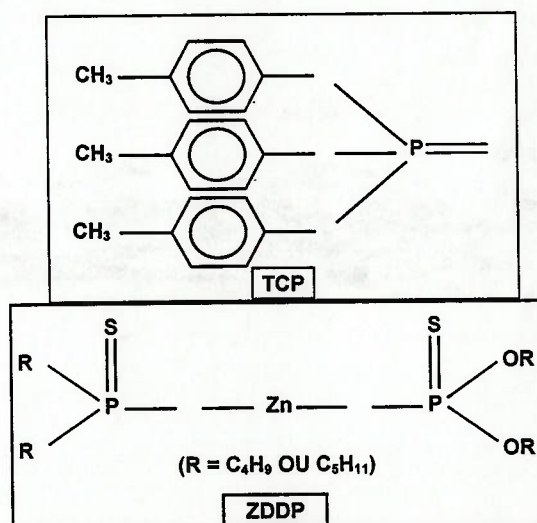


Figura 3- 8: Estruturas moleculares dos aditivos EP fosfato tricresílico (TCP) e dialquil ditiofosfato de zinco (ZDDP) [18].

Mecanismo dos aditivos EP para formação de filmes

Uma seqüência básica para a formação de filmes com aditivos EP contendo grupos de enxofre e fósforo compreende os seguintes itens, segundo SCHUMACHER e colaboradores [25] e DUDLER e colaboradores [26]:

1. Ocorre adsorção ou quimissorção do aditivo sobre o metal, sob condições de lubrificação limite (altas temperaturas na região de contato).
2. Ocorre quebra das ligações químicas das moléculas do aditivo por um processo denominado *tribofragmentação*, no qual a camada adsorvida é fragmentada, e este processo ocorre devido à ação combinada das forças de cisalhamento mecânico e da temperatura.
3. Como consequência da *tribofragmentação*, tem-se a formação de fragmentos moleculares muito reativos, o que, no caso de aditivos com fósforo sobre superfícies metálicas com ferro, leva à formação de uma fina camada de fosfato de ferro. A reação ocorre porque o metal atrai a porção polar de fósforo [27].

Segundo ZINKE e SCHUMACHER [28], a estabilidade térmica das camadas de reação formadas pelo processo de *tribofragmentação* é o que determina a faixa de temperaturas em que o aditivo é ativo.

Uma evidência da ocorrência da formação de filmes por reação química dos elementos presentes nos aditivos com a superfície de ensaio foi mostrada por SO e colaboradores [30], que ensaiaram placas de ferro fundido cinzento em máquina tipo “*reciprocating*”, sob condição de lubrificação limite, utilizando óleo contendo ZDDP (com elementos zinco, fósforo e enxofre). Esses autores verificaram uma formação de regiões escurecidas na trilha de desgaste. O resultado de análise da superfície por EDX sobre as regiões escurecidas é o espectro mostrado na **Figura 3- 9**. A formação de filme foi evidenciada pela presença dos picos de zinco e fósforo no espectro. O pico de enxofre também foi associado à formação do filme.

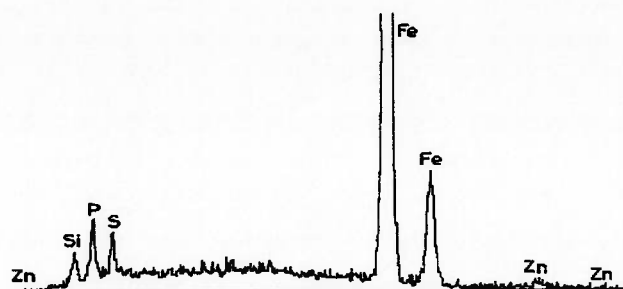


Figura 3- 9: Análise por EDX da superfície desgastada do ferro fundido cinzento, ensaiado em condição de lubrificação limite com 22, 22 MPa, 150 °C e 1,4 mm/s.

Fatores de influência na eficiência dos aditivos

Como principais influências para a eficiência dos aditivos, descritos a seguir, tem-se:

- Concentração de aditivos
- Temperatura do lubrificante
- Rugosidade das superfícies
- **Concentração de aditivos**

NAKAYAMA, OGAWA e SAKURAI [29] realizaram ensaios em um sistema tipo pino-sobre-disco, de cobre-aço, utilizando aditivos formadores de filmes de sulfeto, e observaram que existe uma concentração ótima de sulfetos com a qual a taxa de desgaste e o coeficiente de atrito são mínimos. O mecanismo de formação do filme leva a um desgaste químico do cobre pelo enxofre elementar.

Os valores mínimos do atrito e desgaste são obtidos quando há formação do filme de sulfeto sob uma taxa de reação crítica do enxofre elementar com o cobre, que, segundo NAKAYAMA, OGAWA e SAKURAI [29], ocorre para um certo valor médio de energia de ativação da reação ($14,6 \text{ kcal.mol}^{-1}$).

Para concentrações de enxofre abaixo do valor ótimo, houve predominância de desgaste por adesão. Com uma concentração acima do valor ótimo, o mecanismo de desgaste predominante passou a ser químico, com escamação (lascamento) do filme formado.

- **Temperatura do lubrificante**

A influência da temperatura¹⁰ para a formação de filmes protetores foi verificada através da experiência com **ZDDP**, realizada por SO e colaboradores [30]. A máquina de ensaio utilizada foi do tipo plano-sobre-plano, com movimento alternado, da CAMERON-PLINT, com curso de 14 mm e frequência de 0,05 Hz, para simular o contato entre anel e cilindro de MCI's, próximo aos pontos mortos. De acordo com os resultados, obteve-se:

T < 80°C: Há adsorção do lubrificante.

80°C < T < 120°C: Ocorre um início de quimissorção, com formação de filme. A menor temperatura para o início da reação depende do tipo do **ZDDP**. Nessa faixa, os filmes formados contêm zinco, fósforo, oxigênio e enxofre, este último em menor quantidade.

120°C < T < 150°C: Estabelece-se uma condição para a formação de filme com menor atrito. Há um início de formação de um material pastoso, que pode estar relacionado com a decomposição do aditivo, verificando-se uma maior quantidade de enxofre na superfície.

T > 150°C: Há evidências de trincamento no filme nos finais de curso do movimento. O filme ainda apresenta boas propriedades anti-desgaste até ser totalmente delaminado da superfície. Após algumas horas de ensaio (8 horas) a 150 °C, apenas um material pastoso passa a estar presente no contato. O material contém os mesmos elementos químicos, fósforo, enxofre e zinco, do filme adsorvido quimicamente. Nesse caso, aumentando-se a velocidade de deslizamento, pode ocorrer um efeito hidrodinâmico, devido à alta viscosidade do material pastoso.

150°C < T < 180°C: Há diminuição da eficiência do filme na diminuição do atrito.

Em um outro trabalho (SCHUMACHER, et al. [25]), com um equipamento tipo esfera-sobre-plano, e lubrificante contendo aditivo EP composto de grupos de fósforo, foi observado que há uma temperatura crítica em que ocorre uma transição do desgaste moderado para severo. A ocorrência da transição dependeu do tipo de aditivo (com alguns não ocorreu tal transição) e da capacidade da superfície de adsorver fósforo. A

¹⁰

As temperaturas referem-se a temperaturas do banho de óleo.

quantidade de fósforo adsorvida foi medida por AES a uma profundidade de 1,8 nm na trilha de desgaste. Como mostrado na **Figura 3- 10**, houve uma diminuição de fósforo (P) na camada superficial e um aumento de oxigênio (O), o que aumentou o desgaste.

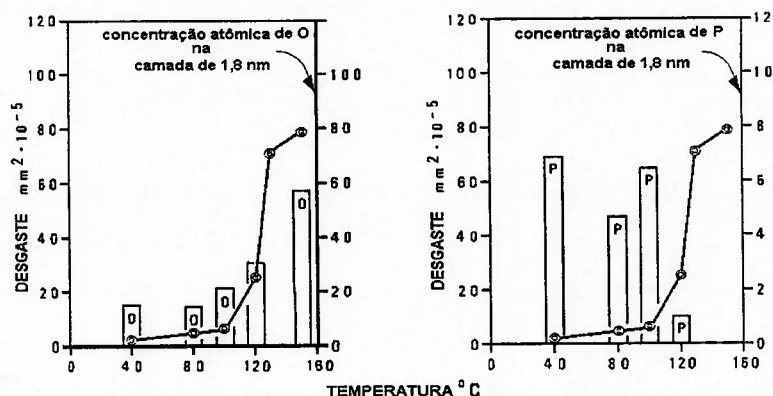


Figura 3- 10: Medição da concentração de O e P por AES em uma camada superficial do ferro fundido de 1,8 nm, lubrificado com aditivo EP [25].

Segundo os autores deste trabalho, a transição do desgaste moderado para severo dependeu de uma temperatura crítica e ocorreu por quebra e desaparecimento da fina camada de reação (constituída de fósforo na maior parte) e a substituição dessa camada por óxidos. Na região de menor desgaste, a razão oxigênio/fósforo (O/P) na camada superficial é pequena, aumentando à medida que o desgaste passa a ser severo, ou seja, à medida que os óxidos são formados. Conforme a proximidade da temperatura crítica que determina a transição de desgaste moderado para severo, o fosfato vai sendo substituído por óxido. O comportamento da ruptura do filme é afetado pela sua estrutura molecular e estabilidade térmica.

Uma observação a ser tomada neste ponto é a de se assumir o desgaste oxidativo, ou seja, o desgaste onde há envolvimento das camadas de óxido formadas sobre as superfícies, como um desgaste severo, que é a interpretação do trabalho de SCHUMACHER e seus colaboradores [25]. Embora o desgaste oxidativo seja moderado [13], parece haver um outro tipo de desgaste, ainda mais moderado, ou seja,

com taxas muito menores, quando se tem lubrificante e aditivos envolvidos no sistema. Por outro lado, o desgaste oxidativo mencionado por SCHUMACHER e seus colaboradores [25] como desgaste severo pode não ser o mesmo definido por QUINN [13], desde que a função do aditivo no lubrificante é evitar a ocorrência do desgaste a altas taxas com severa deformação, que não é o caso do desgaste oxidativo definido por QUINN.

- **Rugosidades das superfícies**

O acabamento superficial também exerce influência na formação de filmes [10], pois as superfícies mais rugosas levam mais tempo para formar camadas por quimissorção. Um filme estável pode ser formado após as asperezas mais altas serem removidas, o que ocorre somente após um tempo de deslizamento. Antes disso, o filme é arrancado pelas asperezas assim que é formado, ou seja, a baixa resistência da ligação do filme à superfície não consegue evitar que o filme seja arrancado pelas asperezas durante o contato.

3.6 “*Scuffing*” e transição do desgaste em sistemas lubrificados

“*Scuffing*” é um mecanismo de dano repentino que pode ocorrer dentro do processo de desgaste e é caracterizado por severa deformação plástica e enrugamento superficial localizados. Muitos pesquisadores consideram “*scuffing*” como uma falha repentina e catastrófica que ocorre dentro do regime de desgaste progressivo e não um tipo de desgaste em particular. Com essas considerações, o “*scuffing*” pode ser relacionado à ocorrência de transição do desgaste, de moderado para severo.

Devido à sua principal característica para ocorrência em sistemas lubrificados, é relacionado com um mecanismo de adesão acentuada, causado por um colapso do filme lubrificante.

Algumas definições do termo "*scuffing*" estão baseadas na causa ou origem do dano, e outras estão baseadas nos efeitos provocados.

A definição observada no METALS HANDBOOK [31] envolve a causa e o efeito do dano; ou seja, "*scuffing*" é "*uma forma de desgaste adesivo que produz riscos superficiais ou (contrariamente) um alto polimento nas superfícies em atrito, observado com freqüência em partes mal lubrificadas*".

Já no WEAR CONTROL HANDBOOK [32] o termo é definido baseado na causa, como um "*dano localizado causado pela ocorrência de soldagem em fase sólida entre as superfícies deslizantes, sem fusão superficial local*", com uma observação de que o seu significado depende do país: no Reino Unido, "*scuffing*" é apenas soldagem em fase sólida; nos EUA, o "*scuffing*" é utilizado como sinônimo de "*scoring*" (raspagem), pois envolve também o efeito, no caso, efeitos abrasivos.

O mecanismo para a ocorrência do "*scuffing*" foi discutido por LUDEMA [33], que fez críticas quanto às expressões utilizadas, principalmente quando a adesão é associada à causa da ocorrência do "*scuffing*".

Experimentos para a determinação de critérios para a ocorrência de "*scuffing*" foram realizados por LEE e LUDEMA [34], utilizando monitoramento das mudanças nas rugosidades superficiais, da condutividade elétrica através do contato e do atrito, para diversas condições de lubrificação, dureza de materiais, microestruturas e rugosidades iniciais. Foi observado que a mudança no enrugamento da superfície ocorreu por duas causas separadas: deformação plástica e perda de material. O atrito e a condutividade

elétrica, durante o enrugamento por deformação plástica, se mantiveram em níveis baixos para muitos dos ensaios, indicando que um contato direto metal-metal ou adesão não foram a razão do enrugamento. Pequenas regiões de perda de material surgiram nos primeiros 50 ciclos, o que sugeriu aos autores um mecanismo de fadiga de baixo ciclo. Além disso, foi observado forte correlação entre os ciclos de contato para a primeira indicação de falha ("*sliding endurance*", ou limite de fadiga no deslizamento) e as propriedades dos metais que correlacionam com a vida em fadiga de metais em deformação plástica cíclica.

Com as observações dos experimentos de LEE e LUDEMA [34], para LUDEMA [33], a causa do "*scuffing*" em sistemas lubrificados é somente a adesão e sim a deformação plástica sucessiva das camadas superficiais, provocando a fadiga de superfície (fadiga de baixo ciclo). O início do fenômeno é atribuído à deformação plástica das asperezas, por combinações de tensões normais e trativas, decorrentes do movimento relativo. Continuadas e repetidas deformações plásticas ocorrem em algumas asperezas mais altas, que sofrem encruamento, até que, após alguns ciclos de operação, há ruptura por fadiga plástica (fadiga de baixo ciclo), formando partículas. Essas partículas formadas se aglomeram para formar partículas maiores, que são repetidamente deformadas e encruadas conforme passam pela região de contato. Eventualmente, uma partícula maior carrega a maior parte da carga quando passa pela região de contato, criando tensões de contato difíceis de serem suportadas pelo filme lubrificante. Nessa região, o filme adsorvido ou o óxido presente não suportam o tensionamento, resultando no colapso do filme e/ou do óxido. A temperatura nessa região aumenta, o que altera as condições de lubrificação da superfície, com mudanças na viscosidade ou na oxidação do lubrificante, e, somado ao aquecimento localizado, pode levar à ocorrência de uma solda por fusão. Essa solda provoca severo escoamento plástico, propagando o dano. Logo, por essa

seqüência de eventos, ocorre um mecanismo anterior à adesão por fusão das superfícies, não sendo considerada por LUDEMA [33] como uma causa fundamental para o "scuffing" em sistemas lubrificados. Fundamentalmente, a causa parece ser a deformação plástica localizada em pontos altamente tensionados, levando à ruptura do filme lubrificante e então à adesão por fusão das superfícies.

Segundo LEE e CHENG [35], que realizaram experimentos para a detecção de "scuffing" em equipamento tipo disco-contra-disco com movimento em direções transversas, os sinais mais evidentes da ocorrência de "scuffing" são pico ("jump") repentino na força de atrito, com aumento no nível de ruído e vibração. Há produção de fumaça, originada da queima do lubrificante, devido ao aumento da temperatura no contato. Foi observado pelos mesmos autores que, continuado o movimento, esse tipo de dano sempre leva à falha catastrófica, ou seja, ao engripamento das amostras, qualquer que seja a escala do dano inicial.

WAKURI e colaboradores [36] estudaram a ocorrência de "scuffing" em anéis de pistão de MCI, utilizando um equipamento "reciprocating"¹¹, mostrado na Figura 3- 11, e obtiveram curvas do coeficiente de atrito em função do parâmetro adimensional $\eta \bar{V}/\bar{P}$, onde:

\bar{V} : velocidade média do movimento alternado [m/s]

\bar{P} : carga normal aplicada por comprimento da amostra [N/m]

Para os ensaios, foi utilizado um segmento de anel de altura 7 mm e comprimento 23 mm, com velocidades médias de deslizamento (\bar{V}) de 4 a 20 m/s e pressões

¹¹ "Reciprocating machine" é o termo em inglês utilizado para equipamentos cujo movimento relativo de deslizamento do par de amostras é do tipo alternado.

nominais (\bar{P}) de 0 a 5 MPa. A velocidade de oscilação do anel foi mantida constante de 100 ciclos/min.

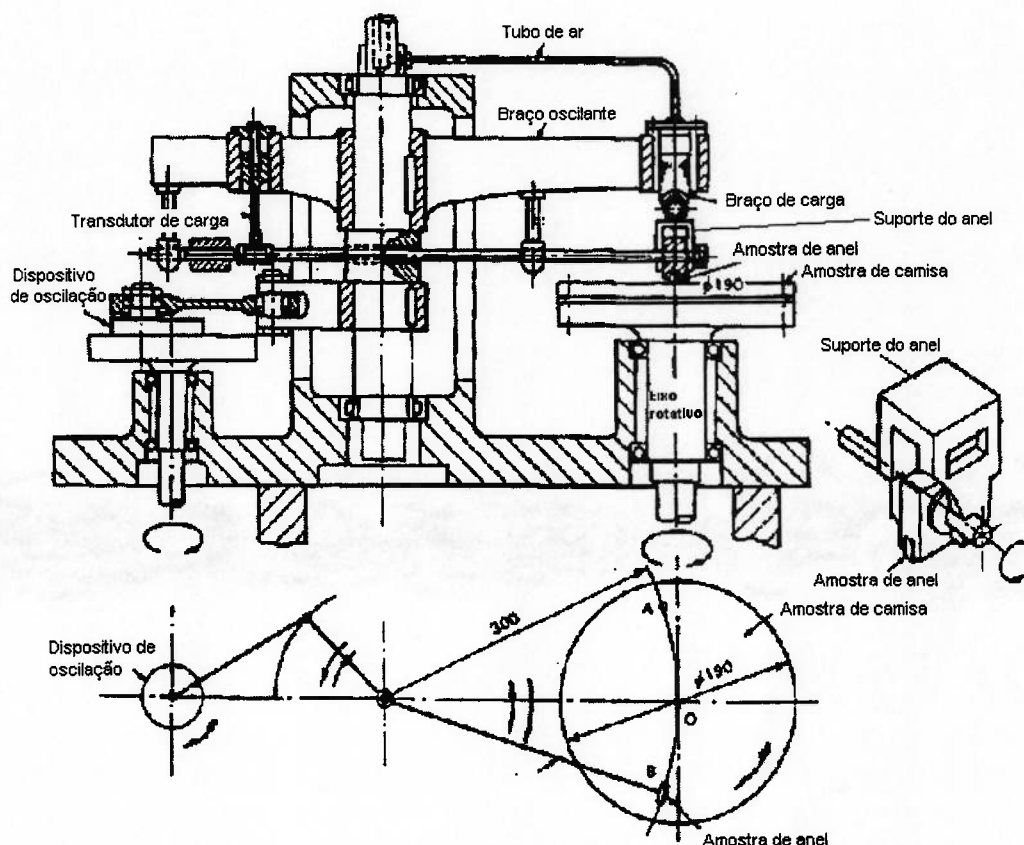


Figura 3- 11: Equipamento utilizado por WAKURI e colaboradores [36] para estudo do comportamento do atrito e lubrificação do par anel de pistão e cilindro de MCI.

O ensaio de “*scuffing*” foi realizado aumentando-se a pressão nominal de contato e a velocidade média alternadamente por estágios, até atingir os valores desejados. Simultaneamente, a temperatura da amostra foi aumentada a uma taxa de 2 °C/min durante um tempo inicial de 50 minutos. Completado este período inicial, continuou-se a aumentar a temperatura à mesma taxa, até a ocorrência do dano. O aumento repentino do atrito e da temperatura foram os elementos para detectar a ocorrência de “*scuffing*”.

A **Figura 3- 12** mostra uma série de padrões observados do atrito dinâmico ao longo do tempo. Para este ensaio, o aumento repentino da força de atrito ocorreu aos 75 min de ensaio. Nota-se o aumento do atrito máximo ao longo do tempo de ensaio.

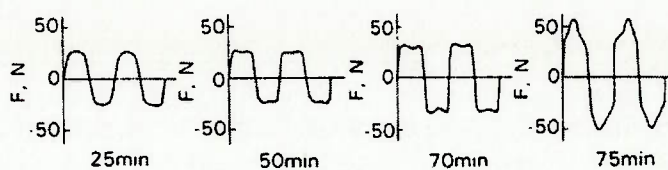


Figura 3- 12: Mudanças no padrão do atrito ao longo do ensaio. Reprodução de WAKURI, et al [36].

Na Figura 3- 13 são mostradas as mudanças na relação entre o máximo coeficiente de atrito do ciclo e o parâmetro adimensional $\eta \bar{V}/\bar{P}$, em função da pressão nominal de contato \bar{P} e velocidade média \bar{V} , Figura 3- 13a e Figura 3- 13b, respectivamente. Os autores observaram que o “*scuffing*” ocorre na região de lubrificação mista, entre os valores de coeficientes de atrito μ de 0,01 a 0,1. Os pontos de ocorrência do dano de cada condição estão indicados com uma linha vertical.

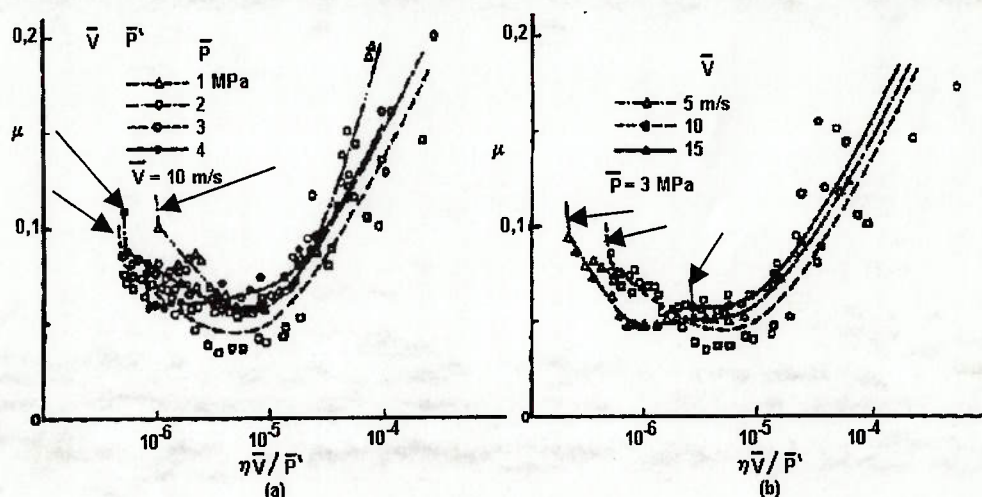


Figura 3- 13: Curvas experimentais do coeficiente de atrito máximo por ciclo em função do parâmetro $\eta \bar{V}/\bar{P}$, obtida por WAKURI, et al. [36] através de ensaios (contato plano) em laboratório com equipamento “*reciprocating*” para estudos do comportamento tribológico e ocorrência de “*scuffing*” em sistemas anel-cilindro. a) influência de \bar{P} ; b) influência de \bar{V} .

De acordo com as curvas da Figura 3- 13, o coeficiente de atrito crítico (imediatamente anterior ao “*scuffing*”) tende a diminuir com o aumento da carga e da velocidade média, indicando que, se a carga ou a velocidade média forem relativamente mais altas, há maior chance para a ocorrência do dano sob baixos coeficientes de atrito. De acordo com a Figura 3- 13a e a Figura 3- 13b, houve uma maior variação da região de

ocorrência do dano com a variação da velocidade média, do que pode-se concluir que a velocidade média exerceu maior influência para o valor do μ crítico (μ imediatamente anterior ao dano).

Em relação ao valor crítico do parâmetro adimensional $\eta \bar{V}/\bar{P}$, a carga exerceu maior influência no valor do parâmetro, se comparada à influência da velocidade média, como mostrado na

Figura 3- 14. Ou seja, embora tenha provocado uma menor variação no parâmetro adimensional, houve uma maior variação do μ crítico quando a velocidade média foi variada, indicando que a velocidade exerce maior influência para o estabelecimento do μ crítico para o dano.

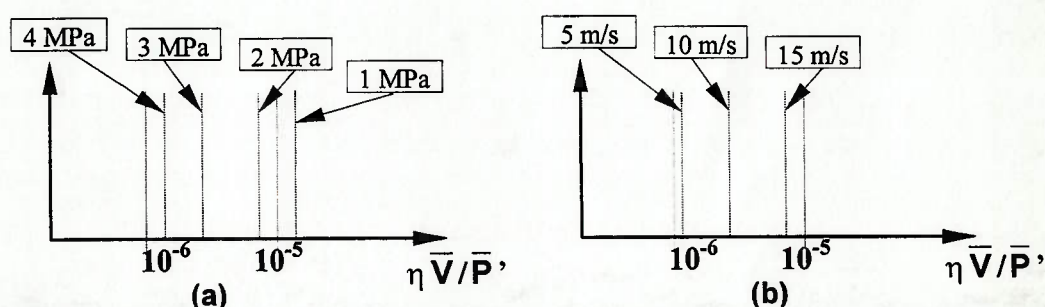


Figura 3- 14: Influência da carga (a) e da velocidade média (b) no valor do adimensional $\eta \bar{V}/\bar{P}$.

