LUIZ ALBERTO PEREIRA DAS NEVES FRANCO

ABRASÃO DE FERRO FUNDIDO CINZENTO
APLICAÇÃO A MOTORES AUTOMOTIVOS

São Paulo
2015

LUIZ ALBERTO PEREIRA DAS NEVES FRANCO

ABRASÃO DE FERRO FUNDIDO CINZENTO:
APLICAÇÃO A MOTORES AUTOMOTIVOS

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo como
requisito parcial para obtenção do título
de Doutor em Ciências

Área de Concentração: Engenharia
Mecânica

Orientador: Prof. Titular Amilton Sinatora

São Paulo
2015

Este exemplar foi revisado e corrigido em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com a anuência de seu orientador.

São Paulo, 14 de dezembro de 2015

Assinatura do autor:

Assinatura do orientador:

Catálogo-na-publicação

FRANCO, LUIZ ALBERTO

ABRASÃO DE FERRO FUNDIDO CINZENTO: APLICAÇÃO A MOTORES
AUTOMOTIVOS / L. A. FRANCO – versão corr. – São Paulo, 2014.
239 p.

Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo.
Departamento de Engenharia Mecânica.

1.Abrasão 2.Ferro fundido cinzento 3.Motor automotivo 4.Coefficiente de
atrito 5.Ensaio de ríscamento I.Universidade de São Paulo. Escola
Politécnica. Departamento de Engenharia Mecânica II.t.

Para Maria Ignez, que
cuidou de tudo
enquanto eu me
divertia com a Ciência.
Com amor.

AGRADECIMENTOS

Aos Professores

Amilton Sinatora, pela amizade, por acreditar que aprender não tem hora e por guiar com paciência os passos de um neófito no terreno difícil da Tribologia.

Deniol Katsuki Tanaka, pelas discussões, brigas, pela fonte inestimável de conhecimento que é e, sobretudo, pela amizade.

Roberto Martins de Souza, por abrir as portas da plasticidade, pelas conversas sempre ricas, técnicas ou musicais, pela sensatez das contribuições.

Izabel Fernanda Machado, pelo exemplo de energia e pela animação que espalha pelo LFS.

Rodrigo Lima Stoeterau, pela companhia nos almoços inesquecíveis, tão cheios de "sense" e "non-sense".

André Tschpitschin, por ter aberto a porta de seu curso e de seus laboratórios, desde o MEV, no início do doutorado, até o CETR.

Hélio Goldenstein, pelas conversas técnicas, pela ajuda disponibilizando trabalho ainda não publicado e por tantos e-mails instigantes, desvios prazerosos do trabalho.

Aos colegas da Tribo

Alexander Zuleta Durango, ótimo companheiro de sala e de conversas sobre aviões, incansável em suas tentativas de me levar ao "bandeirão", pela ajuda com o IBERTRIB.

Ana Julia Tertuliano e Iramar Tertuliano, pelo trabalho organizando nossa bagunça, por cuidar do UMT-2 e pela contribuição para o clima de alta combustão do LFS.

Artur Seiji Nishikawa, pela ajuda com os tratamentos térmicos no início do doutorado.

Cristiano Fernandes Lagatta, primeiro pela ajuda na fadiga de contato e depois com os programas para o Hysitron.

Eleir Mundim Bortoleto, por entender minhas dificuldades com a informática e sempre achar uma saída.

Erica Prados, pelas conversas animadas e densas sobre o riscamento, Kato & Cia.

Fabio do Nascimento, pela paciência com a execução de ensaios e microfotografias.

Felipe Carneiro, pela ajuda com a máquina de fadiga de contato, ainda na fase um.

Francisco Faustino, antes ajuda sempre presente, agora falta.

Francisco Profito, pelo fantástico modelo de contato, ainda na fase um, e pela ajuda com o cálculo da energia gasta no atrito anel/camisa, fora as conversas sobre tantos assuntos, técnicos ou não.

Gustavo Siebert, ferrofundista de primeira, quem primeiro localizou e me apresentou uma steadita.

Gustavo Tressia, alviverde companheiro, gerador de análises químicas indispensáveis.

José Jimmy Penagos, pela salvação do texto, via instalação do Windows no Mac.

Juan Ignacio Pereira Agudelo, eutético, perlítico, peritético, alguém com quem se pode contar.

Juan Sebastian Ruiz Acero, pelo material roda/trilho tão útil na primeira fase do doutorado e agora em novos projetos.

Marcos Henrique Ara, grande ferrofundista, "inventor" do ataque químico pós riscamento, que mudou o rumo das coisas.

Newton Kyoshi Fukumasu, consultor permanente para encrencas no Mac e ajuda inestimável com o Hysitron.

Pablo Alejandro Correa, pela contribuição para que as apresentações ficassem mais bonitas.

Paulo Cordeiro Machado, pela competência e energia que o Pará nos emprestou e que me mostrou o ombro do pile-up mudando de lado na travessia de grão Hadfield.

Philip von Pritzelwitz, grande companheiro na luta para a construção de equipamentos de ensaios confiáveis.

Rafael Obara, companheiro na análise de riscos (aquela mais importante), sempre pronto a discutir e compartilhar ideias.

Raphael Ferreira, incansável e paciente com os que desconhecem as maravilhas do MEV.

Raquel Camponucci, pela preparação e medição de corpos de prova que sobreviveram até o final do doutorado.

Renata Prata, companheira iluminada de estudos e trabalhos.

Roberto de Oliveira, fonte de ajuda e de conversas muito proveitosas sobre teoria dos erros.

Silene Carneiro e Sidney Carneiro, pela ajuda na travessia dos caminhos tortuosos da administração.

Tiago Cousseau, pela disponibilidade para ouvir e responder, com uma competência esperada e maturidade inesperada, sempre pronto para ajudar.

Vanessa Seriacopi, amiga querida, colega de aula, grande parceira de trabalhos, de discussões e conversas até sobre Thomas Pynchon.

Aos de outras Tribos

Claudia Regina Serantonio, Mario Vitor Leite e Marcos Machado Matsumoto, pela riqueza do contato e pela ajuda na primeira fase do doutorado, com material em uso até agora.

Mario Boccalini Junior, pela amizade e pela ajuda para a obtenção de imagens FIB.

Eduardo Albertin, pela amizade, por compartilhar a paixão pelas palavras e pela paciência para ouvir e discutir dúvidas estatísticas.

Taeko Yonamine Fukuhara, pela paciência com o cliente e pela destreza na pilotagem do FEG/FIB.

“Quando o cidadão Laplace apresentou ao general Bonaparte a primeira edição de sua *Éxposition du Systême du Monde*, o general lhe disse: ‘Newton falou de Deus em seu livro. Já percorri o seu e não encontrei esse nome uma só vez’. Ao que Laplace teria respondido: ‘Cidadão Primeiro Consul, eu não precisei dessa hipótese’.”

Hervé Faye

RESUMO

FRANCO, L.A., **Abrasão de ferro fundido cinzento: Aplicação a motores automotivos**. Tese (Doutorado), Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.

Uma parte significativa das perdas por atrito num motor automotivo resulta da ação de partículas abrasivas. Dentre as fontes possíveis, podem ser citados o próprio meio ambiente – partículas que passam pelo filtro de ar - o desgaste de partes metálicas do motor ou mesmo resíduos de combustão. Essas partículas podem ficar encrustadas em anéis do pistão, ou ficar na interface entre pistão e bloco ou camisa, e são responsáveis por sulcos axiais, na direção do movimento do pistão, observáveis em motores usados.

O objetivo deste trabalho foi obter um melhor entendimento dos mecanismos de desgaste relacionados com o sulcamento de camisa/bloco e identificar conjuntos de testes laboratoriais capazes de reproduzi-los sob condições controladas.

Amostras de ferro fundido cinzento (FoFo) e de aço AISI 1070 com dureza de matriz próxima daquela encontrada em FoFo ($\approx 200\text{HV}_{30}$) foram submetidas a ensaios de riscamento em tribômetros. Verificou-se que riscos executados com um endentador cônico submetido a cargas na faixa de 20 a 50 mN eram similares aos sulcos observados em camisas ou blocos. Ensaio com outros materiais, como alumínio e latão e mesmo aço de diferentes durezas contribuíram para melhorar o entendimento dos resultados. Não foi observada transição brusca entre mecanismos de abrasão.

O cálculo do fator de remoção de material, f_{ab} , a partir de perfilometria óptica resultou em valores com dispersão elevada; não foi possível associa-los aos diferentes mecanismos de abrasão observados.

Valores obtidos para o coeficiente de atrito no riscamento permitiram fazer uma estimativa inicial de energia gasta nos processos abrasivos do motor.

PALAVRAS CHAVE: abrasão, ferro fundido cinzento, cilindro, camisa, grafitas, coeficiente de atrito.

ABSTRACT

FRANCO, L.A., **Abrasion of gray cast iron: Application to automotive engines.** Thesis (Doctorate), Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2015.

A significant part of the friction losses in an automotive engine results from the abrasive action of particles. Among possible sources of such particles one can mention the environment – particles that were not retained by the filters - metallic residues from worn parts or even combustion residues. They may be picked up by piston rings and become part of their surfaces or stay loose in the piston/liner interface.

Those particles are responsible for axial grooves that are observed in the liners of used engines. The objective of this work was to get a better understanding of the wear mechanisms related to liner/bore grooving and to identify a laboratory testing setup that might reproduce them under controlled conditions. Specimens of Gray Cast Iron (GCI) and of AISI 1070 steel with matrix hardness close to that found in GCI ($\approx 200\text{HV}_{30}$) were submitted to scratch tests in a tribometer. It was found that scratches performed under 20-50 mN indenter load (conical tip) were similar to grooves observed in cylinder liners. Tests with other materials such as aluminum, brass and even steel with different hardness values contributed to a better understanding of the results.

No sharp transition between abrasion mechanisms was observed. Calculation of material removal factor f_{ab} from optical profilometry resulted in values with a large dispersion; they could not be associated with different abrasion mechanisms.

Friction coefficient values obtained from the tests were used to make preliminary estimates of energy consumption due to abrasive processes in the engine.

KEYWORDS: abrasion, gray cast iron, cylinder, liner, graphite, coefficient of friction

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 - Aplicações de ferro fundido cinzento	23
Figura 1.2 - Microestrutura de FoFo cinzento com veios de grafita.....	24
Figura 1.3 - Imagem de risco sobre FoFo cruzando grafita e estrutura perlítica (lâminas finas mais claras de cementita e ferrita entre elas	24
Figura 1.4 - Riscos em cilindro de motor automotivo [Obara, 2015]	25
Figura 2.1 - Mecânico retificando a sede de uma válvula de motor de motocicleta com o uso de pasta abrasiva [Honda 1983].....	28
Figura 2.2 - Abrasão a dois corpos (esq.) e a três corpos [Zum Gahr, 1987]	29
Figura 2.3 - Britador de mandíbula com representação esquemática do material duro a ser esmagado [www.greatwallcrushers.com	29
Figura 2.4 – Variação da perda de massa com o tamanho do abrasivo, ensaio com lixas, a seco, carga de 1 Kgf. (extraído de Avient et al. 1960)	32
Figura 2.5 – Representação esquemática de equipamento para ensaios de abrasão a três corpos. [Rabinowicz, 1961]	33
Figura 2.6 – Geometria do contato entre uma partícula abrasiva idealizada e a superfície	34
Figura 2.7 - Diagrama do endentador usado por Mulhearn e Samuels para simular partículas abrasivas [Mulhearn, 1962]	35
Figura 2.8 – Distribuição de frequência do ângulo de contato de grãos de abrasivo de lixa #220. O ângulo de contato crítico permite estimar a porcentagem de pontos que farão corte no material [Mulhearn, 1962]	36
Figura 2.9 – Energia de corte x pressão (valor mínimo constante até 10 gf/mm ²). Pino de cobre contra lixa de carbeto de silício [Larsen-Badse, 1968]	37
Figura 2.10 - a) Risco típico mostrando os ombros (<i>pile up</i>). Endentador Vickers, aresta à frente, Stellite, 2 kgf. b) Representação idealizada do risco [Buttery 1970].....	38
Figura 2.11 - Recíproco da largura do risco ao quadrado como função da dureza, para uma gama de materiais. Endentador Rockwell, carga 2 kgf [Buttery 1970]	40
Figura 2.12 - Representação esquemática da ação de ferramentas sobre a superfície. a, b) e c) piramidal, d), e) e f) esferoidal, raio 0,15 mm. [Graham, 1972]	41
Figura 2.13 - Variação da energia específica com a dureza para várias velocidades de corte. Endentador Vickers, aresta na direção do risco [Buttery 1977]	42
Figura 2.14 - Coeficiente de retífica para diversas durezas e velocidades. Endentador Vickers, aresta à frente. [Buttery 1977]	43
Figura 2.15 - Deslizamento de uma cunha rígida bi-dimensional da direita para a esquerda sobre material perfeitamente plástico. Deformação segundo três modos: a) corte, b) formação de proa e c) sulcamento [Challen 1983].....	43
Figura 2.16 - Variação de CoF com o ângulo de ataque da partícula abrasiva e com o coeficiente de filme da interface. [Challen 1983]	44
Figura 2.17 - Estágios do processo de corte: imagens b), c) e d) correspondem aos pontos B, C e D do gráfico de CoF x distância percorrida (esq. alto). Latão, lubrificado, carga de 0,71 N, pino com raio de 27 µm. [Kayaba 1986]	47
Figura 2.18 - <i>Debris</i> com aspecto de flocos. Latão, a seco, carga de 0,35 N, lubrificado, pino com raio de 62 µm [Kayaba 1986]	48

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 2.19 - Estágios do processo de formação de proa: imagens b), c) e d) correspondem aos pontos B, C e D do gráfico de CoF x distância percorrida (esq. alto). Inox, a seco, carga de 0,71 N, pino com raio de 27 μm . [Kayaba 1986]	48
Figura 2.20 - Processo de sulcamento: imagem corresponde ao ponto C do gráfico de CoF x distância percorrida (à esquerda). Latão, a seco, carga de 0,35 N, pino com raio de 62 μm . [Kayaba 1986]	49
Figura 2.21 - Definição de grau de penetração	49
Figura 2.22 - Representação esquemática da interação física de partículas abrasivas com a superfície de materiais [Zum Gahr 1987]	50
Figura 2.23 - Resistência ao desgaste x dureza para metais puros e ligas [Kruschov op. cit. Apud Tylczak 1988]	52
Figura 2.24 - Remoção de material e mecanismo em função da dureza [Hokkirigawa 1988 a] ..	53
Figura 2.25 - Mapa dos mecanismos de abrasão. D_p^{**} é o limite de transição formação de proa/corte e D_p^* é o limite de transição sulcamento/formação de proa. [Hokkirigawa 1988 b]	54
Figura 2.26 - Gráfico de COF x grau de penetração. Ensaios de pino contra disco de inox SUS304, a seco e lubrificados. P: sulcamento; W: formação de proa; C: corte. [Hokkirigawa b]..	55
Figura 2.27 - Mapa de mecanismos de abrasão em função da resistência ao cisalhamento na interface [Hokkirigawa 1988 a adaptado por Zum Gahr 1998]	56
Figura 2.28 - Relação entre D_p e o “ângulo de ataque” da partícula esférica	57
Figura 2.29 - Consumo de energia típico de um motor automotivo [Holmberg, 2012]	58
Figura 2.30 - Imagem de bloco de motor de FoFo após 450 horas de funcionamento	59
Figura 2.31 - Esquema básico do ensaio de riscamento de uma superfície	60
Figura 2.32 - Identificação óptica da largura do risco em diferentes situações/materiais [ASTM 2009].....	61
Figura 2.33 - CoF e profundidade contra distância percorrida pelo endentador, FoFo, 5 mN [Nakamura 2012]	64
Figura 2.34 - Mecanismo de desgaste: comportamento da matriz em diferentes profundidades [Mendas 2013].....	65
Figura 2.35 - Influência da orientação do veio de grafita no mecanismo de desgaste [Mendas 2013].....	65
Figura 3.1 - Microestrutura do ferro fundido cinzento, sem ataque, com marca de um risco	68
Figura 3.2 - Microestrutura dos outros materiais metálicos ensaiados: AISI 1070 com inclusões contendo Mn e S e inclusões contendo Al e O; Latão; Alumínio: segunda fase contendo Al e Mg.	70
Figura 3.3 - Tribômetro Bruker UMT-2	71
Figura 3.4 - Tribômetro Hysitron TriboIndenter 950.....	72
Figura 3.5 - Perfilômetro óptico Taylor-Hobson CCI-MP	73
Figura 3.6 - Microscópio eletrônico de varredura (MEV) JEOL 6010LA	74
Figura 3.7 - Microscópio eletrônico FEI Quanta 3D	74
Figura 3.8 - Programa 3RVP - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador	77
Figura 3.9 - Programa TS - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador	77
Figura 3.10 - Programa TST - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador	77
Figura 3.11 - Ângulos de ataque do endentador Vickers	78
Figura 3.12 - Endentador cônico riscando uma superfície – Geometria da endentação	78

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 3.13 – Ensaio Hysitron - Ângulo de ataque do endentador cônico e raio da endentação como função da profundidade	79
Figura 3.14 – Dispositivo para fixação dos CP's no tribômetro UMT-2	80
Figura 3.15 – Coeficiente de atrito ao longo do riscamento – Tribômetro UMT-	81
Figura 3.16 – Gráfico de COF x tempo em ensaio de riscamento no tribômetro Hysitron	82
Figura 3.17 – Perfil médio de um risco	84
Figura 3.18 - <i>Template</i> usado no CCI-MP (análise do CP FPA0_75mN)	85
Figura 3.19 - Imagem inicial da análise no CCI-MP do CP A7P4NSA	86
Figura 3.20 - Perspectiva da superfície do CP FPA0_75 com indicação de ponto a ser removido	86
Figura 3.21 – Tela de aplicação do operador “Retouch” mostrando a seleção da região do CP FPA0_75 a ser eliminada	87
Figura 3.22 – Vista da superfície do CP FPA0_75 após remoção de região discrepante	87
Figura 3.23 – Imagem da superfície do CP A7P4NSA com a exclusão da área do risco para efeito do nivelamento	88
Figura 3.24 – Superfície do CP A7P4NSA, nivelada (à dir.) e superfície original (à esq. repetição da Fig. 3.19)	89
Figura 3.25 – Imagens com indicação de PNM's (à esq.) e após o preenchimento (à dir.).....	90
Figura 3.26 – Perspectiva da superfície do CP A7P4NSA depois de retocada, nivelada e de ter os PNM's preenchidos	90
Figura 3.27 - Tela oferecida ao usuário para definição do perfil médio - CP FPA1_75	92
Figura 3.28 – Perfil médio de risco sobre CP (A7P4NSA) AISI 1070, três passadas sobre o risco A	93
Figura 3.29 – Distância entre picos do pile up; CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas sobre o risco A)	93
Figura 3.30 – Largura do risco no nível do plano de referencia - CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas sobre o risco A)	94
Figura 3.31 – Seção transversal do risco A do CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas)	94
Figura 3.32 – Imagens MEV de riscamento de FoFo cinzento.....	95
Figura 3.33 – Imagens MEV de riscamento de FoFo cinzento.....	96
Figura 3.34 – Imagens FIB de riscamento de FoFo cinzento.....	96
Figura 3.35 – Diagrama indicando procedimentos sucessivos para extrair parâmetros estatísticos das amostras	102
Figura 3.36 – Figura 3.36– Ensaio de riscamento Bruker UMT-2, AISI 1070, 370 HV30kgf, polido, carga 4 N, a seco	107
Figura 3.37 – Ensaio de riscamento Hysitron, FoFo polido, carga 100 mN, a seco.....	109
Figura 3.38 – Diagrama representando medições nos ensaios Bruker UMT-2	111
Figura 4.1 – Riscamento de FoFo cinzento polido e retificado, com duas cargas e cinco condições de interface, primeira passada.....	118
Figura 4-2 Ensaio de FoFo polido e retificado, carga de 0,5 N e 1 N, a seco e com óleo novo – Efeito do número de passadas.....	119

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 4.3 – Ensaios de FoFo polido e retificado, carga de 1 N, a seco e com óleo novo – Parâmetros geométricos dos riscos.....	121
Figura 4.4 - Riscamento de AISI 1070, carga 4 N, interface a seco, óleo novo e detergente - Parâmetros geométricos e perspectiva após três passadas a seco.....	125
Figura 4.5 – Riscamento de AISI 1070, com 4 N, a seco, superposição de perfis médios A3/B2/C1.....	127
Figura 4.6 – Metade da área “vista” pelo endentador na segunda passada	127
Figura 4.7 – Riscamento de materiais diversos, COF médio da primeira passada, a seco (NS) e com óleo (NO) na interface: a) 4 N e b) 8 N; assinalados possíveis pontos discrepantes para FoFo polido (T1P).....	130
Figura 4.8 - Geometria da endentação Vickers	131
Figura 4.9 - Ensaio de pino de aço (raio 62 μm) contra disco de latão, a seco, carga de 350 mN, no modo de microsulcamento [Hokkirigawa 1988].....	133
Figura 4.10 - Riscamento de materiais diversos, COF em passadas sucessivas	134
Figura 4.11 - Relação entre o quadrado do recíproco da largura de risco e a dureza HV_{30} , endentador Vickers	137
Figura 4.12 - Correlação entre dureza Vickers e dureza ao risco	140
Figura 4.13 – Representação esquemática do risco, com indicação da largura na altura da linha de referência e da profundidade	141
Figura 4.14 – Energia específica no riscamento – joule por miligrama de material deslocado - a seco (NS) e com óleo (NO), cargas de 2 N, 4 N e 8 N. Materiais: alumínio e latão lixados e polidos, AISI 1070 com durezas de 200, 370 e 650 HV_{30} , retificados e polidos e FoFo cinzento retificado e polido.....	142
Figura 4.15 - Ensaio de riscamento de FoFo, a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN, CP's polido e retificado.....	147
Figura 4.16 - Ensaio de pino de aço (raio 62 μm) contra disco de latão, a seco, carga de 710 mN, no modo de microcorte [Hokkirigawa 1988]	147
Figura 4.17 - Riscos em FoFo, 50 mN, a seco, CP polido à esquerda e retificado à direita.....	148
Figura 4.18 - Linha de percentual de Carbono sobre risco executado sobre CP's de FoFo polido e retificado, com cargas de 20 mN e 200 mN.....	150
Figura 4.19 – Comparação de riscos de 20 mN e 200 mN sobre CP's de FoFo retificados.....	151
Figura 4.20 – Perfis de CP de FoFo polido: superfície original, risco sob carga de 20 mN e perfil no retorno do endentador.....	152
Figura 4.21 – Riscamento a seco de FoFo polido - Superposição de imagem MEV, perfil de profundidade do risco e valor de COF, carga de 20 mN.....	154
Figura 4.22 – Efeito das travessias de grafitas - Gráfico de COF x profundidade limite para expurgo dos picos	155
Figura 4.23 – Riscamento de FoFo, CP polido, 20 mN, a seco – Travessia de uma grafita com cerca de 14 μm de largura.....	156
Figura 4.24 – Gráficos de COF e profundidade de endentação, FoFo cinzento, cargas de 2,5 mN e 5 mN, endentador Berkovich [Nakamura 2012].....	158
Figura 4.25 – Dois riscos em FoFo polido, com cargas de 50 mN e 150 mN.....	160

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 4.26 - Riscamento de FoFo polido, 20 mN – Variação de largura do risco.....	161
Figura 4.27 - Riscamento de FoFo polido, 20 mN - Estreitamento do risco na proximidade de steadita e de sulfeto de manganês.....	161
Figura 4.28 - Riscamento de FoFo polido, 50 mN – Grafitas “extrudadas” pela passagem do endentador.....	162
Figura 4.29 - Riscamento de FoFo polido, 50 mN e 150 mN – Presença de mais de um mecanismo de abrasão	162
4.30- Riscamento de FoFo retificado, 20 mN – Risco menos profundo que vales da operação de retifica	163
Figura 4.31 - Riscamento de FoFo retificado, 200 mN – Metal dobrado pelo endentador cobrindo grafitas e bordas do risco difíceis de classificar	164
4.32 - Riscamento de FoFo polido, 150 mN – <i>Pile-up</i> assimétrico	164
4.33 - Riscamento de FoFo polido, 20 mN – Deformações nas bordas do risco possivelmente influenciadas pela direção das perlitas	165
Figura 4.34 - Corpos de prova de AISI 1070 polido (código AP), com indicação dos dois riscos por carga e sequência de cargas	166
Figura 4.35 – Riscamento Hysitron, FoFo e AISI 1070 polidos, 75 mN, superposição dos valores de COF para os seis riscos	167
Figura 4.36 Largura l_p e profundidade p do risco em função da carga – AISI 1070 à esquerda e FoFo à direita	168
Figura 4.37 Correlação teórica entre COF e ângulo de ataque da aspereza para vários valores de f (fator adimensional de resistência ao cisalhamento na interface) – P: microsulcamento (Ploughing), W: formação de proa (Wedge forming mode) e C: microcorte (Cutting) [Hokkirigawa 1988]	170
Figura 4.38 Fator de remoção de material em função da carga - Riscos sobre FoFo e AISI 1070, polidos e retificados, a seco	171
Figura 4.39 – Ensaio de riscamento de FoFo (Séries H1 e H2) e AISI 1070 (série H2), a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 75 mN, 100 mN, 125 mN, 150 mN e 200 mN, CP's polidos e retificados COFMédio	172
Figura 4.40 – Ensaios de riscamento a seco, FoFo e AISI 1070. CP's polidos e retificados, cargas de 20, 50, 75, 100, 125 150 e 200 mN. Variação do COF com a profundidade a); e com o ângulo de ataque b)	174
Figura 4.41 Equipamento com camisa flutuante para medição da força de atrito pistão/camisa. [Profito 2015]	176
Figura 4.42 Simulação de funcionamento de Motor automotivo a 100 rpm, carga 100% - Força de atrito anéis/camisa e velocidade do pistão	176
Figura 4.43– Riscamento de AISI 1070, CP polido (APA), 50 mN	178
Figura 4.44 – Riscamento de AISI 1070, CP polido (APA), 100 mN	178
Figura 4.45 – Riscamento de AISI 1070, CP polido (APB), 125 mN	179
Figura 4.46 – Riscamento de AISI 1070, CP retificado (ARC), 20 mN à esquerda e 150 mN à direita	179
Figura 4. 47 – Efeito da orientação, tamanho, módulo de elasticidade, dureza e fragilidade dos constituintes e/ou matriz no desgaste abrasivo (de compósitos) [Zum Gahr 1987]	180
Figura 4.48 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 20 mN	180

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 4.49– Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 20 mN, EDS para determinar teor de elementos químicos detectados	181
Figura 4.50 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 75 mN	182
Figura 4.51 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPC), 75 mN – arrancamento de grafita e deformação da estrutura lamelar da matriz com distribuição de material no fundo do risco	183
Figura 4.52 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPc), 50 mN – variação expressiva da largura do risco entre regiões com estrutura lamelar paralela e perpendicular à direção do risco, sulcamento sem metal dobrado sobre o risco e corte com fundo do risco coberto.....	183
Figura 4.53 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 20 mN – Imagens MEV de elétrons secundários à esquerda e de elétrons retro-espalhados à direita.....	184
Figura 4.54 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 20 mN – Imagens de linha de porcentagem de Carbono, com pico na travessia de uma grafita.....	184
Figura 4.55 Imagens MEV de dois riscos em FoFo, 20 mN, CP's retificados.....	185
Figura 4.56 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 125 mN – imagem de elétrons secundários à esquerda e de elétrons retro-espalhados à direita.....	186
Figura 4.57 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, incisão feita pelo feixe de íons....	186
Figura 4.58 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, seção paralela ao risco.....	187
Figura 4.59 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, detalhe da camada alterada junto à superfície.....	187
Figura 4.60 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, posicionamento das incisões.....	188
Figura 4.61 Imagem MEV de risco em FoFo polido, 75 mN, condição do risco antes da incisão na região 1.....	188
Figura 4.62 Imagem MEV de risco em FoFo polido, 75 mN, condição do risco antes da incisão na região 2.....	189
Figura 4.63 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 1, paralela ao risco, mostrando grafita e microestrutura diferenciada	190
Figura 4.64 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 1, paralela ao risco, mostrando dobramento de perlitas e alteração da camada superficial	190
Figura 4.65 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 2, paralela ao risco, mostrando dobramento de perlitas e alteração da camada superficial.....	191
Figura 4.66 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 2, paralela ao risco, mais afastada do centro do risco que a da Fig. 4.58, sem alteração da camada superficial na região de perlitas menos espaçadas.....	191
Figura 4.67 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, mostrando a posição da incisão.....	192
Figura 4.68 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando grafitas na borda do risco e a cerca de dez micrometros abaixo da superfície.....	192
Figura 4.69 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando região deformada abaixo da superfície.....	193
Figura 4.70 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando região deformada abaixo da superfície.....	193
Figura 4.71 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, setor ampliado da incisão mostrada na Figura 4.67. Fina camada com alteração da microestrutura (recristalização) logo abaixo da superfície.....	194
Figura 4.72 – Gráfico de COF x carga para aços AISI 1070 (Série H2), Eutectóide perlítico (AJ – Série H3) e para FoFo (Séries H1 e H2), ensaios Hysitron a seco.....	195

LISTA DE FIGURAS (cont.)

Figura 4.73 Perfil médio do risco, CP polido, FoFo, riscamento com 20 mN.....	196
Figura 4.74 Riscamento em aço perlítico eutectóide, CP AJ, 125 mN – Perfil da superfície original e perfil do risco corrigido.....	197
Figura 4.75 Riscamento em aço perlítico eutectóide, CP AJ, – Profundidade média medida durante o riscamento x Carga	198
Figura H1 – Forças agindo sobre a partícula abrasiva e sobre a superfície do material que sofre a abrasão.	239

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Proposta de classificação do desgaste abrasivo baseada na severidade do processo [Gates 1998]	31
Tabela 2.2 - Mecanismos de abrasão como função do grau de penetração [Hokkirigawa b 1988]	55
Tabela 2.3 - Riscos em camisas de cilindros	59
Tabela 3.1 - Composição química (% em peso) dos CP's de ferro fundido cinzento	67
Tabela 3.2 - Valores típicos de propriedades dos CP's de ferro fundido cinzento	67
Tabela 3.3 - Valores típicos de propriedades dos CP's de outros materiais metálicos	68
Tabela 3.4 - Composição química (% em peso) dos CP's de outros materiais metálicos	69
Tabela 3.5 – Especificações das lentes do CCI-MP	73
Tabela 3.6 – Parâmetros dos ensaios de riscamento- UMT-2 e Hysitron	76
Tabela 3.7 – Efeito da eliminação de pontos no valor do COF médio e do desvio	83
Tabela 3.8 - Valores obtidos em dois ensaios de riscamento, no UMT-2 AISI 1070 polido e no Hysitron FoFo retificado	99
Tabela 3.9 – Estatísticas do ensaio de FoFo cinzento retificado, carga de 75 mN	104
Tabela 3.10 - Ensaio de riscamento Hysitron, FoFo polido, carga 100 mN – COF médio, desvio padrão e coeficiente de variação de dez medições sucessivas	109
Tabela 3.11 - Resultados do processamento de todos os registros comparados com uma amostragem de 38 pontos distribuídos ao longo do ensaio	110
Tabela 3.12 – Ensaio de riscamento, carga de 75 mN, valores de COF médio e DP	113
Tabela 3.13 – Valor de Z a comparar com $Z_{0,5\%} = 2,57$	114
Tabela 3.14 - Comparação entre valores obtidos por média de dez perfis individuais e valores fornecidos pelo CCI-MP	115
Tabela 4.1 – Parâmetros dos ensaios da Série B1	117
Tabela 4.2 - Ensaio de FoFo polido e retificado, interface a seco, 0,5 N e 1,0 N – COF	117
Tabela 4.3 - Ensaio FoFo polido e retificado, a seco e c/ óleo, dois níveis de carga – Parâmetros geométricos dos riscos e COF (média A1/B1/C1)	120
Tabela 4.4 – Parâmetros dos ensaios da série CB	123

LISTA DE TABELAS (cont.)

Tabela 4.5 - Ensaio Aço AISI 1070, polido, a seco, carga 1 N – Parâmetros geométricos dos riscos e COF (média A1/B1/C1)	123
Tabela 4.6 – Parâmetros dos ensaios da série B2	124
Tabela 4.7 - Ensaio de AISI 1070, 370HV ₃₀ , polido, interface a seco, óleo novo e detergente, 4,0 N – COF	125
Tabela 4.8 - Ensaio Aço AISI 1070, polido, interface a seco, com óleo e com detergente, carga 4 N – Parâmetros geométricos dos riscos	126
Tabela 4.9 – Parâmetros dos ensaios da série B3	128
Tabela 4.10 – Ensaio de alumínio lixado e polido, cargas de 2 N, 4 N e 8 N, interface a seco e com óleo novo – COF de cada passada	129
Tabela 4.11 - Riscamento de materiais diversos – 8 N, parâmetros geométricos - Unidades: I_p , I_r e p em μm , S_s e S_p em μm^2	135
Tabela 4.12 - Dureza ao risco – Média de valores de riscamento a seco com 2 N, 4 N e 8 N	139
Tabela 4.13 - Densidades adotadas para os materiais ensaiados na Série B3 ..	142
Tabela 4.14 – Parâmetros dos ensaios da série H1	143
Tabela 4.15 - Riscamento FoFo, polido (H1P) e retificado (H1R), cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN - parâmetros geométricos - Unidades: I_p , I_r e p em μm , S_s e S_p em μm^2 . Ensaio TS e TST	144
Tabela 4.16 – Arquivo “.txt” de dados de ensaio de riscamento, FoFo polido, 20 mN , trecho inicial de 50 ms	146
Tabela 4.17 - Riscamento de FoFo, a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN, média dos ensaios TS e TST	146
Tabela 4.18 – Parâmetros dos ensaios da série H2	165
Tabela 4.19 – Riscamento Hysitron, FoFo polido, 50 mN, risco A0 (registro parcial)	167
Tabela 4.20 - Teor dos elementos químicos detectados nos pontos da Figura 4.42	181
Tabela 4.21 – Parâmetros dos ensaios da série H3	194
Tabela 4.22 - Valores de COF no riscamento de CP polido do aço AJ e valores anteriores de riscamento em CP's polidos de FoFo e AISI 1070 (Série H2)	195

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIações

Símbolo	Definição	Unidade
a	raio de uma endentação circular	m
A_f	área frontal vista pelo endentador	m ²
A_p	área que sustenta a carga vertical no endentador	m ²
d	diagonal da endentação Vickers	m
D_p	grau de penetração (h/a)	-
e	energia despendida por unidade de massa deslocada	J/kg
E_a	energia consumida c/ atrito anel/camisa em 1 ciclo do motor OTTO	J
E_r	energia consumida para fazer um risco	mJ
F_a	força de atrito no contato anel/cilindro	N
F_{ad}	parcela da força tangencial correspondente à adesão	N
F_{def}	parcela da força tangencial relativa à deformação do material	N
F_N	força normal atuando sobre a partícula/indentador	N
F_R	resultante de F_N e F_T agindo sobre a partícula/indentador	N
F_T	força tangencial resistindo ao movimento do indentador	N
h	profundidade de uma endentação	μm
H	dureza do material que sofre a abrasão	Pa
H_a	dureza da partícula abrasiva	Pa
H_s	dureza esclerométrica (<i>Scratch Hardness Number</i>)	GPa
HV	dureza Vickers	kgf/mm ²
l	deslocamento horizontal do indentador	μm
l_p	largura do risco entre picos do pile up	μm
l_r	largura do sulco na altura da linha de referência	μm
l_s	comprimento do sulco/risco	μm
M	massa de material deslocada no riscamento	g
n	número de elementos de uma amostra	-
p	profundidade máxima do sulco/perfil médio	μm
Q	volume total removido	μm ³
R	raio da ponta esférica do indentador	μm
S	Estimativa do desvio padrão	-
s	tensão de escoamento em cisalhamento puro	Pa
S_p, A_3	área de material acima da linha de referência (<i>pile up</i>)	μm ²
S_s, A_2	área do sulco limitada pela linha de referência	μm
U	energia específica	J/mg
V	volume de material removido	μm ³
V_p	velocidade do pistão	m/s
W, F_N	carga normal aplicada a uma partícula ou ao indentador	N
Y	tensão de escoamento uniaxial	Pa
z	variável aleatória da normal padronizada	-
α	ângulo de corte ("rake angle")	graus
β	fator de encruamento	-
γ	semi-ângulo da ponta do indentador cônico	graus
δ	ângulo de atrito	graus
ζ	f_{ab} fator de remoção de material na notação de Buttery e Archard	-

LISTA DE SÍMBOLOS E ABREVIACÕES (cont.)

Símbolo	Definição	Unidade
θ	ângulo de ataque da partícula ou do endentador	graus
ρ	densidade do material	g/cm ³
σ^2	variância	-
τ_{lim}	resistência ao cisalhamento na deformação limite (Zum-Gahr)	MPa
ϕ_{lim}	capacidade de deformação do material antes da fratura local	-
ϕ_s	deformação efetiva na superfície do material	-
Ω	ângulo do girabequim	graus

Abreviações

BIPM	Bureau International des Poids et Mesures
DP	Desvio padrão
COF	Coeficiente de atrito aparente (F_T/F_N)
FIB	Feixe de íons focalizado (<i>Focused Ion Beam</i>)
FoFo	Ferro fundido
FOV	Campo de visão da lente (<i>field of vision</i>)
IPT	Instituto de Pesquisas Tecnológicas
ISO	International Standards Organisation
LFS	Laboratório de Fenômenos de Superfície
IUPAC	International Union of Pure and Applied Chemistry
MEV	Microscópio eletrônico de varredura
PNM	Pontos não medidos pelo perfilômetro óptico

SUMÁRIO

1. INTRODUÇÃO	23
2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	27
2.1. Definição e classificações	27
2.2. Mecanismos de abrasão	32
2.3. Abrasão de ferro fundido (FoFo) cinzento	57
3. MATERIAIS E MÉTODOS	67
3.1. Corpos de Prova	67
3.1.1 Ferro fundido cinzento	67
3.1.2 Outros materiais	68
3.2. Materiais para a interface	70
3.3. Equipamentos de laboratório	71
3.3.1. Tribômetros	71
3.3.2. Perfilômetro óptico	73
3.3.3. Microscópio eletrônico de varredura MEV	73
3.3.4. Microscópio eletrônico de dupla coluna (Dual Beam)	74
3.4. Métodos	75
3.4.1. Execução dos riscos	76
3.4.2. Medição do coeficiente de atrito aparente (COF)	81
3.4.3. Medição dos parâmetros geométricos dos riscos	83
3.4.4. Análises por meio de imagens	95
4. RESULTADOS COMENTADOS	116
4.1. Agrupamento dos ensaios em Séries	116
4.2. Série B1 – Ensaios preliminares – Bruker	116
4.2.1. Coeficiente de atrito COF	117
4.2.2. Parâmetros geométricos dos riscos	119
4.2.3. Remoção de material	122
4.3. Série CB – Comparação dos tribômetros Bruker/CETR	122
4.4. Série B2 – Ensaios Bruker: óleo e detergente na interface	124
4.4.1. Coeficiente de atrito COF	124
4.4.2. Parâmetros geométricos dos riscos	125
4.4.3. Área vista pelo endentador	126

SUMÁRIO (CONT.)

4.5. Série B3 – Ensaios Bruker: FoFo, aço, alumínio e latão	128
4.5.1. Variação de COF com a dureza, acabamento e interface	130
4.5.2. Variação de COF com a carga	132
4.5.3. Variação de COF com as passadas	133
4.5.4. Parâmetros geométricos dos riscos	135
4.5.5. Remoção de material	138
4.5.6. Dureza ao risco ou dureza esclerométrica (Scratch Hardness Number)	138
4.5.7. Energia específica	140
4.6. Série H1 – Ensaios Hysitron: FoFo, quatro cargas	143
4.6.1. Parâmetros geométricos dos riscos	144
4.6.2. Remoção de material	145
4.6.3. Coeficiente de atrito COF	145
4.6.4. Relação Grafita/COF: dispersão da grafita na superfície por usinagem	149
4.6.5. Relação Grafita/COF: efeito do afundamento do endentador	152
4.6.6. Relação Grafita/COF: travessia do endentador sobre a grafita	156
4.6.7. Análise de imagens MEV	160
4.7. Série H2 – Ensaios Hysitron: FoFo e aço, sete cargas, seis repetições	165
4.7. 1. Programa dos ensaios	166
4.7. 2. Parâmetros geométricos dos riscos	168
4.7. 3. Remoção de material	169
4.7. 4. Coeficiente de atrito COF	171
4.7. 5. Energia gasta em um risco – comparação com motor automotivo	175
4.7.6. Análise de imagens de MEV	177
4.7.7. Análise de imagens de FIB	186
4.8. Série H3 – Ensaios Hysitron: aço perlítico eutectoide	194
4.8.1. Coeficiente de atrito COF	195
4.8.2. Parâmetros geométricos do risco	196
5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES	199
6. TRABALHOS FUTUROS	204
REFERÊNCIAS	205

SUMÁRIO (CONT.)

APÊNDICE A – Corpos de prova: medições de parâmetros superficiais e dureza	208
APÊNDICE B – Resultados da Série B1 – FoFo Cinzento – COF	210
APÊNDICE C - Resultados dos ensaios da Série B3- Valores de COF – Comparação de COF a seco/óleo e polido/retificado	215
APÊNDICE D – Verificação estatística da diferença de COF entre passadas – 8 N	222
APÊNDICE E – Resultados da Série B3 – Parâmetros Geométricos	225
APÊNDICE F – Resultados da Série H2 – Parâmetros geométricos dos riscos e COF	226
APÊNDICE G – Travessias de grafitas pelo endentador – Detalhes	234
APÊNDICE H – ângulo de atrito	239

INTRODUÇÃO

O *ferro fundido cinzento* (FoFo) é, certamente, o mais usado dos ferros fundidos em termos de volume. Suas aplicações vão de utensílios de cozinha a blocos de motores de combustão interna, passando por peças decorativas (Figura 1.1).

a) Caldeirão Séc. XIX (www.prices4antiques.com)

c) Bloco de motor diesel
(www.cbsboring.com)

b) Portão do Parque da Residência, Belém, PA
(foto do autor)

Figura 1.1 Aplicações de ferro fundido cinzento

Essa extensa gama de aplicações está diretamente relacionada com características interessantes como baixo custo de fabricação, usinabilidade e rigidez, mais do que resistência à tração. Numa composição química típica encontram-se teores de 2,5 a 4% de Carbono e 1 a 3% de Silício. O resfriamento mais lento do fundido e a presença do Silício contribuem para a formação de lamelas de grafita, que dão à fratura do material sua cor cinza característica. As lamelas se inserem na matriz do FoFo como flocos tridimensionais, mas na imagem de uma superfície polida, como a que é apresentada na Figura 1.2, aparecem como linhas ou, melhor dizendo, veios.

Figura 1.2 Microestrutura de FoFo cinzento com veios de grafita

As grafitas conferem ao FoFo cinzento propriedades muito interessantes, como o amortecimento de vibrações e a diminuição do atrito quando outra superfície desliza sobre o material [Guesser, 2009]. Além da rigidez e da usinabilidade, já mencionadas, o amortecimento de vibrações torna o FoFo cinzento conveniente para a construção de carcaças de bombas e bases de máquinas operatrizes. Essas propriedades, juntamente com a boa condutividade térmica, fizeram do FoFo cinzento um dos materiais preferidos para a produção de blocos de motores automotivos¹.

