

**UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ**  
**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA E DE**  
**MATERIAIS – PPGEM**

**JOÃO LUIZ DO VALE**

**INFLUÊNCIA DA MICROESTRUTURA DE FERROS**  
**FUNDIDOS NA OCORRÊNCIA DE METAL DOBRADO E NO**  
**COMPORTAMENTO TRIBOLÓGICO DE SUPERFÍCIES**  
**BRUNIDAS**

**TESE**

**CURITIBA**  
**2016**

**JOÃO LUIZ DO VALE**

**INFLUÊNCIA DA MICROESTRUTURA DE FERROS  
FUNDIDOS NA OCORRÊNCIA DE METAL DOBRADO E NO  
COMPORTAMENTO TRIBOLÓGICO DE SUPERFÍCIES  
BRUNIDAS**

Tese apresentada ao Programa de Pós-Graduação em engenharia Mecânica e de Materiais da Universidade Tecnológica Federal do Paraná como requisito parcial à obtenção do título de Doutor em Engenharia – Área de Concentração: Engenharia de Materiais.

Orientador: Prof. Dr. Giuseppe Pintaúde

Co-Orientador: Prof. Dr. Carlos H. da Silva

**CURITIBA  
2016**

---

**Dados Internacionais de Catalogação na Publicação**

---

V149i  
2016

Vale, João Luiz do  
Influência da microestrutura de ferros fundidos na  
ocorrência de metal dobrado e no comportamento tribológico  
de superfícies brunidas / João Luiz do Vale.-- 2016.  
xx, 207 f.: il.; 30 cm.

Disponível também via World Wide Web.  
Texto em português, com resumo em inglês.  
Tese (Doutorado) - Universidade Tecnológica Federal  
do Paraná. Programa de Pós-graduação em Engenharia  
Mecânica e de Materiais. Área de Concentração: Engenharia  
de Materiais, Curitiba, 2016.  
Bibliografia: f. 189-202.

1. Ferro fundido. 2. Microestrutura. 3. Brunidura. 4.  
Superfícies (Tecnologia). 5. Lubrificação e lubrificantes.  
6. Desgaste mecânico. 7. Tribologia. 8. Metais - Superfícies  
- Testes. 9. Motores de combustão interna. 10. Engenharia  
mecânica - Teses. I. Pintaúde, Giuseppe, orient. II. Silva,  
Carlos Henrique da, coorient. III. Universidade Tecnológica  
Federal do Paraná. Programa de Pós-Graduação em Engenharia  
Mecânica e de Materiais. IV. Título.

CDD: Ed. 22 -- 620.1

## TERMO DE APROVAÇÃO

JOÃO LUIZ DO VALE

### INFLUÊNCIA DA MICROESTRUTURA DE FERROS FUNDIDOS NA OCORRÊNCIA DE METAL DOBRADO E NO COMPORTAMENTO TRIBOLÓGICO DE SUPERFÍCIES BRUNIDAS

Esta Tese foi julgada para a obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração em Engenharia de Materiais, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais.

---

Prof. Paulo César Borges, Dr.  
Coordenador do Programa

#### Banca Examinadora

---

Prof. Giuseppe Pintaúde, Dr.  
UTFPR - Orientador

---

Prof. Carlos Henrique da Silva, Dr.  
UTFPR - Co-orientador

---

Prof. Amilton Sinatora, Dr.  
USP

---

Pesquisador Eduardo Tomanik, Dr.  
MAHLE Metal leve S.A.

---

Prof. Paulo César Borges, Dr.  
UTFPR

---

Prof. Tiago Cousseau, Dr.  
UTFPR

Curitiba, 05 de Dezembro de 2016.

## AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar aqui meus sinceros agradecimentos a todos que colaboraram para o sucesso deste trabalho:

Inicialmente, ao Prof. Giuseppe Pintaúde, orientador, pela oportunidade e confiança. Agradeço o empenho e principalmente o entusiasmo incansável para as discussões. Ao Prof. Carlos Henrique da Silva, co-orientador, pelo apoio e aprendizagem nesta grande etapa. Agradeço, também, o incentivo para a continuidade dos meus estudos e para a minha vinda ao meio acadêmico. Deixo aqui registrado meu respeito e minha admiração por ambos.

Ao aluno de iniciação científica Jorge Tonella pelo apoio nas preparações das amostras para caracterização microestrutural. Ao aluno de iniciação científica, e amigo, Victor de Cerjat Beltrão, pelo esforço e empenho nas caracterizações de interferometria de luz branca e preparações de amostras. À pós-doutoranda Ane Cheila Rovani pela imensa ajuda nos ensaios tribológicos e nas discussões dos resultados. Aos colegas do laboratório LAMES, e em especial ao Prof. Adriano Gonçalves.

Ao Prof. Paulo César Borges pelas sugestões ao longo deste trabalho, e as oportunidades de discussão que aconteceram desde o meu mestrado.

Ao laboratório LFS da USP e ao Projeto Triboflex. Agradeço ao Prof. Tiago Cousseau pelos convites às discussões dos resultados e participações em eventos. Ao Prof. Francisco Profito pela auxílio na utilização dos programas *Summits* e *VTL*. E em especial, agradeço ao Prof. Amilton Sinatora pelas proveitosas sugestões e discussões.

À empresa Tupy pelo fornecimento dos blocos de motor e pelo apoio ao trabalho por meio de projeto de cooperação. Ao Roberto Bortolotto Dagostim e ao Fabiano Mocellin pelo suporte durante a fabricação das amostras. E em especial, meu agradecimento ao Prof. Wilson Guesser pelas oportunidades de discussão e aprendizagem.

À empresa Mahle pelo fornecimento dos anéis de pistão. Ao Eliel dos Santos Paes pelo grande suporte nas informações solicitadas. Em especial, meu agradecimento ao Eduardo Tomanik pelas sugestões e discussões ao longo do trabalho.

À coordenação do COEME da UTFPR-LD. Em especial aos Professores Roger Nabeyama Michels e Ricardo de Vasconcelos Salvo pela ajuda para o meu afastamento.

Por fim, agradeço aos amigos e familiares pelo esteio e compreensão constantes. Ao amigo de longa data Cezar Eyng Simões pelos conselhos e apoio. À minha querida mãe, Lindamir do Vale, pelo abraço certo e pelo porto sempre seguro. Ao meu querido pai, José do Vale, pelo incentivo e principalmente pelas conversas de café nas manhãs frias de Curitiba.

"Nós temos um planejamento estratégico.  
Ele se chama: fazer as coisas."

Herb Kelleher

"Nenhum vento sopra a favor de quem  
não sabe pra onde ir."

Sêneca

## RESUMO

O presente trabalho discute a influência da microestrutura dos ferros fundidos, cinzento (FFC) e vermicular (FFV), na ocorrência de metal dobrado (FM) em superfícies brunidas e no comportamento tribológico em ensaio lubrificado do tipo anel sobre cilindro. As amostras de ferro fundido foram extraídas diretamente de um bloco de motor de combustão interna, em regiões de diferentes espessuras. O anel de pistão utilizado foi de aço inoxidável martensítico nitretado com perfil assimétrico e o óleo lubrificante foi o SAE 30 CF monoviscoso. A quantificação de sulcos e de metal dobrado (FM) foi realizada empregando-se uma metodologia baseada na literatura. Para a execução dos ensaios tribológicos foi projetada e construída uma adaptação para a montagem das amostras e controle de temperatura do óleo lubrificante. Um parâmetro para avaliação do desempenho tribológico foi proposto – índice de mérito tribológico (IMT) – que leva em conta coeficiente de atrito (COF) e alterações de topografia. Os ferros fundidos apresentaram microestruturas típicas. Contudo, observaram-se diferenças de morfologia e distribuição da grafita; com maior número de grafitas e menor fração de grafita para os materiais de parede fina. Observou-se FM nos platôs e nos sulcos das superfícies brunidas em todas as amostras. Quantificações mostraram que as larguras dos sulcos foram estatisticamente iguais e com alto percentual de obstrução. A quantificação de FM dos materiais mostrou maiores valores presentes na região do Spk ( $FM_{spk}$ ) para os FFC's. Os materiais de parede grossa apresentaram maiores valores de % FM dentro do sulco (%FM/Sulco) e este parâmetro teve forte e positiva correlação estatística com a fração de grafita. Evidências, obtidas em avaliações de seções transversais, corroboraram a relação entre FM e grafita. Constatou-se que o FM pode ser formado diretamente sobre a grafita ou, ainda, de forma indireta devido à extrusão desta fase. Ademais, verificou-se que a morfologia e orientação da grafita têm influência na formação do FM. Realizaram-se ensaios preliminares de curta duração de anel sobre cilindro para a avaliação da repetibilidade dos resultados de COF, os quais indicaram menor dispersão para condições com menores frequências e maiores forças normais. Avaliações da dinâmica do ensaio tribológico permitiram apontar relações de redução de COF durante os semi-ciclos de movimento e associá-las à teoria de lubrificação hidrodinâmica. O COF para ensaios de longa duração apresentou comportamento cíclico com transições. Estas transições foram associadas a mecanismos de formação-remoção-formação de tribofilmes de ZDDP. Os ensaios impuseram alterações nos parâmetros de rugosidade (principalmente com alisamento das superfícies) e redução do parâmetro de filme. O IMT evidenciou pouca influência da espessura do material; e melhor desempenho tribológico para os FFV's. A rotina de quantificação de FM mostrou limitação técnica devido ao alisamento da superfície, o que causa mudança na referência de alturas das superfícies brunidas. Ainda assim, verificou-se redução do %FM/Sulco e tendência de desobstrução do sulco. Constatou-se pouca influência do FM no comportamento do COF devido à similaridade dos parâmetros de FM entre os materiais. Contudo, o FM foi associado a um agente de abrasão à três corpos e apresentou forte correlação positiva do parâmetro de  $FM_{spk}$  (no início do ensaio) com o parâmetro do IMT relacionado com a alteração de topografia.

**Palavras-chave:** Motores de combustão interna; Brunimento; Ferro Fundido Cinzento; Ferro Fundido Vermicular; Metal dobrado; Atrito; Desgaste lubrificado; Caracterização topográfica de superfícies.

## ABSTRACT

The present work discusses the influence of the microstructure of gray cast iron (GCI) and compacted graphite iron (CGI) on the occurrence of folded metal (FM) on honed surfaces and its tribological behavior in ring-on-cylinder test under lubrication. The cast iron samples were taken directly from an internal combustion engine block in regions of different thicknesses. The piston ring used was a nitrided martensitic stainless steel with asymmetrical profile and the lubricant oil was the SAE 30 CF. The quantification of grooves and folded metal (FM) was carried out using a methodology based on the literature. For the execution of the tribological tests an adaptation was designed and built for assembling the samples and for controlling the oil temperature. One parameter to evaluate the tribological performance was proposed - tribological merit index (TMI) - which considers the coefficient of friction (COF) and changes in topography. Each cast iron presented typical microstructures. However, differences in morphology and graphite distribution were observed; the samples from thinner wall presented higher number of graphite and less fraction of graphite. FM was observed on the plateaus and grooves of the honed surfaces in all samples. Quantification showed that the widths of the grooves were statistically similar and with a high percentage of obstruction. GCIs present a higher amount of FM in the Spk region ( $FM_{Spk}$ ). The thicker wall samples presented a higher amount of FM in the grooves (% FM / Groove) and this parameter had a strong and positive statistical correlation with the graphite fraction. Evidences, obtained in cross section evaluations, corroborated the relationship between FM and graphite. It was verified that FM can be formed directly on graphite or indirectly due to the extrusion of this phase. In addition, its morphology and orientation influenced the occurrence of FM. Preliminary short-term tests were performed to evaluate the repeatability of COF results. These tests indicated less dispersion for conditions with lower frequencies and higher normal forces. Evaluations of the dynamics of the tribological test allowed to point out conditions to reduce the COF during the half-cycles of movement and to associate them to the theory of hydrodynamic lubrication. The COF for long-term tests presented cyclical behavior with transitions. These transitions were associated with formation-removal-formation mechanisms of ZDDP tribofilms. The tribological tests imposed changes on the roughness parameters (mainly with smoothness of the surfaces) and reductions on the film parameter. The thickness of samples affected little the TMI; and a better tribological performance of CGIs was detected. The FM quantification routine showed a technical limitation due to surface smoothing, which causes a change in the reference of heights of honed surfaces. Nevertheless, there was a reduction in %FM/Groove and tendency to clear the grooves. There was little influence of FM in COF behavior due to the similarity of FM parameters among the materials. However, FM was associated as a three-body abrasive agent and a strong positive correlation between the  $FM_{Spk}$  parameter (at the beginning of the test) and the TMI parameter was described.

**Keywords:** Internal combustion engine; Honing; Gray cast iron; Compacted graphite iron; Folded Metal; Friction; Lubricated wear; Topographical characterization of surfaces.



## LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Detalhes de um Motor de combustão interna: (a) Vista em corte evidenciando os cilindros (b) Conjunto pistão-anel-cilindro (c) Contato entre um anel dos anéis e a superfície do cilindro...	1
Figura 1.2 – Imagem obtida por interferometria de luz branca da textura típica de uma superfície brunida.....	2
Figura 1.3 – Imagens obtidas por MEV de superfície brunida: (a) sem filtro (b) com filtros e identificação de irregularidades e metal dobrado.....	3
Figura 1.4 – Imagem obtida por MEV da superfície de uma amostra de ferro fundido nodular, submetida a ensaio tribológico, com a presença de trincas e nódulos de grafita expostos. ....	4
Figura 1.5 – Dissipação de energia em um veículo de passeio com velocidade de 60km/h. ....	6
Figura 1.6 – Modelo de superfície brunida para avaliação da interrupção de sulcos no COF.....	7
Figura 1.7 – Comparação entre o coeficiente de atrito para superfícies brunidas com sulcos interrompidos e não interrompidos. ....	8
Figura 1.8 – Comparação entre o COF em superfícies brunidas com e sem metal dobrado em simulações de modelo determinístico de lubrificação de regime misto. ....	8
Figura 2.1 – Explicação para forma da grafita: (a) Estrutura hexagonal da grafita (b) Direções cristalográficas (c) Crescimento da grafita em nódulos - plano basal (d) Crescimento da grafita em veios - plano prismático.....	11
Figura 2.2 – Seção transversal de um bloco integral na região do cilindro.....	12
Figura 2.3 – Metalografias evidenciando a diferença na morfologia e na distribuição de grafita em ferro fundido cinzento devido à diferença de espessura de parede.....	13
Figura 2.4 – Microscopia óptica típica de ferro fundido cinzento.....	13
Figura 2.5 – Grafitas lamelares: (a) Imagem obtida por MEV com ataque profundo da matriz (b) Imagem obtida por tomografia.....	14
Figura 2.6 – Microscopia óptica típica de ferro fundido cinzento.....	15
Figura 2.7 – Grafitas vermiculares: (a) Imagem obtida por MEV com ataque profundo da matriz (b) Imagem obtida por tomografia.....	15
Figura 2.8 – Esquema do processo de brunimento. ....	16
Figura 2.9 – Representação esquemática do perfil de rugosidade do processo de brunimento: (a) remoção de picos (linhas tracejadas) pelo brunimento de platô (b) Regiões associadas às características da superfície.....	18
Figura 2.10 – Distribuição de óleo em uma superfície brunida.....	19
Figura 2.11 – Imagens obtidas por MEV de uma superfície brunida com indicação de defeitos típicos. (a) FM e sulcos interrompidos, (b) Sulcos com orientação diferente do ângulo de brunimento, (c) Buracos e corpos estranhos, (d) Trincas sobre grafitas.....	20
Figura 2.12 – Definição dos parâmetros de razão de material: (a) Perfil de rugosidade (b) Curva de razão de material.....	20

Figura 2.13 – Imagem obtida por MEV de um furo profundo e corte esquemático evidenciando o FM : (a) Vista superior (b) Corte. ....	22
Figura 2.14 – Ordenação visual, de imagens obtidas por MEV, de superfícies brunidas com diferentes graus de defeito. ....	23
Figura 2.15 – Imagens do resultado de quantificação de FM: (a) Identificação de FM (em vermelho) (b) Identificação de furos (em amarelo) em imagem com sulcos removidos. ....	24
Figura 2.16 – Perfil de rugosidade gerado a partir da topografia 3D. ....	24
Figura 2.17 – Imagens do resultado de quantificação de FM: (a) Imagem obtida por IDLB (b) Identificação de sulcos e FM. ....	25
Figura 2.18 – Viscosidade absoluta em função da temperatura de alguns óleos lubrificantes. ....	27
Figura 2.19 – Geometria de duas superfícies, com o ângulo de convergência, para permitir a lubrificação hidrodinâmica quando houver movimento relativo entre as superfícies. ....	28
Figura 2.20 – Princípio da geração de pressão hidrodinâmica entre duas superfícies não paralelas. ....	29
Figura 2.21 – Forma geral da curva de Stribeck. ....	30
Figura 2.22 – Comportamento do coeficiente de atrito para início e fim de ciclo. ....	32
Figura 2.23 – Comportamento do coeficiente de atrito para início e fim de ciclo característico de mancais de deslizamento. ....	33
Figura 2.24 – Evolução do desenvolvimento dos óleos lubrificantes de acordo com a API. ....	35
Figura 2.25 – Aditivos comumente encontrados em óleos lubrificantes e suas atuações. ....	37
Figura 2.26 – Esquema da estrutura dos sulfonados de cálcio e sua atuação como aditivo detergente e dispersante. ....	38
Figura 2.27 – Textura em forma de "almofadas" ( <i>pad-like</i> ) do tribofilme de ZDDP. ....	41
Figura 2.28 – Diagrama esquemático com a forma e composição da estrutura do filme de ZDDP. ....	41
Figura 2.29 – Evolução do coeficiente de atrito (COF) em ensaio de esfera de aço sobre placa, com deslizamento e rolamento, para diferentes tempos de ensaio com lubrificante contendo ZDDP. ....	42
Figura 2.30 – Relação entre a quantidade de fósforo, obtida via EDX, em função da velocidade de deslizamento para ensaio de cilindro sobre disco. ....	43
Figura 2.31 – Coeficiente de atrito (COF) em função do tempo em ensaios tipo <i>reciprocating</i> de pino sobre placa para óleos lubrificantes contendo diferentes quantidades de ZDDP e MoDTC. ....	44
Figura 2.32 – Espectros de Raman evidenciando presença de MoS <sub>2</sub> nas asperezas e ausência deste nos vales. ....	44
Figura 2.33 – Diagrama de Stribeck identificando os regimes de lubrificação convencionalmente associados aos componentes de um motor a combustão interna. ....	45
Figura 2.34 – Esquema de montagem dos anéis no pistão. ....	46
Figura 2.35 – Coeficiente de atrito (COF <sub>m</sub> ) em função da temperatura, para três níveis de carregamento, obtidos em ensaios tipo anel sobre plano com amplitude de 10mm e frequência de 10 Hz, utilizando óleo 15W40. ....	48
Figura 2.36 – Coeficiente de atrito médio em função da razão rotação e carregamento. ....	49

Figura 2.37 – Resultado dos ensaios: (a) $\text{COF}_m$ em função do parâmetro de Stribeck (b) COF em função do ângulo do virabrequim para um ciclo em uma direção.....	50
Figura 2.38 – Representação esquemática da assimetria da espessura de filme em função das porções aceleradas e desaceleradas do movimento: (a) Força normal entre 31,9 e 80,9 N (b) Força normal entre 12,3 e 21 N.....	50
Figura 2.39 – Resumo de condições de ensaio de alguns trabalhos encontrados na literatura: (a) Força normal (b) Frequência (c) Amplitude (d) Parâmetro de avaliação. ....	51
Figura 2.40 – Esquema de contato de uma única aspereza esférica e um plano liso, .....	52
Figura 2.41 – Esquema de contato entre duas superfícies de acordo com o modelo de Greenwood e Williamson. ....	53
Figura 2.42 – Esquema de contato não alinhado entre duas superfícies rugosas.....	54
Figura 2.43 – Influência da curtose e assimetria das alturas da superfície no parâmetro $\alpha$ . ....	55
Figura 2.44 – Alteração na distribuição de alturas, imposta por ensaio de desgaste, em uma superfície brunida. ....	55
Figura 2.45 – Distribuição acumulada de alturas para uma superfície com acabamento brunido de platô. ....	56
Figura 2.46 – Distribuição das alturas da rugosidade e das asperezas em um gráfico de probabilidade normal.....	57
Figura 2.47 - Dependência do modo de deformação plástica em relação ao índice de plasticidade, para alumínio com diferentes tipos de acabamento submetido a diferentes níveis de pressão nominal .....	60
Figura 3.1 – Fotografias do processo de brunimento dos cilindros do bloco de MCI:.....	62
Figura 3.2 – Fotografias com a orientação do bloco de MCI para identificação dos cilindros: .....	63
Figura 3.3 – Fotografia do aparato utilizado para os ensaios tribológicos. ....	65
Figura 3.4 – Adaptação para ensaio tipo anel sobre cilindro.....	66
Figura 3.5 – Fotografia com detalhes do porta-anel: .....	68
Figura 3.6 – Fotografia com detalhes da cuba: (a) Posição da resistência e fixação da amostra do cilindro (b) Detalhe da fixação da amostra do cilindro. ....	68
Figura 3.7 – Fotografias evidenciando o contato conforme durante o ensaio: (a) amostra antes do ensaio com toda a pista com tinta azul (b) Remoção da tinta das pistas após ensaio (c) Mudança de reflexibilidade na pista ensaiada. ....	70
Figura 3.8 – Fluxograma de preparação dos corpos e contra-corpos para ensaio tribológico. ....	71
Figura 3.9 – Exemplo de separação dos dados de um ciclo em semi-ciclos ( $\text{CP}= 10 \text{ mm}$ , $\text{FN}=25 \text{ N}$ e $f= 2,5 \text{ Hz}$ ). ....	72
Figura 3.10 – Exemplo de COF filtrado e aproximação polinomial de terceira ordem. ....	74
Figura 3.11 – Detalhe esquemático do contato entre anel e cilindro.....	75

Figura 3.12 – Obtenção do raio de contato do anel com utilização do interferômetro: (a) imagem obtida por IDLB com a topografia do anel (b) perfil transversal assimétrico do anel do pistão com indicação de sentido de movimento. ....	76
Figura 3.13 – Exemplo de resultado da pressão de contato do perfil transversal do anel do pistão em análise de elementos finitos utilizando programa Ansys®. ....	77
Figura 3.14 – Pressão máxima e média para as propriedades do ferro fundido cinzento. ....	77
Figura 3.15 – Fluxograma de caracterização dos materiais. ....	78
Figura 3.16 – Propriedades da região para cálculo dos parâmetros de forma. ....	80
Figura 3.17 – Formas arredondadas com diferentes irregularidades de borda. ....	81
Figura 3.18 – Exemplo de amostras de cilindros, removidas dos quadrantes, para avaliação topográfica. ....	82
Figura 3.19 – Detalhe esquemático do posicionamento das áreas de amostragem para medição de topografia. ....	82
Figura 3.20 – Esquema para definição de metal dobrado na topografia. ....	84
Figura 3.21 – Etapa da rotina de quantificação de FM para criação de uma matriz com regiões pertencentes ao Svk destacadas em azul. ....	85
Figura 3.22 – Etapa da rotina de quantificação de FM para identificação dos pontos de menor altura dentro do sulco. ....	85
Figura 3.23 – Etapa da rotina de quantificação de FM mostrando matriz binária. ....	86
Figura 3.24 – Exemplo em detalhe para um resultado da transformada de Hough com identificação das linhas principais dos sulcos. ....	86
Figura 3.25 – Etapa da rotina de quantificação de FM mostrando sulcos interrompidos. ....	86
Figura 3.26 – Esquema de medição de rugosidade. ....	92
Figura 4.1 – Camada nitretada do anel do pistão com ataque Nital 10% em imagens obtidas por: (a) Microscopia óptica (b) MEV. ....	97
Figura 4.2 – Microdureza em função da profundidade para a camada nitretada do anel do pistão. ...	97
Figura 4.3 – Imagem com a identificação das regiões avaliadas por EDX na camada nitretada do anel do pistão. ....	97
Figura 4.4 – Difratoograma de raios-X da face de trabalho do anel do pistão. ....	98
Figura 4.5 – Metalografias, com características típicas, para os materiais do cilindro: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG. ....	99
Figura 4.6 – Metalografias, com características típicas, para os materiais do cilindro (ataque Nital 2%): (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG. ....	100
Figura 4.7 – Comparação entre micro e macrodureza para os materiais do cilindro. ....	101
Figura 4.8 – Parâmetros de quantificação da grafita: (a) Fração de grafita e número de grafitas por mm <sup>2</sup> (b) <i>Boxplot</i> da área de grafita. ....	101
Figura 4.9 – Histogramas para área da grafita (para uma imagem): (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG. ....	102

Figura 4.10 – Histogramas para fator de circularidade: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG. .....	104
Figura 4.11 – Histogramas para razão de aspecto: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG....	104
Figura 4.12 – Curva de viscosidade absoluta em função da temperatura para óleo lubrificante SAE 30. .....	105
Figura 4.13 – Topografias típicas das superfícies brunidas obtidas por IDLB. ....	105
Figura 4.14 – Curvas características de Abbott-Firestone para as superfícies brunidas. ....	106
Figura 4.15 – Exemplos de resultados da rotina de quantificação de metal dobrado. ....	108
Figura 4.16 – Fração de metal dobrado pertencente à região do Spk. ....	109
Figura 4.17 – Distribuição de alturas do FM. ....	109
Figura 4.18 – Imagens obtidas por MEV das superfícies brunidas (Setas azuis: sulcos interrompidos; setas verdes: FM no platô). ....	110
Figura 4.19 – Imagens obtidas por MEV da superfície brunida com FM no platô (setas vermelhas: direção axial do cilindro). ....	111
Figura 4.20 – Imagens obtidas por MEV de superfícies brunidas mostrando FM nos sulcos. ....	111
Figura 4.21 – Imagens obtidas por MEV das superfícies do Ver-PG mostrando detalhe de metal dobrado no sulco. ....	112
Figura 4.22 – Percentual de sulcos obstruídos e suas larguras médias. ....	113
Figura 4.23 – Relação entre a fração de FM, e o FM/sulco, em função da fração de grafita. ....	113
Figura 4.24 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal do sulco evidenciando FM sem a influência de grafita (ataque Nital 2%). ....	115
Figura 4.25 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando formação de FM diretamente na grafita (ataque Nital 2%). ....	116
Figura 4.26 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal extrusão de grafita e formação de FM (ataque Nital 2%). ....	117
Figura 4.27 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando relação da maior fração de área de grafita com a quantidade de FM (ataque Nital 2%). ....	118
Figura 4.28 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando grafitas com orientação normal à superfície têm pouca tendência de formação de FM (ataque Nital 2%). ....	119
Figura 4.29 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando que nódulos têm pouca tendência de formação de FM (ataque Nital 2%). ....	120
Figura 4.30 – Mapa de dispersão do coeficiente de variação do COFe para Ver-PG, no sentido de subida do anel do pistão, em função da frequência de ensaio e força normal. ....	121
Figura 4.31 – Força normal em função do tempo, para diferentes condições de carga, para ensaio com 2,5 Hz e comprimento de pista de 10 mm para Ver-PG. ....	122
Figura 4.32 – Coeficiente de variação da força normal, no sentido de subida do anel, em função da frequência de ensaio e da força normal para Ver-PG. ....	123
Figura 4.33 – Curva de Stribeck-like, para sentido de subida do anel do pistão, para Ver-PG. ....	123

Figura 4.34 – Velocidade de deslizamento para ensaios de avaliação dinâmica do coeficiente de atrito cinético em função: (a) da posição da base do <i>reciprocating</i> (b) do logaritmo do tempo.....	125
Figura 4.35 – Coeficiente de atrito cinético (Ver-PG) plotado em função da posição da base do <i>reciprocating</i> e do tempo de ensaio (sentido de subida do anel).....	126
Figura 4.36 – COF (Ver-PG) em função da posição da base do <i>reciprocating</i> , para um ciclo no sentido de subida do anel do pistão, para as quatro frequências, e quatro valores de força normal. ..	129
Figura 4.37 – COFe para Ver-PG, para o primeiro semi-ciclo após 60 segundos, em curva de <i>Stribeck-like</i> , para as quatro condições de força normal e frequência. ....	130
Figura 4.38 – Comparação entre os materiais em curvas de <i>Stribeck-like</i> do COFe no sentido de subida do anel do pistão.....	130
Figura 4.39 – Coeficiente de atrito energético para ensaios de desgaste (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	133
Figura 4.40 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas antes do ensaio. ....	134
Figura 4.41 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas após 1 hora de ensaio (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). ....	135
Figura 4.42 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas após 8 horas de ensaio (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). ....	137
Figura 4.43 – (a,b) Detalhe característico da textura do tribofilme formado nas superfícies brunidas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	138
Figura 4.44 – Formação de tribofilme na superfície brunida em ensaio interrompido de 30 minutos (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	139
Figura 4.45 – Exemplo de remoção de tribofilmes por abrasão nas superfícies brunidas em ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	139
Figura 4.46 – Imagens obtidas por MEV das superfícies dos anéis de pistão após 4 horas de ensaio contra Cin-PF (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	140
Figura 4.47 – Localização das regiões de análises por EDX para formação de tribofilme nas superfícies dos anéis de pistão (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	141
Figura 4.48 – Detalhe da transição do COF para ensaio de longa duração do Cin-PF - 4 horas, no sentido de descida do anel (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	143
Figura 4.49 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Cin-PF.....	144
Figura 4.50 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Cin-PG.....	145
Figura 4.51 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Ver-PF.....	146
Figura 4.52 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Ver-PG.....	147
Figura 4.53 – Perfil de topografia da superfície brunida, no sentido axial, após ensaio de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	148
Figura 4.54 – Parâmetro padronizado $S_q$ para as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	151

Figura 4.55 – Comparação entre a superfície brunida antes e após ensaio de 4 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	152
Figura 4.56 – Comparação entre superfícies brunidas antes e após ensaio de 8 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	153
Figura 4.57 – Comparação entre perfis de rugosidade para Ver-PF antes e após ensaios (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	154
Figura 4.58 – Comparação das distribuições de altura antes e após ensaio de 8 horas para o Cin-PG (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	155
Figura 4.59 – Parâmetros funcionais padronizados as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). (continua).....	157
Figura 4.60 – Parâmetros híbridos padronizados as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	158
Figura 4.61 – Comparação entre as curvas de razão de material para o Ver-PF antes e após ensaios (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	159
Figura 4.62 – Parâmetros de rugosidade padronizado $S_q$ e funcionais dos anéis de pistão para ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	161
Figura 4.63 – Parâmetros híbridos de rugosidade padronizados para os anéis de pistão para ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	162
Figura 4.64 – Resultado teórico do VTL para espessura mínima de filme e COF teórico para condição de topografia do Cin-PG antes do ensaio. ....	164
Figura 4.65 – Relação entre o COF médio da primeira e última hora de ensaio com o parâmetro de filme do início e final de ensaio, respectivamente (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	167
Figura 4.66 – Alteração do parâmetro $\Pi_{GW}$ padronizado (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	168
Figura 4.67 – Parâmetros padronizados relacionados ao FM para as superfícies brunidas em ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	171
Figura 4.68 – Imagens obtidas por MEV evidenciando FM dentro do sulcos após ensaios de 4 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	172
Figura 4.69 – Imagens obtidas por MEV mostrando ausência de FM nos platôs após ensaio (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	173
Figura 4.70 – Esquema evidenciando os mecanismos associados ao FM: (a) FM dentro do sulco (b) FM removido do contato (c) FM forçado para dentro do sulco (d) FM dentro do sulco para maiores tempos de ensaio de desgaste.....	174
Figura 4.71 – Exemplos de resultados da rotina de quantificação de metal dobrado após ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	177
Figura 4.72 – Exemplos de riscos axiais nas superfícies brunidas após ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	180

Figura 4.73 – Imagens obtidas por MEV das superfícies dos anéis de pistão mostrando riscos e lascamento (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	181
Figura 4.74 – Imagens obtidas por MEV mostrando detalhe de lascamento da superfície do anel do pistão em deslizamento contra o Ver-PG após 8 horas de ensaio (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	181
Figura 4.75 – Imagens obtidas por MEV mostrando lascamento da superfície do anel do pistão, relacionado com risco axial, em deslizamento contra o Cin-PG após 8 horas de ensaio (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	182
Figura B.1 – Avaliação de ferrografia quantitativa do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas. ....	206



## LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 – Comparação entre os parâmetros da família k para algumas superfícies de engenharia. .....	21
Tabela 2.2 – Resumo do parâmetro de contato de GW encontrados na literatura. ....	58
Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do FFC FC 250 e do FFV GJV 450.....	61
Tabela 3.2 – Faixas de parâmetros de rugosidade da família k para controle de produção.....	62
Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas das camadas do anel do pistão. ....	64
Tabela 3.4 – Propriedades do óleo monoviscoso SAE 30.....	64
Tabela 3.5 – Local de extração das amostras dos cilindros do bloco de MCI para metalografia. ....	79
Tabela 3.6 – Detalhes do procedimento para medições de dureza. ....	81
Tabela 3.7 – Local de extração das amostras dos cilindros de bloco de MCI para avaliação de topografia.....	82
Tabela 3.8 – Resumo de tipo de ensaio e objetivo. ....	88
Tabela 3.9 – Planejamento dos ensaios de avaliação da repetibilidade do tribômetro em relação ao COF. ....	89
Tabela 3.10 – Planejamento dos ensaios para avaliar a dinâmica do COF nos semi-ciclos. ....	89
Tabela 3.11 – Planejamento para ensaios de longa duração.....	90
Tabela 4.1 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, da camada nitretada obtida por EDX. ....	98
Tabela 4.2 – Valores médios para área das grafitas. ....	103
Tabela 4.3 – Valores médios dos parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas. ....	106
Tabela 4.4 – Valores de $COFe$ , e condições de ensaio, para alguns pontos fora da curva de tendência da Figura 4.33.....	124
Tabela 4.5 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas do Cin-PG e do Ver-PF antes do ensaio. ....	134
Tabela 4.6 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas do Cin-PF e do Ver-PG após 1 hora de ensaio. ....	135
Tabela 4.7 – Variação dos aditivos do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas.....	136
Tabela 4.8 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas após 8 horas de ensaio. ....	138
Tabela 4.9 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, para superfícies dos anéis de pistão obtida por EDX, para ensaios de longa duração. ....	141
Tabela 4.10 – Parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas antes e após ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). (continua).....	149
Tabela 4.11 – Parâmetros de rugosidade dos anéis dos ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm).....	160

Tabela 4.12 – Média e desvio padrão de altura do topo das asperezas, para RCP, antes e após ensaio de 8 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	163
Tabela 4.13 – Espessura mínima de filme e parâmetro de filme, na RCP no sentido de subida, antes e após ensaio de 8 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	166
Tabela 4.14 – Parâmetros de contato (produto modelo GW e índice de plasticidade) na RCP antes e após ensaio de 8 horas (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	168
Tabela 4.15 – Comparação do desempenho tribológico dos materiais (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	169
Tabela 4.16 – Resultados da quantificação dos parâmetros relacionados ao FM para os ensaios de longa duração (condição de $F_N=75$ N, $f=5$ Hz e $C_p=10$ mm). .....	170
Tabela B.1 – Variação das propriedades do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas. ....	204

## LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas;
API	<i>American Petroleum Institute</i> ;
Cin-PF	Ferro fundido cinzento retirado do quadrante de menor espessura;
Cin-PG	Ferro fundido cinzento retirado do quadrante de maior espessura;
COF	Coeficiente de atrito cinético ( <i>Coefficient of friction</i> );
CV	Coeficiente de variação;
DIN	<i>Deutsches Institut für Normung</i>
FFC	Ferro fundido cinzento;
FFV	Ferro fundido vermicular;
FM	Metal dobrado ( <i>Folded Metal</i> );
GW	Modelo de Greenwood e Williamson;
IDLB	Interferometria de luz branca;
IMT	Índice de mérito tribológico;
ISO	<i>International Organization for Standardization</i> ;
IV	Índice de viscosidade;
LASC	Laboratório de Superfícies e Contato;
MCI	Motor de combustão interna;
MEV	Microscopia eletrônica de varredura;
MoDTC	Dialquilditiocarbamato de molibdênio;
MoDTP	Ditiofosfato de molibdênio;
ppm	Partes por milhão;
PLP	Modo de desgaste associado ao ensaio de ferrografia quantitativa do óleo;
PMI	Ponto morto inferior da pista;
PMS	Ponto morto superior da pista;
RCP	Região central da pista;
SAE	<i>Society of automotive engineers</i> ;
Str	Parâmetro de Stribeck;
Ver-PF	Ferro fundido vermicular retirado do quadrante de menor espessura;
Ver-PG	Ferro fundido vermicular retirado do quadrante de maior espessura;
VTL	<i>Virtual Tribology Laboratory</i> ;
ZDDP	Ditiofosfato de zinco.

## LISTA DE SÍMBOLOS

$A$	Área da grafita [ $\mu\text{m}^2$ ];
$A_r$	Área real de contato [ $\mu\text{m}^2$ ];
$A_i$	Área de contato de uma única aspereza modelada como uma calota esférica [ $\mu\text{m}^2$ ];
$A_o$	Área nominal de contato [ $\mu\text{m}^2$ ];
$CP$	Comprimento de pista no ensaio tribológico [mm];
$\overline{COF_e}$	Média do coeficiente de atrito energético considerando subida e descida do anel [-];
$COF_m$	Coeficiente de atrito cinético médio para o semi-ciclo [-];
$COF_e$	Coeficiente de atrito cinético energético para o semi-ciclo [-];
$COF_T$	Coeficiente de atrito teórico [-];
$E_1$	Módulo de elasticidade do contra-corpo [GPa];
$E_2$	Módulo de elasticidade do corpo [GPa];
$E_t$	Energia dissipada em um semi-ciclo devido ao atrito [Nmm];
$d$	Distância entre a linha de referência e o plano liso [ $\mu\text{m}$ ];
$f$	Frequência de ensaio tribológico [Hz];
$F_1(\varphi)$	Probabilidade do contato acontecer a determinada altura [-];
$F_{at}$	Força de atrito do par tribológico [N];
$FC$	Fator de circularidade [-];
$F_N$	Força normal aplicada na interface do contato do par tribológico [N];
$H$	Macro dureza [Pa];
$h$	Espessura do filme de filme de óleo [ $\mu\text{m}$ ];
$h_{\text{mín}}$	Espessura mínima de filme de óleo [ $\mu\text{m}$ ];
$L$	Comprimento do arco de contato entre o par tribológico [mm];
$L'$	Largura do corpo de prova retirado do cilindro do bloco do motor [mm];
$m_1$	Comprimento do maior eixo da grafita [ $\mu\text{m}$ ];
$m_2$	Comprimento do menor eixo da grafita [ $\mu\text{m}$ ];
$N$	Rotação do eixo [rpm];
$p$	Perímetro da grafita [ $\mu\text{m}$ ];
$P_g$	Partículas grandes encontradas no óleo ( $> 5 \mu\text{m}$ );
$P_{\text{máx}}$	Pressão máxima do contato entre corpo e contra-corpo [MPa];
$P_{\text{média}}$	Pressão média do contato entre corpo e contra-corpo [MPa];
$P_p$	Partículas pequenas encontradas no óleo ( $< 5 \mu\text{m}$ );
$RA$	Razão de aspecto [-];
$Rk$	Parâmetro 2D equivalente ao $Sk$ [ $\mu\text{m}$ ];
$Rpk$	Parâmetro 2D equivalente ao $Spk$ [ $\mu\text{m}$ ];
$Rvk$	Parâmetro 2D equivalente ao $Svk$ [ $\mu\text{m}$ ];
$Sq$	Média aritmética das alturas da rugosidade [ $\mu\text{m}$ ];
$Sds$	Densidade de picos das asperezas [ $\text{mm}^{-2}$ ];
$Sdq$	Média quadrática da inclinação das asperezas [-];
$Sk$	Parâmetro da curva de razão de material associada à altura central ( <i>Core height</i> ) [ $\mu\text{m}$ ];
$Sku$	Medida do achatamento da distribuição de alturas ( <i>Kurtosis</i> ) [-];

$Spk$	Parâmetro da curva de razão de material associada à altura de pico reduzida ( <i>Reduced peak height</i> ) [ $\mu\text{m}$ ];
$Spq$	Média quadrática da rugosidade do platô [ $\mu\text{m}$ ];
$Sq$	Média quadrática das alturas da rugosidade [ $\mu\text{m}$ ];
$Sq_1$	Parâmetro de rugosidade $Sq$ para o cilindro [ $\mu\text{m}$ ];
$Sq_2$	Parâmetro de rugosidade $Sq$ para o anel [ $\mu\text{m}$ ];
$Sq_{eq}$	Parâmetro de rugosidade $Sq$ equivalente [ $\mu\text{m}$ ];
$Sr1$	Razão de área superior ( <i>Upper bearing area</i> ) [%];
$Sr2$	Razão de área inferior ( <i>Lower bearing area</i> ) [%];
$Ssc$	Média aritmética da curvatura das asperezas [ $\text{mm}^{-1}$ ];
$Ssk$	medida da assimetria da distribuição de alturas ( <i>Skewness</i> ) [-];
$Svk$	Parâmetro da curva de razão de material associada à altura de vale reduzida ( <i>Reduced valley height</i> ) [ $\mu\text{m}$ ];
$V$	Velocidade instantânea do ciclo do ensaio tribológico [m/s];
$V_1$	Velocidade tangencial da ferramenta de brunimento [m/s];
$V_2$	Velocidade axial da ferramenta de brunimento [m/s];
$V_{m\acute{a}x}$	Velocidade máxima do ciclo do ensaio tribológico [m/s];
$Z_i$	Altura do topo de determinada aspereza em relação a linha de referência [ $\mu\text{m}$ ];
$Z_s$	Altura média do topo das asperezas ( <i>summits</i> ) [ $\mu\text{m}$ ];
$\alpha$	Parâmetro do modelo de McColl (1986);
$\beta$	Raio da aspereza [ $\mu\text{m}$ ];
$\Delta t$	Período de aquisição de dados no aparato [s];
$\lambda$	Parâmetro de filme [-];
$\psi$	Índice de plasticidade [-];
$\sigma_{Z_s}$	Desvio padrão da altura do topo das asperezas ( <i>summits</i> ) [ $\mu\text{m}$ ];
$\Pi_{GW}$	Produtório do modelo de Greenwood e Williamson [-];
$\eta$	Densidade das asperezas na superfície rugosa [ $\text{mm}^{-2}$ ];
$\theta$	Ângulo de brunimento [°];
$\tau$	Viscosidade absoluta [Pa.s ou cP];
$\xi$	Viscosidade cinemática [cS];
$\rho$	Densidade do lubrificante;
$\nu_1$	Coefficiente de Poisson do contra-corpo [-];
$\nu_2$	Coefficiente de Poisson do corpo [-];
$\omega$	Rotação angular do eixo [rad/s];

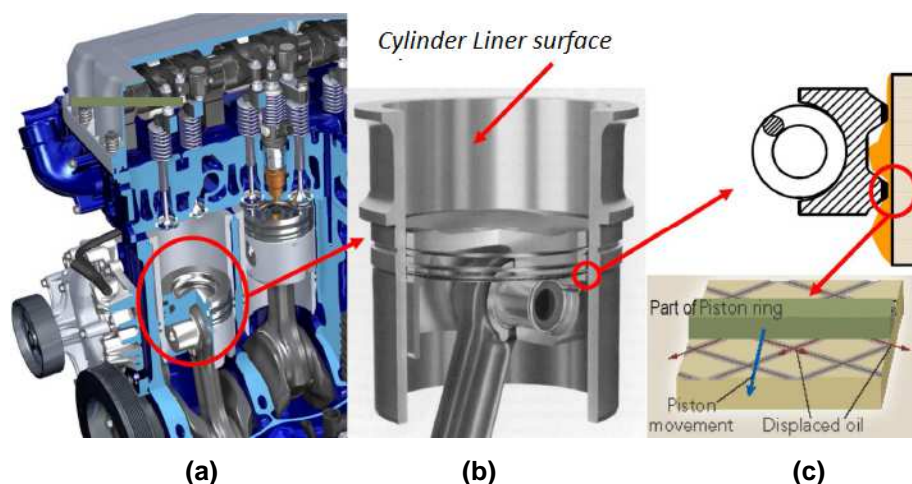
## SUMÁRIO

Termo de aprovação .....	i
Agradecimentos .....	ii
Resumo .....	iv
Abstract .....	v
Lista de figuras .....	vi
Lista de tabelas .....	xiv
Lista de abreviaturas e siglas.....	xvi
Lista de símbolos .....	xvii
1 Introdução .....	1
1.1 Oportunidade.....	4
1.2 Objetivos.....	5
1.3 Justificativa .....	5
2 Revisão bibliográfica.....	10
2.1 Ferros fundidos.....	10
2.1.1 Ferro fundido cinzento .....	13
2.1.2 Ferro fundido vermicular .....	14
2.2 Brunimento .....	16
2.2.1 Metal dobrado .....	21
2.2.1.1 Quantificação de metal dobrado.....	23
2.3 Lubrificação .....	25
2.3.1 Óleos lubrificantes para motores de combustão interna .....	33
2.3.1.1 Aditivos .....	36
2.4 Tribologia de motores de combustão interna .....	45
2.4.1 Parâmetros de contato.....	51
3 Materiais e métodos.....	61
3.1 Materiais .....	61
3.1.1 Ferros fundidos .....	61
3.1.2 Anel de pistão .....	63
3.1.3 Óleo lubrificante .....	64
3.2 Aparato para ensaio tribológico.....	65
3.2.1 Adaptação para ensaio tipo anel sobre cilindro.....	66
3.2.2 Preparação das amostras para ensaio tribológico .....	70
3.2.3 Processamento de sinais do aparato e parâmetros de avaliação.....	71
3.2.4 Estudo da distribuição de pressão no contato do par tribológico .....	74
3.3 Procedimentos para caracterização dos materiais .....	77
3.3.1 Ferros fundidos .....	78
3.3.1.1 Metalografia: microestrutura e quantificação de grafita .....	79
3.3.1.2 Micro e macrodureza .....	81
3.3.1.3 Avaliação topográfica .....	81
3.3.1.4 Quantificação de metal dobrado.....	83
3.3.2 Camada nitretada do anel do pistão .....	87
3.3.2.1 Metalografia .....	87
3.3.2.2 Microdureza .....	87
3.3.2.3 Difração por Raios-X .....	87
3.3.3 Viscosidade do óleo Lubrificante .....	88
3.4 Planejamento dos ensaios tribológicos .....	88
3.4.1 Ensaios de curta duração para avaliar repetibilidade do tribômetro em relação ao coeficiente de atrito .....	88

3.4.2	Ensaio de curta duração para avaliar a dinâmica do COF nos semi-ciclos .....	89
3.4.3	Ensaio de longa duração para avaliar o coeficiente de atrito e o desgaste .....	90
4	Resultados e discussão .....	96
4.1	Caracterização microestrutural dos materiais .....	96
4.1.1	Camada nitretada do anel do pistão .....	96
4.1.2	Ferros fundidos .....	98
4.2	Viscosidade do óleo lubrificante .....	105
4.3	Topografia das superfícies brunidas e metal dobrado .....	105
4.4	Ensaio tribológico .....	120
4.4.1	Ensaio de curta duração para avaliar repetibilidade do tribômetro em relação ao coeficiente de atrito .....	120
4.4.2	Ensaio de curta duração para avaliar dinâmica do COF nos semi-ciclos .....	124
4.4.3	Ensaio de longa duração para avaliar o coeficiente de atrito e o desgaste .....	130
4.4.3.1	Coeficiente de atrito cinético .....	131
4.4.3.2	Avaliação topográfica .....	148
4.4.3.3	Parâmetros de contato e índice de mérito tribológico .....	162
4.4.3.4	Quantificação de metal dobrado e mecanismos de desgaste .....	169
5	Conclusões .....	183
6	Propostas para trabalhos futuros .....	188
	Referências .....	189
	Apêndice A – Produção científica do período .....	203
	Apêndice B - Avaliação do óleo lubrificante após ensaios de longa duração .....	204
	Anexo A – Óleo lubrificante SAE 30 .....	207

## 1 INTRODUÇÃO

O sistema tribológico formado por pistão-anel-cilindro, apresentado na Figura 1.1, é muito estudado e apontado como um dos mais importantes sistemas dentro de um bloco de motor de combustão interna (MCI) (TAYLOR, 1998). Em cada ciclo de movimento, este conjunto é submetido a distintas condições de lubrificação (BULSARA *et al.*, 2013) – e ainda a variações rápidas de temperatura e pressão (PRIEST *et al.*, 2000).



**Figura 1.1 – Detalhes de um Motor de combustão interna: (a) Vista em corte evidenciando os cilindros (b) Conjunto pistão-anel-cilindro (c) Contato entre um anel dos anéis e a superfície do cilindro.**

Fonte: Adaptado de Dimkovski (2011)<sup>1</sup>.

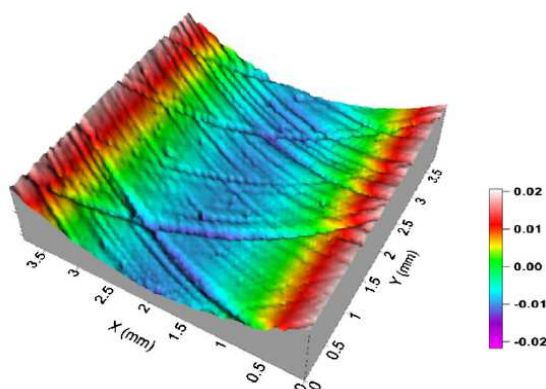
Em fabricação seriada, comumente o acabamento dos furos dos cilindros dos MCI's são obtidos por brunimento (SABEUR *et al.*, 2013). Este é um processo mecânico de usinagem por abrasão empregado no acabamento de peças e que utiliza ferramentas de gume com geometria não definida (CARVALHO, 2007). A ferramenta, denominada brunidor, é forçada contra a superfície do furo em movimentos simultâneos de rotação e oscilação (SABEUR *et al.*, 2013). A superfície brunida tem características típicas e a sua textura pode ser dividida em platôs e sulcos. Um exemplo é apresentado na Figura 1.2.

Os platôs dos cilindros são, geralmente, relacionados aos fenômenos de atrito e de desgaste, pois são as regiões da superfície em que há o contato mecânico com os anéis do pistão. Já os sulcos estão associados à lubrificação e funcionam como

<sup>1</sup> As Figuras e Tabelas sem identificação explícita da fonte foram produzidas pelo autor desta Tese.



reservatórios (MEZGHANI *et al.*, 2012), formando uma rede de canais por onde o óleo pode fluir (CORRAL; CALVET, 2011). A topografia do cilindro tem influência significativa no desempenho tribológico do MCI (*ibid.*) afetando o atrito, o desgaste, a vida útil do MCI e a emissão de poluentes (LAWRENCE; RAMAMOORTHY, 2013).



**Figura 1.2 – Imagem obtida por interferometria de luz branca da textura típica de uma superfície brunida.**

**Fonte: Adaptado de Sabeur *et al.* (2013).**

Do ponto de vista da manufatura, o custo para a usinagem das superfícies dos cilindros representa parcela significativa do custo total de produção de um MCI. Em busca de redução de tempos de usinagem no brunimento, processos tradicionais que utilizavam partículas abrasivas de carboneto de silício foram substituídos por diamante. Apesar dos ganhos produtivos, algumas características indesejáveis como maior quantidade de material deformado é evidenciada (TUNG; EMLEY, 2002). Estas porções de material, também conhecidas como *folded metal* (FM) ou *blechmantel*, tendem a obstruir os sulcos e posteriormente podem ser desprendidas durante a operação do motor (*ibid.*). Com isso, há tendência de riscamento no sentido axial do cilindro, o que permite a passagem de óleo para a câmara de combustão e combustível para o cárter (PAPADOPOULOS *et al.*, 2007).

Em contra partida, a verificação da qualidade da superfície brunida ainda é deficiente. São necessários, geralmente, confrontos entre informações qualitativas; o que torna a análise parcial e dependente do juízo do avaliador. Soma-se, ainda, a falta de abrangência para a análise de todos os aspectos exigidos para o correto julgamento da qualidade do processo. De todo modo, os parâmetros não são de simples avaliação e seu emprego no controle produtivo é complicado.

A Figura 1.3 apresenta um exemplo de utilização das técnicas atuais para a quantificação, especificamente, do FM. As imagens, obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV), são de uma superfície brunida de um MCI de ferro fundido. Observam-se geometrias distintas, variando de formas contínuas até contornos fechados (CABANETTES, 2005). A identificação geométrica apresentada na Figura 1.3(b), conforme evidenciado a seguir, permite questionar se estes defeitos podem ser relacionados com as características microestruturais do material usinado.

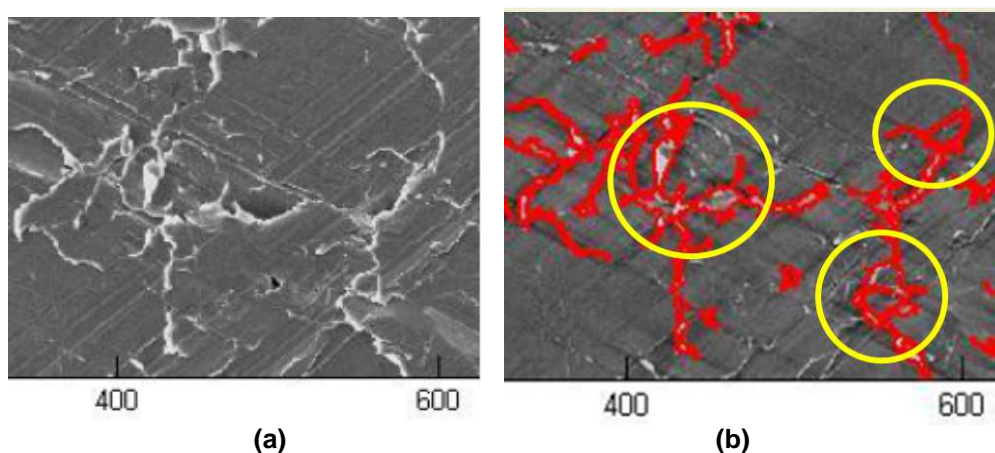
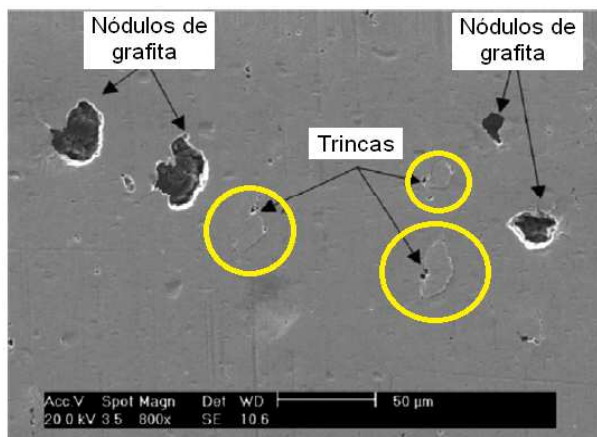


Figura 1.3 – Imagens obtidas por MEV de superfície brunida: (a) sem filtro (b) com filtros e identificação de irregularidades e metal dobrado.

Fonte: Adaptado de Cabanettes (2005).

Usualmente, empregam-se os ferros fundidos cinzentos e vermiculares para a fabricação dos MCI, sendo que as ligas que compreendem a grande maioria destas aplicações são as pertencentes às classes 250 e 450, respectivamente (GUESSER, 2009). Estes materiais são ligas ferrosas com teores de carbono acima de 2,14% e que possuem grafita em sua microestrutura (CALLISTER, 2007). A Figura 1.4 apresenta uma imagem obtida por MEV da superfície de uma amostra de ferro fundido nodular submetido a ensaio tribológico. Percebem-se regiões com trincas relacionadas à presença de nódulos de grafita subsuperficiais e alguns nódulos de grafita já expostos (BRUNETTI *et al.*, 2007). Estas trincas podem ser geradas tanto por processo de fabricação como por tensões impostas por contato mecânico em aplicações tribológicas. Após o surgimento das trincas, porções de material podem ser desprendidas, formando *debris* e, evidenciando a grafita.



**Figura 1.4 – Imagem obtida por MEV da superfície de uma amostra de ferro fundido nodular, submetida a ensaio tribológico, com a presença de trincas e nódulos de grafita expostos. Fonte: Brunetti *et al.* (2007).**

Assim, alguns contornos apresentados na Figura 1.3(b) podem estar associados a trincas devido à presença de grafita subsuperficial. Além de que, a quantidade de grafitas expostas pode estar relacionada diretamente com a quantidade de material deformado nas superfícies durante o processo de brunimento.

### 1.1 Oportunidade

Encontram-se na literatura muitos trabalhos que estudam a influência da texturização e de diferentes características topográficas das superfícies brunidas no coeficiente de atrito e no desgaste. Citam-se os trabalhos de: Galda *et al.* (2009) e Grabon *et al.* (2013) que estudaram o efeito de *dimples*; Tomanik (2008) que avaliou a influência de texturas a laser e diferentes acabamentos da superfície brunida; Johansson *et al.* (2011) que investigaram a relação do coeficiente de atrito com a rugosidade; Guermat *et al.* (2011) que caracterizaram vários revestimentos para os cilindros em termos de coeficiente de atrito e desgaste; entre outros.

Ainda muitos estudos são orientados para avaliação do efeito das características do óleo lubrificante. Citam-se: Lenauer *et al.* (2015) que avaliaram a formação de tribofilmes com lubrificantes alterados artificialmente; Profito *et al.* (2013) que estudaram alterações de viscosidade e inclusão de aditivos em óleos lubrificantes; entre outros.

No entanto, são raros os trabalhos que estudam a influência da microestrutura no comportamento tribológico das superfícies brunidas em um contato anel-cilindro.

Deste modo, traz-se à tona uma oportunidade para o desenvolvimento de pesquisas dentro deste contexto.

## 1.2 Objetivos

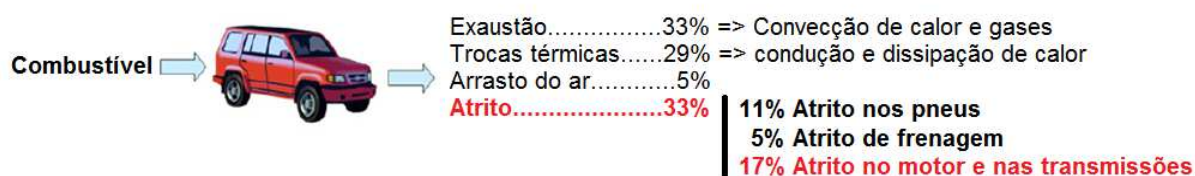
Esta Tese teve como objetivo principal investigar os efeitos da microestrutura dos ferros fundidos cinzento e vermicular na ocorrência de metal dobrado em superfícies brunidas; e avaliar o desempenho tribológico destes materiais em ensaios de bancada do tipo anel sobre cilindro. Os efeitos da microestrutura foram obtidos com a avaliação de duas espessuras de parede de cilindro de bloco de motor de combustão interna, as quais são associadas a taxas de resfriamento distintas. Alguns objetivos secundários realizados, e necessários para a pesquisa, são listados a seguir:

- i) Desenvolvimento de uma rotina para quantificação de metal dobrado em superfícies brunidas;
- ii) Buscar evidências e resultados que demonstrem a relação entre a grafita e a ocorrência de metal dobrado;
- iii) Monitorar o comportamento do metal dobrado em ensaios do tipo anel sobre cilindro;
- iv) Proposta de um parâmetro para comparação do desempenho tribológico dos materiais em função das características de desgaste e do coeficiente de atrito cinético;
- v) Avaliar a influência da espessura de parede do cilindro na microestrutura dos ferros fundidos;
- vi) Projeto, construção e avaliação de um dispositivo para permitir a execução de ensaio tipo anel sobre cilindro lubrificado em movimento *reciprocating*.

## 1.3 Justificativa

De todo o potencial energético que é gerado pelos MCI, uma parcela significativa é dissipada em trocas térmicas e convecção de gases. Observam-se, também, gastos energéticos para vencer o arrasto imposto pelo ar e o atrito dos mecanismos de transmissão. A Figura 1.5 apresenta uma análise, de dissipação de

energia, para um veículo de passeio transitando a uma velocidade de 60 km/h. Nota-se que 33% das perdas estão associadas ao atrito e 17% destas são relacionadas ao motor e às transmissões (HOLMBERG *et al.*, 2012). Especificamente, com relação às perdas do MCI, estas estão vinculadas à energia gasta para vencer a força de atrito entre o conjunto pistão-anel e o cilindro. Assim, depois da energia dissipada com o calor, o atrito é o segundo maior fator de redução da eficiência em um MCI (WILL, 2012).



**Figura 1.5 – Dissipação de energia em um veículo de passeio com velocidade de 60km/h.**  
 Fonte: Adaptado de Holmberg *et al.* (2012).

Ademais, estima-se que o segmento de transporte consuma cerca de 20% de toda a energia gerada no mundo; e dentro do segmento 72% da energia é empregada no transporte rodoviário. Dentro deste contexto, os carros de passeio utilizam 45% da energia e são responsáveis por aproximadamente 40% da emissão de CO<sub>2</sub>. Estima-se que no ano de 2009 foram utilizados 208 bilhões de litros de combustível, gasolina e diesel, somente para vencer a força de atrito em veículos de passeio (HOLMBERG *et al.*, 2012). Estudos realizados, nos Estados Unidos, mostraram que reduções de atrito e desgaste em MCI e transmissões podem trazer uma economia de até US\$ 120 bilhões por ano para aquele país (MEZGHANI *et al.*, 2012).

Will (2012) informa que, historicamente o maior foco no desenvolvimento de MCI, em um viés tribológico, era o incremento de sua durabilidade. Contudo, a população de veículos (incluindo carros, ônibus e caminhões) alcançou um bilhão de unidades no ano de 2010 e estimativas apontam que em 2035 este número deve saltar para dois bilhões (BERGGREN; MAGNUSSON, 2012). Diante deste fato, somado ao aumento do custo do combustível e de preocupações com o aquecimento global, o foco principal voltou-se para estudos que resultem em redução da emissão de poluentes e do consumo de combustível (TUNG; MCMILLAN, 2004). O departamento de energia dos EUA, preocupado com a

grandiosidade destes números, realizou um encontro para discutir a necessidade urgente de pesquisas focadas na redução de atrito e de desgaste no segmento de transporte (MEZGHANI *et al.*, 2012).

Segundo Holmberg *et al.*, (2012) potenciais modos de redução de atrito em veículos de passeio estão relacionados com aplicação de revestimentos na superfície do cilindro, uso de lubrificantes com características de baixo atrito e controle da textura das superfícies no processo produtivo. Segundo Mezghani *et al.* (2012), o controle da textura das superfícies, em particular, pode contribuir para a redução de atrito e de consumo de óleo, resultando em um MCI com maior rendimento, menor consumo de combustível e redução na emissão de gases poluentes. Deste modo, a caracterização da superfície está diretamente relacionada com sua manufatura e funcionalidade (SABEUR *et al.*, 2013).

Mezghani *et al.* (2012) avaliaram o comportamento do COF através de simulações de um modelo determinístico de lubrificação para superfícies brunidas. As superfícies brunidas modeladas são apresentadas na Figura 1.6. Os resultados, apresentados na Figura 1.7, mostraram que o COF teve diferença de até 50 % quando todos os sulcos são interrompidos.

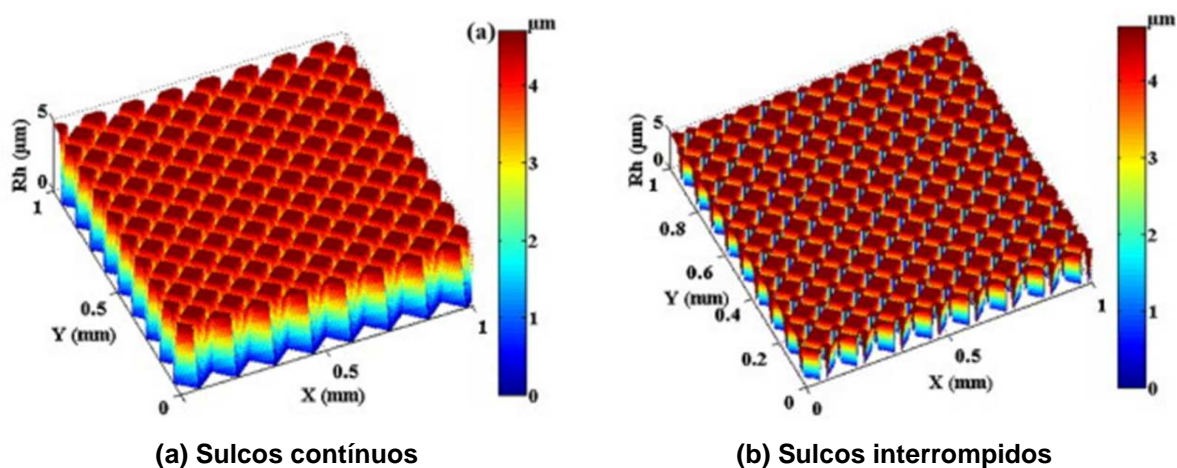
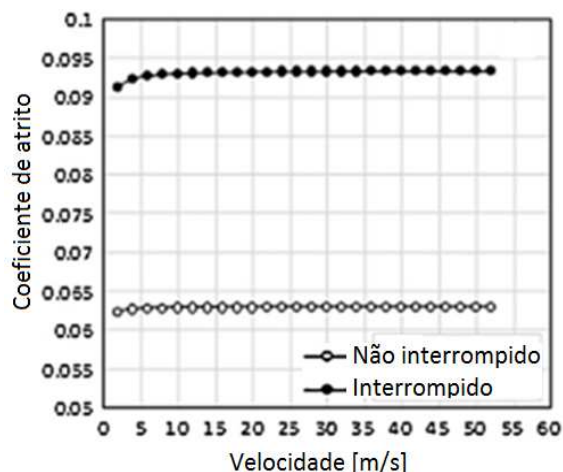
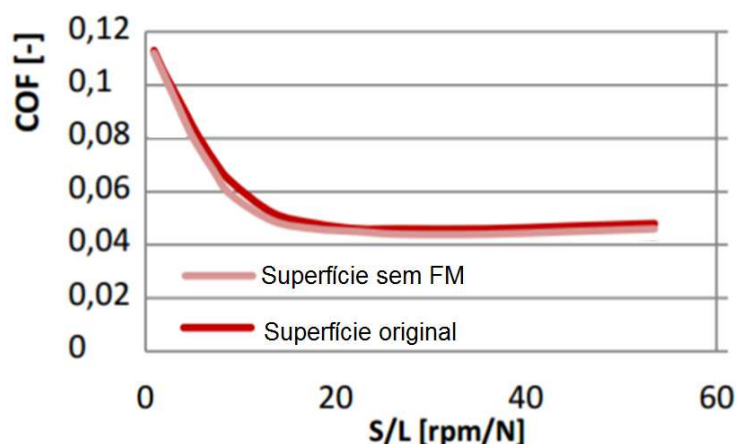


Figura 1.6 – Modelo de superfície brunida para avaliação da interrupção de sulcos no COF.  
Fonte: Adaptado de Mezghani *et al.* (2012).