Os autores do trabalho observam que a maior dependência do μ crítico com a velocidade média é explicada devido à velocidade favorecer mais a elevação da temperatura na interface de contato, se comparada à influência da pressão. A elevação da temperatura a valores relativamente altos leva a duas conseqüências para o dano, ou seja, dificulta a adsorção do lubrificante na superfície e, além disso, facilita a fusão da camada superficial, ocasionando o “*scuffing*”.

SCHNEIDER e colaboradores [37] ensaiaram anéis de pistão de primeiro canaleta revestidos de cromo em MCI a diesel, para estudar a influência da velocidade de

rotação do motor no desgaste dos anéis e verificaram que o desgaste da face de contato com a parede do cilindro é menor quanto maior a velocidade de rotação, contrariamente ao resultado obtido para o “*scuffing*”. Uma possível explicação é que, com velocidades do motor maiores, há menor chance de contato entre anel e parede do cilindro devido à ação de uma maior lubrificação hidrodinâmica, o que minimiza o desgaste; porém, nas regiões em que há maior contato (PMS, por exemplo), a maior velocidade seria crítica para a ocorrência do “*scuffing*” por proporcionar maior aquecimento localizado entre as asperezas.

3.7 Influência dos parâmetros no comportamento tribológico de pares deslizantes

◆ Temperatura superficial (contato)

A temperatura superficial, originada da dissipação de energia térmica devida ao atrito gerado durante o deslizamento, favorece a formação de filmes protetores por reações químicas das superfícies com o lubrificante, nos sistemas lubrificados, bem como a formação de óxidos protetores, nos sistemas a seco. Os óxidos também podem estar presentes nos sistemas lubrificados, porém a formação durante o deslizamento é menor devido à atuação da lubrificação.

A proteção ao desgaste depende do valor da temperatura atuante. Temperaturas maiores podem ocasionar a dessorção de filmes protetores porém acelerar a formação de óxidos, e a superfície estará protegida pelo óxido. A uma temperatura menor, em que óxidos não são formados tão rapidamente mas em que filmes não sofram dessorção, a superfície também estará protegida pelos filmes. Porém, se a temperatura for tal que haja a dessorção dos filmes e o óxido não possa ser formado rápido o suficiente, a

superfície estará desprotegida e um desgaste pronunciado poderá ocorrer por processo adesivo.

SO [14], em estudo de desgaste oxidativo de aço contra aço (de médio e alto carbono) em ensaio a seco com equipamento pino-sobre-disco, observou que em geral, o desgaste oxidativo ocorria quando a temperatura média da área de contato aparente atingia uma faixa de 140 a 400 °C. O autor também verificou que o tipo de óxido formado depende da temperatura. Para uma temperatura menor que 140 °C ocorreu formação de $\alpha\text{Fe}_2\text{O}_3$. De 140 °C a 280 °C, houve formação de Fe_3O_4 e acima de 280 °C, FeO . Na maioria dos casos, quando a temperatura média da superfície¹² atingia 400 °C, o desgaste mudava de severo para moderado por formação de um novo óxido. Esse resultado indica a importância da temperatura da superfície para o desgaste.

Em sistemas deslizantes lubrificados, a temperatura pode influir nas características do lubrificante, como estabilidade à oxidação, viscosidade, vaporização e inflamabilidade. Desses, o aspecto mais importante, considerando-se a falha do filme, é a estabilidade quanto à **oxidação** do óleo, segundo NEALE [38].

A **Figura 3- 15** mostra um gráfico dos limites superiores de temperatura para os vários tipos de lubrificantes líquidos [38]. Nota-se que os lubrificantes minerais são menos resistentes à oxidação quando utilizados em maiores temperaturas. De acordo com o gráfico, os óleos minerais sem anti-oxidantes na sua constituição não resistem à oxidação sob temperaturas maiores que 100 °C. Já os lubrificantes sintéticos permitem utilização a maiores temperaturas sem oxidar.

¹² Obtida a partir de modelagem matemática da condução térmica no pino e medição da temperatura do pino com termopares soldados.

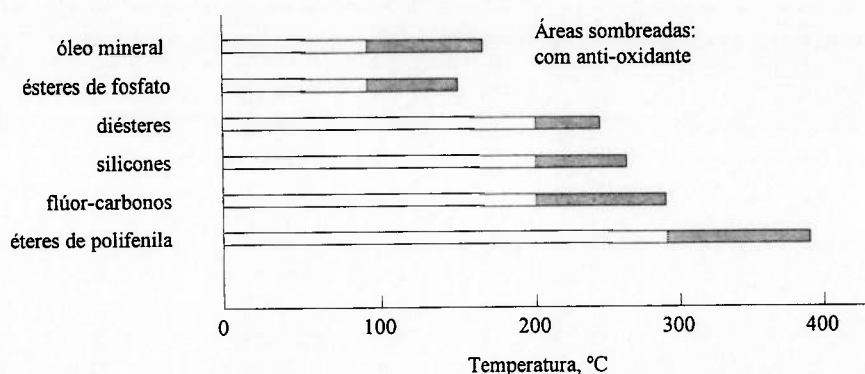


Figura 3- 15: Gráfico de limites superiores de temperatura para os vários tipos de lubrificantes líquidos [38]. Obs.: os ésteres, diésteres, silicones, flúor-carbonos e éteres são sintéticos.

Quanto à influência da temperatura na viscosidade do óleo, tem-se o exemplo, citado por TOMANIK [39], para óleos lubrificantes automotivos, através de uma equação que relaciona a viscosidade cinemática de óleos lubrificantes automotivos com a temperatura (Equação 2).

$$\eta'(T) = \eta_0' \cdot e^{\frac{b}{(T + \theta_0)}} \quad [\text{St}] \quad (2)$$

Onde:

η_0' , b e θ_0 : constantes que dependem do óleo, Tabela 3- 1

T : temperatura [°C]

η' : viscosidade cinemática [St] = 10^{-6} m²/s

A Tabela 3- 1 traz as constantes utilizadas para a Equação (2) [39].

Tabela 3- 1: Constantes da Equação (2) para diferentes classes SAE de lubrificantes automotivos [39].

SAE	η_0	b	θ_0
5W	5,54	900	110,8
10W	4,08	1066	116,5
15W	6,68	902	100,2
20W	2,37	1361	123,3
20	4,99	1028	108,0
30	2,37	1361	123,3
40	2,37	1396	121,7
50	1,96	1518	122,6

A temperatura também afeta o desempenho dos aditivos presentes no óleo, como observado do trabalho de SO e colaboradores [30], que estudaram o mecanismo anti-desgaste de óleos contendo ZDDP. Na Tabela 3- 2 é mostrada a ação do aditivo em função da temperatura.

Tabela 3- 2: Ação do aditivo ZDDP em função da temperatura [30].

temperatura T (°C)	ação do aditivo ZDDP
25 < T < 180	ocorrência da adsorção
80 < T < 120	formação de filmes de Zn, P, O
120 < T < 150	condição de menor atrito
T > 150	atrito flutua, decomposição dos filmes aumenta

De acordo com a Tabela 3- 2, esse aditivo tem maior eficiência a $120^{\circ}\text{C} < T < 150^{\circ}\text{C}$.

Tomando-se as temperaturas envolvidas nos sistemas na prática, como, por exemplo, nos MCI's, segundo a MAHLE [40]¹³, a temperatura do pistão na região do PMS dos anéis do primeiro canaleta está em torno de 220 °C para motores Otto e 250 °C para Diesel, indicando que, nesta região, o lubrificante atua sob uma condição muito crítica.

A eficiência da reação química dos aditivos presentes no lubrificante depende também do material presente na superfície metálica a ser protegida. YANG e colaboradores [41] estudaram a eficiência de aditivos anti-desgaste em superfícies metálicas recobertas com molibdênio implantado ionicamente e verificaram que a presença do molibdênio teve o efeito de diminuir a adsorção do aditivo na superfície, diminuindo, portanto, a quantidade de elementos reativos na superfície metálica para a formação de filmes protetores, o que gerou diferentes comportamentos do material ao desgaste em função da temperatura.

13

Fabricante de pistões de MCI's.

◆ Temperatura "bulk" (volume)

Além de mudanças químicas relacionadas à formação de filmes superficiais, a temperatura pode provocar mudanças metalúrgicas (por exemplo, mudança de fase) e alterar propriedades mecânicas (por exemplo, dureza, resistência, tenacidade), modificando o comportamento quanto ao desgaste. DIETER [42] menciona que a curva tensão-deformação e as propriedades de escoamento e fratura derivadas do ensaio de tração são fortemente dependentes da temperatura do ensaio.

Em geral, a resistência diminui e a ductilidade aumenta conforme o aumento da temperatura do ensaio. Entretanto, mudanças estruturais, como a precipitação, envelhecimento por deformação ou recristalização, podem ocorrer em certas faixas de temperatura, alterando esse comportamento geral. Em temperaturas elevadas, processos termicamente ativados reduzem a resistência e favorecem a deformação.

Na Figura 3- 16, reproduzida de um trabalho de WITTENBERGER e NATHAL [43], pode-se observar a variação das propriedades com a temperatura.

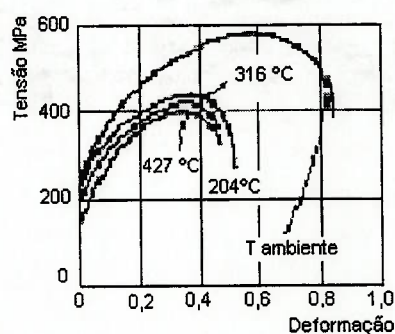


Figura 3- 16: Diagramas tensão-deformação para aço inoxidável tipo 304 [43].

◆ Interação Lubrificação, Temperatura, Carga e Velocidade

Segundo LEE e CHENG [44], a temperatura das asperezas para a ocorrência de dano por "scuffing" em contato lubrificado é cerca de 150 °C, para lubrificação limite, a

altas cargas. Os autores realizaram ensaios lubrificadas com óleo sintético poli- α -olefina, em um equipamento disco-contra-disco e pressões nominais variando da atmosférica a 2.000 MPa, e verificaram que a falha também pode ocorrer na **lubrificação EHD**, se a temperatura atingir 324 °C. A diferença dos valores de temperatura foi atribuída ao maior percentual de carga ser suportado pelas asperezas que estão em contato na **lubrificação limite**, enquanto que na **lubrificação EHD**, parte da carga é suportada pelas asperezas e parte pelo filme de óleo, estando o lubrificante sob pressão localizada em alguns pontos do contato. Segundo LEE e CHENG [44], a pressão hidrodinâmica é determinante para a dessorsão do lubrificante da superfície, o que causa a falha. Quanto maior a pressão, menor a tendência para a dessorsão. Assim, na **lubrificação EHD**, com maiores pressões hidrodinâmicas atuantes, devido à presença de um filme de óleo relativamente mais espesso, a temperatura para a expulsão do lubrificante da interface de contato por dessorsão deve ser maior, se comparada à temperatura na **lubrificação limite**.

Por outro lado, WAKURI e seus colaboradores [36] observaram que mesmo com a diminuição do atrito há maior possibilidade de o fenômeno ocorrer em **lubrificação EHD** se há aumento da velocidade média (vide **Figura 3- 14b**). Os autores relacionaram esse fato à maior temperatura interfacial proporcionado com as maiores velocidades, e consideraram que, além do aumento da temperatura das superfícies deslizantes ocasionar distúrbios na dessorsão e orientação do lubrificante na interface, o que está de acordo com a teoria da dessorsão do lubrificante descrita por LEE e CHENG [44], causa também a fusão entre as camadas mais superficiais. Os fatores de dessorsão do lubrificante e fusão das camadas superficiais, somados, originam a falha por “*scuffing*”.

◆ Interação Lubrificação e Topografia da superfície

A influência da rugosidade no desgaste é maior nos períodos iniciais do ensaio, durante o amaciamento, quando os perfis de contato ainda estão próximos às configurações iniciais. Após um tempo de deslizamento, os picos serão desgastados, porém, segundo REASON [3], os vales originais podem ainda permanecer na superfície, auxiliando na lubrificação. Considerando-se esse fato, uma superfície com um perfil de rugosidade com maiores vales é mais resistente ao desgaste.

PAWLUS [45] menciona que o deslizamento do par anel-cilindro em MCI's é fortemente influenciado pela habilidade das superfícies na retenção do óleo, o que depende da topografia dos cilindros. Entretanto, sobre a habilidade da superfície na retenção do óleo, TOMANIK [4] lembra que cuidados devem ser tomados ao se assumir os vales de um perfil de rugosidade superficial como retentores de óleo lubrificante. No perfil da superfície obtido através de um rugosímetro, as escalas transversais e longitudinais ao perfil são completamente diferentes e a superfície é vista de modo comprimido para que se tenha boa visualização dos picos e vales, não sendo portanto representativo quanto à relação entre larguras e alturas dos picos e vales.

Segundo FREIRE [46], que ensaiou revestimentos de anéis de pistão de MCI, a função de retenção do lubrificante é atribuída às porosidades ou pequenas trincas presentes no revestimento da superfície de contato dos anéis, como as trincas geradas pelo processo de deposição de cromo em canais, denominado industrialmente de "*channel chromium plating*". Em geral, os revestimentos de cromo são obtidos por um processo de eletrodeposição em banho de cromo. A eletrodeposição gera pequenas fissuras transversais à superfície, devido às contrações sofridas durante o processo. Essas fissuras possuem uma espessura da ordem de 1 μm e a capacidade de atuarem como

reservatório de lubrificantes é pequena, se comparada com as fissuras obtidas para anéis recobertos com cromo em canais. Os canais são obtidos por processo de reversão no processo eletrolítico do banho de cromo após a cromação normal, com o qual o material das fissuras é perdido, aumentando o seu tamanho. Para este tipo de revestimento, além da característica de retenção do lubrificante, a taxa de fissuramento, que define características de aspecto, distribuição e densidade das fissuras ("*crack pattern*"), influi nas propriedades de resistência à fadiga de superfície e, portanto, no desgaste.

◆ Interação Lubrificação e Geometria da superfície

A Figura 3- 17, reproduzida do trabalho de TEJADA e PADIAL [47], mostra a espessura do filme de óleo existente no contato entre anel de pistão e parede do cilindro de MCI para três geometrias diferentes da face de contato do anel.

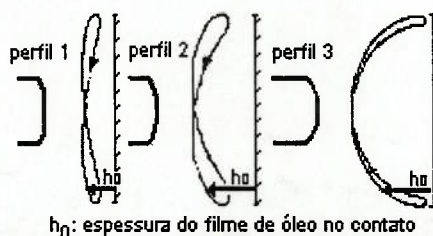


Figura 3- 17: Efeito do perfil da face de contato de anel de pistão contra a parede do cilindro de MCI na espessura do filme de óleo [47].

De acordo com a Figura 3- 17, com anéis mais abaulados, o filme de óleo é muito menor nos pontos mortos, e o contato nessas regiões é mais crítico. Porém, no restante do curso, a espessura do filme é maior quanto maior o abaulamento.

3.8 Métodos de avaliação do desgaste

Como a ocorrência dos mecanismos e regimes de desgaste depende das condições do tribossistema, além das condições de operação (carga, temperatura, velocidade), o meio lubrificante (p. ex., características do óleo, como viscosidade e eventual presença de

partículas) e as superfícies (p. ex., rugosidade e perfilometria) devem ser bem caracterizados para possibilitar a análise do desgaste.

Uma classificação da resistência ao desgaste de materiais sob mesmas condições de trabalho deve levar em consideração os itens a seguir.

◆ Taxas de desgaste

As taxas de desgaste podem ser obtidas por comprimento, volume ou massa perdida, em função da distância ou tempo de ensaio.

Segundo BAYER [11], a avaliação por perda de massa não é significativa para ensaios com taxas de desgaste reduzidas, como as taxas de desgaste obtidas em ensaios de revestimentos de espessura reduzida. O mesmo ocorre quando se tem revestimentos porosos como os aspergidos por chama, por exemplo de molibdênio. A presença de camadas porosas pode levar a um aumento da massa por absorção ou depósito de partículas nos poros após o ensaio. Além desses fatores, a princípio, as taxas de desgaste obtidas dos ensaios em laboratório não correlacionam em termos quantitativos com os valores resultantes de outros ensaios que se aproximam mais das condições reais de trabalho de componentes¹⁴, pela característica de desgaste acelerado dos ensaios em laboratório.

Já a perda em volume deve ser analisada com cuidado ao se utilizar modelos de desgaste, uma vez que existe dependência da área de contato, que se for variável com o tempo, poderão ser obtidos valores incorretos.

¹⁴ Por exemplo, para ensaios de componentes automotivos tem-se bancos dinamométricos com MCI.

A perda em espessura ou comprimento também não é indicada para comparativos quando a área de contato muda durante o ensaio. Quando o desgaste ocorre em uma área relativamente grande, como no caso do desgaste da face de contato do anel de pistão em MCI's corre-se o risco de se obter resultados com dispersão elevada.

Como exemplo da ordem de grandeza numérica das taxas de desgaste dos anéis de pistão, obtidas nos ensaios em motor, tem-se a estimativa do desgaste veicular da espessura radial do anel de MCI's, em função da distância percorrida pelo veículo¹⁵, para o anel revestido de cromo e anel nitretado a gás. A estimativa da taxa de desgaste foi muito menor para o nitretado a gás, de $9,0 \cdot 10^{-8}$ mm/km, comparado ao anel revestido de cromo, de $5,0 \cdot 10^{-7}$ mm/km.

Já nos ensaios em dinamômetro, a taxa de desgaste do anel também pode ser medida em função das horas de ensaio. A Tabela 3- 3 mostra as taxas de desgaste do anel de 1° canaleta medidas para um ensaio realizado em motor diesel, com 1.200 horas em dinamômetro¹⁶.

Tabela 3- 3: Taxas de desgaste do anel (1° canaleta) nitretado a gás ensaiado em MCI a diesel , 1.200 horas¹⁶.

Aumento do "gap"	Desgaste na espessura radial	Desgaste em massa
$7,3 \cdot 10^{-5}$ mm/h	$1,7 \cdot 10^{-5}$ mm/h	$6,0 \cdot 10^{-5}$ g/h

¹⁵ Fonte: TOMANIK, E. **Durability estimation of gas nitrided and chromium coated top rings.** Nota técnica CTPM/N 97031- COFAP, 1997. Para a obtenção da estimativa, foram feitas as seguintes suposições: o desgaste é linear na espessura radial do anel; a vida do anel cromado termina quando toda a camada de 0,10 mm for desgastada e a vida do anel nitretado a gás termina quando a camada é desgastada até atingir 700 HV (aproximadamente 40 μ m de profundidade); a variação na espessura radial é 20% maior na região do "gap" (abertura do anel), ou analiticamente: $\Delta_{\text{radial}} = 1,2 \cdot (\Delta_{\text{gap}} + 2\pi)$. O desgaste foi obtido através da medição da variação do "gap".

¹⁶ Fonte: DEMARCHI, V. **Durabilidade do pacote de anéis nitretados no motor MBB OM366A.** Nota técnica CTPM/N 95012- COFAP, 1995. MBB refere-se a motores MERCEDES BENZ

A **Figura 3- 18** mostra o gráfico de desgaste da espessura radial do anel de 1° canaleta nitretado a gás de um ensaio realizado em motor diesel, com 1.900 horas em dinamômetro¹⁷.

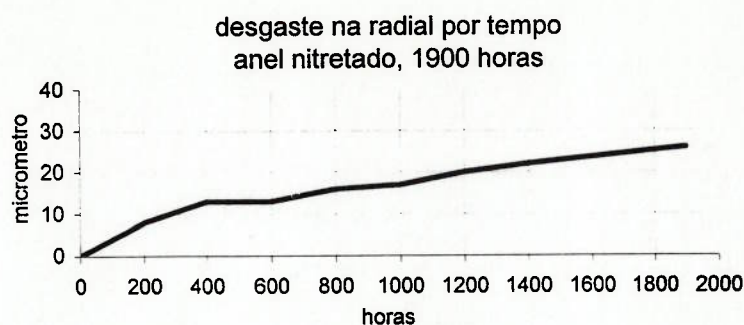


Figura 3- 18: Gráfico de desgaste na espessura radial do anel nitretado de 1° canaleta de ensaio em dinamômetro, motor diesel, 1.900 horas.

Observa-se pela **Figura 3- 18** que a taxa de desgaste da espessura radial do anel passa a ser mais constante apenas após 400 horas. A taxa para o desgaste progressivo (após as 400 horas) foi de $8,6 \cdot 10^{-6}$ mm/h. Se a taxa for considerada linear desde o início do ensaio, tem-se uma taxa de $1,4 \cdot 10^{-5}$ mm/h. Anteriormente às 400 horas, considerando-se taxa constante, tem-se $3,3 \cdot 10^{-5}$ mm/h. Esses valores são da mesma ordem de grandeza do valor mostrado na **Tabela 3- 3**.

A **Figura 3- 19** mostra o gráfico de desgaste da espessura radial do anel de 1° canaleta nitretado a gás de um ensaio realizado em motor diesel, com 800 horas em dinamômetro¹⁸.

¹⁷ Fonte: DEMARCHI, V.; GARCIA, M. *Curvas de dureza x desgaste na radial para anéis nitretados em motores diesel*. Nota técnica CTPM/N 96030- COFAP, 1996.

¹⁸ Fonte: DEMARCHI, V.; GARCIA, M. *Curvas de dureza x desgaste na radial para anéis nitretados em motores diesel*. Nota técnica CTPM/N 96030- COFAP, 1996.

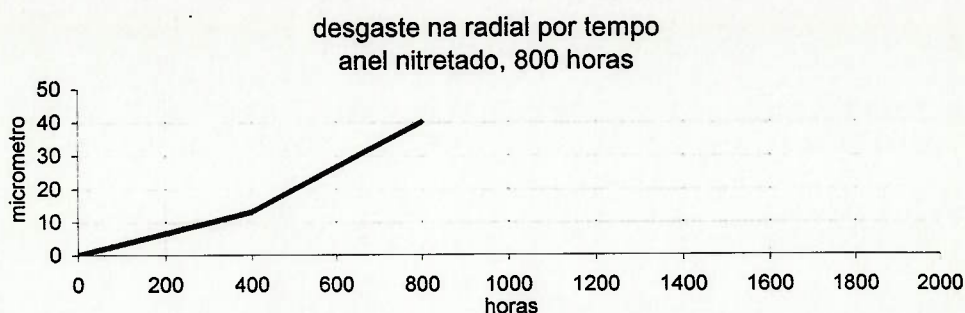


Figura 3- 19: Gráfico de desgaste na espessura radial do anel nitretado de 1º canaleta de ensaio em dinamômetro, motor diesel, 800 horas.

Observa-se da **Figura 3- 19** um comportamento mais severo quanto ao desgaste do anel nitretado neste motor¹⁹. A taxa de desgaste após as 400 horas (de $6,8 \cdot 10^{-5}$ mm/h) foi maior que nas primeiras horas (de $3,3 \cdot 10^{-5}$ mm/h) de ensaio. Após as 400 horas de ensaio, que corresponderia a uma situação de desgaste progressivo, a taxa foi de uma ordem de grandeza superior à taxa mostrada na **Tabela 3- 3**.

De um modo geral, nota-se que os anéis de pistão dos MCI's apresentam uma taxa de desgaste muito baixa, caracterizando o desgaste em regime moderado.

◆ Perfilometria

A perfilometria permite observação de regiões de desgaste diferenciados ou irregulares ao longo do curso ou trilha percorrida e é indicada também para taxas de desgaste reduzidas, como para ensaios de revestimentos.

Essa avaliação tem maior importância em ensaios com movimento alternativo ou em sistemas que apresentam variabilidade de parâmetros na área de desgaste.

¹⁹ O tipo do motor difere para os dois casos descritos (1.900 e 800 horas de ensaio). O ensaio com 800 horas foi realizado no motor com diâmetro 128 mm e curso 155 mm, 5 cilindros, diferente do motor utilizado para as 1.900 horas (caso anterior), com diâmetro 97,5 mm e curso 133 mm, 6 cilindros.

◆ **Análise das superfícies**

Para realizar comparativos de resistência ao desgaste, é recomendável observar-se a aparência das superfícies desgastadas para identificar modos ou regimes de desgaste predominantes (severo ou moderado) e indícios de mecanismos atuantes. Uma observação mais generalizada das superfícies desgastadas é em geral realizada por estereoscopia e microscopia óptica. Para uma observação mais detalhada, utiliza-se a microscopia eletrônica de varredura.