A microestrutura da matriz do FoFo depende fortemente da velocidade de resfriamento e, no caso dos materiais estudados neste trabalho, é essencialmente perlítica.

Estrutura
lamelar

¹ No caso de motores com bloco de outro material – alumínio, por ex. – pode-se usar uma “camisa” de FoFo cinzento como revestimento do cilindro.

Figura 1.3 Imagem de risco sobre FoFo cruzando grafita e estrutura perlítica (lâminas finas mais claras de cementita e ferrita entre elas)

Na Figura 1.3 a estrutura lamelar da matriz, com camadas de cementita e ferrita, fica aparente. Vê-se que não só a grafita, mas também a microestrutura perlítica da matriz têm um papel importante na forma como o FoFo cinzento é riscado ao receber a ação de uma partícula abrasiva.

No caso dos motores automotivos ocorre esse riscamento do FoFo do bloco ou da camisa pela presença, na interface anel/cilindro, de partículas abrasivas provenientes entre outras possíveis origens, de resíduos de combustão e do desgaste de partes metálicas. V. Figura 1.4. Esses riscos não devem ser confundidos com os sulcos do processo de brunimento, necessário à criação de “reservatórios de óleo” indispensáveis ao funcionamento do motor.

Figura 1.4 Riscos em cilindro de motor automotivo [Obara, 2015]

Com a pressão da sociedade para o uso de motores mais eficientes e menos poluentes, o problema da perda de energia pelo processo abrasivo e da possível contaminação de gases de exaustão com material particulado passou a exigir uma atenção maior. O trabalho aqui apresentado, inserido nesse contexto, tem o objetivo de buscar um melhor entendimento do comportamento do FoFo cinzento quando submetido ao riscamento por partículas abrasivas. Mais especificamente, o foco dirigiu-se a:

- Explorar a possibilidade de gerar em laboratório riscos semelhantes àqueles observados em motores automotivos depois de longo período de uso.
- Obter dados de coeficiente de atrito (COF) que permitam estimar o dispêndio de energia no riscamento.

- Contribuir para o entendimento dos mecanismos de abrasão encontrados nos ensaios de riscamento.
- Obter informações quanto aos efeitos de acabamento superficial, carga e condição da interface (a seco ou lubrificada) sobre o COF.

Esta **Introdução** é o **Capítulo 1** do trabalho, ao qual se seguem o **Capítulo 2 Revisão Bibliográfica**, que trata do conceito de abrasão e seus mecanismos, dos modelos teóricos do desgaste abrasivo e das relações com o atrito. No **Capítulo 3 Materiais e Métodos** são descritos os materiais estudados, os equipamentos de laboratório utilizados e abordada a metodologia empregada, começando com a execução dos riscos, detendo-se no tratamento estatístico das medições de COF e terminando com a análise de imagens. Os resultados e as discussões pertinentes são apresentados no **Capítulo 4 Resultados Comentados**, que começa com uma explicação sobre o agrupamento dos ensaios realizados em oito “Séries” e segue apresentando e discutindo os resultados das diversas “Séries” e suas conexões. O **Capítulo 5 Conclusões e Recomendações** é seguido pelo **Capítulo 6 Trabalhos Futuros**, pela lista de **Referências** e pelos **Apêndices**, que contêm resultados detalhados.

2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Definição e classificação

A complexidade da abrasão já começa com a própria definição, ou definições. O *ASM Materials Engineering Dictionary* [ASM, 2006] propõe três acepções para *Abrasion*:

1. Um processo em que partículas duras ou protuberâncias são forçadas contra uma superfície sólida e deslocadas sobre ela.
2. Desgaste abrasivo que torna áspera ou risca uma superfície.
3. Processo de desgastar ou esmerilhar uma superfície com o uso de abrasivos.

Procurando fugir ao que se poderia chamar de autorreferência da segunda acepção, o leitor vai ao verbete *Abrasive Wear* e encontra:

Remoção de material de uma superfície quando partículas duras deslizam ou rolam pressionadas sobre ela. As partículas podem estar soltas ou fazer parte de outra superfície em contato com a primeira.

Os três significados iniciais, mais o segundo resultado, suscitam questões muito importantes para a Tribologia. Em primeiro lugar surge a pergunta a respeito do que seria uma partícula dura. Mais dura que a superfície? Quanto? Um histórico dessa questão, resumida muitas vezes com a relação H_a/H – dureza do abrasivo sobre a dureza do material que sofre a abrasão – é apresentado por Torrance [Torrance 1981]

Seguindo com as questões, por que protuberâncias? Para responder é preciso relembrar o marceneiro com sua grosa, cujas protuberâncias ferem a madeira e tornam sua superfície mais áspera, como indicado na segunda acepção. Ocorre que, normalmente, esse é um processo que mais adiante exigirá uma abrasão feita com uma lixa para tornar a superfície mais lisa, o que de certa forma contraria o texto da segunda proposta do dicionário. A terceira indicação é clara quanto a haver desgaste e remete imediatamente aos processos industriais de retífica ou, em nível mais artesanal, à figura do mecânico de motores automotivos fazendo a retífica da sede de uma válvula (V. Figura 2.1).

Figura 2.1 Mecânico retificando a sede de uma válvula de motor de motocicleta com o uso de pasta abrasiva [Honda 1983]

Retornando ao segundo verbete, nota-se que há dois pontos especialmente interessantes. O primeiro é a referência à remoção de material, que no primeiro verbete não tinha sido mencionada, ficando mais ou menos subentendida pelo uso de “desgaste”. Abrasão implica realmente em remoção de material? Zum Gahr, no prefácio ao seu livro *“Microstructure and Wear of Materials”* [Zum Gahr, 1987], refere-se ao desgaste como um processo de “dissipação da estrutura de uma superfície e/ou massa”. Sacrificando o estilo em benefício da clareza, no tópico específico do livro lê-se:

“Desgaste abrasivo é o deslocamento de material causado pela presença de partículas duras, entre ou incorporadas a uma ou ambas as superfícies em movimento relativo, ou pela presença de protuberâncias duras em uma ou nas duas superfícies que se movimentam uma em relação à outra.”

Esse cuidado em não identificar abrasão com remoção de material parece inteiramente justificável. Se for admitido o conceito de que o desgaste é uma perda de funcionalidade², não é obrigatório que ele seja acompanhado por uma perda de material. Com esse conceito mais amplo, pode-se aplicar o termo desgaste a uma peça que precisará ser substituída porque, ao longo do uso, deformou-se ou perdeu alguma de suas propriedades importantes sem ter sofrido perda de material. Um

² “Desgaste: deterioração material determinada pelo uso.” [Aulete]

risco na parede do cilindro de um compressor pode ocorrer sem perda de material e, no entanto, causaria uma fuga de ar comprimido indesejável.

Ainda a ser observada no segundo verbete do dicionário é a menção à possibilidade de as partículas duras estarem soltas ou fazerem parte integrante de outra superfície. Essa questão conduz a uma das classificações dos processos abrasivos, que a Figura 2.2 busca esclarecer.

Figura 2.2 Abrasão a dois corpos (esq.) e a três corpos [Zum Gahr, 1987]

Na abrasão a dois corpos – diagrama à esquerda – a partícula é parte integrante de uma das superfícies, como no lixamento ou numa operação de retífica (partículas abrasivas fixadas à lixa ou ao rebolo). Na outra condição, a três corpos, partículas duras podem rolar entre as superfícies. É o que acontece, por exemplo, num processo de moagem de minério no britador representado na Figura 2.3.

Figura 2.3 Britador de mandíbula com representação esquemática do material duro a ser esmagado
[www.greatwallcrushers.com]

O processo de moagem remete a outra forma de classificar o desgaste abrasivo, que leva em conta o nível de esforços envolvidos. Quando a resistência ao esmagamento da partícula dura é ultrapassada, o processo é designado como “abrasão com pressão de contato elevada” (*high stress abrasion*), ficando o termo “abrasão com pressão de contato baixa” (*low stress*) para a condição em que isso não ocorre [Tylczak, 1988]. Essa classificação ainda tem variante: o termo goivamento³ (*gouging abrasion*) é aplicado quando, numa condição de altos esforços como nos equipamentos de britagem de rochas, há arrancamento de material de uma superfície pelo choque com material abrasivo de grandes dimensões [Hutchings, 1992]. Dependendo do autor esse mecanismo é classificado separadamente, ou não, de abrasão com pressão de contato elevada.

Nos sistemas tribológicos em que a abrasão é o foco, outro aspecto considerado para efeito de classificação é o tipo de contato [Tylczak, 1988]. Sistemas abertos seriam aqueles em que o abrasivo praticamente não sofre restrição de movimento – minério sobre a correia transportadora – enquanto que os fechados, como é o caso dos britadores, impõem limitações bem definidas para a movimentação do material abrasivo.

Apesar das discussões, as classificações têm uma importância que vai além da sua conceituação; do ponto de vista prático elas podem servir, entre outras coisas, para enfatizar diferenças significativas entre processos. Exemplo: em situações usuais, o desgaste abrasivo a dois corpos conduz a uma remoção de material uma ordem de grandeza maior do que a observada no desgaste a três corpos [Rabinowicz, 1961].

As divergências entre especialistas a respeito das classificações são consideráveis. E a origem delas não reside apenas na dificuldade em estabelecer limites entre classes – evidente nesta última classificação – mas também no próprio partido tomado para defini-las. A uma classificação baseada numa visão espacial – dois ou três corpos – opõe-se, por exemplo, outra cujo foco é a severidade do processo abrasivo [Gates, 1998] e que está resumida na Tabela 2.1:

³ O Vocabulário Ortográfico da Língua Portuguesa reconhece “goivadura”.

Tabela 2.1 Proposta de classificação do desgaste abrasivo baseada na severidade do processo

Situações típicas	Modo de desgaste abrasivo		
	Suave	Severo	Extremo
Tamanho da partícula	Pequeno	Médio	Grande
Restrição à partícula	Sem restrição	Parcialmente restrita pelo contracorpo	Fortemente restrita
Forma da partícula	Arredondada	Pontiaguda	Pontiaguda
Pressão de contato	Baixa, insuficiente para fraturar as partículas	Moderada, suficiente para fraturar partículas	Muito elevada, pode causar deformação macroscópica ou fratura frágil no material que sofre a abrasão
Mecanismo dominante	Microsulcamento	Microcorte	Microcorte e/ou microfratura

Algumas questões ficaram de fora das definições apresentadas. Duas delas são muito importantes e merecem toda atenção. A primeira refere-se à origem das partículas duras. De fato, pode-se ter material abrasivo colocado deliberadamente na interface das superfícies, como no caso do polimento de corpos de prova para ensaios laboratoriais, na retificação da sede de uma válvula de motor automotivo, na escolha de um rebolo para dar acabamento a uma solda, ou ainda num equipamento de ensaio de desgaste. Em todos esses casos o abrasivo faz parte do processo e o responsável pode ter algum controle sobre suas características. Há muitos casos, porém, onde o abrasivo é parte do processo, mas o melhor que o operador pode fazer é manter registros do desgaste, pois ele não tem controle direto sobre o material. São exemplos dessa condição o desgaste abrasivo de bombas e tubulações pelo fluxo de polpa de minério ou de equipamentos da indústria açucareira provocado pela pequena porcentagem de sílica contida nas fibras da cana de açúcar processada [Stachowiak, 2005].

A segunda questão, de importância crucial para este trabalho, refere-se aos mecanismos de abrasão. Sobre eles nada se disse nas definições antes

apresentadas, mas os pesquisadores desta área da Tribologia foram capazes de identificar vários mecanismos segundo os quais as partículas duras interagem com a superfície que sofre a abrasão. Esse tópico será abordado mais adiante.

2.2. Mecanismos de abrasão

Segundo Rabinowicz *et al.* [Rabinowicz, 1961] os primeiros estudos do desgaste abrasivo de metais foram feitos por M.M. Khrushov e M. A. Babichev no final da década de 1950, seguidos pelos trabalhos de R.T. Spurr e T.P. Newcomb, todos com foco na taxa de desgaste dos materiais quando pressionados contra lixas, limas e outras superfícies metálicas rugosas, isto é, na condição de abrasão a dois corpos. Avient *et al.* [Avient, 1960] obtiveram resultados importantes submetendo corpos de prova policristalinos de uma extensa lista de metais – Pb, Al, Ag, Au, Cu, Ni, Pt, Cr, Fe, Mo, W, Be, Ti, Sn e U – ao desgaste contra lixas, cujos grãos de abrasivo variaram de 5 a 150 μm de diâmetro médio. Foram medidos valores de perda de massa e coeficiente de atrito (COF) com cargas variando de 2 a 20 N. Um dos resultados mais importantes obtidos foi a constatação de que a partir de um certo tamanho do abrasivo⁴ – cerca de 70 μm no caso – a taxa de desgaste, expressa como massa perdida por distância percorrida, permanecia praticamente constante, como indicado no gráfico da Figura 2.4.

Figura 2.4 – Variação da perda de massa com o tamanho do abrasivo, ensaio pino/lixa, a seco, carga de 1 Kgf. (extraído de Avient *et al.*).

Uma das explicações propostas para o comportamento mostrado na Figura 2.4 seria o fato de, para pequenos volumes de material, a tensão de escoamento ser

⁴ Em trabalhos dedicados à abrasão é usual designar esse valor crítico do tamanho do grão abrasivo como TCA [Coronado, 2010].

maior do que para um volume grande, possivelmente pela maior dificuldade de nuclear ou mover discordâncias [Hutchings 1992]. Em função disso as partículas menores encontrariam maior dificuldade para produzir abrasão.

Outros resultados importantes registrados nesse trabalho foram:

- A complexidade da relação entre desgaste e COF.
- A importância de outras características das partículas – angulosidade e orientação em relação à superfície – além do tamanho, na taxa de desgaste.
- A metodologia do ensaio, para contornar o problema da inclusão inicial de partículas na superfície metálica (e consequente aumento de massa).
- A constatação de que no lixamento apenas 10% do volume dos sulcos formados são efetivamente removidos.
- O valor constante atingido pelo COF depois de uma certa distância percorrida, como consequência do empastamento da lixa.

Rabinowicz *et al.* enfrentaram o desafio de testar em laboratório a abrasão a três corpos, com um engenhoso equipamento cuja representação esquemática está na Figura 2.5.

Figura 2.5 – Representação esquemática de equipamento para ensaios de abrasão a três corpos. [Rabinowicz, 1961]

O equipamento permitiu a execução de ensaios de metal contra metal, inicialmente iguais nos dois corpos de prova (CP's) e depois em pares distintos. Foram testados pares de Babbitt, AISI 1020, Cobre e Bronze e combinações de Babbitt/AISI 1020, Cobre/Titânio e Bronze/Titânio, sob carga mantida entre 0,5 e 1 kgf.

De forma geral os resultados confirmaram os achados anteriores de Avient *et al.* em termos de tamanho crítico de abrasivo. Do ponto de vista metodológico o trabalho foi importante, também, por chamar a atenção para os problemas de consistência dos ensaios de abrasão decorrentes de variação de umidade relativa do ambiente e do controle do abrasivo tanto em termos de granulometria como de dureza.

O ponto principal do trabalho foi, no entanto, a proposição de um modelo teórico para o processo de desgaste, que assumia uma partícula abrasiva cônica idealizada. No texto, logo no início da apresentação do modelo, os autores admitem que a carga sobre a partícula é distribuída pela área em planta da seção do cone. Na realidade, é preciso lembrar que a partícula está se movendo e a área de contato é apenas aquela à sua frente. Esta é a forma mais rigorosa como o modelo é apresentado por Hutchings e que é desenvolvida a seguir [Hutchings, 1992].

Figura 2.6 – Geometria do contato entre uma partícula abrasiva idealizada (cônica) e a superfície

Se a carga suportada pela partícula é W , H a dureza da superfície e A a área que sustenta a carga no endentador, tem-se:

$$W = H \cdot A = \frac{1}{2} \pi a^2 H \quad (2.1)$$

onde a é o raio da endentação. O volume ΔV deslocado pela partícula quando ela se desloca de uma distância Δl será dado por:

$$\Delta V = a \cdot x \cdot \Delta l = \frac{a^2}{\operatorname{tg} \gamma} \cdot \Delta l \quad (2.2)$$

sendo γ o semi-ângulo da ponta do cone. Substituindo o valor de a extraído de (2.1) em (2.2) resulta para o volume por unidade de distância percorrida:

$$\frac{\Delta V}{\Delta l} = \frac{2}{\pi \cdot \operatorname{tg} \gamma} \cdot \frac{W}{H} \quad (2.3)$$

O volume total removido é dado por:

$$Q = K \cdot \frac{W}{H} \quad (2.4)$$

onde K é uma constante adimensional que leva em conta o fator geométrico – conicidade ($\operatorname{tg} \gamma$) – e a fração do material deslocado que efetivamente é removido. É interessante notar que (2.4) é igual à equação de Archard para o desgaste em contatos com deslizamento, embora deduzida a partir de hipóteses iniciais diferentes. No próprio texto Rabinowicz *et al.* chamam a atenção para essa semelhança.

A questão de como a partícula abrasiva “ataca” a superfície foi tratada por Mulhearn e Samuels [Mulhearn, 1962], que introduziram um conceito fundamental: o ângulo de ataque. Este é o ângulo que faz a face anterior da partícula, isto é, aquela que está mais à frente no sentido do movimento, com o plano da superfície que sofre a abrasão. Na Figura 2.7 é o ângulo θ .

Figura 2.7 Diagrama do endentador usado por Mulhearn e Samuels para simular partículas abrasivas [Mulhearn, 1962]

Vale registrar que, em termos de usinagem, o ângulo de ataque mostrado na Figura 2.7 é considerado negativo (*rake angle* = ângulo de ataque - 90°).

Talvez o ponto alto desse trabalho tenha sido a verificação de que, para o aço laminado a frio usado nos ensaios, havia um ângulo de ataque crítico, abaixo do qual não havia remoção de material, mas apenas a criação de um sulco. Essa questão está na base de todas as investigações posteriores sobre os mecanismos de abrasão.

Figura 2.8 – Distribuição de frequência do ângulo de ataque de grãos de abrasivo de lixa #220. O ângulo de ataque crítico permite estimar a porcentagem de pontos que farão corte no material [Mulhearn, 1962]

Ainda a ressaltar no trabalho, a extensa investigação sobre a distribuição estatística de ângulos de ataque nos grãos de abrasivo de lixas sem uso (V. Figura 2.8) e de profundidades de risco, bem como o rigor em apontar a dificuldade para identificar se o que se observava na extremidade final do risco era um cavaco ou um montículo de material deslocado (*heaped-up mound*).

Larsen-Badse [Larsen, 1968] estudou o efeito do tamanho de grão, confirmando achados anteriores, e a variação de taxa de desgaste com o tamanho do CP (pinos de cobre). Entretanto, sua contribuição mais importante foi a análise do mecanismo de abrasão em termos do dispêndio de energia. Nesse trabalho o autor identifica uma parcela de energia específica de cerca de 1,45 J/mg, praticamente constante e independente da pressão, que ele denominou de energia mínima de corte. V. Figura 2.9

Figura 2.9 – Energia de corte x pressão (valor mínimo constante até 10 gf/mm²). Pino de cobre contra lixa de carbeto de silício [Larsen-Badse, 1968]

Essa parcela mínima de energia, calculada com base no metal efetivamente removido, seria despendida da seguinte forma:

- 7 % na formação de cavaco;
- 38 % na deformação plástica para formar ombros (*pile-up*) ao longo do risco;
- 45 % com o atrito no corte (valor elevado porque as partículas têm, em sua maioria, ângulo de ataque negativo e provavelmente devem deslocar muito material à sua frente);
- 10 % de trabalho (que ele designa como redundante) despendido em vários pequenos termos: desgaste do próprio abrasivo, atrito nas laterais das partículas abrasivas

A esse dispêndio deveriam ser acrescentadas três parcelas difíceis de estimar e variáveis com o tamanho do abrasivo. Uma referente à criação de novas superfícies (cavacos, paredes do sulco, ombros); outra, à perda em contatos elásticos de asperezas das duas superfícies e uma terceira ao gasto na fratura e deslocamento de partículas abrasivas. Segundo o autor, elas teriam valores desprezíveis em condições normais de carga e de tamanho de grão.

Uma série de experimentos buscando explorar a relação entre o processo industrial de retificação e o desgaste abrasivo foi levada a efeito por Buttery e Archard [Buttery, 1970]. De início os autores retomam a questão do comportamento de aços tratados termicamente para obter maior dureza (as referências são a dureza Vickers,

sem indicação da carga) e que não tiveram a melhora esperada na resistência à abrasão, como observado por Khrushchov e Babichev⁵ (1960 *apud* Buttery e Archard). Acrescentam, ainda, o fato também inesperado de não terem sido medidas alterações das forças normal e tangencial no processo de retífica de aços com durezas muito diversas. Além de ensaios pino x anel, os autores abordaram a questão de ser possível ou não a remoção de material com partículas abrasivas tendo ângulo de corte (*rake angle*) negativo. Nessa questão parece ter havido um problema de terminologia. Os autores afirmam que uma implicação do trabalho de Mulhearn e Samuels seria: “grãos com ângulo de corte (*rake angle*) abaixo de um certo valor, próximo de zero, deslocam, mas não removem material”. Como se pode ver no caso da lixa #220 contra aço da Figura 2.8, o ângulo crítico obtido por Mulhearn e Samuels poderia ser considerado negativo (*rake angle* < 0), na visão de um profissional de usinagem, mas em termos de ângulo de ataque era até bastante alto.

A seguir, numa parte de grande interesse para o presente trabalho, os autores dedicam-se aos ensaios de riscamento, reforçando a ligação entre os mecanismos de abrasão por uma partícula e as teorias de desgaste. Seu modelo, já incorporando os ombros do risco (pile-up), está apresentado na Figura 2.10.

Figura 2.10 a) Risco típico mostrando os ombros (*pile up*). Endentador Vickers, aresta à frente, Stellite, 2 kgf. b) Representação idealizada do risco [Buttery, 1970]

⁵ Khrushchov, M.M. e Babichev, M.A., Friction and Wear in Machinery, No. 12, traduzido do russo, ASME, N. York, 1960.

Embora sem usar a denominação f_{ab} , os autores apresentavam uma proposta para quantificação do material removido através de uma relação entre áreas identificadas na Figura 2.10. Seu fator

$$\zeta = \frac{A_3 - A_2}{A_3} \quad (2.5)$$

é o fator de remoção de material, f_{ab} , introduzido posteriormente por Zum Gahr [Zum Gahr, 1981]. Uma das observações importantes feitas pelos autores está relacionada com os mecanismos de abrasão e registra que “quanto mais mole o material, maior o grau de formação de *pile-up* e, conseqüentemente, menor a proporção do volume do sulco removida”. Seus resultados confirmam a tendência já observada: com aço de dureza 890 kgf/mm², 57% do volume do sulco eram removidos, enquanto que essa porcentagem caía para 12% no ensaio do aço com 263 kgf/mm².

Buttery e Archard apresentaram uma análise experimental da validade do modelo de Rabinowicz que merece um comentário. Considerando a largura do risco como sendo aquela medida na linha de referência (l_r) e não aquela medida entre picos do *pile-up* (l_p) e γ o semi-ângulo da partícula (endentador), o volume de material deslocado por unidade de distância percorrida será dado pela área da seção do sulco:

$$\frac{\Delta V}{\Delta l} = \frac{1}{2} \frac{l_r^2}{tg\gamma} \quad (2.6)$$

Igualando essa expressão à (2.3) obtida anteriormente resulta:

$$\frac{1}{2} \frac{l_r^2}{tg\gamma} = \frac{2}{\pi \cdot tg\gamma} \cdot \frac{W}{H} \quad (2.7)$$

Finalmente obtém-se uma expressão relacionando a largura do risco com a dureza:

$$\left(\frac{1}{l_r}\right)^2 = c^{te} \cdot H \quad (2.8)$$

com a constante englobando a carga e outros efeitos da geometria do endentador. O gráfico que segue na Figura 2.11 compara a equação (2.8) com o conjunto dos materiais ensaiados por Buttery e Archard com carga de 2 kgf.

Figura 2.11 Recíproco da largura do risco ao quadrado como função da dureza, para uma gama de materiais. Endentador Rockwell, carga 2 kgf [Buttery, 1970]

Esse trabalho de Buttery e Archard deu ensejo a uma discussão (registrada ao final do texto) em que K.L. Johnson declarou-se reticente a respeito de considerar-se a diferença de áreas $A_3 - A_2$ (Figura 2.10 a)) como material removido. Segundo ele, parte do material pode ser comprimido **plasticamente** pelo endentador em direção ao interior do material, que se expandiria **elasticamente** para acomodá-lo. Essa colocação vem à tona com frequência nos ensaios em que aquela diferença de áreas não é nula e, no entanto, não há sinais físicos de remoção de material.

A título de registro histórico de algumas das dificuldades enfrentadas pelos pesquisadores no passado, Buttery e Archard informam que suas determinações de áreas eram feitas **pesando** perfis recortados dos gráficos gerados por um perfilômetro com apalpador eletro-mecânico.

O trabalho de Graham e Baul [Graham, 1972] tinha como foco o processo de retificação, mas suas análises contêm contribuições muito importantes para o entendimento dos mecanismos de abrasão. Inicialmente identificam três tipos de deformação da superfície submetida ao processo de retificação – deformação elástica associada com o esfregar de uma superfície sobre a outra, deformação plástica e sulcamento, em que o material é majoritariamente deslocado sem ser removido e o microcorte, resultante da formação de pequenos cavacos – mostrando que as visões do processo industrial e das análises tribológicas convergiam. O trabalho mostra a forte dependência entre energia específica de corte e geometria da ferramenta, chamando a atenção para algo que posteriormente será objeto de outras pesquisas importantes: a variação do ângulo de ataque com a penetração, no caso de ferramentas/endentadores com pontas esféricas. A câmara de alta velocidade utilizada deixou a desejar e os autores foram obrigados a apresentar um diagrama reproduzindo as fotos. O diagrama, muito claro, aliás, está apresentado na Figura 2.12 e deve ser lido com o cuidado de transferir suas indicações do *rake angle* α para ângulo de ataque θ ($\alpha = \theta - 90^\circ$).

Figura 2.12 Representação esquemática da ação de ferramentas sobre a superfície. a, b) e c) piramidal, d) e e) esférica, raio 0,15 mm, f) esférica raio 1,25 mm [Graham, 1972]

Resumidamente, as indicações dos autores sobre os mecanismos foram:

- a) microcorte, formação contínua de cavaco;

- b) microcorte, formação contínua de cavaco, mas com redução do comprimento;
- c) sulcamento;
- d) transição do mecanismo ao longo do risco – o diagrama mostra a entrada;
- e) acúmulo crescente de material à frente da ferramenta até a fratura; geração de *debris* irregulares, usuais em processo industrial;
- f) sulcamento.

Buttery [Buttery, 1977] retomou com Hamed o trabalho anterior (com Archard) sobre retífica, porém com velocidades periféricas de até 30 m/s, bem superiores a 0,24 m/s do primeiro trabalho. Seus resultados confirmaram a maior eficiência da remoção de material com maior dureza deste. Os valores de energia específica apresentados no trabalho são expressos em energia por unidade de volume removido; assim, levando em conta que o processo não é 100% eficiente, é necessário subtrair as áreas de pile-up. Nessas condições, a expressão matemática para a energia específica, com a simbologia da Figura 2.10, é a seguinte:

$$U = \frac{F_T}{(A_3 - A_2)} \quad (2.9)$$

onde F_T é a força tangencial medida no processo. A Figura 2.13 mostra que, para uma dada velocidade de corte, o valor da energia específica é praticamente independente da dureza e cai com o aumento da velocidade.

Figura 2.13 – Variação da energia específica com a dureza para várias velocidades (rpm) de corte. Endentador Vickers, aresta na direção do risco [Buttery, 1977]

O uso de um “coeficiente de retífica” definido pela relação entre a força tangencial e a normal no processo de retificação, aproxima a visão do pesquisador do processo industrial daquela com que está habituado o tribologista, acostumado a pensar em coeficiente de atrito aparente (COF). Os resultados de Buttery e Hamed para esse coeficiente de retífica situam-no entre 0,3 e 0,8 para aços de dureza variando de 100 a 900 kgf/mm² e velocidades entre 0 e 4.000 rpm, conforme gráfico da Figura 2.14.

Figura 2.14 – Coeficiente de atrito para diversas durezas e Velocidades (rpm). Endentador Vickers, aresta à frente. [Buttery, 1977]

Uma abordagem teórica do coeficiente de atrito aparente, relacionando as forças normal e tangencial na feitura de um risco por uma partícula abrasiva, surgiu com o trabalho de Challen e Oxley [Challen, 1983], que buscava explicar os diferentes modos segundo os quais a partícula abrasiva interagia com uma superfície. O trabalho distinguiu claramente três situações, representadas na Figura 2.15.

Figura 2.15 - Deslizamento de uma cunha rígida bi-dimensional da direita para a esquerda sobre material perfeitamente plástico. Deformação segundo três modos: a) corte, b) formação de proa e c) sulcamento [Challen, 1983]

Com base no campo de linhas de deslizamento (*slip-line field theory*) mostradas na Figura 2.15, os autores apresentam três expressões para o COF, cada uma

correspondendo a um dos modos de deformação de uma aspereza da superfície por uma aspereza dura (partícula abrasiva). Os valores de COF assim calculados dependem, essencialmente, do ângulo de ataque θ e de um parâmetro f , dado pela relação entre a resistência ao cisalhamento do filme interfacial e o limite de escoamento do material. Com essa definição, $f = 0$ corresponderia a ter uma lubrificação perfeita na interface e $f = 1$ a uma condição de adesão total entre o material e a partícula abrasiva. A Figura 2.16 apresenta o gráfico dos valores de COF obtidos com as expressões propostas.

Figura 2.16 Variação de COF com o ângulo de ataque da partícula abrasiva e com o coeficiente de filme da interface. [Challen, 1983]

Esse modelo teórico não condizia com a realidade, na medida em que não previa que pudesse ocorrer corte com ângulos de ataque inferiores a 45° , condição desmentida por resultados experimentais. Ao final do texto os autores reconheciam o problema e propunham alterações do modelo; de qualquer forma a ideia de mapear transições entre diferentes regimes de abrasão estava plantada.

No modelo proposto por Zum Gahr [Zum Gahr, 1981], o valor teórico do desgaste abrasivo causado por uma partícula dura é calculado através de uma expressão complexa, envolvendo a carga normal sobre a partícula, o ângulo de ataque, o ângulo de atrito (ângulo entre a força normal e a força tangencial na interface partícula/material deformado- V. Apêndice H), a tensão de escoamento normal à

superfície e um fator descrevendo o grau de “texturização” da interface. Em seguida o autor propõe que esse valor teórico seja corrigido por um fator f_{ab} , definido como a relação entre o volume removido por microcorte e o volume do sulco ($f_{ab} = 0$ para microsulcamento puro e $f_{ab} = 1$ para microcorte puro). Zum Gahr justifica a introdução desse fator afirmando que microcorte e microsulcamento podem ocorrer simultaneamente durante a abrasão.

A questão da dureza da partícula necessária para produzir abrasão em outra superfície tinha uma importância crucial para o entendimento dos mecanismos presentes. Sabia-se que se a dureza da partícula, H_a , fosse igual ou maior do que $1,25 H$, a dureza da superfície, ocorreria abrasão. Tinha-se até uma explicação para o caso da esfera [Hutchings, 1992]: a pressão de contato máxima entre uma esfera e um plano é de cerca de 0,8 vezes a dureza à endentação da esfera (H_a); nessas condições, para que a esfera possa produzir uma deformação plástica no plano é preciso que a dureza deste seja inferior a $0,8 H_a$ ou, em outros termos, que H_a / H seja superior a 1,25. Uma análise do problema usando a teoria do campo de linhas de deslizamento permitiu [Torrance, 1981] estender a explicação para outras geometrias. Em sua “Short Communication”, Torrance vai além do tratamento matemático, apresentando observações profundas sobre os mecanismos. Vale registrar que seu trabalho usa dois resultados ligados diretamente à influência do ângulo de ataque da partícula. Para os metais, com base em suas pesquisas, diz o autor:

- haverá remoção de material sempre que o ângulo de ataque for superior a 30° ;
- abaixo de 20° pode-se eliminar a possibilidade de remoção de material.

Pintaúde fez uma análise ampla dos modelos de comportamento de materiais – elástico-plástico e rígido-plástico – usados por diversos autores para chegar à dureza diferencial necessária para ocorrer abrasão. O trabalho mostra que a relação entre a dureza do abrasivo e a dureza do material independe do modelo quando os materiais apresentam comportamento mecânico similar, mas quando abrasivo e material tinham comportamentos dissimilares os resultados variavam com o modelo adotado [Pintaúde, 2010].

De acordo com Zum Gahr e Mewes [Zum Gahr, 1983], a severidade da remoção de material na abrasão pode ser medida pelo fator f_{ab} já mencionado anteriormente.

Para embasar essa afirmação os autores fizeram ensaios de riscamento com alumínio, ferro, cobre níquel e chumbo, entre outros metais e ligas metálicas de uma extensa lista. Para fazer os riscos foram usados um endentador Vickers e endentadores de aço de forma a ter ângulos de ataque de 30°, 60° e 90°. As cargas variaram de 0, 5 N até 6 N tendo sido feitos todos os riscos a seco. A técnica usada para a determinação dos valores de f_{ab} foi a de cortes inclinados (*taper sections*) de 2° a 3°, sobre pelo menos dez riscos de cada material. Não há indicação quanto ao número de cortes inclinados feitos por risco. A análise de imagens lançou mão de software especializado. De início os autores indicaram reconhecer apenas três mecanismos para a formação de *debris*: microssulcamento, microcorte e microtrinca. Os dois primeiros mecanismos são associados aos materiais dúcteis e o terceiro a tensões muito elevadas aplicadas às partículas, principalmente sobre materiais frágeis. O mecanismo de microtrinca pode dar origem, excepcionalmente, a $f_{ab} > 1$, com o destacamento de material de fora do risco via propagação das trincas. O texto indica claramente que microssulcamento e microcorte podem ocorrer durante a abrasão de materiais dúcteis.

Os resultados principais foram:

- acima de 2 N, para os metais estudados, f_{ab} não variava com a carga;
- com o aumento da dureza dos materiais observava-se uma elevação do f_{ab} .

A parte final do texto consistia na apresentação de um novo modelo para o desgaste abrasivo, extremamente complexo e de difícil aplicação, pela grande quantidade de parâmetros envolvidos. A expressão matemática de f_{ab} dá uma ideia do modelo:

$$f_{ab} = \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\sigma_y \left(\cos \delta \cdot \sin \theta + \frac{\tan \delta}{\tan \gamma} \right)}{\tau_{lim} \cdot \tan \gamma} \quad (2.10)$$

com:

σ_y : tensão de escoamento;

δ : ângulo entre a força normal e a força tangencial na interface partícula/material deformado;

θ : ângulo de ataque;

γ : semi-ângulo do cone associado à partícula;

τ_{lim} : resistência ao cisalhamento na deformação limite.

Kayaba, Hokkirigawa e Kato [Kayaba, 1986] realizaram ensaios de riscamento a seco e lubrificados, com aço (SC45C, 191 HV), latão (92 HV) e inox (SUS304, 295 HV). Os riscos foram produzidos com dois pinos de aço temperado, cilíndricos, de ponta esférica, com raios de 27 μm e 62 μm , tendo sido observada a progressão do andamento em MEV. Ao longo dos riscamentos os autores registraram a evolução do coeficiente de atrito com a distância percorrida e obtiveram imagens de MEV em associação com pontos precisos dos gráficos correspondentes.

No trabalho os autores propõem que os mecanismos de desgaste abrasivo sejam classificados em quatro categorias: corte, formação de flocos, formação de proa e sulcamento, porém assinalam que o mecanismo por eles designado como formação de flocos só foi observado no riscamento do latão.

Seguem fotografias e gráficos do trabalho.

- Mecanismo de corte

Comportamento similar dos três materiais, com formação de cavacos. COF atingindo 1,0 rapidamente e oscilando em torno desse valor posteriormente. Os três materiais apresentaram o mesmo comportamento.

Figura 2.17 – Estágios do processo de corte: imagens b), c) e d) correspondem aos pontos B, C e D do gráfico de COF x distância percorrida (a).

Latão, lubrificado, carga de 0,71 N, pino com raio de 27 μm . [Kayaba, 1986]

- Mecanismo de formação de flocos

Flocos acumulados na extremidade final do risco e *debris* destacados ao longo do percurso. Mecanismo observado apenas no latão.

Figura 2.18 – *Debris* com aspecto de flocos. Latão, a seco, carga de 0,35 N, lubrificado, pino com raio de 62 μm [Kayaba, 1986]

- Mecanismo de formação de proa

Crescimento rápido de COF atingindo valores acima de 2,0, com formação de proa à frente do pino. Há um momento em que a proa deixa de crescer e, em seguida ao ponto C, há deslizamento significativo na parte inferior da proa na passagem de C para D. Apenas a proa inicial dá origem a *debris*. Mecanismo observado nos três materiais.

Figura 2.19 – Estágios do processo de formação de proa: imagens b), c) e d) correspondem aos pontos B, C e D do gráfico de COF x distância percorrida (a). Inox, a seco, carga de 0,71 N, pino com raio de 27 μm . [Kayaba, 1986]

- Mecanismo de sulcamento

Comportamento semelhante dos três materiais. O COF atinge um valor próximo de 0,4 e permanece estável. Ombros (*pile-up*) são formados dos dois lados do risco, sem aparecimento de *debris*, isto é, desgaste com perda de massa nula.

Figura 2.20 – Processo de sulcamento: imagem b) corresponde ao ponto C do gráfico de COF x distância percorrida (a). Latão, a seco, carga de 0,35 N, pino c/ raio 62 μm . [Kayaba, 1986]

Os autores associam a mudança de mecanismo de abrasão a um parâmetro que chamaram de grau de penetração e que é a relação entre a profundidade atingida pelo endentador de ponta esférica e o diâmetro da endentação produzida. Segue a figura usada para definir esse parâmetro e sua expressão matemática em termos de carga (W), dureza (H) e raio da ponta (R).

$$D_p = \frac{h}{a} = \left(\frac{\pi R^2 H}{2W} \right)^{\frac{1}{2}} - \left(\frac{\pi R^2 H}{2W} - 1 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (2.11)$$

Figura 2.21 Definição de grau de penetração

A análise feita pelos autores parte da ideia de que, para cada material, há valores perfeitamente definidos para a transição de um mecanismo para outro. No geral,

com $D_p < 0,1$ prevalece o sulcamento, enquanto que com $D_p > 0,25$ o mecanismo seria sempre de corte. A tabela com os resultados desse trabalho reflete essa visão; como foi revisada por dois dos autores, em trabalho posterior, é apresentada nessa segunda condição mais adiante (Ver Tabela 2.2).

Uma observação importante dos autores é relativa ao efeito do óleo. Segundo eles, no ensaio com óleo a transição de formação de proa para corte dá-se num valor mais baixo do grau de penetração, D_p . A implicação disso é que ficaria ampliada a faixa de abrasão com corte quando a interface está lubrificada. Ao contrário do que ocorre no desgaste por deslizamento (*sliding wear*), verifica-se que, nos sistemas em que há mecanismos abrasivos de deformação plástica, a presença de lubrificante faz a taxa de desgaste aumentar. Segundo Hutchings:

“O lubrificante reduz o atrito entre as partículas abrasivas e a superfície do metal, alargando, por isso, a faixa de ângulos de ataque para os quais ocorrerá o modo de deformação por corte e assim conduzindo a uma eficiência maior na remoção de material. [Hutchings, 1992]

O livro de Zum Gahr [Zum Gahr, 1987] foca os quatro mecanismos mostrados na Figura 2.22, ignorando a formação de proa.

Figura 2. 22 Representação esquemática da interação física de partículas abrasivas com a superfície de materiais [Zum Gahr, 1987]

Nessa obra, Zum Gahr expressa matematicamente o fator de remoção de material, f_{ab} , como segue:

$$f_{ab} = 1 - \left(\frac{\varphi_{lim}}{\varphi_s} \right)^{2/\beta} \quad (2.12)$$

A equação reúne três propriedades do material que se desgasta: φ_s , deformação efetiva na superfície, φ_{lim} , capacidade de deformação antes que ocorra localmente uma microfratura e β , fator de decréscimo de deformação com a profundidade. Este último fator introduzia o encruamento no modelo teórico dos mecanismos de abrasão.

O *Metals Handbook* [Tylczak, 1988], em sua edição de 1988, apresenta cinco processos abrasivos possíveis de ocorrer quando a ponta de um abrasivo passa sobre uma superfície: sulcamento, formação de proa, corte, microfadiga e microtrincamento; um a mais do que aqueles apresentados por Zum Gahr em seu livro.

Apesar de ter feito a referência, o *Metals Handbook* deixa de lado a formação de proa quando diz que “para uma partícula abrasiva pontiaguda existe um ângulo crítico para o qual há uma transição de sulcamento para corte” [Tylczak, 1988]. O manual passa rapidamente pela questão de H_a/H e aborda o modelo de Zum Gahr com f_{ab} , apresentando a equação (2.12) (desenvolvimento de 2.5) para o volume desgastado, V :

$$V = f_{ab} \cdot S_s \cdot l \quad (2.13)$$

onde S_s é a área do sulco e l o comprimento do risco. Antes o manual havia feito uma referência importante ao trabalho de Khrushov, expondo a intrigante questão da maior resistência à abrasão de metais puros, quando comparados a aços ligados de mesma dureza. V. Figura 2.23.

Figura 2.23 – Resistência ao desgaste x dureza para metais puros e ligas [Kruschov *op. cit.* apud Tylczak, 1988]

Reunindo as duas questões, o manual fornece uma explicação interessante sobre as razões para o melhor desempenho dos metais puros no que tange à resistência ao desgaste: quando dois materiais têm a mesma dureza, mas um deles tem maior capacidade para se deformar, ao serem submetidos a um riscamento por partícula abrasiva este último apresentará maior tendência a sulcamento - f_{ab} mais baixo – e, portanto, menor remoção de material (equação 2.12).

Hokkirigawa, Kato e Li [Hokkirigawa, 1988 a)] realizaram uma série de ensaios com aço buscando identificar o efeito da dureza sobre a transição de um regime de abrasão a outro. Foi usado um endentador cilíndrico (pino) de diamante com ponta esférica de raio 25 μm , cargas de 0,1 N a 2 N e 15 $\mu\text{m/s}$ de velocidade de riscamento. Os corpos de prova de aço SUJ2 (ASTM E52100) foram tratados termicamente para que fossem obtidas diferentes durezas de 250 HV a 750 HV. Os resultados são apresentados no gráfico da Figura 2.24.

Figura 2.24 Remoção de material e mecanismo em função da dureza [Hokkirigawa, 1988 a)]

O gráfico confirma que o grau de remoção de material é mais elevado quando a dureza do material é maior. Os autores apresentaram também um gráfico de $D_p \times HV$ com uma escala secundária de ângulo de ataque $\times HV$, sobre o qual marcaram os pontos de cada ensaio, gerando, assim, um mapa de mecanismos de abrasão para os aços estudados.