**Figura 1.7 – Comparação entre o coeficiente de atrito para superfícies brunidas com sulcos interrompidos e não interrompidos.**  
 Fonte: Adaptado de Mezghani *et al.* (2012).

Contudo, Profito *et al.* (2014) obtiveram resultados diferentes quando compararam superfícies brunidas reais com superfícies que tiveram a remoção computacional de FM. O COF foi obtido em simulação de um modelo determinístico de lubrificação de regime misto. As principais conclusões foram que as superfícies sem FM têm melhor capacidade de carregamento hidrodinâmico, o que resulta em menor COF em regime misto e limítrofe. Ainda assim, o efeito do FM no COF foi relativamente muito menor do que o encontrado por Mezghani *et al.* (2012), conforme apresenta na Figura 1.8. Segundo os pesquisadores a explicação para o COF ter pouca influência do FM deve-se à pequena quantidade de FM na superfície brunida estudada que foi de 5 %.



**Figura 1.8 – Comparação entre o COF em superfícies brunidas com e sem metal dobrado em simulações de modelo determinístico de lubrificação de regime misto.**  
 Fonte: Adaptado de Profito *et al.* (2014).

Diante do exposto, fica notório que a otimização da topografia da superfície dos cilindros é demandada por questões produtivas, de eficiência, consumo e, ainda, ambientais. Assim, estes estudos têm alta prioridade para a indústria automobilística e a sociedade. Com isso, verifica-se a relevância do presente estudo, que busca correlacionar a microestrutura de ferros fundidos, com ênfase na grafita, com a ocorrência de metal dobrado.



## 2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

### 2.1 Ferros fundidos

Segundo Guesser (2009) ferros fundidos são ligas ternárias de ferro, carbono e silício e que contém vários elementos de liga e impurezas. Estas ligas ferrosas contém teores de carbono acima de 2,11 % (ASM *Metals Handbook* v.1, 1990). Esta quantidade de carbono, acima da solubilidade deste elemento na austenita, propicia a formação de uma fase denominada grafita (CHIAVERINI, 2012).

Os microconstituintes, de ferros fundidos com grafita, são similares aos dos aços, com presença de ferrita, perlita, martensita, entre outros. A grafita, em particular, apresenta resistência mecânica baixa e sua distribuição e morfologia afeta de modo significativo as propriedades do ferro fundido (GUESSER, 2009).

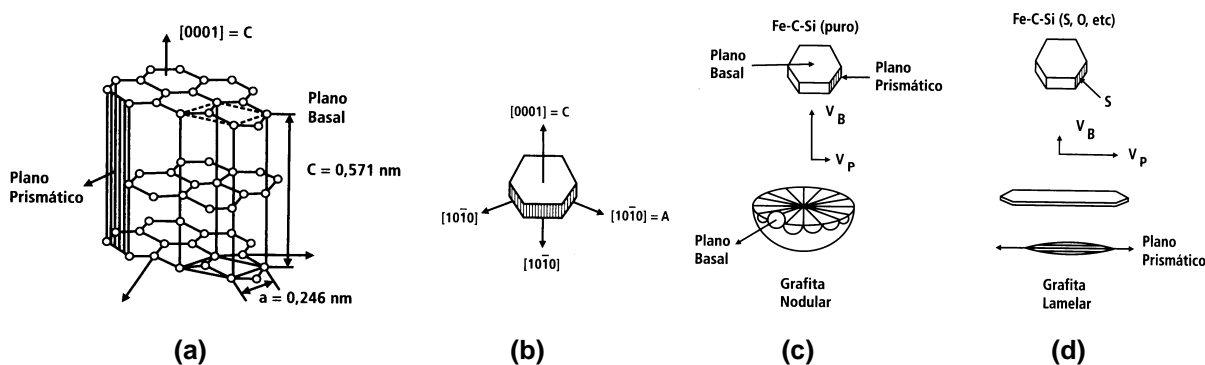
Os ferros fundidos são classificados em famílias, cujas características estão associadas com a grafita ou alguma propriedade mecânica do material. As principais famílias são:

- Ferro fundido cinzento;
- Ferro fundido vermicular;
- Ferro fundido nodular;
- Ferro fundido maleável;
- Ferro fundido branco.

Os ferros fundidos apresentam grande aplicação industrial, sendo uma delas os blocos de motor de combustão interna (MCI). Estes são fabricados, essencialmente, utilizando ferro fundido cinzento e ferro fundido vermicular (GUESSER, 2009).

A grafita tem estrutura hexagonal e sua forma final depende da direção de crescimento preferencial no plano basal ou prismático, conforme ilustrado na Figura 2.2. Para ligas puras de ferro-carbono-silício, devido à baixa energia interfacial do plano basal com o líquido, o crescimento é favorecido na direção C, tendo como resultado grafita nodular. Contudo, a presença de oxigênio e enxofre reduzem a energia interfacial do plano prismático, pois a absorção se dá de modo preferencial neste plano. Com isso, o crescimento acontece preferencialmente na direção A, tendo como consequência grafita lamelar. Os elementos oxigênio e enxofre estão

presentes na maioria dos ferros fundidos comerciais; assim, grafita lamelar é a forma mais recorrente. O magnésio, por sua vez, tem forte característica desoxidante e dessulfurante. Com isso, a sua presença remove o oxigênio e o enxofre da liga, favorecendo o crescimento basal e a formação de grafita nodular.



**Figura 2.1 – Explicação para forma da grafita: (a) Estrutura hexagonal da grafita (b) Direções cristalográficas (c) Crescimento da grafita em nódulos - plano basal (d) Crescimento da grafita em veios - plano prismático.**

Fonte: Adaptado de Guesser (2007 apud GRUZLEWSKI, 2000)<sup>2</sup>.

Acrescenta-se, contudo, que a formação e morfologia da grafita está diretamente relacionada com: taxa de resfriamento, composição química da liga e tratamentos térmicos (SMALLMAN e NGAN, 2007). A taxa de resfriamento, em particular, é dependente da espessura da seção da peça fundida. Deste modo, seções mais finas conduzem a microestruturas com pouca quantidade de grafita; já para as seções mais espessas, observa-se grande quantidade desta fase (CHIAVERINI, 2012). Constata-se, também, variações de algumas propriedades mecânicas do ferro fundido com a espessura da parede. A resistência à tração, por exemplo, tende a apresentar menores valores para peças mais delgadas (*ibid.*).

Segundo Mocellin (2007) a espessura da parede do cilindro de blocos de MCI apresentam variação radial e axial, conforme mostrado na Figura 2.2. Estas diferenças na espessura impõem distintas taxas de resfriamento, resultado em alterações na microestrutura dos ferros fundidos (GUESSER, 2009).

<sup>2</sup> GRUZLEWSKY, J.E. Microstructure development during metalcasting, American Foundry Society (AFS), 2000.

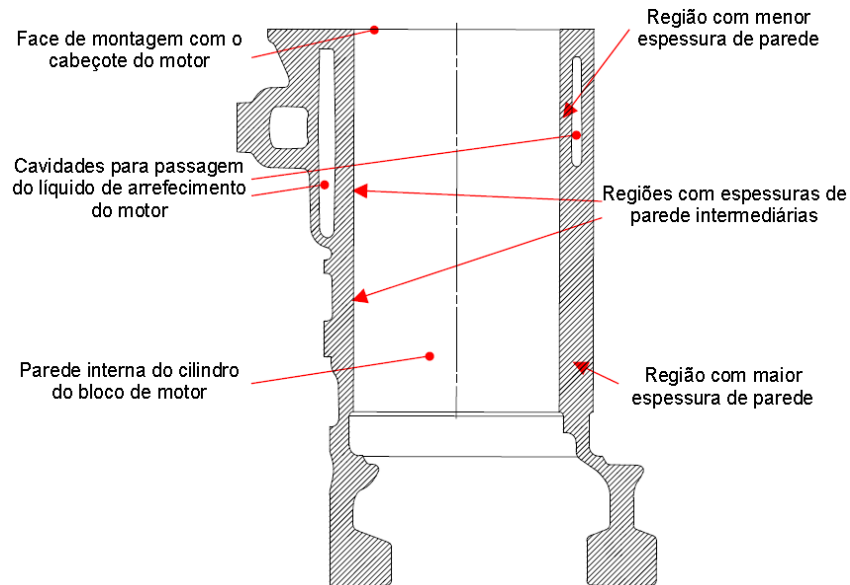


Figura 2.2 – Seção transversal de um bloco integral na região do cilindro

Fonte: Mocellin (2007).

Menores taxas de resfriamento – associadas a maiores espessuras – favorecem o crescimento das grafitas nos ferros fundidos (GUESSER, 2009). Para os ferros fundidos vermiculares, observa-se aumento do tamanho das grafitas, da nodularidade e da fração das fases ferrita e grafita (SHY *et al.*, 2000 e GUESSER *et al.*, 2001)

A microestrutura dos ferros fundidos cinzentos também sofre alterações significativas em função da taxa de resfriamento. Observa-se aumento do tamanho e da fração de grafita. (HECHT *et al.*; 1999 e OLOYEDE *et al.*, 2016). A Figura 2.3 apresenta a diferença na morfologia e distribuição das grafitas em ferro fundido cinzento retiradas de um lingote com espessuras de 3,18 e 12,7 mm.

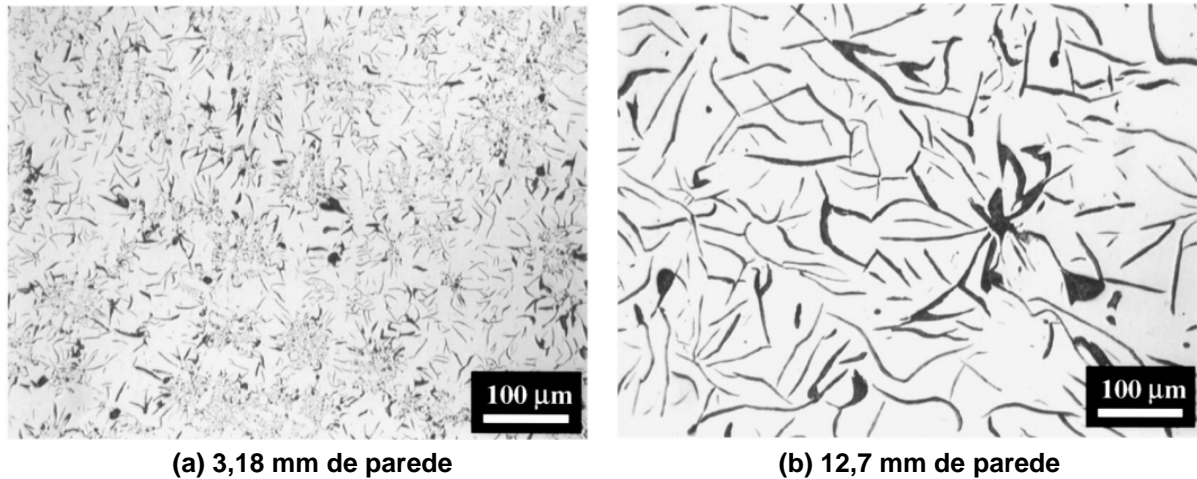


Figura 2.3 – Metalografias evidenciando a diferença na morfologia e na distribuição de grafita em ferro fundido cinzento devido à diferença de espessura de parede.

Fonte: Hecht *et al.* (1999).

### 2.1.1 Ferro fundido cinzento

Os ferros fundidos cinzentos apresentam percentual de carbono e silício que variam de 2,5 a 4% a 1 e 3%, respectivamente. Para a maioria dos casos, a grafita se apresenta em forma de lamelas em uma matriz perlítica ou ferrítica (CALLISTER, 2007). A Figura 2.4 apresenta uma imagem de fofo cinzento, obtida por microscopia óptica, a qual mostra o aspecto típico destas grafitas.

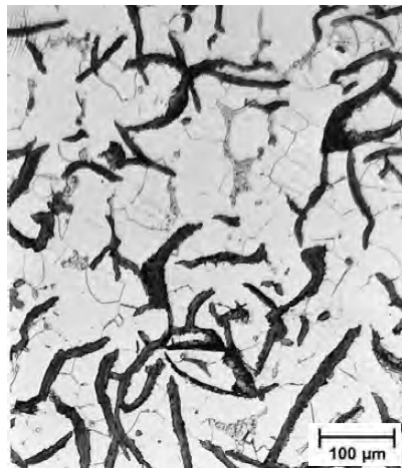
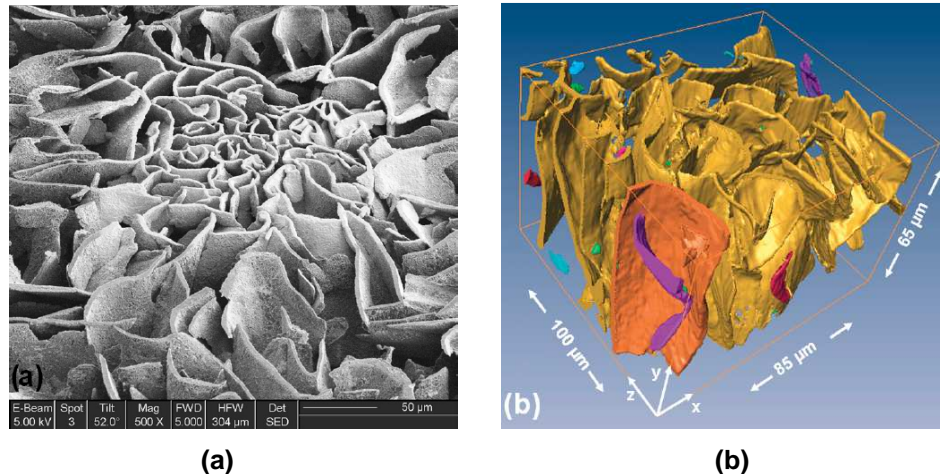


Figura 2.4 – Microscopia óptica típica de ferro fundido cinzento.

Fonte: Callister (2007).

Segundo Colpaert (1974) é importante visualizar a forma tridimensional das grafitas, pois nem sempre avaliações de imagens 2D levam a um correto modelo. A Figura 2.5 mostra imagens que evidenciam as características tridimensionais das grafitas de ferros fundidos cinzentos.



**Figura 2.5 – Grafitas lamelares: (a) Imagem obtida por MEV com ataque profundo da matriz (b) Imagem obtida por tomografia.**  
**Fonte: Velichko et al. (2007).**

Estas grafitas em forma de veios são grandes concentradores de tensão, podendo ser associadas a interrupções da matriz. De modo geral, o aumento da quantidade de grafitas lamelares reduz o módulo de elasticidade. Contudo, esta morfologia é favorável para a condutibilidade térmica e o amortecimento de vibrações (GUESSER, 2009).

### 2.1.2 Ferro fundido vermicular

Os ferros fundidos vermiculares apresentam percentual de carbono e silício que variam de 3,1 a 4% e 1,7 a 3%, respectivamente. As grafitas apresentam-se em forma de vermes, conforme microscopia típica apresentada na Figura 2.6. Ainda, algumas grafitas, menos de 20%, apresentam-se em forma de nódulos. A Figura 2.7 traz imagens que evidenciam as características tridimensionais das grafitas vermiculares. A matriz destes materiais, de modo similar ao ferro fundido cinzento, podem ser ferrítica ou perlítica (CALLISTER, 2007).

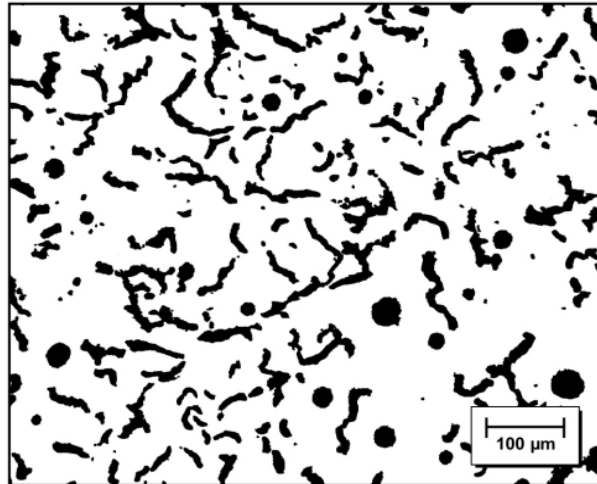


Figura 2.6 – Microscopia óptica típica de ferro fundido cinzento.  
Fonte: Guessser *et al.* (2001).

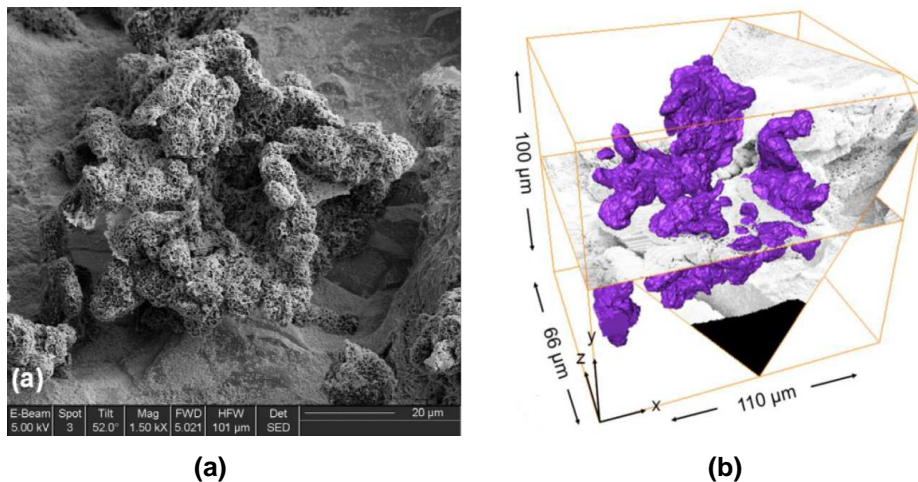


Figura 2.7 – Grafitas vermiculares: (a) Imagem obtida por MEV com ataque profundo da matriz  
(b) Imagem obtida por tomografia.  
Fonte: Velichko *et al.* (2007).

Alguns elementos como: alumínio, bismuto, zircônio, titânio e antimônio são adicionados às ligas com o intuito de provocar a degradação dos nódulos e formação da grafita vermicular (CHIAVERINI, 2012). Nestes materiais, o magnésio tem a função de dificultar a formação das grafitas lamelares (GUESSER, 2009), conforme já explicado na Figura 2.1.

Segundo Guessser (2009) o aumento da porcentagem de grafitas nodulares eleva o módulo de elasticidade do material para valores acima dos encontrados para os ferros fundidos cinzentos. Contudo, deve-se limitar este percentual, pois valores acima de 20% aumentam a tendência de rechupes e prejudicam a usinabilidade e propriedades de amortecimento do material.

## 2.2 Brunimento

O brunimento é definido como um processo de usinagem com ferramenta abrasiva com geometria não definida (KLOCKE, 2009). Este processo teve sua primeira patente em 1921 e, apesar de seu desenvolvimento estar diretamente relacionado ao progresso da indústria de motores, tem encontrado aplicações no acabamento de diversos produtos (VRAC *et al.*, 2012). Um exemplo é o acabamento de flancos de dentes de engrenagem após tratamento térmico (SILVA *et al.*, 2014).

De modo típico, as características de forma e textura da superfície de cilindros de MCI são definidos pela etapa de brunimento. O comportamento tribológico também está diretamente relacionado com essa operação (MOCELLIN, 2007).

O processo de brunimento consiste no movimento de rotação e deslizamento axial da ferramenta de brunimento, conforme esquema da Figura 2.8. As velocidades podem ser decompostas em velocidades tangencial e axial,  $V_1$  e  $V_2$ , sendo o ângulo de *brunimento* ( $\theta$ ) função destas duas velocidades (WANG, 2013). A ferramenta é composta de várias "pedras" (compósitos) de brunimento, as quais são pressionadas radialmente contra a parede do cilindro (CABANETTES *et al.*, 2015). A textura típica da superfície brunida apresenta sulcos em um platô, conforme já apontado na Figura 1.2.

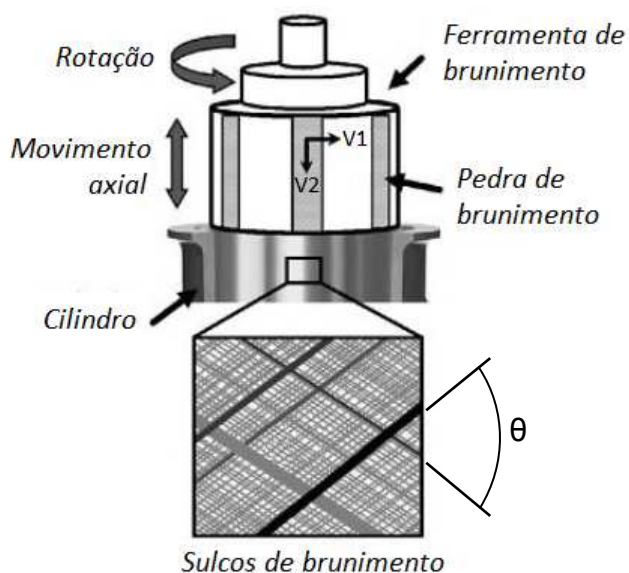


Figura 2.8 – Esquema do processo de brunimento.  
Fonte: Adaptado de Wang (2013).

O principal objetivo deste processo é a criação de uma superfície com atributos específicos (GUO *et al.*, 2011a), dentre os quais, cita-se: topografia, forma, dimensão, nível de deformação superficial, entre outros (GUO *et al.*, 2011b). Além disso, o processo provê: precisão dimensional, redução de erro de circularidade e linearidade e ainda conduz a parâmetros da curva de Abbot-firestone<sup>3</sup> que resultam em melhora no desempenho tribológico (MANSORI *et al.*, 2013). A textura superficial resultante consiste em duas bandas helicoidais localizadas estocasticamente<sup>4</sup> e que aparecem em ângulos específicos e previamente determinados (LEON, 2002). Estas bandas são vales, ou sulcos, que se cruzam em diagonal e que formam um padrão em toda a superfície (HURPEKLI *et al.*, 2014).

Comumente, são necessárias duas, ou até três, etapas denominadas de: desbaste, semi-acabamento e acabamento. Em particular, a última etapa pode ser realizada por brunimento de deslizamento helicoidal, fino ou de platô (MOCELLIN, 2007). O processo de brunimento de platô é o mais utilizado para acabamento de cilindros de MCI (HURPEKLI *et al.*, 2014), com características que garantem simultaneamente uma superfície com rugosidade reduzida e grande habilidade de contenção de óleo (PAWLUS *et al.*, 2014a). Isso prove desempenho tribológico satisfatório para o contato entre anel-cilindro (CABANETTES *et al.*, 2014).

Apesar do controle aplicado durante o processo de brunimento, algumas variações não podem ser evitadas e são observadas tanto em escalas globais (diferenças relacionadas aos blocos e cilindros) quanto em locais (diferenças dentro do mesmo cilindro). Portanto, pode-se considerar essas diferenças inerentes ao processo de brunimento, como mostrado por Cabanettes *et al.* (2015).

A Figura 2.9(a) traz uma representação esquemática da remoção de material durante o processo de acabamento de platô. Observa-se que os picos (em linha tracejada) são removidos com conseqüente redução da rugosidade e formação de um platô. Enfatiza-se que os vales são preservados (KLOCKE, 2009). A Figura 2.9(b) apresenta um perfil esquemático, após o processo de acabamento, no qual se associa as regiões de platô, corpo e vales às características de amaciamento, desgaste e lubrificação, respectivamente.

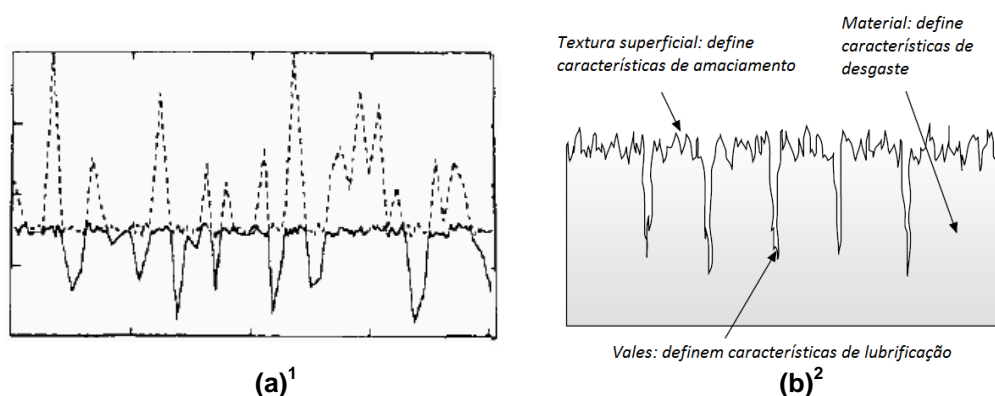
---

<sup>3</sup> Os parâmetros e definição da curva de Abbot-Firestone são apresentados na seção 2.2.

<sup>4</sup> Padrão imprevisível e com origem em eventos aleatórios (CLARKE e DISNEY, 1979).



Deve-se atentar, também, que com o movimento do pistão para baixo, o óleo do motor deve ser raspado para o cárter para nova utilização. O óleo remanescente entra em combustão junto com o combustível, o que aumenta de modo significativo a emissão de gases poluentes. O óleo pode entrar para a câmara de combustão através de espaços, por isso a superfície desejável deve apresentar baixa rugosidade, enquanto os vales provêm adequada quantidade de óleo para a lubrificação (WANG, 2013; HOEN *et al.*, 2009).



**Figura 2.9 – Representação esquemática do perfil de rugosidade do processo de brunimento: (a) remoção de picos (linhas tracejadas) pelo brunimento de platô (b) Regiões associadas às características da superfície.**

**Fontes: Adaptado de Malburg<sup>1</sup> *et al.* (1993) e Whitehouse<sup>2</sup> (1994).**

Mais algumas vantagens podem ser referidas ao acabamento de platô, dentre as quais, enfatiza-se: menor tempo de amaciamento do contato anel-cilindro, redução do desgaste do anel com melhor selamento e redução de contaminação do óleo com partículas de desgaste (WOS e MICHALSKI, 2011; TUNG e EMLEY, 2002). Além disto, a superfície brunida é determinante para a redução de consumo de óleo e de combustível, além dos níveis de emissão de gases do MCI (DROSSEL *et al.*, 2013).

Os sulcos, em particular, têm papel fundamental nas características de lubrificação. Estes constituem um sistema de canais com comunicação nos pontos de interseção. Assim, a especificação do ângulo de brunimento deve levar em conta que o óleo deve ser distribuído de modo uniforme nas direções tangencial e axial, conforme esquema da Figura 2.10.

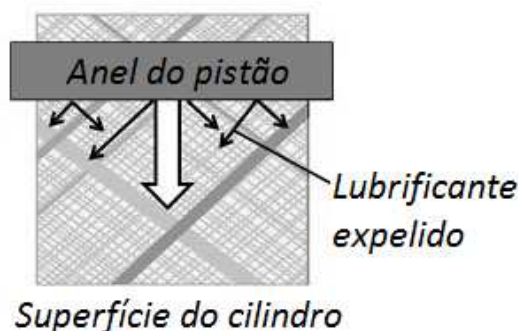
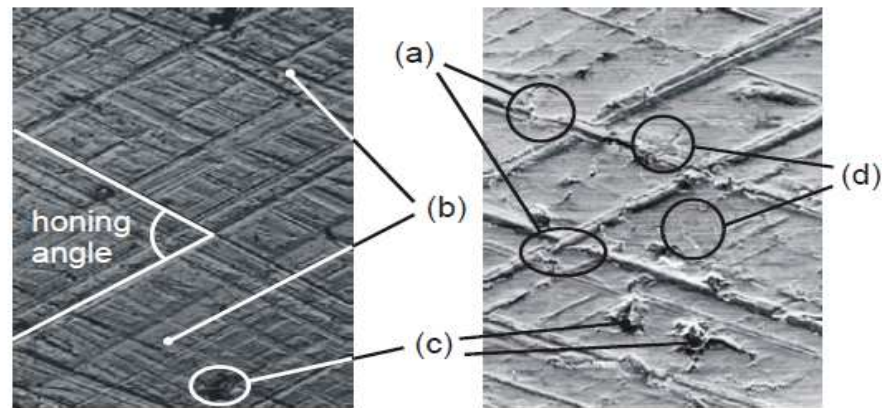


Figura 2.10 – Distribuição de óleo em uma superfície brunida.  
Fonte: Adaptado de Wang (2013).

Ângulos menores que  $30^\circ$  levam a uma menor distribuição de óleo na direção axial, e com isso, tende a ter mais dificuldade de movimentar sobre a superfície. Para ângulos acima de  $90^\circ$ , a lubrificação axial é dominante e neste caso muito óleo é levado para a câmara de combustão. Valores ótimos estão entre  $30$  e  $50^\circ$  (WANG, 2013).

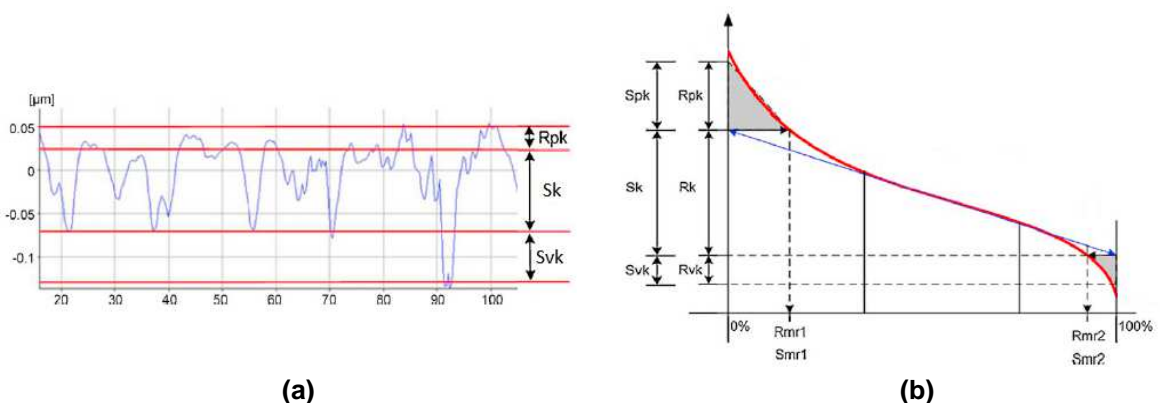
O processo de brunimento apresenta variações dimensionais e de geometria que são inerentes do processo de usinagem (BARARI, 2013). Além disso, conforme evidenciado no Capítulo 1, o processo tradicional de brunimento com abrasivos de carboneto de silício foi substituído por inserto de diamantes. Estima-se que para um conjunto de pedras de diamante sejam fabricados em média 60.000 cilindros contra 70 cilindros com pedras de carboneto de silício. Contudo, o grande inconveniente do brunimento com diamante é que isso deixa mais metal dobrado, ou do inglês *folded metal* (FM) na superfície (TUNG; EMLEY, 2002). Este FM parcialmente cobre os sulcos e interrompe a circulação de óleo e isso pode causar desgaste excessivo, pois a superfície pode não reter quantidade suficiente para prover um filme de óleo adequado (HURPEKLI *et al.*, 2014). Ademais, a interrupção de vales em uma direção, pode causar rotação indesejada dos anéis do pistão (PAWLUS *et al.*, 2014b). A Figura 2.11 apresenta imagens, obtidas por microscopia eletrônica de varredura (MEV), com a indicação de defeitos típicos para uma superfície brunida.



**Figura 2.11 –** Imagens obtidas por MEV de uma superfície brunida com indicação de defeitos típicos. (a) FM e sulcos interrompidos, (b) Sulcos com orientação diferente do ângulo de brunimento, (c) Buracos e corpos estranhos, (d) Trincas sobre grafitas.  
**Fonte:** Adaptado de Leon (2002).

Os parâmetros de rugosidade tem relação direta com o desempenho tribológico das superfícies brunidas, principalmente com relação ao COF e, conseqüentemente, à eficiência do MCI (WOS; MICHALSKI, 2011 e DIMKOVSKI *et al.* 2012) e ao consumo de óleo lubrificante (JOHANSSON *et al.*, 2008).

Os parâmetros de rugosidade 3D da família k ( $Sp_k$ ,  $Sk$  e  $Svk$ ), em especial, são amplamente utilizados para a caracterização de superfícies brunidas (CARVALHO, 2007), para o controle de produção (ROSÉN; ANDERBERG, 2008) e estão relacionados com o desempenho (STOUT *et al.*, 1984). Estes parâmetros são definidos pela norma DIN 4776 (1990), conforme apresentado na Figura 2.12; e são classificados como parâmetros funcionais. Comumente, são denominados de parâmetros de razão de material, ou ainda, de Abbot-Firestone.



**Figura 2.12 –** Definição dos parâmetros de razão de material: (a) Perfil de rugosidade (b) Curva de razão de material.  
**Fonte:** Adaptado de Nwaogu *et al.* (2013).

A Tabela 2.1 apresenta uma comparação dos parâmetros da família k para algumas superfícies de engenharia. Pode-se observar, que de modo característico, o acabamento por brunimento resulta em uma superfície com valores relativamente pequenos de Spk e Sk – equivalentes a um processo de polimento - mas com valores significativamente maiores de Svk, comparáveis a processos mais grosseiros quanto ao acabamento superficial, tais como torneamento e jateamento.

**Tabela 2.1 – Comparação entre os parâmetros da família k para algumas superfícies de engenharia.**

Processo de fabricação	Observação	Spk	Sk	Svk
Torneamento grosseiro <sup>1</sup>	Velocidade de avanço de 0,1 mm/rpm	3,9	10,0	7,6
Torneamento grosseiro <sup>1</sup>	Velocidade de avanço de 0,3 mm/rpm	11,5	14,6	2,7
Eletroerosão <sup>1</sup>	Tempo de pulsação 1,5 ms	7,4	7,6	5,1
Jateamento <sup>1</sup>	-	1,3	2,9	2,8
Polimento <sup>1</sup>	Lixa #1200	0,48	0,34	0,45
Polimento <sup>1</sup>	Lixa #4000	0,32	0,14	0,12
Brunimento <sup>2</sup>	De platô	0,24	0,88	1,94
Brunimento <sup>2</sup>	<i>Helicoidal Sliding</i>	0,07	0,25	1,58

Fontes: Bigerelle e Lost<sup>1</sup> (2007); Mocellin<sup>2</sup> (2007 *apud* SCHMID, 2006)<sup>5</sup>.

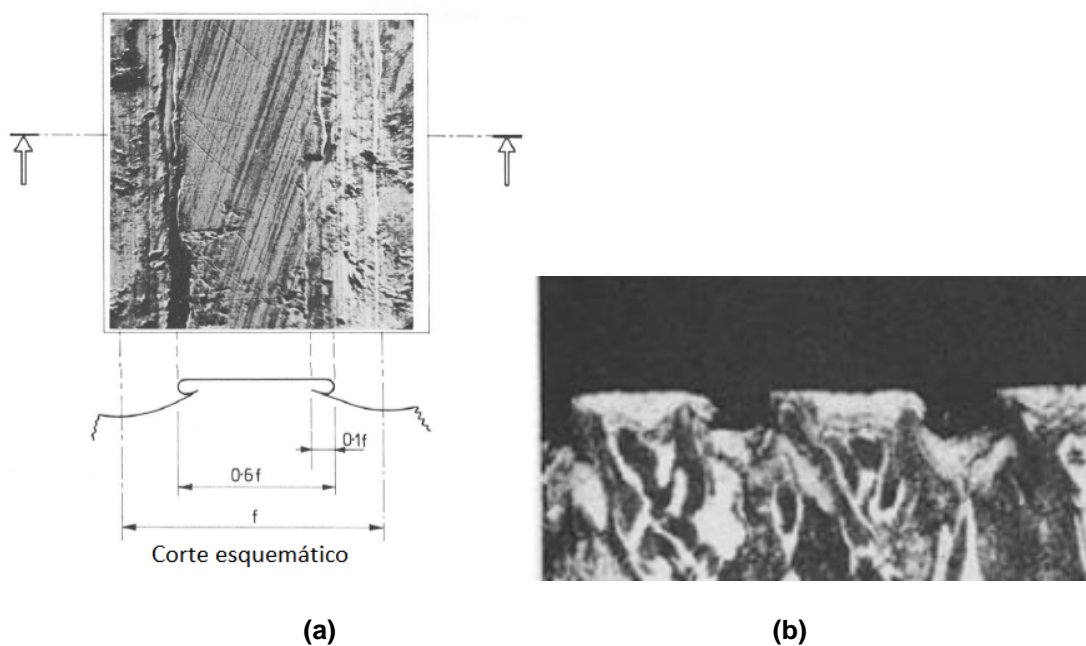
### 2.2.1 Metal dobrado

Segundo Gupte *et al.* (2008) o termo *folded metal* (FM) foi introduzido por Hesling (1963) enquanto estudava o amaciamento das superfícies brunidas. Estas descontinuidades também são conhecidas como *blechmantel* (em alemão), o que em uma tradução livre significaria "cobertura de metal". Comumente é associado às superfícies brunidas, especificamente ao material dobrado que parcialmente cobre um sulco (TUNG; EMLEY, 2002).

Segundo Griffiths (1986), este fenômeno causado por deformação plástica durante a usinagem, não é exclusividade do brunimento. Isso foi evidenciado no seu estudo da integridade da superfície de um furo profundo realizado com broca. A topografia deste furo apresenta um platô que pode ser comparado com os existentes

<sup>5</sup> SCHMID, J. Optimized honing process for cast iron running surfaces. In: VDI SYMPOSIUM - PISTON RUNNING SURFACES, PISTONS AND CONRODS. VDI: Boblingen. 2006.

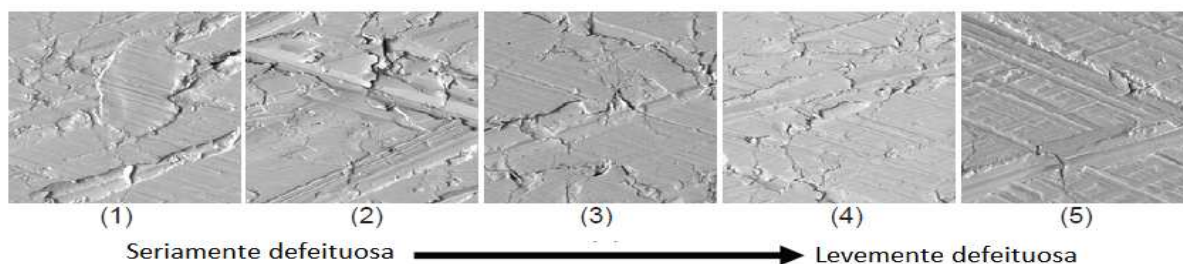
em superfícies brunidas. Segundo o autor ocorre um mecanismo de remoção de material chamado “*burnishing action*”. Deste modo, os fragmentos são forçados para os vales depois de terem sido criados em uma passagem prévia da ferramenta. A Figura 2.13(a) apresenta uma imagem obtida por MEV da superfície do furo, juntamente com um corte esquemático mostrando o FM. Assim, o FM é causado por um complexo processo cíclico de deformação plástica, o qual é responsável pela dobragem das bordas do platô sobre os sulcos. Caracterizações realizadas por Griffiths (1986) revelaram aumento significativo de dureza como resultados de um complexa ação termo-mecânica envolvendo alta pressão, temperatura, alta taxa de deformação e de resfriamento combinadas com ciclos de deformação plástica. Figura 2.13(b) mostra o platô em corte com o material dobrado sobre os sulcos.



**Figura 2.13 – Imagem obtida por MEV de um furo profundo e corte esquemático evidenciando o FM : (a) Vista superior (b) Corte.  
Fonte: Adaptado de Griffiths (1986).**

O FM pode ser despreendido da superfície do cilindro e causar abrasão a três corpos que resultam em ranhuras axiais do cilindro (PAPADOPOULOS *et al.*, 2007). Estas ranhuras tendem causar avarias no funcionamento do motor, como aumentar o consumo de óleo lubrificante e afetar a emissão de gases poluentes (*ibid.*) Deste modo, é necessário evitar este fenômeno e controlá-lo na manufatura dos cilindros de MCI (AURICH *et al.*, 2013). A Figura 2.14 apresenta uma mapa de imagens

obtidas por MEV com uma ordenação de superfícies seriamente até levemente defeituosas em relação ao FM.



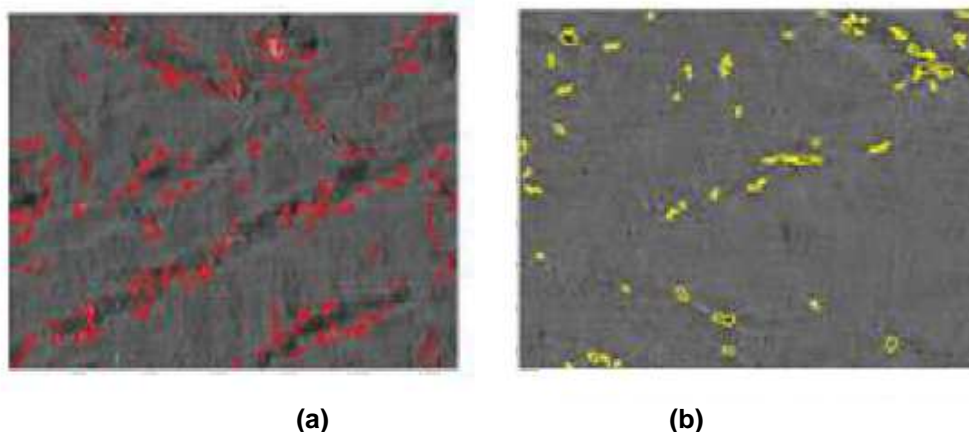
**Figura 2.14 – Ordenação visual, de imagens obtidas por MEV, de superfícies brunidas com diferentes graus de defeito.**

**Fonte: Adaptado de Wang e Leon (2011).**

### 2.2.1.1 Quantificação de metal dobrado

Conforme apontado no Capítulo 1, a substituição de partículas abrasivas de carboneto de silício por diamante, no processo de brunimento de cilindros de MCI, trouxe aumento significativo da produção, mas a necessidade de um melhor controle de qualidade. O ponto principal, era o monitoramento do FM para faixas aceitáveis (BEYERER *et al.*, 2001).

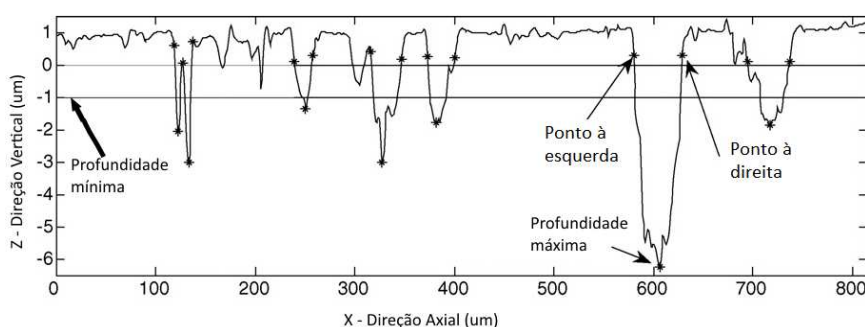
Com esta demanda, Anderberg *et al.* (2006) desenvolveram uma metodologia automatizada, utilizando algumas técnicas de análise de imagem propostas por Beyerer *et al.* (2001). Antes deste estudo, a quantificação de FM era realizada comparando-se imagens obtidas por MEV com imagens padrão que continham vários níveis de quantidade de FM. As imagens obtidas por MEV eram segmentadas utilizando transformada de Fourier, com o intuito de separar os sulcos e os furos do resto da imagem. A detecção dos sulcos era realizada por transformada de Hough. A identificação de FM era realizada através de segmentação por intensidade de brilho e tamanho das regiões. A Figura 2.15 mostra imagens, resultantes desta metodologia, com identificação de FM e furos.



**Figura 2.15 – Imagens do resultado de quantificação de FM: (a) Identificação de FM (em vermelho) (b) Identificação de furos (em amarelo) em imagem com sulcos removidos.  
Fonte: Adaptado de Anderberg *et al.* (2006).**

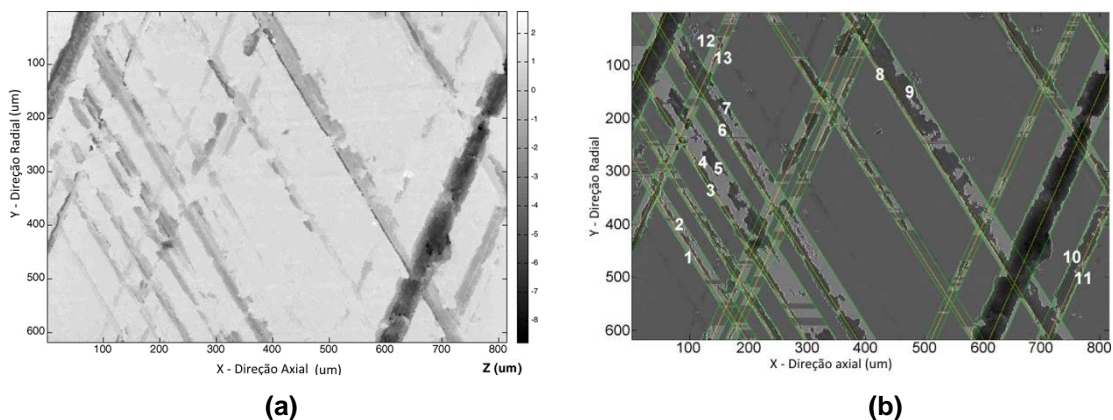
Aprimoramentos desta técnica foram realizadas por Wang e Leon (2011) e Wang (2013). Contudo, o longo tempo de preparo e de análise dificultou sua implementação na inspeção de linhas produtivas (DIMKOVSKI, 2011).

Para superar a limitação de tempo das análises de imagens obtidas por MEV, Dimkovski (2011) propôs a utilização das técnicas de análise de imagens, utilizadas por Anderberg *et al.* (2006), em imagens obtidas por interferometria de luz branca (IDLB). Esta nova abordagem permitiu avaliar, um modelo de superfície 3D com parâmetros de rugosidade. Assim, os sulcos são caracterizados somente abaixo de uma profundidade mínima, ou seja, dentro da região do  $S_{vk}$  – conforme apresentado no perfil de rugosidade da Figura 2.16.



**Figura 2.16 – Perfil de rugosidade gerado a partir da topografia 3D.  
Fonte: Adaptado de Dimkovski (2011).**

A Figura 2.17 mostra um resultado obtido por Dimkovski (2011), evidenciando os sulcos (com linhas verdes) e o FM (regiões mais claras dentro dos sulcos). Nesta técnica, sulcos próximos são mesclados. Alguns exemplos são indicados pelos números na Figura 2.17(b).



**Figura 2.17 – Imagens do resultado de quantificação de FM: (a) Imagem obtida por IDLB (b) Identificação de sulcos e FM.**  
**Fonte: Adaptado de Dimkovski (2011).**

Desenvolvimentos mais recentes de Obara (2013) e Obara *et al.* (2014) apresentaram rotinas para quantificação de FM com a utilização de transformada de Radon. Esta transformada foi utilizada para medição do ângulo de brunimento. Em seguida, uma varredura de linhas nas direções de brunimento é realizada. Caso 30% destas linhas estejam dentro da região do Svk são consideradas como sulcos.

Vale comentar que foi desenvolvida uma rotina para a quantificação de FM em trabalho de conclusão de curso de Engenharia Mecânica (TAKEHARA, 2015), com a co-orientação do autor desta Tese. A exemplo de trabalhos como o de Obara (2013) e Obara *et al.* (2014) foram utilizadas transformadas de Radon para a detecção de sulcos. Contudo, devido a identificação de limitações técnicas, desenvolveu-se uma nova rotina – baseada nos procedimentos de Dimkovski (2011) com aplicação da transformada de Hough para a detecção dos sulcos. Esta rotina é detalhada na seção 3.3.1.4.

## 2.3 Lubrificação

A função básica da introdução de lubrificante na interface de dois corpos que estão deslizando é fornecer uma camada de material que apresente menor resistência ao cisalhamento (HUTCHINGS, 1992). O lubrificante pode não prevenir completamente que as asperezas das superfícies entrem em contato. De qualquer forma, o lubrificante pode promover a redução de atrito, a redução da taxa de desgaste, a remoção de calor e dos detritos gerados durante o movimento relativo entre os materiais (ASM *Metals Handbook* v.18, 1992). Não há restrições para o tipo



de material lubrificante, podendo ser: gasoso, líquido e sólido (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005).

Segundo Ludema (1996) a explicação para a melhora no desempenho tribológico de superfícies lubrificadas, reside no fato - universal para as teorias de atrito e desgaste - de que o contato efetivo entre as superfícies se dá em uma fração muito pequena da região de contato aparente. Isso leva a um aumento da tensão de contato a valores que facilmente atingem a tensão de escoamento do material. Deste modo, o deslizamento causa aquecimento e deformação severa nas superfícies não lubrificadas. Dessa forma, um filme fino na interface conduz a tensões de contato para valores médios menores.

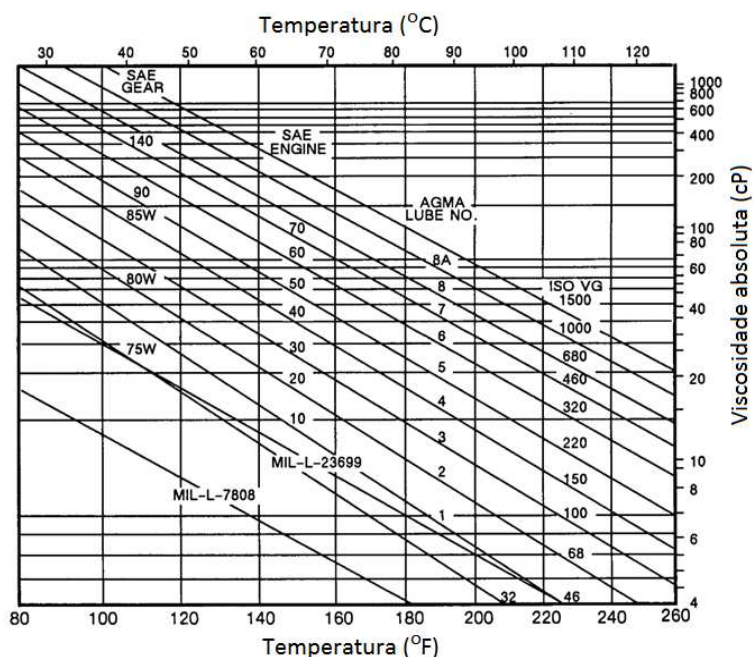
Existem vários tipos de lubrificantes líquidos, podendo ser de origem biológica (vegetal ou animal), mineral ou sintética (ASM *Metals Handbook* v.18, 1992). Em particular, os óleos minerais são substâncias obtidas a partir do petróleo e têm ampla aplicação na indústria. Comumente são empregados em situações onde a temperatura é moderada, como por exemplo, mancais, engrenagens, motores, turbinas, etc. já os óleos sintéticos foram desenvolvidos para aplicações de alta e baixa temperatura, nas quais os óleos minerais não são recomendados (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005). Detalhes sobre óleos lubrificantes para MCI são apresentados na seção 2.3.1.

Segundo Hutchings (1992) a viscosidade é considerada uma das características mais importantes para a seleção de um lubrificante. A viscosidade é a resistência de um fluido ao cisalhamento. Esta grandeza pode ser expressa como viscosidade absoluta,  $\tau$  [Pa.s ou cP], ou cinemática,  $\xi$  [cS]. Estas duas formas mantêm relação com a densidade do lubrificante,  $\rho$ , conforme Equação (1) (FOX *et al.*, 2010).

$$\tau = \xi\rho \tag{1}$$

Segundo Norton (2003) a viscosidade diminui com o aumento da temperatura do lubrificante. Alguns óleos podem apresentar redução de até 80% de viscosidade com aumentos de temperatura da ordem de 25 °C (STACHOWIAK; BATCHELOR,

2005). A Figura 2.18 apresenta a viscosidade absoluta de alguns óleos lubrificantes em função da temperatura.



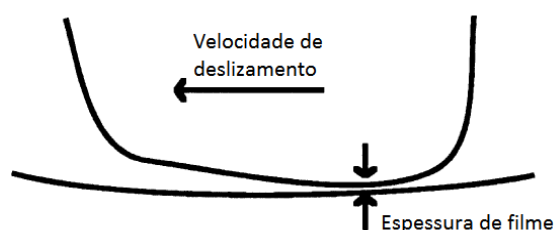
**Figura 2.18 – Viscosidade absoluta em função da temperatura de alguns óleos lubrificantes.**  
**Fonte: Adaptado de Norton (2003).**

Segundo Norton (2003) três mecanismos podem prover uma lubrificação de filme completo, os quais são descritos a seguir:

- Lubrificação hidrostática: Neste tipo de lubrificação o filme é gerado através da injeção de lubrificante em uma pressão suficiente para garantir um distanciamento entre as superfícies. Este tipo de lubrificação será efetiva em todas as velocidades de deslizamento relativas. Todavia, deve-se avaliar o custo da energia necessária para o bombeamento de lubrificante;
- Lubrificação elasto-hidrodinâmica: Ocorre em superfícies com contato não conforme, nas quais é mais difícil a formação de um filme completo. Contudo, na pequena área de contato – causada pelas forças de contato – pode haver a formação de filme completo com velocidades relativas de deslizamento, cuja magnitude depende do tipo do contato;
- Lubrificação hidrodinâmica: Ocorre quando uma superfície desliza sobre outra com velocidade suficiente, e a aresta principal tem geometria tal que o fluido é “forçado” para o contato por efeito cunha. Assim, as superfícies têm tendência a se separarem e a deslizar com maior facilidade.

Apesar dos vários tipos de mecanismos para a lubrificação, a revisão deste tópico ficou focada no tipo de lubrificação hidrodinâmica, a qual ocorre no contato anel-cilindro em estudo (TAYLOR, 1998). Ademais, acrescenta-se que este tipo de lubrificação é muito estudada devido a sua importância prática (LUDEMA, 1996).

Conforme apontado, na lubrificação hidrodinâmica, as superfícies serão separadas por uma camada de óleo, e o carregamento normal é suportado tanto pela pressão do filme de óleo, e em muitas condições pelo contato entre as asperezas (para velocidades de deslizamento baixas). Para tanto, as superfícies devem ser conformes, o que permitirá que haja a formação de uma pequena fresta ao longo de uma área relativamente grande. Nesta condição, a pressão que suporta o carregamento normal resulta de forças viscosas dentro do óleo, que por sua vez é gerada pelo movimento relativo entre as superfícies. Para atender essa demanda, a geometria de uma das superfícies deve ter um grau de convergência, que tipicamente é pequena, conforme apresentado na Figura 2.19 (HUTCHINGS, 1992). As duas superfícies devem ter velocidade relativa suficiente para formar um filme que suporte o carregamento normal, assim com o movimento a superfície arrasta o óleo devido ao efeito de cunha proporcionado pelo ângulo de convergência (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005).

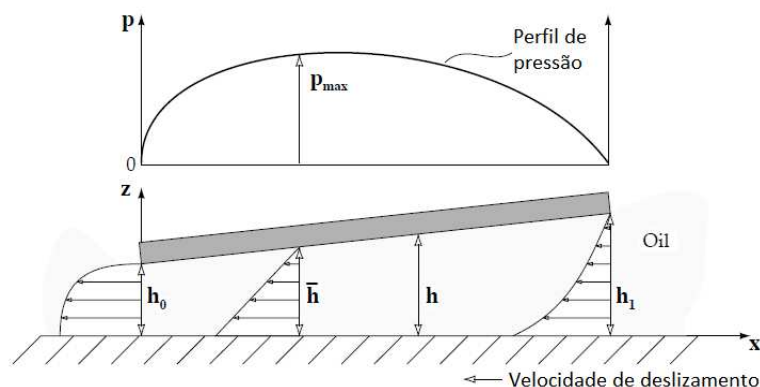


**Figura 2.19 – Geometria de duas superfícies, com o ângulo de convergência, para permitir a lubrificação hidrodinâmica quando houver movimento relativo entre as superfícies.**

**Fonte: Adaptado de Ludema (1996).**

Nestas condições, um campo de pressão é gerado na interface, pois caso contrário, haveria mais lubrificante entrando na cunha do que saindo desta. Deste modo, no início da cunha a crescente pressão restringe o fluxo de entrada. Já na saída, há uma diminuição da pressão com aumento do fluxo de lubrificante. Por conseguinte, a diferença de pressão faz com que o perfil de velocidade do fluido seja diferente na entrada e na saída da cunha, como se mostra na Figura 2.20.

Acrescenta-se que caso as superfícies em contato sejam não conforme, a teoria de Hertz pode ser utilizada para calcular a distribuição da pressão de contato, em casos de contatos elásticos, ou seja, elastohidrodinâmicos (CZICHOS, 1976 e TRUHAN *et al.*, 2005).

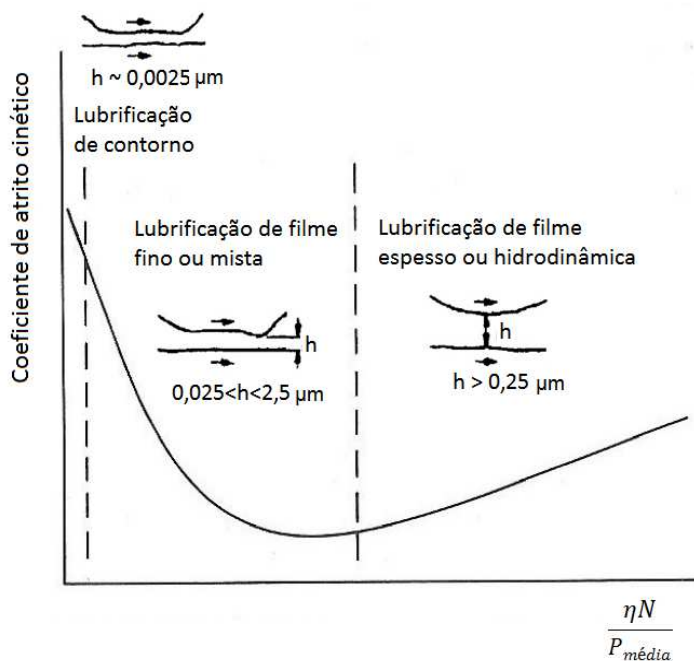


**Figura 2.20 – Princípio da geração de pressão hidrodinâmica entre duas superfícies não paralelas.**  
**Fonte: Adaptado de Stachowiak e Batchelor (2005).**

Stribeck foi o pesquisador pioneiro que apresentou, de modo sistemático, o comportamento de atrito para mancais de deslizamento. Stribeck relacionou esta variável com a viscosidade do lubrificante, a velocidade de deslizamento e a pressão média de contato (BLAU, 1996). Contudo, foi Gumbel que unificou as variáveis no parâmetro de Stribeck conforme Equação (2), e Hersey substituiu a velocidade angular,  $\omega$ , do eixo por rotação ( $N$ ) (LUDEMA, 1996).

$$Str = \frac{\eta\omega}{P_{m\acute{e}dia}} \quad (2)$$

A Figura 2.21 apresenta a forma clássica da curva de Stribeck, para mancal de deslizamento. Esta tem sido amplamente usada não somente para projetos de mancais (BLAU, 1996), mas para auxiliar na explicação do comportamento dos diversos regimes de lubrificação (SHIGLEY *et al.*, 2005). Atualmente, considera-se que a curva de Stribeck representa de modo típico as características de sistemas lubrificadas em função da velocidade de deslizamento, pressão de contato e viscosidade (MARU *et al.*, 2013).



**Figura 2.21 – Forma geral da curva de Stribeck.**  
 Fonte: Adaptado de Blau (1996), Pawlak (2003) e Taylor (1998).

O conceito de regimes de lubrificação é extremamente importante para entender a efetividade da formação de um filme de óleo e, conseqüentemente, a separação entre as superfícies (BLAU, 1996). Observa-se, na Figura 2.21, três regiões distintas, cujas características e denominação são apresentada a seguir:

- **Lubrificação limítrofe:** Nesta condição, a camada de filme  $h$  é menor que as alturas das rugosidades das superfícies. Deste modo, o carregamento é suportado integralmente pelo contato entre as asperezas. Esta condição é associada a elevados valores de coeficiente de atrito devido ao contato efetivo das superfícies. Esta condição é observada quando altas pressões ou baixos valores de viscosidade e velocidade são impostos (BLAU, 1996);
- **Mista:** Refere-se à combinação dos comportamentos dos regimes de filme completo e lubrificação limítrofe. Comumente é associado a uma queda do coeficiente de atrito em relação à condição de lubrificação de limítrofe. Este regime acontece quando a espessura do filme de óleo encontra-se entre uma e três vezes a soma das alturas das rugosidades das superfícies (BLAU, 1996);
- **Filme completo:** Este regime de lubrificação acontece quando há a formação de um filme de lubrificante suficiente para separar as superfícies.

Estima-se que é necessário que o filme tenha três vezes a combinação das alturas das asperezas das superfícies. Verifica-se que o contato mecânico não governa o comportamento do coeficiente de atrito, mas sim a mecânica dos fluídos e, especialmente, a Equação de Reynolds (BLAU, 1996). Segundo a lei de Petroff, o aumento do coeficiente de atrito neste regime deve-se ao arrasto viscoso entre as superfícies que estão separadas (LUDEMA, 1996). Nesta condição, de regime hidrodinâmico, a viscosidade do óleo assume papel extremamente relevante (TAYLOR, 1998).

Destaca-se que curva de Stribeck apresenta um ponto de mínimo para o coeficiente de atrito, o qual representa a transição entre o regime de lubrificação mista e hidrodinâmica (DOWSON, 1979). E, ainda, segundo Taylor (1998), a espessura de filme ( $h$ ), pode ser diretamente relacionada com o comportamento do coeficiente de atrito na curva de Stribeck. Obert *et al.* (2016, *apud* Spencer *et al.*, 2013)<sup>6</sup> verificaram espessuras de filme entre 0,2 a 3  $\mu\text{m}$  para contato entre anel-cilindro.

Um modo de avaliar o tipo de regime de lubrificação é o parâmetro de filme,  $\lambda$ [-], apresentado na Equação (3). Este parâmetro leva em conta tanto a espessura mínima de filme, como a rugosidade  $Sq$  equivalente das duas superfícies,  $Sq_{eq}$  [ $\mu\text{m}$ ] (denominador da Equação).

$$\lambda = \frac{h_{\min}}{\sqrt{Sq_1^2 + Sq_2^2}} \quad (3)$$

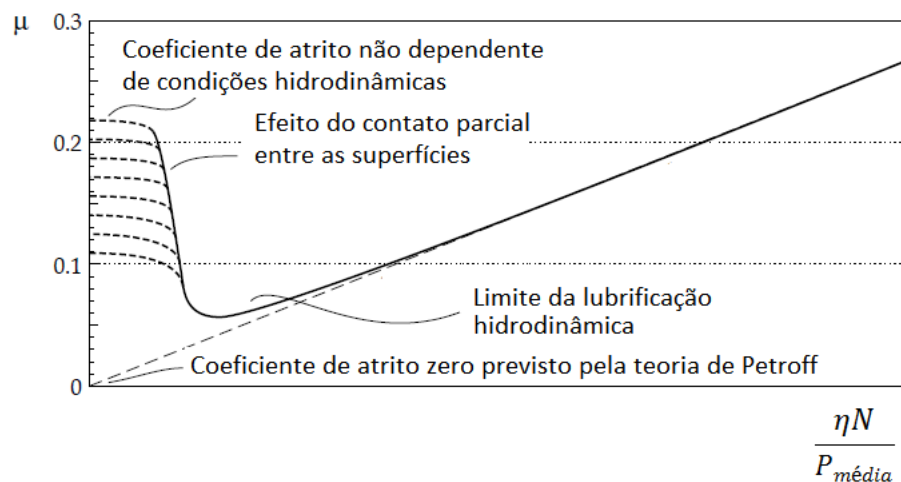
Para  $\lambda > 3$  tem-se regime de lubrificação de filme completo. Para  $1 < \lambda < 3$  considera-se lubrificação mista. E, para casos em que  $\lambda < 1$  o regime seria limítrofe (TAYLOR, 1993).

Stachowiak e Batchelor (2005) chamam a atenção para dependência das características não hidrodinâmicas nas regiões de lubrificação limítrofe e mista. Assim, questões relacionadas com topografia, características dos materiais (e da superfície) e aditivos presentes no óleo lubrificante são mais efetivas nestes regimes

---

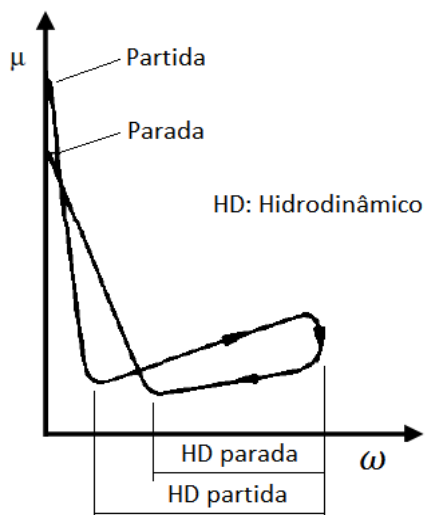
<sup>6</sup> OBERT, P.; MÜELLER, T.; FÜßER, J.H.; BARTEL, D.. The influence of oil supply and cylinder liner temperature on friction, wear and scuffing behavior of piston ring cylinder liner contacts – A new model test. *Tribology International*. v. 94, p. 306-314, 2016.

de lubrificação. Para a região hidrodinâmica, estas características são menos relevantes, e o comportamento é ditado principalmente pelas propriedades do lubrificante. Estas afirmações são apresentadas no esquema da Figura 2.22, onde se verifica que para a região de lubrificação de limítrofe e mista há várias linhas tracejadas para comportamento relacionados à topografia e característica de material. Todavia, estas linhas se mesclam após o atingimento da condição de lubrificação hidrodinâmica.