A análise química das superfícies permite verificar a presença de filmes, fases e transformações de fase. Embora sofisticada e necessite de conhecimentos técnicos dos equipamentos de análise, a microscopia óptica de varredura (MEV) com análise por espectroscopia de difração de elétrons e/ou por difração de raios X, permitem obter dados fundamentais para a identificação dos mecanismos de desgaste predominantes.

◆ **Medição da rugosidade**

A avaliação das variações na rugosidade pode representar um recurso adicional para a determinação do tipo ou modo de desgaste atuante no ensaio. Os parâmetros a serem selecionados para estudo variarão de acordo com o número de informações requeridas. Em geral, são comparados os valores dos parâmetros **Ra**, **Rmax** e **Rz**.

3.9 Interpretação dos resultados dos ensaios de desgaste em laboratório

Ao se caracterizar a resistência ao desgaste através de ensaios de laboratório com equipamentos convencionais, os resultados de ensaios precisam ser muito bem analisados para se obter uma correta interpretação.

Embora haja controvérsias quanto à utilização do equipamento de bancada para estudos de desgaste visando uma direta aplicação tecnológica, os ensaios em equipamentos

convencionais fornecem resultados de desgaste dos materiais em função de parâmetros específicos, por possibilitar estudos em ambientes tribológicos bem controlados e monitorados. Já os equipamentos de ensaio que se aproximam das condições reais de trabalho são mais onerosos, por requerer um número maior de controles de variáveis, e, além disso, para a construção de tais equipamentos, há necessidade de estudos tribológicos especialmente dirigidos para o par de componentes objeto de estudo.

Para ensaios de desgaste de corpos deslizantes ou pares tribológicos de aplicação tecnológica, como o par anel de pistão e parede do cilindro de MCI's, há utilização de equipamentos apropriados para ensaios de desgaste de revestimentos, como o esclerômetro ou o pino-contra-plano, este com pinos de extremidade esférica. Porém, em geral, estes equipamentos são muito distantes quanto aos parâmetros operacionais e estruturais. Nesse sentido, segundo CZICHOS [1], para uma boa aplicabilidade dos resultados do ensaio em casos práticos, algumas condições de ensaio devem ser obrigatoriamente reproduzidas, como a geometria de contato e os eventuais modos de lubrificação.

Por outro lado, o equipamento utilizado por YOSHIDA e colaboradores [48] em estudo de revestimentos para aplicação em anéis de pistão possui uma configuração totalmente diferente do contato anel-cilindro estabelecido nos MCI's, e apesar disso o equipamento é amplamente utilizado para ensaiar revestimentos aplicados a anéis de pistão. Segundo os autores, que estudaram métodos para reduzir a ocorrência do "scuffing" em anéis de pistão nitretados, os resultados auxiliaram a detectar a melhor superfície entre três analisadas. O equipamento utilizado está mostrado na Figura 3- 20.

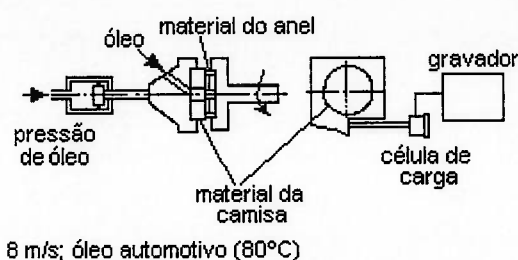


Figura 3- 20: Equipamento de ensaio de “scuffing” utilizado por YOSHIDA, et al. [48].

Esses autores ensaiaram três tipos diferentes de materiais de anel:

- 1) aço inoxidável nitretado,
- 2) aço inoxidável nitretado revestido de um filme composto com espessura menor que 10 μm e
- 3) aço inoxidável nitretado revestido com PVD.

Como resultado dos ensaios com o equipamento de bancada, quanto à resistência ao desgaste, obteve-se o PVD (3) melhor que o nitretado (1), e este melhor que o revestimento de filme fino (2).

No ensaio de 1.500 horas em motor, o PVD (3) foi melhor que o revestimento de filme fino (2), e ambos não sofreram “scuffing”, porém ocorreu “scuffing” para o nitretado (1).

A interpretação dos autores para o resultado contrário nos ensaios entre a opção (1) e (2) foi que o revestimento de filme fino (2) é menos resistente ao desgaste do que o nitretado (1), porém, devido à habilidade em manter um contato com menor atrito e melhor condição de lubrificação, o revestimento de filme fino (2) oferece maior proteção contra “scuffing”, comparado ao nitretado (1).

Logo, a obtenção de resultados de desgaste de alto valor com equipamentos de laboratório não implica necessariamente em um mau desempenho do revestimento ou da superfície em condições reais de utilização. É necessário que haja uma interpretação

conveniente do resultado, considerando-se que deve haver um conhecimento prévio do ambiente e da configuração de trabalho nas condições reais de utilização do material.

É necessário também considerar, na interpretação dos resultados de desgaste, a etapa ou fase de desgaste em que o material estiver sendo estudado. Um determinado revestimento pode ter bons resultados para o período do amaciamento, quando é desejável um desgaste maior porém sem ocorrência de “*scuffing*”, ou para o período do desgaste progressivo, quando é desejável um desgaste muito menor. No período de amaciamento, há um processo de desgaste considerado severo, que, entretanto, não deve levar à danificação das superfícies e sim a uma melhor conformação geométrica entre as mesmas. As etapas de amaciamento e desgaste progressivo devem ser consideradas quando se leva resultados obtidos em laboratório para o caso real, como verificado através dos ensaios de YOSHIDA e seus colaboradores [48], em que o revestimento de filme fino sofreu maior desgaste, porém esse fato foi benéfico para o componente nitretado, uma vez que houve um amaciamento no motor sem ocorrência de “*scuffing*”, e o nitretado, que possui elevadas propriedades de dureza, resistiu ao desgaste na fase progressiva.

Além do fator tempo ou etapa do processo de desgaste, há de se considerar efeitos de sinergismos devido à ação de outros fenômenos, além do desgaste mecânico propriamente dito. Nesse sentido, segundo BALNARES, et al., *apud* VATAVUK, et al. [49], os MCI's a diesel possuem caracteristicamente maior tendência à corrosão devido aos produtos de combustão corrosivos e à maior presença de enxofre. E para verificar a resistência à corrosão do aço nitretado, VATAVUK e colaboradores [49] realizaram ensaio de corrosão com solução aquosa de H_2SO_4 (15%), a 100 °C, em segmentos de anéis de óleo, de aço, nitretados em banho de sal e sem nitretação, e também nos

expansores cromados. Os resultados mostraram melhora de 4 a 5 vezes na resistência à corrosão para o aço nitretado; entretanto, quando ensaiados em MCI's a diesel, o resultado se mostrou contrário. Nesse caso, algumas características típicas dos motores a diesel devem estar relacionados, como por exemplo, maiores pressões e vibração, o que pode ter contribuído para a remoção mais rápida dos produtos de reação de corrosão entre o meio e a superfície nitretada.

Logo, o ensaio de desgaste de laboratório fornece resultados relevantes para um determinado tipo ou processo de desgaste, porém, como o desgaste é um fenômeno que depende dos fatores relacionados (meio, contra-corpo, geometria, etc.), os resultados, bem como a determinação das condições laboratoriais a serem utilizadas, requerem um estudo e análise com extremo cuidado.

Para uma maior proximidade de resultados de desgaste, ou seja, para a obtenção de resultados mais representativos quanto ao desgaste observado na situação de trabalho real, nota-se que um equipamento mais próximo quanto à configuração de ensaio, poderá ter melhor desempenho. Nesse sentido, CHILDS e SABBAGH [50] criticam seu próprio trabalho, mencionando que não foi possível a reprodução das superfícies de desgaste do par anel-cilindro com o equipamento pino-sobre-anel.

Nos ensaios em equipamento segmento de anel-sobre-anel da COFAP, é observado com frequência que as superfícies de desgaste apresentam grande quantidade de deformação plástica, provavelmente pela alta carga imposta, e pode estar ocorrendo um desgaste severo. Nesse sistema, o tipo de contato e movimento relativo apresentado pelas superfícies de desgaste é bastante distinto do contato real entre anel e cilindro e as tensões e as deformações plásticas que levarão ao desgaste agirão de forma distinta.

EYRE e colaboradores [51] testaram vários tipos de equipamentos e verificaram o melhor desempenho do "reciprocating" para a obtenção de uma melhor reprodução da superfície de desgaste.

WARD [52] estudou a influência do tipo de tribossistema no desgaste comparando o desempenho de um equipamento pino-sobre-anel e um "reciprocating", utilizando aço contra aço a seco. O comportamento quanto ao desgaste em função da carga de ambos os equipamentos pode ser visto na **Figura 3- 21**.

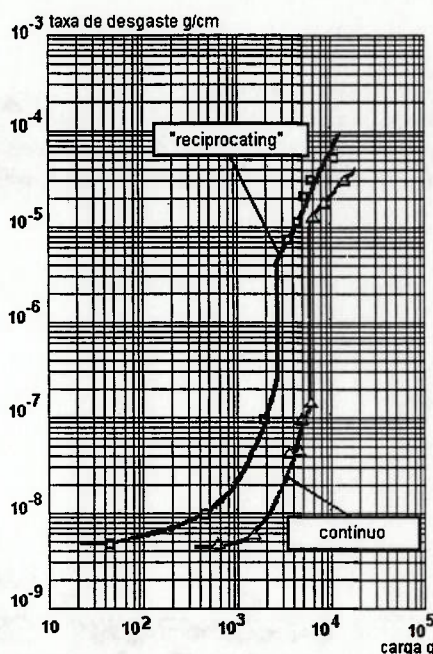


Figura 3- 21: Gráfico comparativo de resultados de desgaste não lubrificado para aço contra aço para dois tribossistemas diferentes (pino-sobre-anel e "reciprocating") [52].

Apesar das semelhanças entre os gráficos, ocorreram diferenças nas taxas de desgaste devido a algumas características básicas dos tribossistemas. As duas principais são a diferença na permanência dos fragmentos de desgaste na trilha, maior no "reciprocating", o que leva a um maior aumento de tensões localizadas em pequenas regiões, favorecendo a transição do desgaste, e a diferença no tensionamento das superfícies, que é cíclico no "reciprocating", induzindo uma maior chance de

ocorrência de mecanismos relacionados à fadiga de superfície, por oferecer condições para uma deformação plástica mais severa.

3.10 Considerações finais da revisão

- O desgaste é propriedade do sistema, sendo fortemente dependente dos parâmetros operacionais, estruturais e dos materiais.
- O desgaste por deslizamento em condições normais pode ser denominado desgaste moderado, associado a taxas de desgaste muito baixas, com atuação de mecanismos triboquímicos, nos quais há envolvimento de camadas muito superficiais, da ordem de dezenas de nanômetros de espessura. As superfícies geradas são polidas e com deformação plástica reduzida quando observadas por microscopia óptica. Dado à aparência polida, um mecanismo similar a uma micro-abrasão poderia estar agindo, porém diferente da abrasão de materiais propriamente dita, devido às baixíssimas taxas de desgaste.
- No desgaste deslizante moderado, pode haver ocorrência de transição para um desgaste severo, onde uma grande deformação plástica é observada. A transição é associada à ocorrência do “*scuffing*”, e tem como causa ou início uma deformação plástica em regiões localizadas do contato, envolvendo mecanismo de fadiga superficial e micro-soldagem das superfícies. O “*scuffing*”, uma vez ocorrido, leva ao dano catastrófico das superfícies.
- “*Scuffing*” é uma palavra imprecisa e quanto à sua definição, e é ponto de discussão dentro da Tribologia ainda não finalizado. O mecanismo da adesão entre superfícies é muitas vezes interpretada como a causa do “*scuffing*”, porém existem evidências de

que o tensionamento cíclico e a deformação plástica são as fontes originadoras do dano.

- O atrito em sistemas lubrificados depende da lubrificação, estabelecida em tipos ou modos ou regimes, compreendendo basicamente três: **limite**, onde as características dos corpos exerce a principal influência para o atrito; **LHD**, onde basicamente o lubrificante é o fator preponderante para determinar o atrito e o **EHD**, ou misto, onde tanto as características do lubrificante como dos corpos influenciam na produção do atrito, e é o regime ou modo de lubrificação mais difícil de estudar; apesar da presença do lubrificante na interface, pode haver ocorrência do “*scuffing*”. Uma das características da transição do tipo ou regime de desgaste é o pico repentino do atrito.
- Em sistemas lubrificados, o lubrificante exerce papel fundamental, criando condições interfaciais características tanto quanto a aspectos estruturais, fornecendo condições de atrito reduzido e dificultando portanto condições para deformação plástica. Dessa forma, as características do processo, como aspectos de encruamento dos materiais, são diferentes, se comparado aos sistemas secos. Também quanto a reações químicas com as superfícies, podendo haver formação de novas superfícies com diferentes propriedades superficiais que estarão efetivamente em contato e atuando para a ocorrência do desgaste por reação triboquímica. Além disso, existem afirmações de que a ocorrência do “*scuffing*” se dá devido a falhas no filme de lubrificante, sendo o que leva ao dano catastrófico dos sistemas lubrificados. O papel dos aditivos presentes, por exemplo nos óleos automotivos, é de evitar a ocorrência do “*scuffing*” em condições de lubrificação crítica, formando filmes protetores sobre as superfícies. Sob esses aspectos, no estudo da resistência ao desgaste de materiais que terão

envolvimento com meios lubrificados na prática, o meio lubrificante de estar presente nos ensaios de laboratório.

- Quanto à influência das variáveis do sistema, tem-se que velocidade relativa entre os corpos exerce significativa influência no estabelecimento dos regimes ou modos de lubrificação, e quanto maior a velocidade, menor o atrito e portanto menor o desgaste, embora maior seja a chance de ocorrência do “*scuffing*”.
- A temperatura também é um dos fatores de importância no desgaste de sistemas lubrificados, devido às influências que pode provocar nas características do lubrificante e nas superfícies. A influência da velocidade também está relacionada à temperatura, desde que ambas estão intimamente relacionadas à dissipação de energia no contato.
- O tipo de lubrificação também é fortemente influenciado pela geometria de contato. Por exemplo, em sistemas com movimento alternado, quanto menor a conformidade (conformidade macroscópica, não ao nível das asperezas) entre as superfícies, melhor a lubrificação no meio do curso, porém pior nos extremos. Também relacionado à geometria de contato, cita-se a sua influência no estabelecimento das tensões elásticas estáticas. Segundo as equações de HERTZ para contatos elásticos, as tensões na superfície de contato são fortemente dependentes da geometria de contato, podendo, por exemplo, aumentar a tensão máxima de 10 vezes, mudando-se o tipo de contato de cilindro-plano para cilindro-cilindro.
- Antes de se utilizar resultados de desenvolvimentos de materiais, obtidos por ensaios em laboratório com equipamentos convencionais, em aplicações tecnológicas, deve ser realizado um estudo detalhado do sistema real, e também da função específica do material, de modo a se ter o tribossistema bem definido. Desde que, nos sistemas

reais, tem-se o desgaste no período de amaciamento com maiores taxas, podendo haver ocorrência do “*scuffing*” levando ao dano catastrófico, e um desgaste progressivo a taxas baixíssimas, o estudo do desgaste com resultados de ensaios em bancada deve considerar os fatores relacionados ao tempo do processo. Desde que há possibilidade de controle e monitoramento de parâmetros em ensaios em laboratório, o que permite estudar a influência destes parâmetros nos resultados observados, o aproveitamento dos resultados existe, porém não há necessariamente uma aplicação direta. O objetivo dos ensaios em laboratório também deve estar bem determinado, desde que o material tem diferentes características de comportamento sob desgaste severo e moderado. Um estudo relevante para o desenvolvimento de materiais resistentes ao desgaste é quanto à ocorrência da transição do desgaste, visando-se determinar que fatores levaram à transição.

- Em laboratório, é difícil simular uma condição de desgaste real usando equipamentos convencionais de ensaio devido aos vários parâmetros que influenciam o fenômeno nas aplicações práticas. Além disso, o desgaste moderado, que tem baixas taxas de perda de material, é difícil de ser estudado em ensaios acelerados de laboratório, primeiro devido aos riscos de se ensaiar um desgaste severo, podendo-se obter resultados que seriam diferentes para um material aplicado para desgaste moderado. Segundo, porque o tipo de análise que deve ser feita não é por perda de material, mas fundamentalmente pelo aspecto superficial, como presença de deformações plásticas, trincamentos, bem como conhecimentos químicos da superfícies que poderiam ter desencadeado as eventuais reações triboquímicas, e outros fatores ou características que poderiam ter originado o desgaste. Este tipo de análise exige cuidados extremos e conhecimentos das técnicas de exame superficial, que em geral são sofisticadas e requerem conhecimento técnico dos equipamentos de análise.

4. MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais

O material utilizado para os pinos foi o aço inoxidável, com microestrutura martensítica, de composição química nominal similar à apresentada pela norma DIN X90, nitretado a gás.

A Tabela 4- 1 mostra a composição química nominal do material utilizado para os pinos.

Tabela 4- 1: Composição química nominal do material dos pinos utilizados nos ensaios.

Elemento	%
C	0,85
Si	0,40
Mn	0,30
Cr	17,0
Mo	1,00
V	0,10

Os pinos foram usinados e retificados a uma dimensão final de 3 mm de diâmetro e 23 mm de comprimento.

Alguns ensaios preliminares foram realizados com pinos retificados e nitretados, com uma maior espessura de camada, mantendo-se a camada branca produzida no processo de nitretação.

A Figura 4- 1 mostra o corte longitudinal de um desses pinos, próximo à região de ensaio.

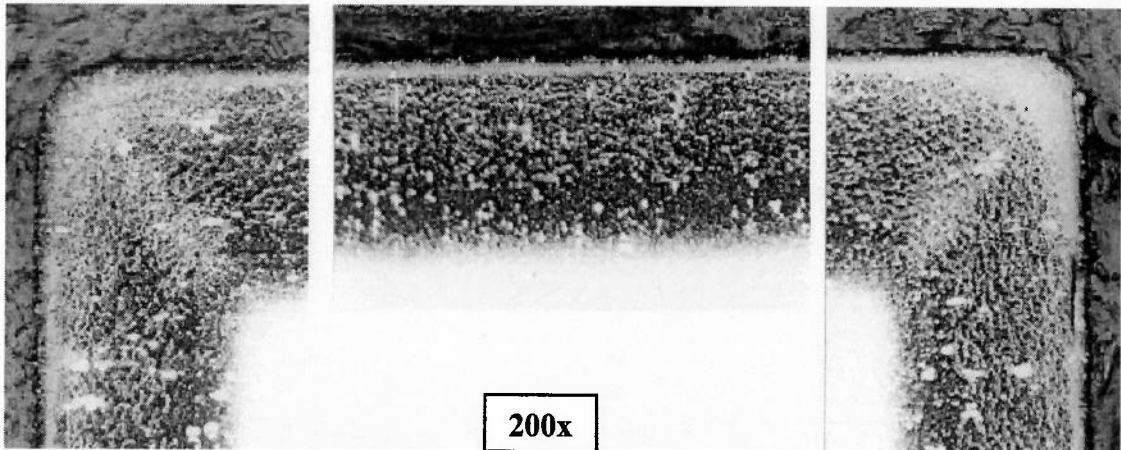


Figura 4- 1: Corte longitudinal da superfície de ensaio do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 200x. Condição com camada branca e maior espessura.

Para os ensaios de “*scuffing*”, a camada branca da superfície de ensaio dos pinos nitretados foi retirada por processo de jateamento em areia.

A **Figura 4- 2** e a **Figura 4- 3** mostram cortes longitudinais de pinos com a superfície após o jateamento para a retirada da camada branca.

Nota-se que com o aumento de 500x é possível visualizar a presença de uma fina camada branca na região de ensaio.

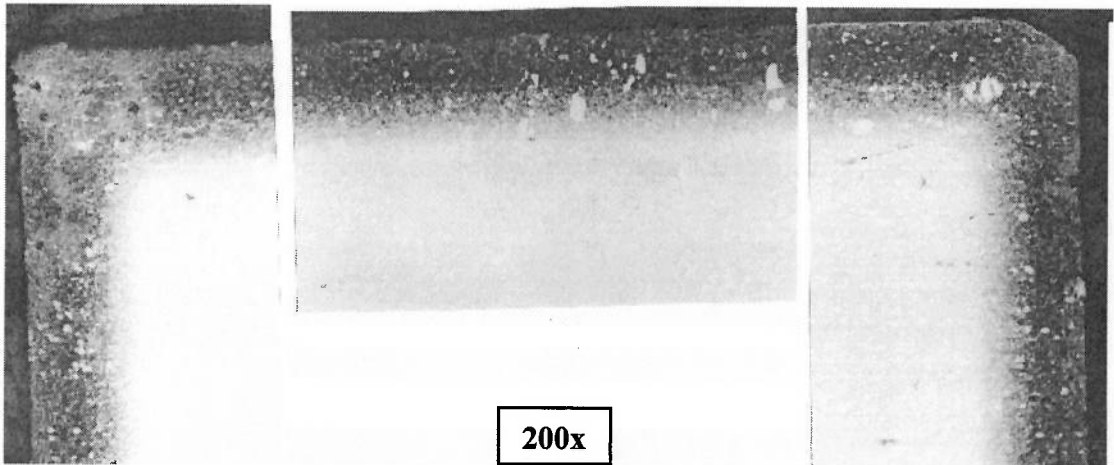


Figura 4- 2: Corte longitudinal da superfície de ensaio típica do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 200x. Condição sem arredondamento da borda.

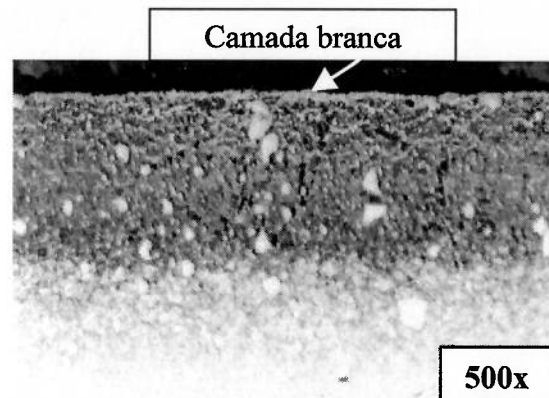


Figura 4- 3: Corte longitudinal (parte plana) do pino de aço inoxidável nitretado, diâmetro 3 mm, ataque Nital 3%, 500x. Condição sem arredondamento da borda.

Foram também ensaiados pinos sem camada branca com as bordas arredondadas, produzidas por processo de lapidação, com raio de arredondamento de 0,2 mm, como mostrado no desenho esquemático da **Figura 4- 4**.

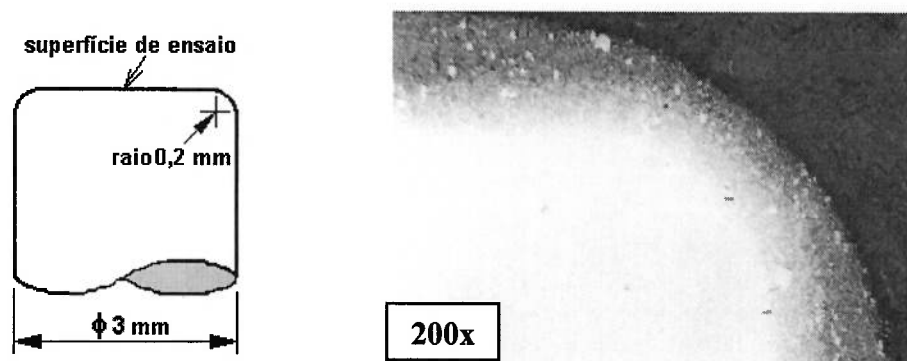


Figura 4- 4: Desenho esquemático com as dimensões do arredondamento, produzido por retificação da borda do pino, e corte longitudinal (região da borda) do pino de aço inoxidável nitretado, após o jateamento e arredondamento, ataque Nital 3%, 200x.

O material das placas foi o ferro fundido cinzento, com microestrutura perlítica, predominando grafitas tipo A e B, nos tamanhos 4 a 7, e dureza média de 250 HB.

A **Figura 4- 5** mostra a microestrutura e grafitização de uma região da superfície de ensaio da placa.