O mapa reproduzido a seguir – Figura 2.25 – foi extraído da figura original do trabalho, que apresentava problemas de legibilidade. Além do eixo vertical do grau de penetração, a figura apresentava uma escala vertical adicional, mais à esquerda, para evidenciar a correspondência entre D_p e ângulo de ataque θ . Os autores usaram a relação a seguir entre D_p e θ , com um multiplicador igual a 0,8, explicado num trabalho subsequente (ver equação 2.16):

$$D_p = 0,8 \cdot \frac{1 - \cos \theta}{\sin \theta} \quad (2.14)$$

Figura 2.25 Mapa dos mecanismos de abrasão. D_p^{**} é o limite de transição formação de proa/corte e D_p^* é o limite de transição sulcamento/formação de proa. [Hokkirigawa, 1998 b]

No texto os autores indicam que a linha separadora do modo de sulcamento, do modo de formação de proa é horizontal, no nível de $D_p = 0,17$, indicando que essa transição não dependeria da dureza, apenas da penetração. Quanto à linha separadora das regiões de formação de proa e de corte, ela é decrescente com o aumento da dureza.

Conforme foi referido mais acima, Hokkirigawa e Kato [Hokkirigawa, 1988 b] retomaram o trabalho anterior [Kaiaba, 1986], abandonando a indicação de formação de flocos e retendo apenas os outros três. Uma longa série de ensaios, a seco e lubrificados, com os mesmos materiais anteriores – latão, aço carbono S45C e inox SUS304 – deram origem à Tabela 2.2, focada nos mecanismos de abrasão.

Tabela 2.2 Mecanismos de abrasão como função do grau de penetração [Hokkirigawa, 1998 b]

Com os resultados do aço inox os autores puderam montar um gráfico relacionando COF e grau de penetração. V. Figura 2.26.

Figura 2.26 Gráfico de COF x grau de penetração. Ensaios de pino contra disco de inox SUS304, a seco e lubrificados. P: sulcamento; W: formação de proa; C: corte. [Hokkirigawa, 1998 b]

O gráfico da Figura 2.26 mostra bem a complexidade do efeito da lubrificação sobre os mecanismos de abrasão quando se tem corte.

Os autores apresentaram também nesse trabalho um mapa de mecanismos de abrasão em função do parâmetro f , dado pela relação entre a resistência ao cisalhamento do filme interfacial e o limite de escoamento do material, e já visto quando se apresentou o trabalho de Challen e Oxley. O mapa está apresentado na Figura 2.27.

Figura 2.27 Mapa de mecanismos de abrasão em função da resistência ao cisalhamento na interface [Hokkiriigawa, 1988 a adaptado por Zum Gahr, 1998]

No final do trabalho os autores retomam a ligação entre o grau de penetração D_p , introduzido por eles, e o que se poderia chamar de “ângulo de ataque de uma partícula esférica”, definido, conforme indicação da Figura 2.28, como o ângulo entre a tangente à esfera no ponto mais alto do contato com a superfície e o plano da superfície.

Figura 2.28 Relação entre D_p e o “ângulo de ataque” da partícula esférica

A expressão 2.15 resulta de considerações puramente geométricas, mas no texto os autores justificam a introdução de um multiplicador λ , por eles designado como “fator de forma”, que seria determinado experimentalmente e serviria “para reduzir as diferenças entre valores teóricos resultantes de modelos bidimensionais e valores experimentais obtidos com modelos tridimensionais”. Assim, a expressão 2.15 passaria a ser:

$$D_p = \lambda \cdot \frac{1 - \cos \theta}{\sin \theta} \quad (2.16)$$

com $\lambda = 0,8$ valor que, segundo os autores, seria o mais adequado para aquele estudo. Na Figura 2.25 original era utilizado esse valor de λ para calcular a escala relacionando D_p e θ .

2.3 Abrasão de ferro fundido (FoFo) cinzento

Zum Gahr em uma revisão do tema da abrasão por partículas duras [Zum Gahr, 1998] refere-se, em mais de um trecho, a “defeitos inerentes, e.g. trincas ou lamelas de grafita”. Essa citação das grafitas em proximidade com defeitos é instigante, pois impede que seja esquecida a fragilização que elas podem representar [Santos F^o, 2015], mas ao mesmo tempo provoca uma reação positiva no sentido de lembrar suas inúmeras virtudes. De uma forma ou de outra, o que se tem pela frente ao estudar abrasão de FoFo cinzento é um material bastante complexo. Sugishita, em

um de seus trabalhos, refere-se ao FoFo cinzento como um “material compósito auto-lubrificante, de base metálica [Sugishita, 1981].

A heterogeneidade do FoFo cinzento cria uma tendência a rejeitar a aplicação de modelos teóricos que, na maior parte das vezes, passam ao largo dessa característica e tratam o material como se fosse homogêneo. Diante disso, é importante não recusar os modelos, mas usá-los na medida de sua utilidade e ter sempre em mente as questões que a falta de homogeneidade pode levantar.

No caso dos motores automotivos a abrasão de camisas ou blocos foi, durante algum tempo, considerada secundária; “nada que uma boa lubrificação não pudesse evitar ou minimizar”. Muitos estudos mostram que esse problema não pode ser ignorado, seja por conta da vida do motor, seja por força das pressões para melhorar eficiência e qualidade em termos ambientais. Conforme indicações de Holmberg *et al.*, cerca de 11% da energia total fornecida pelo combustível são usados efetivamente para mover o motor [Holmberg, 2012]. Destes, 45% (5% do total) são gastos no contato entre cilindro e pistão/anéis como indicado na Figura 2.29.

Figura 2.29 Consumo de energia típico de um motor automotivo [adaptado de Holmberg, 2012]

Parte dessa energia é consumida pela ação abrasiva de partículas de vários tipos e procedências, em vários sub-sistemas tribológicos. A literatura aponta que as partículas podem ser cerâmicas de dimensões muito reduzidas (não retidas pelo filtro de ar), metálicas provenientes do desgaste de componentes (camisa e anel), resíduos de combustão [Santos F^o, 2013], fragmentação de metal dobrado sobre sulcos de brunimento [Dimkovski, 2011]. Em termos de modelos, tem-se abrasão a

dois corpos, quando a partícula fica encrustada em uma das partes – num dos anéis, por exemplo – ou a três corpos quando ela está livre entre as duas superfícies, do pistão e do bloco (nos motores que não usam camisa) ou da camisa [Tung, 2004]. Santos Filho [Santos F^o, 2013] mostrou evidências do desgaste abrasivo em blocos de motores de FoFo cinzento, testados durante 450 horas em bancos de provas, tanto com gasolina como com álcool. A imagem da Figura 2.30 não deixa dúvidas quanto à abrasão das paredes, que mostram riscos longitudinais.

Figura 2.30 Imagem de bloco de motor de FoFo após 450 horas de funcionamento com gasolina. Sulcos inclinados do brunimento. Riscos verticais de abrasão.[Santos F^o, 2013]

Em termos de dimensões dos riscos observados, algumas das indicações da literatura são apresentadas na Tabela 2.3:

Tabela 2.3 Riscos em camisas de cilindros

Largura (μm)	Profundidade (μm)	Riscos/mm	Fonte
4,5 a 5,6	0,4	155 a 175	[Dimkovski, 2011]
3 a 4	0,3	50 a 140	[Obara, 2015]
4	-	-	[Santos F ^o , 2013]

Vários tipos de ensaios laboratoriais têm sido usados para investigar o desgaste abrasivo de materiais, gerando, inclusive, análises comparativas de correlação [Dutra, 2013]. No presente trabalho o uso de ensaios de riscamento (*scratch test*) para investigar a abrasão em motores foi uma escolha natural, guiada pelas imagens de riscamento de cilindros disponíveis na literatura. Além disso, pesaram a relativa

simplicidade do conceito e o domínio das variáveis envolvidas: carga, forma da ponta que executa o risco, velocidade de riscamento, condição da interface. Coberto pela norma ASTM G171 [ASTM, 2009], o “*Standard Test Method for Scratch Hardness of Materials Using a Diamond Stylus*”,⁶ a ele foi dedicada uma alentada seção do Volume 18 do ASM Handbook [Jacobsson, 1985]. A simplicidade de execução do teste é, provavelmente, responsável pelo fato de ser muito usado em diversos setores e para diversas finalidades. A Figura 2.31 mostra os elementos básicos do ensaio de riscamento.

Figura 2.31 Esquema básico do ensaio de riscamento de uma superfície.

Independentemente do fato de o ensaio executar uma abrasão a dois corpos, pois o endentador está firmemente preso no cabeçote do equipamento de teste, a realidade é que o ensaio se aproxima bastante da forma como uma partícula abrasiva pode interagir com uma superfície.

Na referida seção do ASM Handbook são apontados os seguintes usos:

- Esclarecer mecanismos de deformação ou de remoção de material.
- Avaliar e/ou classificar materiais quanto à sua resistência à abrasão.
- Medir a dureza ao risco (ou dureza esclerométrica) de um material.
- Avaliar a adesão de uma camada de revestimento de uma superfície.

A literatura reporta o uso de endentadores com várias geometrias como, por exemplo, cilíndricos com ponta esférica [Kaiaba, 1986], piramidais Vickers [Zum

⁶ Há normas específicas para avaliação de camadas depositadas.

Gahr, 1983], piramidais Berkovich [Nakamura, 2012], embora a Norma estipulasse o uso de endentadores cônicos com ponta esférica [ASTM, 2006].

O primeiro resultado do teste é a largura do risco, medida com instrumentos ópticos, com os problemas previsíveis dessas operações, como mostra a Figura 2.32:

Figura 2.32 Identificação óptica da largura do risco em diferentes situações/materiais [ASTM, 2006]

Com a evolução dos equipamentos passou-se a ter a possibilidade de medir a força normal efetivamente aplicada e a força tangencial de resistência à progressão do endentador. Equipamentos mais sofisticados permitem registrar a posição vertical do endentador e realizar ensaios não só a carga constante, mas a profundidade constante e com carga crescente.

As medições de largura do risco, qualquer que seja o método, permitem obter um valor de Dureza Esclerométrica, H_s , (*Scratch Hardness Number*) calculado com as expressões seguintes [Jacobsson, 1985]:

$$H_s = \frac{8W}{\pi l_p^2} \quad (2.16)$$

$$H_s = \frac{4W}{l_p^2} \quad (2.17)$$

A expressão 2.16 é válida para endentadores cuja ponta tenha seção circular – cones, esferas e parábolas – e a outra, 2.17 para endentadores piramidais de base quadrada, como Vickers. Em ambas l_p é a largura entre picos do *pile up*.

Apesar da complexidade na simulação, o ensaio de riscamento tem sido objeto de análises via método dos elementos finitos, inclusive 3D [Bucaille, 2001][Pritzelwitz, 20015]. Os resultados são animadores na medida em que, para refinar as simulações, vão sendo questionados os modelos de abrasão e de coeficiente de atrito aparente. Johnson⁷ (Johnson 1970 apud Bucaille, 2001] introduziu um parâmetro “X” designado como fator reológico,

$$X = \frac{E}{\sigma_0} \cdot \cot \gamma \quad (2.18)$$

com E = módulo de Young do material, σ_0 a tensão de escoamento do material e γ o semiângulo da partícula cônica. Variando esse parâmetro em suas simulações, Bucaille obteve comportamento elástico para X próximo a 10 e semelhante ao de um metal para $X > 100$. Nesta última condição obteve, para a parcela de COF relativa ao sulcamento, resultado igual ao previsto na teoria desenvolvida por Goddard e Wilman [Goddard, 1962], isto é:

$$COF = \frac{2}{\pi} \cdot \cot \gamma \quad (2.19)$$

Nessas simulações verificou que o retorno elástico na parte de trás do endentador variava muito com X, afetando o resultado de COF.

Vale registrar que, além dos ensaios de riscamento, outros tipos de ensaios têm sido utilizados nos trabalhos com FoFo. Vélez *et al.* [Vélez, 2001] obtiveram resultados de energia específica em ensaios de esclerometria pendular, muito úteis como referência para comparações com o que se obtém nos riscamentos planos.

A presença das grafitas introduz uma complexidade especial nos ensaios de FoFo cinzento, a começar pela questão, pouco discutida, da escala. Entende-se por isso a relação entre o tamanho do endentador e a microestrutura. Um fator adicional de dificuldade na análise dos resultados dos ensaios é o acabamento superficial dos CP's testados. Sugishita [Sugishita, 1981] indica que processos mecânicos como a retificação podem recobrir as grafitas com camadas metálicas que sofreram deformação plástica. Com a ressalva de não se tratar de riscamentos, seus ensaios de deslizamento em equipamento alternativo (*reciprocating*) mostram valores mais

⁷ Johnson, K.L, The correlation of indentation experiments, J. Mech. Phys. Solids 18, 1970.

elevados de COF para os CP's retificados, um pouco menores para os polidos e mais reduzidos ainda para os CP's atacados, com as grafitas salientes.

Nakamura e Iwabuchi [Nakamura, 2012] mostraram que a formação de tribofilme em FoFo cinzento, por eles estudada anteriormente em escala macro, repetia-se em escala micro/nano. Ensaio de riscamento com endentador Berkovich foram feitos pelos autores em aço SC45C e FoFo, com carga constante de 2,5 mN e 5 mN, riscos de 8 μm . Com as duas cargas foram atingidos valores estáveis de COF em torno de 0,55 para o aço. Nos ensaios de FoFo foram registrados valores de COF próximos a 0,5 com quedas na passagem do endentador por grafitas. Sem se deter para fornecer uma explicação ou referências da literatura, os autores atribuem a formação do tribofilme a fenômenos de *stick-slip* associados à mudança de carga na passagem do endentador pelas grafitas. Sua análise dos valores de COF considera a contribuição de um termo de adesão e outro devido ao sulcamento, conforme modelo de Bowden & Tabor. O termo de sulcamento depende exclusivamente da geometria do endentador e, para o Berkovich utilizado, era de 0,46. A parcela de adesão, no desenvolvimento dos autores seria dada pela relação entre a tensão de cisalhamento, calculada por eles em 0,58 da resistência à tração dos materiais, e a dureza. Nessas condições, com as durezas dos CP's medidas em 6,1 MPa para o FoFo (matriz) e 5,5 MPa para o SC45C e a partir de valores comerciais de resistências à tração de 340 Mpa e 570 Mpa respectivamente, obtiveram COF de 0,49 para o FoFo e 0,52 para o aço, considerando que o cálculo era apropriado, diante dos resultados experimentais. O modelo proposto para a interação do endentador com o FoFo é dependente da carga. Para os autores uma condição essencial para definir o resultado da travessia de uma grafita é saber se o endentador chegou ao fundo da cavidade em que se encontra a grafita. V. Figura 2.33.

Figura 2.33 COF e profundidade contra distância percorrida pelo endentador, FoFo, 5 mN [Nakamura, 2012]

Para a carga de 5 mN o gráfico de COF da Figura 2.33 mostra uma queda expressiva imediatamente após a saída do endentador da região da grafita. Essa questão não foi examinada pelos autores.

Mendas e Benayoun [Mendas, 2013] apresentam trabalho extremamente interessante sobre o efeito da microestrutura no desgaste de FoFo cinzento. Os ensaios foram executados a seco, sobre CP's de dois tipos de FoFo, nos quais o espaçamento médio entre grafitas era inferior a $0,8\ \mu\text{m}$ ($\sim 10\ \mu\text{m}$ nos CP's deste trabalho). Foram usados endentadores cônicos gerando ângulos de ataque de 10° , 30° e 45° com cargas de 1 a 8 N, exceto para o endentador de menor ângulo de ataque, sobre o qual foram aplicadas cargas de 1 a 15 N. No que diz respeito ao COF os autores entendem que o modelo de Bowden e Tabor subestima significativamente a parcela de sulcamento, exceto para cargas e ângulos de ataque muito baixos. Alinham-se com Nakamura na questão do *stick-slip*. Apresentam diagramas interessantes sobre o comportamento da matriz e sobre a importância da orientação da grafita no mecanismo de desgaste. V. Figuras 2.34 e 2.35.

Figura 2.34 Mecanismo de desgaste e comportamento da matriz em diferentes profundidades: a) sulco mais raso que a profundidade da grafita; b) sulco mais profundo que a grafita [Mendas, 2013]

Figura 2.35 Influência da orientação do veio de grafita no mecanismo de desgaste [Mendas, 2013]

Ghasemi e Elmquist realizaram ensaios com anéis de pistão com microestrutura perlítica e grafitas, retirados de um motor diesel marítimo [Ghasemi, 2014]. Foram feitos testes de micro-riscamento e micro-endentações, os primeiros com carga constante de 200 gf. Seus resultados mais importantes estão relacionados com o mecanismo de extrusão da grafita.

Mediante a execução de endentações na proximidade de veios de grafita, os autores puderam observar que a extrusão ocorre principalmente pela deformação da matriz na vizinhança do veio e que o movimento da lamela não começa na interface com a matriz e sim na região central, permitindo concluir que as forças entre as camadas das grafitas são inferiores às existentes na interface com a matriz.

Cabe ressaltar que a extrusão da grafita não aparece nas simulações feitas por Fukumasu *et al.*, nas quais um cilindro era pressionado e deslocado sobre ferro fundido com grafita vermicular [Fukumasu, 2005].

Em trabalho recente, Santos F^o e Goldenstein analisam como a geometria e a posição das lamelas de grafita podem contribuir diretamente para a concentração de tensões e, conseqüentemente, para a formação de trincas e geração de debris por delaminação localizada [Santos F^o, 2015].

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Corpos de prova (CP)

Embora o foco do trabalho tenha sido a abrasão de ferro fundido cinzento, outros materiais foram também testados, principalmente para comparar mecanismos de abrasão e para avaliar em que grau outros parâmetros – dureza, por exemplo – afetavam os resultados nos diversos materiais. Quanto ao acabamento superficial dos CP's, um dos parâmetros investigados, os ensaios foram feitos com corpos de prova retificados e polidos (ferro fundido e aço) e lixados e polidos (alumínio e latão). O Apêndice A apresenta de forma detalhada os valores de rugosidade e dureza dos corpos de prova utilizados.

3.1.1 Ferro fundido cinzento

O lote de corpos de prova utilizado era proveniente de blocos de motor automotivo, identificados pelo fabricante com um código que indicava número do bloco, número do cilindro, posição ao longo do curso e posição angular. Exemplo: 13CB.

A composição básica desses corpos de prova (o fabricante não divulga detalhes) e valores típicos de suas propriedades estão indicados nas Tabelas 3.1 e 3.2 apresentadas a seguir:

Tabela 3.1 - Composição química (% em peso) dos CP's de ferro fundido cinzento

C	Cr	Cu	Fe	Mn	P	S	Si	Sn	Ti
3,380	0,228	0,890	92,980	0,390	0,028	0,100	1,910	0,085	0,011

Tabela 3.2 - Valores típicos de propriedades dos CP's de ferro fundido cinzento

Corpo de Prova	Rugosidade		Dureza HV ₃₀	Acabamento	Dimensões (mm)
	S _a (μm)	S _q (μm)			
FoFo 1º. lote	0,23	0,3	205	Retificado	12 x 20 x 3
FoFo 1º. lote	0,05	0,07	205	Polido	12 x 20 x 3

A Figura 3.1 apresenta a microestrutura dos CP's de ferro fundido utilizados.

Figura 3.1 – Microestrutura do ferro fundido cinzento sem ataque, com marca de um risco

3.1.2 Outros materiais

Além de ferro fundido cinzento foram feitos ensaios com aço AISI 1070 de diversas durezas, aço perlítico microligado com 0,03% de Nióbio, alumínio e latão. Composição química e valores típicos de suas propriedades constam das Tabelas 3.3 e 3.4 apresentadas a seguir:

Tabela 3.3 - Valores típicos de propriedades dos CP's de outros materiais metálicos

Corpo de Prova	Rugosidade		Dureza HV _{30kgf}	Acabamento	Dimensões (mm)
	S _a (µm)	S _q (µm)			
1070 A2P	0,045	0,065	190	Polido	18 x 10 X 6
1070 A2R	1,7	1,3	200	Retificado	18 x 10 X 6
1070 A3P	0,011	0,03	370	Polido	18 x 10 X 6
1070 A3R	0,20	0,30	370	Retificado	18 x 10 X 6
1070 A7P	0,015	0,020	640	Polido	18 x 10 X 6
1070 AJ	0,13	0,18	380	Polido	19 x 8 x 3
Alumínio ALP	0,035	0,050	75	Polido	37 x 33 x 3
Alumínio ALL	0,89	1,15	75	Lixado	37 x 33 x 3
Latão LAP	0,030	0,04	125	Polido	27 x 20 x 1
Latão LAL	0,45	0,60	125	Lixado	27 x 20 x 1

Tabela 3.4 - Composição química (% em peso) dos CP's de outros materiais metálicos

Elementos	AJ⁽¹⁾	1070⁽²⁾	Alumínio⁽³⁾	Latão⁽⁴⁾
Alumínio	0,047	0,05	96,970	0,005
Antimônio	-	-	-	0,002
Cádmio	-	-	-	0,002
Carbono	0,860	0,69	-	-
Chumbo	-	-	-	0,005
Cobre	-	0,35	0,030	62,032
Cromo	2,000	0,40	0,170	0,003
Enxofre	0,024	0,03	-	-
Estanho	-	-	-	0,020
Ferro	94,928	97,01	0,360	0,010
Fósforo	0,023	0,03	-	0,003
Manganês	0,810	0,75	0,040	0,002
Magnésio	-	-	2,260	-
Molibdênio	0,290	0,10	-	-
Nióbio	0,033	-	-	-
Níquel	0,085	0,40	0,010	-
Silício	0,900	0,20	0,120	-
Titânio	-	-	0,024	-
Zinco	-	-	0,012	37,927

Observações da Tabela 3.4:

(1) Aço perlítico eutectoide, espaçamento interlamelar 0,2 μm .

(2) Composição nominal.

(3) Liga 5052.

(4) Liga ASTM 272.

As Figuras 3.2 a), b), c), d) e e) apresentam microestruturas dos materiais metálicos utilizados além do FoFo.

a) Aço AISI 1070 200 HV₃₀ b) Aço AISI 1070 370 HV₃₀ c) Aço AISI 1070 640 HV₃₀

d) Alumínio

e) Latão

Figura 3.2 – Microestrutura dos outros materiais metálicos ensaiados: AISI 1070 com inclusões contendo Mn e S e inclusões contendo Al e O; Latão; Alumínio: segunda fase contendo Al e Mg.

3.2 Materiais para interface

Além dos ensaios realizados a seco, alguns riscos foram feitos com a superfície do corpo de prova coberta por um filme líquido, de forma a ter a ponta do endentador submersa. Foram usados nesses casos os fluidos indicados a seguir:

- álcool etílico anidro, comercial, de uso regular no LFS;
- gasolina comercial disponível em postos de abastecimento;
- detergente comercial de uso doméstico;
- óleo lubrificante de motor automotivo usado;
- óleo lubrificante de motor automotivo, novo, comercial (Honda) 5W-30.

Exceção feita ao óleo comercial novo, utilizado em várias séries de ensaios, os demais fluidos foram usados apenas para se ter uma ideia inicial de como seria afetado o coeficiente de atrito em riscamentos que não fossem realizados a seco. Assim, não houve grande preocupação com uma caracterização mais rigorosa desses fluidos.

3.3 Equipamentos de laboratório

3.3.1 Tribômetros

A) Tribômetro UMT-2, fabricação Bruker Corporation, instalado no LFS

a) vista geral do tribômetro instalado

b) detalhe do cabeçote com indutor instalado

Figura 3.3 - Tribômetro Bruker UMT-2.

- Sensor tipo DFH-10
- Faixa de força normal: 1 a 100 N;
- Resolução 5 mN;
- Programa de riscamento com possibilidade de efetuar múltiplas passadas;
- Indutor Vickers, diamante, ponta piramidal quadrada, 136° entre faces opostas.

B) Tribômetro UMT-2, fabricação CETR, instalado no Departamento de Engenharia Metalúrgica e Materiais da Escola Politécnica

Este tribômetro foi utilizado numa pequena parte dos ensaios; trata-se de modelo fornecido pela CETR, empresa posteriormente absorvida pela Bruker, que manteve a designação original UMT-2.

C) Nano endentador 950 TribolIndenter, fabricação Hysitron, instalado no LFS

a) vista geral do equipamento

b) endentador cônico 60° raio da ponta 5 μm

Figura 3.4 – Tribômetro Hysitron TribolIndenter 950

- Cabeçote 3D OmniProbe
 - nível de ruído: < 30 nN
 - carga máxima 2N;
- Taxa de aquisição de dados: até 30 kHz;
- Endentador de diamante, cônico 60°, ponta esférica com raio de 5 μm ;

3.3.2 Perfilômetro óptico: 3D CCI-MP, fabricação Taylor-Hobson, instalado no LFS

a) vista geral do equipamento

b) percursos do feixe de luz (Mirau)

Figura 3.5 – Perfilômetro óptico Taylor-Hobson CCI-MP

- Feixe de luz verde 540 nm;
- Nível de ruído em z: <0,02 nm;
- Repetibilidade RMS da superfície: <0,02 nm;
- Número de pontos medidos: 1024 (em X e em Y);
- Lentes de 10X, 20X e 50X, (interferometria Mirau) cf. Tabela 3.5:

Tabela 3.5 – Especificações das lentes do CCI-MP

Aumento	Campo de visão (mm)	Resolução óptica (μm)	Tamanho do pixel (μm)
10x	1,73 x 1,73	1,3	1,70
20x	0,865 x 0,865	1,0	0,85
50x	0,346 x 0,346	0,5	0,34

3.3.3 Microscópio eletrônico de varredura, JSM – 6010LA, fabricação JEOL, instalado no LFS

Figura 3.6 – Microscópio eletrônico de varredura (MEV) JEOL 6010LA

- Resolução: 4 nm @ 20 kV
- Aumento: 5X a 300.000X
- Tensão de aceleração: 500 V a 20 kV
- Modos de obtenção de imagens: SE (elétrons secundários) e BSE (elétrons retro espalhados)
- Análise de composição: EDS (“Energy Dispersive X-Ray Analyzer”)
-

3.3.4 Microscópio eletrônico de dupla coluna (Dual Beam) – FEG (“Field Emission Gun”) tradicional e FIB (“Focused Ion Beam – FIB) - Quanta 3D FEG, fabricação FEI, instalado no IPT.

Figura 3.7 – Microscópio eletrônico FEI Quanta 3D

- Resolução SEM: 1,2 nm @ 30 kV em alto vácuo
- Resolução FIB: 7 nm @ 30 kV
- Aumentos: 30X a 1.000.000X
- Tensão de aceleração: 0,5 a 30 kV
- Modos de obtenção de imagens: SE (elétrons secundários) e BSE (elétrons retro espalhados)

3.4 Métodos

Neste trabalho o estudo de abrasão do ferro fundido cinzento, bem como dos outros materiais metálicos usados para comparação, baseou-se em ensaios de riscamento. É possível distinguir diferentes tipos de resultados. De um lado têm-se aqueles registrados ao longo do ensaio, em que se destacam as medições das forças normal e tangencial agindo sobre o endentador e, da relação entre elas, o coeficiente de atrito aparente. Adicionalmente alguns equipamentos, como o tribômetro Hysitron utilizado, registram também o perfil inicial da superfície, o perfil do sulco à medida que é gerado pelo endentador (profundidade) e, numa passada adicional, o perfil do sulco após o retorno elástico do material. Um outro grupo de resultados resulta da medição de parâmetros geométricos dos riscos já executados – como largura, profundidade ou áreas de sulco e de ombros (*pile up*) – executada por meio de perfilômetro óptico ou MEV. Finalmente, mas não menos importantes, tem-se, ainda, os resultados da observação visual de imagens de perfilômetro óptico, de MEV ou FIB, que podem permitir que se façam correlações entre microestrutura e diferentes mecanismos de abrasão.

Tais resultados, sejam eles de registro durante o riscamento, sejam eles de observações/medições a posteriori, dependem, além de outros fatores cuja importância não foi objeto de análise – temperatura e umidade, por exemplo – das propriedades intrínsecas dos materiais, das características da superfície dos corpos de prova, do tipo de endentador, da carga aplicada, da condição da interface e da própria sequência de execução dos riscos.

Dado o número de parâmetros envolvidos e os diversos passos envolvidos em sua obtenção, fica claro que os aspectos estatísticos da metodologia são especialmente relevantes.

3.4.1 Execução dos riscos

Tanto os tribômetros Bruker/CETR quanto o Hysitron permitem que sejam executados riscos seguindo um programa definido previamente (*script*), no qual são definidos os principais parâmetros e as etapas do ensaio. Todos os riscos foram executados com o endentador submetido a carga constante. A Tabela 3.6 a seguir apresenta os valores adotados para os diversos parâmetros em diversas séries de ensaios⁸:

Tabela 3.6 – Parâmetros dos ensaios de riscamento – UMT-2 e Hysitron

ITEM	B1	CB	B2	B3	H1	H2	H3
Equipamento	UMT-2	UMT-2/ CETR	UMT-2	UMT-2	Hysitron	Hysitron	Hysitron
Programa	3RVP	3R1P	3RVP	3RVP	TS/TST	TST	TST
Riscos/Carga	3	1	3	3	1	1	1
Passada/Risco	1/2/3	1	1/2/3	1/2/3	1	1	1
Comprimento (mm)	2	2	2	2	0,6	1	1
Carga (mN)	200/ 500/ 1.000	1.000/ 2.000	4.000	2.000/ 4.000/ 8.000	20/ 50/ 150/200	20/50/75/ 100/125/ 150/ 200	20/50/75/ 100/125/ 150/ 200
Velocidade (µm/s)	100	100	100	100	15	25	25
Amostragem (Hz)	1.000	1.000	1.000	1.000	200	200	200
Endentador	Vickers/ diamante	Vickers/ diamante	Vickers/ diamante	Vickers/ diamante	Cônico/ diamante	Cônico/ diamante	Cônico/ diamante
Ângulo de ataque	16°	16°	16°	16°	Variável	Variável	Variável

Observações sobre a Tabela 3.6:

a) O programa 3RVP gera três riscos, A, B e C, com 3 passadas no risco A (A1, A2 e A3), duas no risco B (B1 e B2) e uma no C (C1), enquanto que o 3R1P gera três riscos, mas com apenas uma passada por risco. V. Figura 3.8.

Observação: o exame de passadas múltiplas está relacionado com a possibilidade de uma partícula abrasiva passar sobre um risco já existente.

⁸ O agrupamento de ensaios em séries será detalhado no capítulo “4. Resultados Comentados”.

Figura 3.8 – Programa 3RVP - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador.

b) O programa TS realiza um primeiro movimento do cabeçote com o endentador funcionando como apalpador e levantando o perfil da superfície original; em seguida, no retorno do cabeçote, é aplicada a carga e realizado o riscamento. V. Figura 3.9.

Figura 3.9 – Programa TS - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador.

c) O programa TST realiza um movimento a mais do que o TS, no qual o endentador atua novamente como apalpador, levantando o perfil do fundo do risco. V. Figura 3.10.

Figura 3.10 – Programa TST - Diagrama esquemático dos movimentos do endentador.

d) O ângulo de ataque do endentador Vickers é de 16° quando a aresta da pirâmide aponta para a direção do risco. V. Figura 3.11.

Figura 3.11 – Ângulos de ataque do indentador Vickers.

e) No caso do indentador cônico, como a ponta é esférica de raio $5\ \mu\text{m}$, o ângulo de ataque varia com a profundidade.

Figura 3.12 Indentador cônico riscando uma superfície – Geometria da endentação

Na Figura 3.12 estão representados:

h : profundidade da endentação

a : raio da endentação (circular)

γ : semi-ângulo do cone

R : raio da esfera da ponta do indentador

θ : ângulo de ataque (ângulo da tangente à esfera no ponto mais alto do contato com a superfície)⁹

Com a simbologia acima pode-se escrever:

a) Para $h \leq R(1 - \sin \delta)$

$$\theta = \arctg \frac{\sqrt{2Rh - h^2}}{R - h} \text{ para } h \leq R(1 - \sin \gamma) \quad (3.1)$$

$$a = \sqrt{2Rh - h^2} \quad (3.2)$$

b) Para $h > R(1 - \sin \delta)$ o ângulo de ataque é o semi-ângulo do cone ($\theta = \gamma$) e

$$a = [h - R(1 - \sin \gamma)] \tg \gamma \quad (3.3)$$

Na Figura 3.13 estão representadas as evoluções do raio a da endentação e do ângulo de ataque θ em função da profundidade, para um endentador cônico de ângulo apical de 60° ($\gamma = 30^\circ$) e ponta esférica de raio $5 \mu\text{m}$. Como se vê, o ângulo de ataque vai de 0° até 60° , permanecendo neste valor para profundidades superiores a $2,5 \mu\text{m}$ (até o término da região cônica da ponta).

Figura 3.13 – Ensaio Hysitron - Ângulo de ataque do endentador cônico e raio da endentação como função da profundidade.

⁹ Este ângulo não coincide com aquele cuja tangente seria o grau de penetração $D_p = h/a$ definido por Kaiaba et al.. Ver eqs. 2.11 e 2.15.

Os tribômetros UMT-2 e CETR não dispõem de mesa de coordenadas, mas apenas de um disco giratório para ensaios pino contra disco, cujo movimento de rotação pode ser travado antes do ensaio de riscamento. A cada riscamento o CP era fixado sobre a mesa superior de um dispositivo do tipo mostrado na Figura 3.14, do qual era removida a parte superior giratória.

Figura 3.14 – Dispositivo para fixação dos CP's no tribômetro UMT-2

A fixação do dispositivo sobre o disco integrante do tribômetro era feita com fita dupla face, porém com o cuidado, no momento de superpô-los, de aproveitar saliências na parte inferior do dispositivo que auxiliassem a impedir eventuais movimentações do conjunto, principalmente na direção de riscamento. Os CP's também eram fixados sobre o dispositivo com fita dupla face, trocada sempre que houvesse suspeita de que tivesse perdido aderência ou, necessariamente, depois de ensaios com algum fluido na interface. Essa condição exigiu uma atenção especial para evitar que fossem registrados resultados distorcidos por eventual movimentação do CP. Os gráficos de força e deslocamento gerados durante o riscamento foram essenciais para esse monitoramento. Segundo o que se observou, parece arriscado realizar ensaios de riscamento de CP's metálicos com carga normal acima de 8 N usando apenas fita dupla face como elemento de fixação. Não foi testada no tribômetro UMT-2 a cola usada no Hysitron.

No UMT-2 os programas, alterados a cada valor de carga, só comandam o movimento vertical do cabeçote com endentador (para aplicação e alívio da carga normal) e o deslocamento horizontal do cabeçote na direção do risco.

No tribômetro Hysitron os CP's receberam em sua parte inferior uma cola especial de elevada aderência, recomendada pelo fabricante, tendo sido fixados diretamente à mesa. Nesse equipamento a mesa pode ter seus deslocamentos no plano horizontal comandados pelo programa, o que permitiu executar séries de riscos sem interrupção, definindo-se o espaçamento entre eles, além de mudanças no valor da carga sobre o endentador.

3.4.2 Medição do coeficiente de atrito aparente (COF)

Os dois tipos de tribômetro usados geram gráficos de “COF x tempo” do tipo apresentado na Figura 3.15.

Figura 3.15 – Coeficiente de atrito ao longo do riscamento – Tribômetro UMT-2

O exame do gráfico da Figura 3.15 mostra a necessidade de dar um tratamento adequado aos dados obtidos ao longo do ensaio, para que o valor numérico que venha a ser registrado represente de forma estatisticamente relevante o que ocorreu durante o riscamento. Assim, adotou-se como padrão eliminar do cálculo do COF médio o período inicial de *running in* e, eventualmente, algum pequeno trecho final que indicasse comportamento errático do tribômetro.

Figura 3.16 – Gráfico de COF x tempo em ensaio de riscamento no tribômetro Hysitron

Normalmente o trecho expurgado de *running in* não ultrapassou 3 segundos, podendo-se afirmar que o trecho aproveitável das medições nunca esteve abaixo de 80% do total.

Como se pode depreender do gráfico da Figura 3.16, é importante visualizar o resultado de cada ensaio e, somente depois disso, decidir quantos pontos expurgar, seja no início seja no fim do registro. A Tabela 3.7, montada a partir dos dados que deram origem ao gráfico da Figura 3.16, mostra numericamente o efeito da eliminação de pontos no cálculo do COF médio.

Tabela 3.7 – Efeito da eliminação de pontos no valor do COF médio e do desvio¹⁰

Expurgo inicial (s)	VALOR DO COF			
	Sem expurgar final		Expurgando t>35 s	
	Média	Desvio	Média	Desvio
0	0,930	0,002	0,994	0,002
0,5	0,935	0,002	1,000	0,001
1,0	0,935	0,002	1,001	0,001
1,5	0,932	0,002	1,000	0,001
2,0	0,931	0,002	0,999	0,001
2,5	0,928	0,003	0,997	0,001
3,0	0,925	0,003	0,994	0,001

No caso acima, em que foram medidos 8.000 pontos, uma vez descartados os cinco segundos finais, o desvio caiu pela metade depois de suprimidos o *running in*; a média, por sua vez, praticamente não se alterou.

A eliminação de pontos de ensaios feitos no UMT-2 pode ser feita diretamente sobre o gráfico, movimentando na imagem do monitor duas barras que definem a região de interesse. O resultado do cálculo aparece diretamente na tela (média e desvio padrão). Esse recurso não está disponível no tribômetro Hysitron, tendo sido indicadas as barras na Figura 3.16 apenas para efeito de visualização do procedimento. Nos ensaios Hysitron o cálculo foi feito mediante processamento do arquivo “.txt” gerado pelo equipamento.

É importante assinalar que nos ensaios com múltiplas passadas os equipamentos geram um arquivo de dados a cada passada, seja ela de riscamento (UMT-2 e Hysitron) ou de levantamento de perfil (apenas Hysitron). Desta forma são obtidos valores de COF para cada passada, enquanto que no exame do risco com perfilômetro óptico é possível examinar apenas a situação final do risco.

3.4.3 Medição dos parâmetros geométricos do risco

O perfilômetro óptico CCI-MP permite a obtenção de uma extensa gama de informações sobre a superfície dos materiais submetidos à sua análise. A

¹⁰ No caso o desvio indicado é o desvio da média; esta questão será retomada mais à frente.

exploração produz, numa primeira etapa, uma matriz de 1024 x 1024 elementos (correspondentes a *pixels* da imagem da superfície), cada um deles registrando um valor da altura “Z” do ponto, em relação a um plano horizontal de referência. A malha de 1024 x 1024 pontos está associada a um sistema de eixos X e Y, e é aplicada ao campo de visão (FOV) da lente utilizada, constituindo uma representação em três dimensões da superfície analisada: $Z = f(X,Y)$. Dessa forma, uma lente de 50X, usada em muitas etapas deste trabalho (no qual não se aplicou *zoom*), tem o seu campo de visão, que é de 0,346 mm x 0,346 mm, dividido em pixels com 338 nm (346 μm /1.024) de lado. Analogamente, com a lente de 20X o campo de visão fica dividido em pixels de 845 nm x 845 nm.

Na etapa subsequente à obtenção da matriz básica, um software específico – Talymap, na realidade a designação da Taylor Hobson para o software Mountains, produzido pela empresa Digital Surf – faz um tratamento dessa matriz, dela extraindo parâmetros 3D para a caracterização da superfície [ISO 25178, 2012] e diversas outras informações relevantes tais como imagens, orientações de texturas, perfis, valores calculados de áreas, volumes, dimensão fractal.

Neste trabalho as superfícies dos CP's submetidos a ensaios de riscamento foram analisadas pelo CCI-MP visando a obtenção de valores numéricos de parâmetros de caracterização de superfícies – S_a e S_q – e de parâmetros geométricos dos riscos, extraídos de perfis médios dos riscos, como mostrado na Figura 3.17:

Figura 3.17 – Perfil médio de um risco

I_p : largura do risco medida entre os picos (*pile up*) do risco;

I_r : largura do risco medida no plano de referência;

p : profundidade máxima do perfil médio;

S_p : área de material acima da linha de referência (ombros do *pile up*);

S_s : área do sulco;

f_{ab} : fator de remoção de material;

O tratamento da matriz acima referido é feito por meio de uma série de “operadores”¹¹, cuja aplicação é definida em um gabarito (*template*), capaz de mecanizar sua atuação sucessiva. O uso de *templates* é um recurso extremamente útil quando se tem uma série de corpos de prova dos quais se deseja extrair o mesmo conjunto de informações. O número de operadores disponíveis é muito grande: nivelamento, rotação, retoque, extração de perfis etc. Neste trabalho utilizaram-se vários *templates*, que eram, na realidade, pequenas variações em torno de um “roteiro” básico. Exemplo de uma dessas variações foi o operador de rotação, cujo uso foi abandonado após ter-se adquirido uma certa prática no alinhamento do CP. O *template* básico está apresentado na Figura 3.18. No lugar de mostrar todas as etapas da análise de um único CP optou-se por apresentar resultados específicos em que a ação de cada operador ficasse mais evidenciada.

Figura 3.18 - *Template* usado no CCI-MP (análise do CP FPA0_75mN)

- Indicação do *template*: “[1] Pseudo Color Image” (Imagem inicial)¹²

¹¹ Neste contexto o “operador” é um recurso de *software* e o usuário é quem opera o equipamento.

¹² No que segue, o colchete “[]” que aparece entre as aspas é original do *template* e não indica referência bibliográfica.

É o resultado do primeiro tratamento da matriz de pontos (pixels). Serve para dar uma ideia geral da superfície e, por meio da aplicação de cores artificiais, indicar valores aproximados do relevo e se o nivelamento do CP foi bem feito.

Figura 3.19 - Imagem inicial da análise no CCI-MP do CP A7P4NSA

- Indicação do *template*: “[2] 3D View”

A Figura 3.20 mostra uma perspectiva do relevo, permitindo uma primeira avaliação da superfície em termos de necessidade de retoque. Este operador permite remover pequenas regiões da superfície, onde eventualmente seja detectado um *debris* ou um material estranho que, não sendo removido, faria o papel de um ponto estatisticamente discrepante (*outlier*), afetando o resultado da análise. No caso a região assinalada foi removida, como será indicado mais adiante.

Figura 3.20 - Perspectiva da superfície do CP FPA0_75 com indicação de ponto a ser removido

- Indicação do *template*: “Surface Retouched”

Registra a aplicação do operador de retoque a uma pequena região. A Figura 3.21 não aparece no resultado final da análise, pois é intermediária do processo de retoque

Figura 3.21 – Tela de aplicação do operador “Retouch” mostrando a seleção da região do CP FPA0_75 a ser eliminada.

- Indicação do *template*: “[3] Pseudo Color Image”

Mostra a superfície com cores artificialmente aplicadas para representação de alturas.

Figura 3.22 – Vista da superfície do CP FPA0_75 após remoção de região discrepante

- Indicação do *template*: “Leveled”

Registra a aplicação do operador de nivelamento. Esta ação é essencial para que se estabeleça um plano de referência confiável, que será o ponto “zero” da escala de alturas. Assim, além da eventual remoção de pontos discrepantes, é imprescindível excluir o próprio risco da base sobre a qual o software irá calcular o plano de referência. A Figura 3.23 mostra a tela que é apresentada ao usuário nesse momento e que, com uma definição adequada de área a ser excluída e com o posicionamento correto do risco, permite a aplicação sucessiva a vários corpos de prova.

Figura 3.23 – Imagem da superfície do CP A7P4NSA com a exclusão da área do risco para efeito do nivelamento

- Indicação do *template*: “[4] Pseudo Color Image”

A Figura 3.24 apresenta à direita a imagem da superfície depois de nivelada e, para comparação, repete-se à esquerda a imagem inicial da superfície (repetição da Figura 3.19), onde se vê, pelas cores artificialmente aplicadas para representação de alturas, que havia um desnivelamento.