**Figura 2.22 – Comportamento do coeficiente de atrito para início e fim de ciclo.**  
**Fonte: Adaptado de Stachowiak e Batchelor (2005).**

Maru *et al.* (2013) enfatizam que, mesmo mancais de deslizamento, experimentam as três condições de lubrificação. Isso ocorre nos ciclos de partida e parada, conforme esquema mostrado na Figura 2.21. Acrescenta-se que devido às questões dinâmicas da formação de filme, muitas vezes se observa comportamento distinto no coeficiente de atrito na partida e na parada. Um exemplo é dado na Figura 2.23, no qual o coeficiente de atrito é maior na partida do que na parada. Este fenômeno é associado a questões dinâmicas da formação de filme.



**Figura 2.23 – Comportamento do coeficiente de atrito para início e fim de ciclo característico de mancais de deslizamento.**

Fonte: Adaptado de Pavelesco e Tudor (1987).

Um efeito dinâmico, chamado de *squeeze film*, causa um atraso na resposta do coeficiente de atrito com a mudança de velocidade. Por exemplo, quando o eixo para, a espessura do filme de óleo não vai para zero instantaneamente. O que se verifica, no entanto, é um tempo para que o filme seja expulso da interface devido à pressão de contato. Para a maioria dos contatos, este tempo é baixo e na ordem de milissegundos (LUDEMA, 1996).

### 2.3.1 Óleos lubrificantes para motores de combustão interna

Os óleos lubrificantes são comumente classificados como minerais e sintéticos. Os óleos minerais são obtidos por refino de petróleo e apresentam em sua constituição hidrocarbonetos parafínicos, naftênicos e aromáticos. O processo mais comum para obtenção deste tipo de óleo é a extração por solventes, através da qual compostos indesejáveis são removidos, resultando em maior índice de viscosidade (IV)<sup>7</sup> e melhor estabilidade (FARAH, 2012).

Os óleos sintéticos, por sua vez, são produzidos por síntese química com o intuito de obter um produto mais estável e com maior resistência ao envelhecimento.

<sup>7</sup> Número empírico que expressa a taxa de variação da viscosidade com a variação da temperatura. Quanto maior o IV menor será a variação de viscosidade.

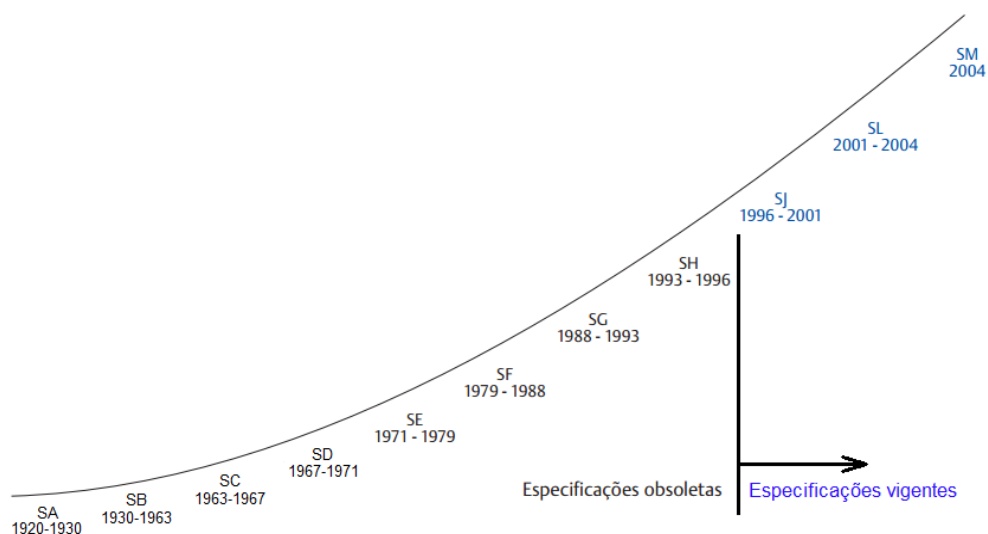


Basicamente, podem ser divididos em: polialfaolefinas, ésteres, silicones, poliéster, poliésteres e poliglicóis (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

Os óleos lubrificantes são misturas de óleos básicos, minerais ou sintéticos, e aditivos (FARAH, 2012). Os aditivos são compostos químicos orgânicos ou inorgânicos (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005) que melhoram ou atribuem propriedades aos óleos básicos (TEXACO, 2005). Logicamente, melhorias no desempenho dos óleos vem acontecendo ao longo de várias décadas de pesquisa, e por este motivo, algumas classificações foram introduzidas para permitir comparação entre os diversos tipos de óleos (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006). A seção 2.3.1.1 apresenta os aditivos mais comuns e os mais importantes em termos de atrito e desgaste.

O sistema SAE (*Society of Automotive Engineers*) é a classificação mais antiga, e divide os lubrificantes baseado no comportamento da viscosidade em: mono e multiviscoso. Um óleo considerado monoviscoso seria adequado para uma menor faixa de operação de temperatura e é dividido em óleos de inverno (possibilitam eficiente lubrificação mesmo em temperaturas baixas, como na partida a frio do motor) e de verão (lubrificação eficiente para altas temperaturas). Um óleo multiviscoso, então, atenderia a estas duas demandas de operação e a classificação é designada, por exemplo, como: SAE 20W40. Deste modo, o óleo teria comportamento de SAE 20 para baixas temperaturas e SAE 40 para altas temperaturas (TEXACO, 2005).

O sistema desenvolvido pela API (*American Petroleum Institute*), juntamente com a ASTM (*American Society for Testing and Materials*), divide os óleos em três categorias, as quais são relacionadas com a destinação para: motor a combustão por centelha (sufixo "S"), a diesel (sufixo "C") e para lubrificação de engrenagens (sufixo "GL"). A especificação para um veículo de combustão por centelha seria, por exemplo: API SH; sendo a última letra a definição do desempenho do óleo. O primeiro nível, já obsoleto, é o API SA (utilizado entre 1920 e 1930), o qual seria indicativo de um lubrificante constituído de um óleo mineral puro (TEXACO, 2005). A Figura 2.24 mostra a evolução dos óleos em relação ao ano de disponibilização. As especificações mais recentes já estão em API SM (disponível a partir de 2004) e API SN (disponível a partir de 2011).



**Figura 2.24 – Evolução do desenvolvimento dos óleos lubrificantes de acordo com a API.**  
**Fonte: Adaptado de Texaco (2005).**

Além da viscosidade, e do IV, outras propriedades e análises importantes para o óleo lubrificante são listadas a seguir:

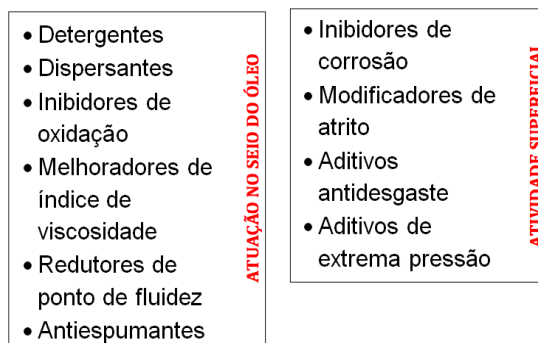
- Ponto de fulgor: é uma medida de inflamabilidade que corresponde a menor temperatura em que o óleo vaporiza formando uma mistura inflamável (TEXACO, 2005);
- Ponto de fluidez: é a menor temperatura em que o óleo flui por ação da gravidade (*ibid.*);
- Densidade: relação entre a massa e volume a determinada temperatura. Mudanças nesse parâmetro indicam possibilidade de contaminação, diluição ou degradação do óleo;
- Análise de neutralização (TBA/TBN): evidencia a acidez ou alcalinidade do óleo. Comumente, estes parâmetros são utilizados para acompanhar a oxidação do óleo e determinar o momento de troca do mesmo. O TAN refere-se a alcalinidade necessária para neutralizar a acidez do óleo. O TAN tende a aumentar com a oxidação do óleo e reduzir com o consumo de metais de aditivação na formação de tribofilmes. O TBN, por sua vez, indica a capacidade de um óleo em neutralizar ácidos formados. O TBN tende a reduzir principalmente com a degradação térmica do óleo, diluição por combustível e a neutralização de ácidos formados com a combustão (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

- Teor de água: indica a quantidade de água no óleo. Esta substância é indesejável para o bom desempenho do óleo, podendo causar oxidação do óleo, corrosão das superfícies e inibição de formação de tribofilmes (*ibid.*);
- Teor de enxofre: quantidade de enxofre em partes por milhão (ppm) (TEXACO, 2005).

Comumente, a contaminação do óleo lubrificante se dá pela passagem de gases e fluídos, da câmara de combustão para o cárter, devido à falha de vedação dos anéis do pistão (ALDAJAH *et al.*, 2007). Estudos de Green e Lewis (2008), evidenciam uma relação de aumento de viscosidade do óleo lubrificante com incremento de fuligem. Aldajah *et al.* (2007) e Muraro (2016) mostraram que a contaminação é intensificada com aplicação de recirculação de gases de combustão. A diluição, segundo George *et al.* (2007) tende a reduzir a viscosidade e tem impactos no desempenho do motor devido, principalmente, à diminuição do filme de óleo lubrificante durante o funcionamento. Com relação à oxidação, observa-se que esta pode aumentar a viscosidade (GIRDHAR; SCHEFFER, 2004); e o grau de oxidação está relacionada principalmente com a temperatura e o tempo de utilização do óleo (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

#### 2.3.1.1 Aditivos

Existem muitos tipos de aditivos para o mesmo propósito, sendo sua escolha determinada pela compatibilidade com o óleo básico (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006). De modo geral, pode-se classificar os diversos tipos de aditivos dependendo da sua atuação, que pode ser diretamente nas superfícies em contato ou dentro do próprio óleo, conforme mostrado na Figura 2.27.



**Figura 2.25 – Aditivos comumente encontrados em óleos lubrificantes e suas atuações.**  
Fonte: Adaptado de Trindade (2014).

A seguir apresenta-se de modo sucinto as descrições e as atuações dos principais tipos de aditivos. Todavia, atenção especial foi dada aos aditivos anti-desgaste, cujos mecanismos de atuação são fundamentais para a discussão dos resultados deste trabalho.

#### **a) Detergentes e dispersantes**

Estes aditivos têm a função de manter partículas de fuligem, *debris* e produtos de oxidação do óleo em suspensão, evitando que estes resíduos se agrupem e formem precipitados (TEXACO, 2005).

São comumente constituídos de moléculas que apresentam uma cabeça polar e uma cauda apolar, sendo classificados em quatro famílias: sulfonatos, fosfonatos, fenatos e salicatos. Os sulfonatos comumente apresentam cátions metálicos de cálcio, magnésio e sódio. São, também, amplamente empregados os fenatos de cálcio e os carboxilatos de cálcio (sendo o último pertencente à família dos salicatos) (BELMIRO e CARRETEIRO, 2006).

A Figura 2.26 mostra um esquema com a estrutura dos sulfonatos de cálcio; e sua atuação como detergente envolvendo partículas de contaminante, o que evita a mesclagem dos contaminantes e formação de depósitos nas superfícies (STACHOVIK; BATCHELOR, 2005).

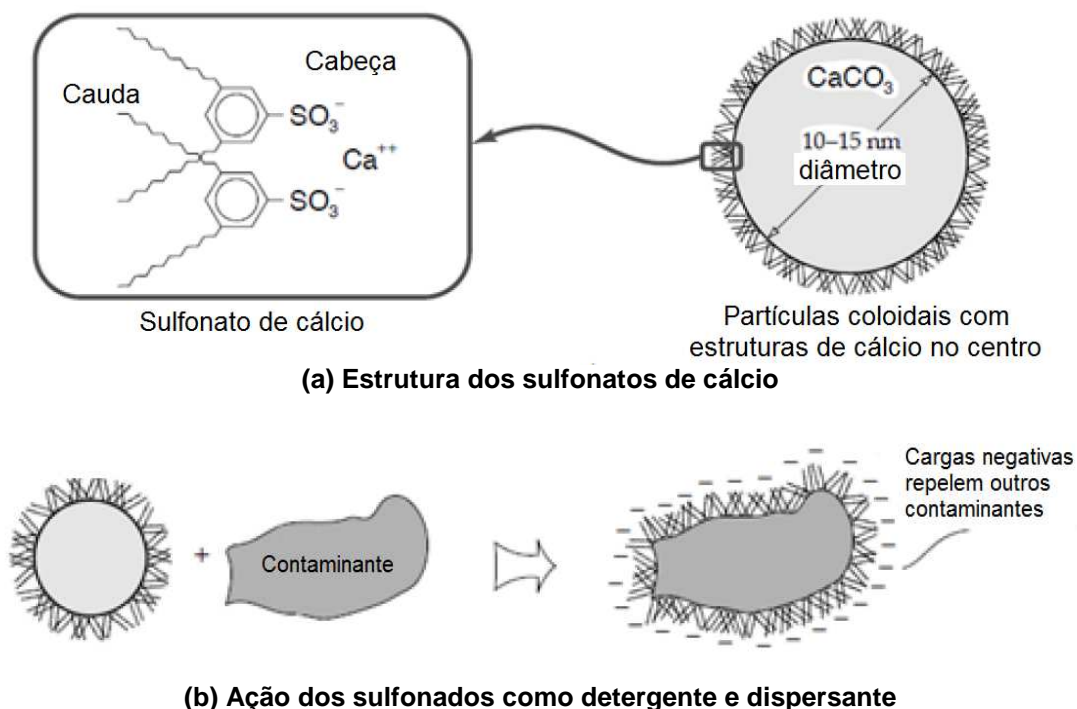


Figura 2.26 – Esquema da estrutura dos sulfonados de cálcio e sua atuação como aditivo detergente e dispersante.

Fonte: Adaptado de Stachoviak e Batchelor (2005).

### b) Inibidores de oxidação

Como a base, tanto dos óleos como dos aditivos, são de natureza orgânica, estes são susceptíveis à oxidação (RIZVI, 2009). Os aditivos antioxidantes retardam a oxidação com o oxigênio evitando a formação de ácidos e borras (TEXACO, 2005). Ainda há a neutralização de compostos ácidos, resultando em produtos inofensivos (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

### c) Melhoradores de IV

A função destes aditivos é diminuir a variação da viscosidade com a mudança de temperatura (TEXACO, 2005). Comumente são usados moléculas de polimetacrilatos e copolímeros de etileno/propileno ou butadieno (RIZVI, 2009). Estas moléculas em temperaturas baixas são contraídas em seu invólucro; já em temperaturas mais altas elas se distendem, e aumentam de volume, dificultando o escoamento do óleo (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

**d) Redutores de ponto de fluidez**

Estes aditivos são constituídos de polimetacrilatos e copolímeros de éster-etireno (RIZVI, 2009) que têm a função de envolver os cristais de parafina que se formam a baixas temperaturas, evitando que se agrupem e aumentem de tamanho (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

**e) Antiespumantes**

Estes aditivos atuam na eliminação rápida de espumas que ocorrem devido à circulação ou à agitação do óleo (TEXACO, 2005). As bolhas são indesejáveis pois prejudicam a lubrificação e aceleram o processo de oxidação do óleo. Estes aditivos – a base de silicones, poli (alquil acrilatos) e poli (alquil metacrilato) – atuam diminuindo a tensão superficial da bolha (RIZVI, 2009).

**f) Inibidores de corrosão e ferrugem**

Atuam formando um filme adsorvido na superfície que cria uma barreira contra o ataque de oxigênio, sais, água, bases e ácidos presentes no próprio lubrificante. A adsorção, criada por um grupo funcional polar, é forte o suficiente para evitar o despreendimento do filme por ação dos aditivos dispersantes e detergentes (RIZVI, 2009).

**g) Antidesgaste e extrema pressão**

Em regime de lubrificação limítrofe ou mista há contato efetivo entre as superfícies. Caso o óleo lubrificante contenha aditivos de antidesgaste, ou de extrema pressão, durante este contato há a possibilidade de formação de tribofilmes que são fortemente aderidos às superfícies e que reduzem o desgaste (BELMIRO; CARRETEIRO, 2006).

Define-se que um aditivo antidesgaste atua em situações de cargas e temperaturas moderadas – e o de extrema pressão é associado às condições de altas cargas e altas temperaturas. Comumente, o aditivo antidesgaste é também

denominado de aditivo de extrema pressão branda (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005).

O ditiofosfato de zinco (ZDDP) é um aditivo antidesgaste comumente utilizado em óleos lubrificantes. Segundo Spikes (2004) pode-se considerar que o ZDDP é um aditivo tanto de anti-desgaste como de extrema pressão branda. Isto está associado à possibilidade de formação de filmes com fosfatos e sulfetos, respectivamente.

A atuação mais aceita do ZDDP como aditivo anti-desgaste é que o tribofilme formado na superfície age simplesmente como uma barreira mecânica protetiva. Assim, há a prevenção do contato direto entre metal-metal com minimização dos efeitos de adesão e de tensões impostas às asperezas (HUTCHINGS, 1992).

Uma vez formado, observa-se desgaste somente do filme de ZDDP, desde que condições brandas sejam impostas e haja a manutenção do aditivo no óleo. Pesquisas mostraram que o tribofilme de ZDDP pode ser formado em temperaturas ambientes, mas somente em regiões da superfície onde há efetivamente deslizamento (SPIKES, 2004). O filme de ZDDP pode ocorrer em situações de hidrodinâmicas de filme completo, desde que o lubrificante seja submetido a uma determinada tensão de cisalhamento que promova a ativação do aditivo (ZHANG; SPIKES, 2016).

Os tribofilmes de ZDDP começam a se formar em regiões separadas e gradualemente o filme se torna mais homogêneo na superfície (AKTARY *et al.*, 2002), como mostrado na Figura 2.27.

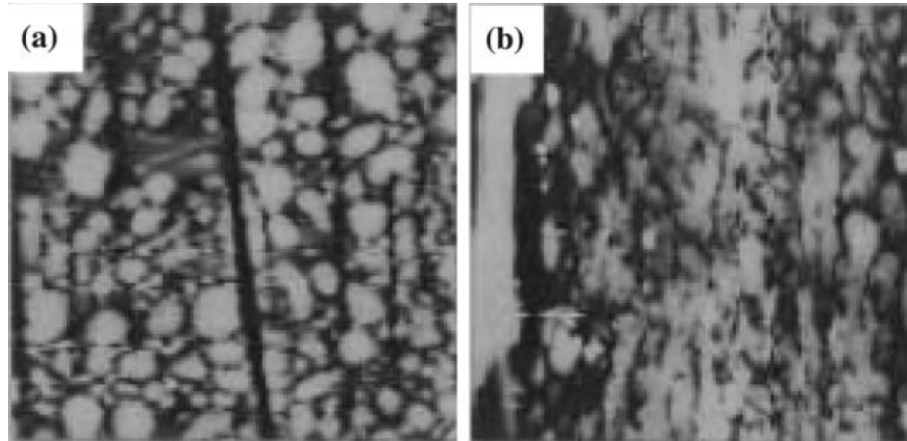


Figura 2.27 – Textura em forma de "almofadas" (*pad-like*) do tribofilme de ZDDP.  
Fonte: Aktary *et al.* (2002)

Sua estrutura apresenta-se em forma de "almofadas" (*pad-like*), conforme esquema da Figura 2.28, e com isto desenvolve-se um padrão de vales. As "almofadas" são constituídas predominantemente com fosfatos vítreos. Observa-se uma fina camada externa de polyfostato de zinco que gradualmente muda sua composição para ortofostato no interior da estrutura em forma de "almofada". A parte externa apresenta também cátions de zinco e a região mais próxima à superfície metálica comumente é rica em enxofre, com formação de sulfeto de zinco ou de ferro (MARTIN *et al.*, 2001).

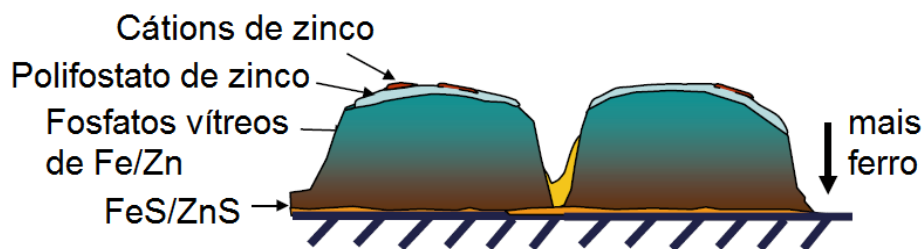
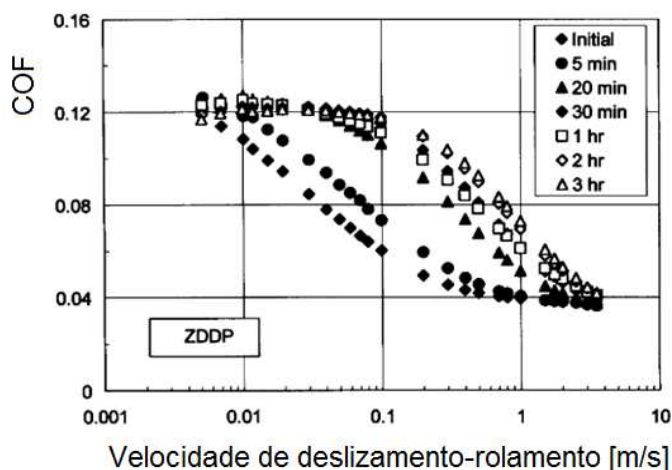


Figura 2.28 – Diagrama esquemático com a forma e composição da estrutura do filme de ZDDP.  
Fonte: Spikes (2004).

Contudo, o tribofilme formado pelo ZDDP tem, em alguns casos, comportamento indesejado de aumento do COF, ocorrendo principalmente em situações em que a rugosidade é aumentada pelo filme de ZDDP. Taylor *et al.*, (2000) verificaram que o efeito é mais significativo dentro do regime misto. Conforme verificado na Figura 2.29, em ensaio de esfera sobre placa (em deslizamento e rolamento) lubrificado e com aditivo ZDDP, estes pesquisadores perceberam que há



um deslocamento horizontal da curva de Stribeck. Todavia, nota-se pouca influência do atrito para o regime limítrofe. O resultado direto é que maiores velocidades de deslizamento-rolamento precisam ser impostas para que haja a transição do regime limítrofe para o misto.



**Figura 2.29 – Evolução do coeficiente de atrito (COF) em ensaio de esfera de aço sobre placa, com deslizamento e rolamento, para diferentes tempos de ensaio com lubrificante contendo ZDDP.**

Fonte: Taylor *et al.* (2000).

Inicialmente, atribuiu-se o aumento de COF dentro do regime misto ao fato dos tribofilmes serem rugosos (*pad-like*), o que exigiria maiores velocidades de deslizamento para promover a separação das superfícies. Contudo, esse comportamento foi verificado em tribofilmes relativamente mais lisos. A textura do filme formado pelo ZDDP inibe a presença do lubrificante no contato propriamente dito, pois este desliza pelos vales da textura do tribofilme em forma de almofadas (SPIKES, 2004).

Mabuchi *et al.* (2014) realizaram ensaios do tipo cilindro contra disco, com óleo lubrificante 5W30 GF-3, que apresenta aditivo ZDDP, em temperatura de 80 ° C. A força normal aplicada foi de 16,7 N e a velocidade de deslizamento variada entre 0,5 e 1,8 m/s. Duas condições foram consideradas: pino de aço sem e com recobrimento de *Diamond-like carbon* (DLC) contra disco de ferro fundido cinzento. Caracterizações por EDX dos tribofilmes formados nas superfícies do disco estão apresentadas na Figura 2.30. Pode-se verificar que existe uma relação entre a velocidade de deslizamento e a quantidade de fósforo presente nos tribofilmes.

Nota-se, ainda, que uma quantidade um pouco maior para o deslizamento com o cilindro com recobrimento de DLC.

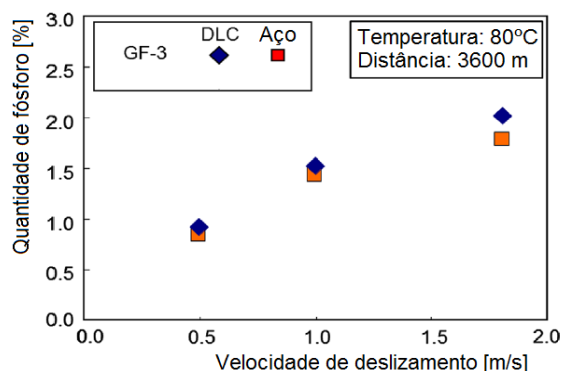


Figura 2.30 – Relação entre a quantidade de fósforo, obtida via EDX, em função da velocidade de deslizamento para ensaio de cilindro sobre disco.  
Fonte: Adaptado de Mabuchi *et al.* (2014).

#### h) Modificadores de atrito

Estes aditivos atuam de modo mais efetivo nos regimes de lubrificação limítrofe e misto; e usualmente reduzem o coeficiente de atrito. O dialquilditiocarbamato de molibdênio (MoDTC) e o ditiofosfato de molibdênio (MoDTP) são os mais empregados em óleos lubrificantes (GROSSIORD *et al.*, 1998; MORINA *et al.*, 2006).

Kosarieh *et al.* (2013) testou óleos formulados com duas quantidades de MoDTP e, ainda, formulações com e sem ZDDP. O ensaio foi do tipo *reciprocating* pino sobre placa, com temperatura do óleo de 100 °C. Os resultados de COF em função do tempo é apresentado na Figura 2.31. Pode-se observar que reduções no COF aconteceram somente para óleos com maior presença de molibdênio. Ainda, nota-se que a presença de ZDDP teve pouca influência para os óleos com menor quantidade de molibdênio; mas para os óleos com maior quantidade obteve-se menor valor de COF com a formulação sem ZDDP.

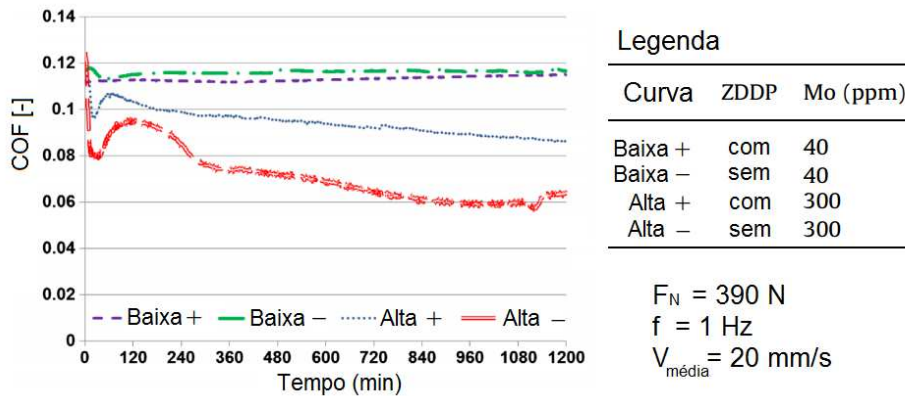


Figura 2.31 – Coeficiente de atrito (COF) em função do tempo em ensaios tipo *reciprocating* de pino sobre placa para óleos lubrificantes contendo diferentes quantidades de ZDDP e MoDTC.

Fonte: Adaptado de Kosarieh *et al.* (2013).

Cousseau *et al.* (2016) caracterizaram a formação de tribofilmes com presença de bissulfeto de molibdênio em teste *reciprocating* de esfera sobre disco, com temperatura da superfície do disco mantida em 40 °C. O óleo utilizado foi o SAE 5W30-SM que conta com o aditivo MoDTC. A superfície dos discos era anisotrópica e texturizada. Verificou-se que a formação de tribofilmes ocorreu somente nas regiões de asperezas, onde efetivamente houve contato entre as superfícies, conforme caracterização via Raman apresentada na Figura 2.32.

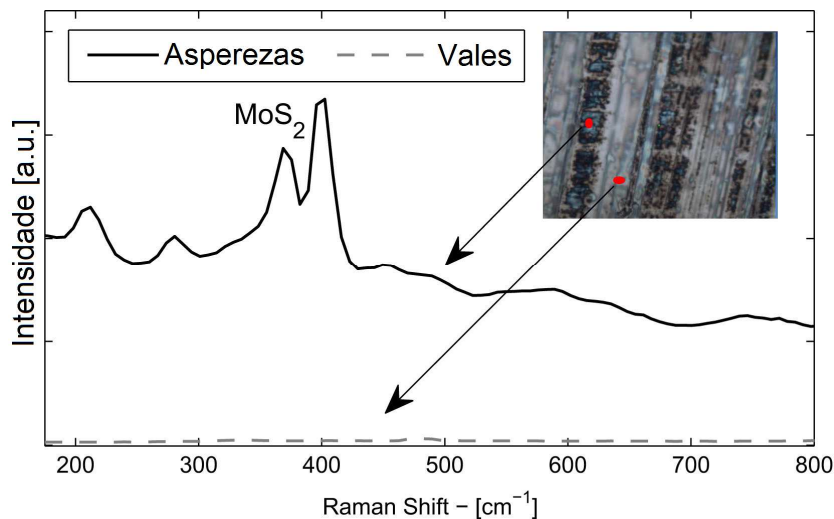
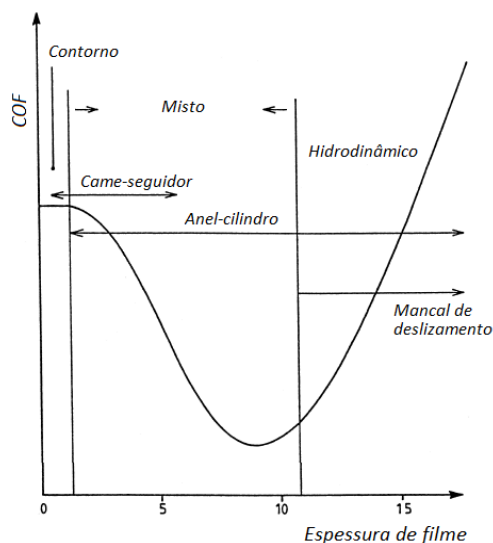


Figura 2.32 – Espectros de Raman evidenciando presença de MoS<sub>2</sub> nas asperezas e ausência deste nos vales.

Fonte: Adaptado de Cousseau *et al.* (2016).

## 2.4 Tribologia de motores de combustão interna

Um motor a combustão interna é composto de vários sistemas tribológicos que operam em diferentes regimes de lubrificação. Um esquema é apresentado na Figura 2.33, o qual evidencia que, de modo geral, os mancais operam basicamente no regime hidrodinâmico. O sistema de válvulas, por sua vez, mantém sua operação no regime de limítrofe e misto. Em especial, sistemas com movimento oscilatório, como o conjunto pistão-anel-cilindro, abrangem todos os regimes de lubrificação durante seu funcionamento. Nos pontos de reversão, a velocidade é próxima a zero – e o sistema opera em regimes de limítrofe e misto. Já nos pontos médios do movimento, nos quais a velocidade tem a sua maior magnitude, o regime hidrodinâmico prevalece (TAYLOR, 2000). Deste modo, é de se esperar que regiões próximas ao ponto morto superior (PMS) e ponto morto inferior (PMI), com menor  $\lambda$  em relação ao meio do curso, apresentem diferenças nos mecanismos de desgaste (ROSÉN *et al.*, 1996).



**Figura 2.33 – Diagrama de Stribeck identificando os regimes de lubrificação convencionalmente associados aos componentes de um motor a combustão interna.**

Fonte: Adaptado de Taylor (1998).

Comumente, em um motor de ciclo Otto, um pacote com três tipos de anéis é montado no pistão, conforme esquema da Figura 2.34. Cada anel tem arquitetura e função característica. O anel de compressão promove a vedação da câmara de combustão, evitando a passagem de gases de combustão para o cárter. O anel raspador tem função de raspar o excesso de óleo da parede do cilindro. Tanto o anel

de compressão, quanto o anel raspador, auxiliam na troca de calor entre o pistão e a parede do cilindro. Por fim, o anel de óleo é responsável pelo controle do filme de óleo lubrificante na parede do cilindro e por retornar o excesso deste óleo para o cárter (MAHLE, 2015).

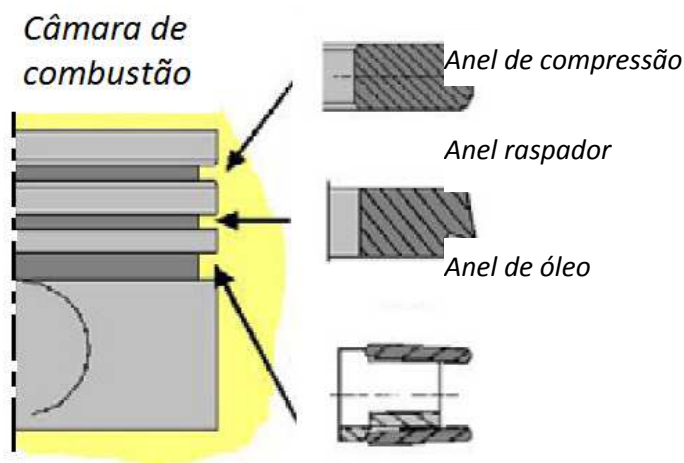


Figura 2.34 – Esquema de montagem dos anéis no pistão.  
Fonte: Adaptado de Mahle (2015).

Durante a operação de um motor, com combustível derivado do petróleo, a rotação é de 2500 rpm durante grande parte do seu funcionamento. Observa-se pressões máximas de 20 MPa na câmara de combustão e temperaturas da superfície do anel de compressão, anel de óleo e do cilindro de: 200, 190 e 125 °C, respectivamente (TAYLOR, 2000).

Vários estudos sobre o comportamento do coeficiente de atrito cinético (COF), do par tribológico anel-cilindro, são encontrados na literatura. Vê-se, de modo recorrente, avaliações de diversas condições de ensaio, que têm como intuito apresentar os resultados em uma curva de *Stribeck-like*. Alguns tópicos são evidenciadas a seguir e discutidos de modo sumarizado:

- Muitas vezes, as variáveis da abscissa, descritas na Equação (2), são apresentadas isoladas ou em pares. Ainda assim, observa-se a validade destas análises, que têm como produto curvas com características similares à de Stribeck. Como o ensaio tipo oscilatório (*reciprocating*) difere dos estudos originais de Stribeck (mancal sobre eixo), o parâmetro da abscissa é apresentado de modo dimensional. Este parâmetro é, geralmente, relacionado à frequência de movimento (ou rotação do eixo de

acionamento). Apesar de esta frequência ser constante durante o ensaio, a velocidade de deslizamento experimenta ciclos de aceleração e desaceleração, que também são função da amplitude de movimento. Para acionamentos tipo biela-manivela, a frequência de movimento está relacionada com a velocidade máxima do movimento. Assim, chama-se a atenção, que deste modo, o valor do parâmetro de Stribeck mantém a mesma relação;

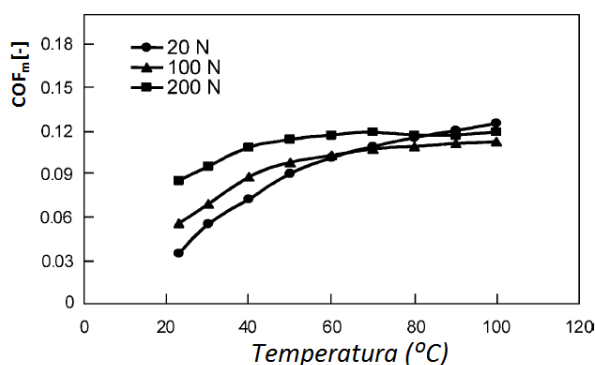
- Outro ponto relevante, a ser ressaltado, é que os valores de COF são médias apresentadas desta variável durante o ciclo de movimento ( $COF_m$ ). Assim, cada condição de ensaio tem um único e respectivo valor de COF;
- Vê-se, de modo geral, ensaios realizados em tribômetros que estão longe das condições reais de operação do motor. As limitações notáveis são com relação à amplitude e frequência de movimento. A consequência imediata é que os ensaios acontecem dentro da região de lubrificação limítrofe e mista. Ainda nessa seção é apresentado um resumo de condições de ensaio encontrado em artigos selecionados da literatura.

O desgaste dos cilindros, ou camisas, está diretamente relacionado com a possibilidade de rompimento do filme de lubrificante. Deste modo, regiões onde ocorrem inversões de velocidade de deslizamento dos anéis são críticas, devido principalmente às baixas velocidades (GARCIA, 2003) – sendo comum observar mecanismo de *scuffing* nestas regiões (TRUHAN *et al.*, 2005). No ponto morto superior, em especial, devido às grandes temperaturas, é recorrente verificar a imposição de ondulações e alisamento (GARCIA, 2003). No início de ensaios verifica-se o amaciamento das superfícies (*running-in*). Esta fase ocorre com deformação plástica da superfície, com tendência à redução da rugosidade inicial e acomodação entre as superfícies (*ibid.*).

A seguir apresenta-se alguns resultados de trabalhos que avaliaram o par tribológico anel-cilindro.

Truhan *et al.* (2005) realizaram ensaios tipo *reciprocating* de anel sobre plano. O anel utilizado foi o de compressão, versão pesada, com diâmetro nominal de 135 mm. As placas foram fabricadas em ferro fundido cinzento. A frequência e amplitude utilizadas foram: 10 Hz e 10 mm, respectivamente. O óleo utilizado foi o SAE

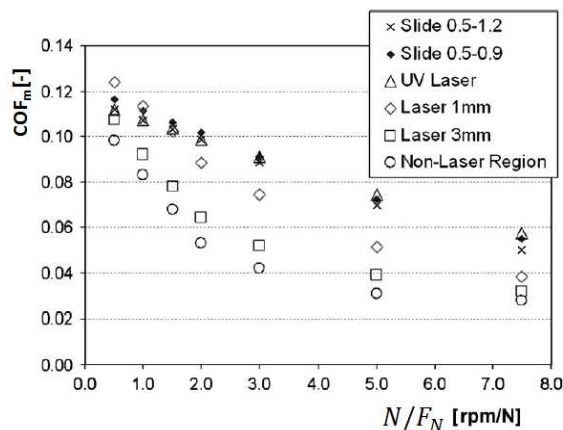
15W40. Ensaios foram realizados com diversas temperaturas, e três níveis de carregamento, cujos resultados são apresentados na Figura 2.35. Observa-se que tanto com o aumento do carregamento, como da temperatura, há incremento no COF. Ainda, nota-se que para temperaturas acima de 70 °C, o COF tende a um valor próximo a 0,11 para todos os carregamentos, levando-se a conclusão que acima desta temperatura, as propriedades do óleo conduzem ao domínio do regime de lubrificação limítrofe.



**Figura 2.35 – Coeficiente de atrito (COFm) em função da temperatura, para três níveis de carregamento, obtidos em ensaios tipo anel sobre plano com amplitude de 10mm e frequência de 10 Hz, utilizando óleo 15W40.**

**Fonte: Adaptado de Truham et al. (2005).**

Tomanik (2008) realizou estudos com seis diferentes tipos de acabamento de cilindro, a saber: *slide 1* (Rk 0.5–0.9); *slide 2* (Rk 0.5–1.2); *ultraviolet laser*; *laser pockets* (1 mm de comprimento); *laser pockets* (3 mm de comprimento). Os cilindros foram retirados de amostras com diâmetro de 131 mm, os quais foram testados com anel de compressão para *Heavy-Duty Diesel*, com recobrimento de PVD CrN e rugosidade  $R_{kp} \leq 0,1 \mu\text{m}$ . O óleo utilizado foi o SAE 30 em temperatura ambiente. O carregamento normal foi de 50 N, com diferentes velocidades: 25, 50, 75, 100, 150 e 200 rpm. Cada condição foi ensaiada durante 20 s, e COF medido nos últimos 5s. O resultado destes ensaios é mostrado na Figura 2.36.



**Figura 2.36 – Coeficiente de atrito médio em função da razão rotação e carregamento.**

**Fonte: Adaptado de Tomanik (2008).**

Observa-se que quando as condições de ensaio (rotação/carregamento) tende a zero, todos os tipos de superfícies exibem o COF próximo de 0,11. Este valor é característico para a condição de lubrificação limítrofe com ferros fundidos. O COF diminui com o aumento da razão rotação/carregamento, conforme expectativa da curva de Stribeck. Ainda, nota-se que as superfícies com menor parâmetros de rugosidade ( $S_q$ ,  $S_{pk}$  e  $S_k$ ) apresentam menores valores de COF. Sob condições de lubrificação mista, o carregamento é suportado tanto pelo filme de óleo como pelo contato entre as asperezas das duas superfícies. Obviamente, o contato entre as asperezas tem maior COF que o filme hidrodinâmico. Assim, quanto maior a rugosidade, maior o COF - o que está coerente com a avaliação do parâmetro de filme (TAYLOR, 1993). Tomanik (2008) apresenta diferenças no COF para as duas direções de movimento, devido à geometria do anel ser assimétrica (TOMANIK, 2008).

Profito *et al.* (2013), com configuração de ensaio similar à Tomanik (2008), apresenta o resultado de  $COF_m$  em curvas de Stribeck-like para alguns óleos lubrificantes. Os resultados, apresentados na Figura 2.37(a), seguem tendência da curva de Stribeck dentro do regime de lubrificação mista. A Figura 2.37(b) apresenta os dados de COF, em uma direção de movimento, para rotação de 375 rpm e 50 N.



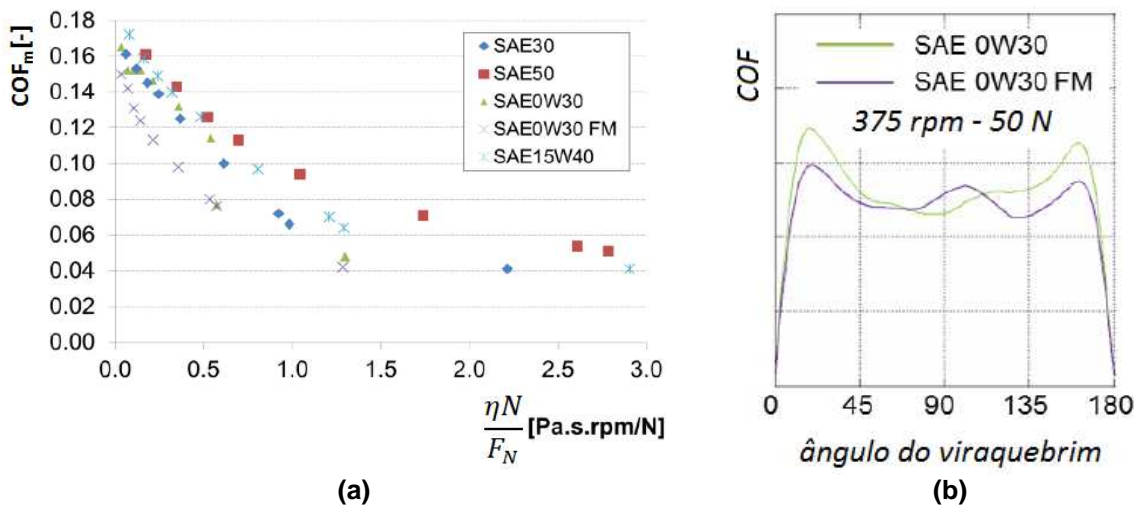


Figura 2.37 – Resultado dos ensaios: (a)  $COF_m$  em função do parâmetro de Stribeck (b)  $COF$  em função do ângulo do virabrequim para um ciclo em uma direção.  
 Fonte: Adaptado de Profito *et al.* (2013).

Costa e Hutchings (2007) chamam a atenção que a formação de filme é assimétrica em ensaios tipo *reciprocating*, dentro de um mesmo semi-ciclo. Para ensaios de cilindros em deslizamento sobre planos texturizados, a formação de filme além de diferente na aceleração e desaceleração, apresenta influência da força normal aplicada, conforme mostrado na Figura 2.38. Deve-se atentar que o perfil, e comportamento da formação de filme, está diretamente associada ao COF. Este comportamento foi evidenciado para mancais de deslizamento, para ciclo de partida e parada, na Figura 2.23. Contudo, para movimentos oscilatórios, este efeito acontece a cada ciclo.

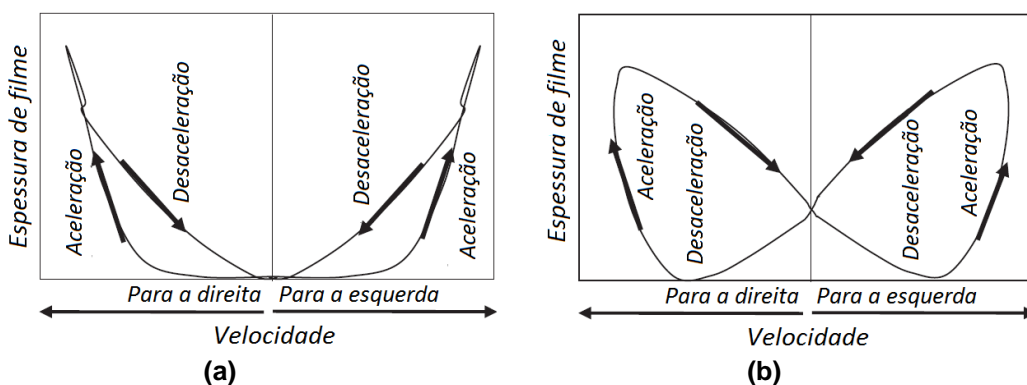


Figura 2.38 – Representação esquemática da assimetria da espessura de filme em função das porções aceleradas e desaceleradas do movimento: (a) Força normal entre 31,9 e 80,9 N (b) Força normal entre 12,3 e 21 N.  
 Fonte: Adaptado de Costa e Hutchings (2007).

A Figura 2.39 apresenta um resumo de condições de ensaio de oito trabalhos selecionados na literatura, entre 2008 e 2015. Observa-se que os valores abrangem

faixas distintas de força normal e frequência. Valores de amplitude de movimento vão desde 1,5 até 15 mm. Buscando avaliar a condição de ensaio para o parâmetro de Stribeck, utilizou-se a razão entre velocidade máxima e força normal. Observa-se no resultado, da Figura 2.39(d), que com exceção de Dimkovski *et al.* (2008), os valores mantêm faixa reduzida e valores relativamente baixos – o que implica predominância do regime de lubrificação limítrofe e mista (e, conforme mencionado nesta seção, enfatiza-se que estas condições de ensaios de bancada estão distantes das condições de operação do motor).

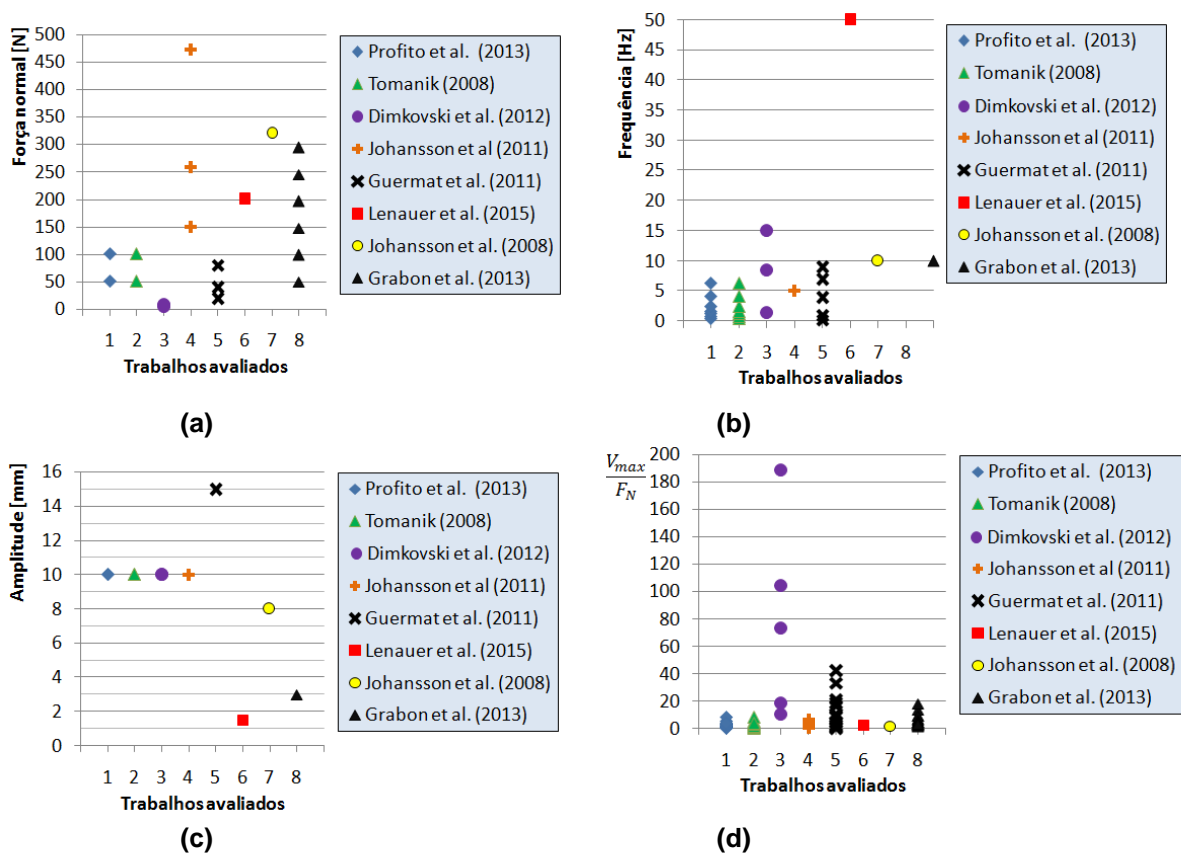


Figura 2.39 – Resumo de condições de ensaio de alguns trabalhos encontrados na literatura: (a) Força normal (b) Frequência (c) Amplitude (d) Parâmetro de avaliação. Fonte: Vide indicação na figura.

### 2.4.1 Parâmetros de contato

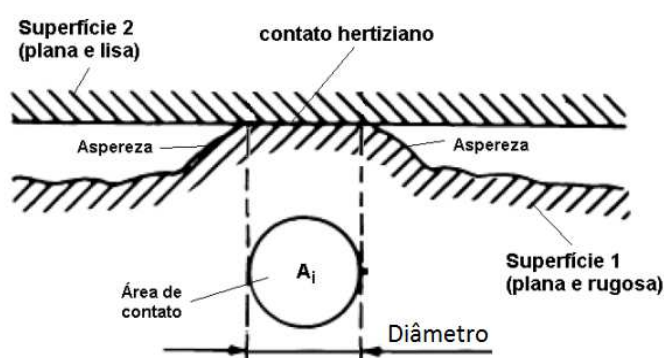
O estudo do contato entre as superfícies rugosas é fundamental para o projeto de superfícies brunidas dos cilindros de MCI e de anéis de pistão (TOMANIK, 2005).

Mccool (1986) compara o modelo de Greenwood e Williamson (GW) (1966) com o modelo de Bush-Gibson-Thomas (BUSH *et al.*, 1975). O modelo de GW

apresenta relativa maior facilidade para implementação computacional sem prejuízo dos resultados das análises (PROFITO, 2010).

Deste modo, os modelos de GW e Greenwood e Tripp (GT) (1970) são usualmente empregados em rotinas computacionais para simulações de regime misto de lubrificação para o par anel-cilindro (TOMANIK, 2005 e PROFITO, 2010).

O modelo de GW considera o contato entre um plano rígido e liso contra uma superfície rugosa. As asperezas são consideradas esféricas e com raio constante  $\beta$ . A Figura 2.40 apresenta o esquema de contato de uma única aspereza.

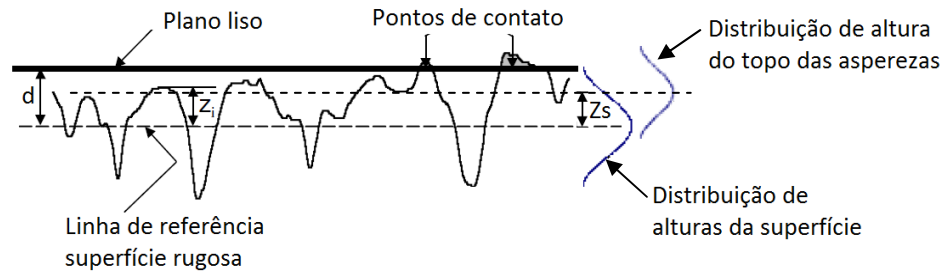


**Figura 2.40 – Esquema de contato de uma única aspereza esférica e um plano liso, Fonte: Adaptado ASM *Metals Handbook* v.18 (1992).**

O contato entre as superfícies causa pequenas deformações e é modelado como sendo Hertziano. Dentro do regime elástico, a área  $A_i$  mantém relação com a força normal conforme Equação (4) (Hutchings, 1992).

$$A_i \propto F_N^{2/3} \quad (4)$$

Assume-se que a densidade de asperezas na superfície,  $\eta$  [ $\text{mm}^{-2}$ ], seja uniforme e a distribuição de alturas seja normal (Gaussiana). O contato, então, estaria associado com a probabilidade da altura da aspereza ( $Z_i$ ) ser maior que a distância ( $d$ ). Esta é medida entre a linha de referência (linha média) da superfície rugosa e o plano liso conforme indicado na Figura 2.41 (GREENWOOD; WILLIAMSON, 1966). Deve-se atentar que o desvio-padrão das alturas do topo das asperezas,  $\sigma_{Z_s}$ , é distinto do desvio-padrão de toda a superfície (TOMANIK, 2005). A altura média do topo das asperezas é definido como  $Z_s$ .



**Figura 2.41 – Esquema de contato entre duas superfícies de acordo com o modelo de Greenwood e Williamson.**

**Fonte: Adaptado de Tomanik (2005).**

Com essa formulação, o modelo de GW propõe que a razão entre a área real de contato,  $A_r$ , e a área nominal de contato,  $A_o$ , seja dado pela Equação (5).

$$\frac{A_r}{A_o} = \Pi_{GW} \cdot \pi \cdot F_1(\varphi) \tag{5}$$

onde:

$\Pi_{GW}$ : Produtório do modelo de GW dado pela Equação (6) <sup>8</sup>;

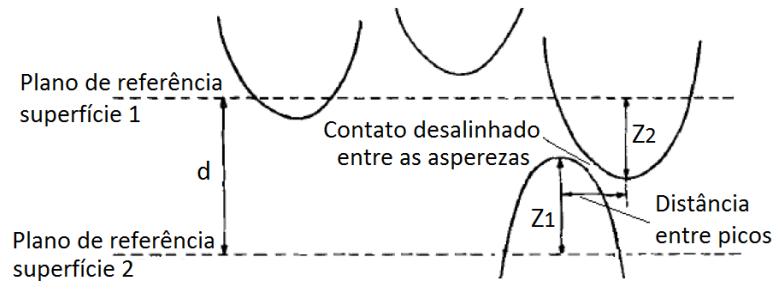
$F_1(\varphi)$ : Probabilidade do contato acontecer a determinada altura [-].

$$\Pi_{GW} = \sigma_{z_s} \cdot \beta \cdot \eta \tag{6}$$

Posteriormente ao modelo de GW, Greenwood e Tripp (GT) (1970) propuseram um novo modelo levando em conta o contato entre duas superfícies rugosas. Assim, o contato não estaria restrito ao topo das asperezas e poderia acontecer desalinhado, conforme evidenciado na Figura 2.42. A principal consequência seria a imposição de forças tangenciais e o resultado do modelamento do contato com a teoria de Hertz comprometido. Todavia, o modelamento de GT previa asperezas com formato paraboloidal e as forças tangenciais foram ignoradas devido às reduzidas inclinações das asperezas. Para o modelo de GT a razão de área real de contato é dada pela Equação (7).

---

<sup>8</sup> Este produtório está relacionado com as características do processo de fabricação de determinada superfície de engenharia. Este parâmetro foi utilizado neste trabalho como um modo de quantificar o desgaste imposto às superfícies brunidas (seção 3.4.3).



**Figura 2.42 – Esquema de contato não alinhado entre duas superfícies rugosas. Fonte: Adaptado de Greenwood e Tripp (1970).**

$$\frac{A_r}{A_o} = \Pi_{GW}^2 \cdot \pi^2 \cdot F_2(\varphi) \tag{7}$$

McCool (1986) apresentou uma alternativa à Equação (5), de modo que o modelo de GW pode ser obtido com a Equação (8). O parâmetro  $\alpha$ , presente na Equação, está relacionado com os momentos espectrais da topografia. Este modelo considera a rugosidade isotrópica e a superfície oposta como idealmente lisa.

$$\frac{A_r}{A_o} = 0,064(\alpha - 0,8968)^{1/2} F_1(\varphi) \tag{8}$$

Para situações práticas, considerando-se a anisotropia das superfícies, pode-se utilizar as propriedades combinadas das direções, de acordo com a Equação (9) (McCOOL, 1986).

$$\sigma_{Zs} = \sqrt{\sigma_{Zs_1}^2 + \sigma_{Zs_2}^2}$$

$$\frac{1}{\beta} = \sqrt{\frac{1}{\beta_1^2} + \frac{1}{\beta_2^2}} \tag{9}$$

$$\eta = \sqrt{\eta_1^2 + \eta_2^2}$$

Yu *et al.* (2004) estudaram analiticamente a relação dos parâmetros de curtose e assimetria da rugosidade em relação ao parâmetro  $\alpha$ . O resultado é apresentado na Figura 2.43. Pode-se concluir que superfícies próximas à Gaussiana ( $Sku=3$  e  $Ssk=0$ ) levam a maiores valores de  $\alpha$ . Uma constatação direta dessa conclusão, segundo a Equação (8), é que quanto mais próxima de Gaussiana for a superfície, maior será a área de contato efetivo. Sedlacek *et al.* (2012) investigaram a influência dos dois parâmetros citados no coeficiente de atrito, e concluíram que superfícies com maiores valores de  $Sku$  e valores negativos de  $Ssk$  tendem a reduzir o atrito.

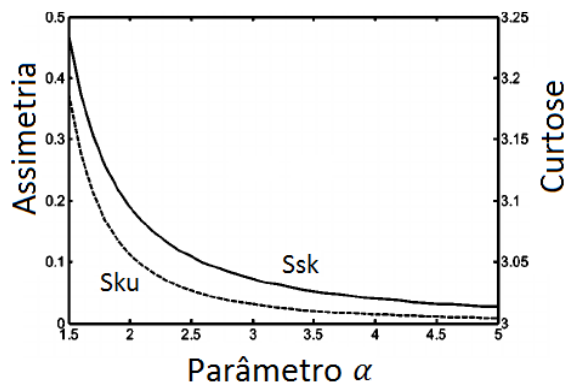


Figura 2.43 – Influência da curtose e assimetria das alturas da superfície no parâmetro  $\alpha$ .  
 Fonte: Adaptado de Yu *et al.* (2004).

Segundo Yu *et al.* (2004) superfícies brunidas têm, de modo característico, uma distribuição não Gaussiana para a rugosidade. Valores comumente observados são de  $Sku > 4,0$  e  $Ssk < -1,0$ .

Jeng *et al.* (2004) estudaram o efeito do desgaste na rugosidade de superfícies brunidas. A Figura 2.44 compara uma superfície brunida antes e após ensaio de 2 horas. Pode-se verificar a redução na frequência de alturas mais altas da rugosidade. Como resultado, observa-se o deslocamento da distribuição para valores mais baixos de altura (incremento da assimetria, com valores ainda menores de  $Ssk$ ) e o afunilamento da distribuição (aumento da curtose).

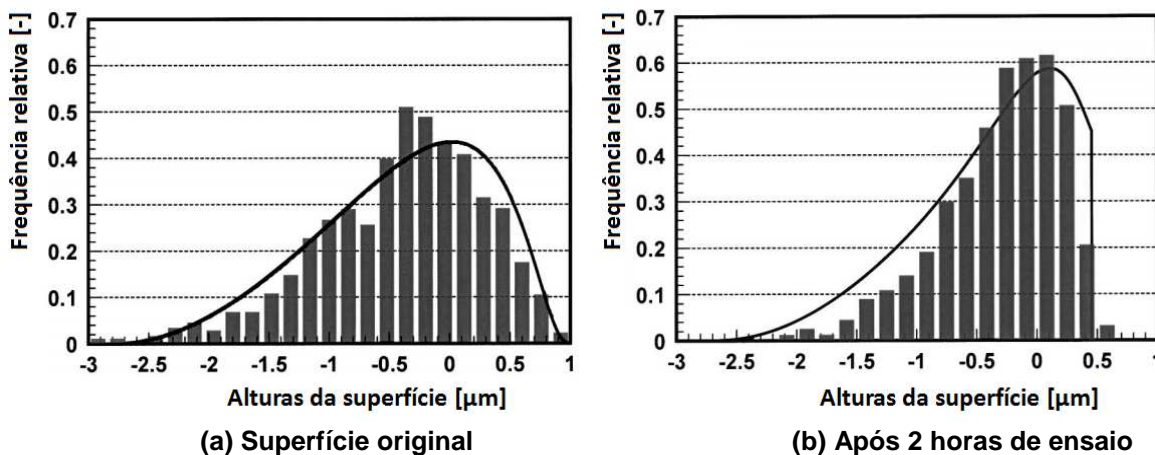


Figura 2.44 – Alteração na distribuição de alturas, imposta por ensaio de desgaste, em uma superfície brunida.

Fonte: Jeng *et al.* (2004).

Com a avaliação do resultado da Figura 2.44, pode-se verificar que a distribuição de alturas da superfície desgastada tem a tendência de se afastar, ainda mais, de uma superfície Gaussiana. Esta constatação evidencia que considerações devem ser feitas para avaliar superfícies brunidas com o modelo de GW e GT.

A Figura 2.45 mostra uma curva típica de distribuição acumulada para uma superfície brunida com acabamento de platô. Esta apresenta de modo característico uma distribuição não Gaussiana, como já apontado. Contudo, Tomanik *et al.* (2003) enfatiza que para valores acima da linha média, a distribuição é praticamente normal. Deste modo, considerar alturas das asperezas acima da linha média estaria em boa concordância com o modelo de GW.

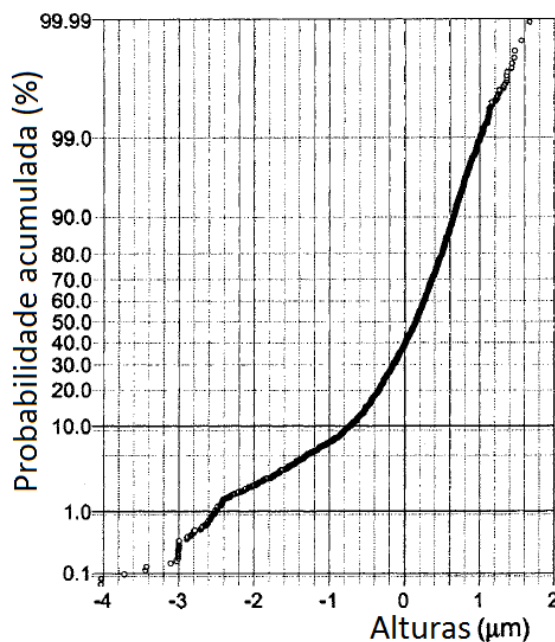


Figura 2.45 – Distribuição acumulada de alturas para uma superfície com acabamento brunido de platô.

Fonte: Tomanik *et al.*(2003).

A Figura 2.46 mostra o comportamento de uma superfície antes e após ensaio de desgaste. Observa-se que antes do ensaio, tanto a distribuição de alturas da rugosidade como a das asperezas são Gaussianas. Após o ensaio, verifica-se que a distribuição de alturas da rugosidade torna-se não Gaussiana. Contudo, a distribuição das alturas das asperezas acima da linha média mantém comportamento aceitável com a distribuição normal (Greenwood; Williamson, 1966).

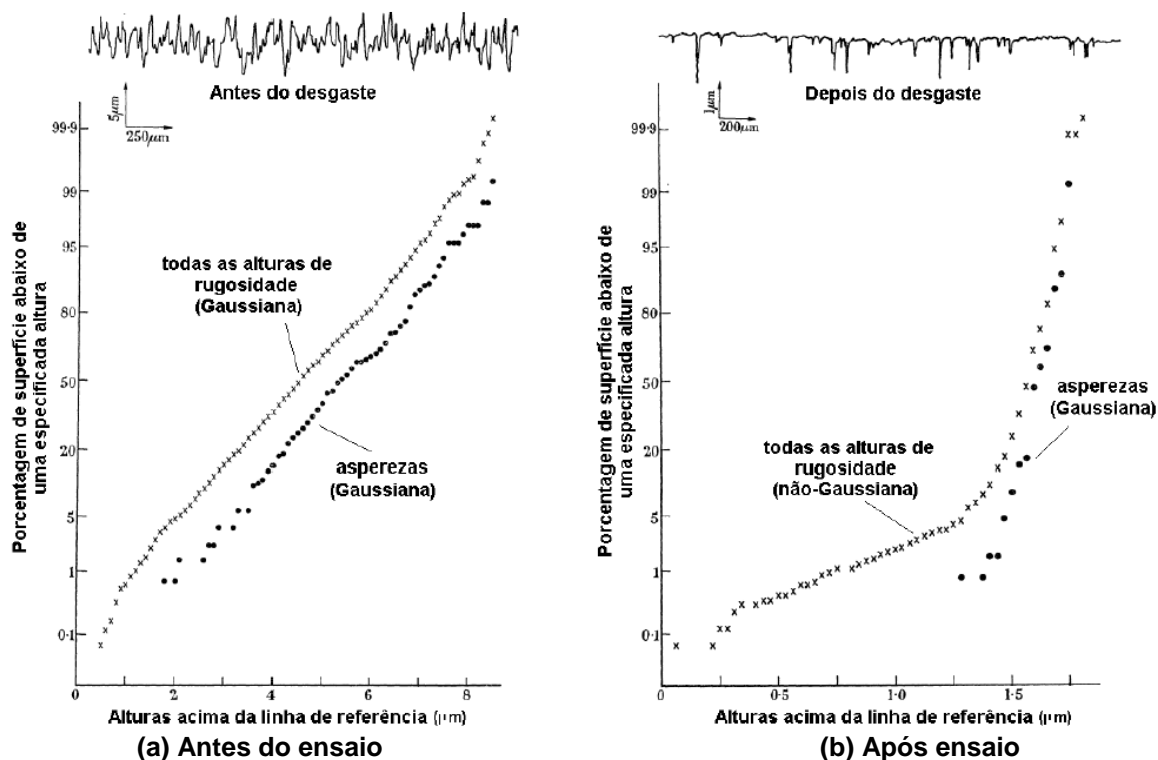


Figura 2.46 – Distribuição das alturas da rugosidade e das asperezas em um gráfico de probabilidade normal.

Fonte: Adaptado de Greenwood e Williamson (1966).

Matburg (1993) introduziu o conceito do parâmetro de rugosidade  $Spq$  para que a proporção de asperezas, relativa unicamente aos platôs, pudesse ser caracterizada. Desta forma, um parâmetro médio de rugosidade estaria associado a uma distribuição Gaussiana da rugosidade no platô, dado que estes se encontram, comumente, acima da linha média.

De modo alternativo ao proposto por McCool (1986), Tomanik (2005) apresenta uma abordagem distinta para a determinação dos parâmetros para o modelo de GW.