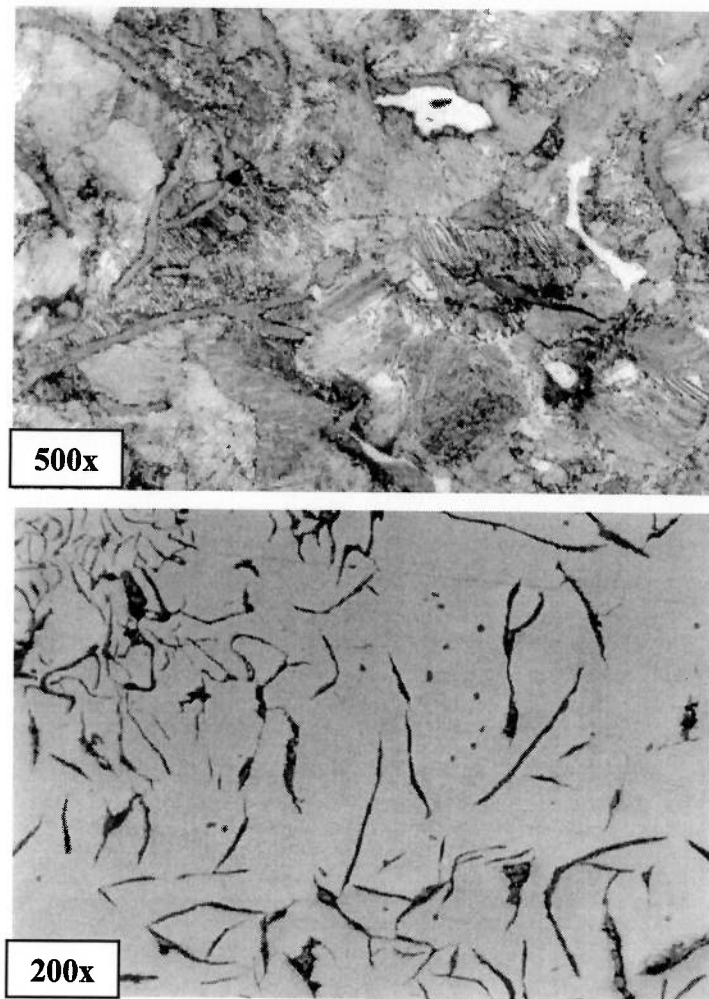


Figura 4- 5: Microestrutura (ataque Nital, 500 x) e morfologia das grafitas (sem ataque, 200x) da superfície da placa utilizada nos ensaios.

As placas foram retiradas de discos fundidos em molde de areia, como mostrado na Figura 4- 6, e tiveram acabamento retificado, perpendicular à direção de ensaio, com dimensão final de 38 mm x 58 mm x 5 mm.

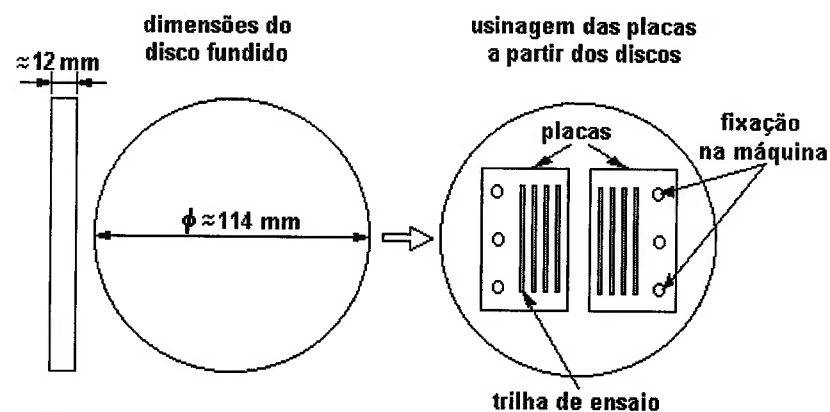


Figura 4- 6: Esquema com dimensões do disco fundido e usinagem das placas a partir do disco.

A Tabela 4- 2 mostra as médias e os respectivos desvios padrões dos valores de rugosidade Ra, Rz e Rmáx das placas, obtidos através de nove medições.

Tabela 4- 2: Valores médios e desvios padrões da rugosidade das superfícies de ensaio das placas (9 medições efetuadas).

Ra (μm)	Rz (μm)	Rmáx (μm)
0,46 \pm 0,10	3,70 \pm 0,71	4,47 \pm 0,98

Como lubrificante, utilizou-se o óleo lubrificante multiviscoso para motores diesel, composto de óleo mineral derivado de petróleo, classe SAE 15W40, atendendo aos requisitos da especificação API CF.

4.2 Métodos

O equipamento utilizado para os ensaios de desgaste foi o modelo TE67 da PLINT & PARTNERS, com o dispositivo para ensaio tipo pino-sobre-placa e movimento alternado.

O equipamento permite o controle e monitoramento de parâmetros de interesse tribológico, como a carga normal, velocidade de rotação, temperatura da placa, força de atrito média, potencial de contato e tempo de ensaio, entre outros.

Os máximos valores admissíveis para a carga normal são 100 N, com sistema por peso morto, ou 1.000 N, com atuador pneumático. Para os ensaios realizados, optou-se pelo atuador pneumático. A temperatura pode ser aplicada até a um máximo valor de 400 °C, medida na aresta da placa. A máxima frequência de oscilação é de 5 Hz para o curso de 50 mm, que foi o curso dos ensaios realizados.

A máxima velocidade linear relativa, localizada no meio do curso, é relacionada à frequência de oscilação como mostrada na Equação (4-1):

$$V = \pi \cdot f \cdot a \quad (4-1)$$

Onde:

V = máxima velocidade linear da placa [mm/s]

f = frequência de oscilação [Hz]

a = curso do pino sobre a placa [mm]

A **Figura 4- 7** mostra uma fotografia do equipamento, próxima à região de ensaio.

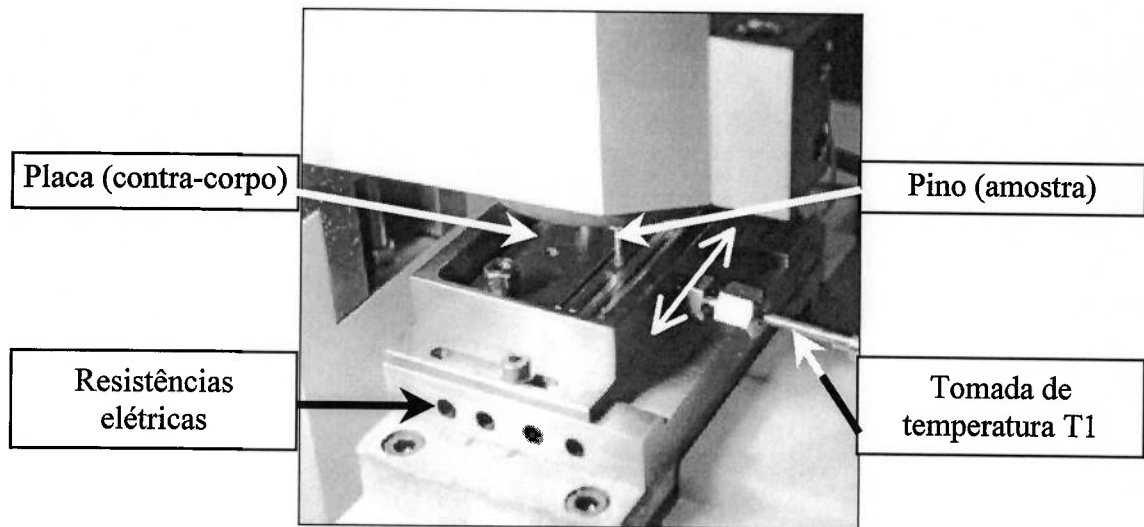


Figura 4- 7: Fotografia do equipamento TE67 com dispositivo pino-sobre-placa com movimento alternado.

O equipamento permite a realização de ensaios aquecidos, com o aquecimento efetuado por resistências elétricas posicionadas longitudinalmente na região inferior da placa. Um termopar de contato tipo K, posicionado na aresta lateral da placa, faz a tomada de temperatura T1, considerada como a temperatura de referência dos ensaios realizados.

Para efetuar um comparativo entre a temperatura da placa T1, medida pelo termopar de contato (tipo K) posicionado no furo usinado na aresta lateral da placa, e a temperatura da região de contato, utilizou-se um termopar tipo K, com valores de temperatura fornecidos por um aparelho portátil (Minipa). A **Figura 4- 8** mostra esquematicamente o posicionamento da extremidade do fio do termopar próximo à borda do pino, na região de contato com a placa. As medições da temperatura do pino foram realizadas durante os ensaios, com a placa em movimento.

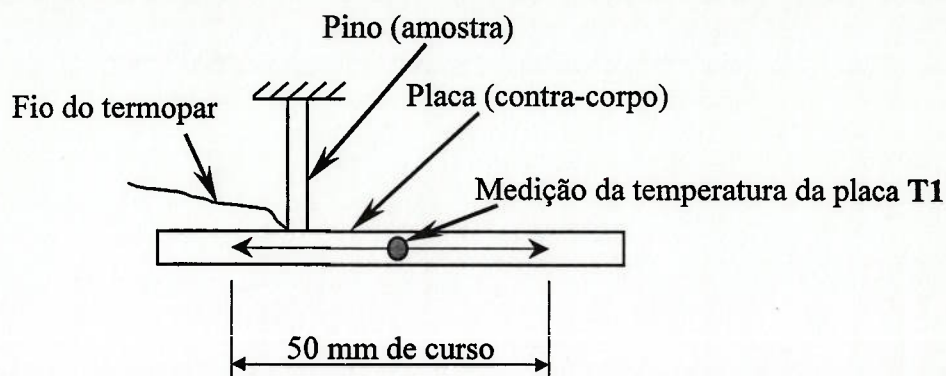


Figura 4- 8: Esquema da configuração pino-sobre-placa, com posicionamento da extremidade do fio do termopar na região de contato com a placa.

Os parâmetros dos ensaios, incluindo-se a força de atrito e o potencial de contato, foram armazenados em arquivos de dados. As taxas de aquisição controladas são de 1s ou 10 s. Também são possíveis aquisições de dados com uma taxa máxima, não controlada no tempo, ou aquisições de valores médios a cada período de tempo. Nos ensaios realizados, foi mantida uma taxa de aquisição dos dados a cada 10 segundos.

O sistema de aquisição de dados do equipamento possui um circuito eletrônico r.m.s. para a aquisição da força de atrito, que determina o armazenamento de valores médios quadráticos.

O potencial de contato medido nos ensaios representa o valor em milivolts da diferença de potencial existente entre as amostras (pino e placa). Segundo o manual do equipamento TE67, um valor nulo indica um contato com resistência nula, ou seja, contato metálico. Valores próximos a 60 mV indicam isolamento elétrico total entre as amostras. Os valores efetivamente observados para o potencial de contato foram

negativos e próximos a zero para o contato metálico e próximos a 45 mV para isolamento total²¹.

Os ensaios realizados compreenderam:

- ◆ **Ensaio preliminares, com pinos com camada branca e maior espessura de camada nitretada (Figura 4- 1).** Visando ensaios com lubrificação reduzida para induzir a ocorrência do “*scuffing*”, adotou-se um procedimento de lubrificação da placa, no início dos ensaios, com um pincel, para um espalhamento uniforme do óleo sobre a placa, retirando-se o excesso. Os ensaios foram realizados sem aquecimento, com frequência de 3,2 Hz e carregamento de 700 N, constantes. Também foram realizados ensaios aquecidos a 100 °C e a 150 °C, com frequência constante de 3,2 Hz, compreendendo uma etapa inicial (etapa 1) de aquecimento sem carregamento e uma segunda etapa (etapa 2) com carregamento a uma taxa de 2 N/s, até um máximo de 600 N. Para o ensaio a 150 °C, a carga máxima foi de 100 N.

- ◆ **Ensaio com pinos sem camada branca e menor espessura de camada nitretada, com (Figura 4- 4) e sem (Figura 4- 2) arredondamento.** As temperaturas de ensaio foram de 100 e 150 °C. Com os pinos arredondados, também foram realizados ensaios sem aquecimento. A lubrificação foi mantida similar em todos os ensaios, com 6 gotas de lubrificante, equivalente a 0,26 ml, distribuídas em espaços iguais sobre a placa na região do curso do pino, no início do ensaio. Todos os ensaios compreenderam duas etapas distintas. A etapa 1 foi efetuada com frequência de 0,5 Hz e carga de 20 N, com tempo equivalente a uma taxa de aquecimento na faixa de 2,5 a 4,5 °C/min para os ensaios aquecidos. O tempo para os ensaios sem aquecimento foi similar. A etapa 2 foi realizada com uma frequência de oscilação de 3,2 Hz. A carga normal, com um máximo de 600 N, foi aplicada a uma taxa de 2N/s pelo atuador pneumático.

21

Os valores limites, mínimo e máximo, do potencial de contato foram observados interligando-se as amostras por um fio metálico e elevando-se o suporte do pino, respectivamente.

Para a finalização dos ensaios foi adotado como critério o aumento repentino do coeficiente de atrito, estabelecido como um dos fatos conseqüentes da ocorrência de transição do processo de desgaste. Foi assumido um tempo máximo de ensaio de 4,8 horas.

As superfícies de desgaste do pinos e da placas foram observadas por microscópio óptico (BX60M, Olympus) e microscópio eletrônico de varredura (Leica). A massa dos pinos e placas foi medida com uma balança analítica com precisão de décimos de miligrama (Metler Toledo). O comprimento dos pinos foi medido um micrômetro milesimal (Mitutoyo). A rugosidade das placas foi obtida com rugosímetro mecânico (S6P, Perthen Mahr). Para a determinação dos perfis de desgaste nas placas utilizou-se uma máquina de medição de erros de forma (MMR4, F2A, Perthen Mahr). As amostras foram limpas com benzina retificada antes das medições. Para efetuar as análises químicas, foram realizados EDX sobre os pinos utilizando-se o microscópio eletrônico de varredura do Departamento de Engenharia Metalúrgica da EPUSP. As amostras foram limpas com tricloroetileno ou acetona para a visualização das superfícies no MEV.

5. RESULTADOS

5.1 Ensaaios preliminares

Como resultados dos ensaios preliminares sem aquecimento, frequência de 3,2 Hz e carga de 700 N, obteve-se **cinco quebras** de pinos, **três** que funcionaram até o tempo limite dos ensaios (4,8 horas) e **um engripamento**²¹. Todas as quebras ocorreram em menos de 5 minutos de ensaio, sendo que uma delas, assim como o engripamento, ocorreram logo nos primeiros ciclos do ensaio. Não houve nenhuma ocorrência de transição do desgaste, ou seja, "*scuffing*"²². Uma superfície do pino de um ensaio com duração de 4,8 horas está mostrada na **Figura 5- 1**. Nota-se que o desgaste foi muito pequeno, e a camada branca foi mantida na superfície.

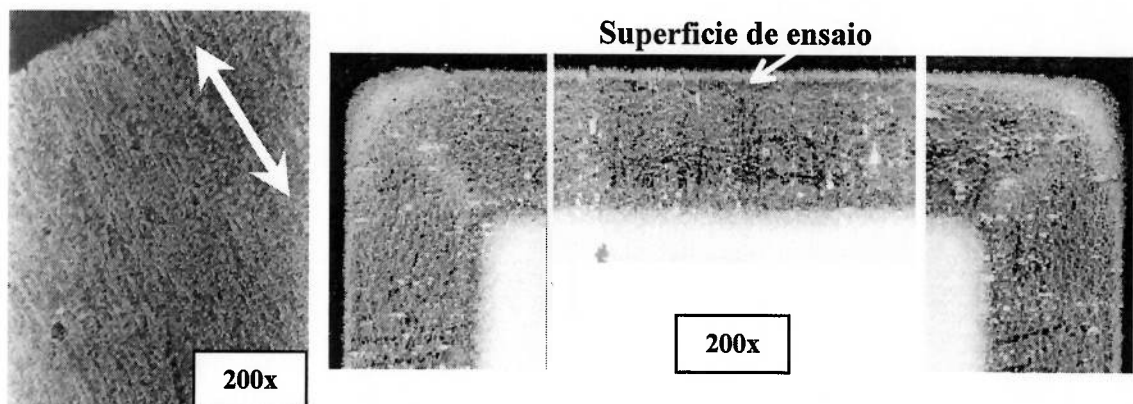


Figura 5- 1: Esquerda: superfície de ensaio do pino após um ensaio preliminar sem aquecimento em que não ocorreu transição do desgaste, duração de 4,8 horas. 200x. Direita: corte longitudinal do mesmo pino após o ensaio, 200x, ataque Nital 3%. Observar a presença da camada branca.

A ocorrência de quebras de pino pode ser atribuída à maior espessura da camada nitretada dos pinos utilizados nos ensaios preliminares, que foi considerada grande, em relação ao diâmetro de 3 mm, o que deve ter tornado o pino mais frágil estruturalmente

²¹ Ensaio finalizado devido à parada do motor elétrico.

²² Nos ensaios realizados, considerou-se a transição do desgaste, detectada com elevação repentina do coeficiente de atrito como condição para a ocorrência de "*scuffing*".

durante o movimento alternado, que teve o deslizamento dificultado pela lubrificação deficiente, com uma possibilidade de contato mais intenso localizado na borda não arredondada. A camada medida no microscópio óptico foi de aproximadamente 145 μm , representada na micrografia da Figura 4-1 como sendo toda a região escurecida pelo ataque do Nital. Medições de microdureza VICKERS 100 g (Shimadzu, HMV 100) na direção transversal de um pino de aço inoxidável nitretado mostraram uma relação de 1:3 da microdureza do substrato em relação à camada, com valores médios absolutos de 400 e 1200 HV, respectivamente, como mostrado na Figura 5- 2.

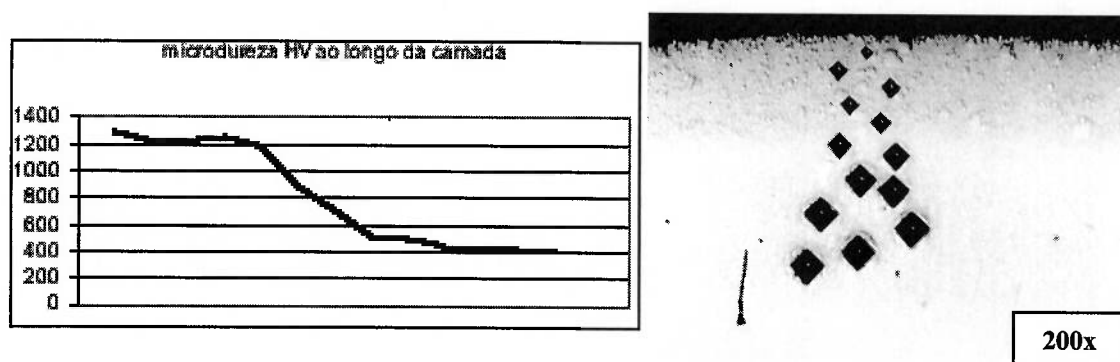


Figura 5- 2: Microdureza Vickers (100g) medida ao longo da camada nitretada, conforme as marcas de impressão mostrado na micrografia. 200x

O efeito da temperatura foi de aumentar a deformação plástica na região de contato mais intenso (borda do pino), notando-se que a susceptibilidade à ocorrência de quebras diminuiu. De um total de dois ensaios a 100 °C, carga máxima de 600 N, e um a 150 °C, carga máxima de 100 N, todos com frequência de oscilação de 3,2 Hz, houve **desgaste moderado** para os dois ensaios a 100 °C, com tempo total de ensaio superior a 70 minutos, e *“scuffing”* para o ensaio a 150 °C, aos 55 minutos de ensaio. As superfícies dos pinos estão mostradas na Figura 5- 3.

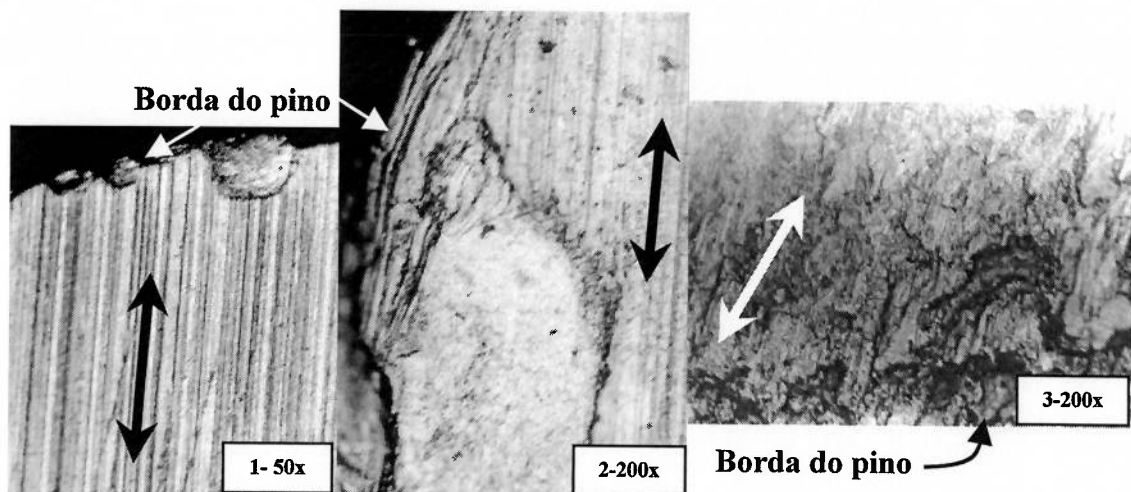


Figura 5- 3: Fotos 1 e 2: superfície de desgaste do pino nitretado a gás com camada branca, após 94 minutos de ensaio a 100 °C, sem transição. Foto 3: superfície de desgaste após a transição, ensaio a 150 °C.

Nota-se que a superfície do pino ensaiado a 100 °C, sem ocorrência de transição do desgaste, apresentou lascamento na região da borda, comprovando que há um maior tensionamento nessa região, já que o restante da superfície apresentou polimento. Nota-se também que há ausência de deformação plástica severa na superfície. Já a 150 °C, ensaio em que houve transição do desgaste, houve severa deformação plástica na borda do pino.

Quanto aos fragmentos de desgaste gerados, observou-se a formação de fragmentos de desgaste macroscópicos, de tamanhos que variaram de 30 a 400 μm , para o ensaio em que ocorreu a transição do desgaste. Muitas partículas apresentaram uma morfologia similar a placas, como observado por HUTCHINGS [18], na transição do desgaste no ensaio de latão contra aço. Nos ensaios em que não ocorreu tal transição, não houve detecção de partículas sólidas macroscópicas no resíduo gerado. Nesses casos, o resíduo, misturado ao lubrificante, apresentou coloração preta.

Os valores médios dos coeficientes de atrito observados durante o ensaio, sem a transição, estiveram por volta de 0,08.

Uma perfilometria da trilha de desgaste da placa de um dos ensaios preliminares em que não houve transição está mostrada na **Figura 5- 4**. Nota-se a uma superfície bastante lisa após o desgaste, indicando a ocorrência do **desgaste moderado**.

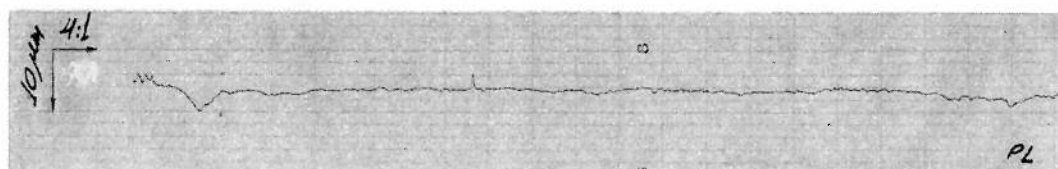


Figura 5- 4: Perfil de desgaste da placa na trilha de contato com o pino observado após um dos ensaios preliminares em que não houve transição do desgaste.

A **Tabela 5- 1** mostra os parâmetros de rugosidade medidos na trilha da mesma placa.

Tabela 5- 1: Valores de rugosidade da superfície da placa após ensaio em que não ocorreu transição (1 medição).

Ra (μm)	Rz (μm)	Rmáx (μm)
0,063	0,697	0,839

Comparando-se os valores da **Tabela 5- 1** com os valores anteriores ao ensaio, mostrados na **Tabela 4- 2**, nota-se que houve uma grande **diminuição** dos valores de rugosidade, o que, além da produção de uma superfície lisa, evidencia a ocorrência do desgaste moderado. O mesmo não ocorreu com o ensaio a 150 °C.

A **Figura 5- 5** mostra as curvas de carga, temperatura, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo, do ensaio com o pino mostrado na **Figura 5- 3**, em que não houve a transição.