Figura 3.24 – Superfície do CP A7P4NSA, nivelada (à dir.) e superfície original (à esq. repetição da Fig. 3.19)

- Indicação do *template*: “Non Measured Points Filled”

Registra a aplicação do operador de preenchimento de pontos não medidos (PNM). Dependendo da lente em uso e da própria natureza da rugosidade, mais ou menos abrupta, pode ocorrer que alguns pontos da superfície não sejam alcançados pelo feixe de luz do perfilômetro, sendo devidamente assinalados na imagem inicial. No caso de a quantidade de PNM's ser pequena, da ordem de 1 ou 2%, não é necessário refazer a medição mudando algum parâmetro na tentativa de obter um bom resultado; pode-se, nessas condições, usar o operador de preenchimento de PNM, que os substitui por interpolação, usando como base a região ao redor.

- Indicação do *template*: “[6] Pseudo Color Image”

Na sequência do *template* essa é a imagem da superfície após o preenchimento dos PNM's e está situada à direita na Figura 3.25. A imagem da esquerda, repetição da Figura 3.24, foi incluída para assinalar os PNM's.

Figura 3.25 – Imagens com indicação de PNM's (à esq.) e após o preenchimento (à dir.)

- Indicação do *template*: “[11] 3D View”

A Figura 3.25 mostra o aspecto final da superfície após a aplicação dos operadores de retoque e preenchimento de pontos não medidos.

Figura 3.26 – Perspectiva da superfície do CP A7P4NSA depois de retocada, nivelada e de ter os PNM's preenchidos..

- Indicação do *template*: “Mean Profile”

Registra a aplicação do operador de extração de perfis e obtenção do perfil médio. Usando algoritmos específicos, o software pode gerar a imagem de um perfil a partir da exploração de uma linha (perfis “leste-oeste”) ou de uma coluna (“norte-sul”) da matriz de pontos inicial, ou mesmo em direções inclinadas. Para efeito da medição da largura do risco, seja entre picos, seja na altura do plano de referência, o perfil deve representar um corte por um plano perpendicular à direção do movimento do endentador. Assim, é importante que o CP seja colocado sobre a mesa do perfilômetro com os riscos a serem analisados paralelos a um dos eixos de referência da mesa. Inicialmente usou-se o operador rotação para garantir essa condição, mas na sequência do trabalho verificou-se que visualmente era possível obter um bom resultado fazendo uso da cruz de referência (“*cross hatch*”) que o próprio equipamento gera na tela do monitor de vídeo. O software permite extrair um único perfil ou um perfil médio da região analisada, tendo sido empregada esta última alternativa.

No *template* já estão definidas características dos perfis, como direção, extensão, número de pontos do perfil, obtenção de perfis com um ou mais pixels de intervalos entre eles. Através de tela específica o usuário pode, se necessário, alterar essas características aplicando o operador, por exemplo, a uma região parcial do risco para evitar distorções por algum elemento estranho. Como a área explorada era sempre de 1024 x 1024 pixels, os perfis médios foram obtidos sempre a partir de mais de 1.000 perfis individuais.

A parte importante de um perfil transversal ao risco é aquela que contém o sulco e a região vizinha, não havendo necessidade de prolonga-lo até alcançar os limites da imagem. Assim, sua extensão nunca chegava aos 1024 pontos (pixels), variando normalmente entre 140 e 520 pontos, de forma a resultar numa imagem com escala adequada na representação gráfica.

Na parte superior da Figura 3.27 aparecem as duas linhas tracejadas por meio das quais o usuário define a extensão do perfil, no caso com 132 pontos. A parcela do risco explorada pela sucessão de perfis corresponde à totalidade do campo de visão

da lente usada – 20X ou 50X – e, na condição menos favorável¹³, era superior a 30% do comprimento total do risco, constituindo uma boa amostragem.

Figura 3.27 - Tela oferecida ao usuário para definição do perfil médio - CP FPA1_75

Na parte inferior da Figura 3.27 é possível observar a superposição de todos os 1024 perfis com extensão de 132 pontos gerados pelo software e a dispersão de valores que são processados. Não é possível obter diretamente valores numéricos para tal dispersão.

¹³ Em um único caso foi excluído um trecho do risco, cujo aspecto fugia inteiramente das condições normais.

- Indicação do *template*: “[7] Profile curve”

A Figura 3.28 mostra um perfil médio obtido.

Figura 3.28 – Perfil médio de risco sobre CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas sobre o risco A).

- Indicação do *template*: “[8] Distance measured”

Sobre o perfil médio o usuário desloca duas linhas verticais obtendo (e sendo registrada) a distância entre picos do *pile up* (l_p), como mostra a Figura 3.29:

Figura 3.29 – Distância entre picos do pile up; CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas sobre o risco A).

- Indicação do *template*: “[9] Distance measured”

Analogamente pode-se obter a largura do risco no nível do plano de referência, l_r , como indicado na Figura 3.30. Esta medição tem como requisito fundamental para sua validade que o plano de referência tenha sido obtido corretamente. Nesse sentido explica-se a necessidade de excluir o próprio risco do nivelamento, como referido anteriormente, e de estender o perfil nas regiões externas ao risco, de forma a deixar evidente que a medição da largura do risco foi feita na posição correta.

Figura 3.30 – Largura do risco no nível do plano de referência - CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas sobre o risco A).

- Indicação do *template*: “[10] Surface of a hole/peak”

Este operador fornece os valores de p , S_s e S_p , já definidos na Figura 3.17. O primeiro deles, a profundidade, é a média das profundidades máximas encontradas em cada perfil. É dado diretamente pelo software. Já S_s e S_p dependem de uma definição do usuário, pois podem ser medidos como “áreas separadas pela linha de referência” (*under the mean line*) ou com áreas “medidas entre barras” (*between bars*). A Figura 3.31 explicita a posição adotada neste trabalho, que foi a de direcionar o cálculo de áreas feito pelo software para a região situada entre as barras verticais definidas pelo usuário. Com isso, é dele a decisão a respeito do ponto de transição entre a área deformada pelo endentador e a superfície original. S_s e S_p permitem calcular o “fator de remoção de material” f_{ab}

Figura 3.31 – Seção transversal do risco A do CP A7P4NSA (aço 1070, três passadas)

3.4.4 Análises por meio de imagens

Além do registro de COF ao longo dos ensaios de riscamento e das medições de parâmetros geométricos no CCI-MP, foram obtidas imagens nos equipamentos MEV e FEG/FIB indicados anteriormente. Em alguns poucos casos essas imagens serviram para verificar ou registrar alguma largura de risco, mas o seu uso mais importante foi na análise dos mecanismos de abrasão e na identificação de particularidades da microestrutura.

Imagens de MEV

Foram feitas imagens com ampliação de 200X para efeito de registro da extensão total de cada risco. Adicionalmente, imagens com aumentos superiores, de até 10.000X, foram registradas quando havia algum ponto de interesse maior no risco. Imagens de elétrons retro-espalhados foram obtidas dos riscos em que era importante identificar algum elemento da imagem ou eliminar dúvidas sobre a sua composição. No caso dos CP's de ferro fundido cinzento, foi feita a exploração do fundo do risco com a geração da linha de teor de carbono correspondente. Ao contrário do usual, algumas amostras foram atacadas com Nital 5% durante 5 segundos após o primeiro exame no MEV. Um segundo exame mostrou-se rico em informações sobre os mecanismos de abrasão.

a) Imagem do risco 200X

b) imagem de amostra atacada após
riscamento 2.000X

Figura 3.32 – Imagens MEV de riscamento de FoFo cinzento

a) Detalhe c/ identificação de material

b) Linha de carbono, CP polido

Figura 3.33 – Imagens MEV de riscamento de FoFo cinzento

Imagens de FEG/FIB

No microscópio eletrônico de duplo feixe (*Field Effect Gun/Focused Ion Beam*), com o feixe de íons focalizado é possível efetuar cortes perpendiculares à superfície da amostra de modo a revelar alterações de microestrutura que possam ter sido causadas por alguma ação sobre a superfície, no caso o próprio riscamento. Foram feitas micrografias com o corte transversal ao risco e paralelo ao mesmo, neste último caso buscando deixar o plano de corte alinhado com a borda do risco. As imagens da Figura 3.34 mostram como o corte pode ser posicionado em relação ao risco.

a) FIB – corte paralelo ao risco

b) FIB – seção transversal ao risco

Figura 3.34 – Imagens FIB de riscamento de FoFo cinzento

3.5 Tratamento estatístico dos dados

Nos primeiros ensaios, Série B1, dado o conhecimento limitado sobre o comportamento que o equipamento (UMT-2) e os materiais poderiam apresentar,

decidiu-se fazer uma aleatorização da sequência de riscamento. Ao todo seriam realizados 30 ensaios – dois acabamentos, cinco condições de interface e três valores de carga. Por meio de sorteio montou-se uma tabela com uma sequência de dez combinações de acabamento e condição de interface e, para cada combinação, sorteou-se a sequência do carregamento. Face ao problema de fixação dos corpos de prova mencionado anteriormente, esse esquema facilitava a execução dos ensaios, pois, uma vez que o CP estivesse em posição, a sequência de riscos era feita mudando a carga pelo programa. **Exemplo:** o ensaio de número 6 consistia em riscar a **amostra polida** código14BA, com **óleo usado** na interface, e aplicar os programas na sequência **1 N, 0, 25 N e 0,50 N**. Análises posteriores mostraram que a aleatorização dos ensaios dificultaria excessivamente o plano de trabalho. A adoção de uma sequência de cargas aleatória no programa de comando do tribômetro não seria o principal problema, mas combinar essa condição com troca de materiais e acabamentos tornaria extremamente complicada a execução, sem falar no aumento do tempo de ocupação dos equipamentos. Por esses motivos não foi feita aleatorização dos ensaios posteriores à Série B1.

3.5.1 Variação aleatória e erros sistemáticos

De acordo com designação encontrada na literatura de teoria dos erros [Vuolo, 1996], pode-se dizer que a incerteza de uma medição é composta por uma parte essencialmente ligada à grandeza medida – Incerteza Tipo A – e outra parte associada a equipamentos e/ou métodos empregados nas medições – Incerteza Tipo B. A incerteza tipo A é estimada por métodos estatísticos, enquanto que a incerteza tipo B, bem mais difícil de avaliar, depende da análise de equipamentos, métodos, operação etc. As principais grandezas medidas foram:

- O coeficiente de atrito aparente (COF), por sua vez resultante de duas medições, a da força normal exercida sobre o endentador e da força tangencial necessária para promover o deslocamento deste enquanto o risco é executado.
- Largura média do risco entre picos do *pile up* (I_p);
- Largura média do risco medida no plano/linha de referência (I_r);
- Profundidade média do risco (p);

- Área do sulco abaixo da linha de referência (S_s);
- Área de material acima da linha de referência (S_p).

Adicionalmente, para efeito de caracterização ou comparação de materiais, foram feitas também medições de:

- Dureza Vickers (HV_{30});
- Rugosidade média aritmética em 3D (S_a);
- Rugosidade média quadrática em 3D (S_q) (em conjunto, S_a e S_q dão uma ideia de quanto a distribuição de alturas se aproxima de uma Gaussiana)

As especificações dos principais equipamentos utilizados, relevantes para efeito de determinação de incertezas, estão apresentadas a seguir:

Tribômetros UMT-2/CETR:

- Resolução na medição de forças: 5 mN

Tribômetro Hysitron:

- Resolução na medição de força: $\approx 0,02$ mN (0,0007% do fundo de escala)
- Resolução na medição de profundidade: 0,02 nm

Perfilômetro óptico CCI-MP:

- Número de *pixels* da área analisada: 1024 x 1024
- Resolução no plano: 338 nm para a lente de 50X e 845 nm para a lente de 20X
- Nível de ruído em “Z”: $< 0,08$ nm
- Repetibilidade do valor RMS da superfície: $< 0,02$ nm

Seguindo regras recomendadas por instituições internacionais – ISO, IUPAC, BIPM entre outras – a incerteza (padrão) de uma medição deve ser obtida por combinação das incertezas tipo A e B:

$$\sigma_{padr\tilde{a}o}^2 = \sigma_A^2 + \sigma_B^2 \quad (3.4)$$

No caso do COF, como ele é expresso através de uma relação funcional entre a força tangencial F_T e a força normal F_N que agem sobre o endentador, é preciso considerar a propagação de incertezas. Este é o termo aplicado ao efeito das incertezas das variáveis sobre a incerteza de uma função das mesmas.

Dada uma função $w = f(x, y)$, pode-se escrever para a incerteza de w [Vuolo, 1996]:

$$\sigma_w^2 = \left(\frac{\partial w}{\partial x}\right)^2 \cdot \sigma_x^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y}\right)^2 \cdot \sigma_y^2 \quad (3.5)$$

A aplicação da eq. 3.5 ao caso do $COF = \frac{F_T}{F_N}$ resulta em;

$$\sigma_{COF}^2 = (COF)^2 \cdot \left[\frac{\sigma_{F_N}^2}{F_N^2} + \frac{\sigma_{F_T}^2}{F_T^2} \right] \quad (3.6)$$

A seguir é apresentado o cálculo da incerteza de COF para dois exemplos, um de ensaio no tribômetro Bruker UMT-2 de aço 1070 polido com carga nominal de 4 N e outro no Hysitron 950 de FoFo retificado com carga nominal de 100 mN. Os arquivos “.txt” registrados ao longo dos ensaios permitiram a obtenção dos valores da Tabela 3.8 apresentada a seguir.

Tabela 3.8 Valores obtidos em dois ensaios de riscamento, AISI 1070 polido no UMT-2 e FoFo retificado no Hysitron,

Item	Símbolo	1070 370HV ₃₀	FoFo 200HV ₃₀
		Bruker UMT-2	Hysitron 950
Força normal média	F_N	3,998 N	100,005 mN
Força tangencial média	F_T	1,490 N	70,293 mN
Coeficiente de atrito	$COF_{\text{médio}}$	0,373	0,703
DP da força normal	σ_{F_N}	0,0054 N	0,359 mN
DP da força tangencial	σ_{F_T}	0,0146 N	25,445 mN
Resolução do sensor	σ_B	0,005 N	0,014 mN

O fato de as leituras dos equipamentos digitais não terem erros de paralaxe e os arredondamentos serem feitos por algoritmos, não significa que não possam existir erros sistemáticos. Um exemplo seria o erro, para mais ou para menos, na inclusão do peso do cabeçote na carga aplicada ao endentador. Entretanto, nas condições

em que foram realizados os ensaios parece válido supor que a incerteza de tipo B seja decorrente apenas da resolução nas medições de força (sensor DFH 10 do UMT-2 e OmniProbe do Hysitron). Para estimar a incerteza do COF, deve-se aplicar, inicialmente, a relação 3.4 às incertezas de F_T e F_N . Tem-se, então, para a incerteza combinada:

$$\sigma_{F_N}^2 = DP_{F_N}^2 + (\text{resolução DFH 10})^2 = (0,0054)^2 + (0,005)^2 = 0,000054 \quad (3.7)$$

$$\sigma_{F_T}^2 = DP_{F_T}^2 + (\text{resolução DFH 10})^2 = (0,0146)^2 + (0,005)^2 = 0,000238 \quad (3.8)$$

Substituindo os resultados acima na eq.3.6 resulta:

$$\sigma_{COF}^2 = (0,373)^2 \cdot \left[\frac{0,00054}{3,998^2} + \frac{0,000238}{1,490^2} \right] = 1,96 \cdot 10^{-5} \quad (3.9)$$

Obtém-se, finalmente, a incerteza do COF com um número de algarismos significativos condizente com a medição:

$$\sigma_{COF} \cong 0,004 \quad (3.10)$$

O mesmo cálculo feito para o ensaio de FoFo no tribômetro Hysitron fornece os seguintes valores:

$$\sigma_{COF}^2 = (0,703)^2 \cdot \left[\frac{0,123}{100,005^2} + \frac{647,455}{70,293^2} \right] = 0,0647 \quad (3.11)$$

e um valor de incerteza para o COF:

$$\sigma_{COF} \cong 0,254 \quad (3.12)$$

O valor da incerteza indicado na expressão 3.12 foi deixado deliberadamente com um número de significativos incorreto – o certo seria 0,3 – para ressaltar o seguinte fato: o resultado seria o mesmo até a terceira casa se a contribuição do erro sistemático (resolução do sensor de força) fosse ignorada. No caso do ensaio Bruker, desprezar a contribuição do sensor de força implicaria numa diferença de

aproximadamente 6% no resultado da incerteza, diferença essa inteiramente desfeita pela própria aplicação das regras sobre números significativos e apresentação de incertezas. O resultado continuaria a ser apresentado como em 3.10.

Diante das especificações de equipamentos acima apresentadas e dos resultados numéricos obtidos, admitiu-se em todo o trabalho que a incerteza nas medições seja resultante, essencialmente, da variabilidade da grandeza medida, ignorando-se a contribuição dos erros sistemáticos.

3.5.2 Coeficiente de atrito

Se um valor apresentado resulta da média de várias medições, a literatura [Taylor, 1997] recomenda que a incerteza indicada seja a do valor médio. Salvo indicação explícita em contrário, este trabalho seguiu essa diretriz. No caso específico dos valores de COF é necessário detalhar a questão de determinação da incerteza do valor médio, levando em conta o que foi dito no item anterior quanto a ignorar possíveis erros sistemáticos.

Ao longo dos ensaios realizados no tribômetro UMT-2 não foi alterado o ajuste inicial deixado pelos técnicos do fornecedor. Assim, verificou-se posteriormente que a aquisição de dados estava regulada para realizar uma primeira “filtragem”, registrando apenas as médias de blocos sucessivos de 10 medições. Como os ensaios realizados no UMT-2 geraram 2.000 valores de COF para cada risco, o desvio padrão (DP) apresentado pelo instrumento era calculado sobre esses valores, ou seja, sobre médias de medições. Isso foi verificado tratando diretamente os dados dos arquivos “.txt” gerados pelo equipamento.

No caso dos ensaios realizados no tribômetro Hysitron a situação era diversa, já que cada um dos 8.000 pontos registrados correspondia a uma medição.

Embora com a diferença apontada, em ambos os casos o problema residia em obter um valor para a incerteza do coeficiente de atrito médio. Matematicamente o problema pode ser abordado como segue.

Neste contexto uma amostra nada mais é do que o resultado de um ensaio – medições de uma variável de interesse – e cada um de seus elementos é um ponto ou registro do equipamento. Assim um elemento pode ser identificado como X_{ij} , elemento j da amostra i , com $i = 1, 2, \dots, k$ (sendo k o número total de amostras) e $j = 1, 2, \dots, n_i$ = número de elementos da amostra i . Como indicado no diagrama da

Figura 3.35, é possível extrair parâmetros estatísticos de cada amostra e, a partir destes, outros parâmetros de interesse, com operações sucessivas detalhadas a seguir.

Figura 3.35 – Diagrama indicando procedimentos sucessivos para extrair parâmetros estatísticos das amostras

Operação a): De cada amostra obtém-se sua média $\bar{X}_i$ e seu desvio padrão S_{X_i} ;

$$\bar{X}_i = \frac{1}{n_i} \sum_{j=1}^{n_i} X_{ij} \quad (3.13)$$

$$S_{X_i} = \sqrt{\frac{\sum_{j=1}^{n_i} (X_{ij} - \bar{X}_i)^2}{n_i - 1}} \quad (3.14)$$

Operação b): Das médias obtém-se $\bar{\bar{X}}$ que é a média das médias e a melhor estimativa para o valor da variável:

$$\bar{\bar{X}} = \frac{\sum_{i=1}^k \bar{X}_i}{k} \quad (3.15)$$

Operação c): Lembrando que a distribuição de médias tem um desvio padrão que é o da população original dividido por $\sqrt{n}$, sendo n o número de elementos da amostra, obtém-se de cada valor de S_{X_i} uma estimativa $S_{\bar{X}_i}$ para o valor do desvio padrão da média:

$$S_{\bar{X}_i} = \frac{S_{X_i}}{\sqrt{n_i}} \quad (3.16)$$

Operação d) Do conjunto de valores de S_{X_i} obtém-se uma estimativa S_p para o desvio padrão da população por ponderação das variâncias de cada amostra [Costa Neto, 1989]:

$$S_p^2 = \frac{(n_1-1) \cdot S_{X_1}^2 + (n_2-1) \cdot S_{X_2}^2 + \dots + (n_k-1) \cdot S_{X_k}^2}{n_1 + n_2 + \dots + n_k - k} \quad (3.17)$$

No caso deste trabalho as amostras de valores de coeficiente de atrito podem ser consideradas como tendo o mesmo número de elementos. De fato, após análise dos gráficos, o expurgo dos pontos iniciais e finais poderia conduzir a pequenas variações de um ensaio para o outro, mas na prática o número total acabou permanecendo constante em 90% do total (7.200 pontos, no caso dos ensaios Hysitron). Admitindo que as amostras tenham mesmo tamanho, $n_1 = n_2 = \dots = n_k = n$, a expressão (3.17) fica simplificada, resultando na média das variâncias:

$$S_p^2 = \frac{(n-1) \cdot S_{X_1}^2 + (n-1) \cdot S_{X_2}^2 + \dots + (n-1) \cdot S_{X_k}^2}{kn - k} = \frac{\sum_{i=1}^k S_{X_i}^2}{k} \quad (3.18)$$

e o DP da população será dado por:

$$S_p = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k S_{X_i}^2}{k}} \quad (3.19)$$

Neste ponto já se tem uma estimativa do valor da variável de interesse, a média das médias $\bar{\bar{X}}$, restando obter uma estimativa para a incerteza dessa medição. As operações acima conduzem a duas alternativas, que serão apresentadas a seguir.

Alternativa A: utiliza a média das estimativas $S_{\bar{X}_i}$, geradas a partir de cada amostra, para obter o desvio da média, conforme Operação c). Sendo k o número de amostras, obtém-se:

$$S_{\bar{X}} = \frac{\sum_{i=1}^k S_{\bar{X}_i}}{k} \quad (3.20)$$

Alternativa B: estimativa da incerteza a partir do desvio ponderado da população obtido na Operação d). Recorre à relação já utilizada na Operação c) acima, entre o DP da distribuição de médias $S_{\bar{X}}$ e o DP da população S_p . Sendo n o número de elementos das amostras, pode-se escrever:

$$S_{\bar{X}} = \frac{S_p}{\sqrt{n}} = \frac{\sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k S_{\bar{X}_i}^2}{k}}}{\sqrt{n}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k S_{\bar{X}_i}^2}{n \cdot k}} \quad (3.21)$$

A aplicação dessas alternativas a um dos ensaios – FoFo Cinzento retificado, 75 mN – é apresentada a seguir.

Tabela 3.9 – Estatísticas do ensaio de FoFo cinzento retificado, carga de 75 mN

Risco	COF médio	DP da amostra	Variância da amostra	DP da média
	$\bar{X}_i$	S_{X_i}	$S_{\bar{X}_i}^2$	$S_{\bar{X}_i}$
A0	0,208	0,086	0,0074	0,0010
A1	0,200	0,048	0,0023	0,0006
B0	0,198	0,069	0,0048	0,0008
B1	0,189	0,074	0,0055	0,0009
C0	0,188	0,073	0,0053	0,0009
C1	0,170	0,060	0,0036	0,0007

A coluna mais à direita da Tabela 3.9 apresenta os valores das estimativas de DP da média fornecidas por cada uma das seis amostras ($k = 6$) aplicando a eq. 3.4; a média desses valores constitui a aplicação da Alternativa A, eq. 3.8:

$$S_{\bar{X}} = \frac{1}{6} \sum_{i=1}^6 S_{\bar{X}_i} = 0,000805 \quad (3.22)$$

A partir dos valores da penúltima coluna à direita pode-se aplicar a Alternativa B, eq. 3.9:

$$S_{\bar{X}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^6 S_{\bar{X}_i}^2}{n \cdot k}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^6 S_{\bar{X}_i}^2}{7.200 \cdot 6}} = 0,000817 \quad (3.23)$$

Verifica-se que os valores são muito próximos. Fazendo os arredondamentos condizentes com uma apresentação adequada de números significativos e incertezas, ambos conduzem a representar o COF como sendo:

$$COF = 0,192 \pm 0,001 \quad (3.24)$$

lembrando que o valor médio $\bar{\bar{X}} = 0,192$ resulta (eq. 3.15) da média dos valores da primeira coluna de resultados da Tabela 3.9.

Se, de um lado, a proximidade dos valores numéricos das duas alternativas confirmaria o acerto da abordagem estatística, de outro lado é inevitável o questionamento a respeito de uma incerteza da média estimada em 0,001, quando os valores médios dos seis ensaios variaram de 0,170 a 0,208; esta amplitude, de 0,38, é de mais de 20 desvios padrão para cada lado do valor médio. Resultados numéricos semelhantes ao deste ensaio foram obtidos para ensaios de FoFo polido e aço polido e retificado, e em todos eles a menor amplitude (diferença entre o maior e o menor valor) foi superior a 7 desvios padrão para cada lado da média.

Diante desta situação cogitou-se de uma terceira abordagem para estimar o desvio da população de médias:

Alternativa C:

Considerando-se que cada ensaio gera um valor médio de COF e que foram executados diversos ensaios, seria razoável considerar o conjunto de valores médios gerados como uma amostra da população de médias e estimar o DP das médias a partir do DP desse conjunto.

Essa abordagem pode ser expressa matematicamente como segue:

$$S_{\bar{X}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^k (\bar{X}_i - \bar{\bar{X}})^2}{k-1}} \quad (3.25)$$

A equação 3.25 nada mais é do que a equação 3.14 aplicada a uma amostra constituída pelos valores de COF médios, $\bar{X}_i$. Retomando o conjunto de resultados da Tabela 3.8, e lembrando que o valor de $\bar{\bar{X}}$ é o mesmo apurado anteriormente, obtém-se:

$$S_{\bar{X}} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^6 (\bar{X}_i - 0,192)^2}{6-1}} = 0,013 \quad (3.26)$$

Com base nesse resultado, e adequando o número de algarismos significativos, a apresentação do COF passaria a ser:

$$COF = 0,19 \pm 0,01 \quad (3.27)$$

Esta apresentação do COF é condizente com os resultados reais. Com dois desvios à esquerda e dois à direita da média (95,4% da população de uma distribuição normal) tem-se uma amplitude de 0,17 a 0,21 que engloba todos os resultados dos ensaios usados como verificação.

Esta última abordagem – a Alternativa C – acabou sendo finalmente adotada neste trabalho, mas pareceu necessário, para que essa adoção se fizesse com tranquilidade, esclarecer uma questão experimental: da mesma forma como foram questionados os valores de incerteza aparentemente muito reduzidos das duas primeiras abordagens, cabe perfeitamente perguntar o motivo pelo qual dois métodos de cálculo, aparentemente sólidos do ponto de vista estatístico, produziram

resultados flagrantemente destoantes da realidade experimental. A questão, delicada, está ligada à maneira como os dados são coletados nos ensaios de riscamento. No que segue busca-se demonstrar que o elevado volume de dados cria um falso aumento de precisão.

Seja um gráfico de COF x tempo obtido em um ensaio de riscamento, como o que é mostrado a seguir, na Figura 3.36.

Figura 3.36– Ensaio de riscamento Bruker UMT-2, AISI 1070, 370 HV30kgf, polido, carga 4 N, a seco

Imagine-se que o gráfico tenha sido obtido por um registro analógico, isto é, contínuo, do coeficiente de atrito. A tarefa que se apresenta ao experimentador é a de extrair parâmetros estatísticos desse gráfico, principalmente um valor médio do COF. O procedimento normal seria o de fazer uma amostragem excluindo, possivelmente, o trecho inicial de dois segundos de duração (*running in*). Tendo em mente a importância do tamanho da amostra, o pesquisador adotaria um plano de amostragem condizente com técnicas consagradas, – amostragem sistemática ou aleatória, por exemplo – e definiria os instantes em que faria a leitura do valor de COF do gráfico. Em princípio esses pontos de leitura – 20, por hipótese – deveriam estar distribuídos ao longo do trecho do risco considerado para análise (de 1 a 20 segundos, por exemplo). Não lhe ocorreria, ainda que fosse possível, concentrar

todas as suas leituras num trecho correspondente a 0,1 mm (1 segundo) da extensão do risco. Claramente ele estaria perdendo informação sobre o andamento da variação do COF ao longo do risco.

Um valor médio de COF obtido nessas condições não atenderia a uma das exigências básicas da amostragem, que é a de incluir elementos representativos de toda a população (o risco). Mas há outra questão subjacente a essa falha de amostragem, que tem a ver com a exigência de que as amostras sejam “IID”, isto é, independentes e identicamente distribuídas. Assim como na amostragem de processos industriais, ou do tempo de espera em uma fila, resultados sucessivos não costumam ser independentes. Colocando de forma simplificada, pode-se dizer que a probabilidade de obter um resultado parecido com o anterior é maior nessa condição em que não há espaçamento entre as medições.

No caso do riscamento deve-se entender o espaçamento tanto como distância, quanto como intervalo de tempo. Retornando aos números da hipótese considerada, uma medição a cada 0,05 s (20 por segundo) corresponderia a um espaçamento de 5 μm entre elas, o que coloca em questão a independência da amostragem. Dependendo das características de homogeneidade do material – por exemplo a distância entre lamelas de perlita – e da sensibilidade da medição, duas medições afastadas de 5 μm podem incorrer no erro de não ser suficientemente independentes.

É possível verificar essa suposição analisando um ensaio como o da Figura 3.37 (que positivamente não pode ser considerado tão “bem comportado” quanto o da Figura 3.36). Trata-se do riscamento de um CP de FoFo cinzento, a seco, com carga de 100 mN.

Figura 3.37 – Ensaio de riscamento Hysitron, FoFo polido, carga 100 mN, a seco

Uma primeira análise consistiu em avaliar dez valores sucessivos de COF em cinco trechos do arquivo de dados. O ensaio havia fornecido, após expurgo do *running in*, um COF médio de 0,703 com um DP de 0,254 (coeficiente de variação CV = 36%). Já para as sequências consideradas, distribuídas ao longo da duração do ensaio, a Tabela 3.10, indica que o CV dessas dez medições é cerca de trinta vezes menor que o do resultado global.

Tabela 3.10 Ensaio de riscamento Hysitron, FoFo polido, carga 100 mN – COF médio, desvio padrão e coeficiente de variação de dez medições sucessivas

Tempo (s)	COF _{médio}	DP	CV (%)
3,00 a 3,05	0,745	0,008	1,1
13,00 a 13,05	0,809	0,005	0,6
23,00 a 23,05	0,538	0,005	1,0
33,00 a 33,05	0,398	0,004	0,9
39,80 a 39,85	0,690	0,004	0,6

A independência dos valores sucessivos poderia ser avaliada mais rigorosamente por meio da função de autocorrelação dos dados de COF, mas a diferença expressiva de CV autoriza afirmar que os resultados próximos não têm uma dispersão equivalente à dos dados como um todo. Por esse motivo não é razoável considera-los como independentes.

Uma segunda forma de analisar a questão da independência da amostragem é comparar os valores resultantes do processamento de todos os dados disponíveis após expurgo (aproximadamente 7.200), com os que seriam obtidos por uma boa amostragem distribuída ao longo do ensaio, no espírito do que foi acima exposto

quando o experimentador estava diante de um registro analógico. No caso presente o resultado dessa comparação, usando 38 amostras distribuídas entre 3 e 40 segundos, é mostrado na Tabela 3.11:

Tabela 3.11 Resultados do processamento de todos os registros comparados com uma amostragem de 38 pontos distribuídos ao longo do ensaio

Item	Processamento de 7.800 pontos	Cálculo com 38 amostras	Diferença (%)
COF médio	0,703	0,712	+ 1,3
Desvio padrão	0,254	0,249	- 2
Coeficiente de variação (%)	36	35	- 3

A diferença praticamente inexistente conduz à seguinte constatação: se é possível obter resultados estatisticamente aceitáveis, mesmo retendo apenas uma pequena porção dos dados ($38/7200 \approx 0,5\%$), isso significa que, possivelmente, os valores descartados são redundantes, isto é, por não serem independentes, não acrescentam informação.

A pergunta de “por que os dados redundantes não deturpam o resultado obtido quando são levados em conta” parece incômoda. De forma simplista poderia ser dito que eles aumentam a massa de dados, mas não prejudicam sua “qualidade”. Na realidade a resposta reside no fato de que eles resultam de um registro regular feito pelo equipamento; a amostragem sistemática é uma das formas de amostragem aceitas e tem como consequência um conjunto de dados uniformemente distribuídos ao longo da população (o risco), isto é, sem viés que possa alterar os resultados.

O resultado que acaba de ser apresentado difere daquele apresentado por Blau, onde uma alteração da taxa de amostragem resultou em mudança na distribuição de valores de COF registrados, mas a comparação era dirigida ao período de *running in* de um ensaio [Blau, 2009]. Diga-se, de passagem, que a taxa de amostragem do exemplo acima, de 200 Hz, está no limite superior da faixa recomendada por aquele autor, que era de 100 a 200 Hz.

A discussão acima não significa que devam ser desprezadas taxas elevadas de aquisição de dados. Ao contrário, a amostragem deve ter uma frequência que seja de pelo menos o dobro da frequência mais alta presente no sinal do fenômeno/mecanismo que se pretende investigar (teorema de Nyquist-Shannon), o que pode ser essencial no estudo do *running in* e de *stick-slip*.

A seguir examina-se o caso dos ensaios Bruker UMT-2 nos quais, conforme foi indicado anteriormente, cada registro era a média das leituras de um bloco de dez medições como representado na Figura 3.38:

Figura 3.38 – Diagrama representando medições nos ensaios Bruker UMT-2

Considerando que no UMT-2 foram executados riscos com 2 mm de comprimento e que cada ensaio gerava dois mil registros, dois valores consecutivos de COF correspondem a duas médias extraídas de trechos seguidos do risco, distantes 1 μm uma da outra. Some-se a isso o fato de que, com uma aquisição de dados regular, usual nos sistemas digitais, as dez medições internas a cada trecho ficam espaçadas de 0,1 μm . Com esse espaçamento muito menor do que aquele apontado para os ensaios Hysitron, e com o uso de um endentador de maiores dimensões (Vickers), é razoável admitir que, mesmo para microestruturas pouco homogêneas como a do ferro fundido cinzento, medições sucessivas não teriam a condição de independência demandada por uma amostragem estatisticamente adequada.

Diante do que acaba de ser apresentado, justifica-se o partido tomado no tratamento dos dados gerados pelos tribômetros Hysitron e UMT-2, que pode ser resumido da seguinte maneira:

- O resultado de COF de um risco, embora resultante do processamento de várias medições ao longo do riscamento, é considerado como valor individual;
- Onde possível, esses valores individuais são reunidos – valores de riscos próximos e repetições – para dar origem a um COF médio da condição de ensaio (material/acabamento/carga/interface).
- O desvio padrão do conjunto desses valores individuais é considerado como a incerteza da média (e não a ponderação dos DP's dos diversos riscos).

Uma questão importante nos ensaios de riscamento está ligada à heterogeneidade dos materiais e, como consequência disso, à relação entre o tamanho dos endentadores e a microestrutura. Nesse sentido é oportuna a referência ao que diz o “Engineering Statistics Handbook” do NIST – National Institute of Standards and Technology em seu Capítulo 2, “Measurement Process Characterization – Section 5 Uncertainty Analysis” [NIST, 2015] sobre o problema da heterogeneidade dos materiais:

Heterogeneidade pode ser um fator (relevante) na análise da incerteza quando:

- *Um produto é caracterizado por um único valor e o mesmo não é homogêneo em sua superfície etc.(cor, acabamento superficial, por ex.)*
- *A um lote é atribuído um único valor a partir de algumas poucas amostras e o lote não é homogêneo de amostra para amostra.*

Um aspecto inconveniente dessa situação é que a incerteza vinda da heterogeneidade pode dominar. Se o processo de medição é ele mesmo muito preciso e está sob controle estatístico, ainda assim a incerteza total pode ser inaceitável para fins práticos por causa da heterogeneidade do material.

Nos ensaios realizados nos tribômetros UMT-2 e Hysitron os riscos foram executados a curtas distâncias uns dos outros, sempre da ordem de 1 mm e, num primeiro momento, julgou-se que isso garantiria uma amostragem adequada. Na realidade, como foi verificado posteriormente, a heterogeneidade apresentou-se de forma estatisticamente significativa, como demonstrado a seguir.

Dadas duas médias $\bar{X}_1$ e $\bar{X}_2$ obtidas a partir de duas amostras com número de elementos iguais e elevados ($n \gg 100$), e DP's S_1 e S_2 , a hipótese nula, de que as amostras sejam provenientes da mesma população, pode ser testada comparando o valor de Z dado por [Costa Neto, 1989]:

$$Z = \frac{|\bar{X}_1 - \bar{X}_2|}{\sqrt{S_1^2 + S_2^2}} \cdot \sqrt{n} \quad (3.28)$$

com um valor crítico Z_{cr} que é função do critério de significância adotado. No que segue será adotado um nível de significância de 1%, para o qual $Z_{cr} = Z_{0,5\%} \approx 2,58^{14}$, implicando em rejeitar a hipótese nula para valores de $|Z| > Z_{cr}$, pois a probabilidade de que ocorram puramente por flutuação estatística será inferior a 1%.

Uma análise feita para riscos contíguos procurou responder à pergunta: "os resultados de COF de cada par de riscos feitos no mesmo corpo de prova podem ser considerados como proveniente da mesma "população", isto é, do mesmo material"? A hipótese nula é de que os resultados sejam estatisticamente iguais, dada a proximidade dos riscos. Segue o resultado das análises.

Na Tabela 3.12 são apresentados os valores de COF médio e DP para cada risco feito sob carga de 75 mN no tribômetro Hysitron. Conforme indicação anterior, foram usados três corpos de prova de cada combinação material/acabamento, e em cada CP foram feitos dois riscos próximos. Exemplificando: na Tabela 3.12 as indicações B0 e B1 correspondem aos dois riscos feitos no corpo de prova B.

Tabela 3.12 – Ensaio de riscamento, carga de 75 mN, valores de COF médio e DP

Risco	FoFo Polido		FoFo Retificado		1070 Polido		1070 Retificado	
	$\bar{X}_i$	S_i	$\bar{X}_i$	S_i	$\bar{X}_i$	S_i	$\bar{X}_i$	S_i
A0	0,601	0,261	0,208	0,086	0,817	0,187	0,734	0,249
A1	0,556	0,233	0,200	0,048	0,818	0,236	0,761	0,183
B0	0,558	0,271	0,198	0,069	0,800	0,203	0,720	0,185
B1	0,629	0,283	0,189	0,074	0,785	0,211	0,748	0,149
C0	0,626	0,206	0,188	0,073	0,812	0,147	0,725	0,147
C1	0,660	0,238	0,170	0,060	0,785	0,129	0,661	0,215

¹⁴ Como o teste é de duas caudas ($X_1 > X_2$ ou $X_2 > X_1$) o valor de Z_{cr} deve ser para a metade da probabilidade, ou seja, 0,5%.

Para cada par A0/A1, B0/B1 e C0/C1 de cada combinação de material e acabamento foi calculado o valor de Z aplicando a equação 3.16. Os resultados estão apresentados na Tabela 3.13.

Tabela 3.13 – Valor de Z a comparar com $Z_{0,5\%} = 2,57$

Par	FoFo		Aço 1070	
	Polido	Retificado	Polido	Retificado
A0/A1	11,0	6,9	0,3	7,5
B0/B1	15,4	7,9	4,5	10,1
C0/C1	9,2	16,0	11,7	20,9

Vê-se que num único caso (par A0/A1 no ensaio de aço polido) a estatística diria que se trata de amostras da mesma população. Nos demais, os valores de Z são todos muito superiores ao valor crítico, indicando que do ponto de vista estatístico o nível de significância poderia ser reduzido e ainda assim os resultados apareceriam como não pertencentes à mesma população (com a exceção indicada). Vale ressaltar que, embora o nível de heterogeneidade do ferro fundido cinzento seja aparentemente muito superior ao apresentado pelo aço 1070, nos casos analisados não foi detectado um efeito claro dessa condição.

Considerando as condições dos ensaios – duplicação e proximidade dos riscos em cada corpo de prova e utilização de CP's com características próximas em termos de dureza e acabamento – a análise sugere que a heterogeneidade dos materiais é um fator determinante para que sejam obtidos resultados estatisticamente distintos mesmo quando os riscos são próximos.

Assim como ocorre usualmente nas medições de dureza, o trabalho experimental para apurar um COF médio em ensaios de riscamento deve ser orientado no sentido de executar um número de repetições que possa dar boa sustentação estatística aos valores obtidos.

3.5.3 Parâmetros geométricos dos riscos

Os valores obtidos para largura e profundidade do risco e áreas do sulco e de material no *pile up*, decorrem da determinação de um perfil médio pelo perfilômetro óptico, conforme indicações anteriores. Foi mostrado também que essa determinação envolve uma dispersão significativa (V. Figura 27), embora o software de análise não indique resultados numéricos para ela. Para ter uma avaliação básica do que está envolvido estatisticamente na determinação do perfil médio foi feita, em dois casos, uma extração de dez perfis individuais distribuídos ao longo do trecho do risco abrangido pelo campo de visão da lente. Nos dois casos tratava-se de ensaios feitos no Bruker UMT-2, a seco, com carga de 8 N, um sobre FoFo e outro sobre aço 1070 200 HV₃₀. Os resultados obtidos foram comparados com o que se obteve dos dois perfis médios gerados diretamente pelo perfilômetro óptico CCI-MP. Essa comparação está apresentada na Tabela 3.14.

Tabela 3.14 Comparação entre valores obtidos por média de dez perfis individuais e valores fornecidos pelo CCI-MP

Parâmetro	FoFo		Aço	
	10 perfis	CCI-MP	10 perfis	CCI-MP
Largura do risco entre picos l_p (μm)	143 ± 3	134	126 ± 2	124
Largura do risco na linha de referência l_r (μm)	100 ± 4	99	71 ± 1	71
Profundidade p (μm)	$13,9 \pm 0,6$	12,8	$9,8 \pm 0,1$	6,9
Área do sulco S_s (μm^2)	720 ± 70	704	375 ± 8	268
Área de material acima da linha de ref. S_p (μm^2)	200 ± 30	181	340 ± 30	287
Fator de remoção de material f_{ab}		0,74	$0,1 \pm 0,1$	-0,07

Um exame da Tabela 3.14 mostra que, nas medições de largura de risco, os resultados do perfil médio gerado pelo CCI-MP e os obtidos pela média dos dez perfis ficaram muito próximos, reforçando a validade do uso do perfil médio. Mostra, ainda, que a incerteza na medição da largura é bem inferior ao que inicialmente se poderia supor. Por outro lado a profundidade revelou-se como um parâmetro de medição menos consistente. Quanto aos valores de áreas, houve discrepâncias

importantes entre as duas apurações, mostrando a fragilidade dessa medição e, conseqüentemente, do uso de f_{ab} .

4. RESULTADOS COMENTADOS

4.1 Agrupamento de ensaios em séries

Ao longo deste trabalho foram realizados vários ensaios que podem ser agrupados em sete Séries, basicamente em função do objetivo e do equipamento utilizado. As linhas gerais desses grupos de ensaios são dadas a seguir.

Série B1: Tribômetro Bruker UMT-2, FoFo polido e retificado, várias interfaces e cargas; visava adquirir uma primeira visão dos efeitos dos parâmetros.

Série CB: Tribômetro Bruker UMT-2 e CETR, aço polido; comparação de equipamentos para possível substituição em caso de problemas de funcionamento do Bruker.

Série B2: Tribômetro Bruker UMT-2, aço polido, interface a seco, óleo e detergente; verificação de possíveis efeitos de interação endentador/condição da interface.

Série B3: Tribômetro Bruker UMT-2, FoFo, aço, alumínio e latão, interface a seco e com óleo novo; verificação de efeitos de acabamento, dureza e encruamento.