Neste procedimento, são avaliadas todas as alturas da rugosidade em uma avaliação ponto-a-ponto. As asperezas são consideradas pontos de máximo em relação a oito vizinhos. Este procedimento afeta especialmente a determinação de  $\beta$ , sendo que diferentes procedimentos têm sido discutidos na literatura para que se possa avaliar o raio (ou a curvatura) das asperezas (McCOOL, 1987 e POGAČNIK; KALIN, 2013). A densidade de asperezas, na abordagem de Tomanik (2005), considera somente as asperezas que estão acima do plano médio, para garantir uma boa concordância com o modelo de GW. Os valores de  $Z_s$  e  $\sigma_{Zs}$  são calculados como a média e o desvio-padrão do topo das asperezas, respectivamente. O



programa Mahle-Summits (TOMANIK, 2005), que calcula esses parâmetros, está disponível em Projeto Triboflex (2016).

A Tabela 2.2 apresenta um resumo de alguns resultados de  $\Pi_{GW}$  encontrados na literatura. Este parâmetro é muito usual para avaliações das superfícies (TOMANIK, 2005) e utilizados para simulações numéricas do comportamento tribológico de anéis de pistão de MCI (PROFITO, 2010).

**Tabela 2.2 – Resumo do parâmetro de contato de GW encontrados na literatura.**

$\Pi_{GW}$	Referência
0,03 - 0,05	Greenwood e Williamson (1966)
0,05	Johnson <i>et al.</i> (1972) <sup>1</sup>
0,06	McCool (1986)
0,04	Hu <i>et al.</i> , (1997) <sup>1</sup>
0,63 - 1,92	Thomas e Rosén (2000) <sup>1</sup>
0,07	Tomanik (2005)

**Fonte: Profito<sup>1</sup> (2010).**

No modelo de GW, as deformações são definidas como pequenas e, com isso, dentro do regime elástico. Todavia, quando a magnitude da pressão média alcança valores acima de 10 % da tensão de escoamento do material mais mole, a aspereza começa a deformar plasticamente. Para casos de um contato perfeitamente plástico, a relação não é mais dada pela Equação (4), mas sim pela Equação (10). Neste tipo de regime, observa-se que a pressão média se mantém constante mesmo com incrementos de força normal, conforme Equação (11) (HUTCHINGS, 1992).

$$A_i \propto F_N \tag{10}$$

$$P_{média} = \frac{F_N}{A_r} \tag{11}$$

Em contatos reais, a proporção de asperezas que deformam, elasticamente ou plasticamente, é muito importante para estudos dos mecanismos de desgaste envolvidos em um determinado par tribológico (HUTCHINGS, 1992).

Para contato entre superfícies reais, a natureza da deformação depende da magnitude da carga, das propriedades do material e das características das superfícies. As deformações podem ser elásticas, elasto-plásticas ou totalmente plásticas (TODOROVIC *et al.*, 2015).

A proporção de asperezas que plastificam está relacionada com o índice de plasticidade. Greenwood e Williamson (1966) apresentaram uma formulação para este parâmetro, conforme a Equação (12). A pressão normal resultante do carregamento também determina a proporção de asperezas que plastificam. Todavia, na prática, percebe-se que o primeiro fator domina o comportamento (GREENWOOD e WILLIAMSON, 1966).

$$\psi = \frac{E^*}{H} \left( \frac{\sigma_{zs}}{\beta} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

Cujos termos são:

$\psi$  - Índice de plasticidade [-];

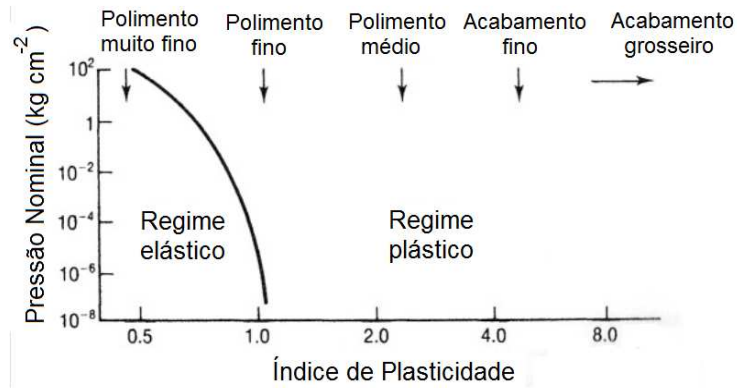
$E^*$  - Módulos de elasticidade composto conforme Equação (13) [Pa];

H - Macro dureza do material mais mole [Pa];

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1 - \nu_1^2)}{E_1} + \frac{(1 - \nu_2^2)}{E_2} \quad (13)$$

Para valores de  $\psi < 0,6$ , a deformação plástica ocorreria somente sob elevadas pressões nominais, enquanto para valores de  $\psi > 1,0$  muitas asperezas irão deformar plasticamente, mesmo com baixos valores de pressão nominal (STACHOVIK; BATCHELOR, 2005).

Para superfícies metálicas, produzidas por processos comuns de engenharia o valor de  $\psi$  fica tipicamente entre 0,1 e 100 (HUTCHINGS, 1992). Segundo Taylor (1993), para contatos de metal-metal, as faixas do índice de plasticidade podem variar de 0,25 a 50 ou 10 a 250 para superfícies lisas e rugosas, respectivamente. A Figura 2.47 apresenta a relação da natureza da deformação com a pressão de contato e do  $\psi$  para o alumínio. Observa-se que somente para superfícies finamente polidas o contato mantém-se no regime elástico (HUTCHINGS, 1992).



**Figura 2.47 - Dependência do modo de deformação plástica em relação ao índice de plasticidade, para alumínio com diferentes tipos de acabamento submetido a diferentes níveis de pressão nominal**

**Fonte: Adaptado de Hutchings (1992).**

Mikic (1976) propôs que o índice de plasticidade pode ser relacionado com a inclinação média das asperezas ( $Sdq$ ), conforme Equação (14). A relação proposta foi posteriormente verificada e aceita por Greenwood (2006). Este conceito foi aplicado por Singh *et al.* (2005) para superfícies com diferentes acabamentos de precisão, conseguindo diferenciação suficiente entre as mesmas em ensaios lubrificados de esfera-contra-plano.

$$\psi = \frac{E^*}{H} Sdq \tag{14}$$

## 3 MATERIAIS E MÉTODOS

### 3.1 Materiais

#### 3.1.1 Ferros fundidos

Neste trabalho avaliaram-se blocos de MCI, modelo Ford Griffin V8, com cilindros de Ø83 mm. Estes blocos, providos pela empresa Tupy S.A., foram fundidos com dois tipos de materiais, a saber: ferro fundido cinzento (FFC) e ferro fundido vermicular (FFV). As classes destes materiais são, respectivamente, FC 250 (norma ABNT NBR 6589) e GJV450 (norma ISO 16112), cujas propriedades mecânicas típicas são apresentadas na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1 – Propriedades mecânicas do FFC FC 250 e do FFV GJV 450**

Propriedade mecânica	FC 250	GJV 450
Limite de resistência a tração [MPa]	250 – 330 <sup>1</sup>	450 - 525 <sup>1</sup>
Limite de escoamento [MPa]	165 - 228 <sup>1</sup>	340 - 415 <sup>1</sup>
Alongamento [%]	0,3 - 0,8 <sup>1</sup>	1,0 - 2,5 <sup>1</sup>
Módulo de elasticidade [GPa]	123 <sup>4</sup>	154 <sup>4</sup>
Coeficiente de Poisson	0,26 <sup>2</sup>	0,27 <sup>3</sup>

Fontes: Guesser<sup>1</sup> (2009); Lee<sup>2</sup> *et al.* (2010); Keller<sup>3</sup> *et al.* (2009); Guesser e Guedes<sup>4</sup> (2016).

O processo de brunimento dos cilindros foi executado, também pela empresa Tupy S.A., em brunidora vertical modelo V810 - Nagel, a qual é apresentada na Figura 3.1(a). Utilizaram-se ferramentas de diamante D151 e D15 para desbaste e acabamento, respectivamente. Estas foram fixadas ao porta-ferramentas com expansão pneumática, o qual pode ser visualizado na Figura 3.1(b). A velocidade de avanço e rotação do processo foram 12,4 m/min e 130 rpm, respectivamente.

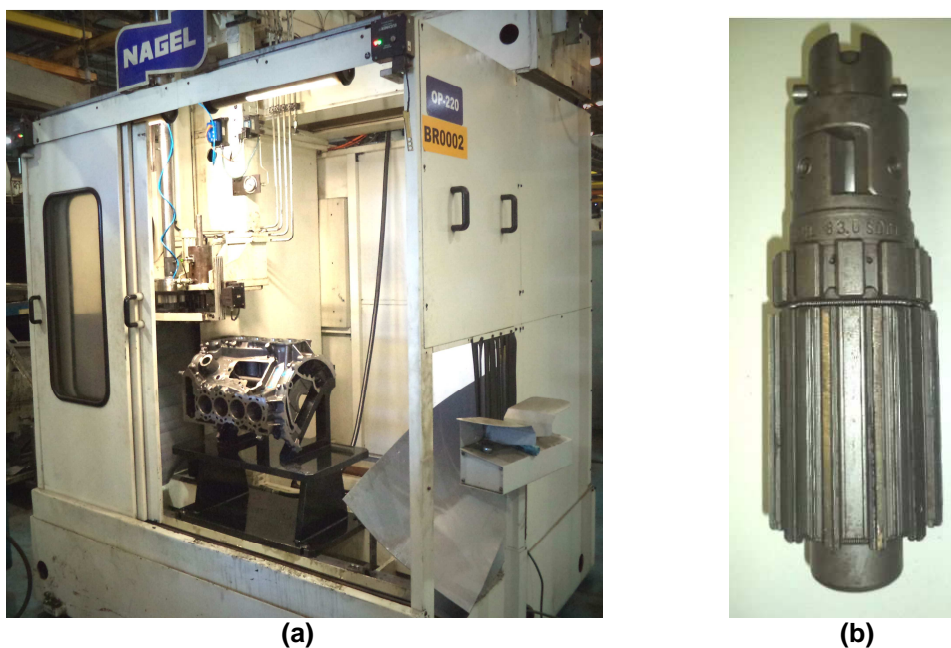


Figura 3.1 – Fotografias do processo de brunimento dos cilindros do bloco de MCI:  
(a) Brunidora (b) Porta-ferramentas.

O processo de brunimento teve o intuito de manter os parâmetros de rugosidade da família  $k$ , para ambos os ferros fundidos, dentro de faixas estabelecidas. Segundo a Tupy S.A., estas faixas seguem os valores dados na Tabela 3.2. Os parâmetros aqui apresentados são os equivalentes 2D dos parâmetros definidos na seção 2.2.

Tabela 3.2 – Faixas de parâmetros de rugosidade da família  $k$  para controle de produção

Parâmetro	Faixa [ $\mu\text{m}$ ]
Rpk	< 0,35
Rk	0,2 - 0,9
Rvk	0,8 - 2,3

Fonte: Empresa Tupy S.A.

Em particular, o processo de acabamento do brunimento, devido às diferenças nas propriedades dos materiais, teve parâmetros distintos para o FFC e o FFV. O número de ciclos total (de subida e descida) do porta-ferramentas foram de 6 e 8, respectivamente. E o percentual de força máxima, de expansão pneumática, foram de 20 e 30 %, respectivamente.

Este trabalho também avaliou as diferenças microestruturais, provenientes da variação de espessura em um mesmo cilindro. Devido a detalhes geométricos deste bloco de MCI, as menores espessuras encontram-se nos quadrantes entre cilindros.

Assim, foi necessário separar as amostras em função da espessura e, conseqüentemente, da taxa de resfriamento (MOCELLIN, 2007). Para identificá-las adotou-se a convenção de numeração de cilindros apresentada na Figura 3.2(a). E ainda, para cada cilindro, indicaram-se os quatro quadrantes, conforme a Figura 3.2(b). Acrescenta-se que a espessura do cilindro tem pouca variação nos primeiros 70 mm a partir da face de fogo. Assim, as amostras foram retiradas desta região. As espessuras médias para os quadrantes de parede fina e grossa foram de 3,9 ( $\pm 0,6$ ) e 7,4 ( $\pm 0,4$ ) mm, respectivamente.

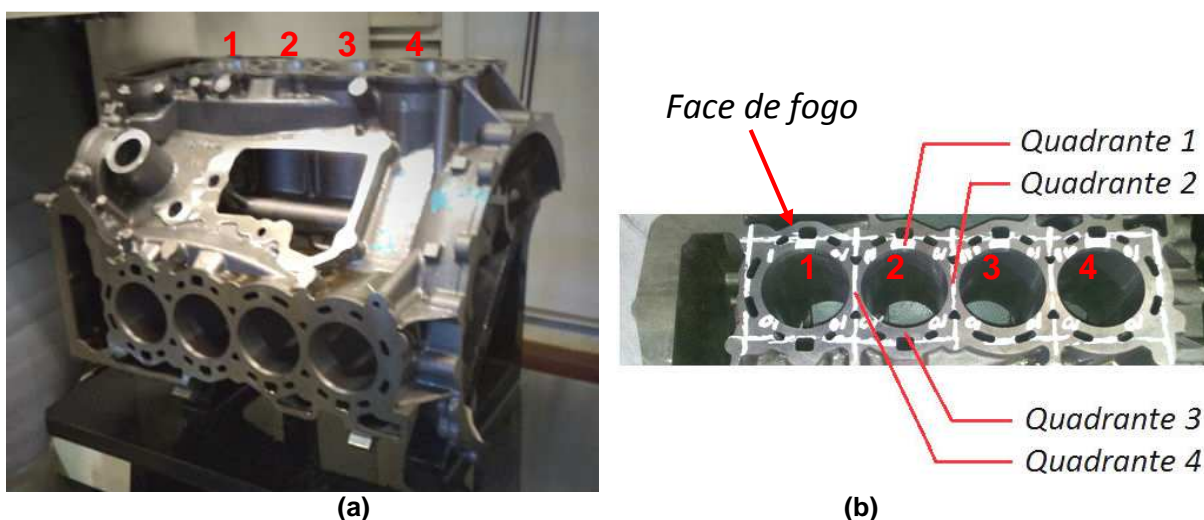


Figura 3.2 – Fotografias com a orientação do bloco de MCI para identificação dos cilindros: (a) Indicação de cilindros do bloco de MCI (b) Indicação típica dos quadrantes para o cilindro 2.

### 3.1.2 Anel de pistão

Avaliou-se neste trabalho um modelo comercial de anel de pistão, o qual foi provido pela empresa Mahle Metal Leve S.A. O anel especificado é de aço inoxidável martensítico – com tratamento de nitretação na face de trabalho – com espessura de 1,2 mm e diâmetro nominal de 83 mm, compatível com os cilindros, já descritos na seção 3.1.1. O anel é do tipo de compressão, torsional positivo e com face abaulada assimétrica (MAHLE, 2015). Algumas propriedades mecânicas do substrato do anel, juntamente com propriedades das camadas de compostos e de difusão, são apresentadas na Tabela 3.3

Tabela 3.3 – Propriedades mecânicas das camadas do anel do pistão.

Propriedade mecânica	Camada de compostos	Camada de difusão	Substrato
Módulo de Elasticidade [GPa]	250	230	210
Coefficiente de Poisson [-]	0,3	0,3	0,3

Fonte: Adaptado de Mahle Metal Leve S.A. (2016).

Os anéis assimétricos, em especial, têm montagem no pistão indicada pelo fabricante. Deste modo, um lado do anel sempre será associado a determinado sentido de movimento do pistão, seja este de subida ou de descida, em relação à câmara de combustão. Neste trabalho, convencionou-se a denominação do lado do anel, seguindo recomendações de montagem dadas em Mahle (2015), associando o sentido de movimento do anel em relação à câmara de combustão, como: sentido de subida e de descida. A Figura 3.12 apresenta o perfil do anel obtido por interferometria de luz branca com as indicações de sentido de movimento. Deve-se atentar, contudo, que o movimento oscilatório dos ensaios foram realizados na horizontal e que, neste caso, a gravidade é normal ao plano em que ocorre o deslizamento.

### 3.1.3 Óleo lubrificante

O lubrificante selecionado para os ensaios foi o Petronas Urania SAE 30 CF. Algumas propriedades deste óleo lubrificante monoviscoso são apresentadas na Tabela 3.4. Maiores informações podem ser visualizadas no Anexo A.

Tabela 3.4 – Propriedades do óleo monoviscoso SAE 30.

Propriedade	Valor
Densidade à 15° C [kg/l]	0,881
Viscosidade cinemática à 40° C [cSt]	92
Viscosidade cinemática à 100° C [cSt]	11

Fonte: Petronas Urania (2016).

O óleo lubrificante é indicado para utilização em motores à diesel e apresenta baixa formulação, tendo a classificação API como CF. Segundo o fabricante (PETRONAS URANIA, 2016), o óleo conta com aditivos de: detergência, dispersão, antidesgaste, antioxidante, anticorrosivo e antiespumante. A seleção de um óleo lubrificante de baixa formulação visou evitar que aditivos tornassem a avaliação dos

fenômenos tribológicos mais complexa, haja visto que o foco deste trabalho objetivou estudar a microestrutura e a topografia dos materiais.

### 3.2 Aparato para ensaio tribológico

Os ensaios tribológicos foram realizados em aparato, apresentado na Figura 3.3, disponível no Laboratório de Superfícies e Contato (LASC) da UTFPR. O modelo do equipamento é o CETR-UMT- Bruker (*Comprehensive Materials Testing for Mechanical Tribological Properties*).



Figura 3.3 – Fotografia do aparato utilizado para os ensaios tribológicos.

Utilizou-se a base para movimento *reciprocating* e a suspensão superior, conforme recomendação contida no manual do fabricante (CETR-UMT, 2010). Contudo, antes desta decisão, verificou-se a influência da suspensão no resultado do coeficiente de atrito em ensaios preliminares (a discussão é apresentada na seção 3.2.1). Selecionou-se a célula de carga de 200 N, com efetiva carga máxima de 180 N. Os máximos valores para o comprimento de pista (CP [mm]) e frequência do movimento (f [Hz]) são 30 mm e 30 Hz, respectivamente (CETR-UMT, 2010). Para a realização dos ensaios tipo anel sobre cilindro, foi necessário o projeto e a construção de uma adaptação, a qual é descrita na 3.2.1. O procedimento para a preparação das amostras e o planejamento dos ensaios tribológicos são apresentados nas seções 3.2.1 e 3.4.



A taxa de aquisição de dados do aparato é de 1 kHz. Deste modo, o período de aquisição,  $\Delta t$  [s], é de 0,001 s. Para cada evento de aquisição, tem-se as seguintes variáveis: tempo ( $t$  [s]), força normal aplicada ( $F_N$  [N]), força de atrito ( $F_{at}$  [N]), coeficiente de atrito cinético (COF [-]) e a posição da base do *reciprocating* ( $x$  [mm]). Na seção 3.2.3, apresenta-se a metodologia para o processamento destes sinais, com o descritivo dos parâmetros empregados na avaliação dos ensaios. O coeficiente de atrito cinético foi calculado pelo modelo de Da Vinci (BLAU, 1996), conforme Equação (15).

$$\mu = \frac{F_{at}}{F_N} \quad (15)$$

### 3.2.1 Adaptação para ensaio tipo anel sobre cilindro

A Figura 3.4 mostra uma visão geral da adaptação para o ensaio tipo anel sobre cilindro, a qual foi projetada e construída pelo autor deste trabalho. Em linhas gerais, a adaptação é constituída de: porta-anel, cuba com porta-cilindro, sistema de controle para aquecimento do óleo e sistema de monitoramento da temperatura do óleo. Estes conjuntos são detalhados a seguir. Para esta concepção, o comprimento de pista máximo do ensaio tribológico ficou limitado a 10 mm.

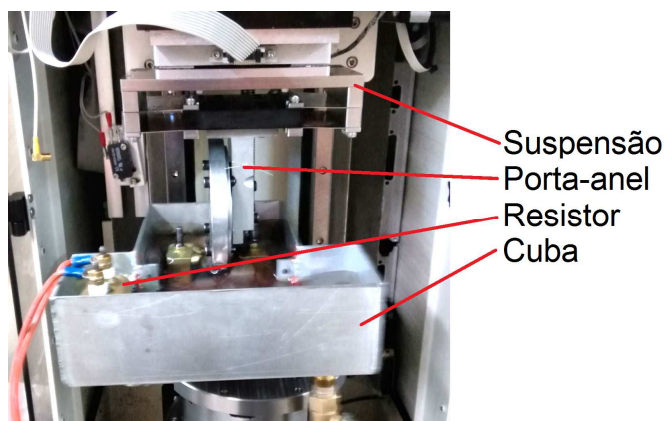


Figura 3.4 – Adaptação para ensaio tipo anel sobre cilindro.

- i) Porta-anel. Dispositivo fixado à suspensão do aparato; é utilizado para a montagem do segmento de anel de pistão. O segmento de anel é montado sob pressão, em uma sede na tampa do porta-anel, conforme Figura 3.5(a). Para garantir contato conforme com o cilindro, dois parafusos

forçam o segmento de anel de pistão contra a sede que possui diâmetro nominal de 83 mm;

- ii) Cuba com o porta-cilindro. Com capacidade aproximada para 0,6 litros de óleo lubrificante, a cuba é fixada na base do *reciprocating* do tribômetro. A amostra do cilindro é montada, através de um sistema de três pontas (em detalhe na Figura 3.6), garantindo o alinhamento correto da amostra. O óleo, sem recirculação durante ensaio, é aquecido por um resistor que fornece potência elétrica máxima de 650 W, na tensão de 127 V;
- iii) Sistema de controle para aquecimento do óleo. Este sistema possui um controlador de temperatura digital, com termopar tipo J (Ferro/Constantan). A saída, do controlador de temperatura digital, controla o contator do resistor, o qual é montado dentro da cuba. A junta quente do termopar é fixado na parte traseira do porta-anel, conforme Figura 3.5(b), de modo a medir a temperatura a aproximadamente 1 mm do contato do par tribológico. Segundo recomendações de *ASM Metals Handbook* v.18 (1992), a distância do termopar até o contato deve estar entre 0,25 a 0,75 mm. Contudo, entende-se que sendo o ensaio realizado imerso em óleo lubrificante, e a medição efetuada pouco acima da faixa indicada, tem-se uma representação satisfatória da temperatura do contato;
- iv) Sistema de monitoramento da temperatura do óleo. Este sistema é constituído de um módulo, da *National Instruments*, com placa de aquisição modelo NI SCXI-1321, que utiliza um termopar tipo K (Cromel/Alumel). Um programa implementado, em *LabVIEW*®, por Shinmi e Maximiano (2015), foi utilizado para a aquisição de temperatura, com taxa de 1 Hz. A junta quente deste termopar foi fixada no mesmo local do termopar do sistema de controle de temperatura, como mostra a Figura 3.5(b).



Figura 3.5 – Fotografia com detalhes do porta-anel:  
 (a) Detalhes internos da tampa e do porta-anel (b) Fixação dos termopares na parte traseira.

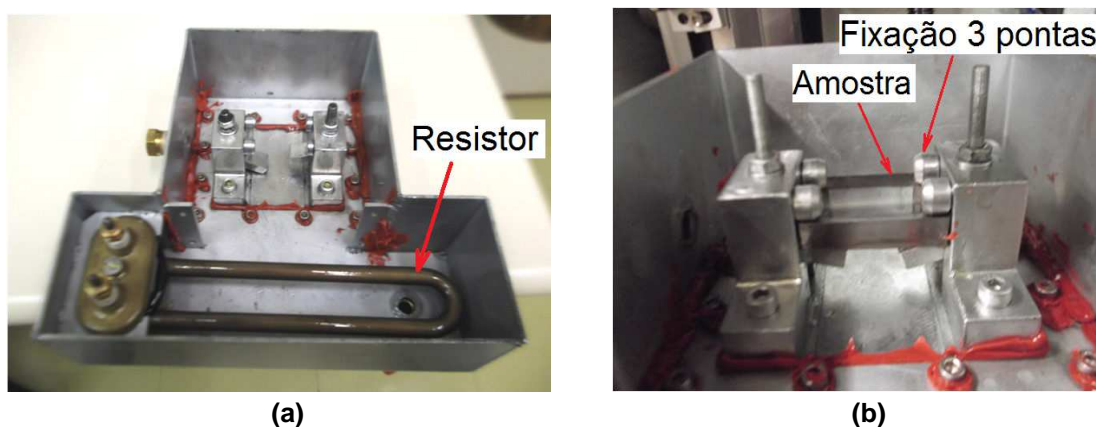
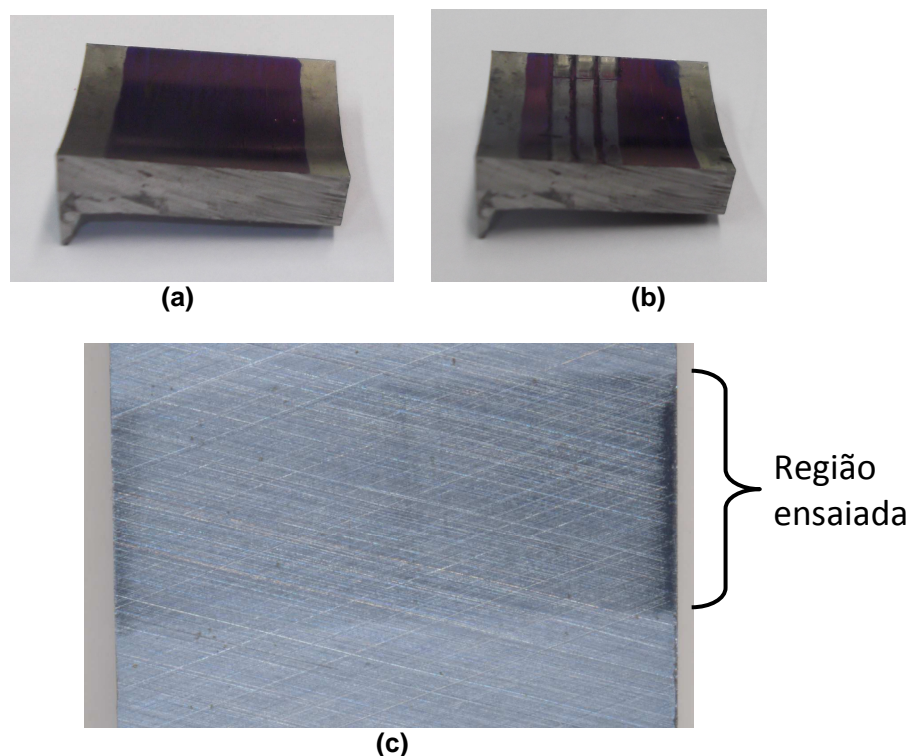


Figura 3.6 – Fotografia com detalhes da cuba: (a) Posição da resistência e fixação da amostra do cilindro (b) Detalhe da fixação da amostra do cilindro.

Ensaio tribológicos preliminares, com esta adaptação, foram conduzidos com alguns objetivos, a saber:

- Verificação da conformidade do contato. Realizaram-se ensaios de 60 segundos, sem lubrificação, com força normal de 50 N, frequência de 1 Hz e comprimento de pista de 3 mm. Marcações com tinta azul foram feitas nas superfícies dos cilindros antes dos ensaios, conforme Figura 3.7(a). De modo típico, verificou-se remoção da tinta, conforme apresentado na Figura 3.7(b). Ademais é possível verificar leve mudança nas características de reflexibilidade da luz em toda a região ensaiada. Um exemplo é apresentado na Figura 3.7(b) para um ensaio com comprimento de pista de 10 mm;

- Limite da frequência de ensaio. Apesar de o aparato permitir ensaios com frequência de até 30 Hz, observou-se que para valores a partir de 15 Hz acontecem grandes perturbações na medição da força de atrito e conseqüentemente no coeficiente de atrito cinético. Identificaram dois fatores para esta avaria: aumento significativo de vibração e redução do número de dados coletados em cada ciclo. Deste modo, limitou-se a frequência dos ensaios em 12,5 Hz;
- Comparação entre dados dos dois sentidos do movimento. Um ciclo completo de movimento é constituído de dois semi-ciclos: um com movimento de subida e outro de descida do anel. Contudo, observaram-se pequenas diferenças, supostamente intrínsecas ao aparato, dependendo do sentido avaliado. Deste modo, optou-se por montar o anel de pistão, assimétrico nesse estudo, sempre na mesma posição. Entende-se que este procedimento é necessário para melhorar a qualidade de avaliação e comparação dos resultados, pois, assim, têm-se a mesma condição dinâmica nos semi-ciclos avaliados;
- Influência da utilização da suspensão. Dimkovski *et al.* (2012) apontou ruídos e variações de resultados, para este tipo de ensaio, em montagem com e sem suspensão, dependendo das condições de ensaio. Realizaram-se testes para verificar a influência da suspensão nos dados de coeficiente de atrito cinético para o presente estudo. Verificou-se que para as faixas de utilização do aparato, o resultado com suspensão teve menos perturbações no coeficiente de atrito cinético e na força normal aplicada do que ensaios sem suspensão.



**Figura 3.7 – Fotografias evidenciando o contato conforme durante o ensaio: (a) amostra antes do ensaio com toda a pista com tinta azul (b) Remoção da tinta das pistas após ensaio (c) Mudança de reflexibilidade na pista ensaiada.**

### **3.2.2 Preparação das amostras para ensaio tribológico**

A Figura 3.8 apresenta o fluxograma de preparação das amostras para os ensaios tribológicos. O procedimento realizado para as amostras de ferro fundido, Figura 3.8(a), iniciou com o corte para a separação dos cilindros do bloco de MCI, seguido de cortes transversais com 35 mm e, finalmente, cortes axiais para separação dos quadrantes. A largura das amostras foi de 24,3 ( $\pm 0,6$ ) mm. A convenção de identificação para estas amostras foi descrita na Figura 3.2. O procedimento para os anéis de pistão, Figura 3.8(b), resumiu-se ao corte de segmentos com aproximadamente 120°.

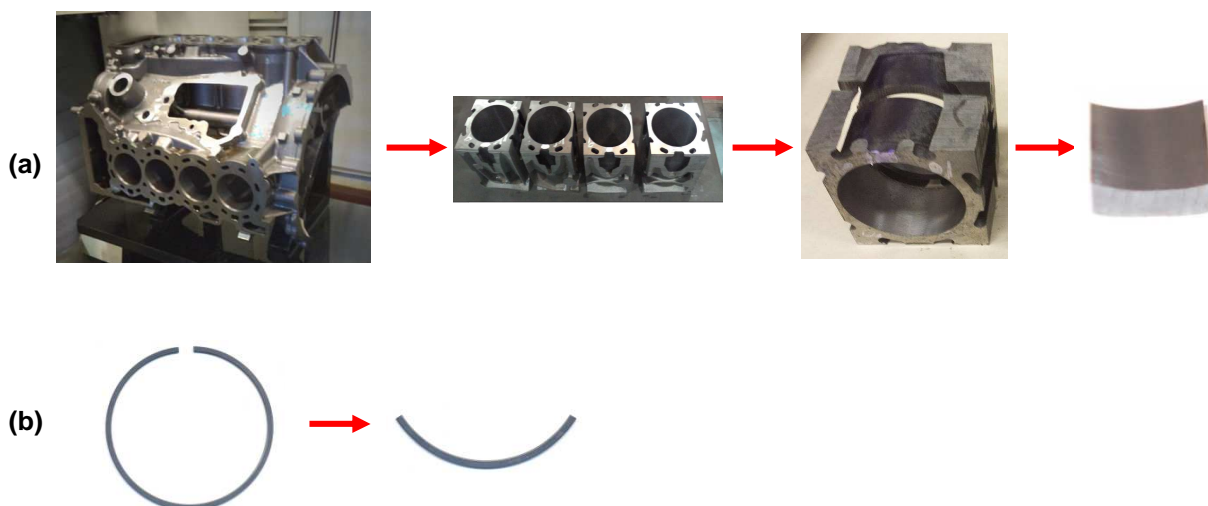


Figura 3.8 – Fluxograma de preparação dos corpos e contra-corpos para ensaio tribológico.

Antes dos ensaios tribológicos, todos os corpos e contra-corpos de prova passaram pelo mesmo procedimento de limpeza por ultra-som, durante 20 minutos, imersos em álcool etílico absoluto.

### 3.2.3 Processamento de sinais do aparato e parâmetros de avaliação

O processamento dos sinais e as avaliações de resultados de ensaios tipo *reciprocating* não são triviais. Esta seção apresenta as metodologias para determinação dos parâmetros de avaliação de semi-ciclos e para análises de triboscopia (SANTOS *et al.*, 2015). As metodologias foram aplicadas nos dados exportáveis do tribômetro descritos na seção 3.1.

Inicialmente, a velocidade instantânea,  $V$  [mm/s], foi obtida com a derivada central, da posição da base do *reciprocating* em relação ao tempo. Em seguida, os dados do ensaio foram divididos em ciclos completos de movimento, através da verificação de inversão de velocidade. Cada ciclo completo, por sua vez, foi subdividido em dois semi-ciclos. A Figura 3.9 mostra um exemplo de um ensaio com a separação proposta. Neste exemplo, os dados foram retirados do primeiro ciclo completo após 60 segundos de um ensaio da condição 9 apresentado na Tabela 3.10. Acrescenta-se que o 1º e o 2º semi-ciclos são relacionados aos semi-ciclos dos sentidos de subida e de descida do anel do pistão, respectivamente.

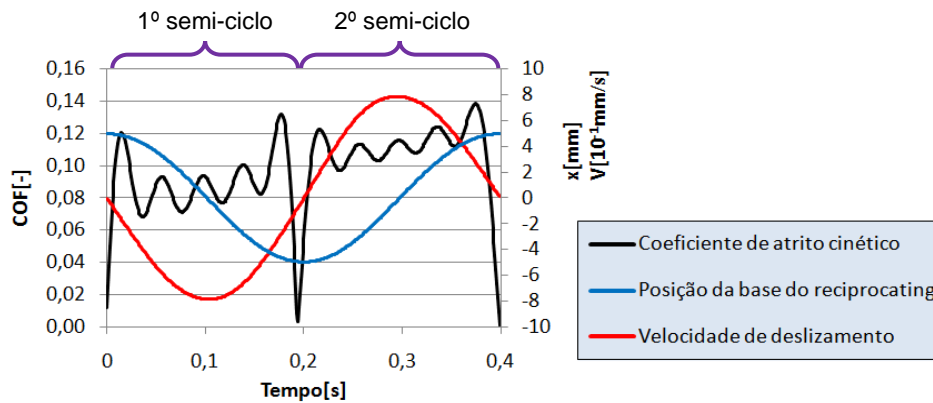


Figura 3.9 – Exemplo de separação dos dados de um ciclo em semi-ciclos (CP= 10 mm, FN=25 N e f= 2,5 Hz).

Com os semi-ciclos divididos, calculou-se o coeficiente de atrito cinético médio (COF<sub>m</sub>) para cada semi-ciclo. O COFe, por sua vez, é obtido com duas padronizações da energia do semi-ciclo, com o intuito de torná-la adimensional. A energia total dissipada devido ao atrito cinético para um semi-ciclo,  $E_t$  [Nmm], dada na Equação (16), é o somatório dos produtos da força de atrito e do deslocamento,  $\Delta x$  [mm].

$$E_t = \sum F_{at} \Delta x \tag{16}$$

As padronizações impostas à energia são obtidas dividindo-se a força de atrito, da Equação (16), pela força normal; e todo o termo pelo somatório de deslocamentos. O resultado é mostrado na Equação (17). Verifica-se que a razão das forças pode ser substituída pelo coeficiente de atrito cinético instantâneo; e o somatório dos deslocamento corresponde ao comprimento de pista,  $CP$  [mm]. Desta forma, o termo é adimensional e associado ao coeficiente de atrito cinético, calculado através da padronização da energia do semi-ciclo.

$$COFe = \frac{\sum \frac{F_{at}}{F_N} \Delta x}{\sum \Delta x} = \frac{\sum COF \Delta x}{CP} \tag{17}$$

O parâmetro COFe apresenta uma grande vantagem, em relação ao COF<sub>m</sub>, pois é calculado através de uma média ponderada em relação ao deslocamento. Deste modo, grandes perturbações que ocorrem comumente nas reversões do

movimento têm menor peso neste parâmetro. Diferenças mais significativas, entre COFe e COFm, foram observadas em condições de ensaio que impuseram maiores acelerações nas reversões, com conseqüente maior perturbação dos dados do coeficiente de atrito. Acrescenta-se, contudo, que a aplicação deste parâmetro deve ser avaliado para cada tipo de tribômetro. Para o aparato utilizado neste trabalho, com acionamento tipo biela-manivela, verifica-se que há variação do deslocamento com a posição da base do *reciprocating*.

Para as curvas de Stribeck-like, o parâmetro de Stribeck (Str) foi adaptado para o ensaio, e ao contrário do proposto em alguns artigos da literatura, foi relacionado com a velocidade de deslizamento. Esta adaptação permite a comparação de ensaios com diferentes condições de frequência e comprimentos de pista. Assim, o Stribeck máximo do semi-ciclo foi obtido com a Equação (18). A pressão média do contato ( $P_{média}$ ) é deduzida na seção 3.2.4.

$$Str_{max} = \frac{\eta V_{max}}{P_{média}} \quad (18)$$

A metodologia de aproximação polinomial, de terceira ordem, foi aplicada em dados de COF, após filtro passa-baixa com frequência de corte de dez vezes a frequência do ensaio tribológico. Um exemplo é apresentado na Figura 3.10(a). Chama-se a atenção que as regiões de início e fim de semi-ciclos, associados a baixas velocidades de deslizamento, foram excluídos do resultado final. Estas regiões não se apresentam consonantes com à teoria de lubrificação hidrodinâmica e são resultado de medições em regiões de inversão de velocidade e, conseqüentemente, de altas acelerações.



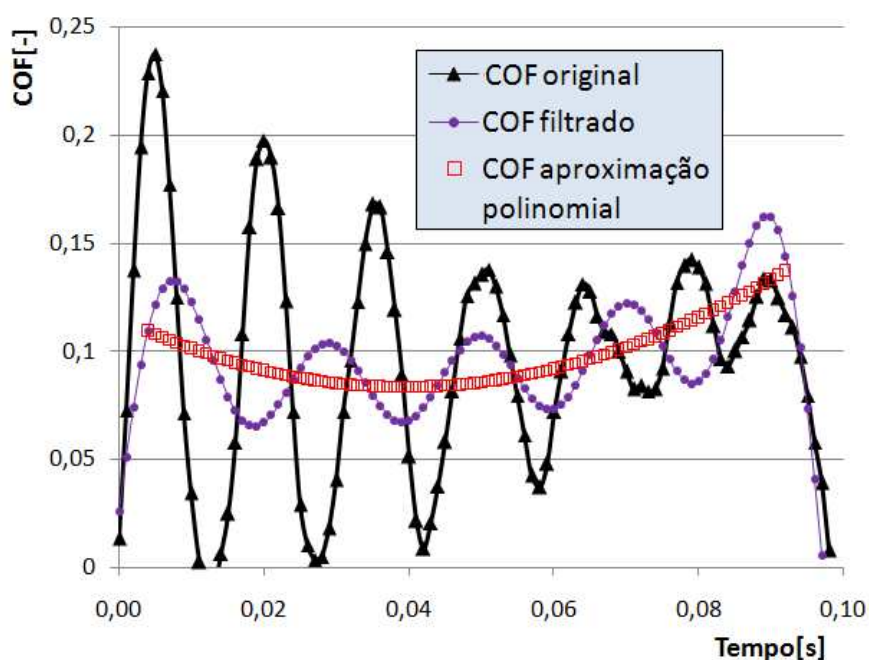


Figura 3.10 – Exemplo de COF filtrado e aproximação polinomial de terceira ordem.

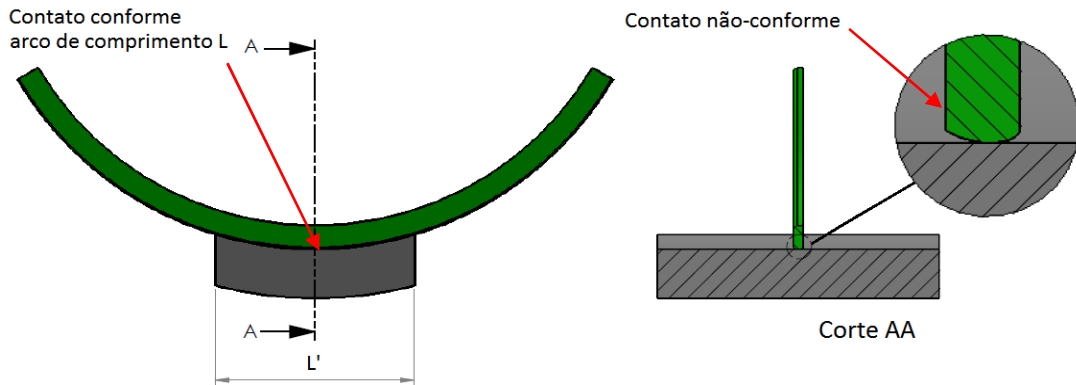
### 3.2.4 Estudo da distribuição de pressão no contato do par tribológico

O entendimento da distribuição de pressão, no contato entre o corpo e o contra-corpo, de maneira quantitativa, é fundamental para a perfeita análise do tribossistema. As tensões resultantes no ponto de contato são denominadas de tensões de contato ou tensões de Hertz (NORTON, 2003). Estas são resultado da pressão de contato de um sólido forçado contra outro (BORESI e SIDEBOTTOM, 1985). A distribuição de tensão é fortemente dependente da geometria dos corpos envolvidos, bem como das suas propriedades mecânicas e do carregamento propriamente dito (JOHNSON, 1987).

A Figura 3.11 apresenta em um detalhe esquemático do contato do sistema anel-cilindro. Modelou-se o contato com as seguintes hipóteses:

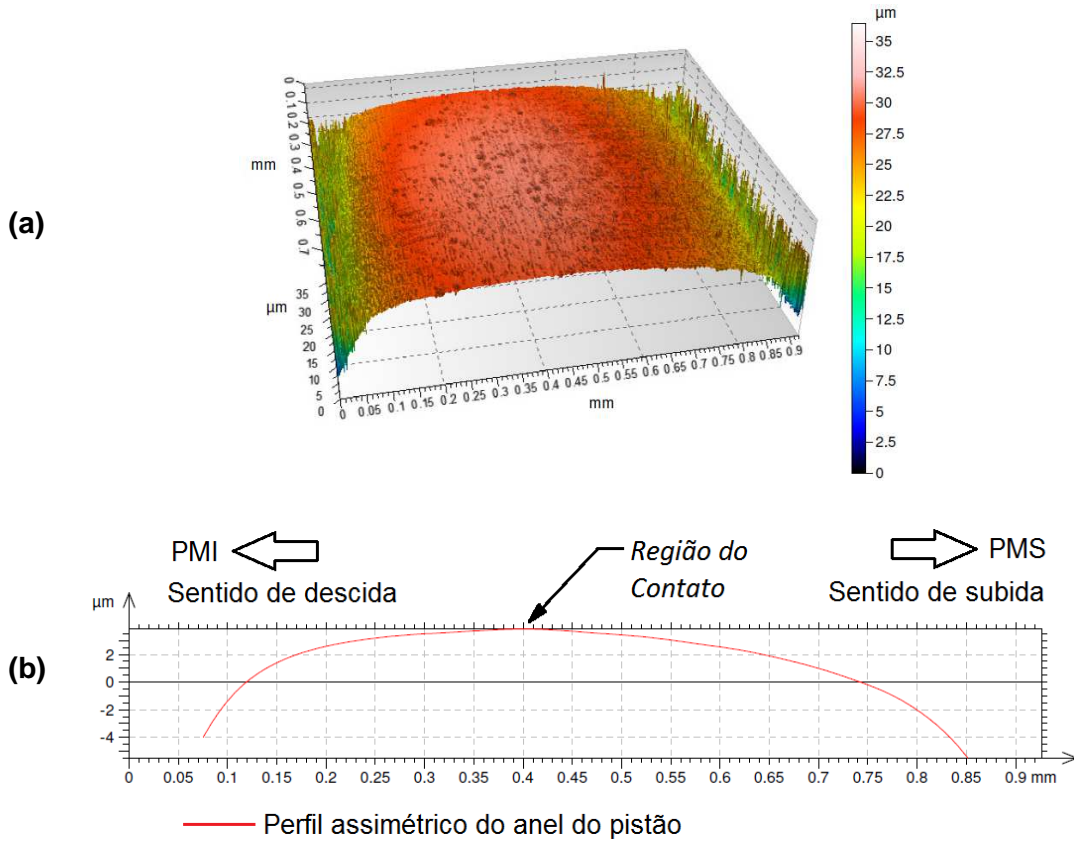
- Contato conforme no sentido radial do cilindro. Hipótese que está coerente com o tipo de montagem entre o par tribológico descrito na seção 3.2.1. Deste modo, definiu-se que o contato acontece ao longo de todo o comprimento,  $L$  [mm], do arco apresentado na vista principal da Figura 3.11;

- Contato não conforme no sentido axial do cilindro. Considerou-se um contato do tipo cilindro sobre plano, conforme apresentado no detalhe da Figura 3.11.



**Figura 3.11 – Detalhe esquemático do contato entre anel e cilindro.**

O perfil do anel do pistão foi obtido com interferômetro de luz branca, descrito na seção 3.3.1.3. O procedimento consistiu em fazer o levantamento topográfico do anel do pistão, conforme apresentado na Figura 3.12(a). Em seguida, os dados foram filtrados para se obter a forma do anel, a qual é apresentada na Figura 3.12(b). Nesta figura também são apresentados os sentidos de movimento de subida e descida do anel do pistão juntamente com a respectiva indicação do ponto morto superior (PMS) e ponto morto inferior (PMI). Verifica-se que o efeito cunha no perfil do anel do pistão é mais acentuado para o sentido de subida.



**Figura 3.12 – Obtenção do raio de contato do anel com utilização do interferômetro: (a) imagem obtida por IDLB com a topografia do anel (b) perfil transversal assimétrico do anel do pistão com indicação de sentido de movimento.**

Como o perfil do anel não tem raio constante, a determinação da pressão de contato foi realizada através de análise por elementos finitos no programa *Ansys*®. Devido ao caráter desta avaliação, optou-se por apresentar nesta seção os resultados. As simulações do contato para as forças normais de 25 até 125 N, com incrementos de 25 N. Estes valores foram retirados dos planejamentos dos ensaios tribológicos, os quais são detalhados na seção 3.1. Nas simulações, o cilindro foi modelado como um plano e o anel do pistão com o perfil completo obtido por interferometria. As propriedades dos materiais dos cilindros e dos anéis foram retiradas da Tabela 3.1 e Tabela 3.3, respectivamente. Considerou-se, análise bidimensional axissimétrica em estado plano de deformações. O resultado para a força normal de 125 N, com as propriedades do FFC, é apresentada na Figura 3.13. Observa-se que a região de contato permanece pequena devido à relativa baixa magnitude da força normal aplicada.

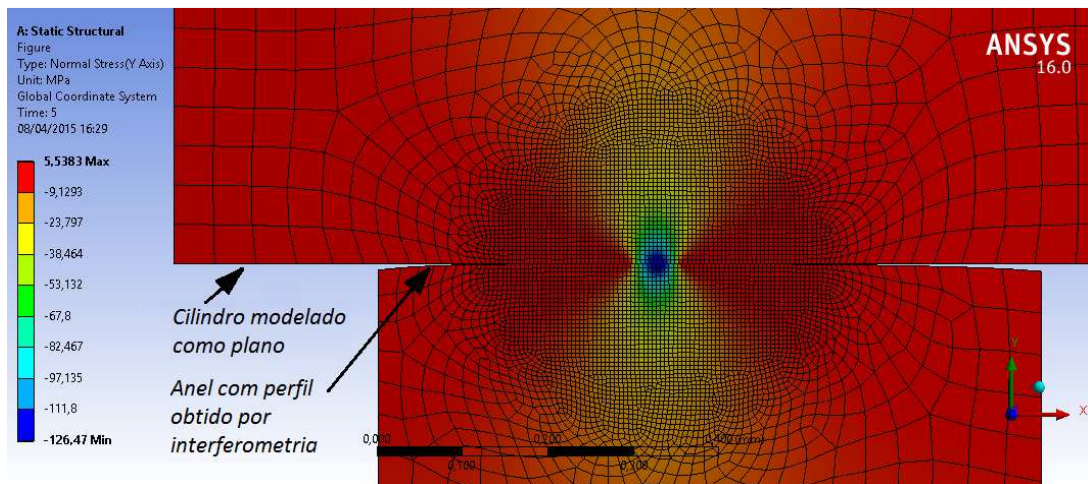


Figura 3.13 – Exemplo de resultado da pressão de contato do perfil transversal do anel do pistão em análise de elementos finitos utilizando programa Ansys®.

O resultados das pressões máxima e média em função da força normal, para o ferro fundido cinzento, é mostrado na Figura 3.14. Observa-se que o valor do expoente do  $F_N$  é muito próximo a 0,5, valor que é característico para o contato cilindro-plano para a teoria de Hertz (JOHNSON, 1987). Ademais, verifica-se a relação  $P_{máx} = 3/2 P_{média}$  (NORTON, 2003).

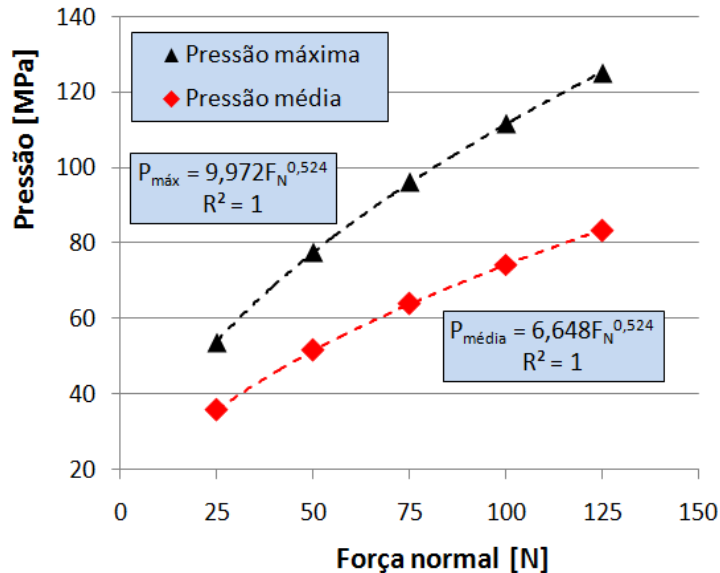


Figura 3.14 – Pressão máxima e média para as propriedades do ferro fundido cinzento.

### 3.3 Procedimentos para caracterização dos materiais

A Figura 3.15 apresenta um fluxograma dos procedimentos para a preparação das amostras e as caracterizações para: ferros fundidos do cilindro do MCI, camada

nitretada do anel de pistão e óleo lubrificante. Cada retângulo com linha tracejada contém a indicação da seção onde é descrito o respectivo procedimento.

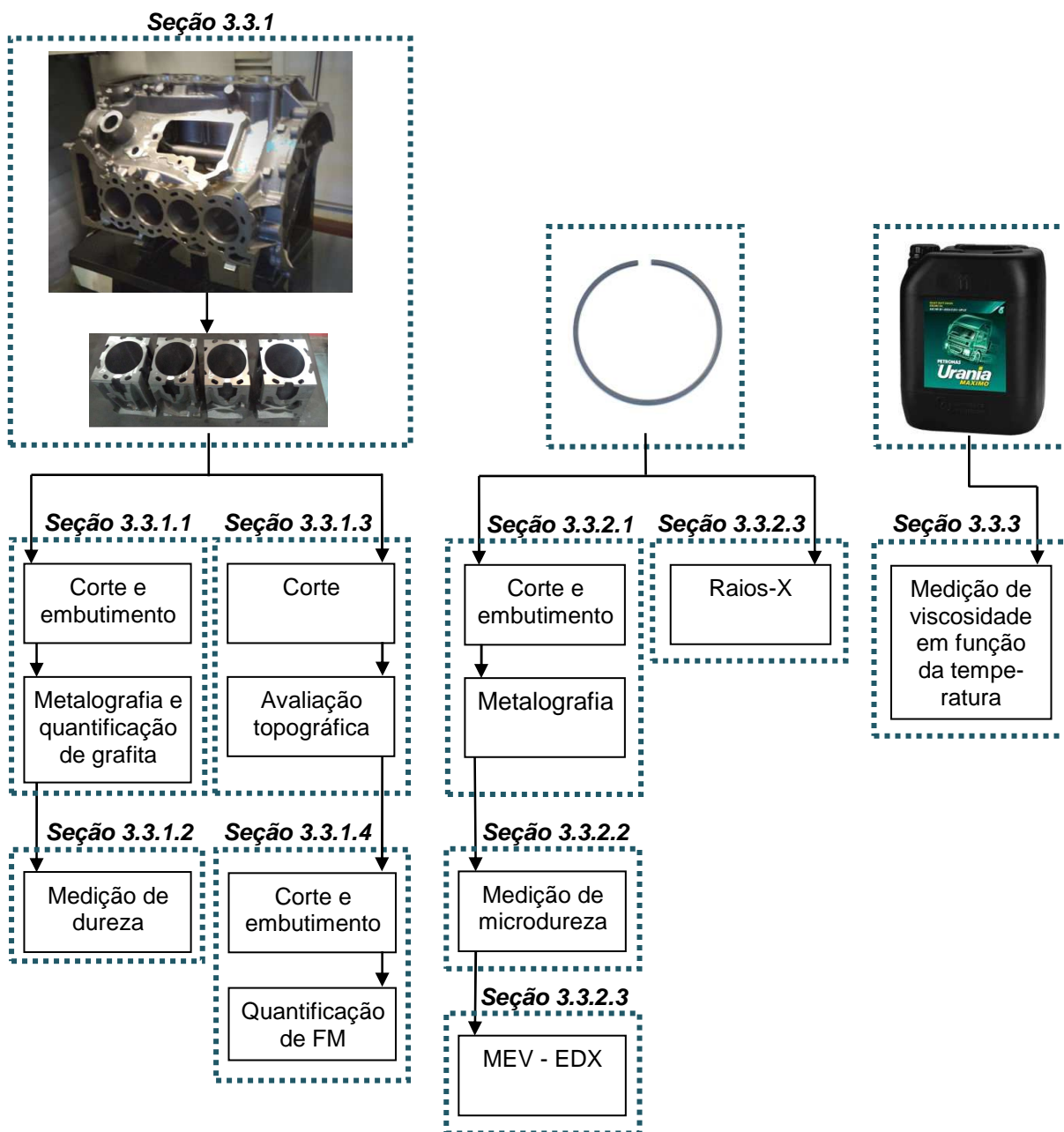


Figura 3.15 – Fluxograma de caracterização dos materiais.

### 3.3.1 Ferros fundidos

O corte para separar os cilindros do bloco do MCI foi realizada de modo similar ao apresentado na Figura 3.8. Convencionou-se a identificação das amostras conforme Figura 3.2.

### 3.3.1.1 Metalografia: microestrutura e quantificação de grafita

Após o corte com a separação dos cilindros descrita na seção anterior, retiraram-se, para cada tipo de material (FFC e FFV), duas amostras por bloco. Estas amostras foram retiradas do 1º e 2º quadrantes – do cilindro 2, o qual foi escolhido arbitrariamente – e são relacionados à parede grossa e à parede fina, respectivamente. A denominação das amostras, apresentada na Tabela 3.5, tem o intuito de identificar se as amostras são oriundas de quadrantes de parede fina ou parede grossa.

**Tabela 3.5 – Local de extração das amostras dos cilindros do bloco de MCI para metalografia.**

Material	Denominação	Cilindro	Quadrante
FFC	Cin-PF	2	2º
FFC	Cin-PG	2	1º
FFV	Ver-PF	2	2º
FFV	Ver-PG	2	1º

As amostras foram embutidas, com granalha de aço. O acabamento final foi polido com pasta de diamante. A quantificação das grafitas foi realizada em imagens sem ataque químico. Já para evidenciar a matriz dos materiais, fez-se ataque químico com reagente Nital 2% durante 10 segundos.

Os parâmetros de quantificação da grafita foram calculados utilizando o programa *Matlab*®. As imagens avaliadas foram obtidas com microscopia óptica - com magnificação de 100x e pixel com dimensão de 0,627  $\mu\text{m}$ . Realizou-se segmentação da imagem por cor, para separar as grafitas da matriz. Para a remoção das inclusões das imagens considerou-se dois critérios: Razão de aspecto menor que 1,6 e área menor que 40  $\mu\text{m}^2$ . Para cada condição de material foram avaliadas 12 imagens. Detalhes dos cinco parâmetros utilizados são apresentados a seguir. Acrescenta-se, ainda, que as grafitas da borda da imagem foram excluídas da avaliação nos três primeiros parâmetros.

- Razão de Aspecto (RA) [-]: calculado como a razão entre o maior e menor comprimento da grafita, conforme apresentado na Figura 3.16 e Equação (19). Os dados foram apresentados em histogramas para as grafitas de todas as imagens;

- Fator de circularidade (FC) [-]: calculado com a Equação (20) e os resultados foram apresentados conforme item anterior;
- Nodularidade [%]: Razão percentual entre número de grafitas nodulares e o total de grafitas. Considerou-se que uma grafita é nodular quando sua razão de aspecto é menor que 1,53 (IMASOGIE *et al.*, 2004). Apresentou-se o resultado com a média e desvio padrão do percentual de nodularidade para as imagens avaliadas;
- Fração de grafita [%]: Razão percentual entre a área das grafitas e a área total da imagem. Os resultados foram apresentados com a média e desvio padrão;
- Número de grafitas/área [mm<sup>-2</sup>]: Razão entre o número de grafitas e a área total da imagem;

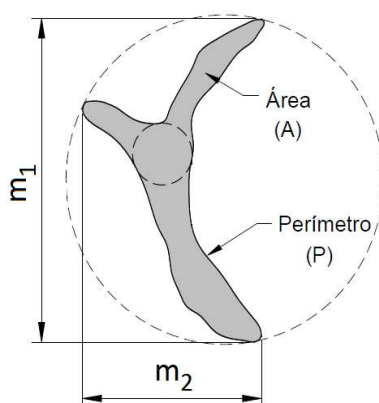
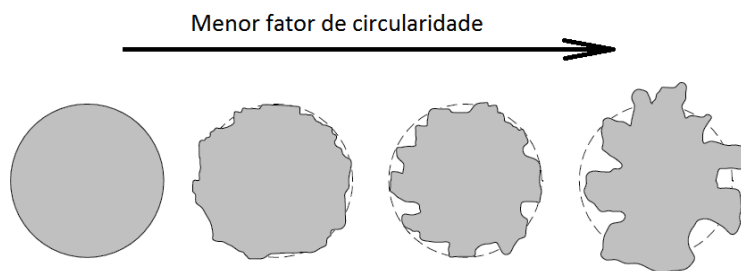


Figura 3.16 – Propriedades da região para cálculo dos parâmetros de forma.  
Fonte: Adaptado de Wojnar (1999).

$$RA = \frac{m_1}{m_2} \quad (19)$$

$$FC = \frac{4\pi A}{P^2} \quad (20)$$

Acrescenta-se, que Segundo Wojnar (1999), para uma boa avaliação da forma, mais de um parâmetro deve ser considerado. Um exemplo, apresentado na Figura 3.17, com formas arredondadas e diferentes níveis de irregularidades de borda traz à tona esta necessidade. Vê-se que todas as formas têm razão de aspecto próximo de um. Contudo há uma diminuição do fator de circularidade devido às irregularidades da borda.



**Figura 3.17 – Formas arredondadas com diferentes irregularidades de borda.**  
**Fonte: Adaptado de Wojnar (1999).**

**3.3.1.2 Micro e macrodureza**

Realizaram-se medições de micro e macrodureza Vickers, conforme norma NBR NM 188-1 ABNT (1999), nas amostras descritas na seção 3.3.1.1. Detalhes dos procedimentos encontram-se na Tabela 3.6. Devido à elevada dispersão dos dados para as amostras de cilindros, realizaram-se maior número de medições: 20 e 10 para macro e microdureza, respectivamente. Esta dispersão é resultado da influência da grafita, que pode estar próxima da indentação ou logo abaixo da superfície.

**Tabela 3.6 – Detalhes do procedimento para medições de dureza.**

Procedimento	Carga [N]	Tempo de aplicação da carga [s]
Macrodureza HV 20	196,1	10
Microdureza HV 0,1	0,9807	10

**3.3.1.3 Avaliação topográfica**

Para a avaliação topográfica, retiraram-se, para cada tipo de material (FFC e FFV), duas amostras por bloco. Foram feitos cortes axiais para remoção de quadrantes, contemplando todo o comprimento do cilindro, conforme apresentado na Figura 3.18. Estas amostras foram retiradas do 2º e 4º quadrantes – do cilindro 1, o qual foi escolhido arbitrariamente – e são relacionados à parede fina e à parede grossa, respectivamente. A Tabela 3.7 apresenta a denominação utilizada para as amostras.



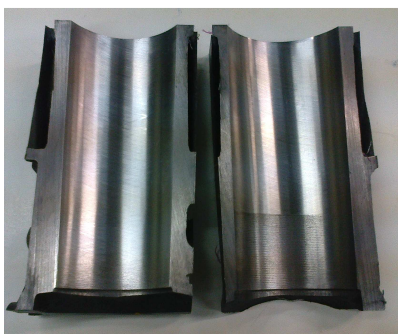


Figura 3.18 – Exemplo de amostras de cilindros, removidas dos quadrantes, para avaliação topográfica.

Tabela 3.7 – Local de extração das amostras dos cilindros de bloco de MCI para avaliação de topografia.

Material	Denominação	Cilindro	Quadrante
FFC	Cin-PF	1	2º
FFC	Cin-PG	1	4º
FFV	Ver-PF	1	2º
FFV	Ver-PG	1	4º

Avaliações de topografia via interferometria de luz branca (IDLB) foram realizadas de acordo com o esquema apresentado na Figura 3.19. O procedimento foi realizado na UTFPR, em interferômetro de luz branca para medição 3D sem contato, modelo CCI Talysurf Lite, fabricado pela Taylor Hobson. O interferômetro utiliza, para cada área de amostragem, 1024 x 1024 pontos medidos e resolução óptica entre 0,4 e 0,6  $\mu\text{m}$  (TAYLOR HOBSON, 2013).

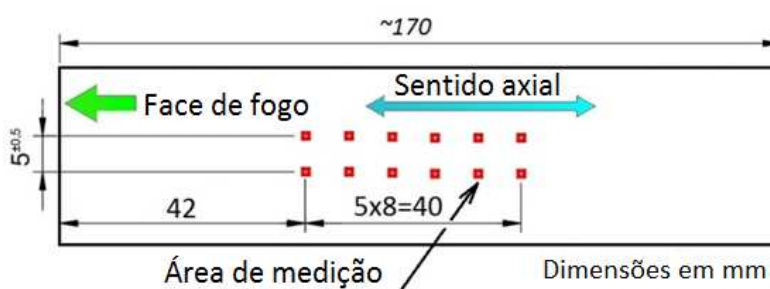


Figura 3.19 – Detalhe esquemático do posicionamento das áreas de amostragem para medição de topografia.

Os parâmetros de rugosidade avaliados nesse trabalho foram:

Parâmetros de altura:

$S_q$  Média quadrática das alturas da rugosidade [ $\mu\text{m}$ ];

- Sku Medida do achatamento da distribuição de alturas (*Kurtosis*) [-];  
Ssk medida da assimetria da distribuição de alturas (*Skewness*) [-].

Parâmetros funcionais:

- Spk Parâmetro da curva de razão de material associada à altura de pico reduzida (*Reduced peak height*) [ $\mu\text{m}$ ];  
Sk Parâmetro da curva de razão de material associada à altura central (*Core height*) [ $\mu\text{m}$ ];  
Svk Parâmetro da curva de razão de material associada à altura de vale reduzida (*Reduced valley height*) [ $\mu\text{m}$ ];  
Sr1 Razão de área superior (*Upper bearing area*) [%];  
Sr2 Razão de área inferior (*Lower bearing area*) [%].

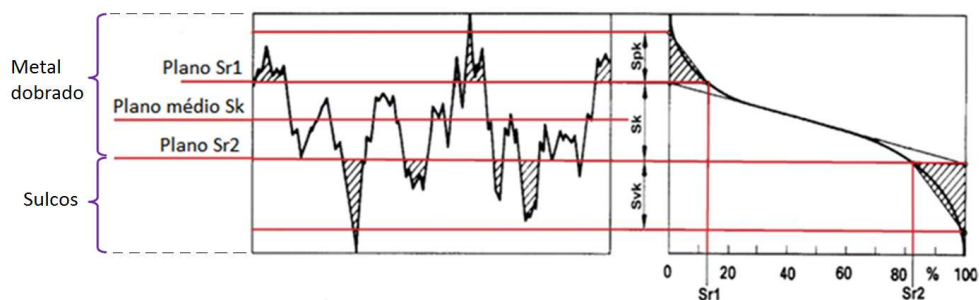
Parâmetros híbridos:

- Sds: Densidade de picos das asperezas [ $\text{mm}^{-2}$ ];  
Ssc: Média aritmética da curvatura das asperezas [ $\text{mm}^{-1}$ ];  
Sdq: Média quadrática da inclinação das asperezas [-].

A topografia também foi avaliada, de forma qualitativa, por microscopia eletrônica por varredura (MEV). O equipamento utilizado foi EVO-MA15 - Zeiss, disponível na UTFPR.

#### 3.3.1.4 Quantificação de metal dobrado

A rotina para a quantificação do metal dobrado (FM) foi desenvolvida em *Matlab*® com base no procedimento descrito em Dimkovski *et al.* (2009). A definição de FM foi similar ao artigo citado, considerando que FM são regiões dentro do sulco e que estão acima do plano do Sr2 (ou seja, dentro da região do Sk e Spk). A Figura 3.20 apresenta um esquema evidenciando as regiões onde são definidos os sulcos e, posteriormente, o FM.