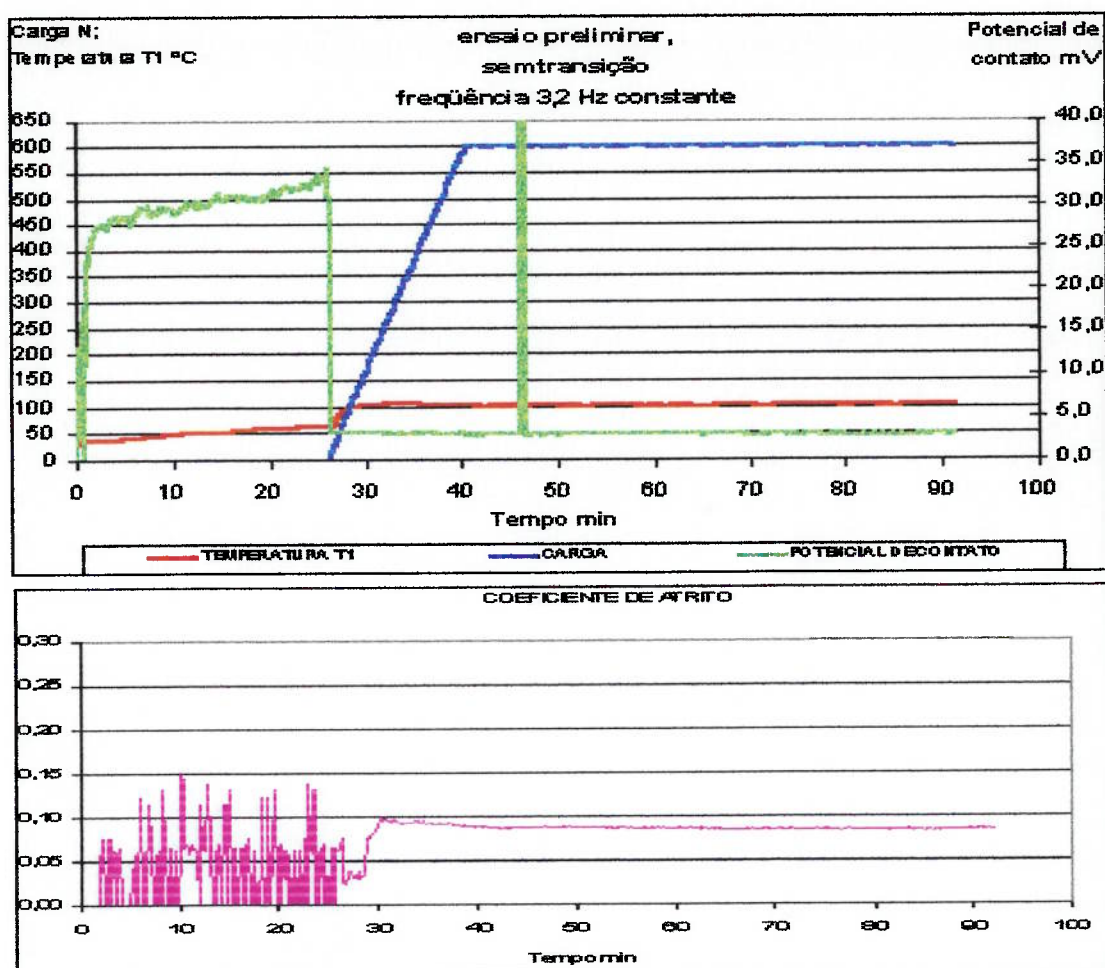


Figura 5- 5: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio preliminar com pino com camada branca (referente ao pino observado na Figura 5-3).

5.2 Resultados dos ensaios com pinos sem camada branca, sem e com arredondamento

Os pinos tiveram a espessura da camada nitretada igual a $73 \mu\text{m}$ em média, medida por microscópio óptico. A camada nitretada foi considerada como sendo toda a região escurecida pelo ataque por Nital (**Figura 4-2**).

As temperaturas dos ensaios com pinos sem e com arredondamento estão mostrados na **Tabela 5- 2** e **Tabela 5- 3**, respectivamente. Os valores das temperaturas correspondem à medição T1, tomada na aresta da placa, como indicado na **Figura 4-8**.

Tabela 5- 2: Temperaturas de ensaio com pinos não arredondados.

Ensaio	P4	P5	P6	P7	P8	P9	P10
Temperatura °C			100				150
n° Ensaio			5				2

Tabela 5- 3: Temperaturas de ensaio com pinos arredondados (*).

Ensaio	PA 14	PA 15	PA 20	PA 21	PA 22	PA 1	PA 2	PA 3	PA 7	PA 8	PA 16	PA 4	PA 9	PA 12	PA 13	PA 17	PA 18	PA 19
Temp. °C	31	47	40	40	45				100						150			
n° Ensaio			5						6						7			

(*) As temperaturas dos ensaios não aquecidos (PA 14, PA 15, PA 20, PA 21 e PA 22) são valores médios calculados por média aritmética dos valores T1.

Medindo-se a temperatura dos pinos durante alguns dos ensaios realizados, conforme arranjo mostrado na Figura 4-8, obteve-se um gráfico de correlação entre as temperatura T1 e a temperatura na base do pino, mostrado na Figura 5- 6.

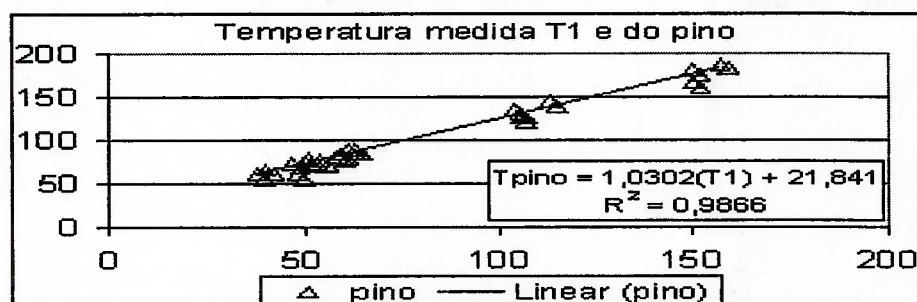


Figura 5- 6: Comparativo entre a temperatura medida em T1 e a temperatura medida na região próxima à borda do pino durante o ensaio.

Observa-se que, com o ajuste linear com 98,66% de correlação, a temperatura medida no pino esteve aproximadamente 22 °C maior que a temperatura medida em T1, em todas as faixas de temperatura utilizadas, indicando que a medição em T1 foi uma boa referência para a temperatura de ensaio.

A Figura 5- 7 e a Figura 5- 8 mostram curvas típicas da carga, temperatura, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito, dos ensaios com os pinos sem a camada branca.

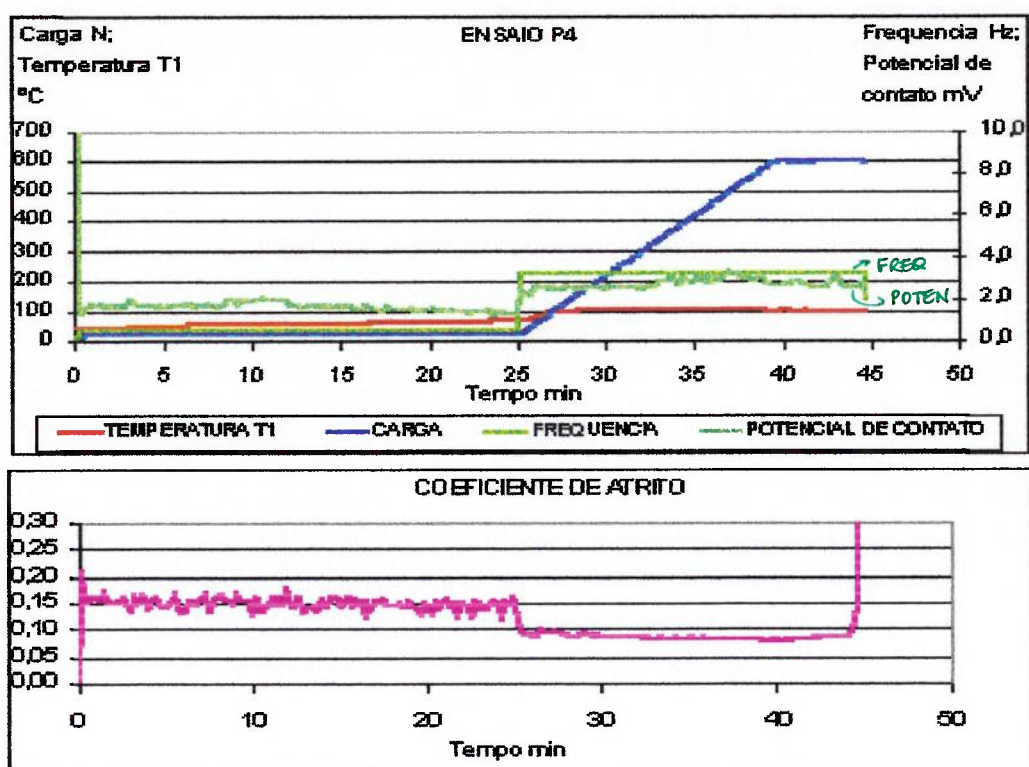


Figura 5- 7: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio com pino sem camada, não arredondado (ensaio P4).

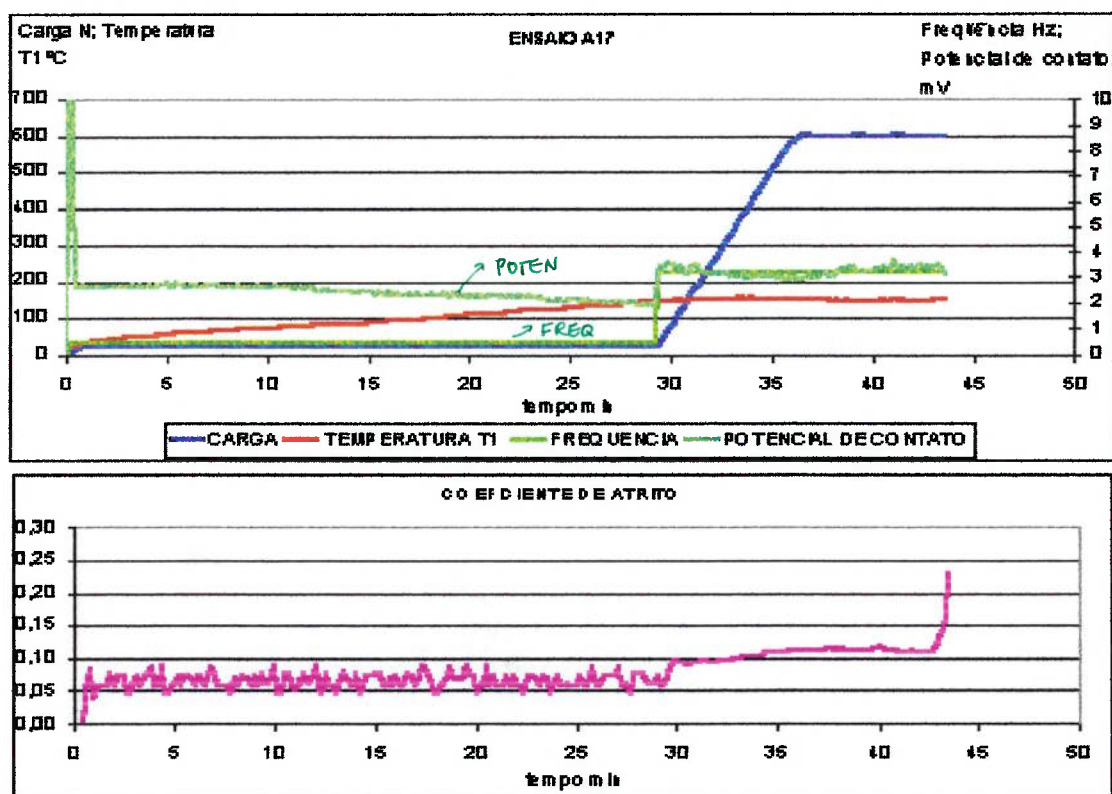


Figura 5- 8: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o pino arredondado (ensaio PA17).

5.2.1 Tempo para a transição

A Tabela 5- 4 e a Tabela 5- 5 mostram os tempos totais de ensaio da Etapa 1 e Etapa 2. O tempo da Etapa 1 variou essencialmente devido às variações nas taxas de aquecimento. Já na Etapa 2, notou-se que não há relação do tempo com a temperatura de ensaio, nem com o arredondamento dos pinos.

Tabela 5- 4: Tempo de cada etapa e tempo total até a ocorrência da elevação repentina do coeficiente de atrito, pino não arredondado. Valores médios e desvios padrões.

Temperatura °C	Etapa 1 (min)	Etapa 2 (min)	Tempo total (min)
100	29 ± 5	15 ± 8	44 ± 4
150	35,5 ± 0,7	17 ± 13	53 ± 13

Tabela 5- 5: Tempo de cada etapa e tempo total até a ocorrência da elevação repentina do coeficiente de atrito, pino arredondado. Valores médios e desvios padrões.

Temperatura °C	Etapa 1 (min)	Etapa 2 (min)	Tempo total (min)
Ambiente	19 ± 6	37 ± 33	56 ± 31
100	23 ± 3	21 ± 15	44 ± 13
150	29 ± 7	19 ± 7	48 ± 8

A Tabela 5- 6 e a Tabela 5- 7 mostram os coeficientes de variação dos tempos médios dos ensaios. Observa-se que o coeficiente de variação da Etapa 2 das duas condições de arredondamento dos pinos foram altos, o que implica em aleatoriedade quanto ao tempo para a ocorrência transição, para ambas as condições de arredondamento. O mesmo pode ser observado quanto às temperaturas de ensaio.

Tabela 5- 6: Coeficientes de variação (*) dos tempos médios de duração dos ensaios com pinos não arredondados.

Temperatura °C	Etapa 1 (%)	Etapa 2 (%)	Tempo total (%)
100	17	53	9
150	2	77	25

Tabela 5- 7: Coeficientes de variação (*) dos tempos médios de duração dos ensaios com pinos arredondados.

Temperatura °C	Etapa 1 (%)	Etapa 2 (%)	Tempo total (%)
Ambiente	32	89	55
100	13	71	30
150	24	37	17

(*) Obtidos da relação entre o valor médio e o desvio padrão.

5.2.2 Carga para a transição

A Tabela 5- 8 mostra que os ensaios com pinos não arredondados apresentaram transição do desgaste antes do término da aplicação da carga normal máxima, de 600 N, excetuando-se o ensaio P6. Dois ensaios (P4 e P5) foram finalizados por ocorrência de engripamento. Observa-se uma grande dispersão da carga final de ensaio.

Tabela 5- 8: Valores de carga normal e condição do final do ensaio, com pinos não arredondados.

Ensaio	Carga (N)	Condição final
P4	599	engripamento
P5	599	engripamento
P6	600	"scuffing"
P7	250	"scuffing"
P8	415	"scuffing"
Média e desvio padrão	490 ± 160	
P9	152	"scuffing"
P10	340	"scuffing"
Média e desvio padrão	245 ± 130	

Comparando-se as temperaturas de ensaio, observa-se que, a 150 °C, a carga para a ocorrência do "scuffing" foi menor, indicando uma maior severidade do ensaio.

Já nos ensaios com os pinos arredondados, quanto à carga da transição do desgaste, todos os ensaios foram finalizados com a ocorrência do "scuffing" com a carga máxima de 600 N, exceto em um ensaio (PA 14), concluindo-se que a superfície arredondada resultou em maior capacidade de suportar carregamentos severos.

5.2.3 Atrito

A **Tabela 5- 9** e a **Tabela 5- 10** mostram os coeficientes de atrito médios de cada etapa para as condições sem e com arredondamento, respectivamente. Os valores médios e os desvios padrões foram calculados por média aritmética dos valores médios²³ de cada ensaio em cada etapa.

Tabela 5- 9: Valores médios e desvios padrões do coeficiente de atrito calculados nas duas etapas, pinos não arredondados.

Temperatura °C	Etapa 1	Etapa 2
100	0,11 ± 0,03	0,10 ± 0,01
150	0,10 ± 0,01	0,10 ± 0,01

Segundo os valores mostrados na **Tabela 5- 9**, observou-se que os coeficientes de atrito médios se mantiveram em torno de 0,10 para ambas temperaturas de ensaio e ambas as etapas.

Tabela 5- 10: Valores médios e desvios padrões do coeficiente de atrito calculados nas duas etapas, pinos arredondados.

Temperatura	Etapa 1	Etapa 2
Ambiente	0,07 ± 0,01	0,11 ± 0,02
100 °C	0,08 ± 0,02	0,10 ± 0,01
150 °C	0,08 ± 0,02	0,10 ± 0,01

Pela **Tabela 5- 10**, nota-se que o coeficiente de atrito da Etapa 2 resultou **similar** aos valores da **Tabela 5- 9**, observando-se um desvio ligeiramente maior à temperatura ambiente. E com o pino arredondado, pelos valores da **Tabela 5- 10**, nota-se que o coeficiente de atrito médio na Etapa 1 (baixa carga) foi **menor** para as três temperaturas ensaiadas. Se o procedimento adotado para o aquecimento for interpretado como uma fase de assentamento das duas superfícies, pode-se concluir que a geometria

²³

Os valores médio de cada ensaio em cada etapa foram obtidos tomando-se a média aritmética dos valores de coeficiente de atrito armazenados no arquivo de dados. No cálculo do coeficiente de atrito médio da Etapa 2 de cada ensaio, os valores finais, referentes à elevação repentina, foram excluídos

arredondada permitiu um **menor gasto de energia** devido ao atrito para o assentamento das superfícies, provavelmente devido à maior capacidade de lubrificação proporcionada por essa geometria sob baixa carga. Isto não se verificou para a Etapa 2, devido ao maior carregamento. Entretanto, de um modo geral, aliado à observação da ausência do engripamento com pinos arredondados, pode-se concluir que os pinos arredondados puderam manter uma melhor lubrificação nos ensaios.

Ainda com o pino arredondado, pode-se observar que os ensaios sem aquecimento resultaram em coeficientes de atrito ligeiramente menor na Etapa 1 e maior na Etapa 2, em comparação com as demais temperaturas. Uma possível causa para essa observação seria que, na Etapa 1, com temperatura próxima à ambiente, haveria uma melhor manutenção do lubrificante na interface devido à maior viscosidade do óleo a temperaturas menores (mostrado na **Figura 5- 9**), e diminuindo portanto o atrito. Entretanto, na Etapa 2, sob maior carga, a temperatura ambiente pode desfavorecer uma adsorção adequada do lubrificante na superfície (em especial nos sulcos da superfície da placa), como ocorreria nas temperaturas maiores, e o atrito foi ligeiramente maior.

Para mostrar a influência da temperatura na viscosidade do óleo, TOMANIK [39] citou uma relação da viscosidade cinemática de óleos lubrificantes automotivos com a temperatura, como apresentada na **Equação (5-1)**:

$$\eta'(T) = \eta_0' \cdot \exp\left(\frac{b}{T + \theta_0}\right) \text{ [St]} \quad (5-1)$$

Onde:

η_0' , b e θ_0 :	constantes que dependem do óleo
T :	temperatura [°C]
η' :	viscosidade cinemática [St] = 10^{-6} m ² /s

Aplicando-se a **Equação 5- 1** para a classificação SAE40, tem-se o comportamento da viscosidade como mostrado na **Figura 5- 9**.

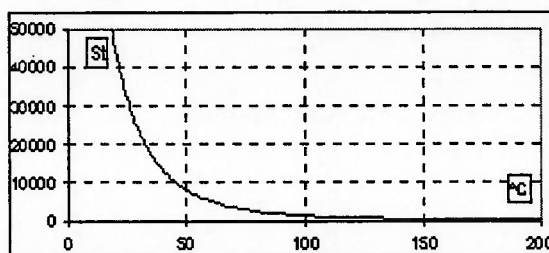


Figura 5- 9: Comportamento da viscosidade em função da temperatura para óleo automotivo SAE40.

5.2.4 Variação de massa dos pinos e placas e comprimento dos pinos

Com as técnicas utilizadas para as medições, não foram obtidos valores mensuráveis de mudança quanto a variações na massa ou no comprimento dos pinos.

Nos pinos não arredondados, não foi possível obter a variação no comprimento, uma vez que foi detectado flexão macroscópica dos pinos, em todas as medições de comprimento, realizadas após os ensaios. A flexão observada indica uma condição severa de trabalho dos pinos.

Já nos pinos arredondados, não foi observado flexão em nenhum dos ensaios realizados. Quanto à variação no comprimento desses pinos, embora fossem consideradas como estando dentro das incertezas de medição, pôde-se notar que todas as medições efetuadas resultaram em **aumento do comprimento**, excetuando-se um caso (ensaio PA 16), no qual a variação resultou nula, como mostrado na **Tabela 5- 11**. Observando-se as variações negativas, pode-se deduzir que houve alguma presença de um mecanismo de acúmulo de material sobre os pinos após os ensaios.

Tabela 5- 11: Variação calculada da medição do comprimento dos pinos com arredondamento antes e após os ensaios. Valores médios com os desvios padrões.

ambiente		100 °C		150 °C	
Ensaio	Variação (mm)	Ensaio	Variação (mm)	Ensaio	Variação (mm)
PA 14	-0,014	PA 1	-0,028	PA 4	-0,056
PA 15	-0,002	PA 2	-0,004	PA 9	-0,019
PA 20	---	PA 3	-0,002	PA 12	-0,060
PA 21	---	PA 7	-0,034	PA 13	-0,036
PA 22	---	PA 8	-0,038	PA 17	---
		PA 16	0,000	PA 18	---
				PA 19	---
Média	-(0,008)	Média	-(0,018)	Média	-(0,040)
Desv pad	± (0,008)	Desv pad	± (0,018)	Desv pad	± (0,020)

Obs.: --- não medido; variação calculada = [comprimento inicial – final].

Quanto à variação da massa dos pinos arredondados, mostrados na Tabela 5- 12, nota-se que, embora os valores também estejam dentro das incertezas de medição da balança analítica utilizada, há uma variação coerente com as variações obtidas para o comprimento dos pinos.

Tabela 5- 12: Variação calculada da medição do comprimento dos pinos arredondados antes e após os ensaios. Valores médios com desvios padrões.

ambiente		100 °C		150 °C	
Ensaio	Variação (g)	Ensaio	Variação (g)	Ensaio	Variação (g)
PA 14	0,000	PA 1	-0,001	PA 4	-0,002
PA 15	+0,001	PA 2	0,000	PA 9	-0,001
PA 20	---	PA 3	0,000	PA 12	-0,002
PA 21	---	PA 7	-0,001	PA 13	-0,002
PA 22	---	PA 8	-0,002	PA 17	---
		PA 16	+0,001	PA 18	---
				PA 19	---
Média	+(0,0005)	Média	-(0,0005)	Média	-(0,0018)
Desv pad	± (0,0007)	Desv pad	± (0,0010)	Desv pad	±(0,0005)

Obs.: --- não medido; variação calculada = [comprimento inicial – final].

Observando-se os valores negativos para as variações nos comprimentos e nas massas dos pinos com arredondamento, pode-se concluir que há um ligeiro aumento de acúmulo de material quanto maior a temperatura de ensaio desses pinos.

Quanto ao desgaste das placas, observou-se que uma vez iniciado o dano, o desgaste por perda de massa das placas é fortemente sensível ao número de ciclos de passagem do

pino após a ocorrência da transição. Como houve imprecisão quanto à detecção do instante da ocorrência de transição, os valores de perda de massa das placas foram muito dispersos.

5.2.5 Perfilometria da trilha de desgaste das placas

Não foram detectados regiões diferenciadas de desgaste, como usualmente pode ser observado em algumas superfícies desgastadas de camisas de cilindro de MCI's a diesel, nos finais de curso dos anéis de pistão. O desgaste das trilhas das placas, para os ensaios P9 e PA7 estão mostrados na Figura 5- 10, e o mesmo tipo de geometria da trilha da placa foi observado nos ensaios onde houve alisamento da superfície (ensaio preliminar, Figura 5- 4), excetuando-se o desgaste acentuado com a formação de um “sulco profundo” nos ensaios P9 e PA7.

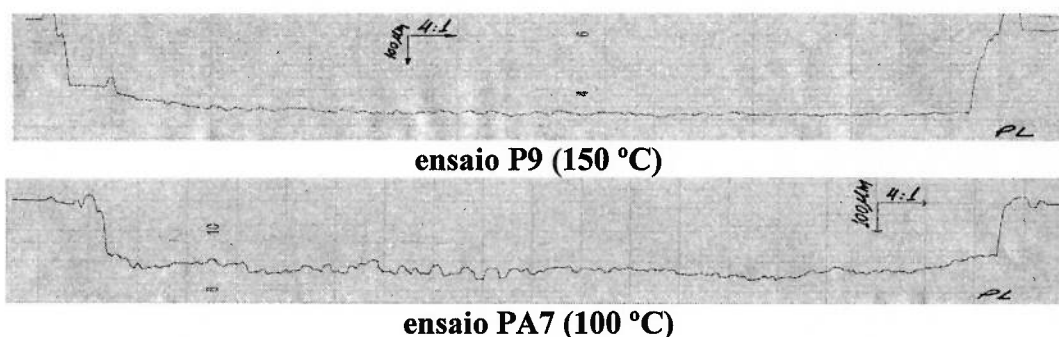


Figura 5- 10: Perfis de desgaste das placas na trilha de contato com os pinos, observados após os ensaios. Condição final com transição do desgaste.

Os valores de rugosidade obtidos das trilhas de desgaste destas placas estão mostrados na Tabela 5- 13. Nota-se um acentuado aumento, em relação aos valores iniciais, indicando a ocorrência do **desgaste severo**.

Tabela 5- 13: Valores de rugosidade da superfície da placa após o ensaio P9 e PA7 (1 medição).

Ensaio	Ra (μm)	Rz (μm)	Rmáx (μm)
P9	2,27	14,1	17,0
PA7	3,72	19,7	27,1

5.2.6 Superfícies de desgaste

A **Figura 5- 11** mostra as superfícies de desgaste típicas dos pinos não arredondados à temperatura de 100 °C. Notou-se que tanto os ensaios terminados por ocorrência do engripamento, como por “*scuffing*”, a morfologia da superfície de desgaste foi a mesma, ou seja, acentuada deformação plástica nas bordas, diminuindo em direção ao centro da superfície de contato do pino. A deformação plástica mais localizada na borda do pino confirma a existência de uma relação das tensões de contato atuantes na interface com o desgaste. No caso do contato plano, como no caso dos pinos não arredondados, as tensões estáticas crescem em direção às bordas do contato (ANEXO A), induzindo um **contato mais severo na região da borda do pino**. Observou-se que os pinos não arredondados ensaiados à maior temperatura (150 °C) tiveram a mesma aparência de desgaste observada na **Figura 5- 11**.