Série H1: Tribômetro Hysitron, FoFo polido e retificado, várias cargas, a seco; visava obter de curva de COF x Carga.

Série H2: Tribômetro Hysitron, FoFo e aço com mesma dureza macro, CP's polidos e retificados, várias cargas a seco; visava obter mais pontos para a curva COF x Carga e comparar materiais.

Série H3: Tribômetro Hysitron, aço eutectoide (transformação perlítica a 650°C) polido, várias cargas a seco; verificar efeito da microestrutura sobre curva COF x Carga.

4.2 Série B1 – Ensaios preliminares - Bruker

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.1:

Tabela 4.1 – Parâmetros dos ensaios da Série B1

Item	Descrição
Tribômetro	Bruker UMT-2
Endentador	Vickers, aresta na direção do risco
Carga	0,25 N - 0,50 N - 1 N
Riscos	Três (A, B e C), dois mm de extensão
Passadas	Múltiplas (A3, B2 e C1)
CP	Ferro Fundido
Acabamento	Retificado e Polido
Interface	A seco, álcool, gasolina, óleo novo e usado

Embora os dois menores valores de carga – 0,25 N e 0,50 N – estivessem abaixo do limite inferior da faixa especificada para o sensor DFH-10, resolveu-se executar os ensaios assim mesmo, considerando o caráter exploratório da série. Os ensaios com 0,25 N apresentaram valores de COF com dispersão muito elevada, de três a oito vezes superiores à obtida com as outras duas cargas. Uma verificação do arquivo .txt mostrou que para a carga de 0,50 N o valor da força normal era mantido numa faixa estreita pelo equipamento (CV de 2%) e o CV do COF, de 2,5% era equivalente ao da carga de 1 N. Decidiu-se, então, descartar os resultados de 0,25 N e concentrar a análise nos de 0,5 N e 1,0 N.

4.2.1 Coeficiente de atrito (COF):

De um total de vinte ensaios aproveitáveis (5 interfaces x 2 acabamentos superficiais x 2 cargas), quatro deles são apresentados como exemplo na Tabela 4.2. As tabelas completas constituem o Apêndice B.

Tabela 4.2 - Ensaios de FoFo polido e retificado, interface a seco, 0,5 N e 1,0 N - COF

Risco	FoFo - Corpos de prova polidos - Interface a seco					
	0,50 N			1,0 N		
	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,420	0,379	0,365	0,399	0,395	0,348
B	0,430	0,305	-	0,427	0,37	-
C	0,429	-	-	0,435	-	-

Média	0,43	0,34	0,37	0,42	0,38	0,35
DP da média	0,01	0,05	-	0,02	0,02	-

Tabela 4.2 (cont.)

Risco	FoFo - Corpos de prova retificados - Interface a seco					
	0,50 N			1,0 N		
	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,374	0,361	0,345	0,396	0,421	0,374
B	0,299	0,361	-	0,352	0,391	-
C	0,446	-	-	0,415	-	-
Média	0,37	0,36	0,35	0,39	0,41	0,37
DP da média	0,07	0,01	-	0,03	0,02	-

O gráfico da Figura 4.1 apresenta os resultados de COF da primeira passada nos três riscos (média de A1, B1 e C1)

Figura 4.1 – Riscamento de FoFo cinzento polido e retificado, com duas cargas e cinco condições de interface, primeira passada.

Esses primeiros resultados mostraram que não havia diferença estatisticamente significativa entre os coeficientes de atrito, no que se refere à condição da interface; numa abordagem inicial pareceu mais produtivo ignorar possíveis diferenças entre os ensaios com álcool, gasolina e óleo usado, e focar o trabalho nos ensaios a seco e lubrificados com óleo novo. Por outro lado, o efeito do acabamento da superfície – polida x retificada – merecia atenção, já que, pelo menos no caso dos ensaios lubrificados com óleo novo, as diferenças eram importantes.

Já com o foco nas interfaces a seco e com óleo novo, examinou-se o efeito do número de passadas sobre o COF, com o resultado apresentado nos gráficos da Figura 4.2.

Figura 4-2 Ensaios de FoFo polido e retificado, carga de 0,5 N e 1 N, a seco e com óleo novo – Efeito do número de passadas

Em alguns resultados houve redução do COF da primeira para a segunda e desta para a terceira, mas também ocorreu a evolução oposta, não esperada, bem como ensaios em que o número de passadas parecia não ter qualquer efeito. Em resumo, com o número reduzido de ensaios realizados, não se pode afirmar que haja diferença estatisticamente significativa entre os COF's das diversas passadas. Essa questão será retomada nos ensaios da Série B2. De todo modo, essa verificação foi importante para ressaltar alguns pontos:

- a consistência entre os resultados com os dois níveis de carga;
- o pequeno efeito do nível de carga sobre os resultados médios de COF;
- os ensaios com óleo dos CP's polidos produziram valores de COF claramente abaixo dos demais, nas duas condições de carregamento, apontando para a necessidade de melhor entendimento do mecanismo, com possível efeito combinado de lubrificação e acabamento.

4.2.2 Parâmetros geométricos

A Tabela 4.3 mostra os resultados das medições de parâmetros geométricos dos riscos feitas no perfilômetro óptico CCI-MP, já restringindo a apresentação aos ensaios a seco e com óleo lubrificado. Vale lembrar que o exame no CCI-MP é feito depois de terminado o ensaio, ou seja, o risco A é visto após ter recebido três passadas, o B depois de duas e o C tendo recebido apenas uma passada. Na mesma tabela é apresentado igualmente o valor calculado do fator de remoção de material, f_{ab} , e do COF da primeira passada (média das primeiras passadas nos três riscos, A1, B1 e C1).

Tabela 4.3 - Ensaios FoFo polido e retificado, a seco e com óleo novo, dois níveis de carga – Parâmetros geométricos dos riscos e COF (média A1/B1/C1)

CORPOS DE PROVA RETIFICADOS									
CP	Carga	Risco	l _p (μm)	l _r (μm)	p (μm)	S _s (μm ²)	S _p (μm ²)	f _{ab}	COF
12DB Ensaio a seco	0,5N	A3	31,3	19,6	2,4	26,5	18,5	-0,14	0,37
		B2	26,7	16,9	2,1	19,5	17,2		
		C1	24,9	16,2	2,0	16,8	19,1		
	1,0 N	A3	43,4	27,6	2,9	46,6	42,7	0,05	0,39
		B2	41,0	26,5	3,2	45,9	37,1		
		C1	36,2	23,8	2,7	34,8	33,1		
14AA Ensaio c/ óleo novo	0,5N	A3	31,9	20,9	2,8	30,3	22,0	0,05	0,45
		B2	28,9	18,4	2,5	24,3	22,3		
		C1	24,3	16,8	2,0	17,3	16,4		
	1,0 N	A3	46,3	29,7	3,8	63,7	34,1	0,30	0,41
		B2	41,6	25,9	3,3	47,4	31,5		
		C1	35,5	23,2	2,5	33,8	23,7		

CORPOS DE PROVA POLIDOS									
CP	Carga	Risco	l _p (μm)	l _r (μm)	p (μm)	S _s (μm ²)	S _p (μm ²)	f _{ab}	COF
13CB Ensaio a seco	0,5N	A3	31,5	21,3	2,9	34,0	15,3	0,56	0,43
		B2	27,4	18,4	2,4	24,6	15,6		
		C1	27,7	17,3	1,9	20,8	9,2		
	1,0 N	A3	49,1	32,4	4,5	84,1	34,7	0,47	0,42
		B2	43,7	28,8	3,7	63,9	17,7		
		C1	37,3	25,0	3,2	45,7	24,0		
11CC Ensaio c/ óleo novo	0,5N	A3	35,8	22,7	2,0	27,1	13,1	0,26	0,29
		B2	33,8	20,4	1,5	18,9	9,0		
		C1	32,9	20,7	1,0	11,8	8,7		
	1,0 N	A3	51,6	30,1	3,8	69,6	31,4	0,49	0,31
		B2	47,0	27,7	3,0	53,1	22,6		
		C1	45,4	25,0	2,7	41,1	21,0		

Obs.: a largura é a distância entre picos do *pile-up* (l_p) ou na linha de referência (l_r).

A tendência geral dos resultados é de aumento no valor dos parâmetros quando aumenta a carga e quando o risco medido teve maior número de passadas do endentador (sentido das flechas superpostas à Tabela 4.3). Os 120 valores registrados (2 cargas x 3 riscos x 2 acabamentos x 2 condições de ensaio x 5 parâmetros) correspondem a 80 pares de valores em sequência, dos quais apenas 7 (pontos vermelhos superpostos) apresentaram inversões da tendência geral acima referida. Embora sem muito peso estatístico, essa constatação dá uma ideia da consistência dos ensaios, principalmente se for levado em conta que das sete

inversões, quatro correspondem a medições de área de *pile up*, que apresentaram dispersões elevadas ao longo de todo este trabalho.

Os gráficos da Figura 4.3 mostram a evolução dos parâmetros geométricos com o número de passadas e o efeito do acabamento superficial. São resultados dos ensaios com carga de 1 N, que apresentaram dispersão menor que os de 0,5 N e correspondem ao uso do sensor de força dentro da faixa da especificação do fornecedor.

Figura 4.3 – Ensaio de FoFo polido e retificado, carga de 1 N, a seco e com óleo novo – Parâmetros geométricos dos riscos

Largura (l_p):

O gráfico é da largura entre picos do *pile up*. Na literatura encontram-se trabalhos com essa medição [Buttery, 1970], mas também há quem defenda a medição na linha de referência [Kobrick, 2014]. Os resultados são inconclusivos quanto ao efeito do óleo sobre a largura l_p , tendo sido registrados (V. Tabela 4.3) aumentos, diminuições e variações insignificantes. Como indicado por Buttery e Archard [Buttery, 1970], observou-se uma variação linear da largura com o número de passadas.

Profundidade (p):

Nos CP's polidos houve sensível redução de profundidade nos ensaios com óleo, enquanto que nos CP's retificados ocorreu pequeno aumento na segunda e na terceira passada.

Área da seção do sulco (S_s):

O óleo reduz sensivelmente a área de sulco nos ensaios dos CP's polidos enquanto que nos ensaios de CP's retificados observa-se aumento no risco A, que recebeu três passadas, e variações muito reduzidas nos riscos B e C, que receberam duas e uma passada, respectivamente.

Área de “*pile up*” (S_p):

O óleo tem o efeito de reduzir esse parâmetro nos ensaios de CP's retificados, mas os resultados são inconsistentes para os polidos.

4.2.3 Remoção de material (f_{ab}):

Foi feita a análise apenas para o risco C (passada única), tendo em vista a definição do fator de remoção de material f_{ab} , que não considera a possibilidade de múltiplas passadas no riscamento. Nos ensaios com CP's retificados há um resultado negativo, possivelmente resultante de problema na determinação da linha de referência, e dois outros próximos de zero. Apesar do resultado de $f_{ab} = 0,30$ para o ensaio de 1 N com óleo, parece razoável admitir que nos ensaios de CP's retificados o mecanismo que prevalece no riscamento seja o micro-sulcamento.

Nos ensaios de CP's polidos os valores de f_{ab} não foram muito consistentes tanto nos ensaios a seco quanto naqueles realizados com óleo, variando entre 0,26 e 0,56. Ao contrário do que parece ter ocorrido com os CP's retificados, os valores mais elevados de f_{ab} nos ensaios de CP's polidos indicam a possibilidade de ocorrer micro corte. Essa condição não foi avaliada por imagens dos CP's.

4.3 Série CB – Comparação dos tribômetros UMT-2 e CETR

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.4:

Tabela 4.4 – Parâmetros dos ensaios da série CB

Item	Descrição
Tribômetro	Bruker UMT-2 e CETR
Endentador	Vickers, aresta na direção do risco
Carga	1 N
Riscos	Três, 2 mm de extensão
Passadas	Passada única
CP	Aço AISI 1070, 370 HV ₃₀
Acabamento	Polido
Interface	A seco

A Tabela 4.5 mostra os resultados de COF e os parâmetros geométricos dos riscos, com uma indicação da diferença percentual entre os resultados.

Tabela 4.5 Ensaios Aço AISI 1070, polido, a seco, carga 1 N – Parâmetros geométricos dos riscos e COF (média A1/B1/C1)

TRIBÔMETRO CETR							
Risco	l_p (μm)	l_r (μm)	p (μm)	S_s (μm ²)	S_p (μm ²)	f_{ab}	COF
A	32,4	17,7	1,5	17,6	19,2	-0,09	0,344
B	31,5	17,8	1,5	18,1	19,6	-0,08	0,351
C	30,1	18,0	1,4	17,3	18,4	-0,06	0,351
Média	31,3	17,8	1,5	17,7	19,0	-0,08	0,35
DP	1,2	0,2	0,1	0,4	0,6	0,01	0,01

TRIBÔMETRO BRUKER							
Risco	l_p (μm)	l_r (μm)	p (μm)	S_s (μm ²)	S_p (μm ²)	f_{ab}	COF
A	32,8	18,9	2,3	23,8	20,9	0,12	0,341
B	32,4	18,7	1,8	20,8	18,2	0,12	0,348
C	33,0	19,3	2,3	24,3	21,1	0,13	-
Média	32,7	18,9	2,1	22,9	20,1	0,12	0,34
DP	0,3	0,3	0,3	1,9	1,6	0,01	0,01
Diferença (%)	4,3	5,8	28,8	22,9	5,1	162,5	-1,2

Os resultados obtidos confirmaram as dificuldades das medições de área e uma divergência importante na medição de profundidade. Sobre este último ponto vale lembrar que na medição de dureza por meio de endentações evita-se a medição de

profundidade optando, por exemplo, pela medição das diagonais (dureza Vickers). No entanto, mesmo essa alternativa não é considerada muito favorável por aqueles que defendem o uso do “*scratch test*” para avaliação de dureza. Encontra-se na literatura [Jacobsson, 1985] indicação explícita no sentido de ser “substancialmente mais fácil medir de forma precisa a largura de um longo risco do que a diagonal de uma endentação”.

Retornando aos resultados da comparação, vê-se que as diferenças foram inferiores a 10% tanto para as larguras dos riscos quanto para o COF, o que representou uma garantia de recurso para eventuais problemas com o Bruker.

4.4 Série B2 – Ensaios Bruker com óleo e detergente na interface

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.6:

Tabela 4.6 – Parâmetros dos ensaios da série B2

Item	Descrição
Tribômetro	Bruker UMT-2
Endentador	Vickers, aresta na direção do risco
Carga	4 N (valor mais elevado ➡ menor dispersão)
Riscos	Três, 2 mm de extensão
Passadas	Múltiplas (A3, B2 e C1)
CP	Aço AISI 1070, 370HV ₃₀
Acabamento	Polido
Interface	A seco, óleo novo e detergente comercial

Objetivava-se com esses ensaios verificar se haveria algum tipo de interação fluido (sobre a interface) e diamante (do endentador) que pudesse afetar os resultados, principalmente de COF. Esperava-se que a natureza quimicamente diversa de óleo e detergente pudesse indicar alguma alteração.

4.4.1 Coeficiente de atrito COF

Os resultados de COF para cada passada estão indicados na Tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Ensaios de AISI 1070, 370HV₃₀, polido, interface a seco, óleo novo e detergente, 4,0 N – COF

Risco	A seco			Óleo			Detergente		
	1ª. pass.	2ª. pass.	3ª. pass.	1ª. pass.	2ª. pass.	3ª. pass.	1ª. pass.	2ª. pass.	3ª. pass.
A	0,373	0,380	0,371	0,388	0,39	0,383	0,382	0,372	0,379
B	0,378	0,378	-	0,382	0,382	-	0,381	0,384	-
C	0,357	-	-	0,357	-	-	0,397	-	-
Média	0,37	0,38	0,37	0,38	0,39	0,38	0,39	0,38	0,38
DP	0,01	0,01	-	0,02	0,01	-	0,01	0,01	-

Ficou evidente que não havia diferença estatisticamente significativa entre os resultados a seco e os da interface com óleo ou com detergente, apontando para a inexistência ou irrelevância de algum tipo de interação fluido/diamante. Além disso, os valores de COF eram praticamente independentes de ter havido ou não uma passada anterior.

4.4.2 Parâmetros geométricos

O exame no CCI-MP mostrou uma grande regularidade nos riscos desta série, como se depreende das imagens na Figura 4.4 e da Tabela 4.8.

Figura 4.4 Riscamento de AISI 1070, carga 4 N, interface a seco, óleo novo e detergente – Parâmetros geométricos e perspectiva após três passadas a seco

Tabela 4.8 - Ensaios Aço AISI 1070, polido, interface a seco, com óleo e com detergente, carga 4 N – Parâmetros geométricos dos riscos

Interface	Risco	l_p (μm)	l_r (μm)	P (μm)	S_s (μm ²)	S_p (μm ²)	f_{ab}
A seco	A3	100,7	51,8	7,2	195,3	173,5	0,20
	B2	90,4	47,7	6,5	162,6	137,4	
	C1	75,7	39,9	5,6	120,6	96,6	
Óleo	A3	100,3	52,8	7,1	195,4	176,8	0,16
	B2	89,2	47,7	6,4	161,2	142,0	
	C1	73,1	41,1	5,4	117,9	98,9	
Detergente	A3	97,3	51,8	7,0	190,6	164,6	0,15
	B2	89,2	47,7	6,4	161,9	135,6	
	C1	74,9	41,3	5,4	117,9	99,8	

4.4.3 Área vista pelo endentador

A pequena variação de COF provocou uma verificação da área “vista” pelo endentador à sua frente. Como os riscos eram executados sob carga constante, na segunda e na terceira passadas havia, necessariamente, um aprofundamento do endentador em relação à passada anterior, pois ele encontrava um risco já aberto e, ao ser aplicada a carga, ele teria que penetrar no material até que a nova endentação suportasse a carga do ensaio. Tendo penetrado, o endentador “vê” uma área diante de si, correspondente às faixas laterais que devem ser removidas ou deslocadas para que o novo risco seja executado, com maior profundidade e largura que o anterior. Essa área adicional explicaria o COF “constante”.

A Figura 4.5 permite visualizar essa situação e equacionar a nova área a ser deslocada/removida.

É preciso ressaltar que a tentativa de calcular a área vista pelo endentador teve que contornar uma dificuldade: o perfil médio gerado pelo CCI-MP corresponde aos riscos após o ensaio, não sendo possível fazer uma comparação de perfis para um mesmo risco depois de cada passada. Assim, não se poderia ter os perfis A1, A2 e A3, do risco A, que recebeu três passadas. A solução encontrada foi, diante da regularidade dos riscos, comparar o perfil médio de C (uma passada) com o de B (duas passadas) e A (três passadas), como aparece na Figura 4.5.

Figura 4.5 – Riscamento de AISI 1070, com 4 N, a seco, superposição de perfis médios A3/B2/C1

A área vista pelo endentador numa segunda passada pode ser considerada, aproximadamente, como o dobro da área do paralelogramo de lado igual a l_l e altura Δh , como indicado na Figura 4.6:

Figura 4.6 – Metade da área “vista” pelo endentador na segunda passada

Chamando de S_2 a área vista na segunda passada e com a simbologia das Figuras 4.5 e 4.6 obtém-se:

$$S_2 = 2 \cdot l_l \cdot \Delta h = l_p(p_2 - p_1) \quad (4.1)$$

Com os dados da Tabela 4.8 resulta:

$$S_2 = 75,7 \cdot (6,5 - 5,6) = 68,1 \mu m^2 \quad (4.2)$$

Conforme a Tabela 4.8, a área do sulco gerado no risco C1 é $S_s = 120,6 \mu m^2$ medida com o CCI-MP (considerando a aresta do endentador Vickers voltada para o risco, o ângulo do sulco seria $\gamma = 74^\circ$, o que daria como resultado $S_s = 112 \mu m^2$). Vê-se que a área das faixas laterais deslocadas na segunda passada é quase a metade da área inicial encontrada pelo endentador. Examinando a terceira passada, ainda com os dados da Tabela 4.8 tem-se:

$$S_3 = 90,4 \cdot (7,2 - 6,5) = 63,3 \mu m^2 \quad (4.3)$$

Vê-se que da segunda para a terceira passada a diferença de área não é grande, mas da primeira para a segunda tem-se uma redução de quase 50%. A hipótese de que o encruamento do material seja responsável por não haver variação do COF entre passadas precisaria dar conta das constatações acima, o que não parece muito fácil, pois o encruamento deveria compensar exatamente as variações de área nas duas condições.

4.5 Série B3 – Ensaios Bruker com FoFo, aço, alumínio e latão

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.9:

Tabela 4.9 – Parâmetros dos ensaios da série B3

Item	Descrição
Tribômetro	Bruker UMT-2
Endentador	Vickers, aresta na direção do risco
Carga	2 N, 4 N e 8 N
Riscos	Três, 2 mm de extensão
Passadas	Múltiplas (A3, B2 e C1)
CP	FoFo, AISI 1070 durezas de 200, 370 e 640 HV ₃₀ , alumínio e latão
Acabamento	Polido e retificado (FoFo e aço), polido e lixado (alumínio e latão)
Interface	A seco e com óleo novo

Nesta Série procurou-se abranger materiais com durezas variando aproximadamente entre 75 e 650 HV₃₀ e com possível diferenciação em termos de encruamento, já que essa era uma questão suscitada pela Série B2. Os ensaios foram realizados com interface a seco e com óleo novo.

O Apêndice C mostra as tabelas completas com os valores de COF de todos os ensaios da Série B3. A Tabela 4.10 apresenta, como exemplo, o valor de COF obtido em cada passada nos ensaios com alumínio. Vale lembrar que o programa do ensaio fazia uma primeira passada criando os riscos A, B e C (A1, B1 e C1), em seguida o endentador retornava à posição inicial fazendo uma segunda passada sobre os riscos A e B (A2 e B2) e, depois de mais um retorno à posição inicial, executava uma terceira passada sobre o risco A (A3). Nessas condições, para a primeira passada eram obtidos três valores para cálculo de média e incerteza, enquanto que para a segunda passada os cálculos foram feitos com apenas dois valores. A terceira passada fornecia apenas um valor de COF (A3).

Tabela 4.10 – Ensaio de alumínio lixado e polido, cargas de 2 N, 4 N e 8 N, interface a seco e com óleo novo – COF de cada passada

Carga	Risco	Lixado		Polido	
		Seco	Óleo	Seco	Óleo
2 N	A1	0,448	0,434	0,375	0,441
	A2	0,441	0,437	0,377	0,424
	A3	0,424	0,420	0,382	0,425
	B1	0,508	0,409	0,356	0,410
	B2	0,471	0,445	0,354	0,420
	C1	0,482	0,424	0,400	0,433
4 N	A1	0,336	0,411	0,339	0,372
	A2	0,364	0,397	0,335	0,385
	A3	0,346	0,400	0,348	0,363
	B1	0,348	0,420	0,351	0,364
	B2	0,335	0,398	0,336	0,377
	C1	0,349	0,416	0,351	0,373
8 N	A1	0,351	0,362	0,355	0,365
	A2	0,344	0,365	0,348	0,368
	A3	0,358	0,361	0,358	0,362
	B1	0,382	0,362	0,357	0,364
	B2	0,355	0,363	0,354	0,364
	C1	0,354	0,388	0,356	0,366

4.5.1 Variação de COF com dureza, acabamento e interface

Na Figura 4.7 a sequência dos materiais no eixo horizontal é de durezas crescentes da esquerda para a direita (de 75 a 635 HV₃₀), exceto para os dois últimos CP's de FoFo, mais à direita, que têm 210 HV₃₀. Mesmo com uma variação de dureza de quase uma ordem de grandeza entre o material mais mole e o mais duro, os ensaios mostraram, em linhas gerais, pouca variação de COF com a dureza.

a) Carga de 4 N.

b) Carga de 8 N

Figura 4.7 – Riscamento de materiais diversos, COF médio da primeira passada, a seco (NS) e com óleo (NO) na interface: a) 4 N e b) 8 N; assinalados possíveis pontos discrepantes para FoFo polido (T1P)

Os valores próximos de COF obtidos nesta série B3 com endentador Vickers – v. Figura 4.8 – podem ser explicados com base no modelo de Bowden e Tabor. Neste, a força tangencial F_T , para deslocar o endentador, é composta por uma componente de adesão, F_{ad} , e outra de deformação, F_{def} .

Figura 4.8 Geometria da indentação Vickers

A força responsável pela deformação (sulcamento) pode ser expressa como:

$$F_{def} = A_f \cdot H \quad (4.4)$$

onde A_f é a área frontal “vista” pelo endentador e H é a dureza do material.

A parcela correspondente à adesão será dada por:

$$F_{ad} = A_p \cdot s \quad (4.5)$$

sendo A_p a área projetada que sustenta a carga W aplicada sobre o endentador (em movimento na direção indicada na Figura 4.8) e s a tensão de escoamento do material em cisalhamento puro. Para a carga W pode-se escrever;

$$W = A_p \cdot H \quad (4.6)$$

Com as relações acima o COF será dado por:

$$COF = \frac{F_T}{W} = \frac{F_{def} + F_{ad}}{W} = \frac{A_f \cdot H + A_p \cdot s}{A_p \cdot H} = \frac{A_f}{A_p} + \frac{s}{H} \quad (4.7)$$

Da Figura 4.8 obtém-se a área projetada, que é a metade da área total da indentação, pois o endentador está em movimento:

$$A_p = \frac{d^2}{4} \quad (4.8)$$

e para a área frontal:

$$A_f = \frac{d}{2} \cdot h \quad (4.9)$$

Lembrando que na endentação Vickers tem-se $h \approx \frac{d}{7}$, obtém-se, finalmente:

$$COF = \frac{2}{7} + \frac{s}{H} \quad (4.10)$$

Levando em conta [Hutchings, 1992] que para metais $H \sim 3Y$, sendo Y a tensão de escoamento em ensaio uniaxial, e que a tensão de escoamento em cisalhamento puro, s , é dada por $s = 0,5Y$ (ou $s = 0,59Y$, pelo critério de von Mises), o valor de COF para o modelo adotado seria constante, igual a 0,46 (ou 0,49).

Os valores de COF registrados nos ensaios e apresentados na Figura 4.7 ficaram abaixo dos valores acima, mas a aplicação do modelo de Bowden e Tabor, mesmo com as limitações conhecidas, fornece uma explicação aceitável para a obtenção de valores de COF praticamente independentes da dureza.

Com relação ao efeito do acabamento e da interface (a seco ou com óleo), os resultados são inconclusivos. Os gráficos da Figura 4.7 já apontam a dificuldade de separar os efeitos dos parâmetros. Uma análise numérica comparando pares de resultados com mesma carga e variando um dos outros parâmetros – acabamento ou condição da interface – não ajuda muito. Com carga de 8 N, por exemplo, e variando o acabamento, verifica-se que em 10 pares houve quatro resultados iguais, três com COF mais alto dos CP's polidos e outros três com COF mais alto dos retificados/lixados. Chama a atenção que as diferenças numéricas entre resultados de COF são reduzidas, exceto nos casos dos CP's de FoFo. Sem considerar estes últimos, com carga de 8 N a maior diferença entre resultados de CP's polidos e retificados foi de 0,01 e de 0,02 entre ensaios a seco e com óleo. Com 4 N foi um pouco maior, 0,05 e 0,08. No Apêndice C, além dos resultados de COF está apresentada essa análise completa.

4.5.2 Variação de COF com a carga

Observam-se na Figura 4.7 valores de COF próximos para cargas de 4 N e 8 N. Se forem ignorados os resultados de FoFo polido, a faixa de variação total nos ensaios com aquelas cargas é de 0,32 a 0,44. Os resultados do FoFo polido parecem

discrepantes à primeira vista, mas não foi possível identificar diferenças no CP que pudessem explicá-los, chamando a atenção o fato de ter sido observado esse comportamento nas duas cargas.

Figura 4.9 Ensaio de pino de aço (raio 62 μm) contra disco de latão, a seco, carga de 350 mN, no modo de microsulcamento [Hokkirigawa, 1988]

A Figura 4.9 mostra o resultado de Hokkirigawa e Kato em microsulcamento num ensaio pino (aço) contra disco (latão) a seco [Hokkirigawa, 1988].

Considerando os baixos valores de COF obtidos nesta série, e o tipo de endentador utilizado, parece razoável admitir, diante do resultado do gráfico da Figura 4.9, que tanto a carga de 4 N como a de 8 N produziram apenas microsulcamento. O fato de o endentador Vickers ter um ângulo de ataque muito baixo – 16° quando a aresta está orientada na direção do risco – fortalece essa hipótese. Não foram feitos ensaios Bruker com cargas mais elevadas.

4.5.3 Variação de COF com as passadas

Houve comportamentos diferenciados, como se vê na Figura 4.7. Foram observadas pequenas diferenças numéricas entre as passadas – na maioria dos casos da ordem de 0,01 – inclusive com algumas inversões em relação à expectativa de que o COF fosse decrescendo em passadas sucessivas. Visualmente são identificáveis na Figura 4.10 os casos em que houve queda nas passadas sucessivas. Embora essa observação não seja irrelevante, principalmente pelo fato de haver vários registros

nessas condições, é necessário avaliar se o valor do decréscimo é suficiente para que se admita, estatisticamente, que houve redução.

a) Carga de 8 N – ensaio a seco

b) Carga de 8 N – ensaio com óleo na interface

Figura 4.10 Riscamento de materiais diversos, COF em passadas sucessivas

Uma análise estatística detalhada da variação de COF da primeira para a segunda passada, com carga de 8 N, é apresentada no Apêndice D. Verifica-se nessa análise que da primeira para a segunda passada houve diferenças, significativas no nível de 5%, apenas em três casos: 1070 200HV retificado (A2R) e 1070 370HV (A3P), ambos a seco, e FoFo retificado (T2R) com óleo. Como a base estatística desses resultados é muito limitada e o comportamento, em muitos casos, divergente em relação ao esperado, seria razoável admitir, numa primeira avaliação, que o COF não varie de uma passada para a outra. A hipótese de que nas passadas sucessivas o encruamento seria responsável por essa condição carece de justificativas sólidas, tanto pela questão quantitativa – “ajuste” das propriedades do material na exata medida para manter o COF constante – como pela questão qualitativa, representada pelo ensaio de materiais diversificados em termos de microestrutura e propriedades metalúrgicas. Até onde se pôde verificar, a questão permanece em aberto.

4.5.4 Parâmetros geométricos dos riscos

A Tabela 4.11 mostra os resultados desta Série para a carga de 8 N. O Apêndice E apresenta o conjunto global de valores obtidos na Série B3 para os parâmetros geométricos dos riscos.

Tabela 4.11 Riscamento de materiais diversos – 8 N, parâmetros geométricos - Unidades: l_p , l_r e p em μm , S_s e S_p em μm^2

Material	Código	l_p	l_r	8 N – A seco			
				p	S_s	S_p	f_{ab}
Alumínio Lixado	ALL	231	132	17,0	1.140	1.105	0,03
Alumínio Polido	ALP	232	125	16,9	1.114	1.076	0,03
Latão Lixado	LAL	163	91	12,3	582	534	0,08
Latão Polido	LAP	166	93	12,5	599	577	0,04
1070 200HV Retificado	A2R	117	69	9,0	328	273	0,17
1070 200HV Polido	A2P	124	70	9,3	359	310	0,14
1070 370HV Retificado	A3R	Problema com arquivo					
1070 370HV Polido	A3P	105	56	7,7	220	206	0,06
1070 650HV Polido	A7P	77	43	5,5	124	104	0,16
FoFo Retificado	T2R	113	75	8,9	372	224	0,4
FoFo Polido	T1P	119	99	12,8	704	181	0,74

Tabela 4.11 (cont.)

Material	Código	Ip	Ir	8 N - Óleo			fab
				p	Ss	Sp	
Alumínio Lixado	ALL	229	134	18,2	1285	877	0,32
Alumínio Polido	ALP	235	129	17,2	1152	1136	0,01
Latão Lixado	LAL	162	91	12,2	581	535	0,08
Latão Polido	LAP	167	95	12,8	636	606	0,05
1070 200HV Retificado	A2R	112	68	8,8	326	280	0,14
1070 200HV Polido	A2P	121	72	9,6	363	352	0,03
1070 370HV Retificado	A3R			Problema com arquivo			
1070 370HV Polido	A3P	136	70	9,6	347	348	0,00
1070 650HV Polido	A7P	99	53	7,1	194	188	0,03
FoFo Retificado	T2R	111	75	9,2	371	230	0,38
FoFo Polido	T1P	110	73	9,2	358	234	0,35

Profundidades e larguras de risco

Os resultados confirmam o que já havia sido observado na Série B1: mesmo no menor nível de carga, 2 N, obtêm-se profundidades e larguras de risco muito acima do observado em motores usados. Todos os resultados de largura – I_p e I_r – e de profundidade foram consistentes, aumentando o valor medido com o aumento de carga. Além disso, os 66 resultados (três cargas x onze combinações de material e acabamento x duas condições de interface) da relação entre largura do risco medida no nível do plano de referência e profundidade, I_r/p , produziram um valor médio e uma incerteza de $7,77 \pm 0,05$. Considerando que a profundidade é medida no CCI-MP após o retorno elástico, este valor é compatível com o valor teórico de 7 para uma endentação Vickers. Embora a relação largura/profundidade se mantenha, nos ensaios com óleo foram registradas profundidades e larguras ligeiramente superiores (da ordem de 2%) àquelas obtidas nos ensaios a seco.

A relação entre largura de risco observada nos ensaios, e dureza dos materiais testados é apresentada na Figura 4.11:

Figura 4.11 Relação entre o quadrado do recíproco da largura de risco e a dureza HV₃₀, endentador Vickers

O gráfico da Figura 4.11 é uma aplicação do modelo de Rabinowicz aos dados da Série B3, nos moldes do que foi feito por Buttery e Archard [Buttery,1970]. O modelo prevê, para uma dada carga, uma relação linear entre a dureza **H** e o recíproco da largura do risco ao quadrado, conforme indicação do Capítulo 2:

$$\left(\frac{1}{l_r}\right)^2 = c^{te} \cdot H \quad (2.8)$$

A aplicação do modelo apresentada neste item envolve uma aproximação, pois ele pressupõe uma partícula cônica e os resultados foram obtidos com um endentador piramidal (Vickers), cuja seção vertical, na configuração dos ensaios – aresta voltada para a direção do risco – estaria sendo assimilada à de um cone com ângulo de 148° no ápice. Feita essa ressalva, observa-se que para 2 N o modelo mostrou-se bastante adequado, com um coeficiente de correlação de 0,97 indicando que, para esse nível de carga a diferença entre um endentador cônico e um piramidal poderia ser acomodada por uma constante¹⁵. Para as outras cargas – efeito não analisado por Buttery e Archard – nota-se que:

- os coeficientes de correlação caem, indicando resultados com mais dispersão em relação ao modelo;
- como na constante da equação 2.8 o valor da carga **W** entra no denominador sem expoente, os coeficientes angulares das retas de tendência de 4 N e 8 N deveriam

¹⁵ O gráfico de Buttery e Archard (Fig. 2.11) foi obtido em ensaios com um endentador cônico.

ser a metade e um quarto de 0,040 (obtido para 2 N), tendo sido registrados valores próximos: 0,17 e 0,11.

As limitações do modelo constituem assunto que será retomado adiante, quando forem examinados os parâmetros geométricos dos ensaios da Série H2.

4.5.5 Remoção de material

Embora todos os valores calculados pelo software do CCI-MP para as áreas de sulco e de material acima do plano de referência – S_s e S_p , respectivamente – aumentassem com o aumento da carga, os resultados do cálculo do fator de remoção de material, f_{ab} , apresentaram inconsistências em 17 dos 40 pares¹⁶, mostrando que a medição de áreas, principalmente acima do plano de referência não é confiável. Dois fatores podem contribuir para que isso ocorra. O primeiro está relacionado com o posicionamento, mais ou menos preciso das barras verticais que enquadram a zona de deformação e a transição para o plano de referência, como foi descrito na Figura 3.31 do Capítulo 3. Esse posicionamento afeta diretamente o valor da área de material acima do plano de referência, calculado pelo software. O outro fator está relacionado com o fato de a visão vertical do perfilômetro óptico não distinguir um ombro (*pile-up*) real, constituído por material deslocado plasticamente, de um cavaco que não tenha se destacado do risco. O cavaco pode não ter material embaixo dele, mas o equipamento o vê como “sólido”. Em função dessas restrições, é arriscado adotar valores de “ f_{ab} ” medidos com perfilômetro óptico do tipo CCI-MP sem verificar, por outros meios, a definição do plano médio e a bordas do risco.

4.5.6 Dureza ao risco ou dureza esclerométrica (*Scratch Hardness Number*)

A Norma ASTM G-171 [ASTM, 2009] não aborda o problema da eventual criação de *pile-up* durante o riscamento e seus possíveis efeitos sobre a medição da largura do risco. Além disso, sua definição de dureza ao risco pressupõe um endentador cônico com 120° de ângulo apical e ponta esférica com 200 μm de raio.

Para o caso dos ensaios desta Série, com endentador Vickers, é possível utilizar a indicação do ASM Handbook [Jakobsson, 1985]:

¹⁶ Seriam 44 pares (11 materiais/acabamentos x interfaces x 2 sequências de carga), mas os quatro pares de A3P com 8 N tiveram que ser descartados, conforme Tabela 4.11.

$$HS_p = 4 \frac{F_N}{b^2} \quad (4.11)$$

onde:

HS_p = dureza ao risco;

F_N = força normal;

b = largura do risco medida no *pile-up* = l_p

Com os valores de l_p obtidos nos ensaios obtém-se os resultados de dureza ao risco apresentados na Tabela 4.12:

Tabela 4.12 - Dureza ao risco – Média de valores de riscamento a seco com 2 N, 4 N e 8 N

Material	Código	HS_p (GPa)
Alumínio Lixado	ALL	$0,60 \pm 0,03$
Alumínio Polido	ALP	$0,61 \pm 0,01$
Latão Lixado	LAL	$1,31 \pm 0,13$
Latão Polido	LAP	$1,23 \pm 0,06$
1070 200HV Retificado	A2R	$2,51 \pm 0,15$
1070 200HV Polido	A2P	$2,21 \pm 0,15$
1070 370HV Retificado	A3R (*)	$2,7 \pm 1,3$
1070 370HV Polido	A3P	$3,01 \pm 0,17$
1070 650HV Polido	A7P	$5,8 \pm 0,6$
FoFo Retificado	T2R	$2,7 \pm 0,2$
FoFo Polido	T1P	$2,8 \pm 1,1$

(*) Valor obtido após expurgo do resultado de 8 N.

Observa-se na Tabela 4.12 que, para um dado material, os valores de dureza ao risco variam pouco com o acabamento. Foi observada, também, uma boa correlação entre a dureza Vickers e a dureza ao risco como indicado na Figura 4.12.

Figura 4.12 Correlação entre dureza Vickers e dureza ao risco

4.5.7 Energia específica

A sistemática de ensaios no Bruker, com a realização de vários riscos em seguida para aproveitar uma condição de fixação adequada, tornou inviável a medição de perdas de massa risco a risco. Assim, não foi possível obter valores de energia específica da forma como aparece na literatura [Vélez, 2001], isto é, expressos em termos de joule por miligrama de massa de material removido. Entretanto, com os dados do CCI-MP e de COF foi possível determinar valores de energia despendida por miligrama de material deslocado, entendendo-se como tal o material que originalmente ocupava o sulco, sem a preocupação de atribuir seu destino à formação de pile-up, à efetiva remoção por micro-corte ou, ainda, como aventou Johnson na discussão do trabalho de Buttery e Archard [Buttery,1970], a uma deformação do material em direção ao fundo do risco.

O volume de material deslocado pode ser calculado a partir da geometria do sulco que, de forma esquemática, pode ser representada da forma indicada na Figura 4.13:

Figura 4.13 – Representação esquemática do risco, com indicação da largura na altura da linha de referência e da profundidade

Com a simbologia já empregada anteriormente, pode-se expressar a energia gasta na execução de um risco como:

$$E_r = F_T \cdot l_s = F_N \cdot COF \cdot l_s \quad (4.12)$$

onde l_s é o comprimento do sulco. Admitindo que o material deslocado corresponda à seção transversal do risco na linha de referência, como indicado na Figura 4.13, tem-se para a massa deslocada:

$$M = \frac{1}{2} l_r \cdot p \cdot l_s \cdot \rho \quad (4.13)$$

Obtém-se, assim, para a energia despendida por unidade de massa de material deslocado:

$$e = \frac{E_r}{M} = \frac{2F_N \cdot COF}{l_r \cdot p \cdot \rho} \cdot 10^3 \quad (4.14)$$

sendo ρ a densidade do material. Com a ressalva feita quanto à diferença real entre **massa de material removido** e **massa de material deslocado**, a equação (4.14) permite obter “**e**”, a energia específica, expressa em J/mg, com l_r e p em micrometros e ρ , a densidade do material, em g/cm³. Convém ressaltar que a necessidade de se ter um plano de referência adequadamente determinado, referida anteriormente no capítulo 3 – Materiais e Métodos – e abordada na literatura [Kobrick, 2014], reaparece aqui de forma indispensável, uma vez que é a medição da largura do risco na altura do plano de referência (juntamente com a de p), que permite estimar a massa deslocada a partir do triângulo de base l_r e altura p .

Adotando as densidades indicadas na Tabela 4.13 obteve-se o gráfico da Figura 4.14 que mostra, para os diversos materiais, a energia específica em função da carga e da condição da interface (a seco ou com óleo).

Tabela 4.13 – Densidades adotadas para os materiais ensaiados na Série B3

Material	Densidade (g/cm ³)
Ferro fundido cinzento	7,25
Aço AISI 1070	7,85
Alumínio	2,70
Latão	8,50

Figura 4.14 – Energia específica no riscamento – joule por miligrama de material deslocado - a seco (NS) e com óleo (NO), cargas de 2 N, 4 N e 8 N. Materiais: alumínio e latão lixados e polidos, AISI 1070 com durezas de 200, 370 e 650 HV30, retificados e polidos e FoFo cinzento retificado e polido.

Excluindo os resultados dos aços de dureza mais alta, possíveis '*outliers*', para os demais resultados cabe fazer os seguintes comentários a respeito das variações de energia específica, com a ressalva referente à base estatística reduzida:

- com a carga: no geral percebe-se uma tendência à redução da energia específica com o aumento da carga; a maior diferença foi de 36% para o alumínio lixado (ALL) entre 2 e 4N a seco;
- com o acabamento: diferenças em torno de 10%, com um máximo de 33% para FoFo a 8 N, a seco, energia do retificado (T2R) maior que a do polido (T1P);
- com a condição da interface: diferenças positivas e negativas entre resultados a seco e com óleo (média global das diferenças inferior a 1%), com variações máximas de 33% (Óleo > Seco) para o FoFo polido (T1P) a 8 N, e 21% (Seco>Óleo) para o Aço 200 polido (A2P) a 4 N.

Em termos numéricos, foram obtidos resultados próximos daqueles apresentados por Vélez *et al.* , em torno de 1,5 J/mg [Vélez, 2001].

4.6 Série H1 – Ensaios Hysitron com FoFo, quatro cargas

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.14:

Tabela 4.14 – Parâmetros dos ensaios da série H1

Item	Descrição
Tribômetro	Hysitron 950 TriboIndenter
Endentador	Cônico, ângulo apical 60 ⁰ , ponta esférica de raio 5 µm
Carga	20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN
Riscos	Dois riscos de 0,6 mm por CP, um com programa TS e outro com programa TST, velocidade 15 µm/s
Passadas	Uma única passada riscando
CP	FoFo cinzento
Acabamento	Um CP polido (H1P) e um CP retificado (H1R)
Interface	A seco

Dados os resultados das séries anteriores (com profundidades/larguras de risco muito superiores ao que havia sido observado em motores usados) e a disponibilidade do nanoendentador Hysitron 950, recebido pouco antes pelo LFS, definiu-se uma nova faixa de cargas, bem abaixo das usadas nos ensaios anteriores.