**Figura 3.20 – Esquema para definição de metal dobrado na topografia.**  
**Fonte: Adaptado de Din 4776 (1998).**

A rotina desenvolvida utilizou resultados das avaliações da topografia via de interferometria de luz branca, conforme esquema da Figura 3.19. Dentro do *Matlab*® esses dados são tratados como matrizes em que cada valor refere-se à altura da rugosidade. Em linhas gerais, as etapas para a quantificação do FM são descritas a seguir:

- Determinação do parâmetro  $Sr2$  conforme definições dadas em DIN 4776 (1998);
- Criação de uma nova matriz na qual as regiões pertencentes ao  $Svk$  são destacadas, conforme mostrado na Figura 3.21. Este passo é importante para se verificar onde os sulcos estão posicionados;
- Varredura de perfis de rugosidade para determinar, dentro de cada sulco, pontos de menor altura da rugosidade. A Figura 3.22(a) apresenta indicação da localização de um perfil de rugosidade e a direção da varredura para todos os perfis da topografia. A Figura 3.22(b) mostra o perfil de rugosidade indicado na Figura citada e indica, com setas vermelhas, os pontos de menor altura para alguns sulcos;
- Criação de uma matriz binária com os pontos identificados no passo anterior (Figura 3.23);
- Aplicação da transformada de Hough na matriz binária para detecção de linhas principais de sulcos (Figura 3.24);
- Definição das larguras de sulcos. Seguindo Dimkovski *et al.* (2009) utilizou-se a largura modal dos sulcos;
- Em alguns casos foi necessário interromper os sulcos. Um exemplo é apresentado na Figura 3.25. Pode-se observar que o sulco não continua na topografia. Entende-se que estas interrupções devem ter ocorrido,

provavelmente, como uma consequência de remoção ineficiente de material durante a usinagem do sulco. Com isso, considerar totalmente o sulco nestes casos, traria como resultado a quantificação errônea deste fenômeno como FM.

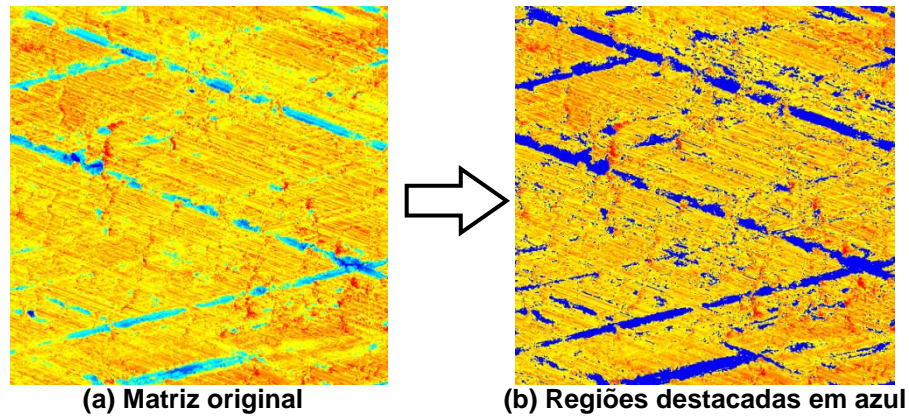
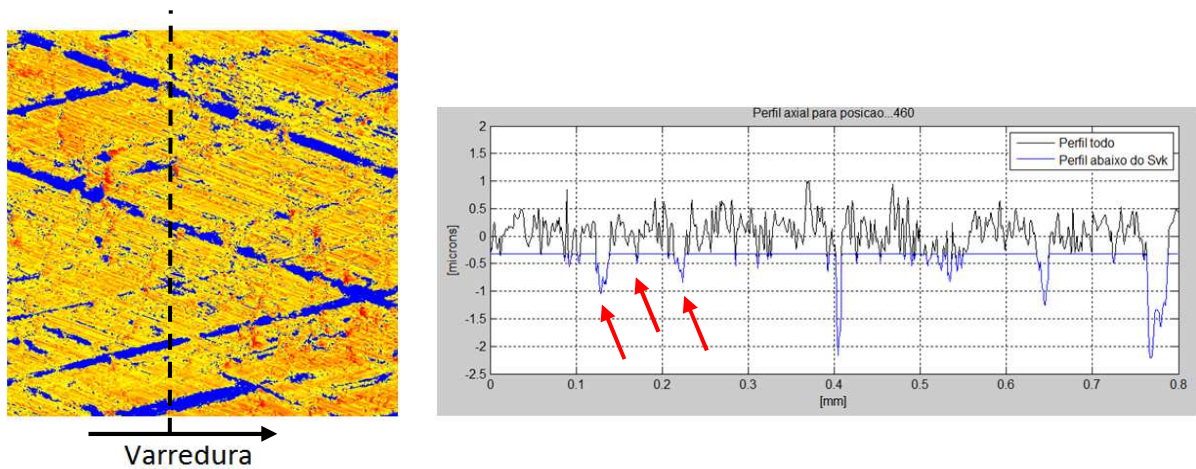


Figura 3.21 – Etapa da rotina de quantificação de FM para criação de uma matriz com regiões pertencentes ao Svk destacadas em azul.



(a) Varredura de perfis (b) Exemplo de um perfil com alguns pontos identificados  
 Figura 3.22 – Etapa da rotina de quantificação de FM para identificação dos pontos de menor altura dentro do sulco.

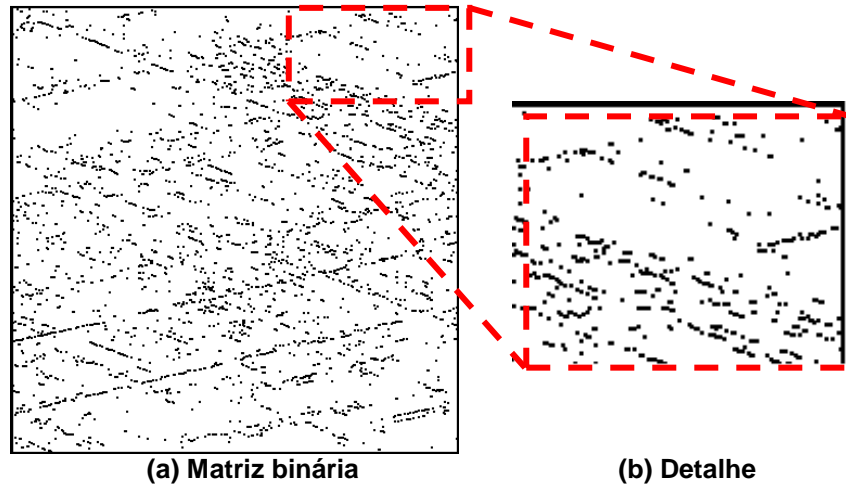


Figura 3.23 – Etapa da rotina de quantificação de FM mostrando matriz binária.

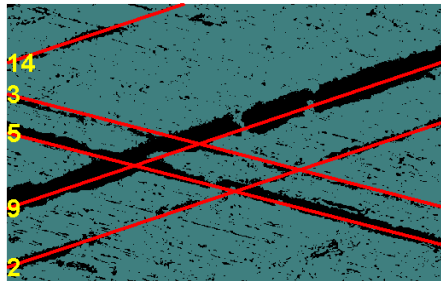
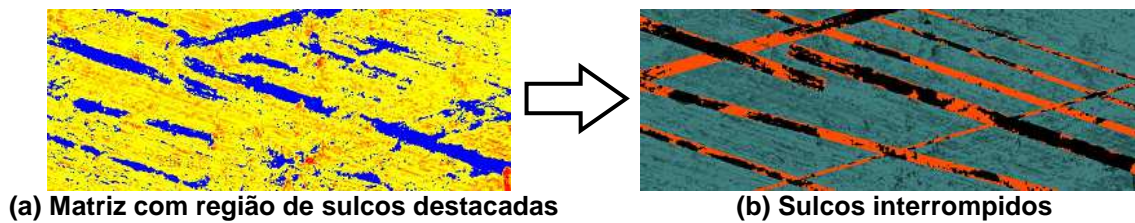


Figura 3.24 – Exemplo em detalhe para um resultado da transformada de Hough com identificação das linhas principais dos sulcos.



(a) Matriz com região de sulcos destacadas (b) Sulcos interrompidos  
 Figura 3.25 – Etapa da rotina de quantificação de FM mostrando sulcos interrompidos.

Os parâmetros de saída da rotina de quantificação de FM foram:

- % FM: Razão percentual entre a área de FM e a área total da imagem;
- %FM/sulco: Razão percentual entre a área de FM e a área total dos sulcos da imagem. Deste modo, este parâmetro expressa (em percentual) o quanto dos sulcos estão preenchidos com FM;
- %FM<sub>spk</sub>: Percentual de FM que pertence a região do Spk;
- Distribuição de alturas dos FM na topografia;
- Largura média dos sulcos [ $\mu\text{m}$ ];

- % Obstrução de sulcos: Percentual do número total de sulcos que são interrompidos ou obstruídos. Considera-se um sulco obstruído ou interrompido quando em alguma região do sulco há uma barreira para a passagem do óleo. Esta barreira pode ser um FM ou alguma falha na remoção de material durante a usinagem do sulco. Deste modo, o tamanho da obstrução não é levado em conta neste parâmetro.

### **3.3.2 Camada nitretada do anel do pistão**

#### **3.3.2.1 Metalografia**

Amostras de anéis de pistão foram cortadas e embutidas, com granalha de aço, de modo que as seções transversais dos anéis pudessem ser avaliadas. O acabamento final foi polido com pasta de diamante de 1  $\mu\text{m}$ . Para a revelação da microestrutura e espessura da camada, as amostras foram atacadas com reagente Nital 10% durante 30 segundos. Utilizou-se tanto microscopia óptica quanto eletrônica de varredura para visualização dos aspectos metalográficos da camada nitretada.

#### **3.3.2.2 Microdureza**

Amostras embutidas com seções transversais dos anéis de pistão, descritas na seção 3.3.2.1, foram utilizadas para as medições de microdureza. Avaliaram-se um total de 9 distâncias a partir da borda, com 5 medições para cada distância, e procedimento similar ao apresentado na Tabela 3.6.

#### **3.3.2.3 Difração por Raios-X**

Para a detecção das fases presentes na camada nitretada do anel do pistão obtiveram-se difratogramas de raios-X. Avaliou-se a face de trabalho do anel do pistão. O equipamento utilizado foi o difratômetro de raios-X modelo XRD-7000 Shimadzu. A tensão utilizada foi de 40 kV e a corrente de 30 mA. A varredura foi realizada de 30° a 90° com velocidade de 2°/min e a aquisição de dados a cada

0,02°. Utilizou-se configuração de baixo ângulo com cátodo de cobre com radiação  $K_{\alpha}$ .

### 3.3.3 Viscosidade do óleo Lubrificante

A curva de viscosidade para o óleo SAE 30 foi obtida utilizando o viscosímetro cilíndrico rotacional DV-II+ Pro - Brookfield. Neste tipo de equipamento, a temperatura máxima de operação recomendada é de 95 °C. Assim, coletaram-se dados de viscosidade absoluta entre 40 e 90 °C, com incrementos de 10 °C. Para cada condição realizaram-se 3 repetições.

## 3.4 Planejamento dos ensaios tribológicos

Esta seção apresenta os planejamentos para os ensaios tribológicos realizados no aparato descrito na seção 3.1. Detalhes da preparação das amostras, incluindo procedimento de limpeza, encontram-se na seção 3.2.2. A metodologia de processamento dos sinais e parâmetros de avaliação foram pormenorizados na seção 3.2.3. A Tabela 3.8 apresenta a divisão dos ensaios tribológicos juntamente com seus objetivos e a denominação das seções onde se encontram a descrição dos procedimentos.

**Tabela 3.8 – Resumo de tipo de ensaio e objetivo.**

Ensaio de curta duração		Ensaio de longa duração
Avaliação da repetibilidade do tribômetro em relação ao COF Seção 3.4.1	Avaliação da dinâmica do COF dentro do semi-ciclo Seção 3.4.2	Avaliação do COF e do desgaste do tribossistema anel-cilindro Seção 3.4.3

### 3.4.1 Ensaio de curta duração para avaliar repetibilidade do tribômetro em relação ao coeficiente de atrito

A lista de parâmetros de frequência, força normal e comprimento de pista estão listadas na Tabela 3.9. Estabeleceu-se um limite de 12,5 Hz para a frequência, pois para valores superiores ocorrem perturbações nos resultados de coeficiente de atrito cinético, conforme apontado na seção 3.2.1. Para a força normal máxima considerou-se 70% do limite de 180 N da célula de carga. Já o comprimento de pista manteve-se inferior a 10 mm, conforme destacado anteriormente. Deve-se atentar

que foram realizadas a combinação destas três variáveis. Deste modo, realizaram-se um total de 120 condições. Para a determinação dos coeficientes de atrito cinético utilizaram-se cinco ciclos consecutivos completos, no sentido de subida do anel, tomados a partir de 60 s de ensaio. Somente neste planejamento, ensaiou-se um único material de cilindro: Ver-PG, o qual foi escolhido arbitrariamente.

**Tabela 3.9 – Planejamento dos ensaios de avaliação da repetibilidade do tribômetro em relação ao COF.**

Parâmetros	Lista de condições					
Frequência [Hz]	1	2,5	5	7,5	10	12,5
Força normal [N]	25	50	75	100	125	
Comprimento de pista [mm]	3	5	7,5	10		
Ciclos avaliados por condição [-]				5		
Repetições [-]				3		
Tempo de ensaio [s]				65		
Temperatura do óleo [°C]				40		

### 3.4.2 Ensaios de curta duração para avaliar a dinâmica do COF nos semi-ciclos

Para este procedimento planejou-se 16 condições de ensaio, conforme Tabela 3.11, com comprimento de pista de 10 mm. Resumidamente, quatro frequências foram ensaiadas com quatro níveis de força normal.

**Tabela 3.10 – Planejamento dos ensaios para avaliar a dinâmica do COF nos semi-ciclos.**

Parâmetros	Valores															
Condição	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Força normal [N]	25	50	75	100	25	50	75	100	25	50	75	100	25	50	75	100
Frequência [Hz]	0,05				1				2,5				5			
Comprimento de pista [mm]	10															
Ciclos avaliados por condição [-]	5															
Repetições [-]	5															
Tempo de ensaio [s]	65															
Temperatura do óleo [°C]	40															

Para a determinação dos parâmetros de coeficientes de atrito cinético, utilizaram-se cinco ciclos consecutivos completos, no sentido de subida do anel do pistão, tomados a partir de 60 s de ensaio. Realizaram-se 5 repetições para cada material.



### 3.4.3 Ensaios de longa duração para avaliar o coeficiente de atrito e o desgaste

Os ensaios de longa duração foram realizados com as condições contidas na Tabela 3.11<sup>9</sup>. O coeficiente de atrito (COF) foi avaliado em ambos os sentidos de movimento do anel, os quais foram denominados de subida e descida. Esta nomenclatura segue o sentido de movimento do anel na montagem do motor.

**Tabela 3.11 – Planejamento para ensaios de longa duração.**

Parâmetros	Valores		
Comprimento de pista [mm]	10		
Força normal [N]	75		
Frequência [Hz]	5		
Tempo de ensaio [horas]	1	4	8
Temperatura do óleo [°C]	40		

O COF foi avaliado em função do tempo de ensaio de dois modos distintos. Primeiro, o COF energético (COFe), calculado conforme Equação (17), que fornece um comportamento característico do semi-ciclo. Segundo, os dados de COF foram apresentados em avaliações de triboscopia, a qual permite avaliar o comportamento do COF em função da posição da base do *reciprocating* e do tempo de ensaio. Utilizou-se a aproximação polinomial (vide seção 3.2.3) para a apresentação dos dados. Para ambos os casos, os dados de COF foram avaliados a cada 10 s de ensaio.

---

<sup>9</sup> Alguns testes preliminares com as condições descritas de força normal, frequência e comprimento de pista foram realizados com o intuito de determinar o tempo de ensaio necessário para impor alterações na topografia, que permitissem as avaliações de desgaste e de fenômenos relacionados com o metal dobrado. Os tempos avaliados foram de 4 e 8 horas e as condições de ensaio selecionadas levando-se em conta o estudo realizado da repetibilidade do tribômetro em relação ao COF.

A caracterização de topografia dos corpos de prova foi realizada conforme esquema da Figura 3.26. O interferômetro e os parâmetros de rugosidade são mesmos apresentados na seção 3.3.1.3. A avaliação do parâmetro  $S_q$  para as superfícies brunidas, em especial, foi realizada com a aplicação de duplo filtro Gaussiano conforme norma ISO 13565-2 (1997). A existência de grandes vales na topografia, faz com que aconteçam grandes distorções nesse parâmetro (MATOS JUNIOR, 2009), e ainda o contato com uma superfície brunida acontece no platô. Assim, o  $S_q$  com duplo filtro Gaussiano representa o  $S_q$  do platô. Ainda, com o intuito de avaliar o tipo de distribuição da rugosidade do platô, obtida com o filtro mencionado, apresentaram-se os parâmetros  $S_{ku}$  e  $S_{sk}$  exclusivamente para esta região.

Para as superfícies brunidas, conforme Figura 3.26(a), além de medições antes do ensaio, realizaram-se medições no ponto morto superior (PMS), região central da pista (RCP) e ponto morto superior (PMI). Assim, os valores apresentados foram médias de três medições. Estas mesmas medições foram utilizadas para quantificação de FM seguindo metodologia, e com parâmetros, apresentados na seção 3.3.1.4. Para o anel do pistão, conforme Figura 3.26(b), foram realizadas uma medição antes do ensaio e três medições na região ensaiada.

Ainda, realizou-se levantamento de perfil de topografia após ensaio, no sentido axial do cilindro, conforme indicado na Figura 3.26(a). Este procedimento, em particular, foi realizado em rugosímetro Modelo Surtronic 25, fabricado pela Taylor Robson, com apalpador de diamante com raio da ponta de 5  $\mu\text{m}$ . Os perfis de topografia não foram filtrados para permitir a verificação de ondulação ou alterações impostas à superfície pelo ensaio de desgaste.

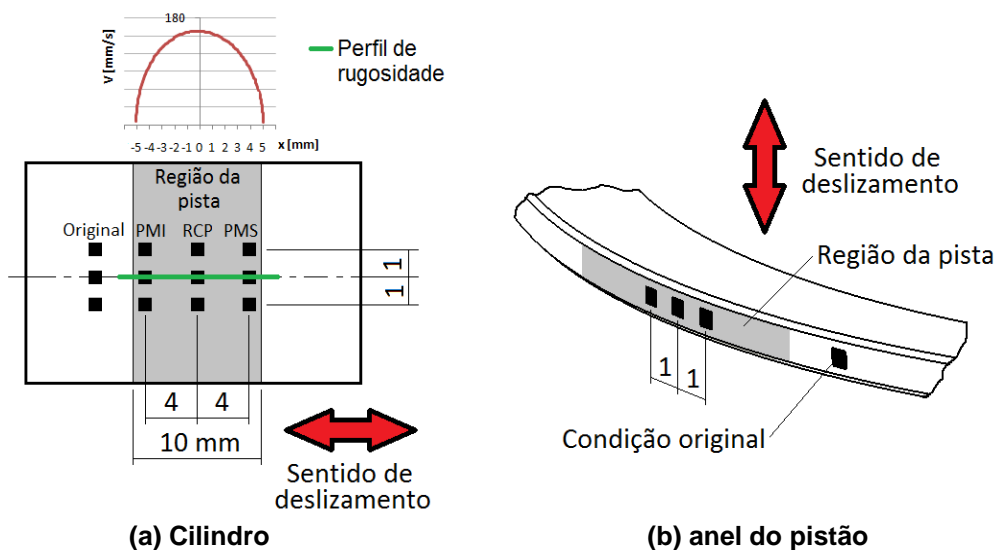


Figura 3.26 – Esquema de medição de rugosidade<sup>10</sup>.

Para facilitar a apresentação e discussão dos parâmetros associados com a rugosidade e com o FM, além dos valores absolutos, apresentou-se também valores padronizados com relação à superfície antes do ensaio. Devido às diferenças de topografia que são observadas entre cilindros do mesmo bloco de MCI e até dentro do mesmo cilindro (CABANETTES *et al.*, 2015), a padronização foi realizada com a topografia da mesma região da pista antes do ensaio. Apesar do controle aplicado durante o processo de brunimento, algumas variações não podem ser evitadas e são observadas tanto em escalas globais (diferenças relacionadas aos blocos e cilindros) quanto em locais (diferenças dentro do mesmo cilindro). Portanto, pode-se considerar essas diferenças inerentes ao processo de brunimento, como mostrado por Cabanettes *et al.* (2015).

Estes parâmetros padronizados foram calculados conforme Equação (21). Para o cálculo da incerteza utilizou-se teoria da propagação dos erros (VUOLO, 1996). Ainda, acrescenta-se que a condição antes do ensaio também foi apresentada, com valor unitário e desvio-padrão respectivo. Isso se mostrou importante para verificar a significância da variação imposta pelo desgaste em relação à condição antes do ensaio, a qual foi relacionada com um tempo de ensaio igual a zero.

<sup>10</sup> Ressalta-se que se utilizou a mesma nomenclatura de PMI, RCP e PMS para a pista avaliada com 10 mm de comprimento. Contudo, deve ficar claro que estas não são as mesmas regiões quando se avalia o movimento completo do anel de pistão quando o motor está em operação.

$$(\text{Parâmetro})_{\text{padronizado}} = \frac{(\text{Parâmetro})_{\text{após}}}{(\text{Parâmetro})_{\text{antes}}} \quad (21)$$

Avaliações de MEV e EDX foram realizadas em equipamento descrito na seção 3.3.1.3. Na avaliação das amostras após ensaio tribológico, em especial, buscou-se verificar a formação de tribofilmes. Estas amostras foram limpas com tricloro-etileno, logo após a finalização do ensaio, e avaliadas em seguida. Melhores resultados de EDX foram obtidos com o emprego de menor potencial aplicado ao filamento, 4 KV, que teve o intuito de minimizar a influência do substrato.

Embora a técnica de espectroscopia Raman seja adequada para a caracterização de tribofilmes (Kosarieh *et al.*, 2013; Cousseau *et al.* 2016), optou-se aqui pela caracterização via EDX, dada as condições de infraestrutura mais favoráveis para o uso desta técnica na UTFPR. Entende-se que apesar das limitações desta técnica que restringe a caracterização em avaliações semi-quantitativas, esta é utilizada para esse fim (MABUCHI *et al.*, 2014).

A espessura mínima de filme,  $h_{mín}$  [ $\mu\text{m}$ ], o parâmetro de filme,  $\lambda$  [-], o produto,  $\Pi_{GW}$  [-], o índice de plasticidade,  $\psi$  [-], e o índice de mérito tribológico (IMT) foram avaliados nas condições original e após 8 horas de ensaio. Os valores utilizados dos parâmetros de rugosidade foram as médias para a condição antes do ensaio e da RCP. Ou seja, os resultados dos parâmetros de rugosidade do PMS e do PMI não foram levados em conta, devido à diferença nas condições de lubrificação entre as regiões. A seguir são detalhados os procedimentos para obtenção dos parâmetros mencionados.

A  $h_{mín}$  foi obtida utilizando o programa computacional *Virtual Tribology Laboratory* (VTL) disponível em Projeto Triboflex (2016). Segundo Profito (2010) o programa simula o par anel-cilindro em regime de lubrificação mista. Os resultados são obtidos com a resolução simultânea da Equação de Reynolds em uma dimensão e os modelos de contato de Greenwood. Neste programa o perfil do anel, considerado liso, é simulado contra um plano rugoso (superfície brunida). O modelo de Greenwood e Williamson (1966) considera o contato com uma superfície rugosa com distribuição de altura das asperezas Gaussiana. Uma discussão da utilização dos parâmetros de rugosidade exclusivamente do platô das superfícies brunidas, neste modelo, é feita na seção 4.4.3.2.

O programa VTL fornece a espessura mínima de filme e o coeficiente de atrito teórico ( $COF_T$ ) em função da posição da base do *reciprocating*. Em seguida, o parâmetro de filme foi obtido com a Equação (3). Adianta-se que as avaliações de várias informações foram necessárias para a simulação no VTL, os quais são detalhados a seguir:

- A altura média do topo das asperezas,  $Z_s$  [ $\mu\text{m}$ ], e o desvio padrão das alturas do topo das asperezas,  $\sigma_{Z_s}$  [ $\mu\text{m}$ ], foram obtidos utilizando o programa Mahle-Summits (TOMANIK, 2005), o qual está disponível em Projeto Triboflex (2016). Este programa retorna os parâmetros mencionados através da avaliação da topografia obtida por IDLB. Utilizaram-se também os parâmetros de rugosidade  $S_d$  [ $\text{mm}^{-2}$ ] e o raio médio da aspereza,  $\beta$  [ $\mu\text{m}$ ];
- O perfil do anel foi obtido por IDLB, conforme descrito na seção 3.2.4.
- Os módulos de elasticidade e os coeficientes de Poisson dos materiais foram retirados da Tabela 3.1 e da Tabela 3.3 para os ferros fundidos e a camada nitretada do anel, respectivamente.

O índice de plasticidade foi calculado com a Equação (14). O módulo de elasticidade equivalente foi obtido com as propriedades dos materiais contidas na Tabela 3.1 e Tabela 3.3. Para a dureza do material mais mole, no caso a superfície brunida, foi considerado dados de microdureza apresentados na Figura 4.7.

O produtório associado ao modelo de Greenwood e Williamson (1966),  $\Pi_{GW}$  [-], foi calculado conforme Equação (6). O índice de mérito tribológico (IMT) foi obtido com a Equação (22). Este parâmetro leva em conta os dados de quantificação de topografia e de COF dos ensaios de longa duração de 8 horas. O  $\overline{COF_e}$  foi a média do COF energético dos ensaios 8 horas, considerando subida e descida do anel, para determinado material. Deve-se atentar que quanto menor o IMT, melhor terá sido o desempenho do material em relação ao desgaste e ao COF.

$$IMT = \frac{(\Pi_{GW})_{\text{após}}}{(\Pi_{GW})_{\text{antes}}} \cdot \overline{COF_e} \quad (22)$$

A caracterização do óleo lubrificante foi realizada no laboratório especializado Tribolab. As amostras de óleo avaliadas foram: o óleo original (uma amostra) e o

óleo coletado dos ensaios de 8 horas (quatro amostras). Os testes realizados foram de viscosidade (ASTM D445), espectrometria (ASTM D6525), espectrometria por IR (ASTM E2412), TBN (ASTM D2896) e ferrografia quantitativa (TRIBOLAB, 2016). O PLP, associado ao tipo de modo de desgaste foi obtido com a Equação (23). Este fator leva em conta a quantidade de partículas grandes,  $P_g$ , e pequenas  $P_p$ . Partículas grandes foram consideradas acima de 5  $\mu\text{m}$

$$PLP = 100 \cdot \left( \frac{P_g - P_p}{P_g + P_p} \right) \quad (23)$$

## 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Neste capítulo são apresentados os resultados tanto das caracterizações dos materiais, quanto dos ensaios tribológicos do tipo anel sobre cilindro. No Apêndice A são apresentados os artigos publicados no período. Uma parte destes trabalhos resultou de investigações necessárias sobre as técnicas de caracterização utilizadas (BELTRÃO *et al.*, 2016), avaliações preliminares de desgaste (PRETKO *et al.* 2015) ou ainda representam tentativas de experimentos críticos aos fenômenos estudados (CORTZ *et al.*, 2016; VALE *et al.*, 2016).<sup>11</sup>

Em outro sentido, o trabalho "Avaliação da influência da espessura da parede de cilindros de blocos de motor a combustão interna na microestrutura do ferro fundido cinzento e vermicular" (TONELLA JUNIOR *et al.*, 2015), apresentado no congresso SAE Brasil 2015, compila uma parte dos resultados de metalografia quantitativa apresentados no item 4.1.2.

### 4.1 Caracterização microestrutural dos materiais

#### 4.1.1 Camada nitretada do anel do pistão

A Figura 4.1 apresenta imagens obtidas por microscopia óptica e MEV da camada nitretada do anel do pistão. Observam-se duas camadas características do processo de nitretação: de compostos e de difusão. A espessura total das camadas foi de aproximadamente 120  $\mu\text{m}$ , sendo que a camada de compostos de aproximadamente 15  $\mu\text{m}$ .

---

<sup>11</sup> Ambos os artigos tiveram resultados de um trabalho de conclusão de curso em Engenharia Mecânica com a orientação do autor da Tese (CORTZ; BERTOLLINI, 2016).

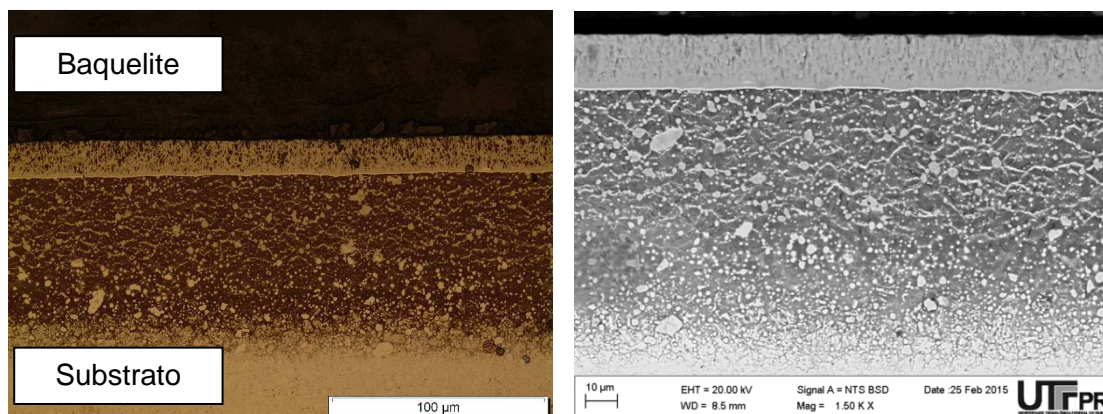


Figura 4.1 – Camada nitretada do anel do pistão com ataque Nital 10% em imagens obtidas por: (a) Microscopia óptica (b) MEV.

O perfil de microdureza da camada é apresentado na Figura 4.2. Nota-se elevados valores de dureza para a camada de compostos, com valores acima de 1000 HV. Estes valores são reduzidos na camada de difusão, até atingir o valor de aproximadamente 380 HV, referente ao substrato de aço inoxidável martensítico.

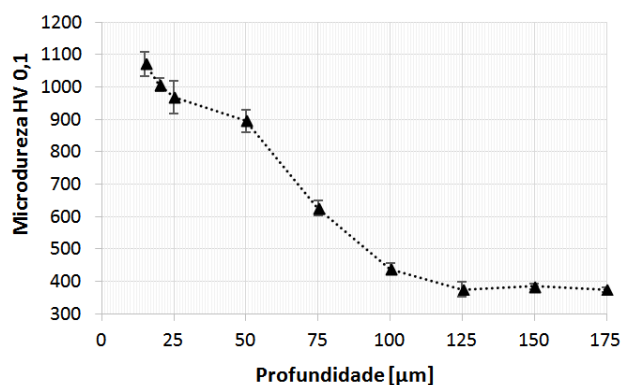


Figura 4.2 – Microdureza em função da profundidade para a camada nitretada do anel do pistão.

A Figura 4.3 traz a identificação das cinco regiões avaliadas por EDX. O resultado da composição química é apresentado na Tabela 4.1.

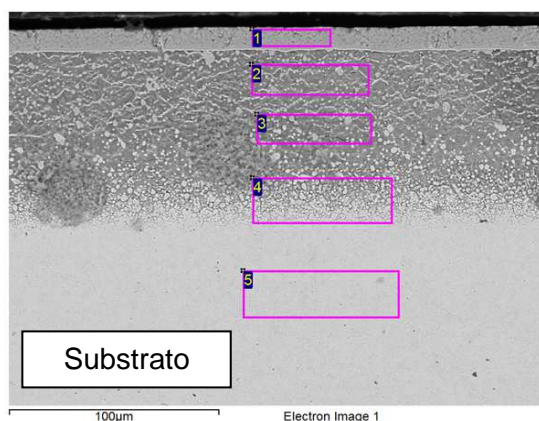


Figura 4.3 – Imagem com a identificação das regiões avaliadas por EDX na camada nitretada do anel do pistão.



Tabela 4.1 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, da camada nitretada obtida por EDX<sup>12</sup>.

Áreas de análise	Silício	Nitrogênio	Cromo	Ferro
1		19,31	61,12	0,56
2	0,79	10,25	29,54	21,24
3		8,55	30,97	22,48
4			17,20	48,76
5	0,41		15,14	62,80

Tanto o nitrogênio (N) quanto o cromo (Cr) apresentaram maiores concentrações na camada de compostos, indicando uma tendência à formação de nitretos de cromo, confirmados pelo difratograma de raios-X, apresentado na Figura 4.4.

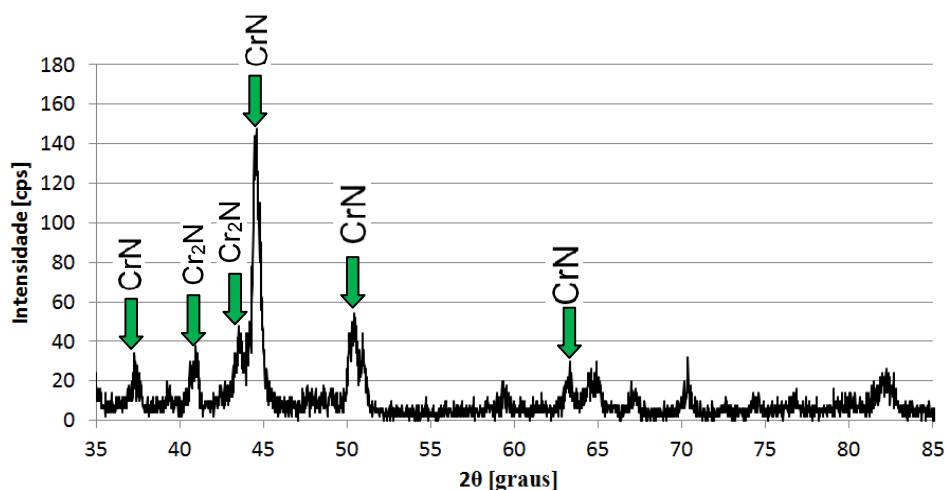
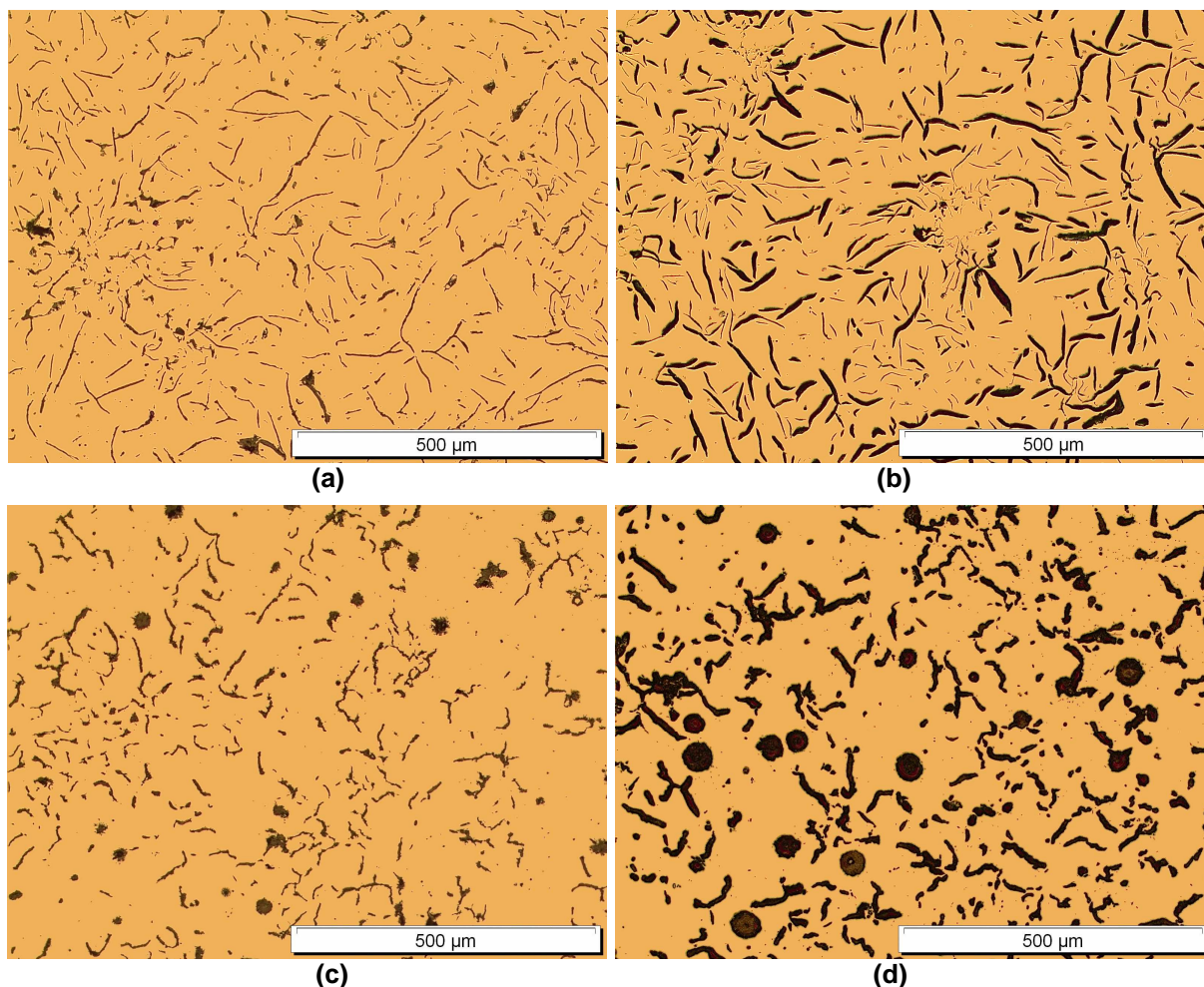


Figura 4.4 – Difratograma de raios-X da face de trabalho do anel do pistão.

#### 4.1.2 Ferros fundidos

A Figura 4.5 apresenta as micrografias características para os materiais dos cilindros. As micrografias dos ferros fundidos revelaram morfologias típicas, para cada material, e de acordo com a literatura (GUESSER, 2009 e COLPAERT, 1974).

<sup>12</sup> Os valores referentes ao oxigênio e ao carbono foram omitidos.



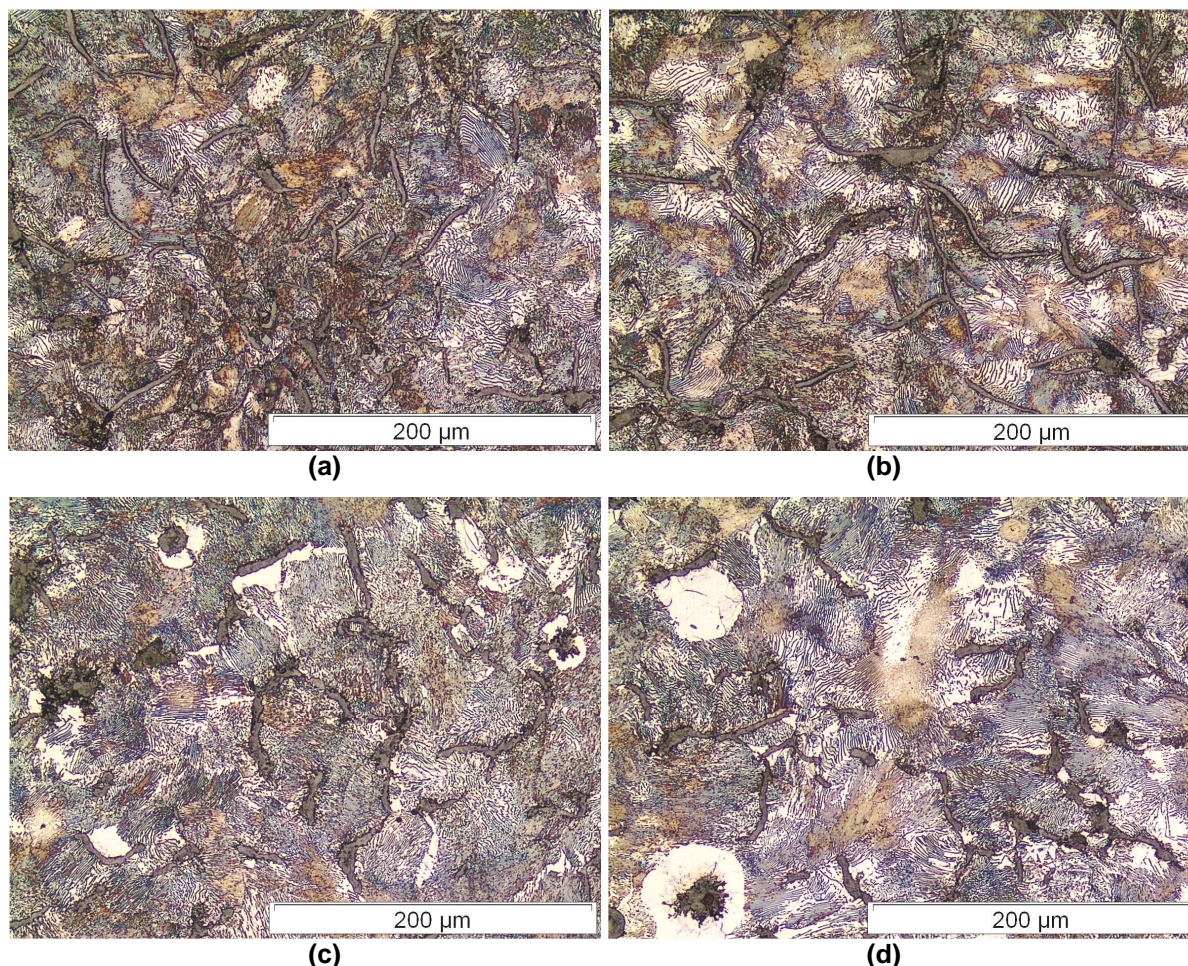
**Figura 4.5 – Metalografias, com características típicas, para os materiais do cilindro: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG.**

O ferro fundido cinzento apresentou grafitas em forma de lamelas com pouco ou quase nenhum nódulo. De modo geral, observaram-se tipos diferentes de grafitas, sendo (do tipo A e B) para o Cin-PF e (do tipo B e C) para o Cin-PG (ISO 945-1, 2010).

Já o ferro fundido vermicular, por sua vez, apresentou grafitas em forma de vermes e com um determinado grau de nodularidade. De modo geral, observaram-se grafitas do tipo III e VI tanto para o Ver-PF como para o Ver-PG. Ainda, para o Ver-PF foram observadas algumas grafitas do tipo V (ISO 945-1, 2010).

Diferenças significativas na distribuição e forma das grafitas foram observadas comparando-se materiais retirados da parede fina e de parede grossa. Alguns parâmetros quantitativos para a grafita são discutidos ainda nesta seção.

A Figura 4.6 apresenta as metalografias, com ataque químico, evidenciando os microconstituintes da matriz dos materiais. O Cin-PF e o Cin-PG apresentaram, de modo típico, matriz perlítica com reduzido percentual de ferrita.



**Figura 4.6 – Metalografias, com características típicas, para os materiais do cilindro (ataque Nital 2%): (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG.**

A matriz perlítica também foi encontrada para o Ver-PF e o Ver-PG, muito embora, maiores valores percentuais de ferrita tenham sido observados. Verificou-se, de modo característico, maior ocorrência de ferrita associada aos nódulos de grafita. Segundo Guesser (2009) este fenômeno é comum neste tipo de ferro fundido – para o qual a ferrita com formato de anel circunscreve os nódulos de grafita.

O resultado das medições de micro e macrodureza dos ferros fundidos são apresentados na Figura 4.7. Observa-se que os ferros fundidos vermiculares tiveram maiores valores em ambos os ensaios de dureza, mas não de forma significativa. Entende-se que a presença das ilhas de ferrita nos ferros fundidos vermiculares tendem a diminuir a dureza dos mesmos. Outra constatação é a pouca influência da

espessura de parede nesses resultados. Acrescenta-se que os valores de microdureza foram característicos de matriz perlítica (aproximadamente 300 HV).

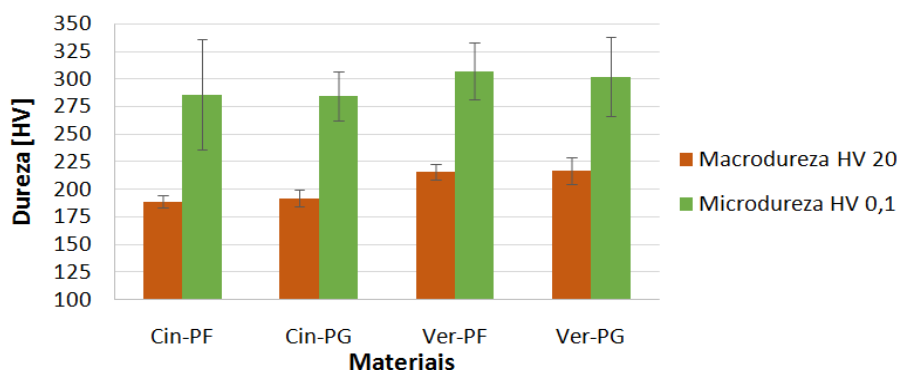


Figura 4.7 – Comparação entre micro e macrodureza para os materiais do cilindro.

A seguir são apresentados os parâmetros de quantificação da grafita. A Figura 4.8(a) apresenta a fração de grafita e o número de grafitas para os materiais dos cilindros do bloco de MCI. Verifica-se, para ambos os materiais, que houve redução do número de grafitas para comparações entre parede fina e grossa. Ademais, o ferro fundido vermicular apresentou menor número de grafitas por área. Outra observação relevante é o aumento significativo da fração de grafita dos materiais de parede fina para grossa.

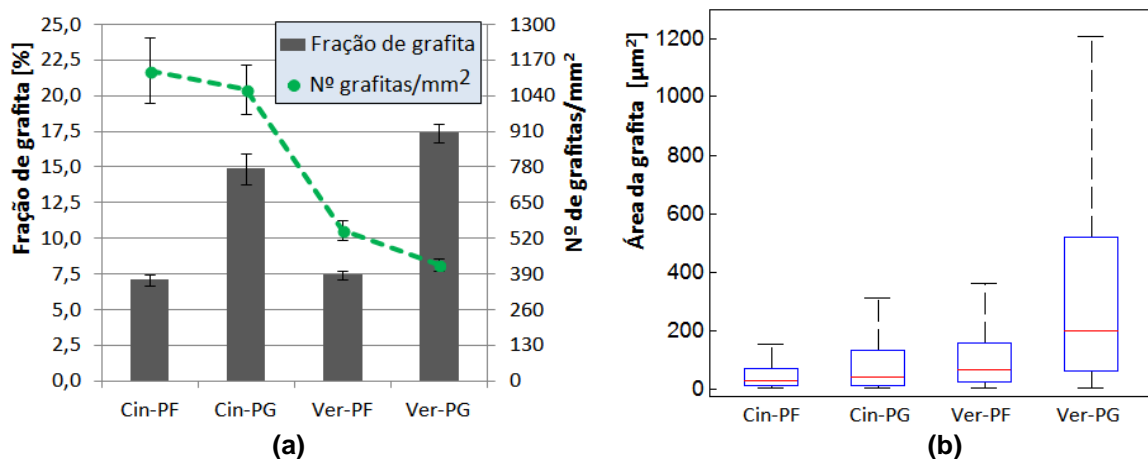


Figura 4.8 – Parâmetros de quantificação da grafita: (a) Fração de grafita e número de grafitas por mm<sup>2</sup> (b) Boxplot da área de grafita.

O efeito apontado na Figura 4.8(a) conduziu a uma alteração na distribuição de áreas das grafitas. A Figura 4.8(b) apresenta os *boxplots* dos dados, para todas as imagens, com a omissão dos *outliers*<sup>13</sup>.

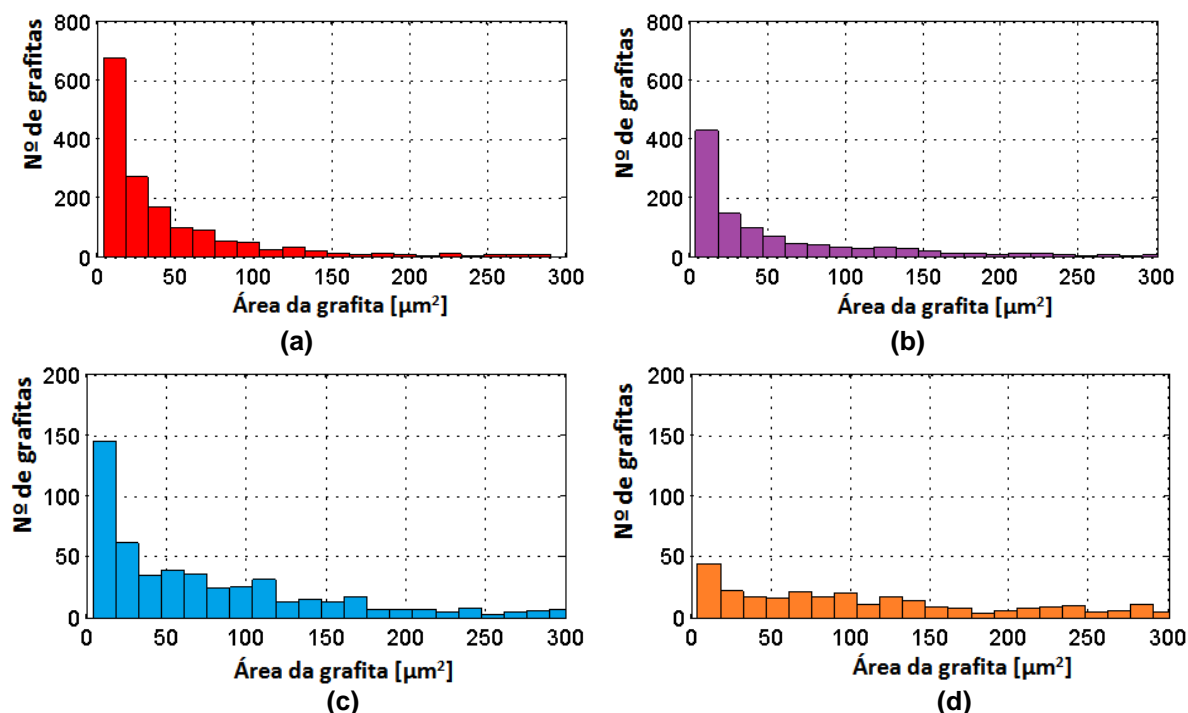


Figura 4.9 – Histogramas para área da grafita (para uma imagem): (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG.

Verifica-se que todas as distribuições são assimétricas. Contudo, a mediana das distribuições apresentaram elevação da parede fina para a grossa, para ambos os materiais. Esta alteração de mediana está associada, de modo mais significativo a redução da quantidade de grafitas pequenas. Esta constatação fica mais evidente nos histogramas, para áreas de grafita  $< 300 \mu\text{m}^2$ , apresentado na Figura 4.9. A restrição de apresentação dos dados de área teve o único objetivo de melhorar a visualização dos dados. Estes histogramas tiveram comportamento típico e são referentes a dados de uma imagem.

A Tabela 4.2 apresenta os valores médios para a área das grafitas. Apesar do elevado valor de desvio padrão, é possível constatar a elevação da área média de grafita da parede fina para a grossa. Ainda, nota-se que as médias para o ferro fundido vermicular foram maiores que o ferro fundido cinzento.

<sup>13</sup> Valores atípicos com grande afastamento da amostra ou população.

Tabela 4.2 – Valores médios para área das grafitas.

Parâmetro	Cin-PF	Cin-PG	Ver-PF	Ver-PG
Média da área da grafita [ $\mu\text{m}^2$ ]	61 $\pm$ 115	135 $\pm$ 280	133 $\pm$ 200	402 $\pm$ 550

Outra mudança, entre os materiais de parede fina e grossa, foi a alteração da forma da grafita. A Figura 4.10 e Figura 4.11 apresentam os histogramas para o fator de circularidade e razão de aspecto, respectivamente. Algumas observações podem ser apontadas com relação a estes dois parâmetros:

- O ferro fundido cinzento (FFC) apresenta maior número de grafitas com baixo fator de circularidade em comparação com o ferro fundido vermicular (FFV);
- Pouca variação entre Cin-PF e Cin-PG, mas chama-se a atenção para a redução de grafitas com alto valor de circularidade para o Cin-PG;
- O FFV apresenta distribuição de fator de circularidade mais homogênea. Nota-se redução das grafitas com baixo fator de circularidade para o Ver-PG;
- Observa-se grande diferença na razão de aspecto do FFC e FFV. A forma da grafita do FFC conduz a valores de até 20 para este parâmetro. Já para o FFV, observa-se poucas grafitas com razão de aspecto acima de 10;
- Observa-se que há redução da quantidade de grafitas com baixa razão de aspecto, de Cin-PF para Cin-PG;
- Nota-se que há redução da quantidade de grafitas com razão de aspecto entre 5 e 10 para o Ver-PG.

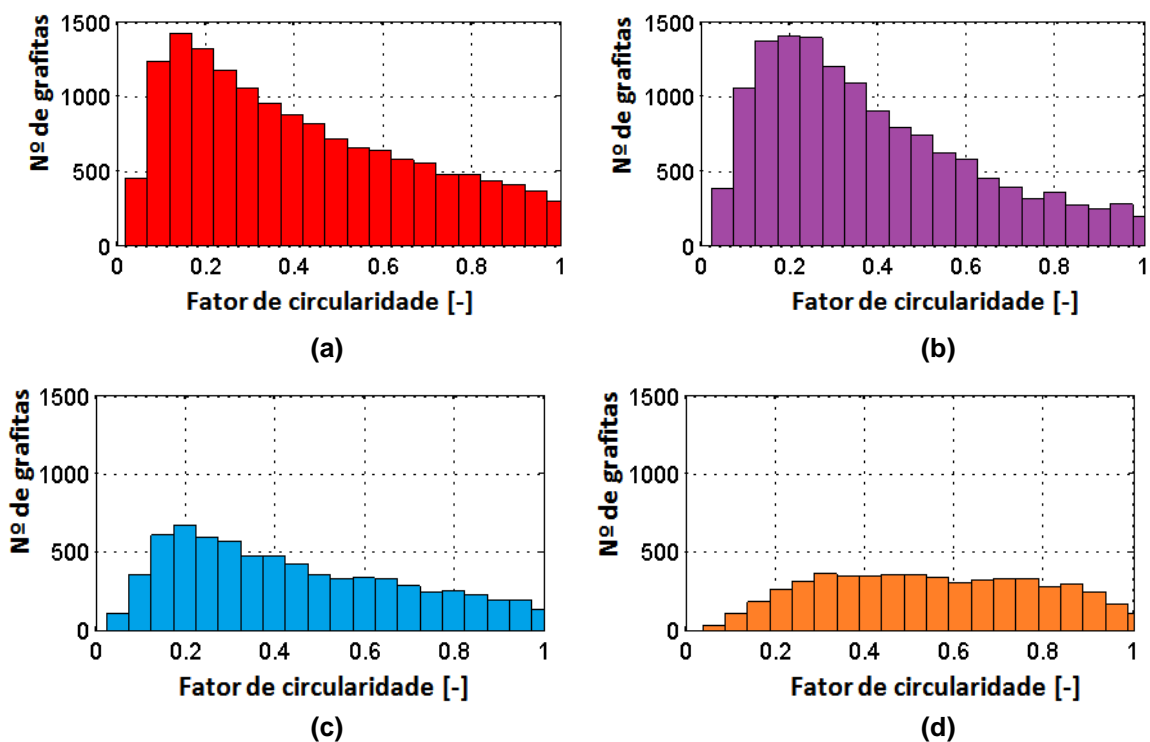


Figura 4.10 – Histogramas para fator de circularidade: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG.

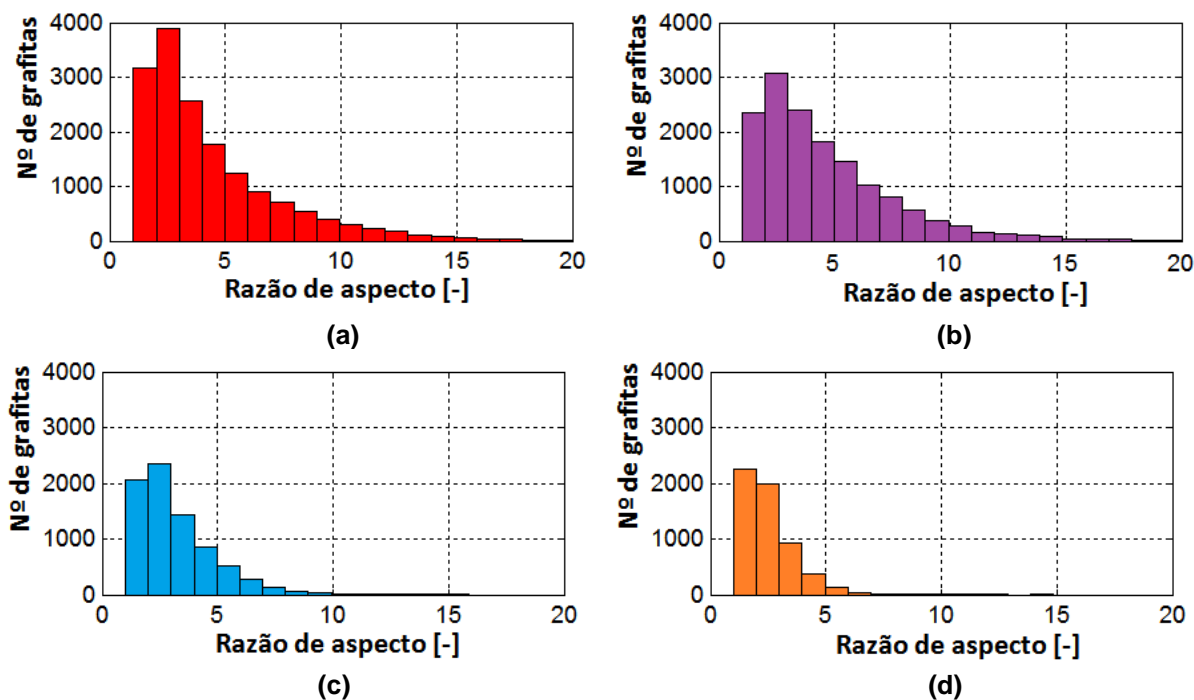


Figura 4.11 – Histogramas para razão de aspecto: (a) Cin-PF (b) Cin-PG (c) Ver-PF (d) Ver-PG.

Verificou-se, também, aumento da nodularidade do Ver-PF para o Ver-PG, com valores médios de  $9,5 (\pm 1,3)$  e  $16,1 (\pm 1,5)$  %, respectivamente.

### 4.2 Viscosidade do óleo lubrificante

Para a avaliação das curvas de Stribeck é fundamental conhecer as propriedades de viscosidade em função da temperatura, conforme apontado na seção 2.3. O resultado, da curva de aquecimento, para o óleo lubrificante SAE 30 é apresentado na Figura 4.12. Um linha de tendência seguindo modelo de Reynolds, para descrição da viscosidade, é apresentada (STACHOVIAK; BATCHELOR, 2005).

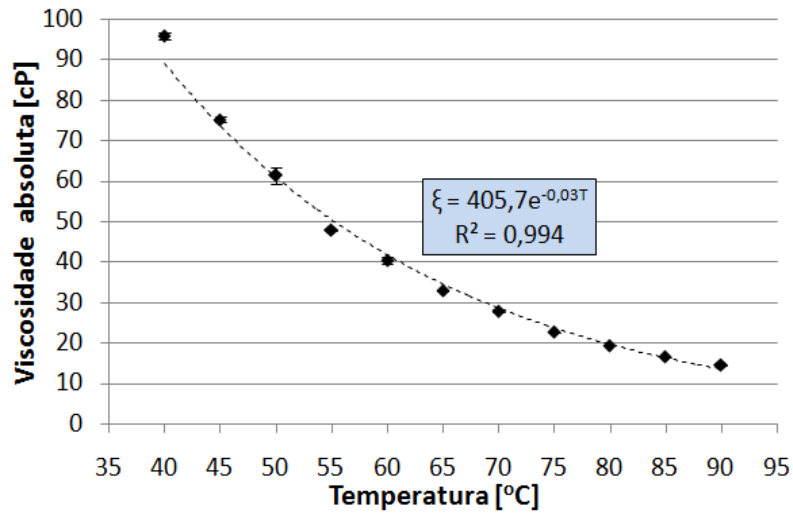


Figura 4.12 – Curva de viscosidade absoluta em função da temperatura para óleo lubrificante SAE 30.

### 4.3 Topografia das superfícies brunidas e metal dobrado

A Figura 4.13 apresenta um exemplo característico da topografia das superfícies brunidas. Pode-se verificar o padrão de brunimento com platôs e sulcos.

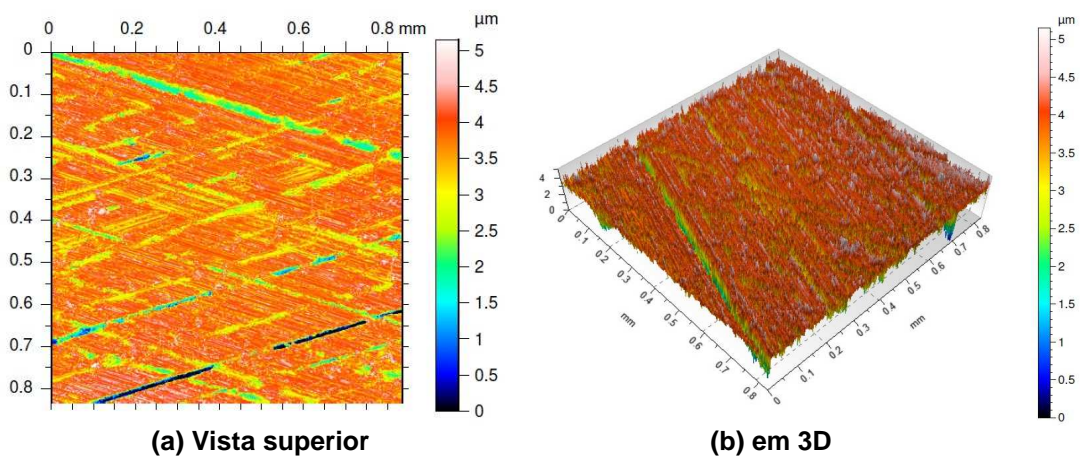


Figura 4.13 – Topografias típicas das superfícies brunidas obtidas por IDLB.

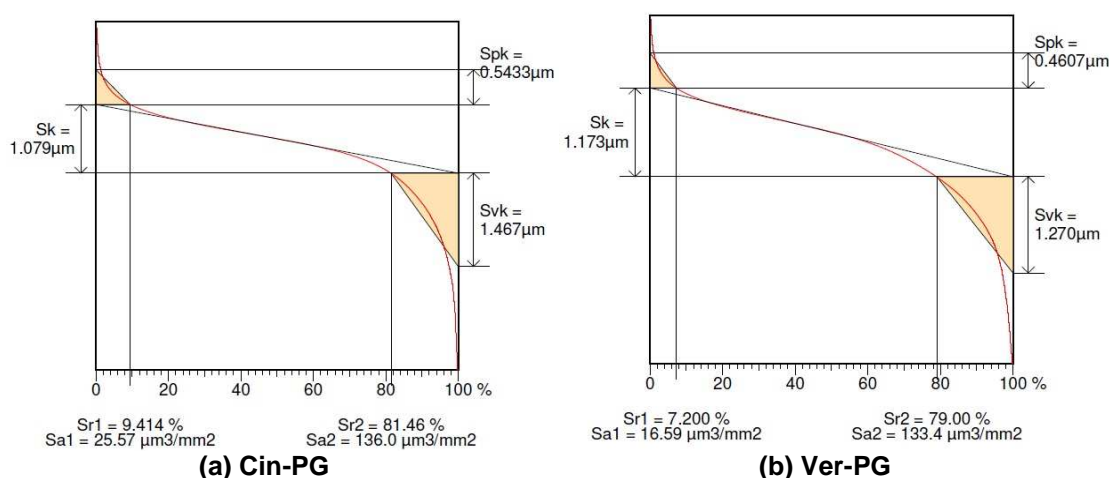


A Tabela 2 apresenta os valores médios dos parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas. Pode-se constatar que não houve uma variação significativa entre as amostras.

**Tabela 4.3 – Valores médios dos parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas.**

Parâmetro	Cin-PF	Cin-PG	Ver-PF	Ver-PG
Sq [ $\mu\text{m}$ ]	0,57 ( $\pm 0,08$ )	0,61 ( $\pm 0,13$ )	0,66 ( $\pm 0,09$ )	0,61 ( $\pm 0,05$ )
Spk [ $\mu\text{m}$ ]	0,441 ( $\pm 0,018$ )	0,47 ( $\pm 0,04$ )	0,437 ( $\pm 0,014$ )	0,440 ( $\pm 0,014$ )
Sk [ $\mu\text{m}$ ]	0,92 ( $\pm 0,08$ )	0,94 ( $\pm 0,08$ )	1,07 ( $\pm 0,07$ )	1,05 ( $\pm 0,09$ )
Svk [ $\mu\text{m}$ ]	1,21 ( $\pm 0,21$ )	1,31 ( $\pm 0,30$ )	1,40 ( $\pm 0,30$ )	1,20 ( $\pm 0,16$ )
Sds [ $\text{mm}^{-2}$ ]	48020 ( $\pm 1980$ )	51810 ( $\pm 2160$ )	47960 ( $\pm 1400$ )	47200 ( $\pm 1350$ )
Sdq [-]	0,392 ( $\pm 0,020$ )	0,412 ( $\pm 0,012$ )	0,424 ( $\pm 0,014$ )	0,422 ( $\pm 0,013$ )
Ssc [ $\text{mm}^{-1}$ ]	650 ( $\pm 39$ )	707 ( $\pm 19$ )	700 ( $\pm 27$ )	712 ( $\pm 36$ )

Os parâmetros Sk e Spk e os parâmetros híbridos (Sds, Sdq e Ssc) apresentaram valores característicos e pouca variação. Essa similaridade entre os parâmetros da família k pode ser observada, em detalhe, nas curvas características de Abbott-Firestone, mostradas na Figura 4.14, para as amostras Cin-PG e Ver-PG.



**Figura 4.14 – Curvas características de Abbott-Firestone para as superfícies brunidas.**

De acordo com Varghese (2008), ainda que o processo de usinagem e parâmetros de corte sejam os mesmos, é comum haver diferenças na topografia final de acordo com as propriedades dos ferros fundidos. O brunimento das amostras deste trabalho teve o intuito de gerar superfícies com topografias equivalentes. Isto foi conseguido com a imposição de níveis distintos de pressão de expansão da ferramenta de brunimento, como descrito na seção 3.1.1. Segundo

Pawlus *et al.* (2014a) este parâmetro de usinagem têm influência significativa na topografia das superfícies brunidas.

A Figura 4.15 apresenta alguns exemplos de resultados típicos de quantificação de FM obtidos para cada tipo de material. Dois passos são expostos, os quais são descritos a seguir.

O primeiro passo, apresentado na Figura 4.15 (a, c, e, g), traz topografias com áreas pertencentes à região do Svk identificadas em azul. Esta etapa é importante para reconhecer os possíveis sulcos e suas interrupções. Chama-se a atenção para a alta dispersão para a largura dos sulcos. De acordo com Anderberg *et al.* (2006) a variação na largura dos sulcos é resultado da densidade e da distribuição de tamanho do grão da ferramenta de brunimento, a qual pode apresentar variações dentro da mesma ferramenta.