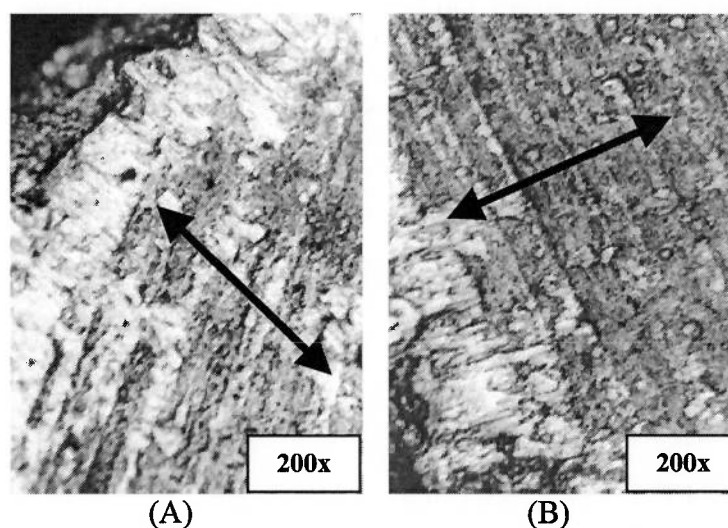


Figura 5- 11: Aparência típica da superfície de desgaste do pino ensaiado a 100 °C, condição sem arredondamento, após a ocorrência da transição, região próxima à borda. A) Ensaio P7; B) Ensaio P9. 200 x.

A **Figura 5- 12** mostra o corte longitudinal para mostrar a superfície de desgaste do pino no ensaio P4, onde nota-se pequenas regiões com acúmulo de material.

Acúmulo de material sobre a superfície do pino

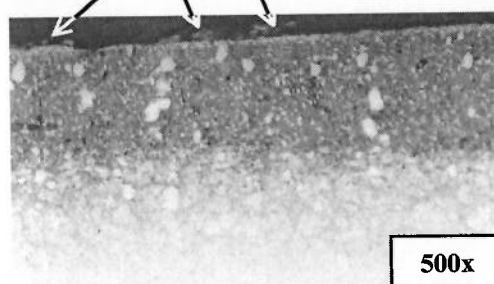


Figura 5- 12: Corte longitudinal dos pino após o ensaio P4; região próxima à borda, com indício de acúmulo de material sobre a superfície de desgaste do pino. 500x, ataque Nital 3%.

Já com pinos arredondados, observou-se que, embora as superfícies obtidas com os ensaios fossem similares quanto à morfologia, ou seja, ao aspecto da deformação plástica vista nos pinos não arredondados, notou-se que a deformação plástica após os ensaios não era mais localizada na região da borda do pino. Alguns pontos de deformação localizada se encontraram em regiões próximas ao meio da superfície de contato do pino.

Quanto à influência da temperatura nos ensaios com os pinos arredondados, notou-se que, quanto maior a temperatura, a deformação plástica se torna maior e bem localizada em pontos que se distribuem na superfície do pino. Esta região deformada, quando vista em microscópio óptico, apresentou-se em alto relevo, indicando um mecanismo severo de adesão.

A **Figura 5- 13** mostra a deformação plástica fora região da borda do pino e a influência da temperatura para a intensificação da deformação plástica.

Nos ensaios sem aquecimento, observou-se de um modo geral superfícies com maior quantidade de pontos de deformação, porém com menor quantidade de material acumulado, ou seja, a deformação foi mais espalhada sobre a superfície.

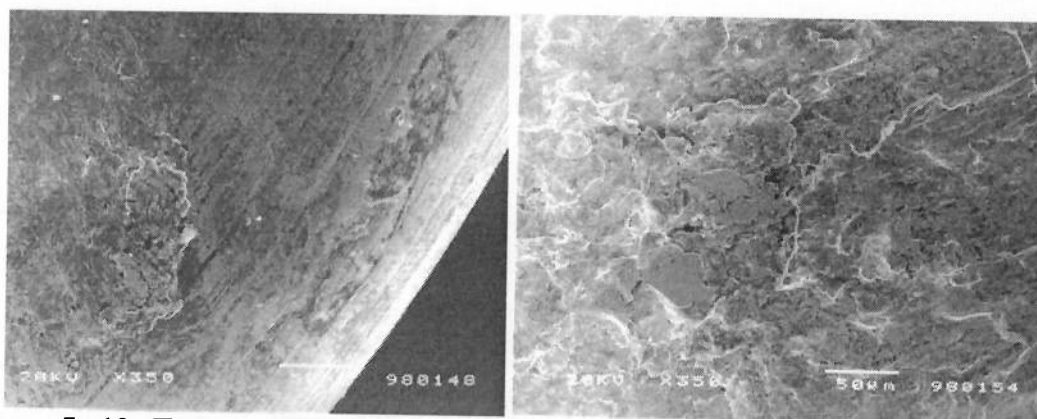


Figura 5- 13: Foto 1: MEV da superfície do pino arredondado, após ensaio PA3 (100 °C). Foto 2: MEV da superfície do pino (região fora da borda) após ensaio PA12 (150 °C). 350x. Observar deformação mais intensa à maior temperatura de ensaio.

A Figura 5- 14 mostra o corte longitudinal do pino após ensaio PA4, com a superfície apresentando indícios de adesão de material.

Acúmulo de material sobre a superfície do pino

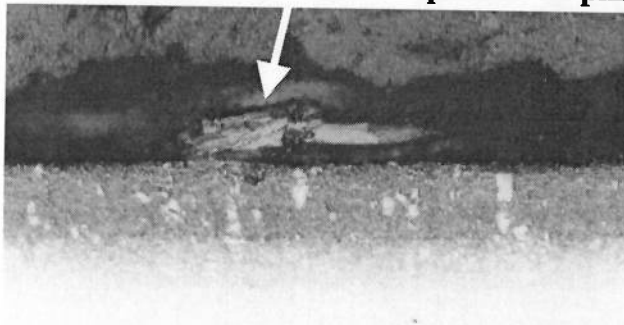


Figura 5- 14: Corte longitudinal do pino arredondado, região fora da borda, após ensaio PA4 (150 °C), com detalhe de acúmulo de material sobre a superfície de desgaste. 200x, ataque Nital 3%.

A Figura 5- 15 mostra uma típica superfície de desgaste da placa após a ocorrência da transição do desgaste.

Em relação ao tipo ou mecanismo de desgaste, como notou-se que as regiões de deformação plástica observadas no pino estão em alto relevo, e, pela Figura 5- 15, são observados pontos de arrancamento de material, pode-se deduzir que houve um mecanismo de adesão do material da placa sobre o pino. A Figura 5- 16 mostra a

morfologia da superfície de desgaste da placa de um ensaio finalizado com transição do desgaste (ensaio PA24), com maior aumento.



Figura 5- 15: Superfície de desgaste da placa após o ensaio finalizado com transição do desgaste (ensaio P5). 200x.

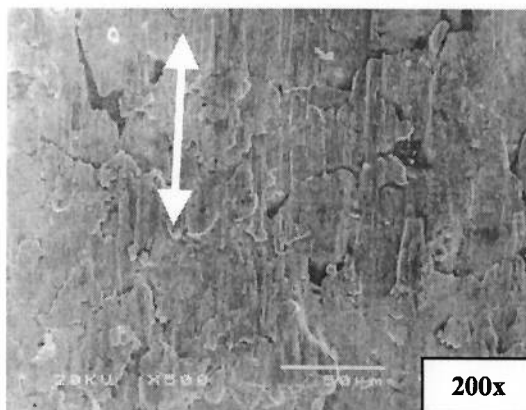


Figura 5- 16: MEV da superfície de desgaste da placa após o ensaio com transição do desgaste (ensaio PA24). 500 x.

5.2.7 Análise química das superfícies de desgaste

Análises químicas por EDX dos pinos arredondados, efetuadas através de observação das superfícies de desgaste por MEV, revelaram presença de oxigênio da superfície, porém, não foram detectados elementos de aditivos do lubrificante, como observado nas análises efetuadas por SO e colaboradores [30] sobre a superfície de desgaste de placas de ferro fundido ensaiadas em condição de lubrificação limite (Figura 3-9).

Observou-se que com a técnica empregada não foi possível detectar diferenciações nas várias temperaturas adotadas para os ensaios. Todos os espectros obtidos foram semelhantes ao observado na **Figura 5- 17**, inclusive dos ensaios a seco.

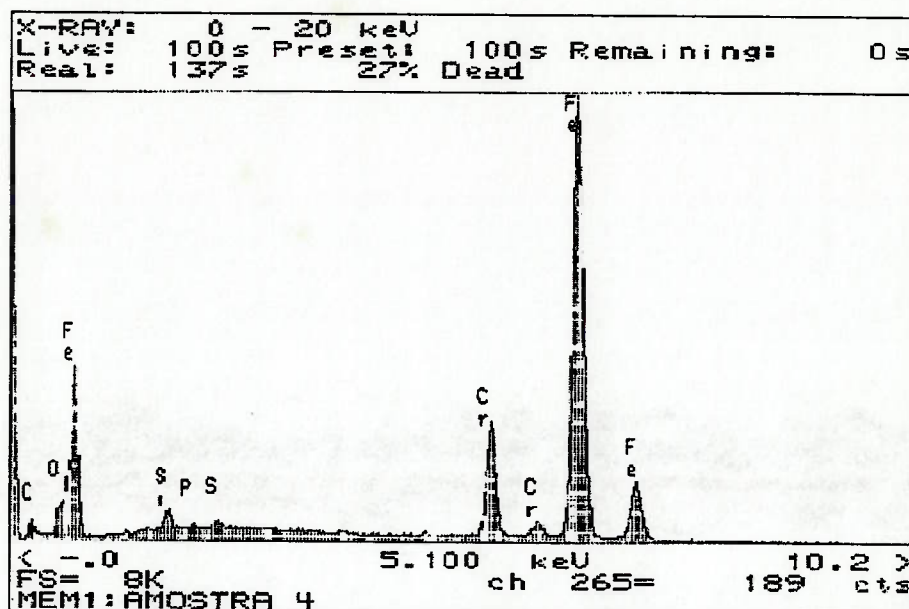


Figura 5- 17: Análise espectral por EDX da superfície de desgaste do pino nitretado do ensaio PA4.

5.2.8 Resíduo dos ensaios de desgaste

Os resíduos observados nos ensaios consistiram de fragmentos sólidos, macroscópicos, com tamanhos que variaram entre 30 e 400 μm . A morfologia das partículas foi observada, notando-se que a maioria possuía formato de placas.

6. DISCUSSÃO

Devido à observação de quebras de pinos durante os ensaios preliminares, procedeu-se à verificação da flexão sofrida pelo pino sob carregamento da força de atrito na extremidade, procedeu-se à análise da viga em flexão pura, determinada pela configuração do pino no suporte do equipamento, onde, na **Figura 6- 1**, o ponto A representa a fixação do pino e a força F, a força de atrito do pino com a placa. O comprimento L máximo utilizado foi de 15 mm em alguns ensaios, e na maior parte dos ensaios foi utilizado L = 5 mm. Para a condição mais crítica para solicitação à flexão estática, obteve-se uma deflexão máxima do pino de $\theta = 0,03^\circ$, ou $v = 0,00505$ mm, valores considerados muito pequenos, do que se pode concluir que não houve uma condição crítica de solicitação à flexão sofrida pelo pino. Os valores utilizados para o cálculo da solicitação à flexão foram:

$$F = 60 \text{ N}$$

$$L = 15 \text{ mm}$$

$$E = 210 \text{ GPa (aço inoxidável) e}$$

$$I = [(\pi * r^4) \div 4] = \{[\pi * (3 * 10^{-3})^4] \div 4\}$$

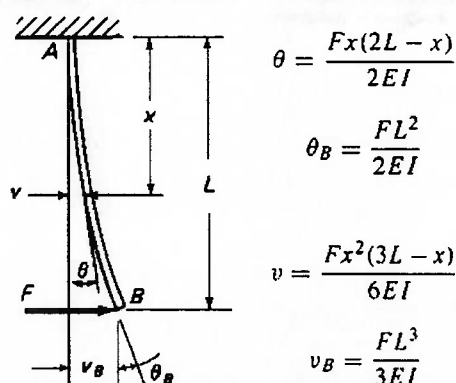


Figura 6- 1: Configuração da viga em balanço, solicitada por flexão pura estática, determinada pela configuração do pino fixo ao suporte, no equipamento TE67.

A maior espessura da camada deve ter sido o fator que tornou o pino estruturalmente mais frágil durante o movimento alternado dos ensaios, induzindo-o a quebras.

Nos ensaios com pinos sem camada branca, os fatos observados nos ensaios com os pinos não arredondados, ou seja, flexão dos pinos, ocorrência de engripamento e superfície de desgaste com deformação plástica localizada nas bordas do pino, indicando uma maior severidade do contato localizado na borda do pino, fornecem indicativos dos cuidados a serem tomados na confecção de amostras planas. Desvios pequenos de paralelismo entre as duas superfícies de ensaio tornam os resultados dos ensaios muito dispersos. Utilizando-se um projetor de perfis, foi observado que os desvios medidos da perpendicularidade do pino em relação à extremidade plana se mantiveram em torno de dois graus, o que pode ter contribuído para a dispersão dos resultados observados com os pinos não arredondados.

Quanto à observação de picos de desgaste sobre a placa nos finais de curso do pino, não foi detectado nenhum desgaste acentuado com a perfilometria realizada nas trilhas das placas após os ensaios. Para verificar a ocorrência de picos de atrito, durante alguns dos ensaios realizados, procurou-se monitorar a saída do sinal elétrico da célula de carga da força de atrito pela tela de um osciloscópio, porém, não houve detecção de qualquer formação de picos de atrito nos pontos de reversão de movimento do pino, do que pode-se concluir que, com os parâmetros adotados nos ensaios, não houve uma passagem por um tipo mais crítico de lubrificação nos finais de curso, evidenciados tanto pela ausência de picos de desgaste e de atrito. Em alguns ensaios realizados com baixa carga, de aproximadamente 5 N, e baixa frequência, de 0,3 Hz, observando-se o sinal da célula de carga da força de atrito por um osciloscópio em tempo real de ensaio, foi possível detectar níveis diferenciados do sinal do atrito na reversão do movimento. Esse fato confirma a importância dos parâmetros carga e velocidade, ou frequência de ensaio, para o estabelecimento dos tipos de lubrificação, os quais podem ainda estar relacionados com o tamanho ou comprimento do curso utilizado nos ensaios. Como

visto na **Figura 3-6** e **Figura 3-7**, do trabalho experimental de TING [21], diferentes curvas do coeficiente de atrito foram obtidas em função da rotação. No caso aplicado aos MCI's, tem-se que o maior desgaste da parede da camisa do cilindro, localizado nas regiões dos pontos mortos dos anéis, é mais acentuado nos motores diesel de grande porte e alta solicitação [54]²¹, ou seja, com relação de compressão maior (carga maior); logo, nem todos os motores apresentam tal desgaste acentuado. Embora o desgaste maior ocorra na região de velocidade próxima à nula (reversão de movimento do anel), a aceleração e/ou desaceleração podem estar influenciando para o desgaste, através de interferências na lubrificação por efeito "squeeze", ou de aproximação das superfícies sob carregamento normal variável. Sob carga constante, a variação da velocidade linear varia o tipo de lubrificação, como mostrado por TING [21] nas simulações da curva de STRIBECK mostradas na **Figura 3-6** e **Figura 3-7**. Como a lubrificação e atrito dependem da relação entre carga, velocidade e temperatura (número de SOMMERFELD) e, como verificado com a relação carga-velocidade, cada um destes parâmetros dependem do outro, observa-se que relações simples do atrito e desgaste com parâmetros como carga, velocidade ou temperatura, não podem ser obtidos de maneira isolada.

Quanto à detecção do instante inicial da transição, evidenciado pelo aumento repentino do coeficiente de atrito, observou-se imprecisão, devido à imprecisão gerada pelo tipo de finalização do ensaio. Procurou-se finalizar o ensaio no instante da transição, com o objetivo de se verificar a morfologia das superfícies de desgaste geradas na transição.

21

O maior desgaste das camisas de cilindro é visto como uma superfície polida localizada nos finais de curso dos anéis. Além da superfície polida, encontra-se nos motores diesel de grande porte o que industrialmente denomina-se "calo", que é um desgaste localizado e profundo observado na parede das camisas na região do PMS dos anéis.

Alguns ensaios foram finalizados para quando o coeficiente de atrito médio atingisse **0,50**. Adotou-se este valor, pois verificou-se ser o coeficiente de atrito obtido em média, para ensaios a seco com o mesmo par de materiais. Observou-se um desgaste severo e profundo na placa, com vibração intensa do equipamento. O desgaste profundo na placa descaracterizou o desgaste por deslizamento, onde as taxas de desgaste são muito baixas, logo, considerou-se que as superfícies observadas não corresponderam à transição. A **Figura 6- 2** mostra a superfície da placa com desgaste profundo, onde, além da deformação plástica severa, são observados lascamentos e trincamentos.



Figura 6- 2: MEV da superfície de desgaste da placa, após ensaio PA24 (100 °C).

Diminuindo-se o valor do coeficiente de atrito médio de parada do ensaio para **0,30**, utilizando-se o critério²² de aumento de três vezes do valor considerado normal (**0,10**, no caso), o desgaste da placa continuou a ser profundo.

A finalização do ensaio abortando-se o mesmo, também determinou imprecisões, dado que existe um tempo de resposta do equipamento e erros do operador. Por este tipo de finalização, o valor do coeficiente de atrito observado pela tela do microcomputador se manteve menor que **0,28** em todos os casos, entretanto, a superfície de desgaste da placa

não foi repetida, mantendo-se a característica de desgaste profundo em alguns casos e em outro não. Nos casos em que a placa não sofreu desgaste profundo, a superfície da trilha se apresentou como mostrado na **Figura 6- 3**, onde pode ser notada uma região polida na superfície de desgaste.

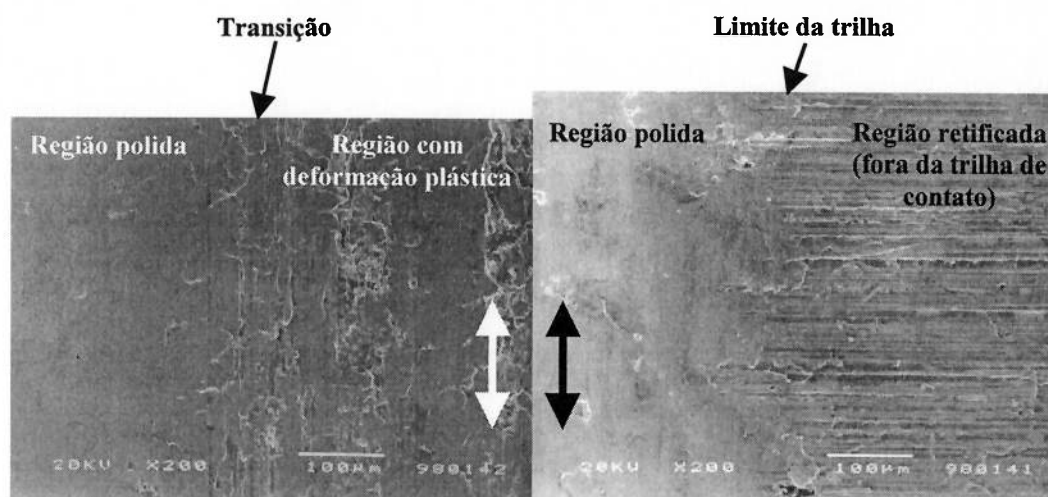


Figura 6- 3: MEV da superfície de desgaste da placa após ensaio PA22 (temperatura ambiente), com transição do desgaste, 200x. Observar as regiões de transição de superfície polida para severa deformação plástica, na trilha de contato.

A utilização do botão de emergência do equipamento, que determina a imediata parada do motor elétrico, embora também sensível aos erros do operador quanto à parada precisa do ensaio no instante inicial da transição, a superfície de desgaste da placa foi mais repetida, como mostrado na **Figura 6- 3**, com alguma evidência de arrancamento de material na direção do deslizamento, porém sem sinal de desgaste profundo. Com este tipo de finalização, verificou-se um coeficiente de atrito final em torno de **0,23**.

Quanto ao sinal do potencial de contato, de acordo com o comportamento observado para o ensaio a seco (**Figura 6- 4**), e comparado com os gráficos obtidos para os ensaios lubrificados (**Figura 5-5**, **Figura 5-7** e **Figura 5-8**), observou-se que houve uma

²² Critério adotado pela COFAP para ensaios de “*scuffing*” em equipamento de bancada tipo bloco-sobre-anel modificado.

variação do potencial de contato, em função da aplicação da carga e variação da frequência, somente em sistemas lubrificados. A **Figura 6- 4** mostra as saídas gráficas de um ensaio com pino arredondado a seco, e nota-se que o potencial não se altera com a mudança da carga e velocidade. É notado também diferença no comportamento do atrito.

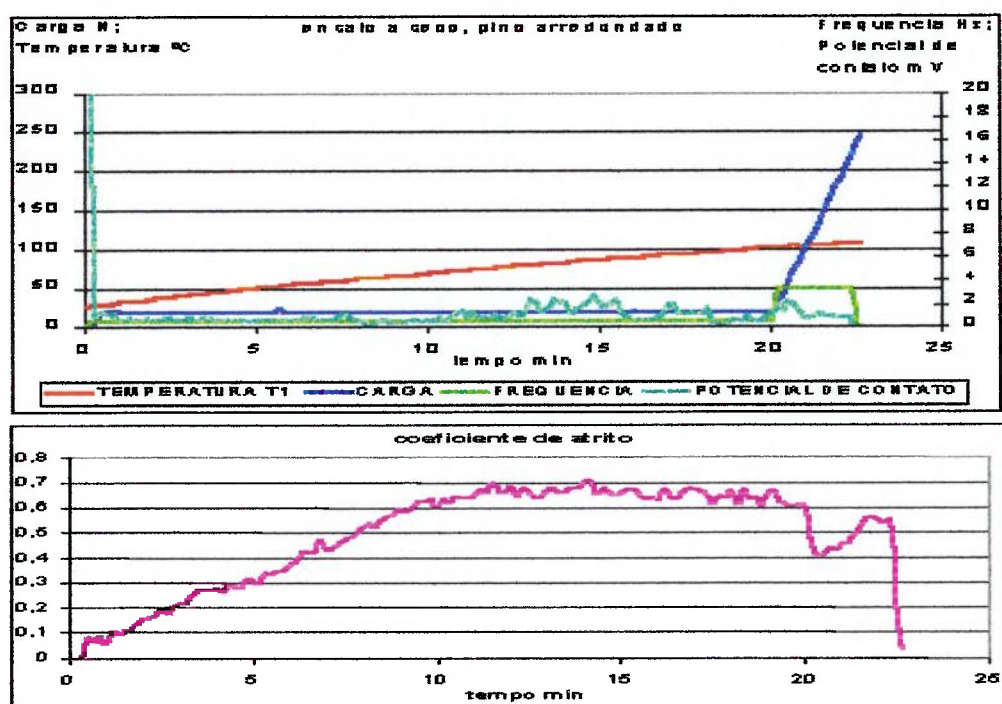


Figura 6- 4: Carga, temperatura T1, frequência, potencial de contato e coeficiente de atrito em função do tempo para o ensaio com pino arredondado, a seco.

Considerou-se portanto, que o potencial de contato pode ser relacionado qualitativamente à quantidade de elemento não condutor presente na interface entre as amostras, no caso, o óleo lubrificante. Com essa consideração, a disponibilidade dos valores de potencial de contato entre o pino e a placa durante os ensaios permitiu verificar novamente a maior influência da velocidade média, ou da frequência de oscilação, no tipo de lubrificação, estabelecido em função da velocidade e carga. A **Figura 5- 5** mostrou as saídas gráficas de um ensaio com uma frequência constante de 3,2 Hz, e notou-se que o carregamento repentino induziu uma diminuição imediata do potencial; já nos ensaios que tiveram a Etapa 1 com 20 N e 0,5 Hz, e a Etapa 2 com

carregamento de até 600 N, e 3,2 Hz, observou-se um aumento imediato do potencial de contato na mudança das etapas quando a frequência foi aumentada de 0,5 para 3,2 Hz, e durante o início do carregamento, que foi aumentando a uma taxa de 2 N/s, o potencial se manteve constante (**Figura 5-7** e **Figura 5-8**). Com essas observações, pode-se concluir que a espessura do filme de óleo, sendo representada qualitativamente pelo potencial de contato, dependeu fundamentalmente da velocidade, mais do que a carga. Esse comportamento do potencial foi observado em todos os tipos de pino, com e sem camada, e com e sem arredondamento, ensaiados nessa condição.