O objetivo era obter riscos com características geométricas – larguras e profundidades – mais próximas das desejadas e, adicionalmente, levantar curvas de COF x Carga para as duas condições de acabamento superficial.

4.6.1 Parâmetros geométricos

Os valores estão apresentados na Tabela 4.15, devendo ser assinalado o descarte das medições dos ensaios TST de 150 mN e 200 mN por ter havido um problema com o programa: o endentador carregado com 200 mN em lugar de realizar novo risco, passou sobre o risco executado antes com 150 mN :

Tabela 4.15 Riscamento FoFo, polido (H1P) e retificado (H1R), cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN - parâmetros geométricos - Unidades: l_p , l_r e p em μm , S_s e S_p em μm^2 . Ensaios TS e TST.

Carga	Código	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}
20 mN	H1PTS	5,1	3,1	0,25	0,44	0,14	0,68
	H1PTST	3,4	2,1	0,22	0,32	0,20	0,38
	H1RTS	6,9	6,2	(*)	0,24	0,01	0,98
	H1RTST	8,4	6,3	0,27	0,88	0,46	0,48
50 mN	H1PTS	7,1	4,9	0,73	2,4	1,9	0,21
	H1PTST	7,0	6,0	0,53	1,6	0,7	0,56
	H1RTS	10,9	7,8	0,53	2,1	1,2	0,43
	H1RTST	13,3	8,6	1,5	9,1	5,2	0,43
150 mN	H1PTS	14,7	9,9	2,4	14,0	12,9	0,08
	H1PTST	-	-	-	-	-	-
	H1RTS	16,7	9,3	2,9	16,8	11,1	0,34
	H1RTST	17,2	11,9	4,8	37,5	6,9	0,82
200 mN	H1PTS	15,1	9,9	3,4	23,1	16,2	0,30
	H1PTST	-	-	-	-	-	-
	H1RTS	14,0	9,9	4,4	30,7	13,0	0,58
	H1RTST	35,7	26,2	4,6	82,5	28,7	0,65

(*) Valor de 0,07 considerado como *outlier* e expurgado

Algumas observações podem ser feitas sobre esses resultados numéricos.

De imediato vê-se que com cargas da ordem de 50 mN, é possível obter riscos de dimensões próximas daquelas observadas em motores usados (4,0 μm de largura e 0,4 μm de profundidade).

Quanto aos parâmetros puramente geométricos, isto é, comprimentos e áreas, considerando apenas os resultados válidos, há 54 pares válidos, que deveriam apresentar valores crescentes com o aumento de carga. Um desses pares seria, por exemplo, a profundidade do risco de H1PTS que foi de 0,73 μm sob carga de 50 mN e de 2,4 μm sob 150 mN (mesmo CP).

Desses 54 pares, apenas dois apresentaram inversões – uma na largura de risco entre picos de *pile-up* e outra entre profundidades – assinaladas na tabela – revelando uma boa consistência das medições feitas a partir dos perfis obtidos no CCI-MP.

4.6.2 Remoção de material f_{ab}

Estendendo o raciocínio dos pares para o fator de remoção de material, f_{ab} , observa-se na Tabela 4.15 que, mesmo não tendo havido inversões nos valores de áreas indicados pelo perfilômetro, nos onze pares de f_{ab} em sequência de carga crescente, houve seis inversões.

Como já ocorrera na Série B3, este parâmetro não pode ser associado diretamente aos mecanismos de abrasão gerados no riscamento, ao menos para o FoFo e com o procedimento de cálculo via áreas determinadas pelo CCI-MP.

4.6.3 Coeficiente de atrito (COF)

A título de exemplo de como os resultados eram apresentados pelo equipamento, a Tabela 4.16 mostra os primeiros 50 ms do ensaio, na fase em que o endentador está iniciando o risco (*running in*):

Tabela 4.16 – Arquivo “.txt” de dados de ensaio de riscamento, FoFo polido, 20 mN , trecho inicial de 50 ms.

Thu Nov 06 19:02:00 2014Number of Points = 20197					
Normal Displacement (nm)	Normal Force (μN)	Lateral Displacement (μm)	Lateral Force (μN)	Friction	Time (seconds)
227,8	19.613,5	599,9	1.186,6	0,060499	0,000
231,8	19.608,3	599,9	1.286,0	0,065584	0,005
233,8	19.795,4	599,8	1.397,7	0,070607	0,010
236,3	19.923,7	599,7	1.516,1	0,076095	0,015
237,5	20.000,4	599,6	1.635,0	0,081748	0,020
238,5	20.022,6	599,6	1.752,1	0,087506	0,025
241,2	20.004,8	599,5	1.874,4	0,093698	0,030
241,8	19.991,9	599,4	1.995,1	0,099795	0,035
242,3	19.956,3	599,3	2.120,0	0,106232	0,040
244,3	19.938,7	599,3	2.241,9	0,11244	0,045
245,3	19.953,7	599,2	2.297,1	0,115122	0,050

Os resultados de COF estão apresentados na Tabela 4.17, já com a média dos dois riscos feitos em cada CP (programas TS e TST) e DP da média:

Tabela 4.17 Riscamento de FoFo, a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN, média dos ensaios TS e TST

Carga	Polido		Retificado	
	Média	DP da média	Média	DP da média
20	0,21	0,03	0,16	0,01
50	0,48	0,01	0,26	0,03
150	1,03	0,05	1,00	0,03
200	1,09	(*)	1,10	0,03

Vale assinalar que, embora o resultado de COF do ensaio 200 mN TST tenha sido descartado, pelo problema com o programa referido anteriormente, o arquivo gerado ao longo do riscamento com 150 mN era válido para efeito do COF dessa carga, tendo sido usado para gerar a média da tabela (a superposição destruiu as características geométricas do risco, mas não invalidou o que se havia obtido no riscamento anterior). Nessas condições, para a carga de 200 mN havia um único valor aproveitável, do ensaio TS, sem desvio padrão, conforme indicação (*) da Tabela 4.17. Na Figura 4.15 estão apresentados esses resultados sob a forma de gráfico.

Figura 4.15 Ensaio de riscamento de FoFo, a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 150 mN e 200 mN, CP's polido e retificado

Nos ensaios da Série B3, possivelmente pelo mecanismo dominante de microsulcamento com o endentador Vickers, os valores de COF ficaram abaixo de 0,5. Nesta série ocorreu uma mudança de nível, tendo sido atingidos valores próximos de 1,0. O gráfico da Figura 4.16, já comentado no Capítulo 2 – Revisão Bibliográfica, foi obtido em condições de ensaio diferentes – pino de aço contra disco de latão – mas apresenta valores de COF na faixa de 1,0 normalmente associados, na literatura, a mecanismos de microcorte.

Figura 4.16 Ensaio de pino de aço (raio 62 μ m) contra disco de latão, a seco, carga de 710 mN, no modo de microcorte [Hokkirigawa, 1988]

No gráfico da Figura 4.15 desta série, o trecho das curvas entre 50 mN e 150 mN trouxe interrogações a respeito do que poderia ocorrer em termos de

transição/alteração do mecanismo de abrasão nessa faixa, dando origem ao programa da Série H2.

Com relação ao andamento geral das curvas de COF na Figura 4.15, sua interpretação não é imediata, cabendo, porém, fazer algumas observações:

- o CP retificado, como será visto mais adiante, tem uma superfície original em que o processo de retificação faz com que o metal recubra praticamente todas as grafitas; se a carga mais baixa não é suficientemente intensa para perfurar esse metal dobrado, o valor de COF tende a se aproximar daquele obtido para o CP polido;
- nas cargas mais elevadas o mecanismo que prevalece é o corte, podendo ser assumido que as diferenças da superfície deixam de ter papel relevante diante das profundidades alcançadas; essa condição responderia pelos valores novamente próximos de COF para os dois acabamentos;
- nos ensaios com carga de 50 mN as imagens de MEV do risco – ver Figura 4.17 – parecem indicar uma presença de pontos de grafita muito maior no CP retificado do que no CP polido, o que poderia explicar o menor COF do primeiro; essa diferença foi detectada em algumas linhas de porcentagem de Carbono, como apresentado mais adiante;
- no trecho intermediário das curvas poderia haver um efeito associado à dureza dos materiais, mas os valores de HV_{30kgf} foram de 220 para o FoFo polido e 207 para o retificado, diferença que não parece estatisticamente significativa para explicar a diferença de comportamento; eventuais diferenças nas micro durezas, face à pouca espessura da camada encruada, não poderiam afetar os resultados a não ser nas cargas mais baixas, como se vê na Figura 4.17.

Figura 4.17 Riscos em FoFo, 50 mN, a seco, CP polido à esquerda e retificado à direita.

Na figura 4.17 o trecho apresentado é limitado, mas observa-se um possível efeito de encruamento na retificação, pois o risco aparece com menor largura do que na superfície polida. Numa visão geral do risco ainda tem-se a mesma impressão, mas os dados da Tabela 4.15 mostram que as larguras dos riscos dos CP's polidos, medidas no CCI-MP, não são maiores que as dos CP's retificados. Não se verificou se essa diferença entre a impressão visual e o valor obtido para o perfil médio estaria relacionada com o software do equipamento

A comparação entre resultados de CP's polidos e retificados será retomada no item relativo à Série H2, quando serão considerados também os resultados de aço AISI 1070.

Convém lembrar que a ponta esférica do endentador conduz a ter um ângulo de ataque variável com a profundidade. Com um endentador cônico de ângulo de 60° no ápice e ponta esférica de raio igual a $5\ \mu\text{m}$, somente a partir de $2,5\ \mu\text{m}$ é que se tem um ângulo de ataque constante, de 30° , conforme Figura 3.13 aqui repetida:

Figura 3.13 – Ensaio Hysitron - Ângulo de ataque do endentador cônico e raio da endentação como função da profundidade.

Nos ensaios desta série a profundidade de $2,5\ \mu\text{m}$ foi alcançada a partir da carga de 150 mN, reforçando a importância da obtenção de dados na parte intermediária da curva de COF x Carga, entre 50 e 150 mN.

4.6.4 Relação Grafita/COF : dispersão de grafita na superfície por usinagem

O MEV permite que se obtenham informações sobre os percentuais de elementos químicos presentes na superfície do corpo de prova ao longo de uma linha. No caso do MEV utilizado, tais informações têm valor relativo, já que a escala é arbitrária, função das contagens do sensor. A Figura 4.18 mostra essas contagens de

Carbono sobre o fundo dos riscos produzidos em ensaios de FoFo polido e retificado, com cargas de 20 mN e 200 mN.

Figura 4.18 Linha de percentual de Carbono sobre risco executado sobre CP's de FoFo polido e retificado, com cargas de 20 mN e 200 mN.

Na Figura 4.18, as imagens b) e d) mostram que a cor vermelha está claramente associada aos veios de grafita. Já nos CP's retificados – imagens a) e c) – há muitos pontos vermelhos distribuídos pela superfície, o que pode ser atribuído ao processo de retifica. Os picos do teor de carbono nos dois CP's têm praticamente a mesma altura, pois correspondem à contagem de Carbono na passagem do feixe de elétrons do MEV sobre um veio ou uma partícula de grafita (teoricamente 100% de C). Há, porém, diferenças consideráveis na distribuição das barras do gráfico indicadoras de porcentagem. Nos CP's polidos, tanto no risco feito com 20 mN como

no de 200 mN, veem-se trechos com porcentagens muito baixas de carbono entre picos. No risco de 20 mN sobre o CP retificado (Figura 4.18 a)) observam-se alguns picos, mas abaixo deles a distribuição é mais uniforme. Uma hipótese para explicar esse “ruído de fundo” elevado, ao longo de todo o risco nos CP’s retificados, seria o mecanismo de microsulcamento, dominante na carga baixa de 20 mN, que não mudaria de forma significativa a distribuição original de fragmentos de grafita resultantes da usinagem. Já com a carga de 200 mN o endentador penetra e remove a camada superficial encruada pela retificação, recobrindo eventualmente alguns riscos. Nessas condições não deveriam ser notadas grandes diferenças na distribuição de picos e do “ruído de fundo” entre CP polido e CP retificado. De fato, na Figura 4.18 as imagens b) e d) são mais parecidas do que a) e c).

As imagens de MEV correspondentes a trechos dos riscos de 20 mN e 200 mN, mostradas na Figura 4.19, reforçam essa leitura.

Figura 4.19 – Comparação de riscos de 20 mN e 200 mN sobre CP's de FoFo retificados, mesma escala ($1\ \mu\text{m} \approx 6\ \text{mm}$)

A distribuição pela superfície de partículas de grafita resultantes da retificação poderia estar associada ao fato de se ter um COF mais baixo nos ensaios dos CP's retificados.

4.6.5 Relação Grafita/COF: efeito do afundamento do endentador

O fato de o tribômetro realizar uma passada inicial sobre a superfície, sob condições análogas à de um apalpador de perfilômetro eletro-mecânico, permitiu que se fizesse uma avaliação de possíveis ondulações e, quando necessário, subtrair esse perfil do resultado de profundidades medidas no riscamento. O gráfico da Figura 4.20 mostra os perfis obtidos num ensaio com programa TST.

Figura 4.20 – Perfis de CP de FoFo polido: superfície original, risco sob carga de 20 mN e perfil no retorno do endentador.

Além do perfil da superfície original e do registro das profundidades ao longo do riscamento, o retorno do endentador sobre o risco já executado, sem carregamento, fornece um terceiro perfil após retorno elástico do material. Vê-se que a curva de profundidade do risco acompanha o perfil original, que apresenta apenas uma pequena ondulação, com amplitude da ordem de 100 nm.

O perfil original – traço azul – não evidencia a passagem do endentador por grandes buracos que tivessem sido criados na superfície por conta de grafitas arrancadas no polimento. Pode-se dizer que no CP em questão o polimento não foi responsável pelo arrancamento de grafitas, a não ser, talvez, de forma muito limitada na região de 250 a 350 μm . Por outro lado, na posição de 500 μm o endentador chegou a atingir profundidade superior a um micrometro, sem que houvesse qualquer indicação de buraco no perfil original.

A Figura 4.18 b) mostra a imagem da superfície do CP correspondente ao gráfico da Figura 4.21, com o risco passando efetivamente sobre grafitas.

Tudo o que foi dito acima é aplicável ao corpo de prova polido; no caso do CP retificado, com riscamento perpendicular às marcas de retífica, observou-se, principalmente na carga de 20 mN, que o risco constituía uma alteração da superfície, da mesma ordem de grandeza que os seus “acidentes” decorrentes do processo de preparação.

É importante registrar que a medição de perfis de risco no retorno do endentador (ensaios do tipo TST) apresentou resultados erráticos para cargas acima de 50 mN, impossibilitando um eventual exame de questões ligadas ao retorno elástico.

Com base no resultado que se acaba de apresentar, procurou-se verificar como a curva de COF se relacionava com o perfil do risco e com a posição das grafitas ao longo do trajeto do endentador. O resultado está apresentado na Figura 4.21, para um ensaio do tipo TS, isto é, sem a medição de profundidade do risco após o retorno elástico.

Nessa imagem foram combinados, para um risco em corpo de prova polido e carga de 20 mN:

- gráfico de profundidade do endentador;
- gráfico de COF;
- imagem de microscópio eletrônico de varredura (MEV) do risco;
- linhas tracejadas mostrando correlação dos gráficos com os pontos em que o endentador cruzou uma grafita (“travessia”)

Convém observar que a imagem foi construída tendo como base uma linha de tempo e não de distância percorrida, como ocorre na Figura 4.20.

Assim, tendo como eixo horizontal uma escala de tempo, que corresponde exatamente à execução do riscamento, o olhar pode percorrer a imagem da esquerda para a direita, seguindo o percurso do endentador e procurando extrair informações sobre a interação deste com as grafitas.

Figura 4.21 – Riscamento a seco de FoFo polido - Superposição de imagem MEV, perfil de profundidade do risco e valor de COF, carga de 20 mN

Diante da Figura 4.21 cabe perguntar a respeito de como os picos de profundidade afetam o valor do COF médio. No caso específico do ensaio FP20mN_ts, representado na Figura 4.19, os registros indicam um COF médio de 0,24¹⁷ (com

¹⁷ O valor de COF da Tabela 4.17 é a média desse valor com o do risco "tst".

expurgo dos dois segundos iniciais), mas o gráfico mostra que fora das travessias o valor ficava mais próximo de 0,2.

Para avaliar o efeito dos picos de profundidade, o arquivo do ensaio foi processado fazendo-se o cálculo de COF expurgando os valores correspondentes a pontos em que a profundidade estivesse acima de um certo limite. Nesse reproprocessamento verificou-se também qual a porcentagem de pontos que esse expurgo deixaria fora do cálculo de COF. O resultado está apresentado no gráfico da Figura 4.22.

Figura 4.22 – Efeito das travessias de grafitas - Gráfico de COF x profundidade limite para expurgo dos picos

Vê-se que o efeito da travessia de grafitas não é desprezível. No limite, se considerarmos que o COF de 0,20 corresponde à passagem do endentador sobre a matriz do FoFo, sem qualquer expurgo as travessias representam um aumento de 20% no COF (de 0,20 para 0,24).

Numa análise menos radical, poderia ser considerado o critério de não deixar de fora do cálculo mais do que 10% dos pontos, o que conduziria a um valor de limite de profundidade por volta de 600 nm. Nessa condição resulta um COF de 0,22. Quando comparado com o valor sem expurgo de 0,24 conclui-se que as travessias de grafitas respondem por, no mínimo, 10% de aumento no COF médio do riscamento.

4.6.6 Relação Grafita/COF: travessia do endentador sobre a grafita

A travessia de uma grafita pelo endentador pode ser melhor examinada com uma dilatação da escala do eixo horizontal da Figura 4.21. Doze travessias, apresentadas no Apêndice G, foram examinadas após esse aumento da escala. Uma delas, representativa do comportamento de profundidade, F_N , F_T e COF, está mostrada na Figura 4.23. Notar que o eixo horizontal está graduado em distância e não em tempo, para deixar mais evidentes as relações das grandezas representadas com a topografia.

Figura 4.23 – Riscamento de FoFo, CP polido, 20 mN, a seco – Travessia de uma grafita com cerca de 14 μm de largura.

À luz das Figuras 4.21 e 4.23, pode-se fazer a seguinte leitura das variações de forças e de sua relação (o COF) com a profundidade:

- Como o ensaio é feito a F_N constante, e não a profundidade constante, quando o endentador encontra um material mais mole – a grafita – o sistema de controle tenta manter o valor da força normal especificada e isso se traduz por maior penetração.

- Assim que o endentador inicia uma travessia de grafita a profundidade aumenta, mas a F_T cai, refletindo a menor resistência oferecida pela grafita ao avanço do endentador.
- Como o sistema de controle consegue manter F_N dentro de uma faixa estreita (fato expresso nos gráficos e confirmado por leituras dos arquivos de força), o COF sofre uma queda.
- Passada a queda inicial, à medida que a profundidade aumenta, F_T aumenta, refletindo o aumento da área frontal ao endentador.
- Quando o endentador atinge o fundo da cavidade em que se encontra a grafita, o controle procura trazer o cabeçote para cima, pois o avanço encontra resistência maior. F_T , que vinha aumentando com o aumento da profundidade, passa a decrescer, acompanhando a redução de profundidade.
- Como o sistema de controle mantém a força normal praticamente constante, o pico de COF corresponde ao pico de F_T , que coincide praticamente com a profundidade máxima alcançada pelo endentador (há um pequeno atraso em F_T).
- O atraso entre andamento da profundidade e de F_T pode ser explicado, talvez, pelo tempo de resposta envolvido no controle de F_N ou, ainda, por algum retardo no próprio sistema de medição e registro de F_T .
- Quando o endentador termina a travessia da grafita e volta a percorrer um trecho sobre a matriz, os registros de profundidade (posição vertical do cabeçote do equipamento) e de COF mantêm andamentos emparelhados, praticamente planos.

- Ao contrário de indicação da literatura (V. Figura 4.24 b), adiante), não foi observada queda brusca de COF ao término de qualquer das travessias.

Em trabalho recente Nakamura e Iwabuchi [Nakamura, 2012] apresentam resultados de ensaios de nano-riscamento de ferro fundido cinzento com 3,5% de Carbono. A análise do papel das grafitas e da interação endentador/corpo de prova difere em alguns pontos da leitura acima. A Figura 4.24 apresenta os gráficos obtidos por esses pesquisadores em riscos de 8 μm de extensão com cargas de 2,5 mN e 5 mN, respectivamente oito e quatro vezes menores que a menor carga empregada neste trabalho.

Figura 4.24 – Gráficos de COF e profundidade de endentação, FoFo cinzento, cargas de 2,5 mN e 5 mN, endentador Berkovich [Nakamura, 2012]

Além das diferenças em relação ao presente trabalho quanto à extensão do risco, à geometria do endentador e à carga, deve-se assinalar que os gráficos da Figura 4.24 indicam uma distância entre grafitas da ordem de 1,5 μm (figura “a”) e uma travessia sobre a grafita da ordem de 2,3 μm (figura “b”), enquanto que da Figura 4.21 é possível extrair uma distância média entre grafitas de cerca de 23 μm e travessias variando de 1 a mais de 10 μm de extensão. Apesar dessas diferenças a descrição daqueles pesquisadores coincide com a que é apresentada neste trabalho no que se refere à evolução da profundidade do endentador, exceto quando afirmam que, no ensaio com carga menor, o endentador retoma uma trajetória de subida antes de atingir a matriz. Possivelmente pelo uso de cargas uma ordem de grandeza

maiores, no presente trabalho não parece ter ocorrido essa condição; as diferenças significativas de profundidades alcançadas pelo endentador e mostradas na Figura 4.21 sugerem que, de fato, não houve travessia de grafita em que o endentador não atingisse a matriz do FoFo.

Quanto ao COF, aqueles autores consideram que a subida do valor durante a travessia da grafita é provocada por formação de proa no endentador, não se detendo sobre o fato de haver um comportamento inteiramente distinto na saída da zona de grafita: enquanto no ensaio de 2,5 mN o COF tem um ligeiro aumento, no de 5 mN ele sofre uma queda brusca. Tanto no trabalho de Nakamura e Iwabuchi [Nakamura, 2012] como num posterior de Mendas e Benayoun [Mendas, 2013] essa queda é atribuída a um fenômeno de *stick slip*, sem que seja apresentada uma análise mais profunda do que ocorre. Segue transcrição literal do trecho do trabalho de Nakamura e Iwabuchi em que é defendida essa hipótese:

“And it was thought that decrease in coefficient of friction after having passed graphite area was caused by the stick slip phenomenon. That is to say, the stick of indenter occurred by wedge formation and when indenter got over the wedge, it is thought that indenter caused the slip.” [Nakamura, 2012]

Em resumo, os resultados desta série de ensaios permitem destacar três pontos:

- Operações industriais como a retificação, podem produzir uma dispersão de partículas de grafita pela superfície, com consequências favoráveis para o uso do FoFo cinzento em termos de COF.
- O afundamento do endentador nas cavidades em que se encontram grafitas dá origem a picos de COF. Esses picos contribuem para que o COF médio seja cerca de 10% superior àquele que seria obtido em passagens apenas sobre a matriz do FoFo.
- Os picos de COF no riscamento do FoFo cinzento contribuem para o aumento do valor médio, mas, como ensaios posteriores demonstraram (V. Figura 4.39), os valores de COF são inferiores aos de um aço AISI 1070 de mesma dureza de matriz.

Constata-se que a interação de partículas abrasivas com a superfície do FoFo cinzento – representadas no ensaio de risco pelo endentador – permanece plena de questões a serem esclarecidas. O papel lubrificante das lamelas de grafita, em especial, como referido em trabalho bem recente, permanece “*ambíguo, não tendo*

sido demonstrado e inteiramente esclarecido na literatura acadêmica” [Ghasemi, 2014].

4.6.7 Análise de imagens MEV

Nas imagens apresentadas a seguir consta a ampliação do MEV na ocasião do registro da micrografia; como essa indicação não representa o aumento real para o leitor, este deverá guiar-se pela linha de escala com o valor da distância efetiva representada. Cabe observar, ainda, que em todas as imagens o sentido de deslocamento do endentador é da direita para a esquerda.

Seguem os principais comentários, acompanhados de imagens representativas de cada ponto:

- Na mudança de carga de 50 mN para 150 mN o aspecto do risco sofreu alteração expressiva, sinalizando a necessidade de cobrir esse intervalo com mais ensaios. V. Figura 4.25.

Figura 4.25 – Dois riscos em FoFo polido, com cargas de 50 mN e 150 mN

- A largura do risco, mesmo nas cargas baixas – 20 mN e 50 mN – é bastante variável; nem sempre foi possível identificar se a variação era provocada pela passagem por grafitas ou por diferenças na microestrutura. V. Figura 4.26.

Figura 4.26 Riscamento de FoFo polido, 20 mN – Variação de largura do risco

- Em poucas ocasiões foi possível associar a redução de largura do risco à ocorrência de uma microestrutura particular, caso da steadita ($\gamma + \text{Fe}_3\text{P} + \text{Fe}_3\text{C}$). V. Figura 4.27.

Figura 4.27 - Riscamento de FoFo polido, 20 mN - Estreitamento do risco na proximidade de steadita e de sulfeto de manganês.

- Em alguns ensaios, grafitas localizadas fora do risco, mas próximas dele, sofreram um processo de extrusão pelo campo de tensões gerado pelo endentador. Na Figura 4.28 a extrusão tem início nas regiões de contorno (assinaladas em vermelho), onde a grafita está em contato com a matriz, e não no centro do veio como foi observado por Ghasemi e Elmquist [Ghasemi, 2014].

Figura 4.28 Riscamento de FoFo polido, 50 mN – Grafitas “extrudadas” pela passagem do endentador

- Para uma mesma carga observa-se a presença de mais de um tipo de mecanismo de abrasão, dentre os consagrados pela literatura: micro-sulcamento, formação de proa e micro-corte. Ver regiões assinaladas na Figura 4.29.

a) Micro-sulcamento e micro-corte

b) micro-sulcamento e formação de proa

Figura 4.29 - Riscamento de FoFo polido, 50 mN e 150 mN – Presença de mais de um mecanismo de abrasão

- Nos ensaios de CP's retificados com baixa carga, o risco tem profundidade e largura da mesma ordem de grandeza dos "acidentes" da superfície, tornando difícil extrair informações. Com 50 mN o metal dobrado de um pico impede que o endentador alcance o fundo do vale gerado pela retífica e que se encontra logo à frente. V. Figura 4.30.

Figura 4.30- Riscamento de FoFo retificado, 20 mN – Risco menos profundo que vales da operação de retífica

- Nos CP's retificados, com a carga mais elevada do ensaio, observa-se que o metal dobrado pelo endentador chega a cobrir grafitas deixando entrever, eventualmente, um vestígio delas. A região do risco mostrada na Figura 4.31 mostra essa ocorrência, ao mesmo tempo que evidencia as dificuldades de aplicação prática do conceito de fator de remoção de material, f_{ab} .

Figura 4.31 - Riscamento de FoFo retificado, 200 mN – Metal dobrado pelo endentador cobrindo grafitas e bordas do risco difíceis de classificar

- A formação de *pile-up* é, em muitos casos, bastante assimétrica. No caso da Figura 4.32 não está evidente o motivo.

Figura 4.32 - Riscamento de FoFo polido, 150 mN – *Pile-up* assimétrico

- A movimentação do material deslocado pelo endentador é afetada pela micro-estrutura. Na Figura 4.33, mesmo sem ataque é possível perceber linhas que devem corresponder à direção de lamelas de perlita. Como essas linhas estão inclinadas em relação ao risco, percebe-se que o material é deformado nas bordas do risco em

direções diferentes, como assinalado na Figura 4.33. O ensaio, realizado com carga de 20 mN, mostra que o mecanismo era essencialmente de micro-sulcamento.

Figura 4.33 - Riscamento de FoFo polido, 20 mN – Deformações nas bordas do risco possivelmente influenciadas pela direção das perlitas

4.7 Série H2 – Ensaios Hysitron, aço e FoFo, sete cargas, seis repetições

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.18:

Tabela 4.18 – Parâmetros dos ensaios da série H2

Item	Descrição
Tribômetro	Hysitron 950 TribolIndenter
Endentador	Cônico, ângulo apical 60 ⁰ , ponta esférica de raio 5 µm
Carga	20 mN, 50 mN, 75 mN, 100 mN, 125 mN, 150 mN e 200 mN
Riscos	Dois riscos de 0,6 mm por CP, programa TST, velocidade 15 µm/s
Passadas	Uma única passada riscando
CP	FoFo cinzento, AISI 1070, seis de cada material
Acabamento	Três CP's polidos e três retificados por material, marcados com as letras "A", "B" e "C"
Interface	A seco

4.7.1 Programa dos ensaios

O objetivo desta série era obter mais pontos na região intermediária da curva COF x carga e comparar resultados FoFo x aço com mesma dureza que a matriz do FoFo. Além disso, buscou-se uma base estatística mais sólida, sendo ensaiados, para cada combinação de acabamento e material, um conjunto de três CP's, com intervalos entre as cargas melhor distribuídos – 20 N, 50 N, 75 N, 100 N, 125 N, 150 N e 200 N – e dois riscos por carga em cada CP.

O diagrama da Figura 4.34 exemplifica esse programa de riscamento para o AISI 1070 polido (código AP).

Figura 4.34 - Corpos de prova de AISI 1070 polido (código AP), com indicação dos dois riscos por carga e sequência de cargas.

A convenção indicada na Figura 4.34 foi essencial para a identificação dos arquivos de dados. Por exemplo: colocando o CP “B” de aço AISI 1070 polido numa posição em que os dois riscos de carga mais alta (mais visíveis) ficassem na parte superior, o terceiro risco do lado esquerdo, assinalado na Figura 4.34, estaria associado aos arquivos identificados como APB075, tanto de valores de COF como de imagens.

A Tabela 4.19 apresenta os primeiros 50 milissegundos do ensaio do risco A0 do CP polido de FoFo, carga de 50 mN, na fase de riscamento.

Tabela 4.19 – Riscamento Hysitron, FoFo polido, 50 mN, risco A0 (registro parcial)

Thu Feb 12 22:47:36 2015 Number of Points = 28988					
Time (seconds)	Normal Displacement (nm)	Normal Force (μN)	Lateral Displacement (μm)	Lateral Force (μN)	Friction
0,000	1329,58	24160,1	999,843	6642,9	0,27495
0,005	1511,95	29513,3	999,720	6196,6	0,20996
0,010	1296,83	50787,0	999,593	6755,4	0,13301
0,015	1923,01	37846,1	999,466	7218,9	0,19074
0,020	1666,89	53396,1	999,336	8354,3	0,15646
0,025	1867,77	49300,8	999,208	8725,2	0,17698
0,030	1851,15	50980,0	999,080	9482,6	0,18601
0,035	2008,73	46417,6	998,955	9709,2	0,20917
0,040	2053,21	46592,6	998,829	9929,3	0,21311
0,045	2112,48	47041,5	998,706	9406,1	0,19995
0,050	2185,84	47164,6	998,594	7485,9	0,15872

A título de exemplo, os registros de COF dos seis riscos (três CP's x dois riscos/CP) com 75 mN, em CP's de FoFo e AISI 1070 polidos estão apresentados na Figura 4.35.

Figura 4.35 – Riscamento Hysitron, FoFo e AISI 1070 polidos, 75 mN, superposição dos valores de COF para os seis riscos

Além da diferença de valor médio de COF – 0,80 para o aço e 0,61 para o FoFo – chama a atenção a diferença de homogeneidade dos dois materiais. Os valores numéricos da dispersão (incerteza da média) confirmam a impressão visual: 0,02 para o aço e 0,04 para o FoFo. Uma engenharia de microestrutura de grafita poderia gerar benefícios importantes tendo como foco manter ou melhorar o COF e reduzir sua dispersão.

O Apêndice F apresenta todos os resultados de COF desta Série obtidos a partir dos arquivos gerados pelo Hysitron, bem como os valores dos parâmetros geométricos dos riscos medidos no CCI-MP.

4.7.2 Parâmetros geométricos dos riscos

Tanto nos CP's polidos como nos retificados, para ambos os materiais, foram obtidas medições de largura de risco, l_r , e de profundidade, p , variando linearmente com a carga e apresentando elevados coeficientes de correlação, conforme aparece na Figura 4.36.

Figura 4.36 Largura l_p e profundidade p do risco em função da carga – AISI 1070 à esquerda e FoFo à direita

No caso das medições de largura do risco, quando se procurou fazer com que as linhas de tendência passassem pelo zero, os coeficientes de correlação tiveram reduções significativas – por exemplo, de 0,95 para 0,67 no caso do 1070 polido – indicando que o início da curva era efetivamente não linear.

Já para a relação entre profundidade e carga, os resultados apresentam coeficientes de correlação elevados com linhas de tendência passando pelo zero. Independentemente de haver ou não um trecho inicial não linear, ou com uma inclinação maior, o fato é que tanto a largura do risco – seja l_p , seja l_r – como a profundidade apresentam um andamento linear com a carga desde o valor mais baixo usado nos ensaios.

As áreas envolvidas no riscamento, sejam elas pensadas para efeito de dureza, sejam elas áreas frontais “vistas” pelo endentador em seu deslocamento, são, por uma condição geométrica, proporcionais ao quadrado de um dos parâmetros do risco, largura ou profundidade, assumindo, naturalmente, que a geometria do endentador seja fixa. Uma relação linear entre esse parâmetro e a carga coloca em questão a ideia de uma dureza independente da carga, pois na relação entre carga e área de endentação apareceria a carga elevada ao quadrado no denominador.

Os resultados da Série B3 com endentador Vickers confirmaram uma relação linear entre o inverso da largura de risco elevado ao quadrado e dureza (item 4.5.4) para a menor carga testada, de 2 N. Para as cargas de 4 N e 8 N os resultados afastaram-se um pouco do modelo de Rabinowicz. Por outro lado, esta série, em que se utilizou um endentador cônico, teve resultados que introduzem outros questionamentos importantes a respeito da relação entre parâmetros geométricos do riscamento e carga.

No âmbito deste trabalho não se foi além do registro dessas questões, ficando claro que há uma tarefa desafiadora à frente, na qual se deverá buscar um aperfeiçoamento do modelo.

4.7.3 Remoção de material f_{ab}

Com a geometria do endentador usado no Hysitron, para profundidades acima de 2,5 μm o ângulo de ataque atingiria 60°, permanecendo nesse valor enquanto a profundidade estivesse abaixo de cerca de 70 μm , término da região cônica. Os gráficos da Figura 4.36 mostram que as profundidades nos ensaios ficaram muito abaixo desse limite, mas com as cargas de 150 mN e 200 mN foram atingidas

profundidades acima dos 2,5 μm , o que daria um ângulo de ataque de 60°. A Figura 4.37 [Hokkirigawa, 1988] é uma simplificação daquela apresentada por Challen e Oxley [Challen, 1983] como representação do seu modelo, usando a teoria das linhas de campo, para explicar os diferentes regimes de atrito e desgaste:

Figura 4.37 Correlação teórica entre COF e ângulo de ataque da aspereza para vários valores de f (fator adimensional de resistência ao cisalhamento na interface)¹⁸ – P: microsulcamento (Ploughing), W: formação de proa (Wedge forming mode) e C: microcorte (Cutting). [Hokkirigawa, 1988]

De acordo com esse modelo, um ângulo de ataque de 60° promoveria corte do material ao longo do riscamento e isto deveria aparecer sob a forma de valores elevados de f_{ab} .

Os resultados de f_{ab} desta série estão apresentados na Figura 4.38 devendo ser feitas as seguintes observações:

¹⁸ $f=0$ corresponderia à lubrificação ideal (ausência de atrito entre superfícies) e $f=1$ a uma resistência ao cisalhamento igual à do interior do material mais duro.

Figura 4.38 Fator de remoção de material em função da carga – Riscos sobre FoFo e AISI 1070, polidos e retificados, a seco

- as cargas de 150 mN e 200 mN deram origem a alguns valores de f_{ab} próximos de 0,8, como seria de esperar face ao modelo representado na Figura 4.37;
- cargas menores, 75 mN, por exemplo, apresentaram valores de f_{ab} maiores do que os das cargas de 150 e 200 mN;
- aparecem valores acima de 0,6 para a carga de 20 mN, com profundidades de cerca de 0,5 μm e ângulo de ataque próximo de 25°, condição em que se observou predominantemente o microsulcamento;
- o f_{ab} do CP de 1070 polido apresentou valor negativo de -17 na carga de 20 mN, razão pela qual não aparece no gráfico;
- a visão geral dos resultados é de que não há correlação entre f_{ab} e carga.

Diante desses resultados a possibilidade de usar f_{ab} para caracterizar o tipo de mecanismo predominante fica remota, pelo menos com o tipo de metodologia e os materiais abordados neste trabalho. Não se pode negar a importância de f_{ab} como conceito, nem o fato de que Zum Gahr e Mewes obtiveram resultados consistentes, mas fica a impressão de que isso se deveu ao uso de técnicas extremamente trabalhosas, como o corte inclinado (*"taper section"*) dos CP's após riscamento [Zum Gahr, 1983].

4.7.4 Coeficiente de atrito COF

Com o aumento do número de repetições e o uso de uma gama de carregamentos menos espaçada, foram obtidos os resultados necessários para preencher a faixa

entre 50 e 150 mN, além de dar uma base estatística mais sólida para todo o conjunto de valores de COF.

Os dados de COF do Apêndice F estão representados nos dois gráficos da Figura 4.39.

a) FoFo – Séries H1 e H2

b) Série H2

Figura 4.39 – Ensaio de riscamento de FoFo (Séries H1 e H2) e AISI 1070 (série H2), a seco, cargas de 20 mN, 50 mN, 75 mN, 100 mN, 125 mN, 150 mN e 200 mN, CP's polidos e retificados COF Médio.

Cabem alguns comentários sobre os gráficos da Figura 4.39:

- Para o FoFo e para o aço, os valores de COF para a carga mais baixa, de 20 mN, e a mais alta, de 200 mN, ficaram muito próximos; o fato de terem sido ensaiados CP's com macro dureza iguais poderia ser invocado diante desse resultado, mas os resultados distantes nas faixas intermediárias invalidam esse argumento. Assim, parece razoável buscar a explicação nos mecanismos dominantes: microsulcamento na parte inferior da curva e microcorte no outro extremo.
- À exceção dos pontos extremos, os CP's retificados dos dois materiais apresentaram COF's médios abaixo dos obtidos nos ensaios dos CP's polidos. A hipótese de haver um espalhamento de grafita pela operação de retífica, justifica o resultado do FoFo, mas não se aplica aos ensaios de AISI 1070. Nestes, é verdade que a diferença de COF é menor, mas ela apareceu de forma consistente ao longo das várias cargas aplicadas e, pela pequena incerteza das médias, não pode ser descartada como estatisticamente irrelevante.
- Um exame do comportamento das curvas em seu trecho intermediário à luz das macrodurezas mostra que no caso do AISI 1070 a diferença de HV30kgf é irrelevante – 191 e 190 para o polido e o retificado, respectivamente – mas para o FoFo era maior – 213 no CP polido e 205 no retificado. Em ambos os casos seria necessário realizar mais ensaios, possivelmente com maiores diferenças de durezas, para poder fazer uma análise conclusiva.
- A Série H1, menos robusta estatisticamente (pelo número de pontos e com uma possível dúvida a respeito do valor de COF para o ensaio do CP polido com 50 mN), também foi plotada no gráfico para comparação. Os resultados da Série H2 mostraram andamento parecido com os da série anterior, mas em geral abaixo destes últimos.

A variação do COF com a carga, mostrada nos gráficos da Figura 4.39, é limitada no que diz respeito a indicações sobre os mecanismos de abrasão. Por esse motivo

procurou-se representar sua variação com a profundidade do risco e com o ângulo de ataque, tentando ver a questão sob outro prisma. Os valores de profundidade vêm das medições no CCI-MP e sua relação com o ângulo de ataque está expressa nas equações 3.1, 3.2 e 3.3. Os gráficos correspondentes estão apresentados na Figura 4.40.

a) Variação de COF com a profundidade

b) Variação de COF com o ângulo de ataque

Figura 4.40 – Ensaio de riscamento a seco, FoFo e AISI 1070. CP's polidos e retificados, cargas de 20, 50, 75, 100, 125 150 e 200 mN. Variação do COF com a profundidade a); e com o ângulo de ataque b).

No trabalho de Mulhearn e Samuels em que foi introduzida a ideia de ângulo de ataque crítico, ele é designado pelos autores como “o ângulo de ataque acima do qual a ponta (da partícula) corta um cavaco e abaixo do qual ela simplesmente cria um sulco” [Mulhearn, 1962]. Embora não havendo reparos a fazer quanto à parte final da citação, os ensaios deste trabalho mostraram que os mecanismos de microsulcamento e microcorte podem ser observados num mesmo risco, contrariando a ideia de uma transição clara de um mecanismo para o outro.

Assim, a análise conjunta dos dois gráficos a) e b) da Figura 4.40 permite retomar a primeira parte da citação com ligeira alteração e apresentar outras observações, aplicáveis aos resultados de FoFo e de AISI 1070:

- abaixo de um ângulo crítico, de cerca de 30° , o COF permanece baixo e o mecanismo abrasivo é essencialmente de microsulcamento;
- ultrapassado o valor crítico do ângulo de ataque, o COF aumenta de forma contínua até ser atingido o ângulo de ataque máximo de 60° , dado pela conicidade do endentador usado nos ensaios;
- ao longo do trecho de COF crescente, coexistem os mecanismos de microsulcamento e microcorte, como foi observado nos ensaios, mas o segundo vai se tornando cada vez mais dominante;
- uma vez atingido o ângulo de ataque máximo do endentador, aumentos de carga resultam em aumento de profundidade, mas o COF permanece num patamar em torno de 1,0;
- a observação anterior sugere que, uma vez ultrapassado o ângulo crítico, o fator determinante do COF seja o ângulo de ataque.

Ensaio adicionais permitiriam investigar se, com ângulos de ataque superiores a 60° , o COF continuaria a aumentar ou se haveria um ângulo de ataque acima do qual seria atingido um patamar.

4.7.5 Energia gasta em um risco – comparação com motor automotivo

A energia gasta para vencer o atrito anel/camisa num motor automotivo pode ser estimada a partir de dados obtidos em um equipamento que simula o funcionamento de um cilindro do motor e que tem como peça principal uma camisa flutuante (*floating liner*). Como indicado na Figura 4.41, o equipamento tem um pistão que

executa um movimento alternativo, como no motor, enquanto são feitos registros da força tangencial exercida sobre a camisa pelo contato dos anéis.

Figura 4.41 Equipamento com camisa flutuante para medição da força de atrito pistão/camisa. [Profito, 2015]

No gráfico da Figura 4.42 estão representadas a força tangencial exercida pelos anéis sobre a camisa, bem como a velocidade do pistão [Profito, 2015].