O segundo passo mostra o resultado com a identificação dos sulcos e do FM. Essa etapa é apresentada na Figura 4.15 (b, d, f, h). Uma divisão foi imposta a fim de mostrar o FM pertencente as regiões de núcleo (Sk), em laranja, e a do região Spk, em amarelo. Ainda que haja uma diferença significativa, em termos de área da topografia, referente as regiões do Sk e Spk, uma constatação relevante, com a segmentação da quantificação do FM, é que a quantidade deste fenômeno presente na região do Spk é relativamente muito menor que a da Sk. A Figura 4.16 mostra o resultado da fração percentual do FM que está presente na região do Spk ( $FM_{Spk}$ ). Os valores são aproximadamente 11 e 9 % para o ferro fundido cinzento e vermicular, respectivamente. Ademais, estas áreas de FM na região do Spk são esparsas e certamente seriam removidas, de modo preferencial, durante o período de amaciamento (*running-in*); considerando que estão localizadas em regiões relativamente mais altas dentro da topografia e estariam sujeitas a contatos mais frequentes com o anel do pistão durante a operação do motor. Esta afirmação é melhor discutida em avaliações de ensaios de desgaste apresentados na seção 4.4.3.

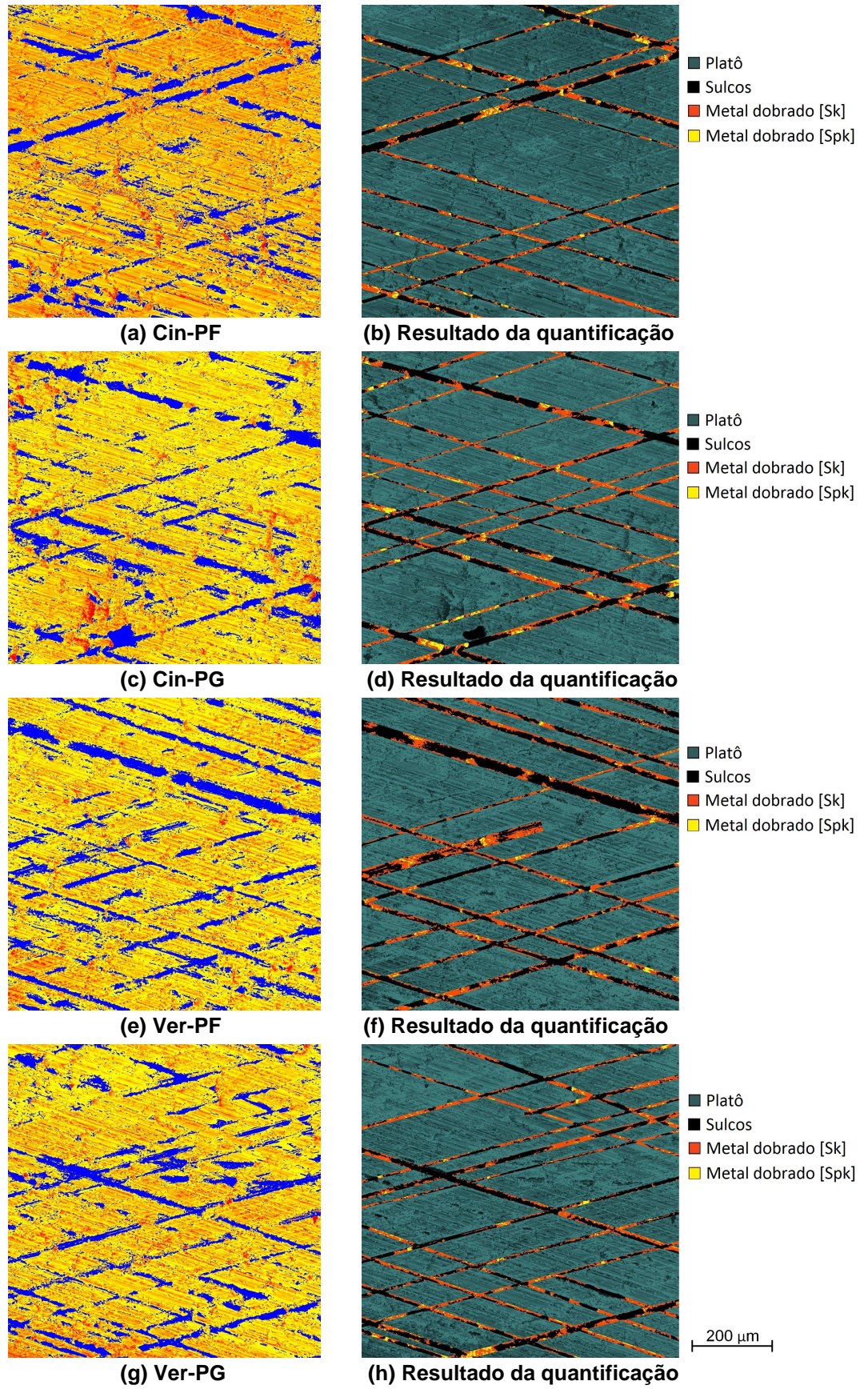


Figura 4.15 – Exemplos de resultados da rotina de quantificação de metal dobrado.

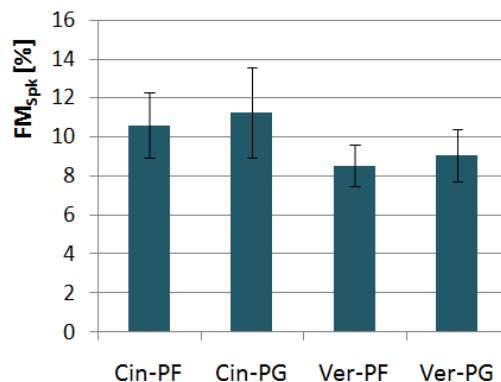


Figura 4.16 – Fração de metal dobrado pertencente à região do Spk.

A distribuição de alturas do FM apresentou comportamento similar para todos os materiais, como mostra a Figura 4.17. O resultado do FM é apresentado padronizado pelo FM total. Chama-se a atenção para a diferença significativa entre o ferro fundido cinzento e vermicular nas regiões dentro do núcleo (Sk). A diferença é mais significativa especificamente nos valores próximos ao plano médio das alturas (alturas próximas a zero). Constata-se que o ferro fundido cinzento tem mais FM nesta região. Além disso, como pode ser visto, a espessura das paredes não foi significativa para este resultado.

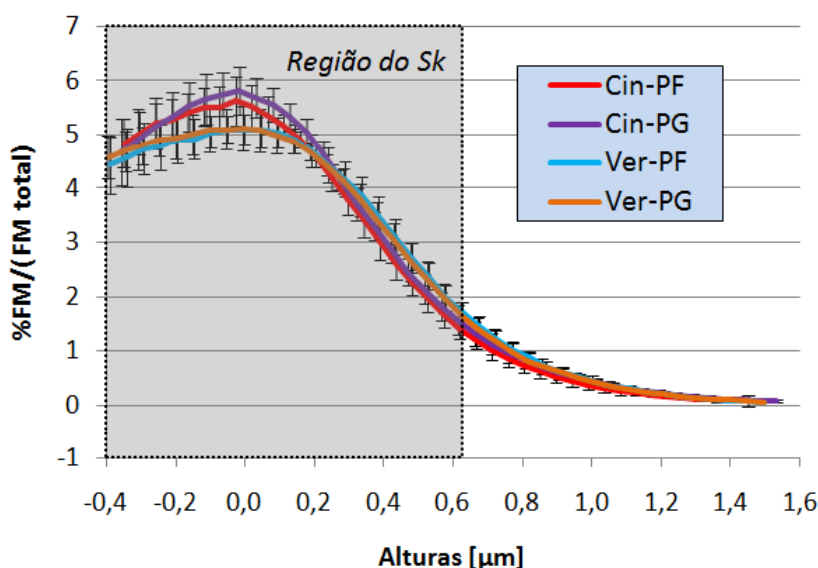


Figura 4.17 – Distribuição de alturas do FM.

Análises realizadas através do uso de microscópio eletrônico de varredura (MEV) ajudaram a identificar diferentes ocorrências de irregularidades superficiais. Interrupções no sulco e ocorrência de FM no platô foram observadas. Na Figura 4.18, indicada por setas azuis, grandes quantidades de interrupções nos sulcos

estão presentes. Estas interrupções estão associadas a possíveis falhas na remoção de material durante o processo de brunimento, não sendo consideradas como metal dobrado. Outra relevante observação é a presença de FM no platô, sendo alguns exemplos indicados pelas setas verdes. Contudo, a quantificação desenvolvida, neste trabalho, teve por objetivo de quantificar o FM associado aos sulcos.

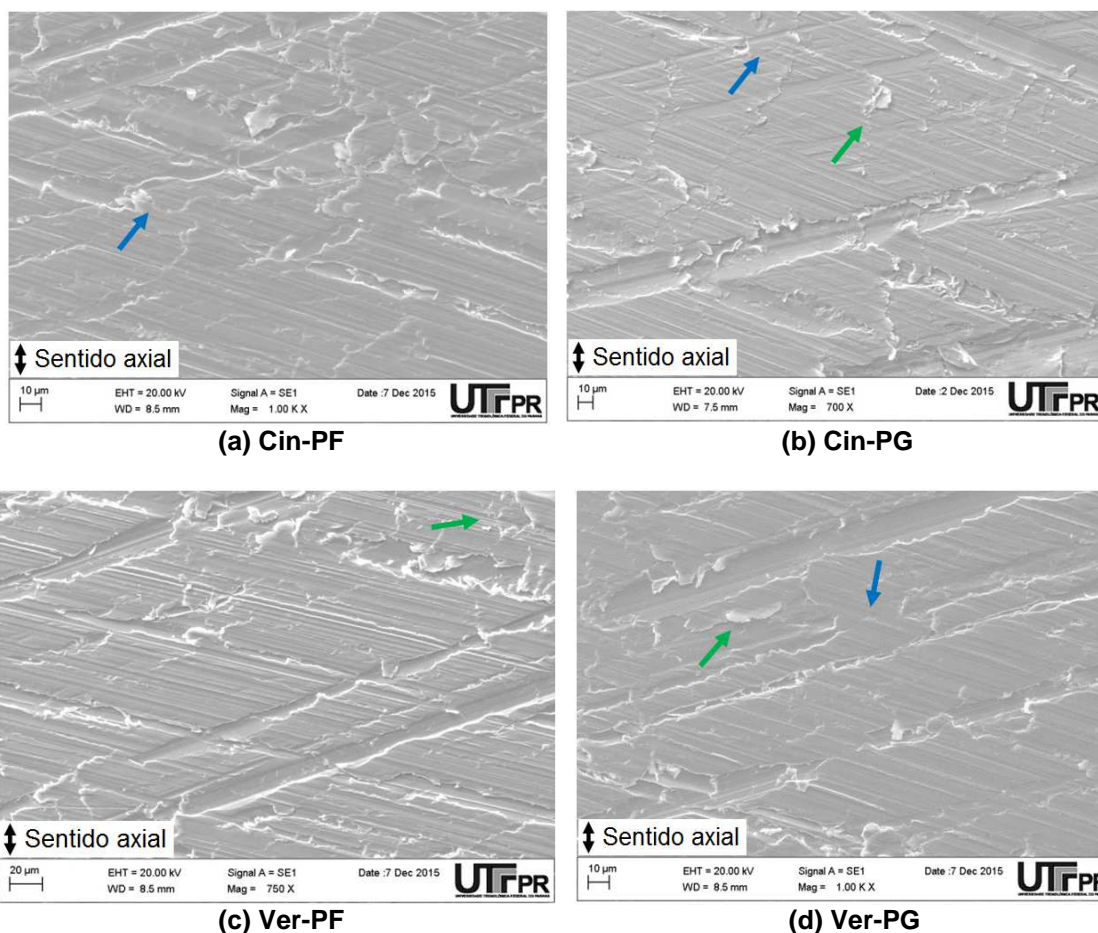
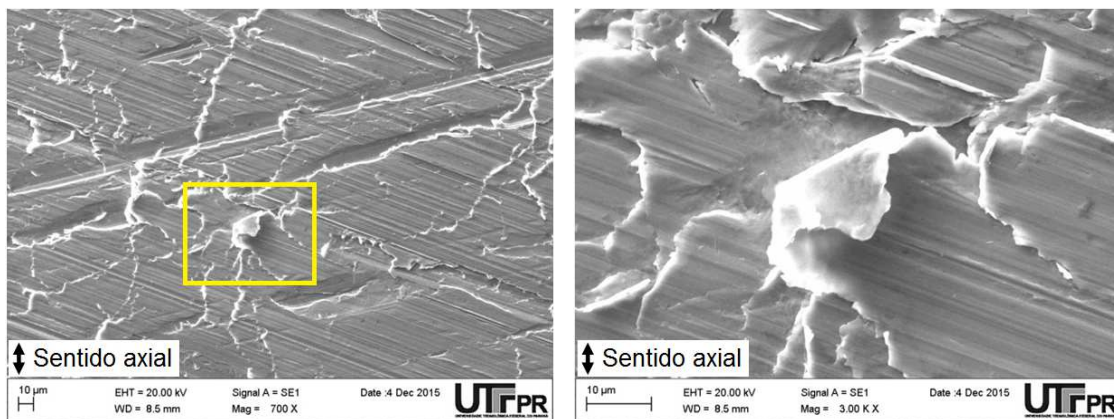


Figura 4.18 – Imagens obtidas por MEV das superfícies brunidas (Setas azuis: sulcos interrompidos; setas verdes: FM no platô).

A Figura 4.19 mostra um exemplo, em detalhe, da ocorrência de FM no platô do ferro fundido cinzento. Observa-se que o FM apresenta pequena espessura, forma irregular e, neste caso em particular, mostra-se dobrado na direção normal à superfície.

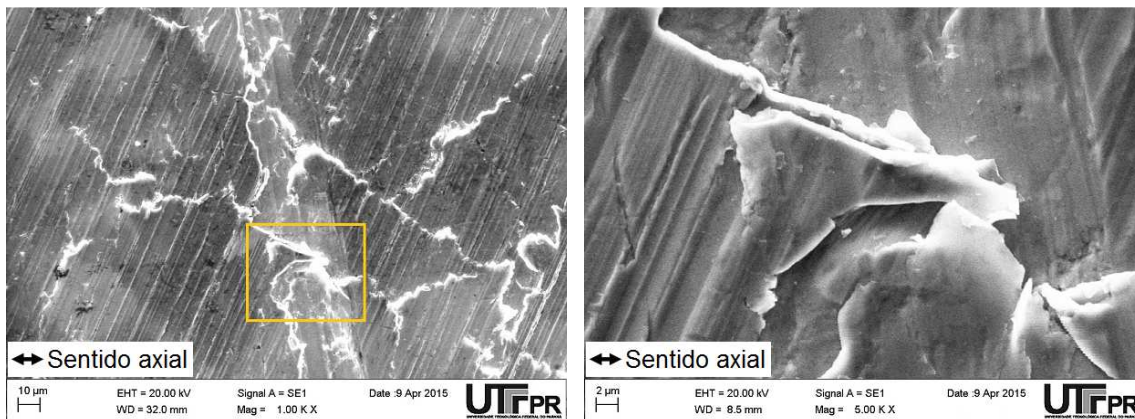


(a) Cin-PF

(b) Detalhe

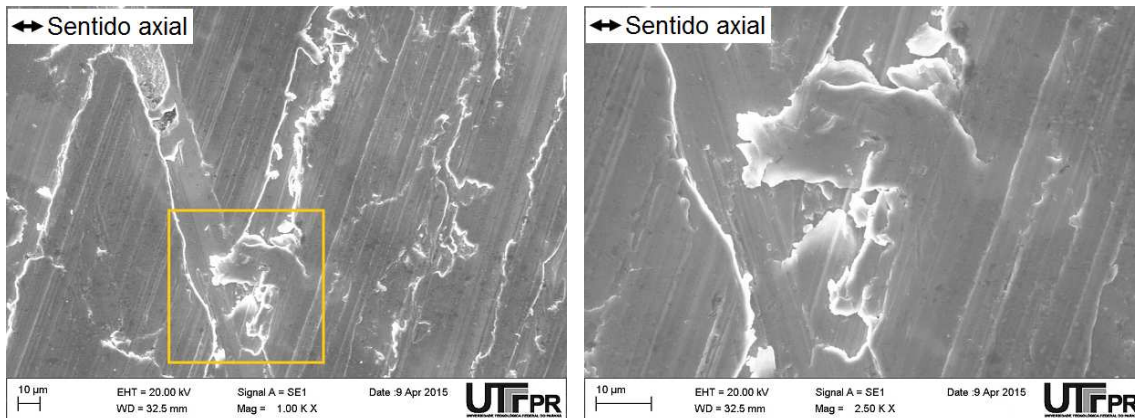
Figura 4.19 – Imagens obtidas por MEV da superfície brunida com FM no platô (setas vermelhas: direção axial do cilindro).

FM também foi encontrado nos sulcos como apresentado na Figura 4.20, a qual mostra dois exemplos para o Cin-PG e o Ver-PF. Observou-se, de modo geral, grande quantidade de FM para todas as amostras avaliadas. A Figura 4.20 (b) e (d) são detalhes com maior magnificação das área indicadas em amarelo. Nota-se a forma irregular e a tendência de cobertura dos sulcos.



(a) Cin-PG

(b) Detalhe

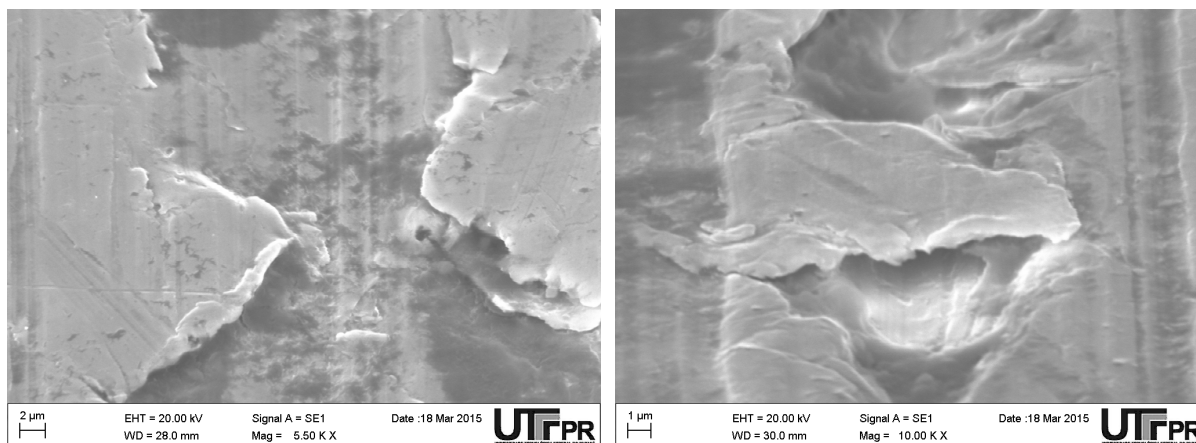


(c) Ver-PF

(d) Detalhe

Figura 4.20 – Imagens obtidas por MEV de superfícies brunidas mostrando FM nos sulcos.

A Figura 4.21 traz exemplos de FM em detalhe. Particularmente para estes casos, alinhou-se um dos sulcos do padrão da superfície na vertical da imagem. E a incidência do feixe de elétrons do microscópio eletrônico de varredura foi inclinado para um ângulo de incidência de  $60^\circ$ . Observa-se na Figura 4.21 (a) o sulco, com a cobertura parcial do FM. Já na Figura 4.21 (b), o FM cobre todo o sulco, mas não há obstrução completa, pois aparentemente há passagem por sob o FM.



**Figura 4.21 – Imagens obtidas por MEV das superfícies do Ver-PG mostrando detalhe de metal dobrado no sulco.**

O percentual de sulcos obstruídos e as médias de suas larguras são apresentados na Figura 4.22. Averigua-se que a porcentagem de sulcos obstruídos é elevada. Além disso, a largura dos sulcos é similar, e com alta dispersão, para todos os materiais estudados, independentemente de sua microestrutura. Isso é uma consequência direta da variação dos parâmetros de brunimento, como já mencionado na presente seção.

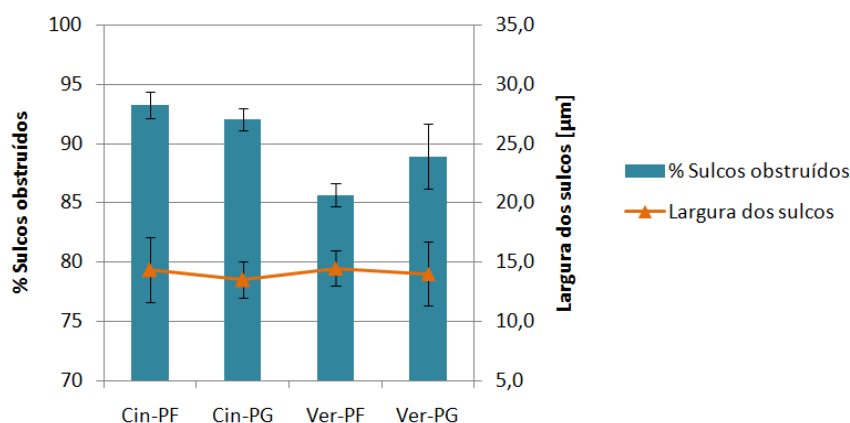


Figura 4.22 – Percentual de sulcos obstruídos e suas larguras médias.

A Figura 4.23 apresenta a fração de área de FM [%] e o FM padronizado com a área de sulcos (FM/Sulco). Ambos os parâmetros estão relacionados com a fração de área de grafita [%], retirada da Figura 4.8(a). Essa padronização do FM com a área dos sulcos é importante, pois quanto maior a quantidade de sulcos detectados, maior será a contabilização do FM. Deste modo, o parâmetro FM/Sulco expressa a quantidade de FM gerado exclusivamente dentro dos sulcos.

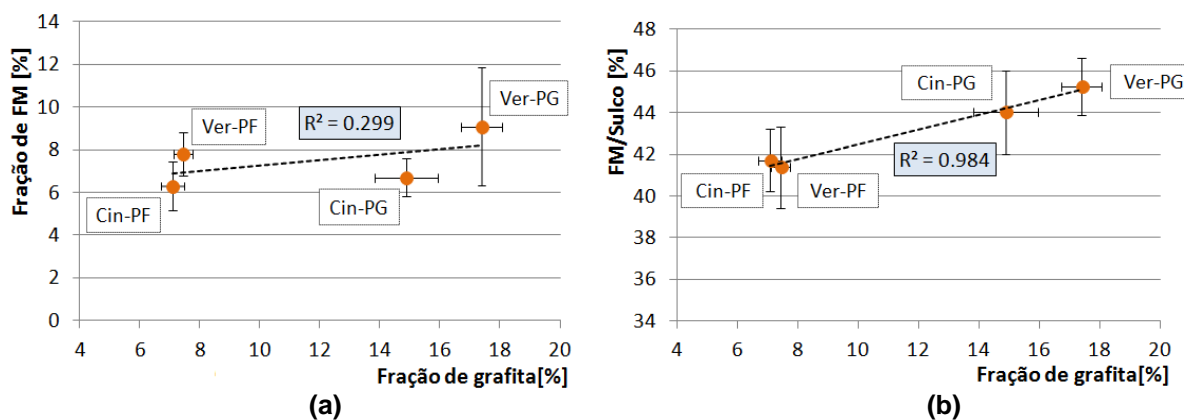


Figura 4.23 – Relação entre a fração de FM, e o FM/sulco, em função da fração de grafita.

Alguns aspectos devem ser notados ao analisar a Figura 4.23. O primeiro é o fato de que, apesar dos diferentes ferros fundidos testados e suas condições metalúrgicas, a faixa de valores quantificados de FM é limitada (diferença total de 5,5% e 9,3% para o ferro fundido cinzento e vermicular, respectivamente). Outro aspecto a ser explicitado é a similaridade entre os valores encontrados para a fração de grafita nas amostras de parede fina. Isto, como consequência, reduz as análises em termos de fração de área de grafita para poucos pontos.



Entende-se que para poder afirmar, categoricamente, a existência de uma forte correlação estatística entre a fração de área de grafita e o FM, muito mais pontos experimentais devem ser investigados. Contudo, vale ressaltar, que as amostras de blocos de MCI estudados foram retirados da linha de produção. Logo, a limitação das faixas de FM e fração de grafita é inerente da fabricação destes blocos de MCI. Ainda assim, os resultados são relevantes e são discutidos a seguir, juntamente com evidências da relação FM-grafita.

Uma observação importante relacionada com a Figura 4.23 são os diferentes níveis de correlação da fração de grafita quando se avalia a fração de FM e o %FM/Sulco. De fato, a correlação entre a fração de FM e de grafita é expressa por um baixo índice de correlação. Ao contrário, uma forte correlação positiva foi encontrada entre %FM/Sulco e a fração de grafita. Além disso, e afortunadamente, usando valores de %FM/Sulco pode-se separar o efeito da espessura de parede: para uma significância de 95% (teste t-Student) é possível afirmar que as amostras extraídas de paredes mais grossas têm maiores quantidades de FM.

Acrescenta-se ainda que, independentemente do parâmetro utilizado (fração de FM ou % FM/Sulco) é possível ver que o ferro fundido vermicular apresentou uma ocorrência mais intensa de FM para a parede grossa. Isso é um importante resultado tecnológico, pois o ferro fundido vermicular é um material mais caro e vários esforços são feitos para tentar reduzir as espessuras das paredes com intuito de minimizar a relação custo-peso deste material.

Na tentativa de corroborar a forte correlação estatística entre a fração de grafita e a ocorrência de FM, a seguir são discutidos os mecanismos de formação deste fenômeno.

A Figura 4.24 apresenta seções transversais de sulcos. Algumas caracterizações dimensionais de largura e de profundidade dos sulcos, como por exemplo: o perfil de topografia da Figura 3.22(b), ou ainda a largura média dos sulcos apresentada na Figura 4.22, corroboram a identificação apresentada. Pode-se constatar a ocorrência de FM, muito embora nestes casos não haja grafita no entorno dos sulcos. Deve-se atentar para a diferença do padrão de perlita da camada superficial com relação ao substrato. Esta alteração está associada à plastificação da matriz, certamente devido às pressões de usinagem impostas pelo

processo de brunimento. A seta vermelha, na Figura 4.24 (a), indica uma região da camada superficial com plastificação. Destaca-se, ainda, que a plastificação foi mais intensa na camada superficial para as regiões do entorno do FM, conforme indicado pela seta azul na mesma Figura. Este mecanismo de deformação e plastificação, tanto da camada superficial como do entorno do FM, foi característico para todos os materiais. A Figura 4.24 (b) apresenta um exemplo para o Ver-PG. A Figura 4.24 (c), e o detalhe na Figura 4.24 (d), evidenciam através da análise da matriz no entorno do FM, que este foi formado com uma porção de material da matriz que foi forçado para dentro do sulco durante o processo de brunimento. O mecanismo aqui explicitado é similar ao descrito por Griffiths (1986), e que novamente demonstra o alto nível de deformação associado a este fenômeno.

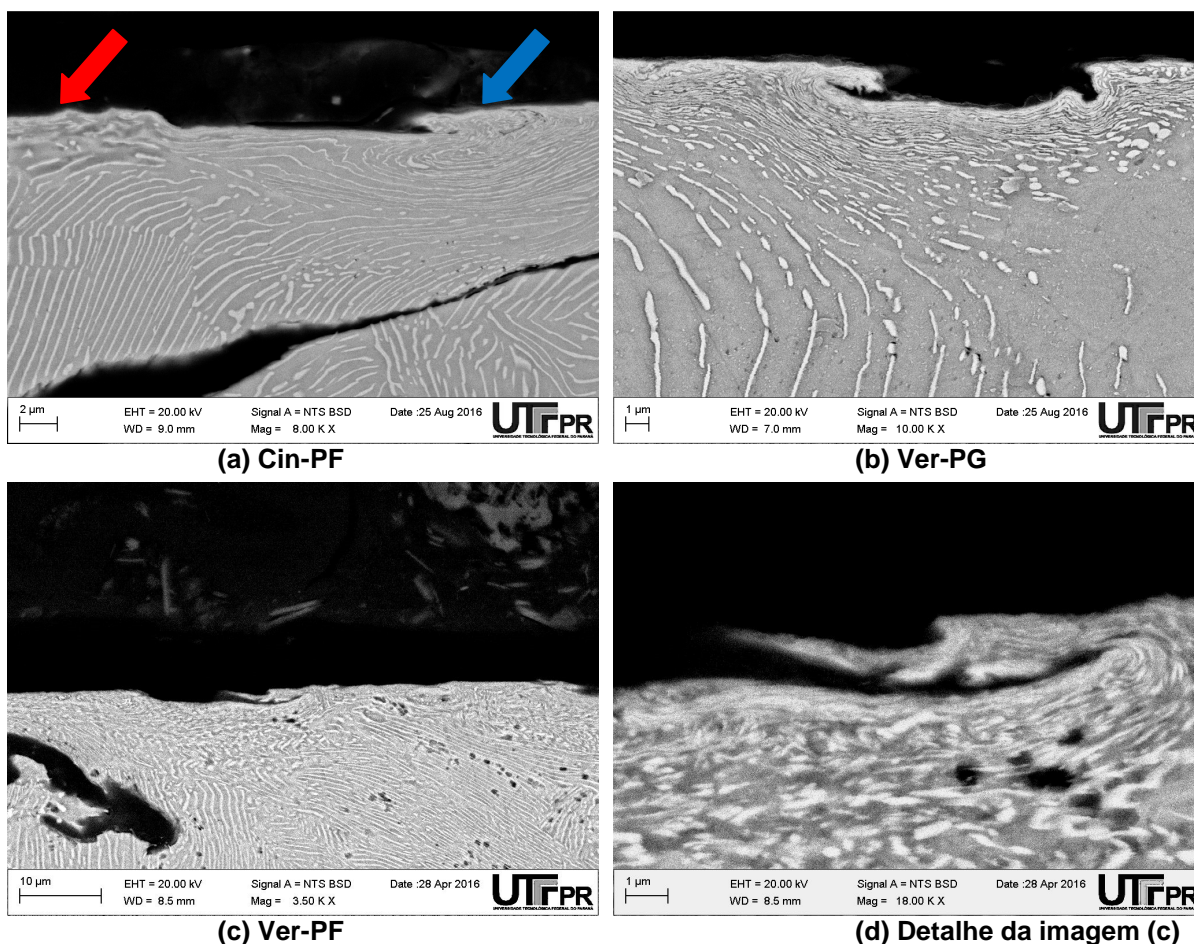
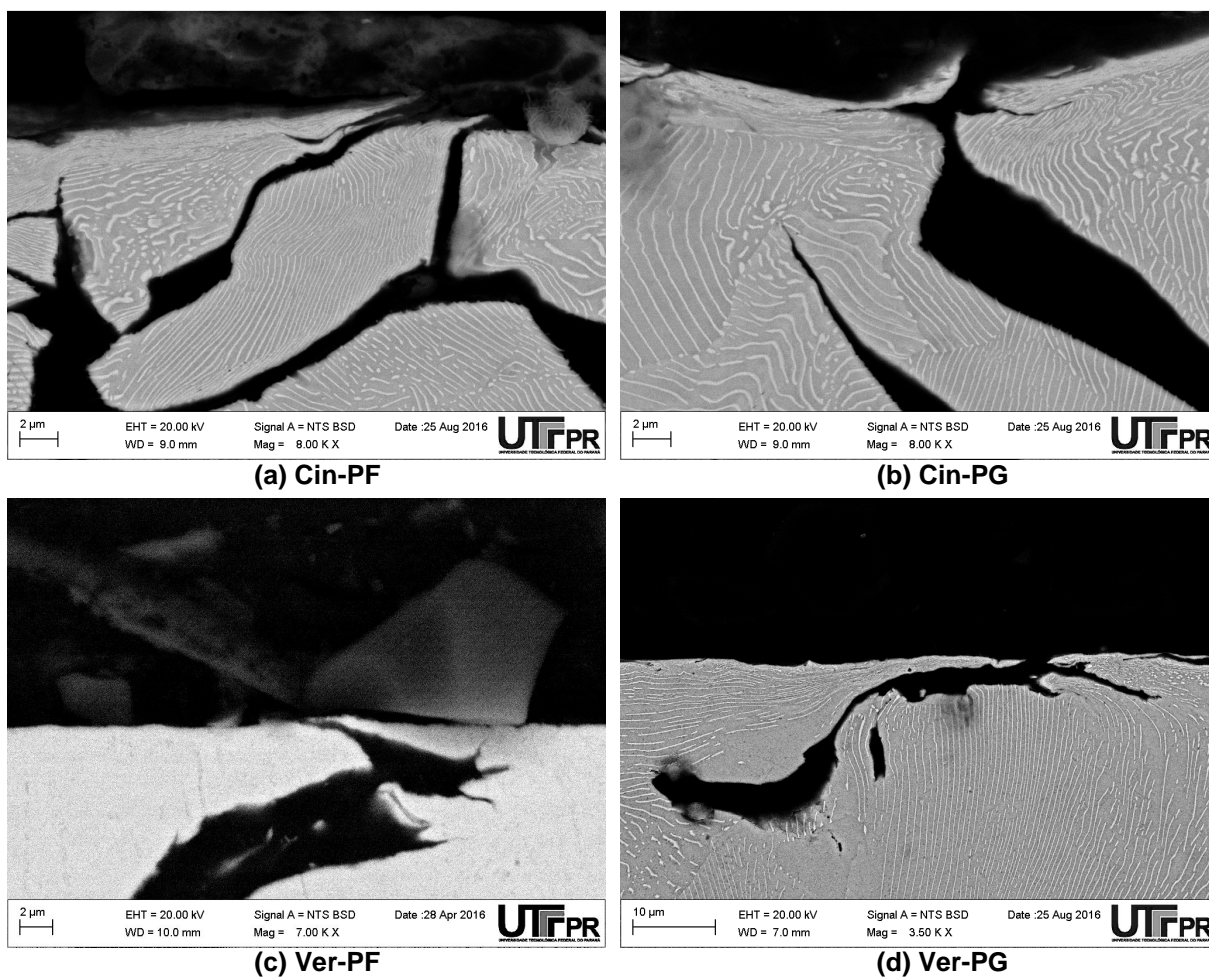


Figura 4.24 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal do sulco evidenciando FM sem a influência de grafita (ataque Nital 2%).

Acrescenta-se que ocorrências de FM também foram verificadas com a influência da grafita. De modo característico, constatou-se dois mecanismos

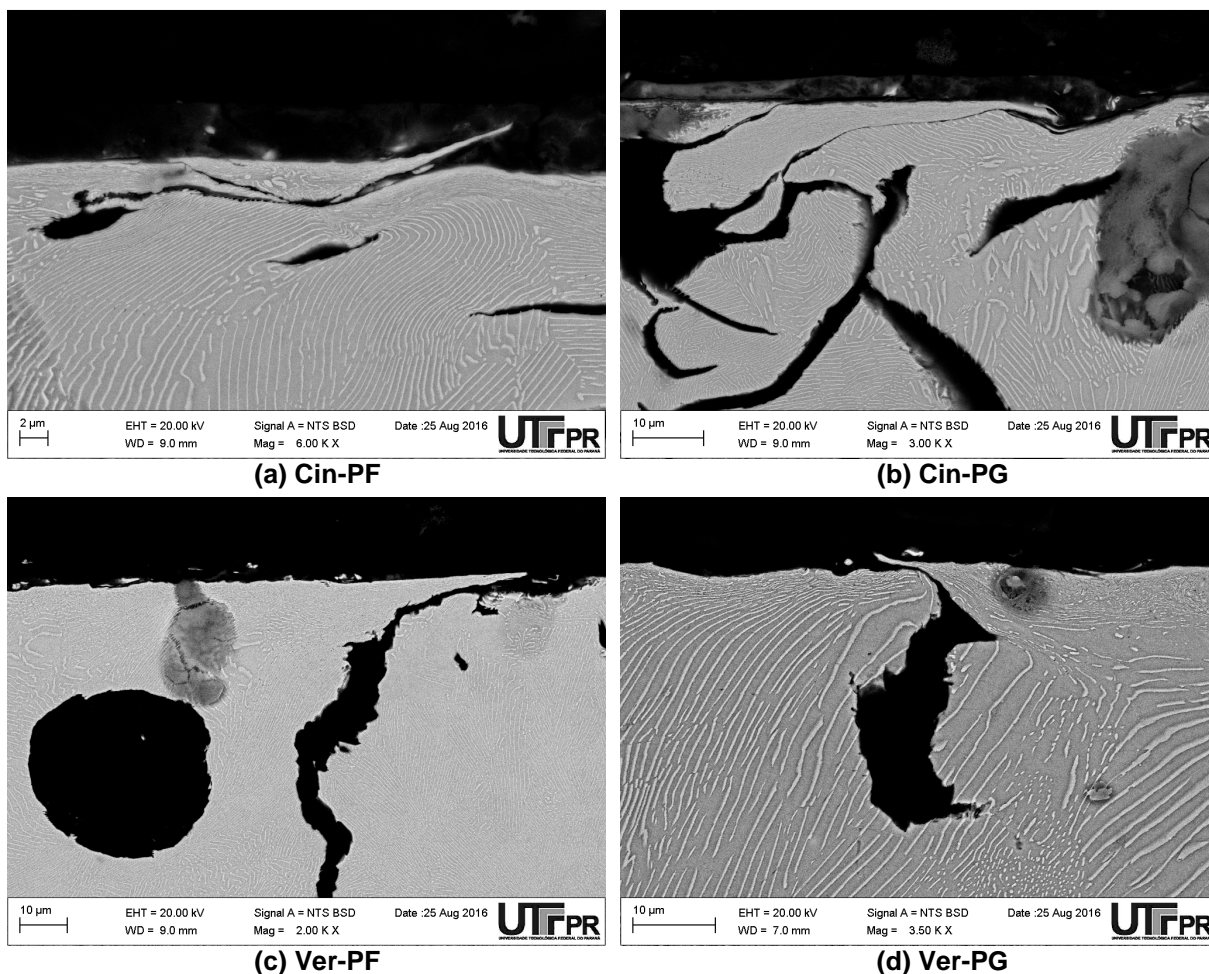
distintos, mas ambos com alto nível de plastificação no entorno do FM, similarmente ao discutido na Figura 4.24.

No primeiro mecanismo, conforme apresentado na Figura 4.25, o FM é gerado diretamente sobre a fase grafita. Nestes exemplos observa-se que a grafita, com propriedades mecânicas inferiores a matriz, atua como uma descontinuidade.



**Figura 4.25 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando formação de FM diretamente na grafita (ataque Nital 2%).**

No segundo mecanismo de formação de FM, observa-se que as grafitas presentes na camada superficial são extrudadas. Exemplos deste tipo de mecanismo são mostrados na Figura 4.26. Entende-se que a extrusão aconteça também devido às pressões impostas no processo de usinagem. Para todos os casos, vê-se que o efeito da extrusão da grafita faz com que haja o estreitamento dos veios. O FM, então, é formado com a sobreposição das duas regiões da matriz, que inicialmente estavam separadas pela grafita.



**Figura 4.26 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal extrusão de grafita e formação de FM (ataque Nital 2%).**

Sjögren e Svensson (2007) investigaram três tipos de ferros fundidos, variando a fração de área de grafita de 6,3 a 13,1%. Para o ferro fundido cinzento perlítico, que também é estudado neste trabalho, houve uma relação linear entre a fração de área de grafita e o coeficiente de encruamento. Isto significa que a fração de área de grafita afeta a deformação plástica. Sendo a formação de FM intimamente relacionada a esta natureza de deformação, pode-se afirmar que a fração de área de grafita é também capaz de afetar seu mecanismo. Vale lembrar que quanto maior o coeficiente de encruamento, maior é a dificuldade de converter a energia disponível em formação de cavaco. Isto é comumente verificado durante a usinagem de materiais com alto coeficiente de encruamento, como aços inoxidáveis (ANDERBERG *et al.*, 2006), cobre (DOLINŠEK, 2003), e ligas de níquel (VILARINHO *et al.*, 2005).

De todo modo, não é somente a influência da fração da grafita na plasticidade dos ferros fundidos que corrobora a forte correlação estatística entre FM e fração de grafita da Figura 4.23 (b). Verificou-se que maiores frações de grafita na camada superficial conduzem a maior quantidade de FM. Isto é averiguado, incontestavelmente, na Figura 4.27, que mostra grande quantidade de FM gerado em regiões com maior fração de grafita na camada superficial.

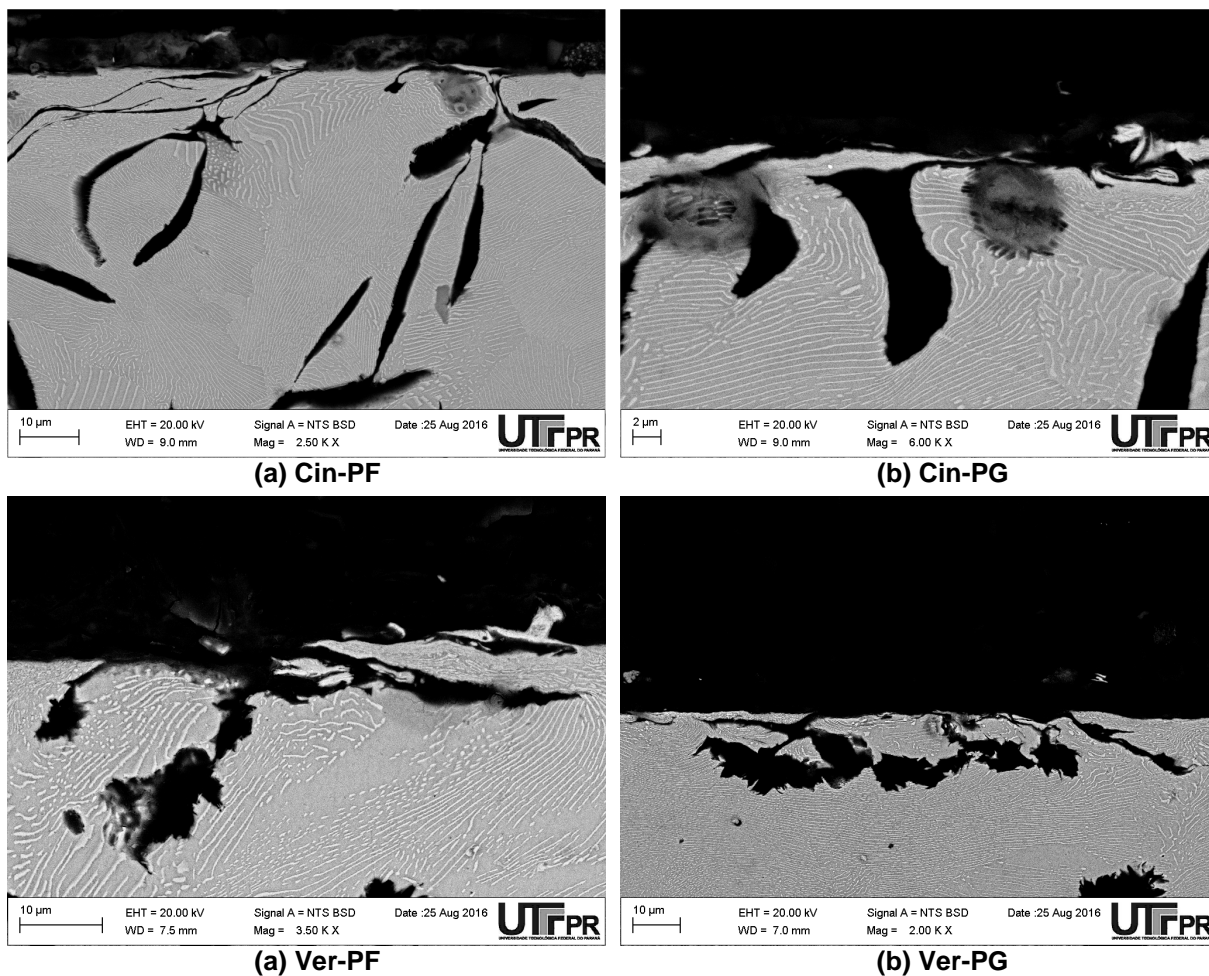


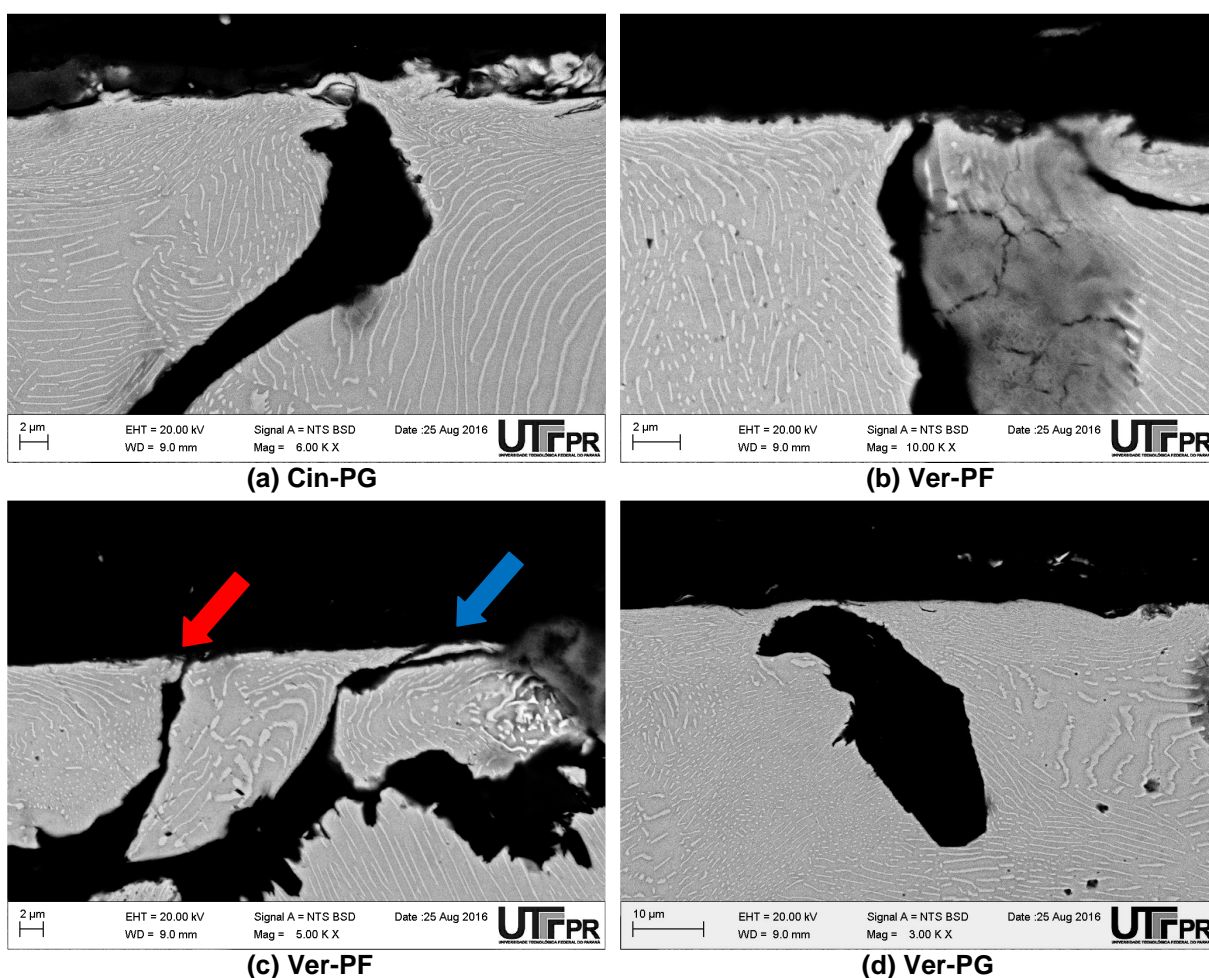
Figura 4.27 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando relação da maior fração de área de grafita com a quantidade de FM (ataque Nital 2%).

Outra conclusão muito relevante é que a orientação e morfologia da grafita afetam a tendência de formação de FM, como é apresentado a seguir.

Grafitas que estão na superfície e com orientação normal a mesma, apresentam menor tendência de formação de FM. Alguns exemplos são mostrados na Figura 4.28. Nestas imagens, nota-se que a camada superficial apresenta plastificação, mas não há grande intensificação próximo às grafitas. A Figura 4.28 (c), em particular, apresenta um caso, indicado pela seta vermelha, em que a grafita

com orientação normal à superfície não causou FM. E, ainda, um caso em que houve formação de FM com a grafita que forma ângulo agudo com a superfície, conforme indicado pela seta azul.

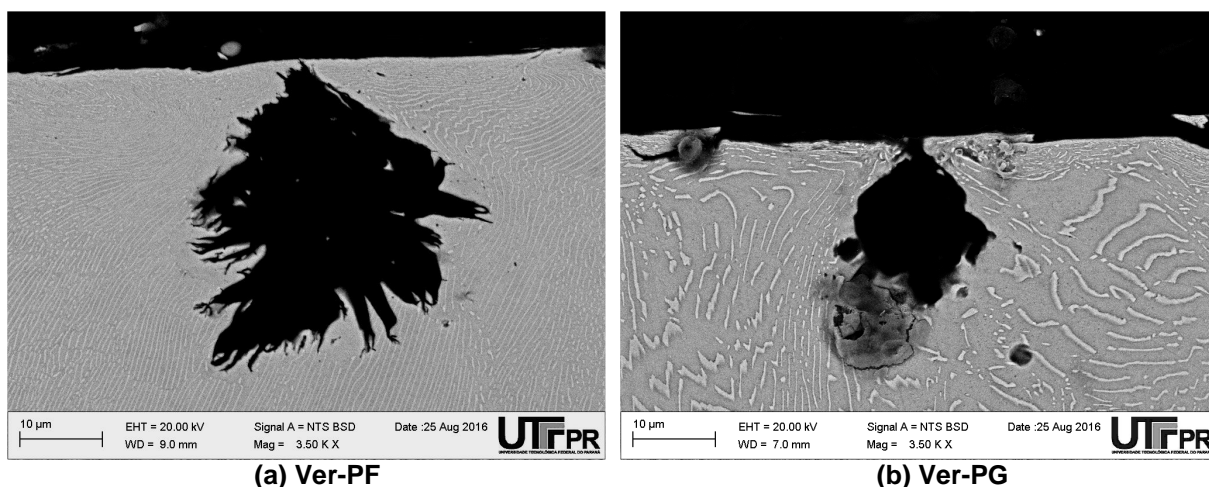
A hipótese para a explicação do efeito da orientação da grafita na formação do FM é associada a maior dificuldade de extrusão. Com as pressões de usinagem, estas grafitas tenderiam a somente aumentar a pressão hidrostática dentro da grafita, já que a extrusão aconteceria em sentido contrário às forças que causam a pressão. A implicação direta deste fato é que o entorno da grafita não sofreria maior plasticidade que a própria camada superficial, a qual se mostra mais homogênea.



**Figura 4.28 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando grafitas com orientação normal à superfície têm pouca tendência de formação de FM (ataque Nital 2%).**

Com relação à morfologia, verificou-se menor tendência a formação de FM em nódulos de grafita presentes no ferro fundido vermicular, conforme mostra a Figura

4.29. Do mesmo modo que o discutido para a Figura 4.28, aqui a extrusão também seria dificultada.



**Figura 4.29 – Imagens obtidas por MEV da seção transversal mostrando que nódulos têm pouca tendência de formação de FM (ataque Nital 2%).**

Ainda, acrescenta-se que diante do exposto, há coerência do Ver-PG ter a maior quantidade de FM (vide Figura 4.23), pois verifica-se que a amostra deste material tem a maior fração de grafita. E ainda que hajam menor tendência de formação de FM associados aos nódulos, estes são uma pequena fração do total de grafitas (conforme parâmetro de nodularidade, dos ferros fundidos vermiculares, apresentado na seção 4.1.2).

#### 4.4 Ensaios tribológicos

Esta seção apresenta o resultado de três planejamentos de ensaios do tipo anel sobre cilindro. Detalhes do tribômetro e dos planejamentos de ensaios encontram-se na seção 3.2 e 3.4, respectivamente. Os parâmetros de avaliação aplicados são descritos na seção 3.2.3.

##### 4.4.1 Ensaios de curta duração para avaliar repetibilidade do tribômetro em relação ao coeficiente de atrito

Este planejamento visou a avaliação da repetibilidade do tribômetro. Para tanto, utilizou-se o coeficiente de variação (CV) para o coeficiente de atrito cinético energético (COFe). Este parâmetro foi escolhido, ao invés do coeficiente de atrito

médio (COFm), devido a sua melhor representatividade em curvas de Stribeck-like, conforme evidenciado ainda nesta seção.

A Figura 4.30 apresenta os resultados de COFe, do sentido de subida do anel do pistão no bloco do motor para quatro comprimentos de pista (CP) ensaiados (3, 5, 7,5 e 10 mm). O material ensaiado, e escolhido arbitrariamente, foi o Ver-PG. De modo geral, poucas condições apresentaram valores de CV>10 %, as quais foram consideradas inapropriadas, sendo excluídas dos demais planejamentos. Acrescenta-se que, de modo típico, observou-se um maior nível de vibração durante o ensaio para a frequência de 7,5 Hz, certamente associada à vibração natural do aparato. Ademais, valores de frequência de 12,5 Hz, mostraram tendência de elevação do CV do COFe para amplitudes acima de 5 mm.

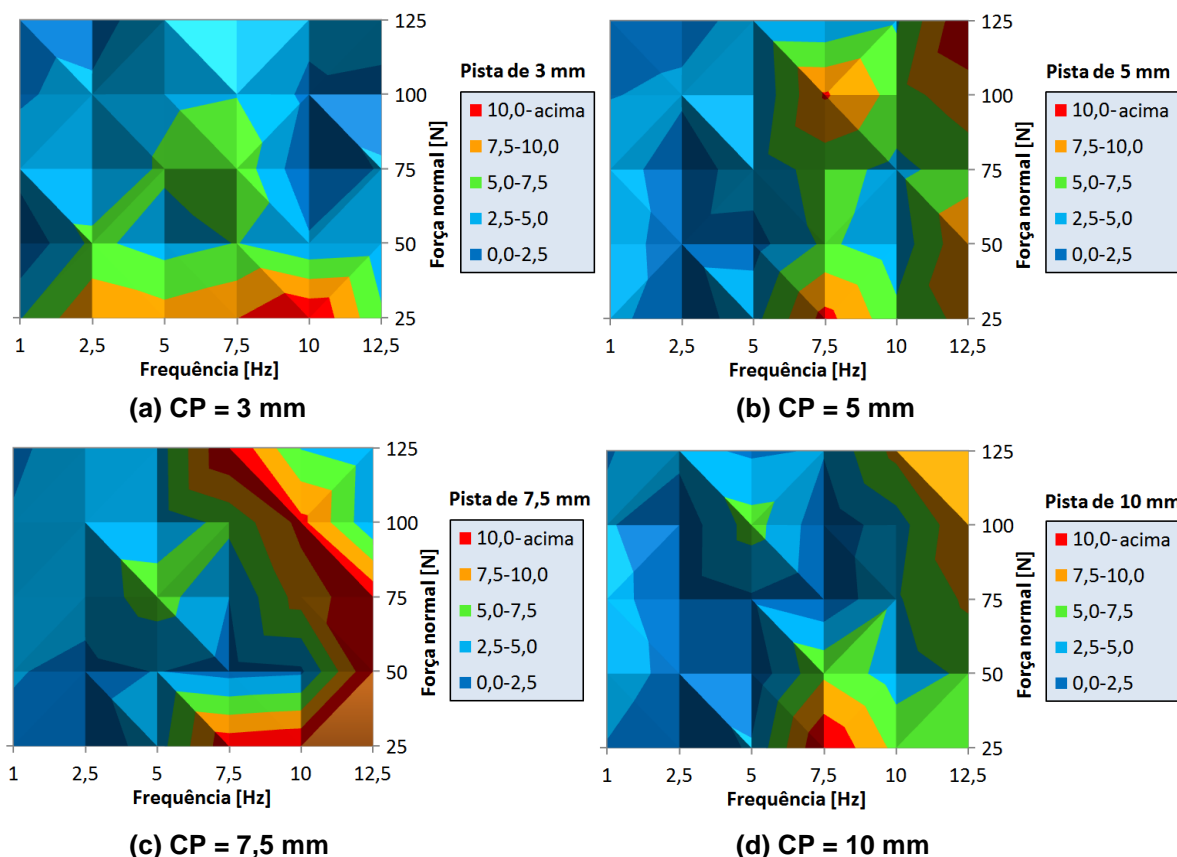


Figura 4.30 – Mapa de dispersão do coeficiente de variação do COFe para Ver-PG, no sentido de subida do anel do pistão, em função da frequência de ensaio e força normal.

Uma discussão oportuna para o resultado da Figura 4.30 é a comparação das condições ensaiadas com alguns trabalhos relevantes encontrados na literatura e que foram resumidos na Figura 2.39. Pode-se observar que tanto o CP, como a frequência, abrangeram a grande maioria dos trabalhos avaliados. A exceção de



Guermat *et al.* (2011) com  $CP = 15$ ; e frequências de 15 e 50 Hz para Dimkovski *et al.* (2011) e Lenauer *et al.* (2015), respectivamente. A maior limitação dos ensaios propostos foi com relação à força normal aplicada, com valores máximos de 125 N, devido às restrições da célula de carga (vide seção 3.4.1). Ainda, ressalta-se, que as condições dos ensaios não traduzem o regime imposto durante a operação de um MCI, sendo principalmente os valores de  $CP$  e frequência relativamente muito menores para os ensaios de bancada.

Outra observação relevante, na Figura 4.30, é o aumento do CV do COFe para menores valores de força normal. Uma hipótese para esse efeito é a variação apresentada pela força normal durante o ensaio. A Figura 4.31 mostra a força normal em função do tempo, para todas as magnitudes ensaiadas. Os dados, dos dois primeiros ciclos completos após 60 s, foram retirados de um ensaio de 10 mm de pista e frequência de 2,5 Hz, no sentido de subida do anel.

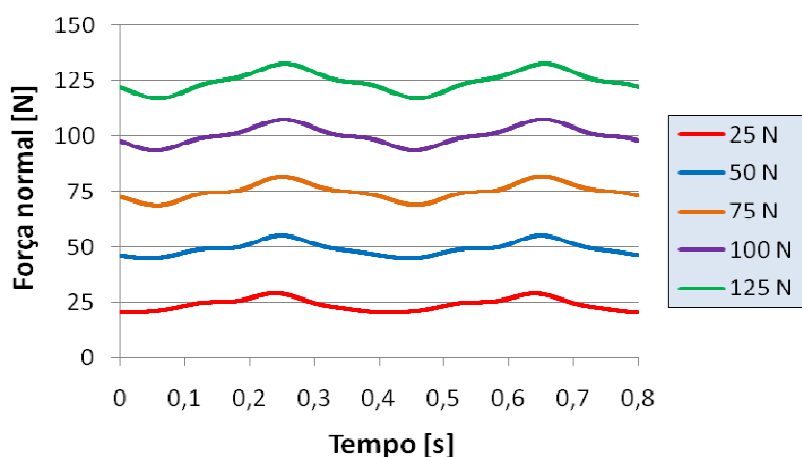


Figura 4.31 – Força normal em função do tempo, para diferentes condições de carga, para ensaio com 2,5 Hz e comprimento de pista de 10 mm para Ver-PG.

Alguns comportamentos típicos foram observados para a força normal:

- A variação é cíclica e na mesma frequência do ensaio;
- Para uma mesma condição de comprimento de pista e frequência de ensaio, a variação da força normal é praticamente a mesma, independente da carga. Pode-se verificar esta afirmação na Figura 4.31. Com isso, tem-se como resultado direto, que o CV da força normal é maior para menores magnitudes desta variável. A Figura 4.32, apresenta a distribuição do CV da força normal para amplitudes de 5 e 10 mm comprovando a afirmação;

- Quanto maior o comprimento de pista, maior é a variação da força normal, e por consequência, maior o seu CV. Este comportamento é explicitado na Figura 4.32, onde se vê os maiores valores de CV para o comprimento de pista de 10mm.

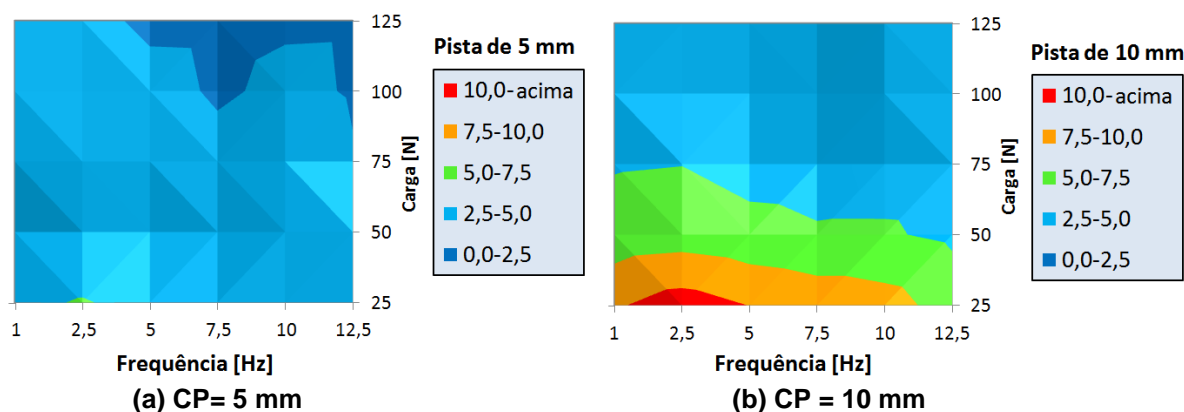


Figura 4.32 – Coeficiente de variação da força normal, no sentido de subida do anel, em função da frequência de ensaio e da força normal para Ver-PG

O resultado do ensaio de avaliação da repetibilidade do aparato, no sentido de subida do anel, com exceção dos valores com  $CV > 10\%$ , são apresentados na Figura 4.33, em curvas de *Stribeck-like*. Uma linha de tendência polinomial de segunda ordem foi acrescentada para verificação da dispersão dos dados. Pode-se observar que o parâmetro  $COFe$  apresentou melhor representatividade nas curvas que o  $COFm$ . Entende-se que a metodologia para obtenção deste parâmetro, fazendo uma ponderação com o deslocamento (Equação (17)), resulta na minimização dos efeitos de início e fim de semi-ciclo, onde os valores de COF são afetados pelas altas acelerações impostas pelo movimento oscilatório. Diante disto, optou-se por utilizar o parâmetro  $COFe$  neste trabalho.

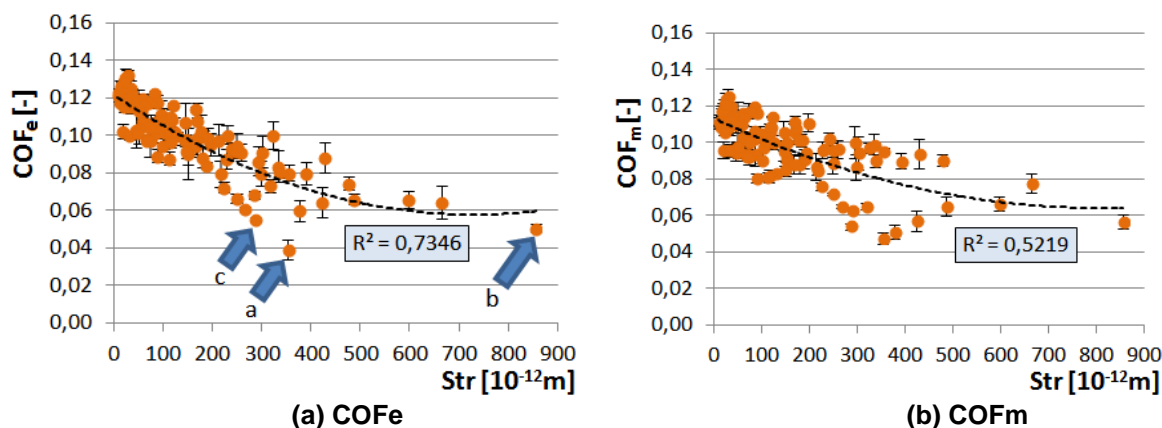


Figura 4.33 – Curva de *Stribeck-like*, para sentido de subida do anel do pistão, para Ver-PG.

Consta-se que algumas condições, apresentadas na Figura 4.33, resultam em pontos mais afastados da curva. Três pontos, em especial, com menor valor de  $COFe$  foram destacados, pelas setas azuis, e são apresentados em detalhe na Tabela 4.4. Nota-se, que as condições dos pontos são relacionadas ao maior comprimento de pista e aos dois menores valores de força normal. Entende-se, que valores com maior velocidade de deslizamento e menores forças normais apresentem valor reduzido de  $COFe$ . Contudo, estes pontos fora da curva (ainda que com condições favoráveis para a formação do filme), apresentam valores de  $COFe$  muito menores do que a tendência mostrada pelas curvas de *Stribeck-like*. A hipótese para este comportamento é uma questão dinâmica associada ao ensaio. Deve-se atentar que as condições durante um semi-ciclo não são de quase-equilíbrio. Ou seja, a velocidade de deslizamento se altera instantaneamente, obedecendo a aceleração e desaceleração que acontece durante o semi-ciclo. Esta hipótese é melhor avaliada em ensaios apresentados na seção 4.4.2, onde resultados de um ensaio planejado, para este intuito, são apresentados.

**Tabela 4.4 – Valores de  $COFe$ , e condições de ensaio, para alguns pontos fora da curva de tendência da Figura 4.33.**

Variáveis	Ponto a	Ponto b	Ponto c
$COFe$ [-]	$0,039 \pm 0,006$	$0,051 \pm 0,002$	$0,055 \pm 0,002$
Comprimento de pista [mm]	10	10	10
Força normal [N]	50	25	75
Frequência [Hz]	7,5	12,5	7,5

#### 4.4.2 Ensaios de curta duração para avaliar dinâmica do COF nos semi-ciclos

Buscando aprofundar a investigação sobre o comportamento apresentado nos ensaios de avaliação da repetibilidade do tribômetro, discutido na seção 4.4.1, planejou-se um ensaio com condições favoráveis, e não favoráveis, para a formação de filme. Entende-se como condições favoráveis para a formação de filme, conforme discutido na seção 2.3, maiores frequências e comprimentos de pista e menores forças normais. Assim, seguindo como referência condições de ensaio da Tabela 4.4 para os pontos fora da curva da Figura 4.33, definiu-se o comprimento de pista como 10 mm. As forças normais ensaiadas e as frequências ficaram entre 25 e 100 N e 0,05 e 5 Hz, respectivamente. A Figura 4.34 mostra a velocidade de deslizamento,

em função da posição da base do *reciprocating* e do logaritmo do tempo de ensaio, para um ciclo completo.