Entretanto, vale observar que, com os pinos arredondados, embora o fato do menor coeficiente de atrito médio na condição a baixa carga (Etapa 1, 20 N), comparado à maior carga (Etapa 2, 600 N), tivesse sido relacionado à melhor ação da lubrificação, notou-se que o valor do potencial de contato permaneceu menor sob baixa carga, notando-se uma incoerência em se utilizar uma relação direta entre a lubrificação, atrito e potencial de contato. Por outro lado, comparando-se os valores do potencial de contato na condição a baixa carga (Etapa 1, 20 N) dos dois tipos de pino, com e sem arredondamento, é possível observar que, embora os valores sejam muito similares, o potencial de contato com o pino sem arredondamento foi ligeiramente menor que o potencial observado no ensaio com o pino arredondado, fato que foi considerado estar em coerência com o resultado do coeficiente de atrito maior do pino sem arredondamento na condição a baixa carga. Essas observações permitem concluir que o valor potencial de contato depende do valor combinado da carga e da velocidade de ensaio. Mantendo-se o mesmo valor para esta combinação, é possível fazer comparativos do potencial, relacionando-o à lubrificação e atrito.

Quanto aos regimes de desgaste, notou-se que durante os ensaios, a superfície observada era polida e brilhante, com ruído contínuo, que foi relacionado ao deslizamento sob desgaste moderado. Na transição, detectou-se a ocorrência de um ruído bem característico e similar em todos os ensaios, que permanece após a transição. Esse fato foi relacionado ao aumento da rugosidade na transição, que produziria um aumento da vibração, levando à observação do ruído característico.

Quanto à variação da rugosidade nas trilhas das placas após os ensaios em que houve a transição do desgaste, embora o coeficiente de variação em torno dos valores médios tenham sido altos, os valores médios foram similares quanto à ordem de grandeza. A Tabela 6- 1 mostra as variações médias e os respectivos desvios padrões de nove medições da rugosidade R_a , R_z e $R_{máx}$ das placas, em relação aos valores médios iniciais (Tabela 4-2), para cada condição de arredondamento do pino. Foi observado que não houve diferenças significativas em função da temperatura de ensaio em ambas as condições de arredondamento. Logo, a maior quantidade de deformação localizada observada na superfícies dos pinos nas maiores temperaturas não se refletiu nos valores finais da rugosidade das placas.

Tabela 6- 1: Variação dos parâmetros de rugosidade da placa após os ensaios em relação aos valores médios calculados antes do ensaio(*).

Parâmetro	ΔR_a (μm)	CV (%)	ΔR_z (μm)	CV (%)	$\Delta R_{máx}$ (μm)	CV (%)
Condição 1 (9 medições)	$-3,8 \pm 1,9$	50	$-18,6 \pm 8,2$	44	$-24,6 \pm 9,7$	39
Condição 2 (9 medições)	$-4,4 \pm 1,7$	38	$-20,9 \pm 7,8$	37	$-29,5 \pm 9,5$	32

(*) As condições 1 e 2 referem-se aos pinos sem e com arredondamento, respectivamente; CV refere-se ao coeficiente de variação dos valores, calculados pela relação entre o desvio padrão e a média.

De acordo com o ruído detectado em todos os ensaios para a transição, e visto que as superfícies das placas sofreram um severo aumento de rugosidade após a transição,

considerou-se que a variação da rugosidade está relacionada à variação dos modos de vibração característicos, produzindo um ruído característico na transição. Portanto, nos ensaios realizados, os dois tipos de desgaste (antes e após a transição) estariam relacionados a dois modos característicos de vibração.

Assim, o ruído característico foi estabelecido como uma das características da transição do desgaste. Para a obtenção do instante inicial da transição, que tem como objetivo determinar os mecanismos de desgaste da transição, bem com a obtenção de um valor mais preciso do coeficiente de atrito da transição, maiores estudos quanto a tratamentos de sinais, gerados por aumento de rugosidade das superfícies em contato, devem ser realizados em trabalhos futuros.

7. CONCLUSÕES

- A transição do desgaste moderado para severo foi relacionada à ocorrência de “*scuffing*”, detectado nos ensaios através da elevação repentina do coeficiente de atrito, e caracterizado como uma deformação plástica localizada, com sinal de acúmulo de material no pino e arrancamento de material da placa.
- Visto que o tempo para a ocorrência da transição foi aleatório, e considerando-se a totalidade dos ensaios realizados, não houve uma relação da ocorrência de transição do desgaste com os ciclos de fadiga do material.
- Os resultados de desgaste da placa por perda de massa foram dispersos nos ensaios com transição do desgaste, devido à forte dependência do desgaste com o número de ciclos do pino, após a transição. As perfilometrias das trilhas das placas forneceram bons indicativos do regime de desgaste atuante, havendo uma considerável diminuição da rugosidade para os ensaios sem transição, indicando atuação de desgaste moderado, e aumento acentuado para os ensaios com transição, indicando a ocorrência da transição para um regime de desgaste severo.
- O desgaste do pino esteve dentro das incertezas dos equipamentos utilizados para as medições da variação da massa e do comprimento. Entretanto, como os resultados de variação de massa e de comprimento mostraram valores coerentes, e por microscopia óptica, observou-se pontos de acúmulo de material sobre o pino, pode-se admitir a ocorrência do mecanismo de adesão na superfície do pino, na transição do desgaste.
- Os fatos observados nos ensaios com os pinos não arredondados, ou seja, pinos fletidos, ocorrência do engripamento e a localização do maior tensionamento na borda do pino, evidenciada pela deformação plástica localizada na borda do pino, indicaram uma sensibilidade quanto aos cuidados de precisão geométrica a serem tomados na confecção de amostras planas, e os pequenos desvios observados podem ter contribuído para a dispersão dos resultados.
- A influência da temperatura esteve relacionada à quantidade de deformação plástica presente na superfície de desgaste dos pinos. A evidência da ação da temperatura foi verificada com os pinos não arredondados com o acentuado dano

na borda para temperaturas maiores, o que evidenciou a importância das tensões elásticas atuantes para o desgaste. Para os pinos arredondados, houve deformação plástica não mais localizada na borda, porém, a ação da temperatura foi de intensificar a deformação localizada. Na condição à temperatura ambiente, a deformação plástica ocorreu em pequenos pontos, ou seja, em maior quantidade de número de regiões porém em intensidade muito menor.

- Os ensaios com os pinos não arredondados indicaram tendência ao engripamento e menor capacidade de suportar carregamento severo, comparados aos resultados obtidos para os pinos arredondados. A aleatoriedade do valor da carga para a ocorrência do “*scuffing*”, ou transição do desgaste, diminuiu nos ensaios com pinos arredondados, concluindo-se que a condição da geometria arredondada permitiu que um maior carregamento pudesse ser suportado até o “*scuffing*”. Ou seja, a geometria do pino, no caso, a existência do arredondamento, foi importante para suportar mais carregamento severo sem engripar durante o ensaio.
- Um fato observado com os pinos arredondados foi o menor coeficiente de atrito médio em condição de baixa carga (20 N), de 0,08 em média, em relação à condição de alta carga (600 N), de 0,10 em média. Esse fato não foi observado com os pinos não arredondados. O arredondamento dos pinos pode ter permitido uma melhor lubrificação sob baixa carga.
- Também nos ensaios com os pinos arredondados, os ensaios sem aquecimento revelaram uma possível influência da viscosidade e capacidade de adsorção do lubrificante nas superfícies. Sob carga menor, o coeficiente de atrito dos ensaios sem aquecimento foi ligeiramente menor que os ensaios aquecidos, indicando uma influência da viscosidade do óleo. Sob alta carga, o coeficiente de atrito foi ligeiramente maior nos ensaios sem aquecimento, provavelmente devido à menor quantidade de lubrificante adsorvido nas superfícies contactantes.
- O parâmetro potencial de contato pode ser diretamente relacionado à espessura do filme de material não condutor presente na interface, em especial à espessura do filme de óleo. Entretanto, visto que notou-se uma variação do valor do potencial em função da variação da carga e velocidade, foi possível fazer comparativos quanto à lubrificação e atrito, baseados no potencial de contato, somente sob o mesmo valor combinado da carga e velocidade de ensaio. Com pinos

- arredondados, observou-se que o potencial de contato, relacionado à presença de filme isolante na interface de contato, foi menor na condição a baixa carga, embora o atrito tivesse sido menor, indicando melhor lubrificação e portanto, maior filme isolante. Porém, quando os coeficientes de atrito médios dos pinos arredondados foram comparados aos coeficientes de atrito dos pinos não arredondados, na condição a baixa carga, o potencial de contato apresentou coerência nos valores.
- Relacionado à observação de mecanismos de desgaste, foi notado, para os ensaios que não apresentaram transição, produção de superfícies lisas nos pinos e placas e formação de resíduo pastoso. Para os ensaios com transição, foi observado produção de fragmentos macroscópicos no resíduo, que apresentou coloração preta em todos os ensaios. Análises químicas por EDX das superfícies desgastadas dos pinos que sofreram transição revelaram presença de oxigênio, que poderia estar relacionado com o desgaste moderado (do tipo oxidativo) observado em toda a área, ou com a área oxidada das regiões com deformação plástica localizada. Logo, os espectros de EDX não permitiram concluir aspectos quanto aos mecanismos atuantes. Além disso, nos espectros, não foram observados elementos dos aditivos aderidos sobre as superfícies, que poderiam ser uma outra fonte de indicação de ocorrência de reações triboquímicas em ensaios com lubrificação por filme de óleo.
 - No instante da transição, foi detectado um ruído característico e similar em todos os ensaios, que foi relacionado à mudança repentina da rugosidade, levando à mudança de regime moderado para severo. Para a obtenção mais precisa do instante da transição, a caracterização do ruído no ensaio pode fornecer parâmetros característicos, relacionados aos mecanismos de desgaste para a transição, considerando-se que mudanças topográficas repentinas das superfícies podem estar relacionadas a uma variação repentina no modo de vibração das amostras.

ANEXO A

Contato elástico de HERTZ

O contato entre duas superfícies pode ser descrito pelas equações de HERTZ, que dão a área e a pressão na região do contato. A pressão de contato varia ao longo do contato, sendo máxima no centro e mínima nas bordas. Um exemplo do contato e pressão de HERTZ está representado na **Figura A- 1**.

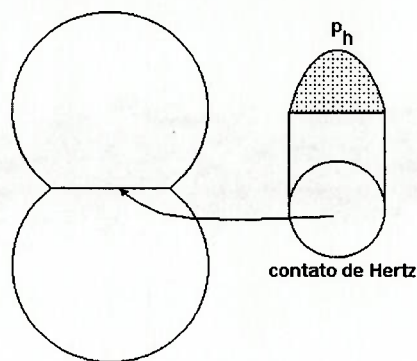


Figura A- 1: Contato esfera-esfera evidenciando a pressão de HERTZ (p_h).

As equações de HERTZ são encontradas na literatura para geometrias típicas, como disco-disco ou esfera-plano, ou esfera-esfera. CZICHOS [1] elaborou um formulário com as equações para a área de contato e para a pressão máxima de HERTZ para as geometrias plano-esfera e plano-disco, entre outras.

Para a geometria formada pelo contato anel de pistão e cilindro, tem-se a superfície do anel, com abaulamento simétrico ou assimétrico, e o cilindro, plano. Aproximando-se essa geometria para uma geometria cilindro-plano, como mostrada na **Figura A- 2**, pode-se obter a área de contato e a pressão máxima de contato através das fórmulas tabeladas por CZICHOS [1].

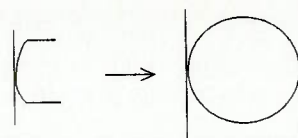


Figura A- 2: Geometria de contato entre anel de pistão e cilindro aproximada para contato cilindro-plano.

A hipótese para a aplicação das equações do contato é o **campo elástico de deformação** do sistema em estudo e depende basicamente das propriedades mecânicas dos materiais e da forma das superfícies próxima ao contato.

◆ Contato plano-cilindro

As fórmulas para a área de contato e a pressão máxima para a geometria cilindro-plano são:

$$b = 1,6 \left(\frac{p \cdot R}{E} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A- 1})$$

$$p_h = 0,798 \left(\frac{p \cdot E}{R} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A- 2})$$

$$\frac{1}{E} = \frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \quad (\text{A- 3})$$

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (\text{A- 4})$$

Onde:

- b:** largura de contato
- p:** carga normal por unidade de comprimento
- E_i:** módulo de YOUNG do corpo i
- ν_i:** coeficiente de POISSON do corpo i
- R_i:** raio de curvatura do corpo i

- $i = 1$: anel (cilindro)
- $i = 2$: camisa de cilindro (plano)
- p_h : pressão máxima de contato de HERTZ

O cálculo do módulo de elasticidade resultante E do par envolve algumas complexidades. Por exemplo, para anéis tratados superficialmente, a camada superficial do anel não terá o mesmo módulo de elasticidade do substrato. Camadas que apresentam uma região de difusão apresentam um módulo de elasticidade variável com a profundidade, e o valor de E_1 será variável. Uma outra complexidade na obtenção do E é o valor do módulo de elasticidade E_2 do cilindro, se o mesmo possuir partículas duras acrescidas no material. Para o cálculo do raio resultante de curvatura R , a maior complexidade é devida à obtenção do raio R_1 que possa ser utilizado como uma aproximação do abaulado.

A Figura A- 3 representa o contato aproximado entre anel e parede do cilindro com P simulando a pressão atrás do anel no instante da combustão.

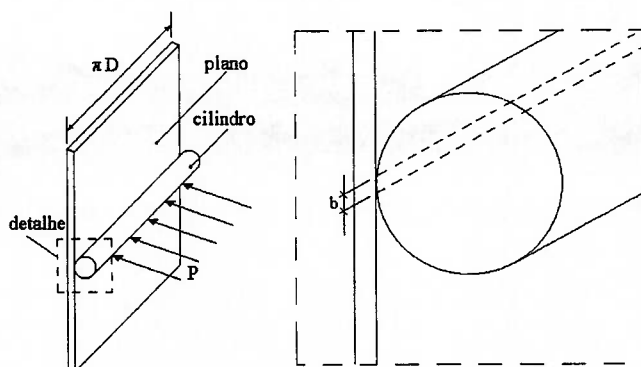


Figura A- 3: Geometria de contato plano-cilindro.

O raio aproximado do abaulado na face de contato do anel pode ser obtido por geometria, conforme a Figura A- 4:

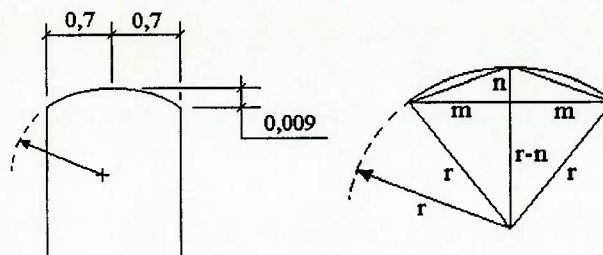


Figura A- 4: Geometria para obtenção do raio aproximado r do abaulado do anel, com $m = 0,7\text{mm}$ e $n = 0,009\text{mm}$. Obs.: m, n : valores aproximados de dimensões de anéis da COFAP.

Para a obtenção do valor r ($= R_1$), faz-se:

$$R_1^2 = (R_1 - n)^2 + m^2 \quad (\text{A-5})$$

Ou $R_1^2 = (R_1 - 0,009)^2 + 0,7^2$ com as dimensões do anel mostrado na Figura A- 4.

Logo, tem-se:

$$R_1 \cong 27,23 \text{ mm}$$

Uma observação a ser feita é quanto ao valor de n , que pode variar de 0,004 a 0,013 mm para anéis de motores diesel de grande porte (anel da COFAP AN17122¹). Assim, o valor de R_1 pode variar de 18,85 mm ($n = 0,013$ mm) a 61,25 mm ($n = 0,004$ mm), ou seja:

$$18,85 \text{ mm} < R_1 < 61,25 \text{ mm}$$

Supondo-se contato elástico entre cilindro de aço inoxidável e plano de ferro fundido cinzento, ou seja, $E_1 \cong 210$ GPa, $\nu_1 \cong 0,3$, raio R_1 de 27,23 mm e $E_2 \cong 150$ GPa, $\nu_2 \cong 0,3$, da Equação A-3 tem-se:

$$\frac{1}{E} = \frac{1 - 0,3^2}{210} + \frac{1 - 0,3^2}{150} = 0,0104 \quad , \quad \text{ou} \quad E = 96,15 \text{ GPa}$$

Da Equação (A-4) tem-se:

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{27,23} + \frac{1}{\infty}, \quad \text{ou} \quad R = 27,23 \text{ mm}$$

Aplicando-se a equação fundamental **Pressão = Força ÷ Área**, onde:

D: diâmetro nominal do anel

Tem-se:

$$\text{Pressão} = \frac{\text{Força}}{\text{Área} = \pi \cdot D \cdot b} \rightarrow \text{Pressão} \cdot b = \frac{\text{Força}}{\pi \cdot D} = \frac{\text{carga normal}}{\text{unidade comprim}} = p \quad (\text{A-6})$$

Logo, substituindo **p** pela expressão **Força ÷ π · D** na Equação (A-1) vem:

$$b = 1,6 \left(\frac{\text{Força}}{\pi \cdot D} \cdot \frac{R}{E} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A-7})$$

Para exemplificar, fazendo-se:

$$\text{Força} = 13 \text{ N,}$$

$$R = 27,23 \text{ mm,}$$

$$D = 100 \text{ mm e}$$

$$E = 96,15 \text{ GPa,}$$

Tem-se:

$$b = 0,0055 \text{ mm,} \quad \text{ou} \quad b = 5,5 \text{ } \mu\text{m}$$

Considerando-se essa largura de contato, a área de contato A_c do anel é:

$$A_c = \pi \cdot D \cdot b = \pi \cdot 100 \cdot 0,0055, \quad \text{ou} \quad A_c = 1,73 \text{ mm}^2$$

E a pressão máxima de contato de HERTZ (p_h) vem da Equação (A-2), utilizando-se a Equação (A-6):

$$p_h = 0,798 \left(\frac{\text{Força}}{\pi \cdot D} \frac{E}{R} \right)^{\frac{1}{2}} = 0,798 \left(\frac{13}{\pi \cdot 100} \frac{96,15 E3}{27,23} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad \text{ou}$$

$$p_h = 9,7 \text{ MPa}$$

Como expressão geral, obtém-se $p_h = 2,675 \cdot F^{1/2}$. Colocando-se os valores em um gráfico, tem-se a **Figura A-5**, a seguir.

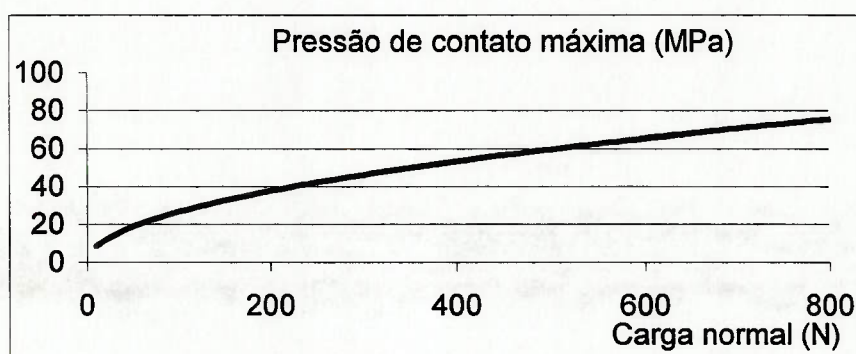


Figura A- 5: Variação teórica da pressão de contato de HERTZ com a carga normal aplicada em contato cilindro-contra-plano.

Enfatizando, a utilização prática do valor encontrado para a largura de contato b e da pressão de contato p_h é limitada, devido às considerações iniciais para o raio de contato R e o módulo de elasticidade E resultantes, adotados de maneira a facilitar os cálculos.

As equações de HERTZ se aplicam para o contato, porém, a pressão de contato induz um campo triaxial de tensões de natureza compressiva abaixo da superfície de contato que variam com a profundidade. A tensão de cisalhamento τ , que determina a deformação plástica dos materiais como o aço, age a 45° do plano das tensões principais [6]. A máxima tensão de cisalhamento $\tau_{\text{máx}}$, que define o início da deformação plástica, se situa abaixo da superfície do contato, isto é, para dentro do material. Para o sistema cilindro-plano, tem-se [6]:

$$\tau_{\text{máx}} = 0,3 \sqrt{\frac{p \cdot E}{\pi \cdot R}} \quad (\text{A- 8})$$

Substituindo os valores e utilizando-se a Equação (A-6), tem-se:

$$\tau_{\text{máx}} = 0,3 \sqrt{\frac{13}{\pi \cdot 100} \frac{96,15 \text{ E}3}{27,23}}, \quad \text{ou} \quad \tau_{\text{máx}} = 3,6 \text{ MPa}$$

E a profundidade $z_{\tau_{\text{máx}}}$ em que ela ocorre é dada por [6]:

$$z_{\tau_{\text{máx}}} = 1,56 \sqrt{\frac{p \cdot R}{\pi \cdot E}} \quad (\text{A-9})$$

Substituindo os valores e utilizando-se a Equação (A-6), tem-se:

$$z_{\tau_{\text{máx}}} = 1,56 \sqrt{\frac{13}{\pi \cdot 100} \frac{27,23}{\pi \cdot 96,15 \text{ E}3}}, \quad \text{ou}$$

$$z_{\tau_{\text{máx}}} = 0,003 \text{ mm} \quad \text{ou} \quad z_{\tau_{\text{máx}}} = 3 \text{ } \mu\text{m}$$

Ou seja, a 3 μm da superfície de contato está ocorrendo uma tensão de cisalhamento máxima de 3,6 MPa no corpo menos duro, no caso o plano. A deformação plástica se inicia nesta profundidade quando for atingida uma tensão máxima, a qual depende do critério de escoamento aplicado para o sistema. Aplicando-se TRESCA, o fluxo plástico se iniciará quando a $\tau_{\text{máx}}$ atingir a metade da tensão de escoamento do material.

As formulações das tensões devidas ao contato apresentadas até agora valem para contato com carga normal simples, sem ação de nenhuma outra força. Quando uma força tangencial à superfície de contato (força de atrito) é imposta ao sistema, os valores das tensões devidas ao contato nos dois corpos se tornam muito maiores e além disso, a presença combinada da força de atrito e da carga normal causa mudanças na natureza das tensões, com duas das tensões se tornando trativas na região imediatamente atrás da força de atrito [6]. Se o coeficiente de atrito é alto, essas tensões de tração são grandes. Para superfícies bem lubrificadas, essas tensões de tração são pequenas, e podem ser

originadas por concentração de tensão resultante de irregularidades superficiais. Consequentemente, a tensão de cisalhamento também muda quando a força de atrito é introduzida no sistema. A localização da máxima tensão de cisalhamento muda em direção à superfície, e, em geral, para $\mu \geq 0,1$, a $\tau_{\text{máx}}$ localiza-se na superfície de contato, segundo SEELY e SMITH [6].

Através do método genérico para o equacionamento das tensões máximas devidas ao contato descrito por SEELY e SMITH [6], é possível calcular-se a tensão máxima de cisalhamento e a profundidade para o contato de quaisquer geometrias, sem considerar movimento relativo. Com o movimento relativo entre as superfícies e a introdução de uma força de atrito, as tensões aumentam e a profundidade diminui.

As fórmulas de HERTZ partem da hipótese de **contato elástico** entre as superfícies. Aumentando-se o carregamento, a zona sub-superficial é deformada plasticamente, podendo se estender até atingir a superfície e o contato se tornaria plástico.

◆ Contato cilindro-cilindro

No contato cilindro-cilindro a fórmula para a tensão de compressão máxima é dada pela **Equação (A-10)**.

$$p_h = 0,798 \left(\frac{F}{b} \left(\frac{R_1 + R_2}{2 R_1 + R_2} \right) E \right)^{\frac{1}{2}} \quad (\text{A-10})$$

Para F variando de 60 a 150 N, b de 5 mm, R_1 de 12,5 mm e R_2 de 20,5 mm, tem-se:

$$p_h = 0,798 \left(\frac{F}{5} \left(\frac{12,5 + 20,5}{2 * 12,5 * 20,5} \right) * 96,15 * 1000 \right)^{\frac{1}{2}} = 28,08 * F^{1/2}$$

O gráfico da pressão de HERTZ vs. força normal está mostrado na **Figura A- 6**:

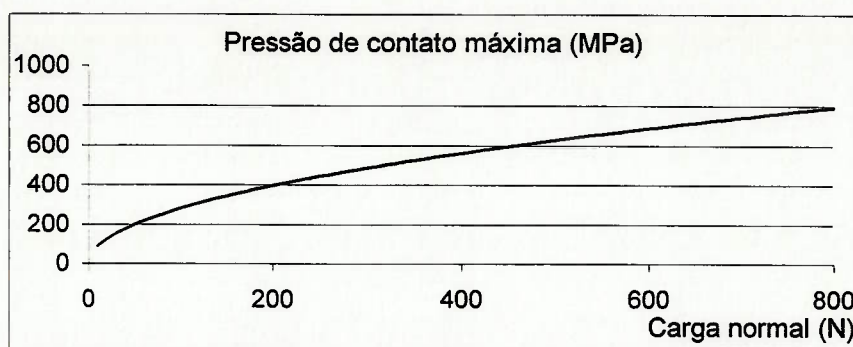


Figura A- 6: Variação teórica da pressão de contato de HERTZ com a carga normal aplicada em contato cilindro-contra-cilindro.