Figura 4.42 Simulação de funcionamento de Motor automotivo a 100 rpm, carga 100% - Força de atrito anéis/camisa e velocidade do pistão [Profito, 2015]

A integração do produto força x velocidade ao longo do tempo (dois giros do girabrequim: $\Omega = -360^\circ$ a $\Omega = +360^\circ$) fornece a energia, E_a , gasta com atrito em um ciclo, por cilindro:

$$E_a = 12,6 J \quad (4.15)$$

Com as informações dos ensaios feitos até aqui, em especial aquelas contidas nos gráficos das Figuras 4.39 e 4.40, levando em conta os dados do Apêndice F e as indicações da literatura, pode-se admitir, em média, que um riscamento de FoFo feito sob uma carga de 50 mN gera um risco com 5 μm de largura, profundidade em torno de 0,7 μm e um COF médio igual a 0,2 (relação entre largura e profundidade de 1:7, próxima do valor encontrado nos motores usados). A energia consumida nesse riscamento, com um curso do pistão de 0,094 m (igual ao do equipamento de camisa flutuante da Figura 4.41), seria:

$$E_r = F_N \cdot COF \cdot l_s = 50 \cdot 10^{-3} \cdot 0,20 \cdot 0,094 = 0,94 mJ \quad (4.16)$$

Vê-se que a energia gasta com atrito em um ciclo normal do motor, por cilindro, é cerca de 13 mil vezes maior do que aquela despendida em um risco, mas a relação efetiva tem que levar em conta, de um lado, o total de ciclos do motor ao longo de sua vida e, de outro lado, o número total de riscos que os mecanismos abrasivos irão realizar no mesmo período. A literatura chega a apontar a ocorrência de 130 riscos por milímetro do perímetro de um cilindro [Dimkowski, 2011] além do fato de haver passadas sucessivas sobre um dado risco. Investigações adicionais deverão permitir que se faça uma estimativa mais realista da relação entre energia gasta no riscamento e energia total despendida com o atrito.

4.7.6 Análise de imagens de MEV

Nesta Série H2 foram incluídas imagens de riscamento do aço e imagens feitas de CP's atacados após a execução do risco. Os dois grupos de imagens acrescentaram elementos importantes para o entendimento dos mecanismos presentes na interação endentador/corpo de prova, principalmente o segundo, que não seguiu a sequência usual de ataque antes do riscamento.

Seguem os principais comentários, acompanhados de imagens representativas de cada ponto:

- A imagem mostra que mesmo num material como o AISI 1070, mais homogêneo que o FoFo, as bordas do risco são irregulares, com o material que forma o pile-up deslocando-se ora para um lado ora para o outro, dependendo da condição da microestrutura. V. Figura 4.43.

Figura 4.43– Riscamento de AISI 1070, CP polido (APA), 50 mN

- A imagem da Figura 4.44 sugere que a passagem do endentador deforma a estrutura lamelar das perlitas do AISI 1070, afetando inclusive a formação de *pile-up*.

Figura 4.44 – Riscamento de AISI 1070, CP polido (APA), 100 mN

- Na imagem feita após ataque do CP de aço, vê-se no final do risco o cavaco formado à frente do endentador. V. Figura 4.45.

Figura 4.45 – Riscamento de AISI 1070, CP polido (APB), 125 mN

- Nos CP's retificados de aço, com as cargas mais altas o endentador consegue atingir e ultrapassar o relevo do processo de retífica, gerando um risco com largura mais uniforme, ao contrário do que ocorre nos riscos com baixa carga. V. Fig. 4.46.

Figura 4.46 – Riscamento de AISI 1070, CP retificado (ARC), 20 mN à esquerda e 150 mN à direita

- A Figura 4.47 apresentada a seguir [Zum Gahr, 1987], originalmente voltada a compósitos, é oportuna no contexto do presente trabalho por sua relação com a interação endentador/CP, principalmente se considerarmos as menções ao FoFo cinzento como um “compósito natural” [Cooper, 1999] ou como “material compósito auto-lubrificante de base metálica” [Sugishita, 1981].

Figura 4. 47 – Efeito da orientação, tamanho, módulo de elasticidade, dureza e fragilidade dos constituintes e/ou matriz no desgaste abrasivo (de compósitos) [Zum Gahr, 1987]

- Embora as imagens de MEV utilizadas neste trabalho forneçam apenas uma visão bidimensional do material, no FoFo as variações de largura do risco parecem dar indícios – nem sempre fáceis de interpretar – a respeito de como as grafitas estão dispostas espacialmente, e dão margem a que se pense nos termos da Figura 4.47. Por exemplo, o alargamento com início mais ou menos próximo de uma grafita, mostrado na Figura 4.48, remete à questão de como ela está orientada em relação a um plano vertical (diagrama mais à esquerda da Figura 4.47).

Figura 4.48 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 20 mN

- A análise de elementos químicos fornecida pelo MEV permite esclarecer questões do mecanismo de abrasão como na Figura 4.49. No ponto 1, que podia parecer um cavaco levantado da matriz, o resultado indica que o que se vê na imagem é grafita que foi extrudada/arrancada. No ponto 3, tem-se o próprio veio da grafita, enquanto que os pontos 2, 4 e 5 revelam essencialmente a composição da matriz.

Figura 4.49– Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 20 mN, EDS para determinar teor de elementos químicos detectados

Tabela 4.20 Teor dos elementos químicos detectados nos pontos da Figura 4.42

Ponto	Fe	O	C	Si	Cr	Mn
001	4,74	11,74	83,52			
002	95,3		2,49	1,23	0,45	0,52
003	20,70	3,70	75,21	0,40		
004	94,42		3,35	1,34	0,40	0,49
005	95,36		2,48	1,18	0,45	0,53

- A Figura 4.50 mostra a presença, num mesmo risco, de diferentes formas de interação do endentador com o CP:

1. Arrancamento de material no fundo risco e deslocamento de material para a borda.
2. Risco liso, com material regularmente distribuído.
3. Risco com largura variável fora da travessia de grafita

Figura 4.50 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPB), 75 mN

- Nas Figuras 4.51 e 4.52 pode-se ver como a deformação do material varia de uma região para a outra, dependendo da direção de alinhamento da estrutura perlítica da matriz e, provavelmente, de sua distribuição espacial, na mesma linha do que foi dito alguns tópicos atrás para as grafitas.

A imagem da Figura 4.51 torna mais fácil o entendimento dos picos de COF da Figura 4.21, como consequência da travessia de grafitas.

Uma comparação das Figuras 4.51 e 4.52 evidencia a diferença importante de mecanismo: na primeira pode-se ver o metal dobrado sobre o fundo do risco, enquanto que na Figura 4.49 a deformação criou um sulco sem corte do metal (microsulcamento).

Material espalhado sobre o fundo
do risco

Figura 4.51 – FoFo, CP polido (FPC) e atacado após riscamento, 75 mN – arrancamento de grafita e deformação da estrutura lamelar da matriz com distribuição de material no fundo do risco

Figura 4.52 – Riscamento de FoFo, CP polido (FPC), 50 mN – variação expressiva da largura do risco entre regiões com estrutura lamelar paralela e perpendicular à direção do risco, sulcamento sem metal dobrado sobre o risco e corte com fundo do risco coberto.

- A imagem de elétrons secundários do MEV e a de elétrons retroespalhados (Figura 4.53) demonstram que o processo de retífica do FoFo faz com que o metal recubra praticamente toda a superfície do FoFo, deixando expostas regiões muito pequenas de grafitas.

Figura 4.53 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 20 mN – Imagens MEV de elétrons secundários à esquerda e de elétrons retro-espalhados à direita.

- A linha de teor de Carbono – Figura 4.54 – obtida sobre o risco nesse CP retificado (FRB) mostra um pico no ponto em que o endentador encontrou uma grafita e um nível de “ruído de fundo” bem menor do que o que havia sido observado na Figura 4.18 a), do CP polido, com a mesma carga de 20 mN.

Figura 4.54 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 20 mN – Imagens de linha de porcentagem de Carbono, com pico na travessia de uma grafita.

A justaposição de imagens de MEV dos dois riscos – FRTS e FRB – na Figura 4.55 a) e b), parece indicar que a distribuição original de fragmentos de grafita pela

superfície era diferente nos dois CP's. O resultado da retificação nos dois CP's pode ser avaliado numericamente pelo valor da rugosidade média aritmética, que foi de 0,21 no FRTS e 0,16 no FRB.

a) Série H1 FoFo retificado
20 mN, CP FRTS

b) Série H2 FoFo retificado
20 mN, CP FRB

Figura 4.55 Imagens MEV de dois riscos em FoFo, 20 mN, CP's retificados

- As duas imagens apresentadas na Figura 4.56 são de elétrons secundários, à esquerda, e de elétrons retro-espalhados, à direita, ambas do riscamento de um CP retificado de FoFo. Elas permitem diferenciar o material do cavaco, de grafita extrudada. Mostram, ainda, como podem ocorrer no mesmo trecho, o arrancamento de material e a cobertura uniforme do fundo do risco, esses dois últimos mecanismos já vistos anteriormente.

Figura 4.56 – Riscamento de FoFo, CP retificado (FRB), 125 mN – imagem de elétrons secundários à esquerda e de elétrons retro-espalhados à direita

4.7.7 Análise de imagens FIB

As imagens foram obtidas de CP's de aço AISI 1070 (APB) e de FoFo (FPC), ambos polidos e atacados quimicamente, nos riscos feitos sob carga de 75 mN. Seguem os comentários mais importantes.

- No CP de aço o feixe de íons fez uma “incisão” paralela à direção de riscamento, numa região em que a microestrutura não havia sido coberta por material deslocado pelo endentador. A Figura 4.57 serve apenas para situar a seção. O material com formato arredondado no fundo da incisão é resultante da fusão do material na primeira fase do corte, sendo removido posteriormente com uma outra aplicação para limpeza.

Figura 4.57 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, incisão feita pelo feixe de íons

- Na Figura 4.58 a seção vertical paralela ao corte mostra a existência de uma camada junto à superfície em que a microestrutura sofreu alteração pela passagem do endentador. Essa alteração pode ser uma recristalização.

Figura 4.58 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, seção paralela ao risco
Na Figura 4.59, detalhe da anterior, aparece mais claramente a camada da microestrutura que sofreu recristalização.

Figura 4.59 Imagem FIB de risco em AISI 1070 polido, 75 mN, detalhe da camada alterada junto à superfície

- No CP de FoFo foram feitas duas “incisões” com o feixe de íons, ambas paralelas ao risco, conforme indicação da Figura 4.60. A incisão feita na região 1 não incluiu travessia de grafita, o que ocorreu na região 2.

Figura 4.60 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, posicionamento das incisões
Imagens de MEV feitas antes das incisões estão apresentadas nas Figuras 4.61 e 4.62 a seguir, de forma a permitir a visualização das características diversas apresentadas pelo risco em cada caso, e que orientaram a escolha das regiões:

Figura 4.61 Imagem MEV de risco em FoFo polido, 75 mN, condição do risco antes da incisão na região 1

Figura 4.62 Imagem MEV de risco em FoFo polido, 75 mN, condição do risco antes da incisão na região 2¹⁹.

- Pode-se ver que na região 1 o risco mostrava estruturas perlíticas com lamelas muito próximas e pouco material deslocado sobre o fundo do risco, deixando descoberta boa parte dos flancos, como assinalado na Figura 4.61. Já na Figura 4.62, o espaçamento entre as lamelas de perlita era um pouco maior e o recobrimento do risco, com material deslocado, quase total.

- A Figura 4.63 mostra a seção gerada pela incisão na região 1, evidenciando áreas distintas da microestrutura em termos de orientação das perlitas, de espaçamento interlamelar, camada recristalizada e incluindo uma grafita aflorando à superfície.

¹⁹ Imagens foram montadas para representar um trecho de interesse do risco e, por esse motivo, o rodapé aparece desconfigurado, tendo sido mantido por causa da barra de escala.

Figura 4.63 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 1, paralela ao risco, mostrando grafita e microestrutura diferenciada

- Na Figura 4.64 pode-se notar como a disposição espacial das perlitas afeta o mecanismo de deformação provocado pela passagem do endentador. Nesta imagem, mais do que a direção das lamelas de perlita, parece ser importante o espaçamento. Do meio da imagem para a esquerda, depois da passagem sobre a grafita, o endentador provoca inicialmente um encurvamento das lamelas, seguido por alteração visível na microestrutura da camada da matriz mais próxima da superfície.

Figura 4.64 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 1, paralela ao risco, mostrando dobramento de perlitas e alteração da camada superficial

- A Figura 4.65 mostra uma seção da região 2, com uma camada deformada, de espessura inferior a $1\text{ }\mu\text{m}$, junto à superfície. Logo abaixo dela observam-se perlitas espaçadas, condição importante para o resultado da passagem do endentador.

Figura 4.65 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 2, paralela ao risco, mostrando dobramento de perlitas e alteração da camada superficial

- A Figura 4.66 é uma seção no mesmo local da imagem anterior, porém obtida depois de um “ataque” do feixe de íons, que removeu material afastando-se do centro do risco. Observa-se, novamente, como a espessura da camada recristalizada depende do espaçamento/orientação das perlitas.

Figura 4.66 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção da região 2, paralela ao risco, mais afastada do centro do risco que a da Fig. 4.58, sem alteração da camada superficial na região de perlitas menos espaçadas

- Para complementar as seções paralelas vistas até aqui foram obtidas imagens FIB de seções transversais no mesmo risco de FoFo (FPC). A Figura 4.67 mostra o risco de 75 mN com a incisão do feixe de íons transversal à direção do movimento do endentador.

Figura 4.67 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, mostrando a posição da incisão.

- A possibilidade de fazer imagens de um corte do CP, permite que se avalie o que está abaixo da superfície. Na Figura 4.68 o sulco criado pelo endentador está perfeitamente identificado, mas surgem outras questões: a) qual o papel que teria a grafita na borda do risco; b) como apareceria esse risco com carga mais elevada, tendo em vista a presença de uma longa grafita abaixo da superfície; c) o que dizer sobre a camada superficial e sua deformação.

Figura 4.68 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando grafitas na borda do risco e a cerca de dez micrometros abaixo da superfície.

Na Figura 4.69 a imagem mostra que nesta posição do risco houve deformação logo abaixo do risco, mas se houve transformação da microestrutura a espessura da camada era muito reduzida.

Figura 4.69 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando região deformada abaixo da superfície.

- Incisão em outro ponto do mesmo risco mostrou efeitos mais evidentes na camada superficial. A Figura 4.70 dá uma visão geral da incisão e a Figura 4.71 o seu detalhe.

Figura 4.70 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, seção transversal ao risco, mostrando região deformada abaixo da superfície.

Figura 4.71 Imagem FIB de risco em FoFo polido, 75 mN, setor ampliado da incisão mostrada na Figura 4.67. Fina camada com alteração da microestrutura (recristalização) logo abaixo da superfície.

4.8 Série H3 – Ensaios Hysitron – Aço perlítico eutectóide

Os parâmetros dos ensaios desta série estão detalhados na Tabela 4.21:

Tabela 4.21 – Parâmetros dos ensaios da série H3

Item	Descrição
Tribômetro	Hysitron 950 TriboIndenter
Endentador	Cônico, ângulo apical 60 ⁰ , ponta esférica de raio 5 μm
Carga	20 mN, 50 mN, 75 mN, 100 mN, 125 mN, 150 mN e 200 mN
Riscos	Um risco de 1 mm, programa TST, velocidade 25 μm/s
Passadas	Uma única passada riscando
CP	Aço perlítico eutectóide, código AJ, dureza 370 HV ₃₀
Acabamento	CP polido
Interface	A seco

Estes ensaios foram feitos visando obter uma curva COF x Carga para um aço que tivesse uma estrutura perlítica não esferoidizada, diferente da que havia sido

observada no AISI 1070 usado na Série H2. A comparação dessa curva com as da Série H2 deveria possibilitar uma verificação do efeito da microestrutura e da dureza. O exame dos parâmetros geométricos também poderia trazer elementos novos para o trabalho.

4.8.1 Coeficiente de atrito COF

A Tabela 4.22 apresenta os valores do COF médio registrado nos riscamentos com as várias cargas, juntamente com os resultados anteriores de CP's polidos de FoFo e AISI 1070 (médias da Série H2).

Tabela 4.22 Valores de COF no riscamento de CP polido do aço AJ e valores anteriores de riscamento em CP's polidos de FoFo e AISI 1070 (Série H2)

CARGA	AJ	FoFo Pol.	1070 Pol.
20	0,14	0,14	0,21
50	0,16	0,27	0,51
75	0,33	0,61	0,80
100	0,54	0,75	0,87
125	0,61	0,88	0,95
150	(*)	0,94	1,01
200	0,86	1,03	1,04

(*) Arquivo corrompido

O gráfico da Figura 4.72 apresenta a evolução do CoF com a carga para os três materiais:

Figura 4.72 – Gráfico de COF x carga para aços AISI 1070 (Série H2), Eutectoide perlítico (AJ – Série H3) e para FoFo (Séries H1 e H2), ensaios Hysitron a seco.

Os resultados dos pontos extremos demandam investigações adicionais para esclarecer se, efetivamente, decorrem de um único mecanismo dominante – microsulcamento na carga mais baixa e microcorte na mais alta. Por outro lado, excluídos esses pontos, as curvas chamam a atenção para o comportamento dos materiais visto sob o foco das diferenças de macrodureza HV30kgf: 191 para o AISI 1070, 213 para o FoFo e 376 para o aço AJ.

Parece razoável admitir uma possível associação de dureza mais alta com COF mais baixo. Essa hipótese diverge dos resultados da Série B3, onde a dureza parecia não afetar muito o COF, mas não se pode esquecer que, por conta do baixo ângulo de ataque do endentador Vickers e do nível de carregamento limitado a 8N, os riscamentos daquela série resultaram em valores de COF na casa de 0,4, indicando que se estava longe do mecanismo de microcorte, que conduz a valores em torno de 1,0.

4.8.2 Parâmetros geométricos do risco

Nas cargas mais baixas os perfis dos riscos confundiam-se com a rugosidade do CP, tornando muito difícil a obtenção de medidas confiáveis de distância entre picos do *pile-up* e de largura no plano de referência, como se pode ver na Figura 4.73.

Figura 4.73 Perfil médio do risco, CP polido, FoFo, riscamento com 20 mN.

Foi necessário recorrer aos arquivos *.txt* gravados durante o riscamento no Hysitron. Um gráfico típico extraído do arquivo de 125 mN, por exemplo, teve o resultado apresentado na Figura 4.74.

Figura 4.74 Riscamento em aço perlitico eutectoide, CP AJ, 125 mN – Perfil da superfície original e perfil do risco corrigido.

No gráfico da Figura 4.74 o perfil da superfície original apresenta ligeira inclinação, tendo sido subtraído diretamente do perfil gerado durante a execução do risco. Para verificar a correção dessa subtração, obteve-se uma linha de tendência para o perfil do risco. A equação resultante confirmou o acerto do procedimento; mostrada na parte superior do gráfico, ela indica que o coeficiente angular da linha de tendência é praticamente nulo (reta horizontal) e o termo constante é o valor da profundidade média do risco.

Os valores obtidos com esse método estão representados no gráfico da Figura 4.75 e são consistentes com a linearidade dos ensaios anteriores também representados.

Cabe apenas lembrar que são profundidades medidas durante o riscamento e não após o retorno elástico, como no caso do CCI-MP.

Figura 4.75 Riscamento em aço perlítico eutectoide, CP AJ, – Profundidade média medida durante o riscamento x Carga.

Como já foi dito anteriormente (item 4.7.2), a variação linear da profundidade com a carga não é compatível com a ideia de dureza independente da carga. Para resolver essa questão será necessário um trabalho específico que deverá envolver, entre outras coisas:

- Avaliação do retorno elástico, isto é, da diferença entre medições depois do riscamento (CCI-MP) e durante o mesmo (Hysitron);
- Verificação do perfil do endentador e possível afastamento do cone ideal;
- Realização de ensaios com faixa de cargas mais ampla.
- Análise de outros modelos matemáticos para a relação carga x parâmetros geométricos.

5. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Dois arranjos experimentais para riscamento caracterizaram os grandes grupos de ensaios: um com cargas de 2 N a 8 N e endentador Vickers, e outro com cargas de 20 a 200 mN e endentador cônico.

Considerado em seu contexto experimental o trabalho realizado permite apresentar as seguintes conclusões e recomendações:

5.1 Abrasão em motores automotivos

- Foi possível identificar condições de carga e de interface em que os riscos produzidos tivessem dimensões análogas às encontradas em motores automotivos após um longo período de uso.
- Considerando os ensaios realizados que produziram riscos semelhantes aos observados em motores automotivos, inclusive no que se refere à relação largura do risco/profundidade, parece válido utilizar COF em torno de 0,20 para estimar as perdas de energia correspondentes (hipótese de processos abrasivos de mesma intensidade).
- Uma estimativa inicial da energia despendida em um único riscamento resulta em uma fração reduzida – $E_r/E_a = 0,97 \text{ mJ}/12,6 \text{ J} = 7,7 \times 10^{-5}$ – da energia gasta, por cilindro, com o atrito anel/camisa em um ciclo de um motor de quatro tempos. Essa parcela assume outra proporção quando se considera o número de riscos observados em motores usados (>100 riscos/mm de perímetro da camisa) e o fato, observado em ensaios, de que o coeficiente de atrito não se reduz quando passadas sucessivas são feitas sobre o mesmo risco.
- Os valores de energia específica calculados para o riscamento de FoFo cinzento considerando o material deslocado (na falta de medições de perda massa), foram compatíveis com os indicados na literatura.

5.2 Coeficiente de atrito

- Nos ensaios iniciais com FoFo observou-se pequena variação de coeficiente de atrito aparente (COF) com diferentes fluidos colocados na interface, o que

conduziu a focar apenas duas condições: a seco e com óleo automotivo sem uso.

- Nesses ensaios não se observou variação significativa de COF em passadas sucessivas sobre o mesmo risco.
- Ensaios com endentador Vickers, em materiais de dureza variando de cerca de 75 HV₃₀ a 640 HV₃₀, apresentaram valores de COF muito próximos, em torno de 0,4.
- Com cargas acima de 125 mN aplicadas a um endentador cônico com 60° de ângulo apical, o riscamento de FoFo cinzento e de aço AISI 1070, ambos com dureza nominal de 200 HV₃₀, resultou em COF de 1,0.
- Nos ensaios de FoFo e AISI 1070 os CP's retificados apresentaram COF inferior ao dos CP's polidos, na faixa intermediária de cargas.
- Comparação de CP's polidos de FoFo, AISI 1070 e de um aço perlítico eutectóide polido de 376 HV₃₀, mostrou, na faixa intermediária de cargas, valores de COF decrescentes com o aumento da dureza.
- A separação dos efeitos de dureza e de acabamento superficial sobre o COF requer ensaios adicionais.

5.3 Mecanismos de abrasão

- Nos ensaios Bruker, com endentador Vickers, mesmo com a carga mais alta de 8 N, o mecanismo observado foi, essencialmente, de microssulcamento.
- Os efeitos da presença de óleo na interface endentador/corpo de prova foram mais significativos em termos de dimensões dos riscos do que sobre o COF.
- Nos ensaios Hysitron, com endentador cônico e cargas variando desde 20 mN até 200 mN, os valores médios de COF nos ensaios de aço e FoFo variaram desde cerca de 0,2 até cerca de 1,0. Essa amplitude é equivalente à dos ensaios que aparecem na literatura cobrindo a passagem desde o mecanismo de microssulcamento até o microcorte.
- Em nenhum dos materiais, AISI 1070 e FoFo, foi observada transição abrupta de valores de COF, independentemente do acabamento superficial.
- Ao contrário do que indicam alguns trabalhos na literatura, não foram observados limites claros das condições dos ensaios que conduzam a um tipo ou outro de mecanismo de abrasão. Para uma dada carga, em um mesmo

risco sobre material complexo como o FoFo cinzento, pode-se observar a ocorrência de mais de um mecanismo de abrasão.

- Os resultados com o endentador cônico de ponta esférica, tanto para o FoFo como para o AISI 1070, apontam para a existência de um ângulo crítico de ataque, em torno de 30° , abaixo do qual o mecanismo é de microssulcamento.
- Acima do ângulo crítico de ataque o COF cresce continuamente, com evidência da ocorrência cada vez mais acentuada de microcorte, mas sem transição marcada de mecanismo como indicado na literatura (mapas de mecanismos).
- Uma vez atingido o ângulo de ataque máximo do endentador usado – 60° – o aumento de carga não resultou em aumento do COF, apenas da profundidade, sugerindo que o ângulo de ataque possa ser o fator determinante do valor de COF.
- A diferença de acabamento superficial entre CP's polidos e retificados de FoFo não se limita a uma questão de rugosidade. Verificou-se que o processo de retificação resulta num recobrimento de veios das grafitas por metal dobrado (constatado em MEV) e, possivelmente, em um espalhamento de partículas diminutas por toda a superfície (indícios via linha de Carbono).
- Nos ensaios de riscamento de FoFo, as grafitas respondem por um aumento do COF da ordem de 10%, em decorrência do aprofundamento do endentador nas cavidades em que elas se encontram, ocorrendo picos do valor de COF aproximadamente na metade da travessia.
- Observou-se a extrusão de grafitas nas bordas das cavidades e não no centro, como indicado na literatura.
- Os registros de COF não apresentam indícios da ocorrência de *stick-slip*, como referido por alguns pesquisadores.
- Nas medições de riscamento feitas por meios ópticos, o parâmetro de remoção de material, f_{ab} , não se mostrou confiável para caracterizar modos de abrasão, seja para um material complexo como o FoFo cinzento, seja para o aço AISI 1070.

5.4 Metodologia do ensaio de riscamento

- Os tribômetros empregados geram resultados consistentes em termos de coeficiente de atrito aparente (COF).
- Com o endentador Vickers, nas cargas utilizadas de 2 N, 4 N e 8 N, trabalhou-se com ângulo de ataque constante e o mecanismo de abrasão simulado pelo riscamento foi, essencialmente, de microssulcamento.
- O cone com ângulo apical de 60° e ponta esférica de 5 μm de raio permite variar o ângulo de ataque de 0 a 60° variando adequadamente a carga em função do material.
- Ganha-se tempo com riscos reduzidos, mas é importante garantir que sua extensão seja, pelo menos, duas ordens de grandeza maior do que os elementos básicos da microestrutura. A norma ASTM G 171 prescreve riscos de 5 mm, mais longos do que os apresentados nesse trabalho, que eram todos de 0,6 mm a 1,0 mm.
- A dispersão dos resultados obtidos, tanto para o aço como para o FoFo cinzento, sugere que se façam cinco repetições, ao invés das três indicadas pela norma. Disso resultará uma base estatística mais robusta, importante quando se considera a questão da homogeneidade do material.
- A recomendação da norma quanto ao afastamento entre riscos é de cinco vezes a largura do risco. Para a carga máxima de 8 N e os materiais ensaiados pode-se adotar 1 mm de espaçamento mínimo entre riscos.
- Conceitualmente seria preferível realizar medições de largura dos riscos na altura do plano de referência. No caso dos equipamentos ópticos, essa diretiva eliminaria qualquer discussão a respeito daquilo que, na imagem do *pile-up*, seria efetivamente material deslocado para os lados ou um cavaco que não se desprende. O ponto delicado dessa opção é a obtenção de um plano de referência confiável, condição nem sempre fácil de obter quando a superfície do material é muito acidentada.
- Com a ressalva do item anterior, se um exame demonstrar que o *pile-up* é desprezível ou que ele é formado exclusivamente por material deslocado, sem cavacos ou *debris* aderidos, o uso das medições de largura entre picos é válido e conduz a dispersões equivalentes ou até mesmo ligeiramente inferiores às das medições no plano de referência.

- Para a medição de largura do risco deve ser dada preferência a um sistema óptico automatizado, que gere, via software, um resultado médio independente do operador.
- A taxa de aquisição de dados deve ser suficientemente elevada para garantir que ao menos quatro registros sejam feitos quando o indentador cruzar o elemento de menor ²⁰ dimensão da microestrutura. Altas taxas são importantes para a investigação de fenômenos dinâmicos com frequências elevadas, como vibrações da estrutura do tribômetro, ou a ocorrência de *stick-slip*, itens não abordados neste trabalho. Um número elevado de medições dá a impressão de aumentar significativamente a precisão do trabalho, mas nos ensaios de riscamento usuais se o espaçamento entre elas for muito reduzido a amostragem resultante não atende à exigência estatística no sentido de que os resultados sejam independentes.

²⁰ “Menor” deve ser entendido como aplicável à dimensão na direção do risco.

6. TRABALHOS FUTUROS

A abrasão em microescala de ferros fundidos, por suas relações com desgaste, emissões e dispêndio de energia nos motores, é de grande importância para o setor automotivo. Algumas questões deixadas em aberto pelo presente trabalho poderão ser o foco de novas pesquisas. Segue uma lista com sugestões:

1. Procurar aprofundar o entendimento a respeito do que ocorre na camada logo abaixo da superfície dos riscos e as alterações da microestrutura detectadas (recristalização).
2. Aprofundar o entendimento dos mecanismos que governam o coeficiente de atrito no caso de múltiplas passadas pelo risco, desenvolvendo ensaios que busquem esclarecer a possível influência do encruamento.
3. Realizar ensaios interrompidos em equipamento de camisa flutuante visando acompanhar a evolução do número de riscos, comprimento e profundidade, medindo COF e perda de massa.
4. Desenvolver corpos de prova com acabamentos superficiais cujos parâmetros variem de forma controlada desde a retífica até o polimento e ensaia-los buscando esclarecer o papel dessa característica nos valores de coeficiente de atrito. Incluir nesse tópico a investigação de como o papel das grafitas é afetado pelo tratamento dado à superfície.
5. Complementar o item anterior por meio de ensaios a seco e com óleo, incluindo a medição de perda de massa, de forma a conjugar interpretações dos efeitos de acabamento e lubrificação.
6. Explorar, de forma mais profunda e abrangente, um modelo de atrito compatível com a proximidade de valores encontrada no riscamento de materiais diversos, como os que foram ensaiados no presente trabalho.
7. Estudar em detalhe o COF na travessia das grafitas, contribuindo para a escassa literatura sobre o tema.
8. Aprofundar a análise da relação entre parâmetros geométricos dos riscos e carga.

REFERÊNCIAS

- ASM *Materials Engineering Dictionary*, J.R. Davis editor, ASM International, 2006.
- ASTM G 171 - *Standard Test Method for Scratch Hardness of Materials Using a Diamond Stylus*, ASTM 2009.
- Avient, B.W.E., Goddard, J. e Wilman, H., *An experimental study of friction and wear during abrasion of metals*, Proc. Royal Society A, 1960, p.159-180.
- Blau, P.J., *Friction Science and Technology*, CRC Press, Boca Ratón, 2009.
- Bucaille, J.L., Felder, E. e Hochstetter G., *Mechanical analysis of the scratch test on elastic and perfectly plastic materials with the three-dimensional finite element modeling*, Wear 249, 2001, p.422-432.
- Buttery, T.C. e Archard, J.F., *Grinding and abrasive wear*, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Vol 185, 1970, p.537-551.
- Buttery, T.C. e Hamed, M.S., *Some factors affecting the efficiency of individual grits in simulated grinding experiments*, Wear 44, 1977, p.231-245.
- Cooper, C.A., Young, R.J. e Elliott, R., *Cast Iron: a natural metal matrix composite*, Proc. 12^a ICCM Int'l Conf. on Composite Material, Paris, 1999.
- Coronado, J.J.M., *Efeito do tamanho do abrasivo no desgaste de metais*, tese de Doutorado, Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2010.
- Challen, J.M., Oxley, P.L.B. e Doyle, E.D., *The effect of strain hardening on the critical angle for abrasive (chip formation) wear*, Wear 88, 1983, p.1-12.
- Costa Neto, P.L.O., Estatística, Ed. Edgard Blücher, São Paulo, 1989
- Dimkovski, Z., *Surfaces of honed cylinder liners*, PhD Thesis, Chalmers University of Manufacturing and Technology, Göteborg, 2011.
- Dutra, L.A., de Mello, J.D.B., MacEdo, M.C.S. e Scandian, C., *Correlation among abrasive wear tests*, Lubrication Science 25, 2013.
- Faye, H. *Sur l'origine du monde: théories cosmogoniques des anciens et des modernes*, p. 109-111, Gauthier-Villars, Paris, 1884 (acesso on-line: gallica.bnf.fr).
- Fukumasu, N., Pelegrino, P.L., Cueva, G., Souza, R.M., Sinatora, A., *Numerical analysis of the stresses developed during the sliding of a cylinder over compact graphite iron*, Wear 259, 2005
- Gates, J.D., *Two body and three body abrasion: a critical discussion*, Wear 214, 1998, p. 139-146.
- Ghasemi, R. e Elmquist, L., *A study on graphite extrusion phenomenon under the sliding wear response of cast iron using microindentation and microscratch techniques*, Wear 320, 2014, p.120-126.
- Goddard, J. e Wilman, H., *A theory of friction and wear during the abrasion of metals*, Wear 5, 1962, p.114-135.
- Graham, D. e Baul, R.M., *An investigation into the mode of metal removal in the grinding process*, Wear 19, 1972, p.301-314.

- Guesser, W.L., *Propriedades mecânicas dos ferros fundidos*, Editora Blücher, São Paulo, 2009.
- Hokkirigawa, K. e Kato, K., *An experimental and theoretical investigation of ploughing, cutting and wedge formation during abrasive wear*, Tribology International, Vol 21, 1988, p.51-57.
- Hokkirigawa, K. e Kato, K., *The effect of hardness on the transition of the abrasive wear mechanism of steels*, Wear 123, 1998, p. 241- 251.
- Holmberg, K., Andersson, P. e Erdemir, A., Global energy consumption due to friction in passenger cars, Tribology International 47, 2012, p. 221-234.
- Hutchings, I.M., *Tribology, friction and wear of engineering materials*, Butterworth, 1992.
- ISO 25178-2 *Geometric Product Specification – Surface Texture: areal*, 2012.
- Jacobsson, S., Olsson, M., Hedenqvist, P. e Vingsbo, O., Scratch Testing, ASM Metals Handbook, Vol. 18, 1985, ASM International
- Kayaba, T., Hokkirigawa, K. e Kato, K., *Analysis of the abrasive wear mechanism by successive observations of wear processes in a scanning electron microscope*, Wear 110, 1986, p.419-430.
- Kobrick, R.L., Klaus, D. M. e Street, K.W., *Standardization of a volumetric displacement measurement for two-body abrasion scratch test data analysis.*, Wear 270, 2014, p.120-126.
- Larsen-Badse, J., *Influence of grit diameter and specimen size on wear during sliding abrasion*, Wear 12, 1968, p.35-53.
- Honda, *Manual de Serviços CB 450*, Honda Motor do Brasil Ltda., 1983.
- Mendas, M. e Benayoun, S., *Investigating the effects of microstructure on the wear mechanisms in lamellar cast irons via microscratch tests*, Tribology International 67, 2013, p.124-131.
- Mulhearn, T.O. e Samuels, L.E., *The abrasion of metals: a model of the process*, Wear 5, 1962, p. 478-498.
- Nakamura, R e Iwabuchi, A., *Role of graphite in cast iron on tribological behavior in nano-scratch test*, J. of Adv. Mech. Design, Systems & Manuf., vol. 6, No. 7, 2012.
- NIST/Sematech, *Handbook of Statistical Methods*, on-line version, 2015.
- Obara, R., *Avaliação do desgaste em cilindros de motores de combustão interna – mapeamento de mecanismos e quantificação do desgaste*, dissertação de mestrado em andamento, Escola Politécnica, USP, 2015.
- PASS, Sample size software, ch. 425, NCSS Statistical Software, 2015.
- Pintaúde, G., An overview of the hardness differential required for abrasion, Journal of Tribology, ASME Journal of Tribology, vol. 132, 2010.
- Profito, F., *Contributions to the mixed EHD lubrication modelling of journal and sliding bearings*, comunicação pessoal, tese de doutorado em andamento, Escola Politécnica, USP, 2015.
- Pritzelwitz, P. von, Nova simulação de riscamento, Comunicação pessoal, 2015.

Rabinowicz, E., Dunn, L.A. e Russel, P.G., *A study of abrasive wear under three-body conditions*, Wear 4, 1961, p.345-355.

Santos F^o, D., *Alterações metalúrgicas e topográficas do cilindro de bloco de motor de combustão interna flex-fuel*, dissertação de mestrado, Escola Politécnica, USP, 2013.

Santos F^o, D. e Goldenstein, H, *Cast iron graphite effects on the local wear of a flex-fuel engine cylinder*, trabalho incluído nos Proceedings do Congresso SAE Brasil, 2015.

Stachowiak, G.W. e Batchelor, A.W., *Engineering Tribology*, 3a. edição, Elsevier, 2005.

Sugishita, J. e Fujiyoshi, S., *The effect of cast iron graphites on friction and wear performance*, Wear 66, 1981, p.209-221.

Torrance, A.A., *An explanation of the hardness differential needed for abrasion*, Short Notice, Wear 68, 1981, p.263-266.

Taylor, J.H. , *An introduction to error analysis: The study of uncertainties in Physical Measurements*, University Science Books, 1997

Tung, S.C. e Huang, Y, *Modelling of abrasive wear in a piston ring and engine cylinder bore system*, Tribology Transactions 47, 2004, p 17-22, 2004.

Tylczak, J.H., *Abrasive Wear*, ASM Metals Handbook, Vol18, 1988, ASM International.

Vélez, J.M., Tanaka, D.K. e Sinatora, A., *Evaluation of abrasive wear of ductile cast iron in a single pass pendulum device*, Wear 251, 2001, p. 1315-1319.

Vuolo, J.H., *Fundamentos da teoria dos erros*, Editora Blücher, São Paulo, 1996.

Zum Gahr, K.H., *Formation of wear debris by the abrasion of ductile metals*, Wear 74, 1981, p.353-373.

Zum Gahr, K. H.e Mewes, D., *Severity of material removal in abrasive wear of ductile metals*, in *Wear of Materials*, Ludema, K.C., editor, ASME, N. York, 1983

Zum Gahr, KH, *Microstructure and wear of materials*, Elsevier, 1987.

Zum Gahr, K. H., *Wear by hard particles*, Tribology International 31, 1998, p.587-596.

Apêndice A – Corpos de Prova: medições de parâmetros superficiais e dureza

Série	Código	S_a	S_q	Dureza HV₃₀	Observações
B1	11AB	0,086 ± 0,005	0,15 ± 0,01	207 ± 2	P
	11CC	0,20 ± 0,07	0,30 ± 0,01	206 ± 2	P/Mto. oxidado
	12CA	0,043 ± 0,007	0,086 ± 0,006	207 ± 3	P
	13CB	0,081 ± 0,001	0,139 ± 0,004	206 ± 2	P
	11DA	0,23 ± 0,01	0,29 ± 0,01	213 ± 4	R
	12DB	0,22 ± 0,01	0,29 ± 0,01	212 ± 2	R
	13AA	0,23 ± 0,02	0,25 ± 0,01	206 ± 3	R
	14AA	0,23 ± 0,01	0,31 ± 0,02	209 ± 4	R
	14AB	0,23 ± 0,01	0,30 ± 0,01	213 ± 1	R
	14BA	-	-	207 ± 3	Extraviado
CB	M2P	0,014 ± 0,001	0,022 ± 0,003	198 ± 2	P
	M3P	0,011 ± 0,001	0,016 ± 0,001	366 ± 5	P
B2	ANEL A3	0,011 ± 0,001	0,017 ± 0,001	366 ± 5	P
B3	A2P	0,043 ± 0,003	0,064 ± 0,004	190 ± 5	P
	A3P	0,011 ± 0,001	0,029 ± 0,009	366 ± 5	P
	A7P	0,014 ± 0,002	0,019 ± 0,002	635 ± 11	P
	ALP	0,034 ± 0,005	0,052 ± 0,006	74 ± 1	P
	LAP	0,027 ± 0,004	0,037 ± 0,008	124 ± 1	P
	T1P (23BD)	0,049 ± 0,006	0,11 ± 0,01	212 ± 1	P
	A2R	1,3 ± 0,3	1,7 ± 0,3	198 ± 4	R
	A3R	0,20 ± 0,01	0,30 ± 0,02	366 ± 5	R
	ALL	0,89 ± 0,04	1,15 ± 0,05	75 ± 1	L
	LAL	0,43 ± 0,03	0,59 ± 0,04	127 ± 1	L
	T2R (24DA)	0,47 ± 0,03	0,59 ± 0,04	210 ± 1	R

Série	Código	S_a	S_q	Dureza HV ₃₀	Observações
H1	H1P (11BA)	$0,062 \pm 0,006$	$0,067 \pm 0,005$	220 ± 4	P
	H1R (12AD)	$0,21 \pm 0,01$	$0,28 \pm 0,02$	207 ± 3	R
H2	APA	$0,020 \pm 0,002$	$0,027 \pm 0,001$	186 ± 4	P
	APB	$0,078 \pm 0,001$	$0,118 \pm 0,001$	200 ± 4	P
	APC	$0,012 \pm 0,001$	$0,016 \pm 0,001$	186 ± 3	P
	ARA	$0,56 \pm 0,04$	$0,69 \pm 0,05$	189 ± 1	R
	ARB	$0,53 \pm 0,02$	$0,65 \pm 0,02$	191 ± 2	R
	ARC	$0,52 \pm 0,03$	$0,65 \pm 0,03$	189 ± 2	R
	FPA (11AB)	$0,086 \pm 0,005$	$0,15 \pm 0,01$	207 ± 2	P
	FPB (11BB)	$0,093 \pm 0,009$	$0,15 \pm 0,01$	219 ± 1	P
	FPC (11DA)	$0,171 \pm 0,004$	$0,24 \pm 0,01$	213 ± 4	P/Atacado
	FRA (13BD)	$0,18 \pm 0,01$	$0,24 \pm 0,01$	203 ± 3	R
	FRB(12CC)	$0,16 \pm 0,01$	$0,22 \pm 0,01$	206 ± 2	R
	FRC(14DA)	$0,19 \pm 0,01$	$0,25 \pm 0,01$	205 ± 3	R
H3	AJ	$0,15 \pm 0,02$	$0,21 \pm 0,02$	376 ± 4	P/Atacado

S_a e S_q em μm

P: polido

R: retificado

L: lixado

Medições de microdureza para verificar encruamento da retificação:

MICRODUREZAS ¹					
ARB	APC	FPA	FRA	FPC ²	AJ
273 ± 2	237 ± 8	370 ± 30	412 ± 17	364 ± 14	415 ± 2

1. HV_{50gf}, exceto AJ que foi HV_{100gf}

2. Amostra atacada.

Apêndice B – Resultados da Série B1 – FoFo Cinzento – COF

O risco A teve três passadas, o B teve duas e o C apenas uma.