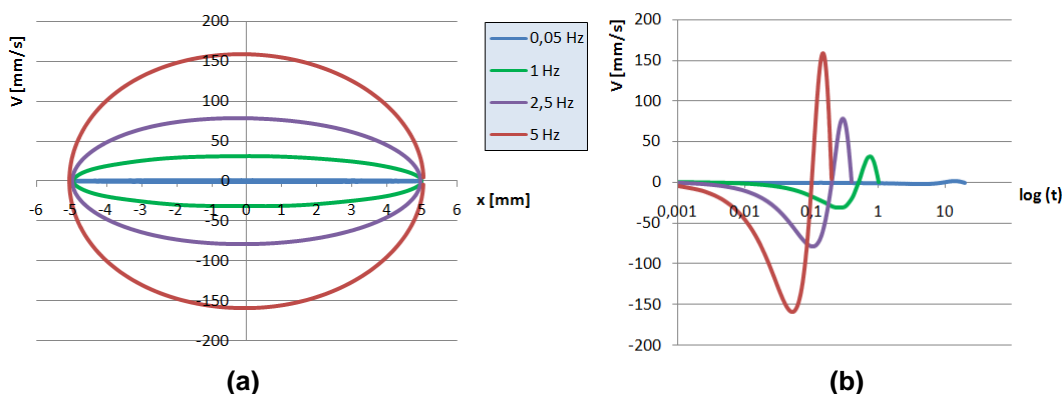


Figura 4.34 – Velocidade de deslizamento para ensaios de avaliação dinâmica do coeficiente de atrito cinético em função: (a) da posição da base do *reciprocating* (b) do logaritmo do tempo.

Uma observação é importante sobre o planejamento deste ensaio: tanto a magnitude da velocidade de deslizamento, como o período de um ciclo, são muito distintos para as cinco frequências propostas. Em especial, a frequência de 0,05 Hz, com período do ciclo de 20 s, impõe uma condição com relativa baixa velocidade de deslizamento, o que dificulta a formação de filme por efeito de cunha.

A Figura 4.35 apresenta o resultado do COF em função da posição da base do *reciprocating* e do tempo de início de cada semi-ciclo. Esta técnica de avaliação é denominada de triboscopia 3D e facilita a visualização e entendimento dos fenômenos envolvidos no ensaio (COSTA *et al.*, 2015 e JOHANSSON *et al.*, 2008), sendo complementar as avaliações de COFe (TRINDADE; SINATORA, 2014). Os dados, da Figura 4.35, foram retirados de um ensaio do corpo de prova de Ver-PG, no sentido de subida do anel do pistão. Para esta discussão, foram considerados a menor e maior força normal, que são 25 e 100 N, respectivamente.

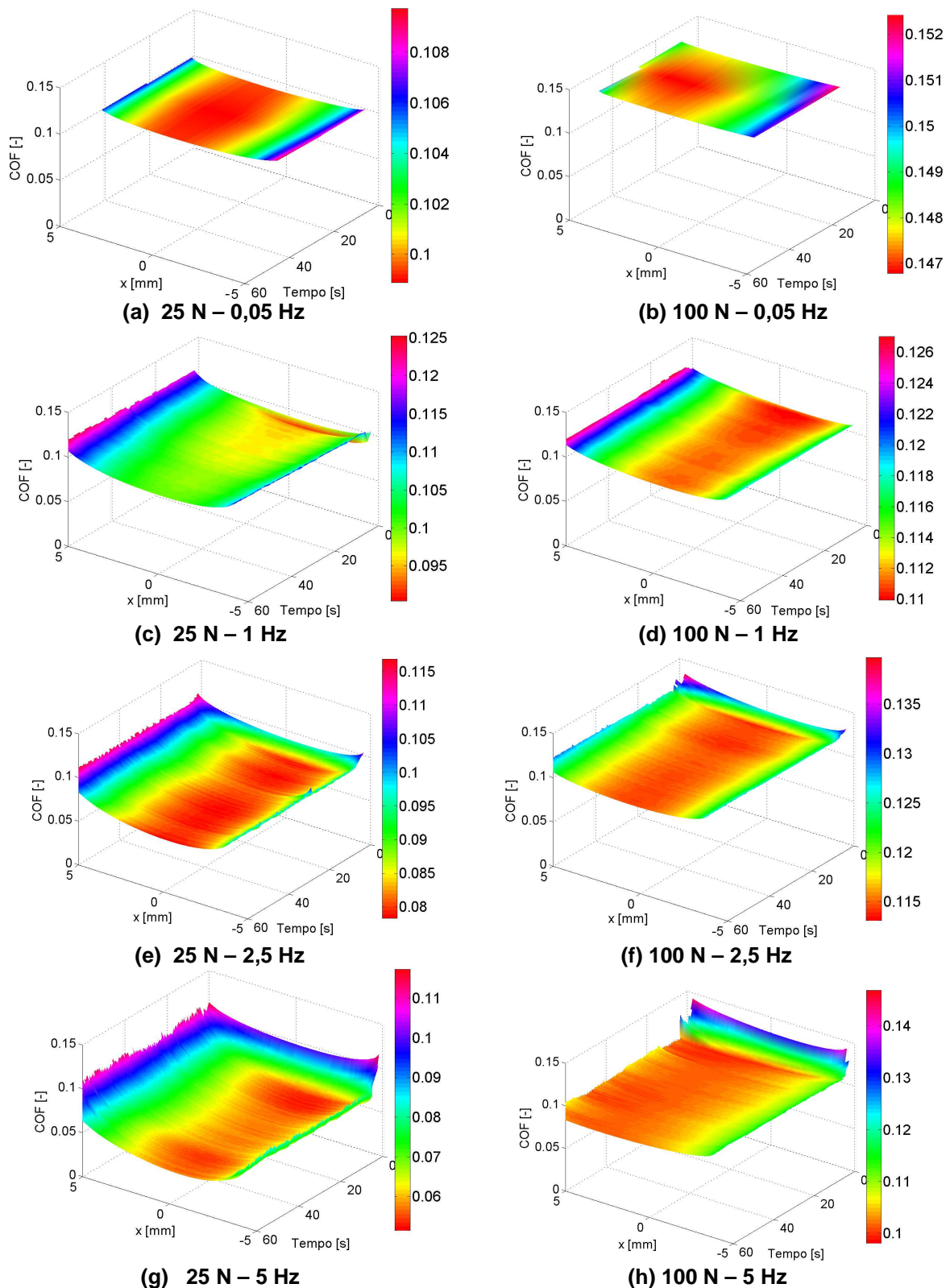


Figura 4.35 – Coeficiente de atrito cinético (Ver-PG) plotado em função da posição da base do reciprocating e do tempo de ensaio (sentido de subida do anel).<sup>14</sup>

<sup>14</sup> As escalas verticais dos gráficos não foram padronizadas, pois neste tipo de avaliação triboscópica o principal objetivo é evidenciar as nuances do comportamento do COF.

Primeiro, vê-se que para as frequências de 0,05 Hz - Figura 4.35(a) e (b) - o COF manteve-se praticamente constante ao longo de todo o ensaio. Contudo, surpreendentemente, vê-se que este assumiu valores distintos para cada condição de força normal. Deste modo, aponta-se uma dependência do COF em relação à força normal para este tipo de ensaio. Uma possível explicação para este fenômeno é o aumento da área de contato real com o incremento da força normal, o que leva a uma aumento da área de junções, e finalmente, a uma maior força tangencial necessária para rompê-las.

Segundo, com o aumento da frequência, o COF apresenta queda cíclica, com a posição da base do *reciprocating* (dentro de um mesmo semi-ciclo). Obviamente, este comportamento está associado ao aumento cíclico da velocidade de deslizamento; já apresentado na Figura 4.34; e mostra-se coerente com a teoria de Stribeck apresentada na seção 2.3.

Terceiro, observa-se uma evolução do COF, com sua redução em função do tempo de ensaio. Este comportamento foi mais efetivo para menores cargas e maiores frequências. Deste modo, verifica-se que alguns segundos de ensaio são necessários para a estabilização do COF, e conseqüentemente do filme de óleo lubrificante. Esta estabilização está mais relacionada à mecânica dos fluidos envolvida, do que necessariamente com questões de amaciamento (*running-in*) das superfícies. Chama-se a atenção que para os valores de COF dos primeiros semi-ciclos (tempo igual a zero), os quais parecem estar relacionados aos valores de COF para as frequência de 0,05 Hz. Estudos do COF em função do tempo para longas durações de ensaio são apresentados na seção 4.4.3.

A Figura 4.36 apresentada os dados, da Figura 4.35, referentes ao primeiro semi-ciclo após 60 segundos de ensaio, ou seja, após a estabilização. Nesta Figura, todas as forças normais ensaiadas são apresentadas. Em particular, evidencia-se um comportamento dinâmico dentro de um mesmo semi-ciclo. Apesar da simetria da velocidade de deslizamento em relação à posição da base do *reciprocating* - Figura 4.34 – o comportamento do COF não se apresenta de modo similar.

Costa e Hutchings (2007) apresentaram resultados de influência de aceleração e desaceleração que faz com que o COF seja assimétrico em ensaios oscilatórios, e ainda dependente da força normal aplicada (vide Figura 2.38). De modo similar a

estes resultados, o comportamento do COF na Figura 4.36 foi dependente da força normal. Observa-se que maiores valores de força normal minimizaram o efeito de assimetria, inclusive com inversão do comportamento do COF, relacionado à aceleração – para o caso de  $FN=100$  N e  $f=5$  Hz. Chama-se atenção que para valores de  $f=0,05$  Hz, em todas as forças normais ensaiadas, não se constatarem variação significativa do COF para os regimes de aceleração e desaceleração. A explicação para este comportamento reside na minimização do efeito hidrodinâmico associado à relativa baixa velocidade de deslizamento.

Contudo, deve-se observar, que de modo distinto ao obtido por Costa e Hutchings (2007), os menores valores de COF (salvo exceção mencionada) foram obtidos para o regime de aceleração do movimento. A diferença certamente está associada a diferenças nas configurações do ensaio e nas características de cada tribômetro. Enfatiza-se que as condições durante um semi-ciclo não são de quase-equilíbrio, conforme apontado na seção 2.4. Ou seja, cada velocidade de deslizamento acontece de modo instantâneo, obedecendo a aceleração e desaceleração durante o semi-ciclo. Diante disso, uma hipótese plausível, é considerar que a aceleração (que acontece para  $x$  igual a -5 até 0 mm), conduz a um efetivo aumento de filme de óleo, com conseqüente redução do COF. Já a desaceleração (que acontece para  $x$  igual a 0 até 5 mm) leva a um aumento do COF; supostamente relacionado à instabilidade do filme nesta condição. Inclusive o COF no final do semi-ciclo apresenta maior valor do que no início (somente com exceção da força normal de 100 N para as duas maiores frequências). Isso explica o porquê do COF ser maior no momento de redução do Str durante o semi-ciclo.

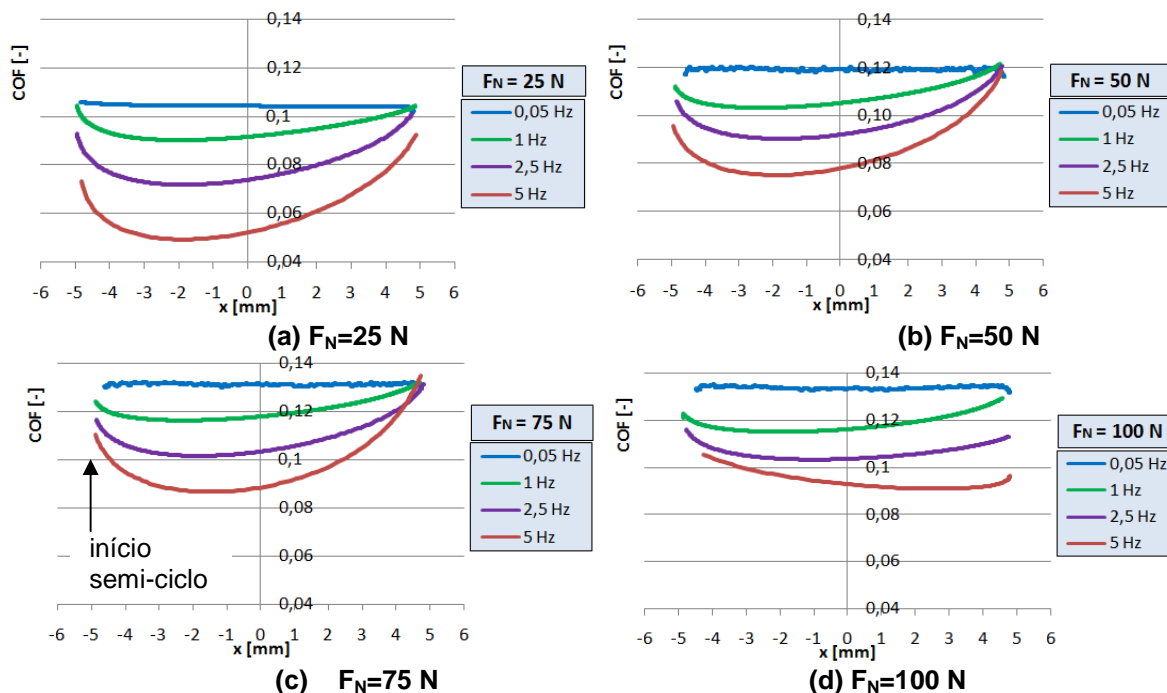


Figura 4.36 – COF (Ver-PG) em função da posição da base do *reciprocating*, para um ciclo no sentido de subida do anel do pistão, para as quatro frequências, e quatro valores de força normal.

A Figura 4.37 traz o resultado de COFe, em curvas de Stribeck-like, para todas as condições ensaiadas, ainda para o Ver-PG. Estes resultados foram retirados dos primeiros semi-ciclos, no sentido de subida do anel do pistão, imediatamente após 60 s. Constata-se, através da avaliação das linhas de tendência, que há redução do COFe para menores valores de força normal. Aliás, quando se considera somente resultados de mesma magnitude desta variável, têm-se alto valores de  $R^2$ . Ainda assim, nota-se uma tendência de semelhança para o COFe para forças acima de 50 N. Neste resultado, também, tem-se um valor de COFe reduzido, o qual é destacado na Figura 4.37 com uma seta verde. Este resultado demonstra que forças normais baixas, associadas a maiores frequências, conduzem a valores reduzidos de COFe. Isso está coerente com a teoria de Stribeck, todavia, o resultado evidencia que por questões dinâmicas, intrínsecas deste tipo de ensaio, alguns pontos são conduzidos para fora de uma tendência comum.



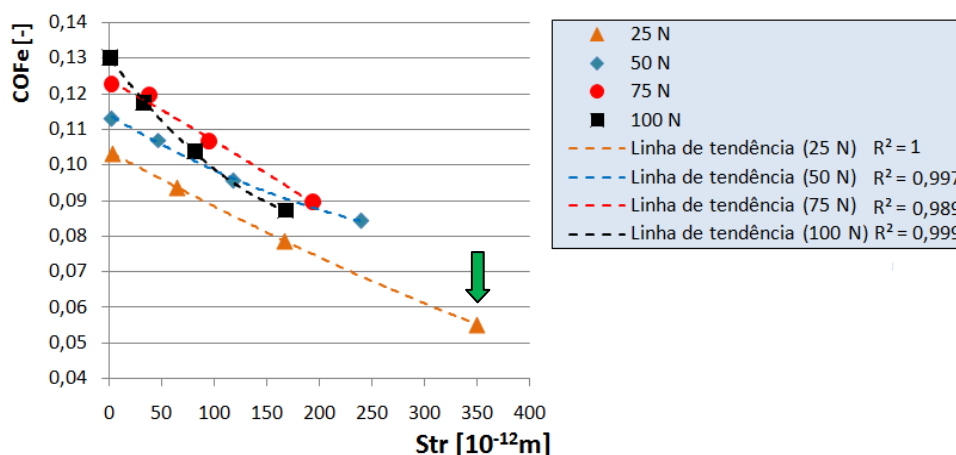


Figura 4.37 – COFe para Ver-PG, para o primeiro semi-ciclo após 60 segundos, em curva de Stribeck-like, para as quatro condições de força normal e frequência.

Por fim, apresenta-se na Figura 4.38 com a comparação do COFe em curvas de Stribeck-like, para os quatro materiais dos cilindros do bloco de MCI. Observa-se, de modo geral, redução do COFe com aumento do parâmetro de Stribeck. Constatase também que o ferro fundido vermicular tem menor COFe que o ferro fundido cinzento. Observa-se com os resultados que a espessura de parede, o FM e a quantidade de grafita não influenciaram de modo sistemático os valores de atrito.

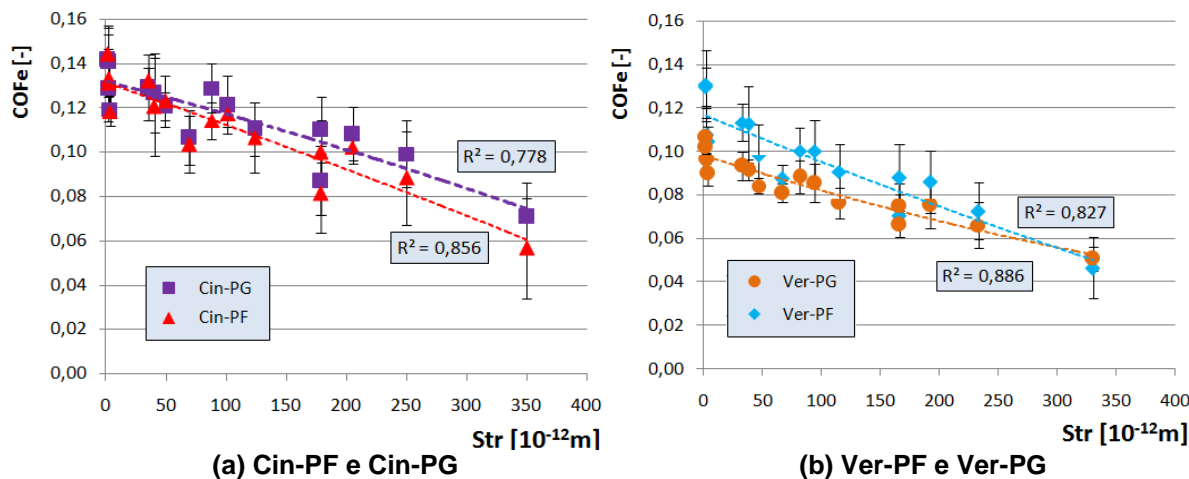


Figura 4.38 – Comparação entre os materiais em curvas de Stribeck-like do COFe no sentido de subida do anel do pistão.

#### 4.4.3 Ensaios de longa duração para avaliar o coeficiente de atrito e o desgaste

O principal objetivo do planejamento dos ensaios de longa duração foi monitorar o comportamento tribológico dos materiais. Para tanto, as condições impostas visaram impor desgaste moderado das superfícies, mantendo

principalmente as características topográficas de sulcos e platôs dos cilindros após os ensaios.

Adianta-se que devido à similaridade verificada entre muitos fenômenos caracterizados nesta seção, foram apresentadas imagens típicas – ao invés da apresentação sistemática de imagens para todos os materiais.

#### 4.4.3.1 Coeficiente de atrito cinético

O resultado do coeficiente de atrito energético (COFe) em função do tempo, para os ensaios de longa duração, é apresentado na Figura 4.39. São mostrados resultados para os quatro materiais no sentido de subida e de descida<sup>15</sup> do anel. Os valores de COFe para os ensaios de longa duração tiveram valores estatisticamente iguais ao COFm. Certamente, a condição ensaiada tem pouca perturbação nos dados de coeficiente de atrito nas reversões do movimento, o que faz com que ambos os parâmetros tenham valores próximos.

Os valores de COFe foram menores para o ferro fundido vermicular. Na seção 4.4.3.3 são apresentados parâmetros de avaliação de desempenho tribológico dos materiais (e de suas espessuras), que levam em conta os valores de COF, juntamente com quantificações de alterações de topografia.

Pode-se observar, de modo geral, na Figura 4.39 que os valores de COFe para a descida do anel são relativamente maiores. Uma avaliação para a determinação do coeficiente de atrito (COF) teórico – utilizando teoria da lubrificação e modelos de GW – é apresentada na seção 4.4.3.3, especificamente na discussão da Figura 4.64. Constata-se nesta figura, que devido à assimetria do anel, o efeito de cunha é menor no sentido de descida do anel. Com isso, a consequência é uma menor espessura de filme, com maior COF, o que permite ao anel exercer a função de raspagem do excesso de óleo durante a descida do mesmo. Logo, é de se esperar que o COF no sentido de descida seja relativamente mais suscetível às características topográficas das superfícies em contato (quando comparado ao COF no sentido de subida).

---

<sup>15</sup> Foi utilizado a mesma nomenclatura da montagem do anel do pistão no motor, porém cabe ressaltar que o movimento oscilatório do ensaio foi realizado na horizontal.

Ainda, na Figura 4.39, constata-se um comportamento cíclico do COF com reduções lentas, e aumentos bruscos, como por exemplo: Cin-PF - 1 hora e Cin-PG - 8 horas. Observa-se que estas transições acontecem ainda dentro da primeira hora de ensaio para todos os materiais. De modo característico, os ensaios realizados estavam predominantemente dentro do regime misto de lubrificação (com  $\lambda < 1,63$ ) para a região central da pista, e com tendência a transição para o regime limítrofe após ensaio (vide Tabela 4.13). Diante disso, entende-se que o COF deve sofrer influência das características topográficas, em ambos os sentidos de movimento, mas de modo mais efetivo para o sentido de descida do anel (que apresenta menor valor de parâmetro de filme). Exemplos, com este comportamento, são evidenciados nas Figura 4.39(a) e (b). As setas, vermelhas para o Cin-PF e azuis para o Ver-PF, mostram que as transições acontecem em ambos os sentidos de movimento, porém de modo mais pronunciado no sentido de descida.

Para o sentido de subida, com transições menos pronunciadas, as curvas apresentam tendência de estabilização após aproximadamente 20 minutos de ensaio, muito embora foram observados casos de tendência de elevação do COF como no ensaio Cin-PF - 8 horas.

A hipótese para a ocorrência das transições de COF é relacionada com os mecanismos de formação de tribofilmes (BLAU, 1996). Efetivamente, verificou-se que houve formação de filmes relacionados com o aditivo Ditiofosfato de zinco (ZDDP) ao longo de toda a pista ensaiada. As caracterizações dos tribofilmes são apresentadas a seguir devido à necessidade desta informação para a finalização das discussões sobre o COF.

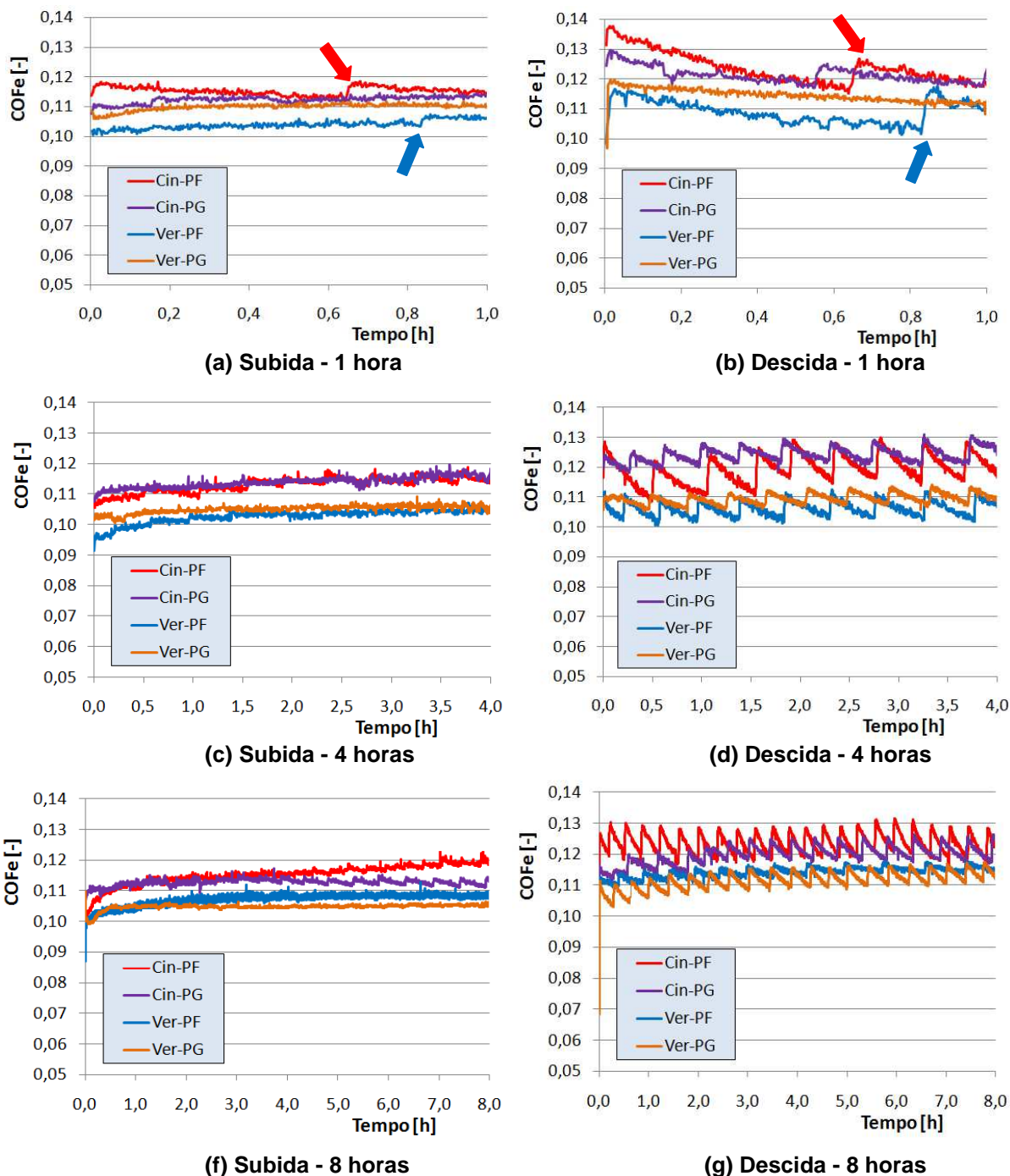
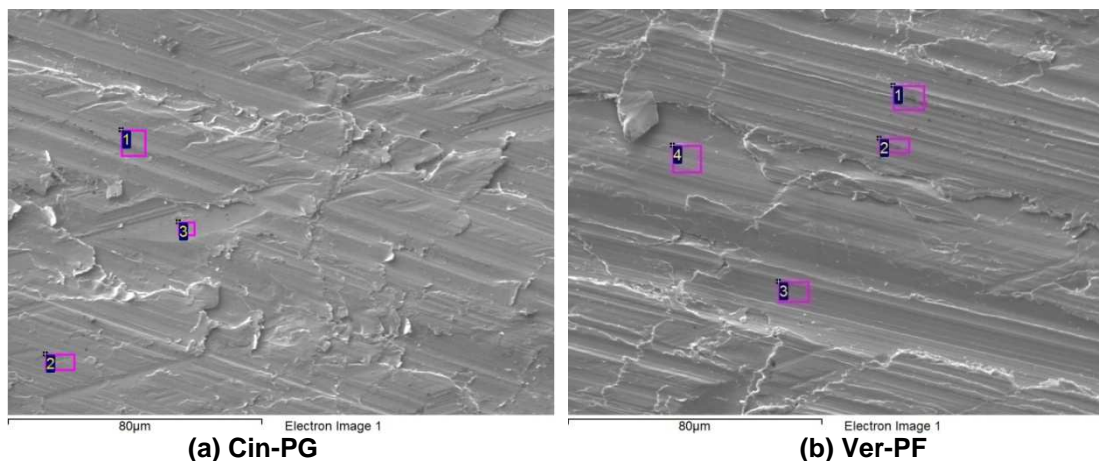


Figura 4.39 – Coeficiente de atrito energético para ensaios de desgaste (condição de  $F_N=75\text{ N}$ ,  $f=5\text{ Hz}$  e  $C_p=10\text{ mm}$ ).

A formação dos tribofilmes foi caracterizada com técnica de EDX, a qual pode ser utilizada para esta demanda (MABUCHI *et al.*, 2014). A técnica, apesar de restringir as discussões em avaliações semi-quantitativas, foi eficiente para verificar a formação de tribofilmes.

Inicialmente, a Figura 4.40 apresenta a localização das regiões avaliadas nas superfícies brunidas antes dos ensaios de longa duração. Como os resultados se

mostraram características, é apresentado uma análise de cada material. Deve-se atentar que as regiões de avaliação foram escolhidas tanto nos platôs como nos sulcos.



**Figura 4.40 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas antes do ensaio.**

O resultado das análises químicas locais é apresentado na Tabela 4.5. Pode-se verificar semelhança entre as regiões selecionadas. Nota-se a presença dos elementos básicos de composição dos ferros fundidos: ferro, silício e carbono.

**Tabela 4.5 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas do Cin-PG e do Ver-PF antes do ensaio.**

Áreas de análise	C	O	Si	Fe	
Cin-PG Figura 4.40(a)	1	2,09	2,90	1,79	93,22
	2	2,37	3,30	1,41	92,92
	3	1,86	2,77	1,39	93,97
Ver-PF Figura 4.40(b)	1	2,66	1,54	1,46	94,34
	2	2,36	1,89	1,05	94,70
	3	3,07	1,37	1,00	94,56
	4	1,80	1,61	1,56	95,03

A Figura 4.41(a) e (b) mostram, respectivamente, as superfícies do Cin-PF e Ver-PG após 1 hora de ensaio. A Tabela 4.6 apresenta as análises químicas destas superfícies. Observa-se que as regiões 4, em ambas as imagens, são referentes a regiões de sulcos; e apresentam composição muito similar às superfícies antes dos ensaios. Contudo, as regiões mais escuras do platô acusam a presença de zinco, fósforo, enxofre e magnésio para o CIN-PF; e zinco e magnésio para o Ver-PG.

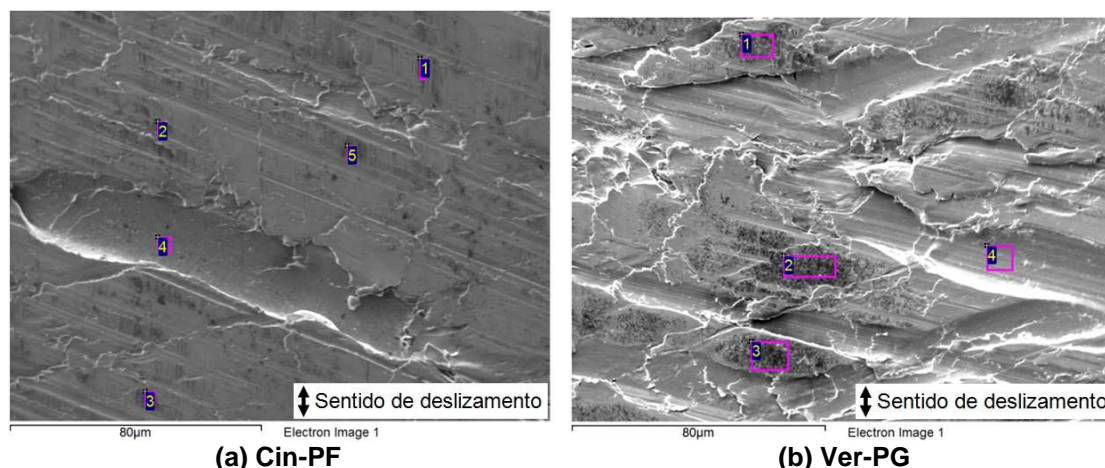


Figura 4.41 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas após 1 hora de ensaio (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Tabela 4.6 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas do Cin-PF e do Ver-PG após 1 hora de ensaio.

Áreas de análise	C	O	Si	Fe	Mg	Zn	P	S	
Cin-PF Figura 4.41(a)	1	2,29	9,27	1,42	75,50	2,12	4,87	1,46	3,08
	2	2,80	9,23	1,29	74,82	1,92	5,06	1,94	2,94
	3	3,09	9,72	1,32	75,80	2,30	3,80	2,07	1,89
	4	2,47	1,64	1,59	94,30				
	5	2,50	10,53	1,32	72,46	2,28	5,26	1,95	3,70
Ver-PG Figura 4.41(b)	1	2,81	10,43	1,14	78,96	4,01	2,65		
	2	2,53	12,95	1,29	76,86	4,74	1,64		
	3	2,91	13,94	1,11	74,59	5,47	1,98		
	4	1,61	1,65	1,63	95,11				

A origem dos elementos descritos na Tabela 4.6 foi caracterizada em avaliação do óleo lubrificante, obtida por espectrometria, apresentada na Tabela 4.7<sup>16</sup>. Pode-se observar que o óleo apresenta aditivo anti-desgaste ZDDP, devido à presença de zinco, enxofre e fósforo (SPIKES, 2004). Ainda, observa-se magnésio e cálcio, indicando a presença de aditivos detergentes (STACHOVIK; BATCHELOR, 2005 e TEXACO, 2005). Vale ressaltar que não foi encontrado molibdênio na formulação deste óleo, o qual é comum em aditivos modificadores de atrito (GROSSIORD *et al.*, 1998; MORINA *et al.*, 2006).

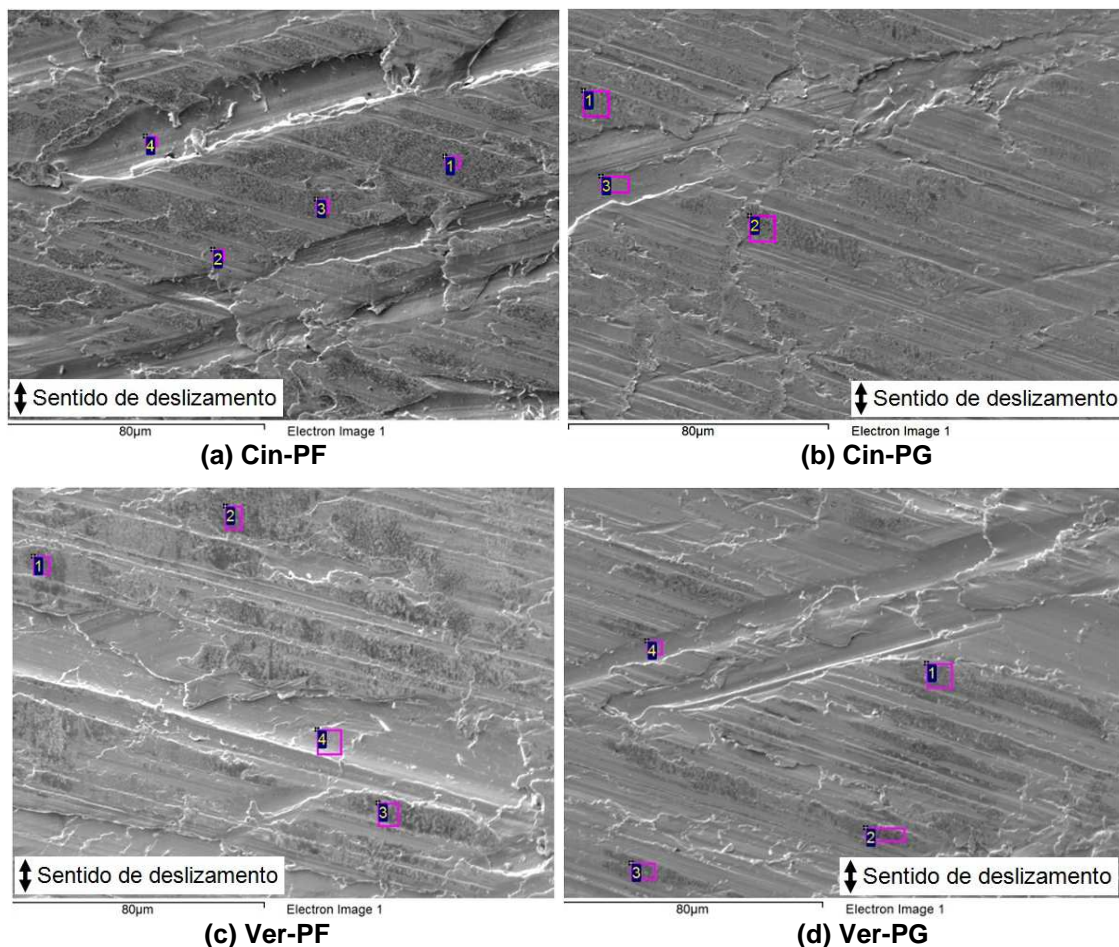
<sup>16</sup> No Apêndice B encontra-se uma discussão mais ampla da caracterização do óleo lubrificante. Ressalta-se que avaliou-se uma amostra de óleo lubrificante antes do ensaio e o resultado após ensaio é uma média de quatro avaliações.

**Tabela 4.7 – Variação dos aditivos do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas.**

Condição	Magnésio [ppm]	Cálcio [ppm]	Zinco [ppm]	Enxofre [ppm]	Fósforo [ppm]
Antes	2130	50	580	4150	450
Depois	1960 ( $\pm 60$ )	48 ( $\pm 3$ )	530 ( $\pm 30$ )	3770 ( $\pm 240$ )	490 ( $\pm 30$ )

Observa-se, na Tabela 4.7, que houve redução do magnésio, que é um elemento associados com os aditivos detergentes. Decaimentos também foram observados nos elementos zinco e enxofre associados ao aditivo anti-desgaste ZDDP. Deve-se atentar que o ensaio não contava nem com circulação de óleo, muito menos com filtragem. Assim, entende-se que estes aditivos foram consumidos durante o ensaio (depleção). Em especial o aditivo anti-desgaste tem função de formação de tribofilme para redução do desgaste, sendo ativado por deslizamento (SPIKES, 2004). Assim, corrobora-se que as regiões mais escuras nos platôs (da Figura 4.41) estão associadas ao tribofilme gerado por este aditivo.

Chama-se a atenção que os tribofilmes, para os ensaios de 1 hora, mostraram-se de modo esparsos nas superfícies brunidas e que não houve formação na região dos sulcos devido à ausência de contato (a pressão, para a condição de regime misto, é imposta também através do filme de óleo, porém na região do sulco a pressão é relativamente menor). A maioria dos tribofilmes, apresentaram em sua constituição magnésio, que é um elemento que provê característica detergente ao óleo. Ainda, chama-se a atenção que as avaliações químicas mostraram que todos dos tribofilmes continham zinco e alguns apresentaram também fósforo e enxofre.



**Figura 4.42 – Localização das regiões de análises por EDX nas superfícies brunidas após 8 horas de ensaio (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

A formação e distribuição dos tribofilmes foram similares nas superfícies brunidas para os ensaios de 4 e 8 horas. Contudo, nestes casos, observou-se uma distribuição mais homogênea, conforme apresentado na Figura 4.42. Com relação a composição química – apresentada na Tabela 4.8 – houve similaridade com as avaliações dos ensaios de 1 hora. De modo geral, constataram-se filmes compostos de magnésio e zinco e alguns casos com traços de fósforo e enxofre. Ressalta-se que, apesar da distribuição mais homogênea, ainda algumas regiões do platô, apresentaram-se sem a formação do tribofilme, como por exemplo a região 2 da Figura 4.42(a).



Tabela 4.8 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, obtida por EDX para superfícies brunidas após 8 horas de ensaio.

Áreas de análise	C	O	Si	Fe	Mg	Zn	P	S	
Cin-PF Figura 4.42(a)	1	2,64	7,90	1,10	78,37	3,14	4,39	0,77	1,70
	2	2,17	2,66	1,67	93,51				
	3	2,55	8,28	1,35	82,27	3,43	2,13		
	4	3,16	2,92	1,57	92,35				
Cin-PG Figura 4.42(b)	1	2,15	8,31	1,24	84,30	3,04	0,96		
	2	2,38	12,60	1,15	77,77	4,17	1,92		
	3	2,98	4,04	1,43	91,54				
Ver-PF Figura 4.42(c)	1	3,94	18,77		55,28	5,78	6,66	3,58	5,99
	2	3,36	15,04	1,15	68,83	5,27	2,63	1,73	1,99
	3	2,58	10,43	1,07	76,65	3,43	2,97	1,40	1,48
	4	1,80	1,85	1,72	94,63				
Ver-PG Figura 4.42(d)	1	2,76	5,79	1,33	88,23	1,89	0,00		
	2	3,22	9,91	1,43	80,70	3,70	1,04		
	3	2,60	7,65	1,19	84,98	2,72	0,86		
	4	1,67	1,37	1,56	95,40				

De modo característico, a textura destes tribofilmes apresentaram-se em forma de "almofadas" (*pad-like*) (SPIKES, 2004), conforme exemplos da Figura 4.43. A textura apresentada é consonante com o apresentado na seção 2.3.1; e vê-se similaridade com a textura apresentada na Figura 2.27.

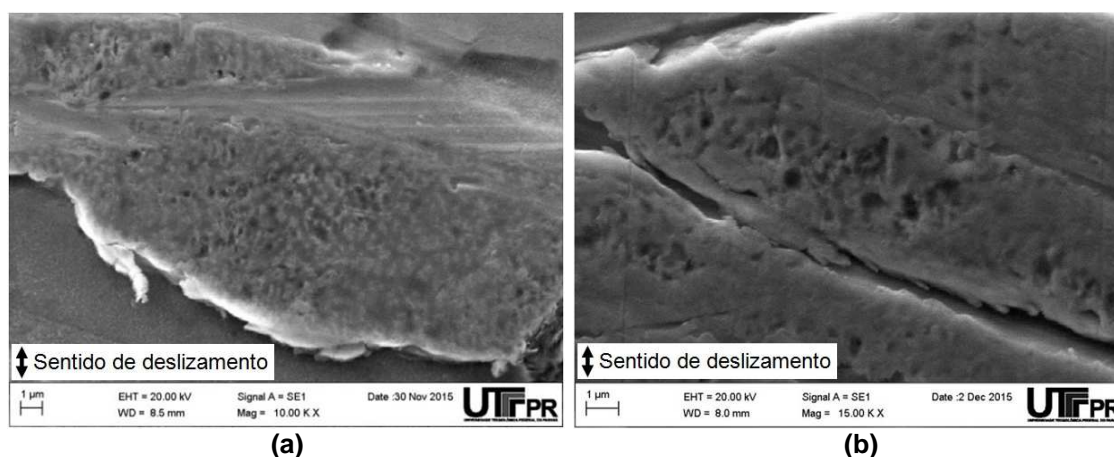
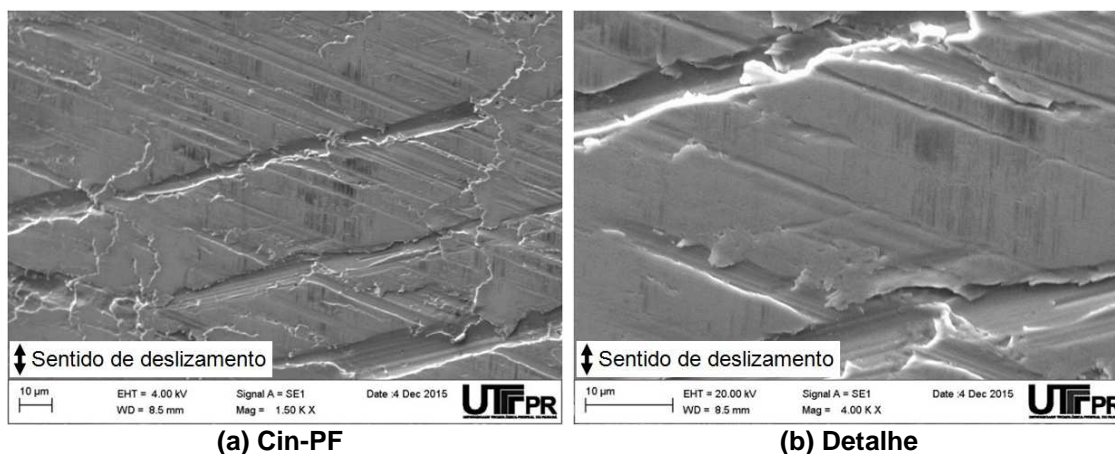


Figura 4.43 – (a,b) Detalhe característico da textura do tribofilme formado nas superfícies brunidas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Vale ressaltar que se observou a formação destes tribofilmes ainda em ensaios interrompidos de 30 minutos de duração. A Figura 4.44 mostra um exemplo para a

superfície brunida do Cin-PF. Nota-se que o tribofilme apresenta-se em pequenas regiões do platô.

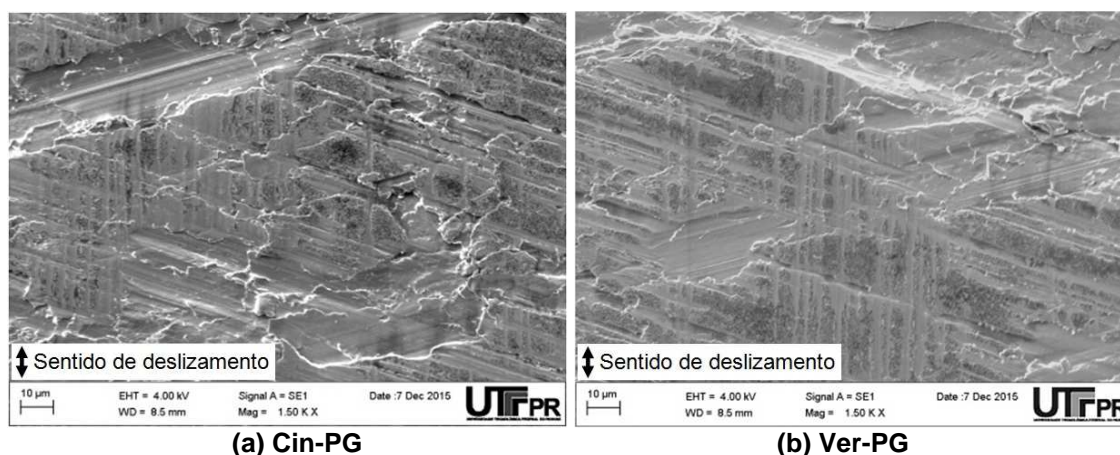


(a) Cin-PF

(b) Detalhe

**Figura 4.44 – Formação de tribofilme na superfície brunida em ensaio interrompido de 30 minutos (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm)..**

Verificou-se de modo recorrente tendência de remoção de tribofilmes por abrasão. A Figura 4.45 mostra alguns casos. Pode-se notar a tendência de raspagem na direção de deslizamento. Diante disso, supõe-se mecanismos de formação-remoção-formação dos tribofilmes. De forma mais detalhada, os aspectos de superfície envolvendo abrasão são discutidos na seção 4.4.3.4.



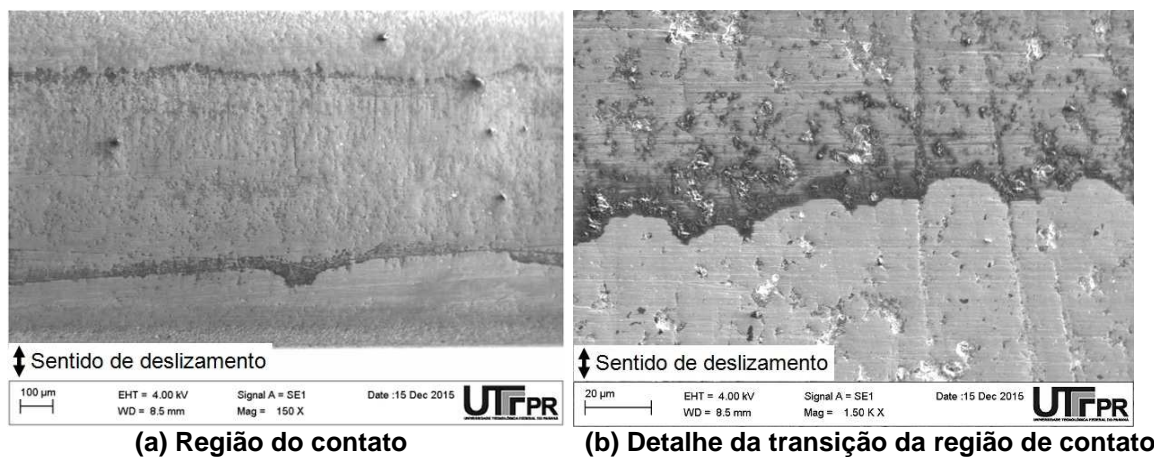
(a) Cin-PG

(b) Ver-PG

**Figura 4.45 – Exemplo de remoção de tribofilmes por abrasão nas superfícies brunidas em ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm)..**

A formação de tribofilmes também ocorreu nas superfícies dos anéis de pistão. Nas análises de MEV foi possível identificar claramente a região de contato, pois os filmes se formaram de modo mais homogêneo já em ensaios de 1 hora. Acrescenta-se que não se identificaram diferenças nas superfícies do anel devido ao tipo de material da superfície brunida. A Figura 4.46(a) apresenta um exemplo da formação

de filme, que evidencia que a região de contato aconteceu com dimensão, na direção de deslizamento, de aproximadamente 0,6 mm. A Figura 4.46(b) mostra em detalhe a região de transição do contato na superfície do anel. Pode-se verificar que a formação do filme tem característica similar ao formado nas superfícies brunidas, apresentada na seção 4.4.3.1.



**Figura 4.46 – Imagens obtidas por MEV das superfícies dos anéis de pistão após 4 horas de ensaio contra Cin-PF (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm)..**

A Figura 4.47 traz exemplos de formação de tribofilmes nas superfícies dos anéis de pistão, cujas análises de EDX são resumidas na Tabela 4.9.

A formação de tribofilmes nos anéis foi mais homogênea que nas superfícies brunidas. Isto foi verificado mesmo para ensaios de 1 hora. Todavia, em alguns casos pôde-se verificar a formação de tribofilmes de modo esparsos, conforme apresentado na Figura 4.47(a). Ainda nesta Figura, observa-se a formação de tribofilmes nas regiões mais escuras (áreas 1 e 2), as quais tiveram presença de enxofre e magnésio. Conforme discutido anteriormente, estes elementos são associados aos aditivos de anti-desgaste e detergente, respectivamente. Com isso, verifica-se semelhança com os tribofilmes formados nas superfícies brunidas apresentados nesta seção. Os demais elementos caracterizados na Figura 4.47(a) são associados à camada nitretada do anel. O resultado da área 3, em particular, na qual não se vê formação de tribofilme o resultado é semelhante à região 1 da Figura 4.3, com valores elevados de nitrogênio e cromo (associados à composição da camada nitretada).

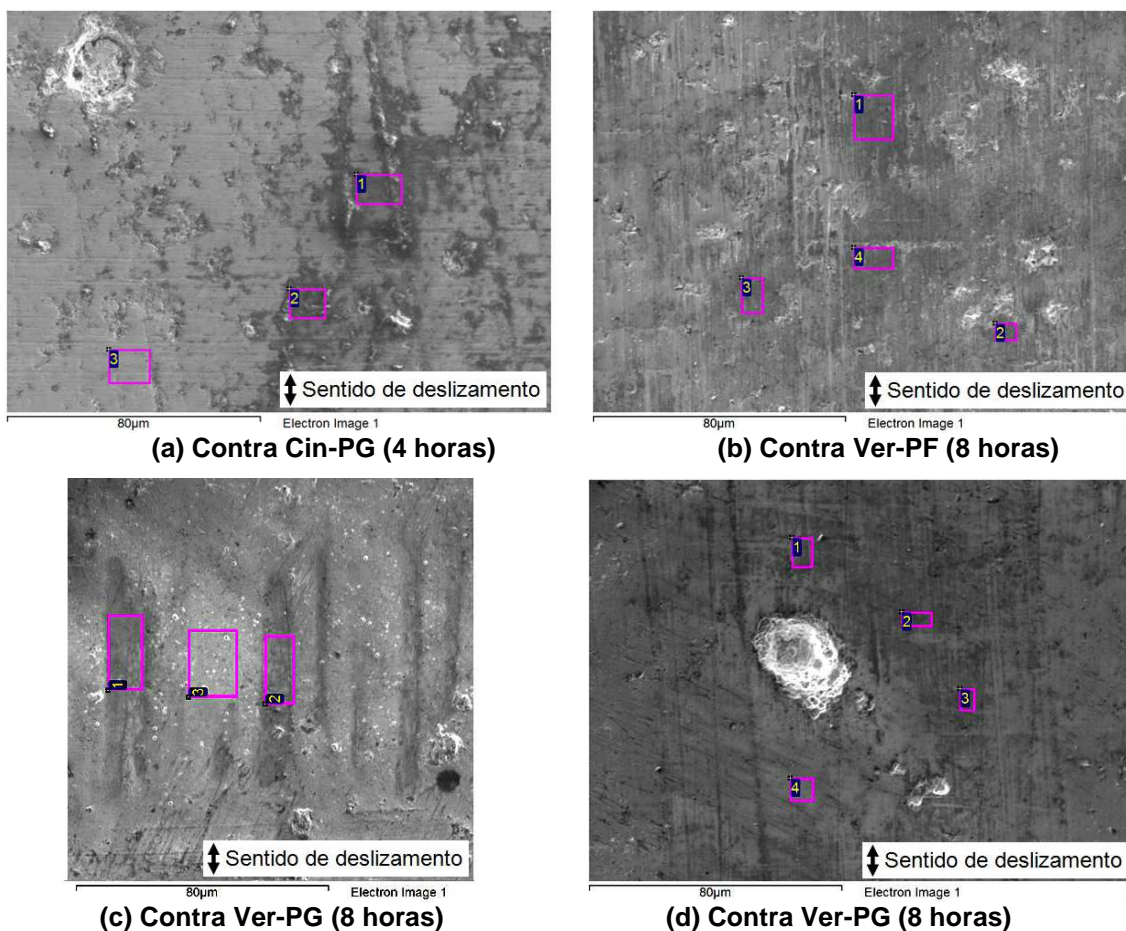


Figura 4.47 – Localização das regiões de análises por EDX para formação de tribofilme nas superfícies dos anéis de pistão (condição de  $F_N=75\text{ N}$ ,  $f=5\text{ Hz}$  e  $C_p=10\text{ mm}$ )..

Tabela 4.9 – Análise de composição química semi-quantitativa, em % de massa, para superfícies dos anéis de pistão obtida por EDX, para ensaios de longa duração.

Áreas de análise	C	N	O	Cr	Fe	Mg	Zn	P	S	
Figura 4.47(a)	1	15,91	11,82	16,69	47,25	2,08			3,43	
	2	19,61	9,69	21,13	37,85	2,97			5,03	
	3	1,40	21,53		77,07					
Figura 4.47(b)	2	4,34	16,10	6,87	70,69	0,67		1,32		
	3	4,15	17,14	7,22	69,32	0,91		1,26		
	4	4,24	15,84	8,90	68,45			2,58		
Figura 4.47(c)	1	2,50	11,47	9,26	55,14	10,28	2,70	4,52	1,76	2,37
	2	2,79	11,13	10,07	51,67	7,66	2,68	7,56	2,41	4,02
	3	2,16	11,71	4,61	68,96	7,92	0,50		1,74	2,41
Figura 4.47(d)	1	2,19	18,23	6,38	70,46		0,51		2,23	
	2	3,97	16,27	7,06	69,92		0,75		2,03	
	3	3,84	15,71	7,28	71,54				1,63	
	4	1,52	21,19		77,30					

A Figura 4.47(b) e (c) apresentam resultados característicos da formação de filmes na superfície dos anéis de pistão para ensaios de 8 horas. Nestas figuras constata-se uma formação mais homogênea e a distribuição por toda a superfície, já que não se tem sulcos, e conseqüentemente toda a superfície do anel está sujeita ao contato com a superfície brunida. Chama-se atenção para a diferença na composição dos tribofilmes analisados em relação ao aditivo anti-desgaste. Por exemplo, na Figura 4.47(a) foi identificado somente enxofre, enquanto para a Figura 4.47(b) identificou-se somente o fósforo. Já alguns casos, como exemplo a caracterização da Figura 4.47(c) em que se verificou presença de enxofre, fósforo e zinco. Ainda na Figura 4.47(c), todas as três áreas analisadas mostram presença significativa de ferro, o que sugere transferência deste elemento da superfície brunida, uma vez que as camadas nitretadas são pobres deste elemento.

De modo similar ao mecanismo apresentado na Figura 4.45, também se constatou a remoção de tribofilmes nas superfícies dos anéis por processo de abrasão. Este mecanismo é verificado na Figura 4.47(d), onde a remoção se mostra preferencial na direção de deslizamento.

Retornando para a discussão sobre as transições do COF e buscando um melhor entendimento, avaliaram-se semi-ciclos para os períodos de aumento e redução do COF. Estas avaliações são apresentadas, respectivamente, na Figura 4.48 (a) e (b). Os semi-ciclos mostrados são do início, meio e final (de cada período) e foram retirados do ensaio Cin-PF - 4 horas, no sentido de descida do anel, entre aproximadamente 64,8 e 94,6 minutos de ensaio. Destacam-se, a seguir, dois comportamentos do COF que são relacionados com a presença do ZDDP:

- Os tempos para que ocorram as reduções e aumentos de COF são distintos. As reduções aconteceram de modo característico e gradativo em aproximadamente 27 minutos. Já os aumentos aconteceram de modo bruscos em tempos muito menores ( $\approx 2$  min). Taylor *et al.* (2000) mostraram que o tribofilme de ZDDP influencia o COF, sendo alterações significativas observadas já com 20 minutos de ensaio. Além disso, comprovou-se que os tribofilmes sofreram mecanismos de formação-remoção-formação, conforme evidenciado na Figura 4.45 e na Figura 4.47(d), o que explicaria as transições de COF apresentadas.

- Em ambas as Figuras vê-se pouca alteração do COF no início e fim dos semi-ciclos apresentados, cujas regiões são associadas ao ponto morto inferior e superior (PMI e PMS). Contudo, constata-se que diferenças significativas acontecem na região central da pista (RCP), onde as velocidades são relativamente maiores (vide Figura 3.26). Este comportamento sugere influência do tribofilme de ZDDP, que apresenta pouca influência no COF para o regime limítrofe e maiores alterações para o regime misto (TAYLOR *et al.*, 2000).

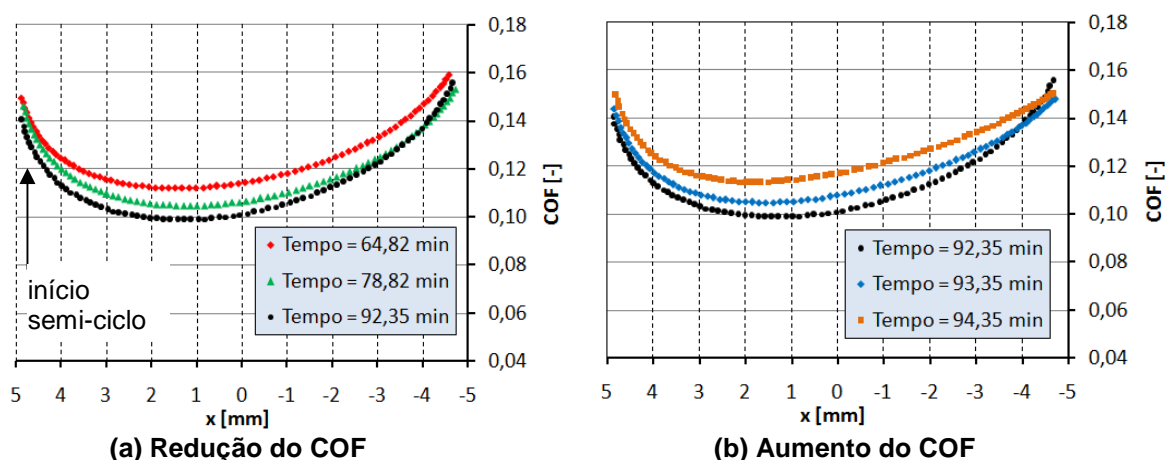


Figura 4.48 – Detalhe da transição do COF para ensaio de longa duração do Cin-PF - 4 horas, no sentido de descida do anel (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Dentro desse contexto de discussão das transições de COF, as avaliações triboscópicas apresentadas nas Figura 4.49 até Figura 4.52<sup>17</sup>, confirmam as considerações para a Figura anterior, facilitando avaliações de todo o ensaio.

Pode-se notar que as transições de COF, para alguns casos, sofrem alterações ao longo do ensaio. Um exemplo em que isso fica evidente é para o Cin-PG - 8 horas, onde verifica-se que as transições até 2 horas de ensaio experimentam valores relativamente menores de COF. Comportamento similar pode ser visualizado para o Ver-PF - 8 horas, contudo, nesse caso, observa-se que as transições seguem um novo padrão após 4 horas de ensaio.

<sup>17</sup> Semi-ciclo de subida  $x = -5$  até 5 mm. Semi-ciclo de descida  $x = 5$  até -5 mm. As escalas verticais dos gráficos não foram padronizadas, pois neste tipo de avaliação triboscópica o principal objetivo é evidenciar as nuances do comportamento do COF.

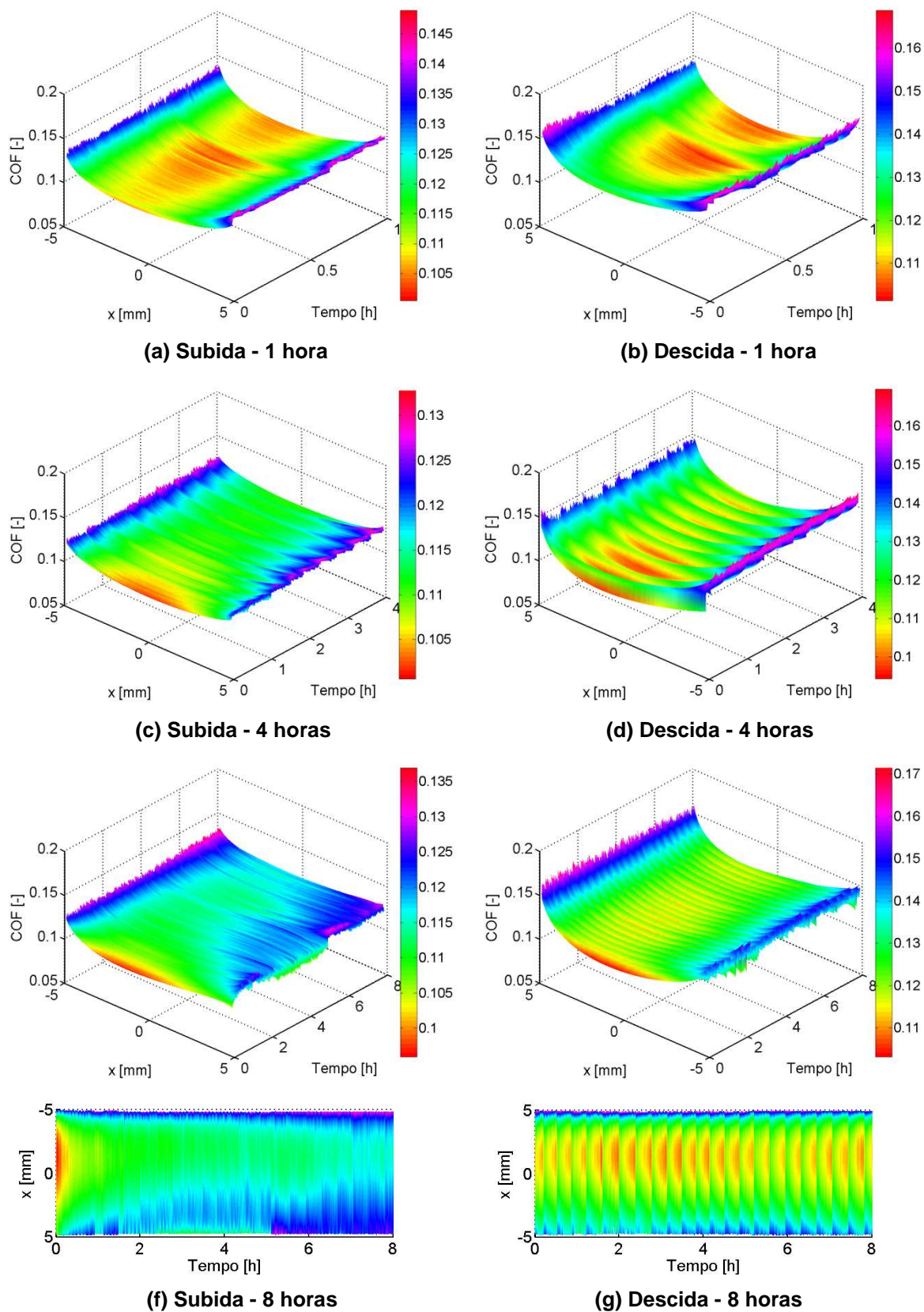


Figura 4.49 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Cin-PF (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

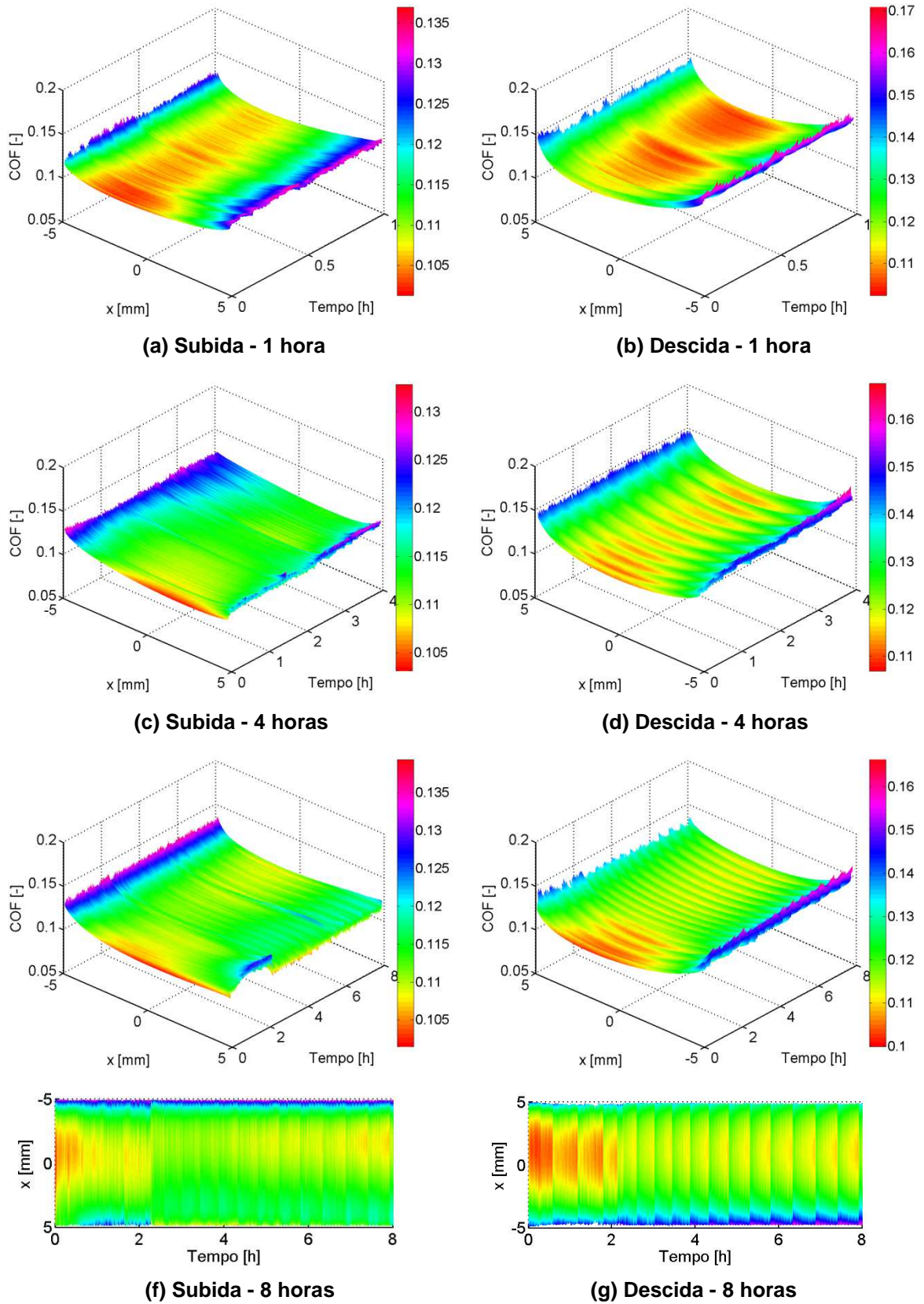


Figura 4.50 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Cin-PG (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).