Nota-se que a variação da pressão de contato em relação à carga normal é cerca de 10 vezes maior para o contato cilindro-cilindro se comparado ao contato cilindro-plano.

SEELY e SMITH [6] citam valores da $\tau_{\text{máx}}$ para sistemas cilindro-cilindro, para alguns valores de coeficiente de atrito μ , transcritos Tabela A-1.

Tabela A- 1: Valores de $\tau_{\text{máx}}$ em função de valores de coeficiente de atrito μ , com $B = \sqrt{\frac{p \cdot E}{\pi \cdot R}}$. Se $\mu \geq 0,1$: $\tau_{\text{máx}}$ localiza-se na superfície [6].

μ	0,00	0,08	0,11	0,17	0,33
$\tau_{\text{máx}}$	0,300 B	0,308 B	0,310 B	0,399 B	0,435 B

◆ Contato plano-plano

ENGEL [7] traz uma formulação para as tensões de contato em contatos planos, cujo esquema está mostrado na Figura A- 7 e a formulação na Equação (A-11).

$$q = \frac{p}{2\pi a^2 \sqrt{1 - r^2 / a^2}} \quad (\text{A- 11})$$

Onde:

- q: distribuição de pressão de contato de HERTZ em função de r
- p: força normal
- a: raio de contato

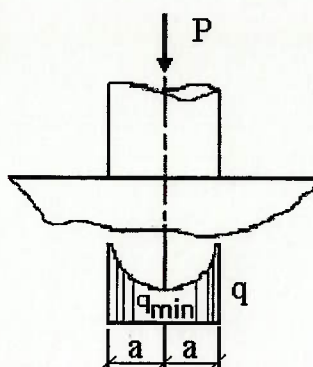


Figura A- 7: Contato elástico entre duas superfícies (reprodução de ENGEL [7]).

De acordo com a formulação de ENGEL, observa-se que para contatos planos, as tensões são muito maiores na borda do contato.

ANEXO B

Descrição dos mecanismos de desgaste em sistemas deslizantes

◆ Adesão

O termo adesão ou coesão refere-se à habilidade das estruturas atômicas de formarem ligações superficiais com os átomos da outra superfície, com os quais estabelecem contato íntimo. A resistência à adesão entre duas superfícies depende de propriedades metalúrgicas, como dureza, estrutura cristalina, capacidade de deformação, encruamento, e outras. Esses fatores, juntamente com a carga normal, afetam a real área de contato a uma dada temperatura [9].

Duas superfícies limpas, ou seja, superfícies não cobertas por camadas de óxidos, ou umidade aderida, ou presença de lubrificantes, ou de similar estrutura cristalina aderirão fortemente uma à outra simplesmente colocando-as em contato. Teoricamente, nenhuma tensão normal é requerida para assegurar completa união. Na prática, fatores como a contaminação da superfície por elementos pertencentes ao meio e a conseqüente formação de filmes superficiais, interferem no estado das superfícies, e uma adesão mensurável pode se manifestar somente quando as superfícies forem carregadas ou sofrerem movimento de translação relativamente uma à outra, o que causa o rompimento dos filmes superficiais.

A **Figura B- 1** representa esquematicamente o mecanismo de adesão.



Figura B- 1: Esquema do mecanismo de adesão [8].

Existem teorias para a ocorrência da formação das junções. KINLOCH [55] descreveu algumas das teorias:

Interpenetração mecânica (por ex. penetração de um polímero em estado líquido nas microfissuras de uma superfície metálica).

Teoria da difusão (átomos ou moléculas difundem-se através da interface entre os corpos em contato - requisito: mútua solubilidade).

Teoria eletrônica (transferência de elétrons através da interface em corpos em contato de diferentes estruturas eletrônicas).

Teoria da adsorção (contato intermolecular com formação de ligações secundárias na interface).

Teoria química (adsorção química, ou quimissorção, com formação de ligações químicas fortes na interface).

É muito comum a ocorrência de deformação plástica nas áreas em contato, por causa do carregamento dessas regiões, o que auxilia no rompimento de filmes de óxido.

Desde que a força de atrito requerida para cisalhar as regiões unidas é proporcional à área total, e esta área é proporcional à carga sob contato plástico e elástico, existe uma relação direta entre essas duas forças (força de atrito para cisalhamento e força normal, ou carga), e a razão é denominada coeficiente de atrito de adesão, ou μ_{ad} . Para superfícies rugosas, há de se considerar ainda a parcela de atrito devida à deformação plástica, provocada pelo sulcamento, ou μ_{def} [19].

O real estabelecimento de uma união, ou solda a frio, ou "*cold welding*", como é algumas vezes denominado, é somente o primeiro estágio de um mecanismo de desgaste e não leva diretamente à perda de material no sistema. A união formada pode estar

endurecida devido ao encruamento por deformação plástica e o cisalhamento pode ocorrer dentro de um corpo ou outro, permitindo, portanto, que um fragmento de material seja transferido de uma superfície à outra. Se o resultado de uma fratura da união é a transferência de material, então nenhum desgaste ocorreu, até que algum mecanismo secundário promova o destacamento de partículas, em passes subseqüentes. Dessa forma, o material transferido poderá ser destacado para fora das superfícies, resultando em desgaste, ou permanecer aderido, ou voltar à superfície de origem.

Uma explicação da ocorrência ou não do destacamento de material está relacionada ao abaixamento da energia de superfície. O equilíbrio dinâmico é estabelecido, considerando-se o equilíbrio entre o trabalho de adesão e a somatória das chamadas energias livres de superfície, devidas às ligações químicas.

Observa-se que quanto maior as energias das superfícies, maior a energia para a adesão, ou seja, a adesão é favorecida. A deformação plástica, que aumenta a energia das superfícies, aumenta a energia para adesão e exerce portanto um papel importante na formação das junções.

O fenômeno conhecido por "*scuffing*" é tratado como uma adesão em maior escala, relacionado ao aumento pronunciado do coeficiente de atrito, embora alguns autores, como LUDÉMA [33] discordem tratar a adesão como causa do "*scuffing*".

◆ **Fadiga de superfície**

É um mecanismo que envolve tensionamento superficial cíclico pelo deslizamento repetido de asperezas duras.

A seqüência para a ocorrência do mecanismo foi proposta por SUH [56], foi denominada **delaminação**, por se tratar de um mecanismo de fadiga superficial de sistemas deslizantes que gera fragmentos laminares:

1. Durante o deslizamento, forças normais e tangenciais são transmitidas de um corpo a outro através dos pontos de contato por ação adesiva e de sulcamento. As asperezas do material menos duro são facilmente deformadas e algumas são fraturadas por repetida ação do carregamento.
2. Cada ponto da superfície menos dura sofre carregamento cíclico. As asperezas mais duras induzem deformação plástica de cisalhamento sobre a superfície menos dura que se acumula com o carregamento repetido.
3. O aumento da deformação sub-superficial leva à nucleação de trincas abaixo da superfície. Trincas pré-existentes e vazios ou novas trincas formadas são propagados por carregamento e deformação.
4. As trincas tendem a se propagar paralelas à superfície, a uma profundidade dependendo das propriedades do material e do coeficiente de atrito.
5. Em regiões menos tenazes a trinca pode se propagar de modo a se cisalhar, ou se separar completamente da superfície, o que resulta em lâminas de desgaste alongadas e finas (delaminação).

A Figura B- 2 representa esquematicamente o mecanismo de fadiga superficial.

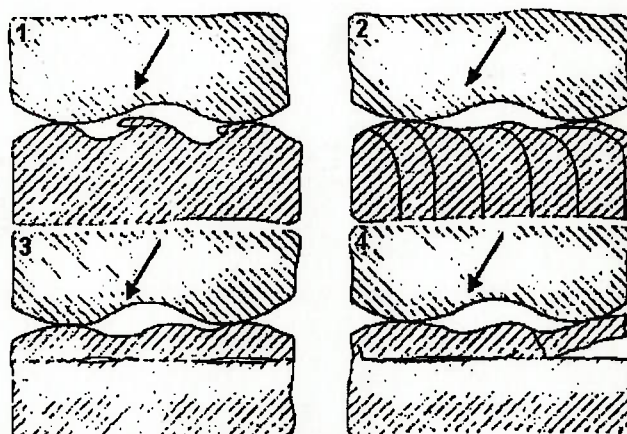


Figura B- 2: Esquema do mecanismo de fadiga de superfície [9].

A região sub-superficial à frente da aspereza em contato com outra é plasticamente deformada por tensões compressivas, enquanto que a região atrás da aspereza é deformada elasticamente por tensões de tração.

A delaminação pode ocorrer em sistemas deslizantes não lubrificados ou com lubrificação limite.

Não se sabe ao certo se as trincas podem ser formadas e propagadas no material sob tensões de compressão à frente e abaixo, ou se as mesmas se formam e propagam na camada de material transferido, pois encontra-se dificuldade de se distinguir camadas altamente deformadas e camadas de material transferido.

Em contato rolante-deslizante a nucleação de trinca pode resultar em pite.

Em contato deslizante puro, trincas sub-superficiais são nucleadas e propagadas, resultando em delaminação da superfície. A delaminação ocorre por ação simultânea da adesão e/ou abrasão e fadiga de superfície.

Para este mecanismo, o material é um fator de importância, principalmente quanto à sua capacidade de deformação e encruamento superficiais. Assim, pares deslizantes com baixo coeficiente de atrito e baixa tendência de adesão (como em superfícies duras e lisas) apresentam possibilidade de ocorrência desse tipo de mecanismo de desgaste.

◆ **Reação triboquímica**

Nesse mecanismo, as superfícies sólidas em contato reagem com o meio interfacial, ocorrendo contínua formação e remoção de camadas por reação das superfícies com o meio interfacial. Se o meio contiver oxigênio, as partículas de desgaste serão constituídas essencialmente óxidos formados e removidos das superfícies.

Uma seqüência de possíveis eventos para a ocorrência do desgaste envolvendo reação triboquímica é descrita a seguir [9]:

1. Partículas metálicas destacadas, que passaram por mecanismos de adesão ou sulcamento (mecanismo da abrasão) e fadiga, são oxidadas
2. Camada de óxido superficial (platô de oxidação) é formada por reação triboquímica dos metais com o meio, que cresce até uma espessura crítica
3. Partículas não metálicas resultam de trincamento das camadas protetoras nos pontos de alta pressão ou microfadiga

4. Partículas metálicas e não metálicas podem agir como abrasivos e retirar a camada protetora. E nova camada superficial é formada por reação metal-meio.

A Figura B- 3 mostra um esquema do mecanismo de ação triboquímica.

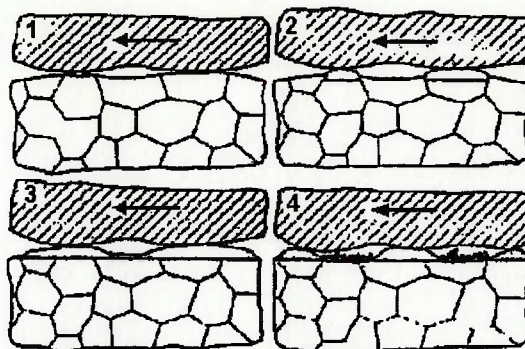


Figura B- 3: Mecanismo de ação triboquímica, desenho esquemático [9].

QUINN [13] e outros pesquisadores, citados por SO [14] denominaram este desgaste com mecanismo de ação triboquímica como **desgaste oxidativo**.

Segundo QUINN [13], o destacamento de partículas ocorreria por um mecanismo de fadiga quando a camada de óxido atingisse uma espessura crítica, já que houve observação comprovada de platôs de óxido com trincas transversais à direção de deslizamento. A ocorrência do destacamento, atingida a espessura crítica, usualmente de 1 a 3 μm , não é explicada pela **teoria do desgaste oxidativo** de QUINN [13].

Com o aumento da espessura ou área coberta pelas camadas superficiais frágeis, trincamentos podem levar ao aumento na quantidade de partículas de desgaste que passariam a atuar como abrasivos.

Assim, é provável que, ao longo do tempo de deslizamento, ocorra uma transição de desgaste com alta taxa inicial (mecanismo adesivo ou abrasivo) para desgaste por microfadiga das porções da camada de óxido formadas por ação triboquímica, e posteriormente para desgaste abrasivo provocado pelas partículas de óxido destacadas.

De acordo com a seqüência de eventos citada, o mecanismo de desgaste por ação triboquímica pode ser uma causa para a ocorrência do desgaste abrasivo em sistemas

deslizantes em tempo prolongado de trabalho. Se os fragmentos formados não forem eficientes como abrasivos, um processo de fadiga superficial estaria envolvido, com os fragmentos atuando como intensificadores para o tensionamento cíclico das superfícies em contato.

◆ Abrasão

Esse mecanismo é tratado de modo diferenciado na literatura [9, 18], não sendo considerado um mecanismo primário, ou causa do desgaste dos sistemas deslizantes. A Figura B- 4 mostra esquematicamente a atuação do mecanismo de abrasão.

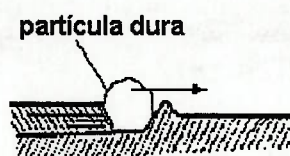


Figura B- 4: Esquema do mecanismo de abrasão [8].

Sob o ponto de vista de que o mecanismo define as causas do desgaste, a distinção é correta, já que, em princípio, superfícies sujeitas ao deslizamento não contêm partículas duras na interface e também não são abrasivas entre si, exceto em casos de partículas abrasivas que acidentalmente penetrem na interface.

Existe uma certa confusão em termos de terminologias pois costuma-se comparar desgaste por deslizamento ao desgaste por abrasão no mesmo nível. Desse modo, a abrasão não é tratada apenas como um mecanismo e a literatura é bem clara considerando a abrasão como um outro tipo de desgaste, diferente do que se conhece por desgaste por deslizamento, e envolve diferentes mecanismos ou causas para o desgaste, citadas a seguir.

Apesar de o foco do trabalho ser o sistema deslizante, a abrasão mesmo sendo um mecanismo secundário, deve ser considerada, uma vez que os fragmentos formados no

deslizamento poderão vir a atuar como abrasivos e na prática a probabilidade de contaminação da interface por partículas abrasivas em sistemas deslizantes não é remota [15].

Para haver desgaste por abrasão, é necessário que haja:

- Presença de partículas duras abrasivas no meio interfacial e/ou
- Protuberâncias (asperezas mais duras) em um dos corpos, capazes de provocar a abrasão

Na abrasão, diferentes tipos de mecanismos ou interações físicas podem ocorrer, tais como [9]:

- Corte,
- Sulcamento,
- Microfadiga,
- Microtrincamento.

Em realidade, dos quatro mecanismos de abrasão citados, o único que está relacionado diretamente ao desgaste como perda de material é a abrasão por corte. A abrasão por sulcamento leva à deformação plástica devido ao deslocamento de material e a microfadiga e microtrincamento estão relacionados a processos de fadiga superficial.

Os sistemas de deslizamento, em geral, sempre apresentam parcela de desgaste por abrasão, ainda que em menor escala. Os fragmentos que vão se destacando durante o deslizamento podem ser mais duros que os materiais em contato, se houver encruamento superficial sofrido devido à deformação plástica durante o contato entre as asperezas. A identificação da ocorrência de abrasão é mais imediata em termos de aparência de desgaste, pois em geral são observados riscos na direção do deslizamento; e em valores quantitativos de taxa de desgaste, se comparados aos valores do desgaste por deslizamento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- 1 CZICHOS, H. Systematic diagnosis of friction and wear test data. In: **ASM Handbook**, v.18, Friction, Lubrication and Wear technology, 1992
- 2 GREENWOOD, J.A. Nature of surfaces and contact. In: Neale, M.J., **Tribology Handbook**, Butterworths, London, 1973
- 3 REASON, R.E. Surface topography. In: Neale, M.J., **Tribology Handbook**, Butterworths, London, 1973
- 4 TOMANIK, E. **Honing quality main characteristics**. Relatório Cofap - CTPM, CTPM/R-90202, 1990
- 5 GREENWOOD, J.A.; WILLIAMSON, J.B.P. **Proc. R. Soc. London**, Ser.4, 295, p.300-19, 1956
- 6 SEELY, F.B.; SMITH, J.O. **Advanced mechanics of materials**. Cap. 11. John Wiley & Sons, 1963.
- 7 ENGEL, P.A. **Impact Wear of Materials**. Cap. 2. Elsevier Scientific Publishing Co., 339 p. 1976.
- 8 WRIGHT, K.H.R. Mechanisms of wear. In: Neale, M.J., **Tribology Handbook**, Butterworths, London, 1973.
- 9 ZUM GAHR, K.-H. **Microstructure and wear of materials**. Elsevier Science Publishers, USA, 1987, 560p.
- 10 LUDEMA, K.C. Sliding and adhesive wear. In: **ASM Handbook**, v.18, Friction, Lubrication and Wear technology, 1992
- 11 BAYER, R.G. **Mechanical wear prediction and prevention**. Marcel Dekker, Inc. 657 p., 1994.
- 12 DIN 50320: Análise sistemática dos processo de desgaste. Classificação dos fenômenos de desgaste. **Metalurgia & Materiais**, 53, 1997, p. 619-22.
- 13 QUINN, T.F.J. Review of oxidational wear. Part I: the origins of oxidational wear. **Tribology International**, v.16, n.5, p.257-71, 1983.
- 14 SO, H. The mecanism of oxidational wear. **Wear**, v.184, p. 161-7, 1995.
- 15 DEMARCHI, V, et al. Desgaste abrasivo em motores Diesel. **SAE 962380**, 1996.
- 16 VATAVUK, J. **Mecanismos de desgaste em anéis de pistão e cilindros de motores de combustão interna**. Tese de doutorado, Universidade de São Paulo, Escola Politécnica, 1994
- 17 HIRST, W.; LANCASTER, J.K. Surface film formation and metallic wear. **Journal of Applied Physics**. v.27, n.9, 1956, p. 1057-65
- 18 HUTCHINGS, I.M. **Tribology: friction and wear of engineering materials**. Edward Arnold, Great Britain, 1992

-
- 19 TABOR, D. Solid friction and boundary lubrication. The Institution of Mechanical Engineers, **Proceedings** 1967-68, Vol. 182, Part 3A (International conference), 1967
 - 20 TABOR, D. Friction mechanisms, effect of lubricants. In: Neale, M.J., **Tribology Handbook**, Butterworths, London, 1973
 - 21 TING, L, L. Development of a reciprocating test rig for tribological studies of piston engine moving components - Part I: Rig design and piston ring friction coefficients measuring method. **SAE 930685**; 1993
 - 22 TING, L, L. Development of a reciprocating test rig for tribological studies of piston engine moving components - Part II: Measurements of piston ring friction coefficients and rig test confirmation. **SAE 930686**; 1993
 - 23 ZUIDEMA, H.H. **The performance of lubricating oils**. Reinhold Publishing Corporation, 1952, USA
 - 24 MOURA, C.R.S.; CARRETEIRO, R.P. **Lubrificantes e lubrificação**. Livros Técnicos e Científicos, 1975, Brasil
 - 25 SCHUMACHER, R.; ZINKE, H.; LANDOLT, D.; MATHIEU, H.J. Improvement of lubrication breakdown behavior of isogeometrical phosphorus compounds by antioxidants. **Wear**, v.146, n.1, p.25-35, 1991
 - 26 DUDLER, V.; CUCHE, D.; EGGER, G. Diffusion of extreme pressure-antiwear additives in oil measured by holographic interferometry. **Wear**, v.146, n.1, p.79-87, 1991
 - 27 PLACEK, D.G.; SHANKWALKAR, S.G. Phosphate ester surface treatment for reduced wear and corrosion protection. **Wear**, v.173, n.1-2, p.207-17
 - 28 ZINKE, H.; SCHUMACHER, R. The thermal stability and antiwear performance of some thiofosforic acid derivatives. **Wear**, v.179, n.1-2, p.45-8, 1994
 - 29 NAKAYAMA, K.; OGAWA, H.; SAKURAI, T. Some aspects of the mechanism of chemical wear: a correlation between dynamic wear rate and static corrosion rate. **Wear** 68, 1981, p. 259-62. (Short Communication)
 - 30 SO, H.; LIN, Y.C.; HUANG, G.G.S.; CHANG, T.S.T. Antiwear mechanism of zinc dialkyl dithiophosphates added to a paraffinic oil in the boundary lubrication condition. **Wear**, v.166, n.1, p.17-26, 1993
 - 31 **METALS HANDBOOK**, V. 8 - Mechanical Testing, 9th Edition
 - 32 **WEAR CONTROL HANDBOOK**, ASME, 1980
 - 33 LUDEMA, K. C. A review of scuffing and running-in of lubricated surfaces, with asperities and oxides in perspective. **Wear** 100, 1984, p.315
 - 34 LEE, LUDEMA. **Journal of Tribology**..... *Apud* PARK, K.B., LUDEMA, K.C. Evaluation of the plasticity index as a scuffing criterion. **Wear** 175, 1994, p. 123
 - 35 LEE, S. C., CHENG, H. S. Correlation of scuffing experiments with EHL analysis of rough surfaces. **Journal of Tribology**, v. 113, 1991, p.318

-
- 36 WAKURI, Y.; SOEJIMA, M.; YAMAMOTO, T.; OOTSUBO, M. Fundamental studies on scuffing between cylinder and piston ring. **International Journal of Vehicle Design**, v.9, n2, 1988, p.203-15
 - 37 SCHNEIDER, E.W.; et. al. Effect of speed and power output on piston ring wear in a Diesel engine. SAE n.880672, 1988
 - 38 NEALE, M.J., (autor) Running-in procedures. In: Neale, M.J., **Tribology Handbook**, Butterworths, London, 1973
 - 39 TOMANIK, E. **Simulação do movimento axial dos anéis de pistão**. Dissertação de mestrado, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 1994
 - 40 MAHLE. **Mini piston manual**. 1995. Mahle GMBH, Stuttgart
 - 41 YANG, D.H., et. al. The influence of ion-implanted Mo on the tribological behavior of iron lubricated with oil containing antiwear additives. **Wear**, v. 173, 1994, p. 129-35
 - 42 DIETER, G.E. **Metalurgia mecânica**. Guanabara Koogan S.A., 1981
 - 43 WITTENBERGER, J.D.; NATHAL, M.V. Elevated/low temperature tension testing. In: **Metals Handbook**, v.8, Mechanical Testing, Ninth edition, 1985
 - 44 LEE, S. C.; CHENG, H. S. Scuffing theory modeling and experimental correlations. **Journal of Tribology**, transactions of the ASME, v.113, n2, p327-334, 1991
 - 45 PAWLUS, P. A study of the dependence of the functional properties of the cylinder liner surface layer on the operating conditions. **Proceedings of Institution of Mechanical Engineers**, Part J: Journal of Engineering Tribology. IMechE, v. 210, 1996
 - 46 FREIRE, N.L.C. **Desenvolvimento de coberturas de anéis**. Relatório COFAP-CTPM-145/84, 1984
 - 47 TEJADA, A.; PADIAL, M. Aplicação de um pacote de anéis de pistão de alta tecnologia para redução do consumo de óleo e blow-by em motores Otto. SAE, n.952237, 1995
 - 48 YOSHIDA, H.; KUSAMA, K.; KOBAYASHI, H.; WOLF, G. Method to improve scuffing resistance of nitrided rings. SAE 973102, 1997
 - 49 VATAVUK, J.; DEMARCHI, V.; CORREA, P.S.; GARCIA, M.B. **Efeito da nitretação na resistência ao desgaste de anéis de óleo em motores de ciclo otto e ciclo diesel**. Relatório COFAP. CTPM/R-94302, 1994
 - 50 CHILDS, T.H.C.; SABBAGH, F. Boundary lubricated wear of cast irons to simulate automotive piston ring wear rates. **Wear**, v.134, p.81-97, 1989
 - 51 EYRE, T.S., et. al. Characterization and simulation of wear occurring in the cylinder bore of the internal combustion engines. **Tribology International**, v.23, n.1, p.11-6, 1990
 - 52 WARD, R. A comparison of reciprocating and continuous sliding wear. **Wear** 15, 1970, 423-34

-
- 53 DEMARCHI, V.; WINDLIN, F.L. Improvement in the compatibility between the wear rates of top ring and liner materials. SAE 970833, 1997.
- 54 KINLOCH, A.J. The science of adhesion. *J.Mater.Sci.*, 15, 1980, p. 2141-2166. *Apud* ZUM GAHR, K.-H. **Microstructure and wear of materials**. Cap. 4. Elsevier Science Publishers, USA, 1987.
- 55 SUH, N.P. **The delamination theory of wear**. *Wear*, 25, 1973, p. 111-24
- 56 BURR, A.H. CHEATHAM, J.B. **Mechanical Analysis and Design**. Cap 9. Prentice Hall, Second Edition, 1995, 882 p..