CP's Polidos - Interface: a seco

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,420	0,379	0,365	0,399	0,395	0,348
B	0,430	0,305	-	0,427	0,37	-
C	0,429	-	-	0,435	-	-
Média	0,43	0,34	0,37	0,42	0,38	0,35
DP da média	0,01	0,05	-	0,02	0,02	-

CP's Retificados - Interface: a seco

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,374	0,361	0,345	0,396	0,421	0,374
B	0,299	0,361	-	0,352	0,391	-
C	0,446	-	-	0,415	-	-
Média	0,37	0,36	0,35	0,39	0,41	0,37
DP da média	0,07	0,01	-	0,03	0,02	-

CP's Polidos - Interface: álcool

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,361	0,319	0,294	0,336	0,27	0,311
B	0,303	0,339	-	0,286	0,272	-
C	0,315	-	-	0,313	-	-
Média	0,33	0,33	0,29	0,31	0,27	0,31
DP da média	0,03	0,01	-	0,03	0,00	-

CP's Retificados - Interface: álcool

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,395	0,380	0,49	0,286	0,27	0,241
B	0,356	0,493	-	0,303	0,206	-
C	0,345	-	-	0,313	-	-
Média	0,37	0,44	0,49	0,30	0,24	0,24
DP da média	0,03	0,01	-	0,01	0,05	-

CP's Polidos - Interface: gasolina

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,344	0,322	0,389	0,325	0,344	0,399
B	0,296	0,333	-	0,324	0,413	-
C	0,325	-	-	0,341	-	-
Média	0,32	0,33	0,39	0,33	0,38	0,40
DP da média	0,02	0,01	-	0,01	0,05	-

CP's Retificados - Interface: gasolina

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,327	0,336	0,459	0,327	0,375	0,333
B	0,388	0,344	-	0,291	0,357	-
C	0,291	-	-	0,311	-	-
Média	0,34	0,34	0,46	0,31	0,37	0,33
DP da média	0,05	0,01	-	0,02	0,01	-

CP's Polidos - Interface: óleo novo

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,274	0,189	0,221	0,332	0,225	0,297
B	0,313	0,178	-	0,278	0,278	-
C	0,291	-	-	0,306	-	-
Média	0,29	0,18	0,22	0,31	0,25	0,30
DP da média	0,02	0,01	-	0,03	0,04	-

CP's Retificados - Interface: óleo novo

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,465	0,43	0,34	0,417	0,48	0,444
B	0,527	0,437	-	0,406	0,401	-
C	0,37	-	-	0,424	-	-
Média	0,45	0,43	0,34	0,42	0,44	0,44
DP da média	0,08	0,01	-	0,01	0,06	-

CP's Polidos - Interface: óleo usado

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,382	0,264	0,311	0,312	0,341	0,332
B	0,358	0,409	-	0,353	0,324	-
C	0,376	-	-	0,365	-	-
Média	0,37	0,34	0,31	0,34	0,33	0,33
DP da média	0,01	0,10	-	0,03	0,01	-

CP's Retificados - Interface: óleo usado

	0,50 N			1,0 N		
Risco	1a. passada	2a. passada	3a. passada	1a. passada	2a. passada	3a. passada
A	0,364	0,253	0,293	0,223	0,23	0,256
B	0,372	0,345	-	0,264	0,237	-
C	0,297	-	-	0,305	-	-
Média	0,34	0,30	0,29	0,26	0,23	0,26
DP da média	0,04	0,01	-	0,04	0,00	-

Apêndice C – Resultados dos ensaios da Série B3- Valores de COF

1. CP's de alumínio lixado e polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Lixado		Polido	
		Seco	Óleo	Seco	Óleo
2 N	A1	0,448	0,434	0,375	0,441
	A2	0,441	0,437	0,377	0,424
	A3	0,424	0,420	0,382	0,425
	B1	0,508	0,409	0,356	0,410
	B2	0,471	0,445	0,354	0,420
	C1	0,482	0,424	0,400	0,433
4 N	A1	0,336	0,411	0,339	0,372
	A2	0,364	0,397	0,335	0,385
	A3	0,346	0,400	0,348	0,363
	B1	0,348	0,420	0,351	0,364
	B2	0,335	0,398	0,336	0,377
	C1	0,349	0,416	0,351	0,373
8 N	A1	0,351	0,362	0,355	0,365
	A2	0,344	0,365	0,348	0,368
	A3	0,358	0,361	0,358	0,362
	B1	0,382	0,362	0,357	0,364
	B2	0,355	0,363	0,354	0,364
	C1	0,354	0,388	0,356	0,366

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Lixado				Polido			
		Seco		Óleo		Seco		Óleo	
		Valor	DP	Valor	DP	Valor	DP	Valor	DP
2 N	A1/B1/C1	0,48	0,03	0,42	0,01	0,38	0,02	0,43	0,02
	A2/B2	0,46	0,02	0,44	0,01	0,37	0,02	0,42	0,01
	A3	0,42	-	0,42	-	0,38	-	0,43	-
4 N	A1/B1/C1	0,34	0,01	0,42	0,01	0,35	0,01	0,37	0,01
	A2/B2	0,35	0,02	0,40	0,01	0,34	0,01	0,38	0,01
	A3	0,35	-	0,40	-	0,35	-	0,36	-
8 N	A1/B1/C1	0,36	0,02	0,37	0,01	0,36	0,01	0,37	0,01
	A2/B2	0,35	0,01	0,36	0,01	0,35	0,01	0,37	0,01
	A3	0,36	-	0,36	-	0,36	-	0,36	-

2. CP's de latão lixado e polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Lixado		Polido	
		A seco	Óleo novo	A seco	Óleo novo
2 N	A1	0,412	0,415	0,428	0,427
	A2	0,397	0,426	0,406	0,418
	A3	0,416	0,410	0,401	0,454
	B1	0,416	0,433	0,411	0,410
	B2	0,371	0,427	0,377	0,428
	C1	0,450	0,443	0,389	0,439
4 N	A1	0,390	0,407	0,390	0,407
	A2	0,396	0,390	0,366	0,431
	A3	0,399	0,375	0,399	0,433
	B1	0,389	0,383	0,389	0,388
	B2	0,387	0,375	0,387	0,447
	C1	0,386	0,399	0,386	0,429
8 N	A1	0,388	0,383	0,383	0,378
	A2	0,396	0,373	0,380	0,381
	A3	0,394	0,376	0,388	0,383
	B1	0,395	0,385	0,379	0,385
	B2	0,394	0,371	0,388	0,377
	C1	0,398	0,387	0,381	0,375

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Lixado				Polido			
		Seco		Óleo		Seco		Óleo	
		Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média
2 N	A1/B1/C1	0,43	0,02	0,43	0,01	0,41	0,02	0,43	0,01
	A2/B2	0,38	0,02	0,43	0,01	0,39	0,02	0,42	0,01
	A3	0,42	-	0,41	-	0,40	-	0,45	-
4 N	A1/B1/C1	0,39	0,01	0,40	0,01	0,39	0,01	0,41	0,02
	A2/B2	0,39	0,01	0,38	0,01	0,38	0,02	0,44	0,01
	A3	0,40	-	0,38	-	0,40	-	0,43	-
8 N	A1/B1/C1	0,39	0,01	0,39	0,01	0,38	0,01	0,38	0,01
	A2/B2	0,39	0,01	0,37	0,01	0,38	0,01	0,38	0,01
	A3	0,39	-	0,38	-	0,39	-	0,38	-

3. CP's de AISI 1070 200 HV₃₀ retificado e polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Retificado		Polido	
		A seco	Óleo novo	A seco	Óleo novo
2 N	A1	0,410	0,429	0,453	0,387
	A2	0,349	0,415	0,427	0,407
	A3	0,369	0,372	0,326	0,405
	B1	0,396	0,377	0,479	0,391
	B2	0,366	0,383	0,372	0,412
	C1	0,402	0,434	0,457	0,445
4 N	A1	0,384	0,385	0,459	0,374
	A2	0,405	0,371	0,393	0,373
	A3	0,369	0,384	0,404	0,368
	B1	0,390	0,376	0,420	0,368
	B2	0,367	0,383	0,344	0,364
	C1	0,387	0,384	0,431	0,370
8 N	A1	0,398	0,362	0,391	0,373
	A2	0,377	0,355	0,398	0,379
	A3	0,341	0,343	0,407	0,378
	B1	0,403	0,377	0,388	0,376
	B2	0,363	0,348	0,398	0,380
	C1	0,399	0,372	0,394	0,383

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Retificado				Polido			
		Seco		Óleo		Seco		Óleo	
		Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média
2 N	A1/B1/C1	0,40	0,01	0,41	0,03	0,46	0,01	0,41	0,03
	A2/B2	0,36	0,01	0,40	0,02	0,40	0,04	0,41	0,01
	A3	0,37	-	0,37	-	0,33	-	0,41	-
4 N	A1/B1/C1	0,39	0,01	0,38	0,01	0,44	0,02	0,37	0,01
	A2/B2	0,39	0,03	0,38	0,01	0,37	0,03	0,37	0,01
	A3	0,37	-	0,38	-	0,40	-	0,37	-
8 N	A1/B1/C1	0,40	0,01	0,37	0,01	0,39	0,01	0,38	0,01
	A2/B2	0,37	0,01	0,35	0,01	0,40	0,01	0,38	0,01
	A3	0,34	-	0,34	-	0,41	-	0,38	-

4. CP's de AISI 1070 360 HV₃₀ retificado e polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Retificado		Polido	
		A seco	Óleo novo	A seco	Óleo novo
2 N	A1	0,379	0,339	0,395	0,399
	A2	0,373	0,387	0,383	0,383
	A3	0,369	0,379	0,380	0,366
	B1	0,399	0,359	0,370	0,402
	B2	0,385	0,370	0,296	0,348
	C1	0,386	0,396	0,354	0,375
4 N	A1	0,356	0,312	0,344	0,378
	A2	0,342	0,355	0,342	0,358
	A3	0,356	0,345	0,340	0,358
	B1	0,352	0,319	0,370	0,376
	B2	0,362	0,357	0,344	0,352
	C1	0,360	0,327	0,373	0,362
8 N	A1	0,357	0,355	0,361	0,351
	A2	0,352	0,349	0,334	0,343
	A3	0,326	0,341	0,332	0,333
	B1	0,369	0,350	0,370	0,353
	B2	0,348	0,344	0,340	0,342
	C1	0,367	0,352	0,362	0,346

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Retificado				Polido			
		Seco		Óleo		Seco		Óleo	
		Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média
2 N	A1/B1/C1	0,39	0,01	0,36	0,03	0,37	0,02	0,39	0,01
	A2/B2	0,38	0,01	0,38	0,01	0,34	0,06	0,37	0,02
	A3	0,37	-	0,38	-	0,38	-	0,37	-
4 N	A1/B1/C1	0,36	0,01	0,32	0,01	0,36	0,02	0,37	0,01
	A2/B2	0,35	0,01	0,36	0,01	0,34	0,01	0,36	0,01
	A3	0,36	-	0,34	-	0,34	-	0,36	-
8 N	A1/B1/C1	0,36	0,01	0,35	0,01	0,36	0,01	0,35	0,01
	A2/B2	0,35	0,01	0,35	0,01	0,34	0,01	0,34	0,01
	A3	0,33	-	0,34	-	0,33	-	0,33	-

5. CP's de AISI 650 HV₃₀ polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Polido	
		A seco	Óleo novo
2 N	A1	0,341	0,314
	A2	0,322	0,343
	A3	0,344	0,351
	B1	0,352	0,347
	B2	0,323	0,333
	C1	0,321	0,379
4 N	A1	0,338	0,318
	A2	0,343	0,337
	A3	0,326	0,332
	B1	0,335	0,340
	B2	0,326	0,326
	C1	0,342	0,322
8 N	A1	0,341	0,358
	A2	0,339	0,350
	A3	0,327	0,352
	B1	0,338	0,366
	B2	0,335	0,353
	C1	0,339	0,356

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Polido			
		Seco		Óleo	
		Média	DP média	Média	DP média
2 N	A1/B1/C1	0,34	0,02	0,35	0,03
	A2/B2	0,32	0,01	0,34	0,01
	A3	0,34	-	0,35	-
4 N	A1/B1/C1	0,34	0,01	0,33	0,01
	A2/B2	0,33	0,01	0,33	0,01
	A3	0,33	-	0,33	-
8 N	A1/B1/C1	0,34	0,01	0,36	0,01
	A2/B2	0,34	0,01	0,35	0,01
	A3	0,33	-	0,35	-

6. CP's de FoFo retificado e polido

Valores de COF de cada risco

Carga	Risco	Retificado		Polido	
		A seco	Óleo novo	A seco	Óleo novo
2 N	A1	0,364	0,343	0,423	0,354
	A2	0,325	0,316	0,385	0,341
	A3	0,349	0,316	0,376	0,292
	B1	0,387	0,318	(*)	0,381
	B2	0,328	0,285	0,349	0,341
	C1	0,400	0,352	0,387	0,348
4 N	A1	0,377	0,339	0,476	0,377
	A2	0,339	0,324	0,454	0,364
	A3	0,316	0,312	0,405	0,327
	B1	0,369	0,338	0,492	0,379
	B2	0,350	0,319	0,440	0,357
	C1	0,370	0,343	0,506	0,384
8 N	A1	0,371	0,360	0,455	0,376
	A2	0,372	0,344	0,483	0,355
	A3	0,371	0,326	0,427	0,332
	B1	0,372	0,361	0,503	0,380
	B2	0,385	0,333	0,476	0,370
	C1	0,375	0,360	0,471	0,380

(*) arquivo corrompido na gravação do ensaio

COF médio (A1/B1/C1 e A2/B2) com DP e COF individual de A3

Carga	Riscos	Retificado				Polido			
		Seco		Óleo		Seco		Óleo	
		Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média	Média	DP média
2 N	A1/B1/C1	0,38	0,02	0,34	0,02	0,40	0,03	0,36	0,02
	A2/B2	0,33	0,01	0,30	0,02	0,37	0,03	0,34	0,01
	A3	0,35	-	0,32	-	0,38	-	0,29	-
4 N	A1/B1/C1	0,37	0,01	0,34	0,01	0,49	0,01	0,38	0,01
	A2/B2	0,34	0,01	0,32	0,01	0,45	0,01	0,36	0,01
	A3	0,32	-	0,31	-	0,40	-	0,33	-
8 N	A1/B1/C1	0,37	0,01	0,36	0,01	0,48	0,02	0,38	0,01
	A2/B2	0,38	0,01	0,34	0,01	0,48	0,01	0,36	0,01
	A3	0,37	-	0,33	-	0,43	-	0,33	-

7. Comparação de pares de resultados de COF da Série B3 – Valores médios dos riscos A1, B1 e C1.

Comparação de resultados de COF	4 N	8 N
Em 10 pares de ensaios: polido x retificado		
P>R	6	3
P=R	2	4
P<R	2	3
Em 11 pares de ensaios: a seco x com óleo		
S>O	4	4
S=O	1	2
S<O	6	5

Observações:

1. P: CP polido
2. R: CP retificado ou lixado
3. O número de pares não é igual porque o AISI 1070 com 340 HV de dureza só foi preparado na versão “polido”.

Apêndice D - Verificação estatística da diferença de COF entre passadas – 8 N

Os valores de COF da primeira passada são obtidos da média de passadas nos três riscos A1, B1 e C1, enquanto que os da segunda passada resultam da média de apenas dois valores, A2 e B2. O primeiro risco era o único a receber três passadas, restando, para a terceira passada, somente o valor de A3. A comparação apresentada a seguir é entre as duas médias, A1/A2/A3 e A2/B2. Como a amostragem é pequena e com número diferente de elementos, utilizou-se o método de Aspin-Welch [PASSS, 2015] para obter o número de graus de liberdade do “t” de Student. O teste é feito sobre a diferença de COF (Δ_{12} = primeira passada menos a segunda) e é de uma só cauda, pois supõe-se que a segunda passada resulte em menor COF (diferença positiva).

Diferença entre passadas - A seco - 8 N							
	Δ_{12}	S_1	S_2	v	t	$t_{cr\ 5\%}$	Signif.
ALL	0,0128	0,0172	0,0075	3	1,142	2,353	Não
ALP	0,0051	0,0100	0,0100	3	0,555	2,353	Não
LAL	-0,0014	0,0100	0,0100	3	-0,152	2,353	Não
LAP	-0,0031	0,0100	0,0052	3	-0,452	2,353	Não
A2R	0,0304	0,0100	0,0100	3	3,318	2,353	SIM
A2P	-0,0068	0,0100	0,0100	3	-0,745	2,353	Não
A3R	0,0139	0,0064	0,0100	2	1,739	2,320	Não
A3P	0,0277	0,0100	0,0100	3	3,031	2,353	SIM
A7P	0,0028	0,0100	0,0100	3	0,305	2,353	Não
T2R	-0,0062	0,0100	0,0091	3	-0,714	2,353	Não
T1P	-0,0031	0,0247	0,0100	3	-0,198	2,353	Não

Diferença entre passadas - Óleo - 8 N							
	Δ_{12}	S_1	S_2	ν	t	$t_{cr} 5\%$	Signif.
ALL	0,0069	0,0148	0,0100	3	0,621	2,353	Não
ALP	0,0009	0,0100	0,0100	3	0,095	2,353	Não
LAL	0,0129	0,0100	0,0100	3	1,415	2,353	Não
LAP	0,0005	0,0052	0,0100	2	0,067	2,320	Não
A2R	0,0188	0,0076	0,0100	2	2,254	2,320	Não
A2P	0,0022	0,0100	0,0100	3	0,241	2,353	Não
A3R	0,0057	0,0100	0,0100	3	0,623	2,353	Não
A3P	0,0074	0,0100	0,0100	3	0,807	2,353	Não
A7P	0,0083	0,0050	0,0100	2	1,090	2,320	Não
T2R	0,0220	0,0100	0,0081	3	2,694	2,353	SIM
T1P	0,0161	0,0100	0,0112	3	1,642	2,353	Não

A coluna mais à direita indica se, no nível adotado, a diferença entre valores de COF é estatisticamente significativa.

A variável t resulta de:

$$t = \frac{\Delta_{12}}{\sqrt{\frac{S_1^2}{n_1} + \frac{S_2^2}{n_2}}} \quad (A4.1)$$

Com $n_1 = 3$ e $n_2 = 2$ o número de graus de liberdade é obtido por meio da expressão:

$$\nu \approx \frac{(2S_1^2 + 2S_2^2)^2}{2S_1^4 + 9S_2^4} \quad (A4.2)$$

Nas tabelas utilizou-se a seguinte simbologia:

Δ_{12} : diferença entre o COF da primeira e da segunda passada;

S_1 e S_2 : desvios padrão das médias da primeira e da segunda passada;

v : número de graus de liberdade para o t de Student obtido de A4-2;

t : valor de t calculado pela equação A4-1;

$t_{cr,5\%}$: valor crítico de t para o número de graus de liberdade v e nível de significância de 5%.

Como para a terceira passada dispunha-se de apenas um valor, não era possível fazer uma comparação de médias. Assim, o que se poderia fazer é verificar como os valores obtidos se posicionavam frente ao intervalo de confiança da média da passada anterior. Metade do intervalo de confiança da média é dado por:

$$e = t_{n-1,\alpha/2} \cdot \frac{S}{\sqrt{n}} \quad (\text{A4.3})$$

Com nível de confiança de 95% ($\alpha = 5\%$) e $n = 2$, tem-se para o valor crítico de t : $t_{2;0,05} = 4,303$. Admitindo um desvio padrão $S=0,01$, encontrado em muitas medições, metade do intervalo de confiança da média da segunda passada seria:

$$e_2 = t_{1;0,025} \cdot \frac{S_2}{\sqrt{n}} = 12,706 \cdot \frac{0,01}{\sqrt{2}} = 0,09 \quad (\text{A4.4})$$

Apêndice E – Resultados da Série B3 – Parâmetros Geométricos

Unidades: l_p , l_r e p em μm ; S_s e S_p em μm^2

Ensaios a seco

Código	2 N						4 N						8 N					
	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}
ALL	118	62	8,8	316	305	0,03	159	99	12,4	663	408	0,38	231	132	17,0	1140	1105	0,03
ALP	114	63	8,5	279	270	0,03	161	89	11,3	552	548	0,01	232	125	16,9	1114	1076	0,03
LAL	79	45	5,9	140	143	-0,02	105	61	8,5	283	208	0,27	163	91	12,3	582	534	0,08
LAP	80	46	5,8	145	145	0,00	112	65	8,2	289	278	0,04	166	93	12,5	599	577	0,04
A2R	56	34	4,2	79	56	0,29	78	50	6,1	163	104	0,36	117	69	9,0	328	273	0,17
A2P	58	37	4,4	85	82	0,04	86	49	6,4	169	158	0,07	124	70	9,3	359	310	0,14
A3R	47	27	3,4	49	42	0,14	95	54	6,8	201	190	0,05	67	36	4,9	97	91	0,06
A3P	50	28	3,5	52	52	0,00	74	40	5,3	110	104	0,05	105	56	7,7	220	206	0,06
A7P	35	19	2,2	25	25	0,00	54	30	3,8	62	55	0,11	77	43	5,5	124	104	0,16
T2R	52	36	4,5	85	45	0,47	76	50	6,2	167	130	0,22	113	75	8,9	372	224	0,40
T1P	61	39	5,0	107	53	0,50	63	57	7,3	222	109	0,51	119	99	12,8	704	181	0,74

Ensaios com óleo

Código	2 N						4 N						8 N					
	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}
ALL	108	58	7,7	254	258	-0,02	162	89	11,9	558	568	-0,02	229	134	18,2	1285	877	0,32
ALP	115	63	8,7	293	270	0,08	163	89	11,8	569	321	0,44	235	129	17,2	1152	1136	0,01
LAL	78	45	5,7	135	129	0,04	111	63	8,3	277	257	0,07	162	91	12,2	581	535	0,08
LAP	82	46	5,9	148	157	-0,06	116	66	8,8	306	294	0,04	167	95	12,8	636	606	0,05
A2R	54	36	4,1	82	53	0,35	79	51	6,0	162	123	0,24	112	68	8,8	326	280	0,14
A2P	62	36	4,6	91	85	0,07	85	51	6,6	180	151	0,16	121	72	9,6	363	352	0,03
A3R	63	34	4,5	80	77	0,04	100	54	7,2	200	187	0,06	65	37	4,8	95	86	0,09
A3P	67	34	4,8	89	88	0,01	95	50	6,8	176	175	0,01	136	70	9,6	347	348	0,00
A7P	36	20	2,4	26	26	0,00	52	28	3,6	53	51	0,04	99	53	7,1	194	188	0,03
T2R	52	35	4,2	79	48	0,39	75	52	6,3	175	102	0,42	111	75	9,2	371	230	0,38
T1P	59	38	4,4	94	56	0,40	81	55	6,8	199	106	0,47	110	73	9,2	358	234	0,35

Apêndice F – Resultados da Série H2 – Parâmetros geométricos dos riscos e COF

Tabela F-1 Ensaio FoFo polido (FP) – Resultados individuais dos ensaios

Carga	Risco	l_p	l_r	p	S_s	S_p	f_{ab}	COF Médio
20 mN	A0	3,94	1,96	0,47	0,51	0,38	0,25	0,121
	A1	4,01	1,69	0,44	0,45	0,30	0,33	0,118
	B0	3,13	1,69	0,57	0,61	0,39	0,36	0,160
	B1	3,06	1,61	0,55	0,53	0,36	0,32	0,152
	C0	4,40	2,72	0,50	0,57	0,17	0,70	0,165
	C1	3,79	2,49	0,60	0,69	0,23	0,67	0,135
50 mN	A0	5,59	3,38	0,90	1,51	0,94	0,38	0,257
	A1	5,52	3,38	0,92	1,55	1,03	0,34	0,241
	B0	5,09	3,45	0,99	1,61	0,72	0,55	0,257
	B1	5,16	3,33	0,94	1,51	1,00	0,34	0,294
	C0	5,29	3,14	0,73	1,27	0,88	0,31	0,285
	C1	4,96	3,10	0,73	1,27	0,93	0,27	0,283
75 mN	A0	8,00	6,16	1,73	6,53	2,16	0,67	0,601
	A1	8,11	6,36	1,69	6,28	0,89	0,86	0,556
	B0	7,30	6,64	1,79	6,90	0,92	0,87	0,558
	B1	8,07	6,50	1,88	6,86	0,98	0,86	0,629
	C0	8,27	6,04	1,48	5,43	1,16	0,79	0,626
	C1	8,34	6,39	1,65	6,22	0,92	0,85	0,660
100 mN	A0	9,18	6,82	2,09	8,47	2,72	0,68	0,771
	A1	9,26	7,27	2,15	10,49	1,53	0,85	0,728
	B0	9,76	7,35	2,40	11,16	2,52	0,77	0,702
	B1	8,95	6,95	2,24	10,35	2,47	0,76	0,801
	C0	9,56	7,08	2,09	10,04	2,74	0,73	0,795
	C1	9,22	6,46	1,96	8,44	3,47	0,59	0,703
125 mN	A0	10,50	7,23	1,76	8,14	5,22	0,36	0,933
	A1	10,79	7,73	2,55	13,46	3,61	0,73	0,898
	B0	10,64	7,81	2,56	13,30	5,23	0,61	0,890
	B1	11,18	8,28	2,81	15,18	4,52	0,70	0,829
	C0	10,16	7,65	2,44	12,75	3,44	0,73	0,849
	C1	11,31	8,20	2,61	14,68	4,54	0,69	0,848
150 mN	A0	10,79	7,66	2,31	10,23	3,86	0,62	0,932
	A1	11,63	8,65	2,95	17,13	6,33	0,63	0,947
	B0	11,92	8,28	3,09	17,56	6,45	0,63	0,958
	B1	11,99	8,35	3,10	17,63	11,79	0,33	0,970
	C0	11,79	8,78	2,93	17,91	6,47	0,64	0,864
	C1	10,98	7,81	2,53	13,99	7,39	0,47	0,949
200 mN	A0	12,46	8,86	2,84	16,36	6,65	0,59	1,080
	A1	14,43	10,40	3,58	23,05	6,26	0,73	0,970
	B0	14,29	10,90	3,83	29,91	11,12	0,63	1,012
	B1	13,75	9,60	3,75	26,19	10,24	0,61	1,082
	C0	13,68	9,80	3,90	27,46	10,83	0,61	1,013
	C1	13,95	10,52	3,81	29,11	8,72	0,70	1,010

Tabela F2 – Ensaio FoFo polido (FP) - Médias e DP's

Carga	Risco	lp	lr	p	Ss	Sp	fab	COF
20 mN	Média	3,72	2,03	0,52	0,56	0,31	0,44	0,14
	Desvio	0,53	0,47	0,06	0,08	0,09	0,19	0,02
	CV (%)	14	23	12	15	29	44	14
50 mN	Média	5,27	3,30	0,87	1,45	0,92	0,36	0,27
	Desvio	0,25	0,14	0,11	0,15	0,11	0,10	0,02
	CV (%)	5	4	13	10	12	27	8
75 mN	Média	8,02	6,35	1,70	6,37	1,17	0,81	0,61
	Desvio	0,37	0,22	0,14	0,54	0,49	0,08	0,04
	CV (%)	5	3	8	8	42	9	7
100 mN	Média	9,32	6,99	2,16	9,83	2,58	0,73	0,75
	Desvio	0,29	0,32	0,15	1,12	0,63	0,09	0,04
	CV (%)	3	5	7	11	24	12	6
125 mN	Média	10,76	7,82	2,46	12,92	4,43	0,64	0,87
	Desvio	0,43	0,39	0,36	2,51	0,77	0,14	0,04
	CV (%)	4	5	15	19	17	23	4
150 mN	Média	11,52	8,26	2,82	15,74	7,05	0,55	0,94
	Desvio	0,51	0,45	0,32	3,06	2,61	0,13	0,04
	CV (%)	4	5	11	19	37	23	4
200 mN	Média	13,76	10,01	3,62	25,35	8,97	0,64	1,03
	Desvio	0,70	0,74	0,40	5,02	2,12	0,06	0,04
	CV (%)	5	7	11	20	24	9	4

Tabela F3 – Ensaio de FoFo retificado (FR) – Resultados individuais dos ensaios

Carga	Risco	Ip	Ir	p	Ss	Sp	fab	COF Médio
20 mN	A0	3,56	2,48	0,50	0,58	0,22	0,62	0,127
	A1	3,33	2,44	0,52	0,62	0,19	0,69	0,136
	B0	4,89	3,38	0,18	0,38	0,13	0,66	0,160
	B1	3,74	2,50	0,29	0,43	0,19	0,56	0,147
	C0	3,32	2,02	0,48	0,51	0,28	0,45	0,140
	C1	4,75	3,38	0,60	1,03	0,29	0,72	0,107
50 mN	A0	4,71	2,78	0,64	0,95	0,59	0,38	0,159
	A1	4,79	2,91	0,66	0,96	0,78	0,19	0,160
	B0	4,69	2,91	0,48	0,84	0,50	0,40	0,155
	B1	4,75	3,00	0,53	0,87	0,39	0,55	0,152
	C0	4,48	2,79	0,71	0,91	0,65	0,29	0,159
	C1	4,75	3,38	0,60	1,03	0,29	0,72	0,135
75 mN	A0	5,55	3,20	0,87	1,44	0,97	0,33	0,208
	A1	5,40	3,43	0,98	1,72	0,83	0,52	0,200
	B0	5,16	2,91	0,64	1,22	1,01	0,17	0,198
	B1	6,04	3,65	0,64	1,37	0,72	0,47	0,189
	C0	5,63	3,30	1,02	1,69	0,86	0,49	0,188
	C1	5,36	3,41	0,82	1,57	1,23	0,22	0,170
100 mN	A0	6,39	4,80	1,40	3,70	0,61	0,84	0,381
	A1	8,22	4,65	1,34	3,31	2,37	0,28	0,361
	B0	8,41	5,48	1,34	4,43	0,89	0,80	0,350
	B1	8,34	6,02	1,47	5,36	0,42	0,92	0,514
	C0	6,44	4,18	1,25	3,11	1,02	0,67	0,350
	C1	6,44	3,91	1,04	2,36	1,58	0,33	0,291
125 mN	A0	9,82	6,87	2,14	9,19	3,37	0,63	0,772
	A1	8,15	5,95	1,53	4,66	1,41	0,70	0,799
	B0	11,52	7,71	2,20	11,19	4,65	0,58	0,729
	B1	10,77	7,71	2,09	9,83	2,68	0,73	0,672
	C0	9,29	7,36	2,00	9,00	1,26	0,86	0,741
	C1	9,29	7,23	2,26	10,30	2,97	0,71	0,730
150 mN	A0	14,02	8,93	3,07	18,66	6,90	0,63	0,901
	A1	9,98	7,25	2,78	14,29	7,45	0,48	0,889
	B0	10,12	9,00	2,47	14,56	2,20	0,85	0,879
	B1	13,61	9,60	2,91	17,21	5,01	0,71	0,849
	C0	11,72	8,52	3,12	17,64	2,22	0,87	0,843
	C1	11,04	9,24	3,13	22,06	0,24	0,99	0,959
200 mN	A0	15,48	11,68	4,21	31,12	6,32	0,80	1,091
	A1	13,41	10,15	3,83	27,08	6,16	0,77	0,985
	B0	16,05	11,09	3,67	25,07	4,21	0,83	0,976
	B1	13,28	9,67	3,24	22,04	3,43	0,84	0,991
	C0	13,48	10,68	3,57	24,93	5,17	0,79	1,038
	C1	12,06	8,66	3,48	19,37	6,96	0,64	1,001

Tabela F4 – Ensaio FoFo retificado (FR) - Médias e DP's

Carga	Risco	Ip	Ir	p	Ss	Sp	fab	COF
20 mN	Média	3,93	2,70	0,43	0,59	0,22	0,62	0,14
	Desvio	0,71	0,56	0,16	0,23	0,06	0,10	0,02
	CV (%)	18	21	37	39	28	16	13
50 mN	Média	4,70	2,96	0,60	0,93	0,53	0,42	0,15
	Desvio	0,11	0,22	0,09	0,07	0,18	0,19	0,01
	CV (%)	2	7	14	7	33	45	6
75 mN	Média	5,52	3,32	0,83	1,50	0,94	0,37	0,19
	Desvio	0,30	0,25	0,16	0,19	0,18	0,15	0,01
	CV (%)	5	8	20	13	19	41	7
100 mN	Média	7,37	4,84	1,31	3,71	1,15	0,64	0,37
	Desvio	1,04	0,79	0,15	1,06	0,72	0,27	0,07
	CV (%)	14	16	11	28	63	42	20
125 mN	Média	9,81	7,14	2,04	9,03	2,72	0,70	0,74
	Desvio	1,20	0,66	0,26	2,28	1,27	0,09	0,04
	CV (%)	12	9	13	25	47	13	6
150 mN	Média	11,75	8,76	2,91	17,40	4,00	0,75	0,89
	Desvio	1,73	0,82	0,26	2,87	2,89	0,19	0,04
	CV (%)	15	9	9	16	72	25	5
200 mN	Média	13,96	10,32	3,67	24,94	5,38	0,78	1,01
	Desvio	1,50	1,08	0,33	4,06	1,36	0,07	0,04
	CV (%)	11	10	9	16	25	9	4

Tabela F-5 Ensaios AISI 1070 polido (AP) – Resultados individuais dos ensaios

Carga	Risco	Ip	Ir	p	Ss	Sp	fab	COF Médio
20 mN	A0	3,56	2,05	0,04	0,14	0,72	-4,14	0,232
	A1	3,79	0,76	0,02	0,03	0,54	-17,00	0,240
	B0	3,87	1,94	0,26	0,38	0,62	-0,63	0,206
	B1	3,74	1,94	0,29	0,40	0,56	-0,40	0,195
	C0	3,74	1,44	0,13	0,13	0,61	-3,69	0,200
	C1	3,87	1,91	0,21	0,26	0,52	-1,00	0,186
50 mN	A0	6,85	4,19	0,88	2,41	1,57	0,35	0,662
	A1	7,38	1,42	0,88	2,32	1,70	0,27	0,623
	B0	6,99	1,80	0,78	2,30	1,35	0,41	0,508
	B1	6,78	1,22	0,77	2,06	1,56	0,24	0,520
	C0	6,44	3,37	0,73	1,60	2,14	-0,34	0,453
	C1	5,97	3,33	0,70	1,51	2,01	-0,33	0,306
75 mN	A0	9,14	5,64	1,39	4,72	2,33	0,51	0,817
	A1	10,21	5,64	1,34	4,37	2,53	0,42	0,818
	B0	9,08	6,66	1,37	5,72	2,21	0,61	0,800
	B1	9,29	6,50	1,44	5,89	2,49	0,58	0,785
	C0	8,88	5,92	1,49	4,93	2,06	0,58	0,812
	C1	8,74	5,96	1,45	5,15	2,47	0,52	0,785
100 mN	A0	10,21	6,71	1,95	8,40	3,62	0,57	0,861
	A1	11,58	6,66	1,82	7,10	3,79	0,47	0,877
	B0	10,23	7,43	1,74	8,68	2,99	0,66	0,885
	B1	10,16	7,39	1,87	9,36	4,67	0,50	0,918
	C0	11,25	7,00	2,10	8,14	3,89	0,52	0,895
	C1	9,56	6,89	1,78	6,74	1,92	0,72	0,808
125 mN	A0	11,43	6,79	2,32	9,04	3,83	0,58	0,941
	A1	11,28	6,94	2,08	8,91	4,20	0,53	0,954
	B0	11,04	7,85	2,48	13,28	4,26	0,68	0,928
	B1	11,79	8,66	2,50	14,68	3,80	0,74	0,993
	C0	11,92	8,01	2,27	10,23	3,84	0,62	0,962
	C1	10,84	7,39	2,28	9,89	5,28	0,47	0,912
150 mN	A0	12,65	7,02	2,52	10,74	8,03	0,25	1,046
	A1	12,65	7,29	2,40	10,78	7,34	0,32	1,066
	B0	12,53	8,93	2,91	18,12	6,74	0,63	0,974
	B1	13,48	9,74	3,12	20,27	5,88	0,71	1,014
	C0	13,14	8,20	2,70	13,60	8,63	0,37	0,994
	C1	12,40	8,16	2,94	14,77	6,78	0,54	0,970
200 mN	A0	14,18	8,09	3,19	15,47	11,97	0,23	1,031
	A1	15,63	8,24	3,41	14,85	9,31	0,37	1,016
	B0	13,95	9,57	3,54	24,10	9,64	0,60	1,052
	B1	14,02	9,71	3,39	23,53	12,86	0,45	1,047
	C0	15,03	9,67	2,84	15,92	8,40	0,47	0,961
	C1	15,71	10,52	3,78	23,84	10,41	0,56	1,105

Tabela F6 – Ensaaios AISI 1070 polido (AP) - Médias e DP's

Carga	Risco	lp	lr	p	Ss	Sp	fab	COF
20 mN	Média	3,76	1,67	0,16	0,22	0,60	-4,48	0,21
	Desvio	0,11	0,50	0,11	0,15	0,07	6,34	0,02
	CV (%)	3	30	72	66	12	-142	10
50 mN	Média	6,74	2,56	0,79	2,03	1,72	0,10	0,51
	Desvio	0,48	1,23	0,08	0,39	0,30	0,34	0,13
	CV (%)	7	48	10	19	17	341	25
75 mN	Média	9,22	6,05	1,41	5,13	2,35	0,54	0,80
	Desvio	0,52	0,43	0,06	0,59	0,18	0,07	0,02
	CV (%)	6	7	4	11	8	13	2
100 mN	Média	10,50	7,01	1,88	8,07	3,48	0,57	0,87
	Desvio	0,76	0,33	0,13	0,99	0,94	0,10	0,04
	CV (%)	7	5	7	12	27	17	4
125 mN	Média	11,38	7,61	2,32	11,01	4,20	0,60	0,95
	Desvio	0,42	0,71	0,15	2,40	0,57	0,10	0,03
	CV (%)	4	9	7	22	13	17	3
150 mN	Média	12,81	8,22	2,77	14,71	7,23	0,47	1,01
	Desvio	0,41	1,01	0,27	3,87	0,99	0,18	0,04
	CV (%)	3	12	10	26	14	39	4
200 mN	Média	14,75	9,30	3,36	19,62	10,43	0,45	1,04
	Desvio	0,81	0,94	0,32	4,62	1,69	0,14	0,05
	CV (%)	5	10	10	24	16	30	5

Tabela F-7 Ensaio AISI 1070 retificado (AR) – Resultados individuais dos ensaios

Carga	Risco	Ip	Ir	p	Ss	Sp	fab	COF Médio
20 mN	A0	3,76	2,30	0,48	0,50	0,25	0,50	0,165
	A1	3,61	1,89	0,42	0,40	0,35	0,13	0,175
	B0	3,74	2,52	0,61	0,66	0,15	0,77	0,174
	B1	3,54	2,14	0,55	0,55	0,26	0,53	0,178
	C0	3,94	2,33	0,42	0,53	0,22	0,58	0,198
	C1	3,60	2,33	0,40	0,53	0,18	0,66	0,156
50 mN	A0	5,59	3,38	0,90	1,51	0,94	0,38	0,311
	A1	5,53	3,38	0,92	1,55	1,03	0,34	0,309
	B0	5,09	3,45	0,99	1,61	0,72	0,55	0,292
	B1	5,16	3,33	0,94	1,51	1,00	0,34	0,295
	C0	5,29	3,14	0,73	1,27	0,88	0,31	0,259
	C1	4,96	3,10	0,73	1,27	0,93	0,27	0,239
75 mN	A0	8,00	6,16	1,73	6,53	2,16	0,67	0,734
	A1	8,11	6,36	1,69	6,28	0,89	0,86	0,761
	B0	7,93	6,64	1,79	6,90	0,92	0,87	0,720
	B1	8,07	6,50	1,88	6,86	0,98	0,86	0,748
	C0	8,27	6,04	1,48	5,43	1,16	0,79	0,725
	C1	8,34	6,39	1,65	6,22	0,92	0,85	0,661
100 mN	A0	9,18	6,82	2,09	8,47	2,72	0,68	0,808
	A1	9,26	7,27	2,15	10,49	1,53	0,85	0,811
	B0	9,76	7,35	2,40	11,16	2,52	0,77	0,834
	B1	8,95	6,95	2,24	10,35	2,47	0,76	0,848
	C0	9,56	7,08	2,09	10,04	2,74	0,73	0,809
	C1	9,22	6,46	1,96	8,44	3,47	0,59	0,827
125 mN	A0	10,50	7,23	1,76	8,14	5,22	0,36	0,913
	A1	10,79	7,73	2,55	13,46	3,67	0,73	0,915
	B0	10,64	7,81	2,56	13,30	5,23	0,61	0,903
	B1	11,18	8,28	2,81	15,18	4,52	0,70	0,924
	C0	10,16	7,65	2,44	12,75	3,44	0,73	0,884
	C1	11,31	8,20	2,61	14,68	4,54	0,69	0,912
150 mN	A0	10,79	7,66	2,31	10,23	3,86	0,62	0,930
	A1	11,63	8,65	2,95	17,13	6,33	0,63	0,904
	B0	11,92	8,28	3,09	17,56	6,45	0,63	0,912
	B1	11,99	8,35	3,10	17,73	6,82	0,62	0,941
	C0	11,79	8,78	2,93	17,91	6,47	0,64	0,946
	C1	10,98	7,81	2,53	13,99	7,39	0,47	0,734
200 mN	A0	12,46	8,86	2,84	16,36	6,65	0,59	0,959
	A1	14,43	10,40	3,58	23,05	6,26	0,73	0,977
	B0	14,29	10,90	3,83	29,91	11,12	0,63	1,021
	B1	13,75	9,60	3,75	26,19	10,24	0,61	0,992
	C0	13,68	9,80	3,90	27,46	10,83	0,61	0,967
	C1	13,95	10,52	3,81	29,11	8,72	0,70	0,969

Tabela F8 – Ensaio Ensaio AISI 1070 retificado (AR) - Médias e DP's

Carga	Risco	lp	lr	p	Ss	Sp	fab	COF
20 mN	Média	3,70	2,25	0,48	0,53	0,24	0,53	0,17
	Desvio	0,15	0,21	0,08	0,08	0,07	0,22	0,01
	CV (%)	4	10	18	16	30	42	8
50 mN	Média	5,27	3,30	0,87	1,45	0,92	0,36	0,28
	Desvio	0,25	0,14	0,11	0,15	0,11	0,10	0,03
	CV (%)	5	4	13	10	12	27	10
75 mN	Média	8,12	6,35	1,70	6,37	1,17	0,81	0,72
	Desvio	0,16	0,22	0,14	0,54	0,49	0,08	0,03
	CV (%)	2	3	8	8	42	9	5
100 mN	Média	9,32	6,99	2,16	9,83	2,58	0,73	0,82
	Desvio	0,29	0,32	0,15	1,12	0,63	0,09	0,02
	CV (%)	3	5	7	11	24	12	2
125 mN	Média	10,76	7,82	2,46	12,92	4,44	0,64	0,91
	Desvio	0,43	0,39	0,36	2,51	0,75	0,14	0,01
	CV (%)	4	5	15	19	17	22	2
150 mN	Média	11,52	8,26	2,82	15,76	6,22	0,60	0,89
	Desvio	0,51	0,45	0,32	3,08	1,22	0,06	0,08
	CV (%)	4	5	11	20	20	11	9
200 mN	Média	13,76	10,01	3,62	25,35	8,97	0,64	0,98
	Desvio	0,70	0,74	0,40	5,02	2,12	0,06	0,02
	CV (%)	5	7	11	20	24	9	2

APÊNDICE G – Riscamento de CP de FoFo, polido, 20 mN, a seco - Travessias de grafitas pelo endentador.

Visão geral do risco:

Observações:

1. O eixo horizontal dos detalhes está graduado em distância e não em tempo.
2. Como as grafitas não têm a mesma largura, os eixos horizontais tem escalas diferentes, buscando melhor visão do detalhe.

Travessia de grafita #1

Travessia de grafita #2

Travessia de grafita #3

Travessia de grafita #4

Travessia de grafita #5

Travessia de grafita #6

Travessia de grafita #7

Travessia de grafita #8

Travessia de grafita #9

Travessia de grafita #10

Travessia de grafita #11

Travessia de grafita #12

APÊNDICE H – Ângulo de atrito

O ângulo de atrito, na forma como foi definido por Zum-Gahr, é o ângulo δ , na interface partícula/material deformado, entre a força normal à superfície de contato, N , e a resultante F_R das forças agindo sobre o endentador: W (ou F_N) e F_T .

Na Figura H1 essas forças estão representadas juntamente com o ângulo de ataque θ , a força de atrito na interface, F_i , e a profundidade do sulco, p .

Figura H1 – Forças agindo sobre a partícula abrasiva e sobre a superfície do material que sofre a abrasão. Adaptado de [Zum-Gahr, 1982].