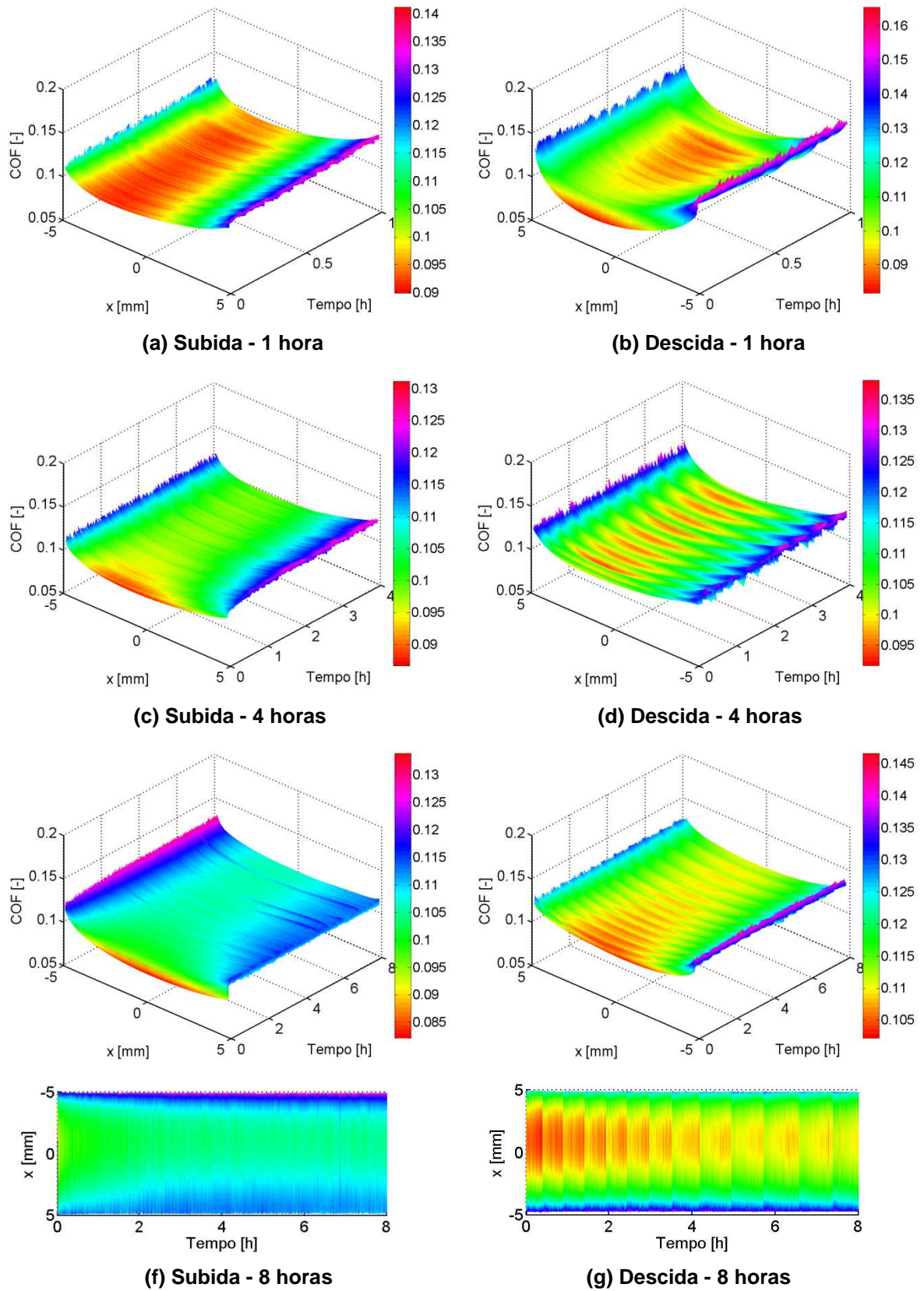


Figura 4.51 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Ver-PF (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

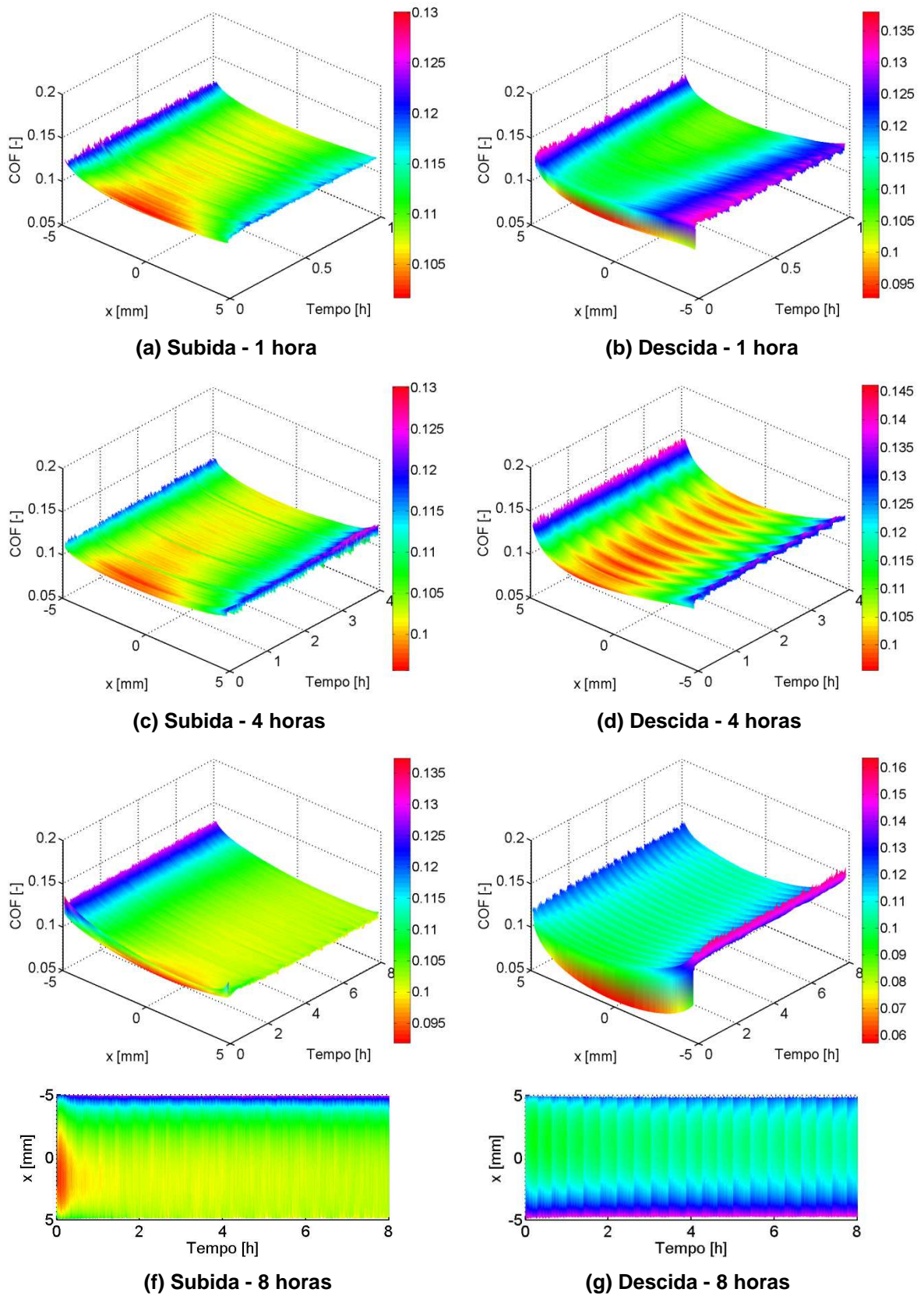
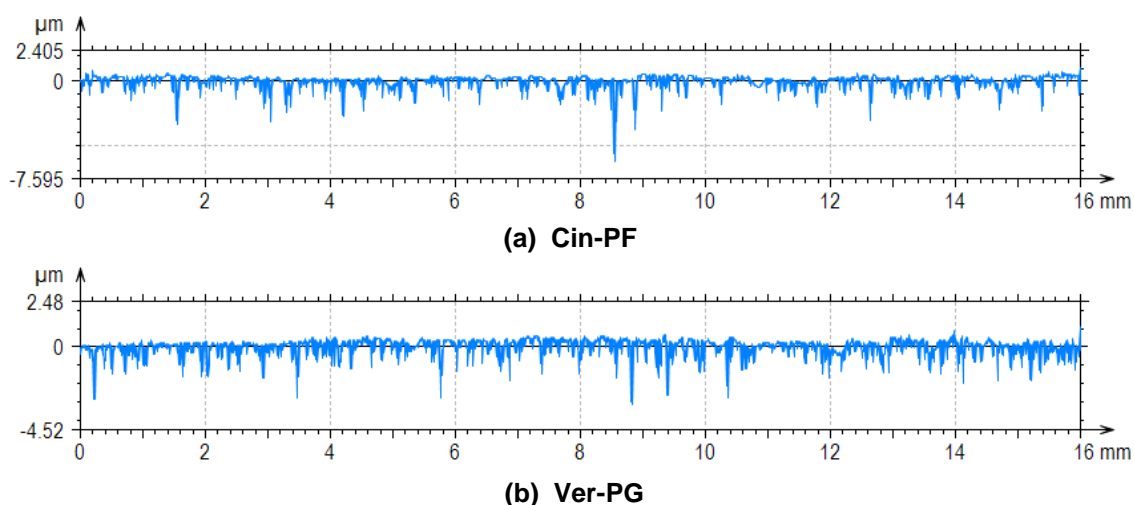


Figura 4.52 – Avaliação triboscópica do COF para ensaios de desgaste do Ver-PG (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

#### 4.4.3.2 Avaliação topográfica

Perfis de topografia retirados no sentido axial, correspondentes a uma varredura ao longo de toda a pista de 16 mm, evidenciaram que não houve alteração drástica nos parâmetros de rugosidade, o que demonstra que os ensaios de longa duração não causaram desgaste severo nas superfícies brunidas. A Figura 4.53 mostra dois exemplos, para superfícies após 8 horas de ensaio (maior duração). Pode-se observar que não houve imposição de ondulação nos perfis. Este resultado vem de encontro com o planejamento dos ensaios de longa duração que previa desgaste moderado nas superfícies, permitindo monitoramento das alterações da superfície brunida e do metal dobrado (FM).

Em particular, os perfis de topografia mostrados na Figura 4.53 foram obtidos com rugosímetro de contato. Nota-se que o equipamento não teve sensibilidade para evidenciar, pelo menos de forma explícita, as alterações da rugosidade dentro da pista. Este detalhamento será apresentado, ainda nesta seção, com caracterizações utilizando interferometria de luz branca.



**Figura 4.53 – Perfil de topografia da superfície brunida, no sentido axial, após ensaio de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Os parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas para os ensaios de longa duração são resumidos na Tabela 4.10. Os resultados são apresentados para as regiões de ponto morto inferior (PMI), da região central da pista (RCP) e do ponto morto superior (PMS), as quais são definidas na Figura 3.26. Para facilitar a visualização e discussão também apresentam-se os valores padronizados com a condição inicial da superfície, conforme Equação (21).

Tabela 4.10 – Parâmetros de rugosidade das superfícies brunidas antes e após ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm). (continua)

Material - Tempo - Região		Sq platô [μm]	Sku [-]	Ssk [-]	Sku platô [-]	Ssk  platô [-]	Spk [μm]	Sk [μm]	Svk [μm]	Sr1 [%]	Sr2 [%]	
Cin-PF	1 hora	Antes	0,272 (±0,008)	5,9 (±1,4)	-1,12 (±0,27)	3,5 (±0,4)	0,9 (±0,4)	0,488 (±0,023)	0,994 (±0,017)	1,07 (±0,03)	9,3 (±0,3)	82,7 (±1,4)
		Depois	PMI 0,267 (±0,007)	7,2 (±2,3)	-1,38 (±0,21)	4,5 (±1,2)	1,0 (±0,5)	0,465 (±0,024)	1,295 (±0,015)	1,50 (±0,19)	7,1 (±0,9)	79,0 (±2,7)
		RCP 0,269 (±0,013)	6,8 (±0,9)	-1,47 (±0,20)	5,2 (±1,6)	1,2 (±0,6)	0,437 (±0,020)	1,11 (±0,05)	1,24 (±0,18)	7,0 (±0,3)	81,5 (±1,1)	
		PMS 0,252 (±0,013)	6,3 (±1,5)	-1,50 (±0,15)	5,3 (±1,7)	1,2 (±0,6)	0,415 (±0,015)	1,02 (±0,08)	1,37 (±0,16)	7,1 (±0,7)	79,5 (±2,5)	
	4 horas	Antes	0,299 (±0,010)	5,2 (±2,0)	-2,15 (±0,13)	3,8 (±1,3)	1,5 (±0,4)	0,531 (±0,007)	1,06 (±0,07)	1,42 (±0,08)	9,4 (±0,5)	83,0 (±1,3)
		Depois	PMI 0,261 (±0,012)	5,8 (±1,3)	-1,35 (±0,18)	4,1 (±1,8)	1,0 (±0,5)	0,446 (±0,014)	1,02 (±0,05)	1,16 (±0,11)	8,3 (±0,4)	81,5 (±0,8)
		RCP 0,261 (±0,033)	7,9 (±0,9)	-1,98 (±0,14)	4,5 (±1,2)	1,1 (±0,5)	0,412 (±0,021)	1,04 (±0,16)	1,58 (±0,40)	7,9 (±0,7)	81,0 (±1,4)	
		PMS 0,301 (±0,019)	7,8 (±0,7)	-1,98 (±0,10)	4,2 (±1,5)	1,15 (±0,6)	0,449 (±0,025)	1,19 (±0,09)	2,14 (±0,11)	7,9 (±0,6)	81,4 (±2,4)	
	8 horas	Antes	0,249 (±0,007)	7,3 (±1,6)	-1,67 (±0,31)	6,4 (±2,6)	1,5 (±0,8)	0,448 (±0,016)	0,859 (±0,014)	1,23 (±0,17)	10,0 (±0,3)	83,7 (±0,4)
		Depois	PMI 0,218 (±0,026)	9,8 (±2,3)	-2,15 (±0,33)	6,7 (±2,3)	1,3 (±0,7)	0,325 (±0,033)	0,760 (±0,012)	1,48 (±0,09)	6,3 (±1,1)	76,9 (±5,3)
		RCP 0,225 (±0,016)	7,3 (±2,6)	-1,81 (±0,19)	4,9 (±1,5)	1,0 (±0,4)	0,355 (±0,058)	0,83 (±0,12)	1,49 (±0,04)	8,0 (±1,7)	79,3 (±2,0)	
		PMS 0,223 (±0,031)	8,0 (±0,3)	-2,13 (±0,31)	6,0 (±1,4)	1,1 (±0,5)	0,375 (±0,032)	0,80 (±0,17)	1,45 (±0,24)	7,5 (±0,6)	76,6 (±1,4)	
Cin-PG	1 hora	Antes	0,262 (±0,016)	7,3 (±2,8)	-1,70 (±0,40)	5,7 (±2,8)	1,4 (±0,7)	0,449 (±0,023)	0,98 (±0,06)	1,20 (±0,15)	9,22 (±0,13)	84,0 (±0,8)
		Depois	PMI 0,230 (±0,047)	10,4 (±2,4)	-2,42 (±0,36)	6,1 (±2,1)	1,2 (±0,6)	0,317 (±0,013)	0,87 (±0,10)	1,54 (±0,24)	6,8 (±0,8)	78,6 (±2,4)
		RCP 0,215 (±0,014)	9,8 (±0,6)	-2,20 (±0,27)	8,1 (±1,3)	1,4 (±0,8)	0,382 (±0,064)	0,83 (±0,06)	1,31 (±0,03)	6,7 (±0,6)	79,5 (±0,3)	
		PMS 0,198 (±0,015)	8,3 (±2,4)	-1,74 (±0,30)	5,7 (±1,8)	1,2 (±0,7)	0,334 (±0,040)	0,77 (±0,05)	1,22 (±0,03)	6,61 (±0,21)	77,9 (±0,7)	
	4 horas	Antes	0,269 (±0,009)	6,8 (±3,5)	-1,23 (±0,22)	4,9 (±2,6)	0,9 (±0,6)	0,491 (±0,045)	0,970 (±0,019)	1,05 (±0,14)	9,4 (±0,3)	84,0 (±0,9)
		Depois	PMI 0,239 (±0,013)	6,9 (±1,1)	-1,70 (±0,18)	5,1 (±1,9)	1,0 (±0,7)	0,358 (±0,049)	0,86 (±0,16)	1,48 (±0,14)	5,3 (±3,6)	74,3 (±2,6)
		RCP 0,195 (±0,044)	6,8 (±0,7)	-1,85 (±0,23)	5,2 (±1,5)	1,2 (±0,7)	0,338 (±0,038)	0,73 (±0,19)	1,36 (±0,40)	6,1 (±0,7)	75,1 (±2,2)	
		PMS 0,227 (±0,011)	7,6 (±0,5)	-2,01 (±0,16)	5,4 (±1,4)	1,4 (±0,4)	0,400 (±0,030)	0,82 (±0,05)	1,68 (±0,04)	6,9 (±1,7)	76,26 (±0,21)	
	8 horas	Antes	0,292 (±0,019)	6,6 (±0,8)	-1,28 (±0,34)	4,2 (±1,9)	0,8 (±0,5)	0,509 (±0,033)	1,05 (±0,09)	1,47 (±0,50)	9,3 (±0,7)	82,3 (±1,4)
		Depois	PMI 0,177 (±0,003)	8,5 (±1,8)	-2,16 (±0,45)	6,6 (±2,3)	1,3 (±0,7)	0,351 (±0,014)	0,628 (±0,011)	1,13 (±0,07)	6,79 (±0,16)	77,4 (±0,8)
		RCP 0,194 (±0,005)	7,2 (±0,8)	-1,88 (±0,10)	6,2 (±2,2)	1,2 (±0,6)	0,318 (±0,021)	0,74 (±0,03)	1,41 (±0,09)	6,5 (±1,0)	78,2 (±2,8)	
		PMS 0,199 (±0,004)	9,2 (±0,5)	-2,16 (±0,06)	6,8 (±2,0)	1,6 (±0,8)	0,343 (±0,003)	0,71 (±0,03)	1,47 (±0,09)	7,5 (±0,6)	77,2 (±1,9)	
Ver-PF	1 hora	Antes	0,298 (±0,022)	6,0 (±0,4)	-1,37 (±0,12)	3,9 (±1,4)	1,1 (±0,5)	0,464 (±0,045)	1,22 (±0,12)	1,39 (±0,13)	8,0 (±0,5)	81,7 (±1,4)
		Depois	PMI 0,226 (±0,015)	8,5 (±0,5)	-1,91 (±0,08)	4,1 (±1,7)	0,7 (±0,3)	0,321 (±0,027)	0,98 (±0,07)	1,30 (±0,16)	6,42 (±0,9)	79,8 (±1,6)
		RCP 0,227 (±0,007)	8,4 (±1,0)	-2,02 (±0,22)	4,2 (±1,4)	0,8 (±0,4)	0,326 (±0,021)	0,96 (±0,04)	1,59 (±0,12)	5,9 (±0,3)	77,9 (±0,8)	
		PMS 0,223 (±0,020)	5,1 (±0,5)	-1,39 (±0,12)	4,0 (±1,2)	0,7 (±0,4)	0,319 (±0,015)	0,99 (±0,11)	1,30 (±0,13)	5,38 (±0,17)	75,9 (±0,4)	
	4 horas	Antes	0,285 (±0,007)	5,4 (±0,2)	-1,31 (±0,08)	4,4 (±2,3)	1,1 (±0,5)	0,447 (±0,022)	1,17 (±0,03)	1,37 (±0,06)	7,72 (±0,13)	80,3 (±0,5)
		Depois	PMI 0,243 (±0,029)	3,9 (±0,2)	-1,80 (±0,14)	2,8 (±2,5)	1,2 (±0,6)	0,383 (±0,026)	1,38 (±0,17)	1,29 (±0,16)	5,25 (±0,14)	80,2 (±0,9)
		RCP 0,269 (±0,003)	4,9 (±1,0)	-1,30 (±0,12)	3,4 (±0,3)	0,5 (±0,3)	0,341 (±0,017)	1,28 (±0,05)	1,36 (±0,13)	5,0 (±0,8)	77,3 (±2,3)	
		PMS 0,282 (±0,027)	6,1 (±2,2)	-1,54 (±0,47)	3,5 (±0,2)	0,6 (±0,3)	0,410 (±0,042)	1,19 (±0,10)	1,29 (±0,13)	7,3 (±1,0)	80,0 (±1,6)	
	8 horas	Antes	0,276 (±0,017)	5,0 (±0,2)	-1,38 (±0,06)	4,8 (±2,4)	1,1 (±0,6)	0,440 (±0,031)	1,08 (±0,09)	1,54 (±0,09)	8,09 (±0,16)	79,5 (±0,5)
		Depois	PMI 0,214 (±0,003)	6,2 (±1,2)	-2,10 (±0,31)	3,5 (±0,4)	0,5 (±0,3)	0,309 (±0,038)	0,80 (±0,08)	1,48 (±0,11)	6,8 (±1,2)	75,8 (±3,1)
		RCP 0,195 (±0,008)	4,8 (±0,2)	-1,50 (±0,08)	3,8 (±0,5)	0,6 (±0,3)	0,258 (±0,038)	0,78 (±0,05)	1,66 (±0,19)	5,7 (±0,8)	74,3 (±2,1)	
		PMS 0,228 (±0,020)	8,7 (±0,6)	-1,94 (±0,77)	5,0 (±1,7)	0,9 (±0,5)	0,288 (±0,037)	0,89 (±0,09)	2,13 (±0,07)	6,3 (±1,5)	75,9 (±1,9)	
Ver-PG	1 hora	Antes	0,287 (±0,013)	5,1 (±0,7)	-1,28 (±0,16)	4,7 (±2,5)	1,1 (±0,4)	0,397 (±0,006)	1,28 (±0,14)	1,47 (±0,18)	6,5 (±0,5)	79,1 (±1,6)
		Depois	PMI 0,236 (±0,021)	4,8 (±0,7)	-1,31 (±0,10)	3,6 (±0,4)	0,7 (±0,4)	0,277 (±0,012)	1,12 (±0,14)	1,30 (±0,13)	4,4 (±0,4)	75,4 (±1,5)
		RCP 0,287 (±0,019)	4,5 (±0,5)	-1,28 (±0,03)	3,5 (±0,3)	0,8 (±0,3)	0,315 (±0,025)	1,38 (±0,13)	1,64 (±0,14)	3,9 (±0,5)	75,5 (±2,7)	
		PMS 0,251 (±0,009)	4,7 (±0,6)	-1,34 (±0,18)	3,5 (±0,4)	0,7 (±0,2)	0,316 (±0,043)	1,16 (±0,03)	1,37 (±0,15)	4,6 (±0,9)	74,2 (±1,0)	
	4 horas	Antes	0,305 (±0,019)	4,4 (±2,3)	-1,31 (±0,44)	3,6 (±0,4)	1,0 (±0,5)	0,399 (±0,083)	1,42 (±0,14)	1,38 (±0,22)	6,0 (±1,9)	79,3 (±1,5)
		Depois	PMI 0,286 (±0,029)	4,2 (±1,1)	-1,26 (±0,21)	3,4 (±0,8)	0,7 (±0,4)	0,331 (±0,030)	1,44 (±0,21)	1,38 (±0,27)	3,8 (±0,6)	76,3 (±0,8)
		RCP 0,289 (±0,005)	5,3 (±0,2)	-1,48 (±0,06)	3,4 (±0,3)	0,5 (±0,2)	0,367 (±0,020)	1,36 (±0,04)	1,75 (±0,07)	3,9 (±0,2)	75,9 (±1,4)	
		PMS 0,239 (±0,010)	4,9 (±0,3)	-1,32 (±0,12)	3,3 (±0,2)	0,6 (±0,2)	0,320 (±0,013)	1,18 (±0,12)	1,26 (±0,07)	4,2 (±0,4)	75,4 (±1,7)	
	8 horas	Antes	0,297 (±0,019)	5,4 (±1,5)	-1,86 (±0,51)	4,7 (±0,5)	1,1 (±0,3)	0,466 (±0,018)	1,21 (±0,05)	1,54 (±0,30)	8,0 (±0,9)	81,1 (±2,4)
		Depois	PMI 0,209 (±0,022)	6,9 (±1,7)	-2,00 (±0,27)	3,6 (±0,4)	0,6 (±0,2)	0,286 (±0,034)	0,89 (±0,13)	1,38 (±0,04)	5,9 (±0,8)	76,1 (±0,7)
		RCP 0,216 (±0,032)	8,6 (±0,4)	-2,24 (±0,27)	4,0 (±0,3)	0,7 (±0,2)	0,312 (±0,061)	0,88 (±0,09)	1,63 (±0,24)	6,2 (±1,5)	77,0 (±1,5)	
		PMS 0,226 (±0,014)	4,9 (±0,3)	-1,41 (±0,10)	4,1 (±0,4)	0,7 (±0,3)	0,303 (±0,045)	1,03 (±0,05)	1,28 (±0,13)	5,2 (±0,8)	77,7 (±1,7)	

Tabela 4.10 – Resultados da quantificação dos parâmetros relacionados ao FM para os ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm). (conclusão)

Material - Tempo - Região		Sds [ $10^3/mm^2$ ]	Sdq [-]	Ssc [ $mm^{-1}$ ]		
Cin-PF	1 hora	Antes	46,5 ( $\pm 1,5$ )	0,421 ( $\pm 0,006$ )	723 ( $\pm 3$ )	
		Depois	PMI	46,2 ( $\pm 0,7$ )	0,458 ( $\pm 0,022$ )	746 ( $\pm 29$ )
			RCP	44,3 ( $\pm 1,2$ )	0,421 ( $\pm 0,016$ )	682 ( $\pm 25$ )
			PMS	44,6 ( $\pm 0,5$ )	0,405 ( $\pm 0,015$ )	667 ( $\pm 25$ )
	4 horas	Antes	50,1 ( $\pm 1,0$ )	0,453 ( $\pm 0,020$ )	737 ( $\pm 31$ )	
		Depois	PMI	48,8 ( $\pm 1,6$ )	0,417 ( $\pm 0,005$ )	680 ( $\pm 11$ )
			RCP	47,5 ( $\pm 1,7$ )	0,425 ( $\pm 0,056$ )	658 ( $\pm 89$ )
			PMS	48,9 ( $\pm 0,5$ )	0,453 ( $\pm 0,004$ )	713 ( $\pm 7$ )
	8 horas	Antes	54,56 ( $\pm 0,03$ )	0,374 ( $\pm 0,016$ )	631 ( $\pm 30$ )	
		Depois	PMI	45,5 ( $\pm 0,7$ )	0,340 ( $\pm 0,014$ )	504 ( $\pm 21$ )
			RCP	47,0 ( $\pm 1,1$ )	0,344 ( $\pm 0,027$ )	520 ( $\pm 56$ )
			PMS	47,2 ( $\pm 0,6$ )	0,343 ( $\pm 0,024$ )	532 ( $\pm 39$ )
Cin-PG	1 hora	Antes	46,2 ( $\pm 0,7$ )	0,409 ( $\pm 0,022$ )	673 ( $\pm 41$ )	
		Depois	PMI	42,4 ( $\pm 0,5$ )	0,392 ( $\pm 0,037$ )	605 ( $\pm 59$ )
			RCP	41,4 ( $\pm 0,6$ )	0,376 ( $\pm 0,015$ )	580 ( $\pm 28$ )
			PMS	40,1 ( $\pm 1,4$ )	0,337 ( $\pm 0,022$ )	521 ( $\pm 45$ )
	4 horas	Antes	50,5 ( $\pm 2,4$ )	0,417 ( $\pm 0,016$ )	694 ( $\pm 36$ )	
		Depois	PMI	41,7 ( $\pm 2,1$ )	0,371 ( $\pm 0,006$ )	549 ( $\pm 28$ )
			RCP	40,1 ( $\pm 0,7$ )	0,326 ( $\pm 0,053$ )	541 ( $\pm 28$ )
			PMS	41,1 ( $\pm 0,6$ )	0,364 ( $\pm 0,008$ )	533 ( $\pm 11$ )
	8 horas	Antes	46,6 ( $\pm 0,4$ )	0,419 ( $\pm 0,033$ )	684 ( $\pm 41$ )	
		Depois	PMI	38,3 ( $\pm 0,8$ )	0,302 ( $\pm 0,008$ )	439 ( $\pm 21$ )
			RCP	37,2 ( $\pm 0,4$ )	0,314 ( $\pm 0,004$ )	444 ( $\pm 16$ )
			PMS	38,0 ( $\pm 1,1$ )	0,343 ( $\pm 0,017$ )	487 ( $\pm 31$ )
Ver-PF	1 hora	Antes	45,7 ( $\pm 0,4$ )	0,409 ( $\pm 0,010$ )	656 ( $\pm 9$ )	
		Depois	PMI	41,7 ( $\pm 0,3$ )	0,364 ( $\pm 0,016$ )	544 ( $\pm 30$ )
			RCP	44,03 ( $\pm 0,18$ )	0,383 ( $\pm 0,011$ )	567 ( $\pm 26$ )
			PMS	42,4 ( $\pm 1,3$ )	0,375 ( $\pm 0,013$ )	580 ( $\pm 26$ )
	4 horas	Antes	47,2 ( $\pm 0,3$ )	0,426 ( $\pm 0,003$ )	691 ( $\pm 8$ )	
		Depois	PMI	45,82 ( $\pm 0,25$ )	0,436 ( $\pm 0,019$ )	689 ( $\pm 11$ )
			RCP	44,3 ( $\pm 0,10$ )	0,406 ( $\pm 0,013$ )	647 ( $\pm 36$ )
			PMS	46,7 ( $\pm 2,8$ )	0,431 ( $\pm 0,024$ )	693 ( $\pm 46$ )
	8 horas	Antes	49,1 ( $\pm 0,5$ )	0,401 ( $\pm 0,020$ )	629 ( $\pm 40$ )	
		Depois	PMI	39,8 ( $\pm 2,3$ )	0,322 ( $\pm 0,007$ )	455 ( $\pm 21$ )
			RCP	39,6 ( $\pm 0,7$ )	0,313 ( $\pm 0,019$ )	413 ( $\pm 42$ )
			PMS	40,2 ( $\pm 1,3$ )	0,333 ( $\pm 0,011$ )	443 ( $\pm 25$ )
Ver-PG	1 hora	Antes	46,1 ( $\pm 0,7$ )	0,404 ( $\pm 0,003$ )	627 ( $\pm 4$ )	
		Depois	PMI	40,3 ( $\pm 0,4$ )	0,370 ( $\pm 0,016$ )	569 ( $\pm 30$ )
			RCP	43,1 ( $\pm 0,5$ )	0,414 ( $\pm 0,006$ )	641 ( $\pm 14$ )
			PMS	40,5 ( $\pm 0,7$ )	0,374 ( $\pm 0,011$ )	572 ( $\pm 37$ )
	4 horas	Antes	46,9 ( $\pm 2,6$ )	0,439 ( $\pm 0,036$ )	699 ( $\pm 59$ )	
		Depois	PMI	43,93 ( $\pm 0,14$ )	0,411 ( $\pm 0,022$ )	644 ( $\pm 31$ )
			RCP	44,3 ( $\pm 0,4$ )	0,432 ( $\pm 0,007$ )	663 ( $\pm 17$ )
			PMS	42,9 ( $\pm 1,4$ )	0,394 ( $\pm 0,016$ )	622 ( $\pm 43$ )
	8 horas	Antes	52,4 ( $\pm 0,4$ )	0,420 ( $\pm 0,008$ )	704 ( $\pm 30$ )	
		Depois	PMI	47,29 ( $\pm 0,16$ )	0,334 ( $\pm 0,015$ )	503 ( $\pm 36$ )
			RCP	49,7 ( $\pm 1,4$ )	0,353 ( $\pm 0,016$ )	532 ( $\pm 35$ )
			PMS	47,7 ( $\pm 1,1$ )	0,344 ( $\pm 0,011$ )	542 ( $\pm 42$ )

O Sq padronizado é apresentado na Figura 4.54. De modo geral, não se nota diferença significativa em relação ao comportamento do PMI, da RCP e PMS. Adianta-se que esta similaridade de comportamento para todas as regiões avaliadas foi observada para os demais parâmetros quantitativos.

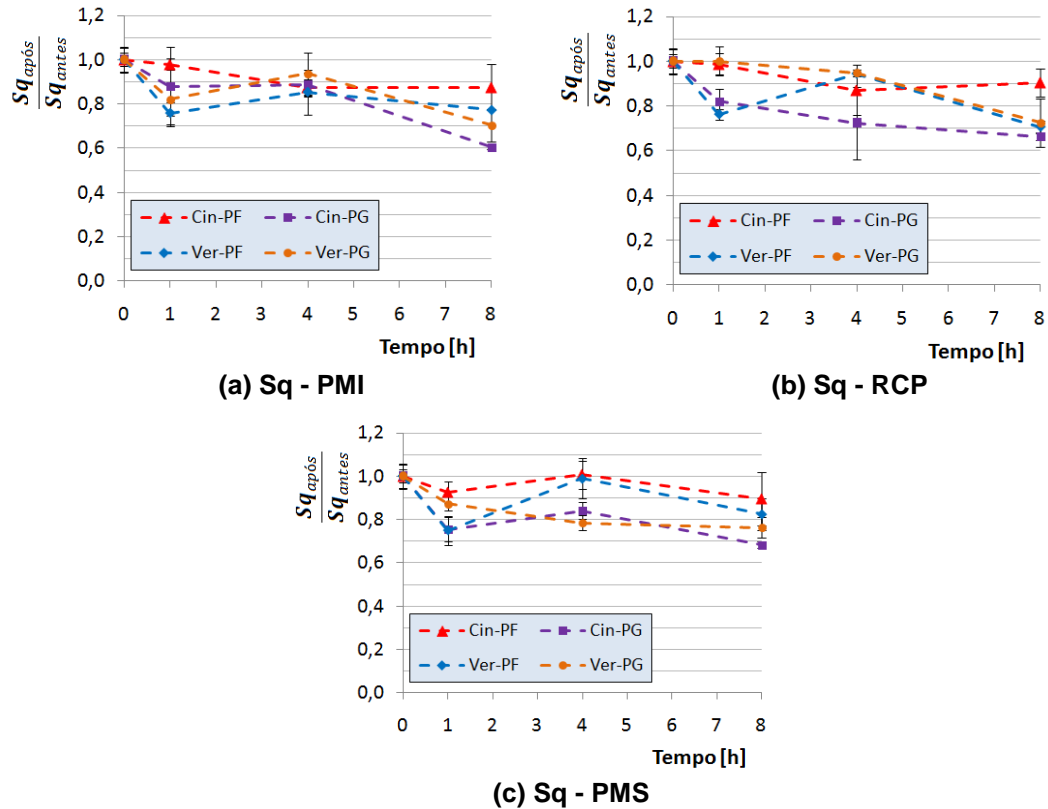


Figura 4.54 – Parâmetro padronizado Sq para as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm)..

Conforme apresentado na seção 4.4.3.3, constatou-se, de modo predominante, que o regime de lubrificação para o início dos ensaios de longa duração é o misto. Houve, contudo, tendência à transição para o regime limítrofe devido às alterações topográficas impostas pelo ensaio. Ainda assim, estas avaliações mostraram que as condições de frequência, força normal e comprimento de pista (vide Tabela 3.11) não promoveram alteração significativa entre o regime da RCP com o PMI e o PMS, o que explicaria o mesmo comportamento nos parâmetros de rugosidade para todas as regiões da pista.

Outra observação trazida à tona é que a semelhança no comportamento dos parâmetros de rugosidade padronizados, para o PMI e o PMS, evidencia que o ensaio está balanceado. Pois estas duas regiões apresentam, teoricamente, a mesma condição de regime de lubrificação, impondo por conseguinte – e para

ensaios de bancada – níveis de desgaste similar. Com base nestes resultados e observações, optou-se por manter a apresentação dos demais parâmetros de rugosidade com um valor médio exclusivamente para a RCP, porém com um único valor médio para o PMI e o PMS. Nota-se, ainda, na Figura 4.54, que o  $S_q$  mostrou tendência de redução para todos os materiais. Enfatiza-se que este comportamento foi mais evidente para os ensaios de 8 horas, os quais apresentaram reduções de até 40%. Todavia, não se observa uma relação linear do  $S_q$  com o tempo de ensaio.

Além disso, pode-se constatar maiores reduções do parâmetro  $S_q$  para os materiais de parede grossa. Na seção 4.4.3.3 é apresentada uma discussão, a qual leva em conta as alterações de topografia impostas pelos ensaios e, que tem o intuito de comparar o desempenho dos materiais estudados em relação ao desgaste e ao COF.

Avaliações da topografia das superfícies brunidas realizadas por MEV, ajudam a entender a redução do parâmetro  $S_q$ . A Figura 4.55 compara a superfície do Cin-PG antes e após ensaio de desgaste de 4 horas. Pode-se averiguar o alisamento dos platôs, com nítida redução da rugosidade. Deve-se atentar que o parâmetro  $S_q$ , especificamente para as avaliações de desgaste das superfícies brunidas foi obtido com duplo filtro Gaussiano (vide seção 3.4.3). Deste modo, o parâmetro caracteriza a topografia com minimização da influência dos sulcos.

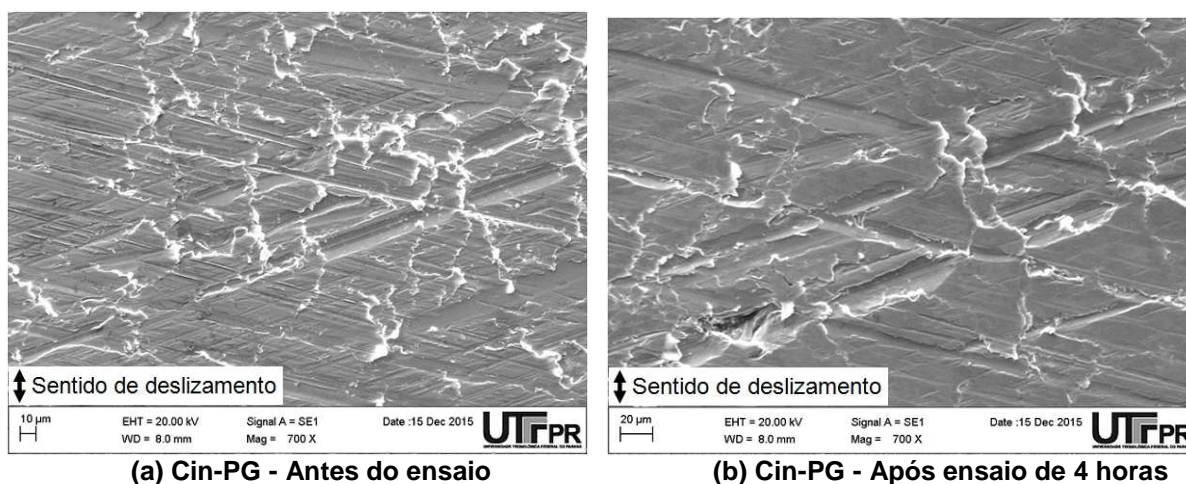


Figura 4.55 – Comparação entre a superfície brunida antes e após ensaio de 4 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Acrescenta-se que este alisamento dos platôs foi mais efetivo para os ensaios de 8 horas, conforme mostrado na Figura 4.56, para amostras de Cin-PF e Ver-PF.

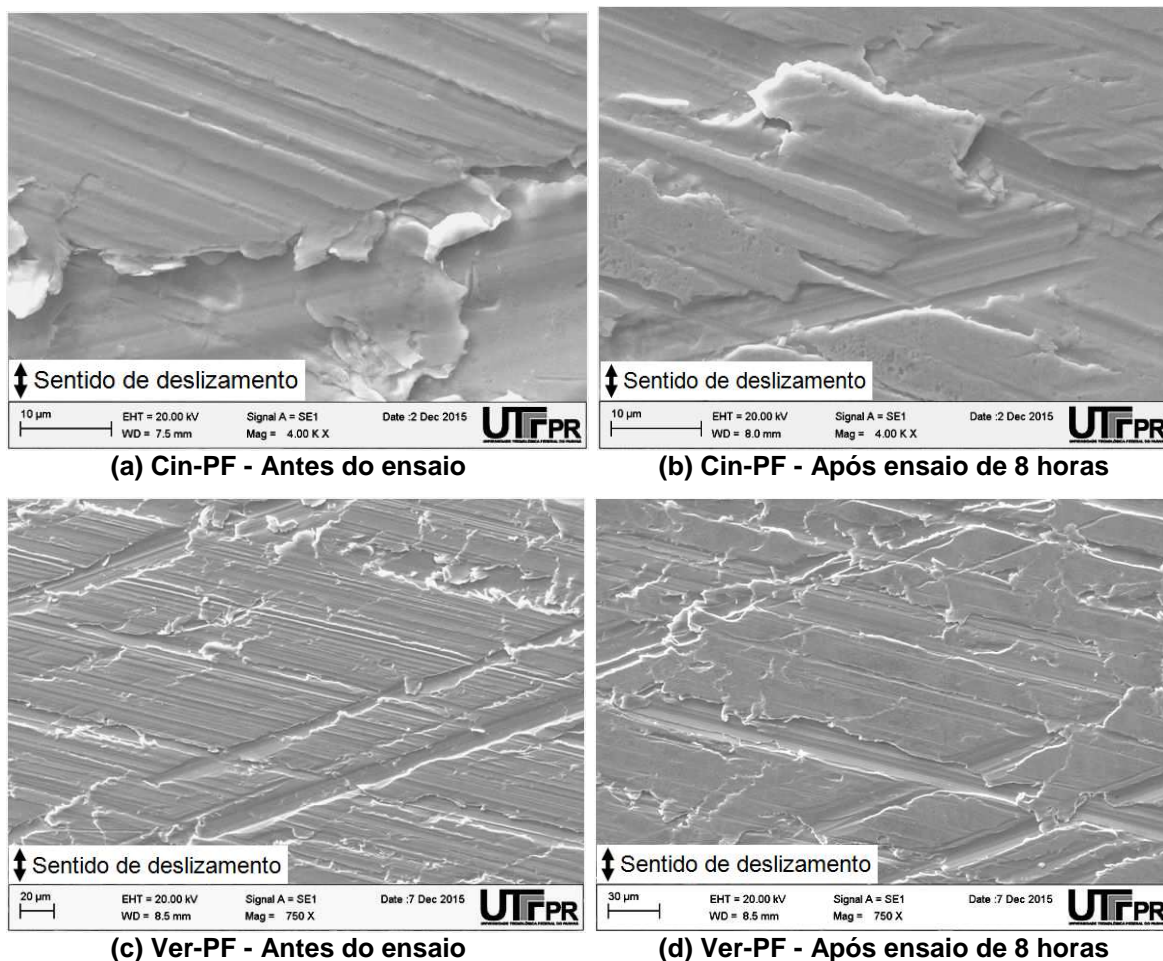
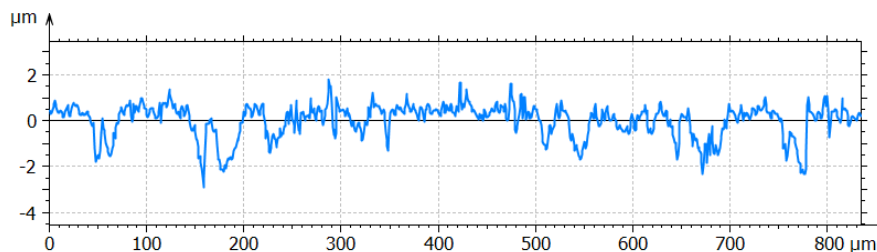


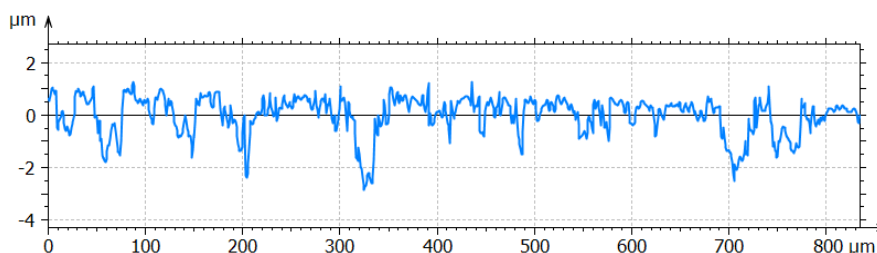
Figura 4.56 – Comparação entre superfícies brunidas antes e após ensaio de 8 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Perfis de rugosidade, antes e após ensaios de 4 e 8 horas para o Ver-PF, são apresentados na Figura 4.57 e, deixam claro o processo de remoção de material preferencialmente no platô. Pode-se notar que ensaios de 4 horas – Figura 4.57 (b) – já promovem alteração com minimização dos picos em relação à superfície original – Figura 4.57 (a). Já após 8 horas de ensaio, percebe-se redução significativa dos picos e da rugosidade do platô.

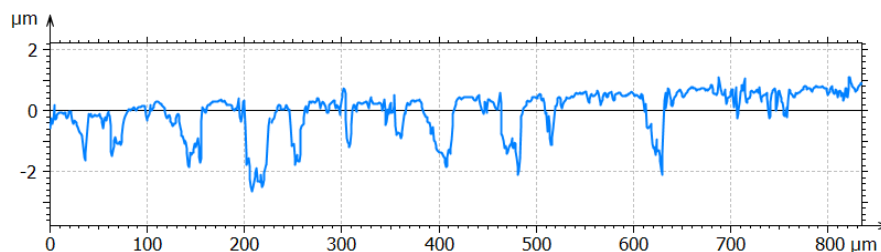




(a) Ver-PF - Antes do ensaio



(b) Ver-PF - Após 4 horas



(c) Ver-PF - Após 8 horas

**Figura 4.57 – Comparação entre perfis de rugosidade para Ver-PF antes e após ensaios (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Os valores de  $S_{ku}$  e  $S_{sk}$  apresentados na Tabela 4.10 evidenciam a característica não Gaussiana<sup>18</sup> das superfícies brunidas ainda na condição original. No entanto, com os ensaios verificam-se (ainda que com dispersão característica) que os valores de  $S_{ku}$  ficaram cada vez maiores; e os valores de  $S_{sk}$  cada vez mais negativos.

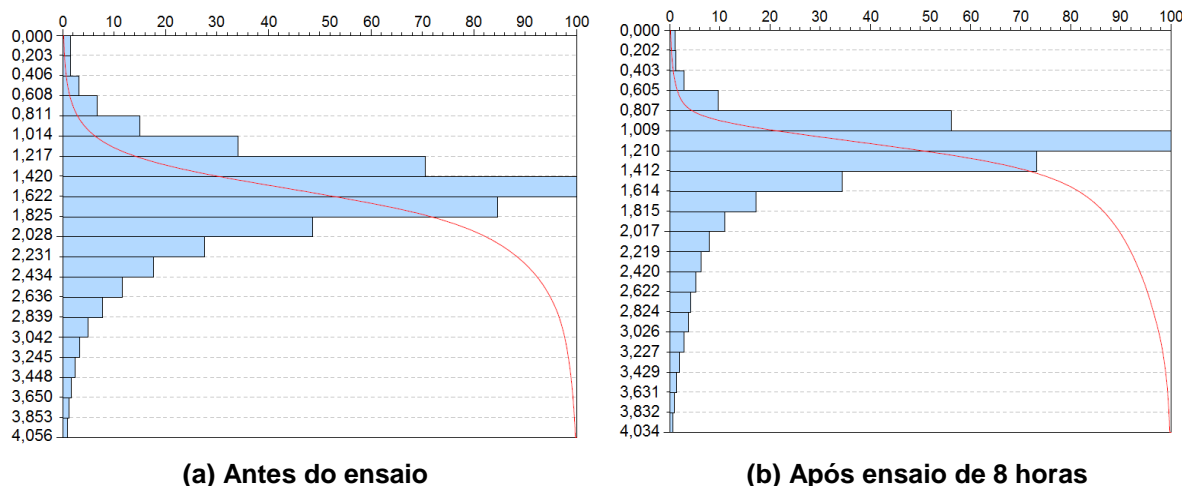
Chama-se a atenção, todavia, para os parâmetros  $S_{ku-platô}$  e  $S_{sk-platô}$ <sup>19</sup> apresentados na Tabela 4.10. Pode-se observar que estes valores evidenciam que o platô tem característica mais próxima de uma superfície Gaussiana do que toda a superfície brunida.

De fato, o alisamento do platô, além de redução do  $S_q$ , impôs alterações nas distribuições de altura da rugosidade. A Figura 4.58 traz o comparativo destas

<sup>18</sup> Considera-se uma superfície idealmente Gaussiana quando  $S_{ku}=3$  e  $S_{sk}=0$  (WHITEHOUSE, 1994).

<sup>19</sup> A segmentação da região do platô foi obtida com a aplicação de duplo filtro gaussiano.

distribuições para o Cin-PG antes e após ensaio de 8 horas. Verifica-se o afunilamento da distribuição (com conseqüente aumento do  $Sku$ ) e o deslocamento da distribuição (o que impõe valores ainda mais negativos para o  $Ssk$ ). Este comportamento é característico de uma superfície brunida em ensaio de desgaste moderado (JENG *et al.*, 2004).



**Figura 4.58 – Comparação das distribuições de altura antes e após ensaio de 8 horas para o Cin-PG (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Os parâmetros funcionais e híbridos padronizados são apresentados na Figura 4.59 e Figura 4.60, respectivamente. Algumas conclusões e observações são sumarizadas a seguir:

- Com relação aos picos:
  - Houve queda da altura reduzida dos picos ( $S_{pk}$ ). Isso aconteceu de modo significativo já para ensaios de 1 hora, apresentando reduções de até 40% para ensaios de 8 horas;
  - Conseqüentemente, houve redução da região relacionada aos picos ( $S_{r1}$ ) com o tempo de ensaio. Apresentando, também, redução significativa já em ensaios de 1 hora. Observaram-se quedas de aproximadamente 35% após 8 horas de ensaio;
  - A densidade de picos das asperezas ( $S_{ds}$ ) mostrou redução com comportamento mais linear com a duração do ensaio. De modo geral, observaram-se diminuições entre 10 e 20% após 8 horas de ensaio;

- O raio dos picos ( $S_{sc}^{-1}$ ) aumentaram com o tempo de ensaios. Verificaram-se quedas no parâmetro Ssc de 25% em média após 8 horas de ensaio;
- A altura de núcleo (Sk), a exemplo do apresentado para o Spk, também diminuiu com a duração do ensaio. A redução de ambos os parâmetros está coerente com o comportamento de redução do Sq;
- As alturas de vales (Svk) mostraram oscilação nas quantificações. Entende-se que estas alterações não estão diretamente relacionadas com o desgaste imposto nos ensaios. Esse parâmetro, em particular, é fortemente influenciado pelas características dos sulcos presentes dentro da área de amostragem de 0,8 x 0,8 mm;
- Houve redução de 5% do Sr2;
- O Sdq, a exemplo dos demais parâmetros híbridos, também apresentou redução com os ensaios. Este parâmetro representa uma média quadrática da inclinação das asperezas; e pode ser relacionado com o índice de plasticidade, conforme Equação (14). Uma discussão sobre alguns parâmetros de contato é apresentada na seção 4.4.3.3.

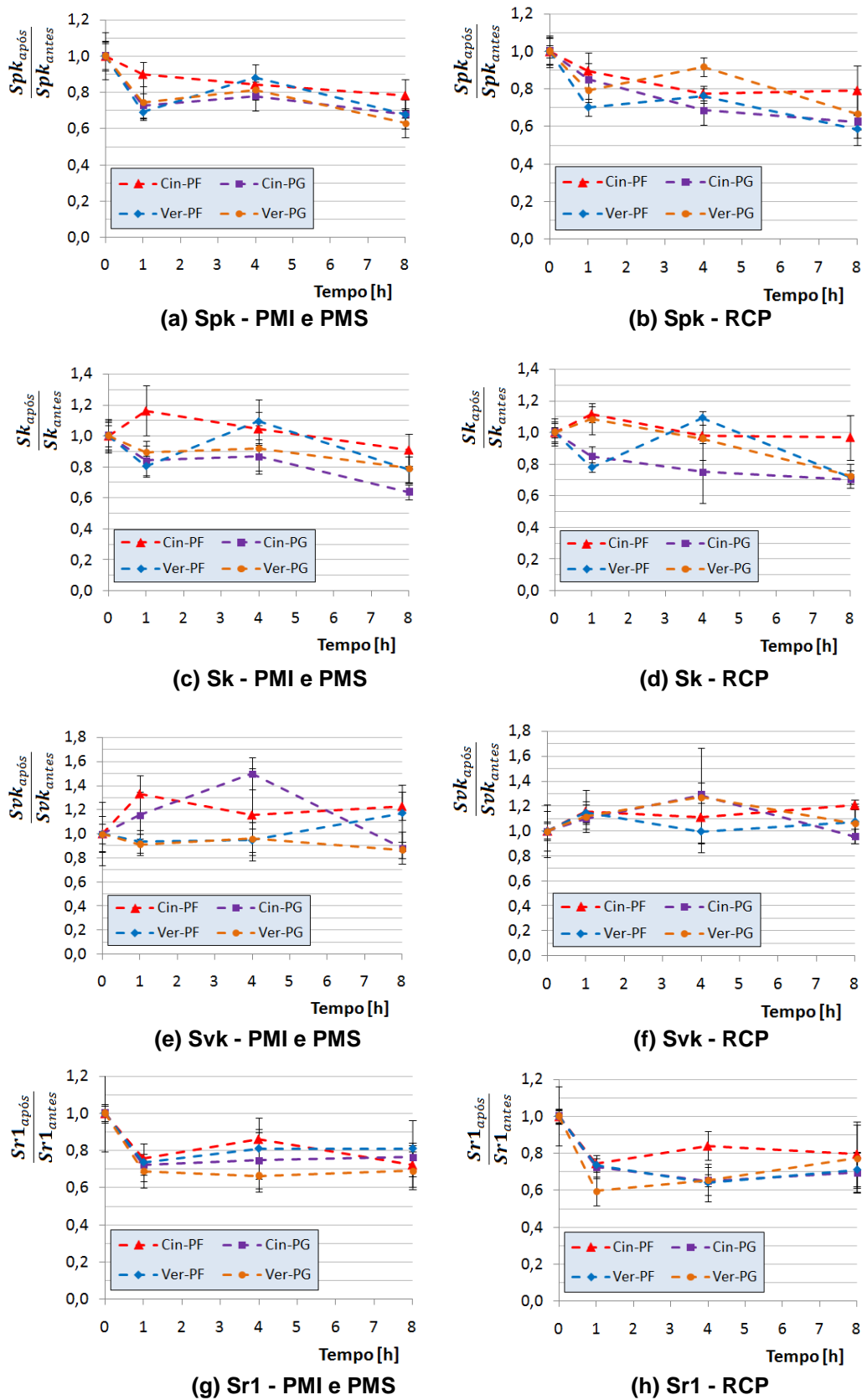


Figura 4.59 – Parâmetros funcionais padronizados as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm). (continua)

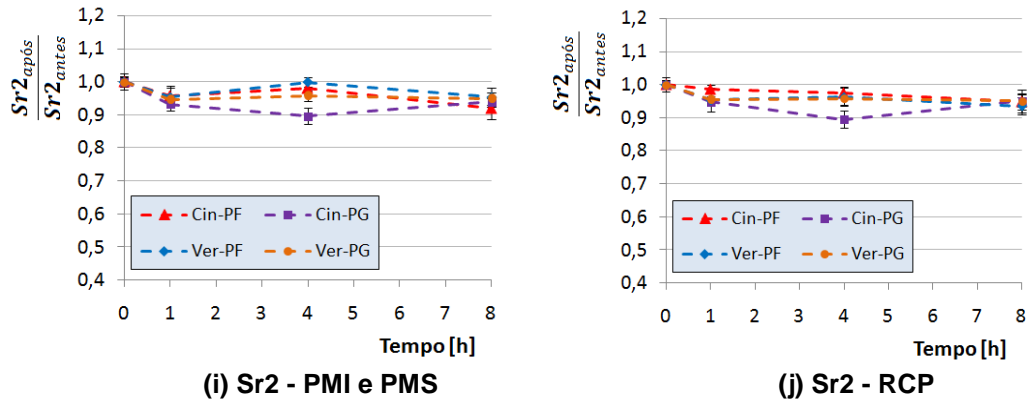


Figura 4.59 – Parâmetros funcionais padronizados as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm). (conclusão)

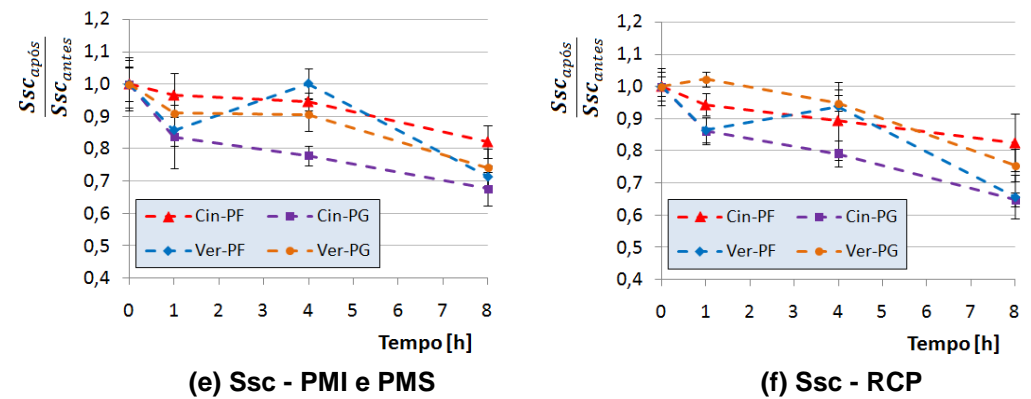
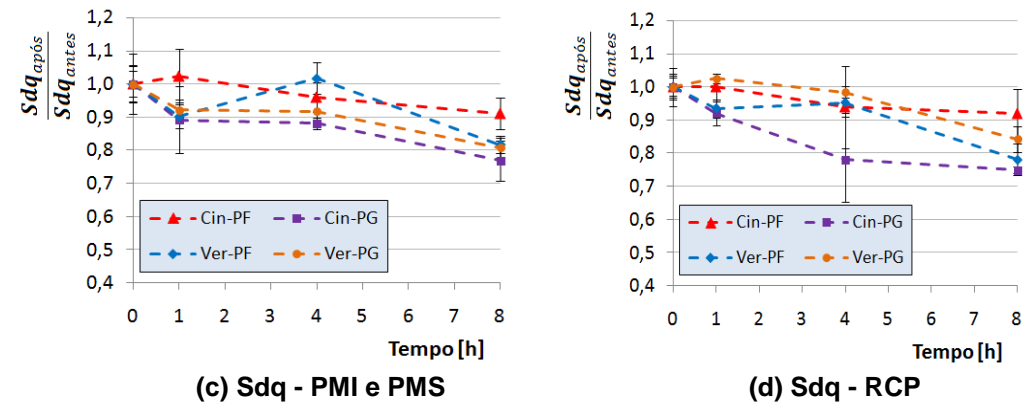
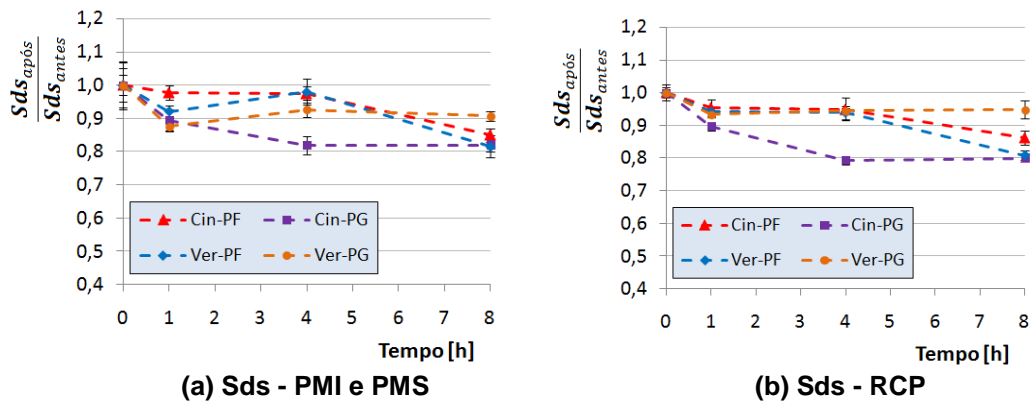
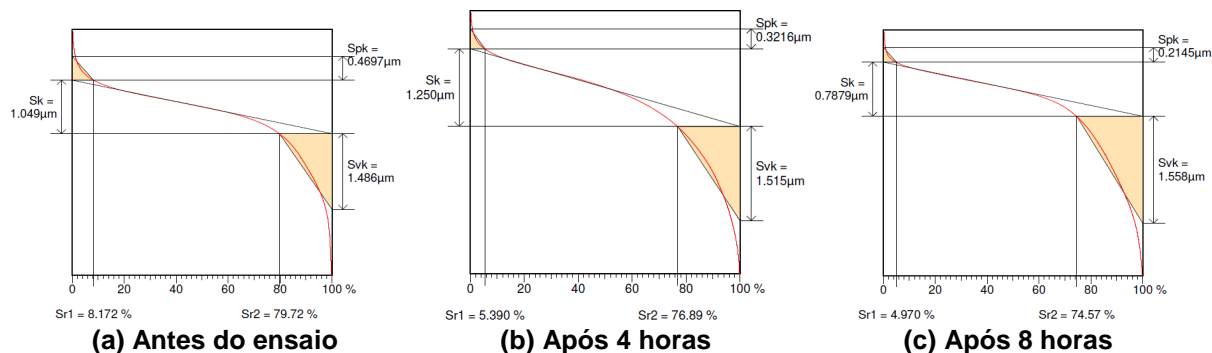


Figura 4.60 – Parâmetros híbridos padronizados as superfícies brunidas para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Em particular, as alterações dos parâmetros funcionais estão associadas com mudanças nas curvas de razão de material, conforme apresentado na Figura 4.61 para o Ver-PF. Pode-se constatar, que após os ensaios, há redução de altura reduzida de pico ( $Sp_k$ ), de núcleo ( $Sk$ ) e da área da topografia associada à região de picos ( $Sr_1$ ).



**Figura 4.61 – Comparação entre as curvas de razão de material para o Ver-PF antes e após ensaios (condição de  $F_N=75\text{ N}$ ,  $f=5\text{ Hz}$  e  $C_p=10\text{ mm}$ ).**

Os parâmetros de rugosidade dos anéis para os ensaios de longa duração são apresentados na Tabela 4.11. Pode-se verificar que os valores dos parâmetros  $Sq$  e da família  $k$  ( $Sp_k$ ,  $Sk$  e  $Svk$ ) são muito menores em relação à superfície brunida. Ainda, verifica-se que a medida da assimetria da distribuição de alturas ( $Ssk$ ) é levemente negativa com valores mais próximos a zero.

Tabela 4.11 – Parâmetros de rugosidade dos anéis dos ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Material - Tempo		Sq [ $\mu\text{m}$ ]	Sku [-]	Ssk [-]	Spk [ $\mu\text{m}$ ]	Sk [ $\mu\text{m}$ ]	Svk [ $\mu\text{m}$ ]	Sr1 [%]	Sr2 [%]	Sds [ $10^3/\text{mm}^2$ ]	Sdq [-]	Ssc [ $\text{mm}^{-1}$ ]	
Cin-PF	1 hora	Antes	0,394	5,6	-0,62	0,537	0,57	0,67	10,8	85,2	54,8	0,384	710
		Depois	0,353 ( $\pm 0,025$ )	8,6 ( $\pm 3,4$ )	-1,10 ( $\pm 0,88$ )	0,487 ( $\pm 0,026$ )	0,62 ( $\pm 0,07$ )	0,59 ( $\pm 0,12$ )	10,2 ( $\pm 1,0$ )	85,9 ( $\pm 1,6$ )	53,3 ( $\pm 3,0$ )	0,350 ( $\pm 0,030$ )	608 ( $\pm 70$ )
	4 horas	Antes	0,569	6,0	-0,34	0,649	1,39	0,69	11,2	91,0	61,5	0,460	968
		Depois	0,455 ( $\pm 0,056$ )	5,3 ( $\pm 1,0$ )	-0,2 ( $\pm 0,14$ )	0,540 ( $\pm 0,037$ )	1,10 ( $\pm 0,10$ )	0,65 ( $\pm 0,08$ )	10,9 ( $\pm 0,5$ )	88,1 ( $\pm 2,0$ )	57,0 ( $\pm 2,3$ )	0,401 ( $\pm 0,035$ )	758 ( $\pm 97$ )
	8 horas	Antes	0,489	5,1	-1,11	0,499	0,99	0,69	9,8	85,4	55,9	0,365	861
		Depois	0,388 ( $\pm 0,026$ )	4,13 ( $\pm 0,15$ )	-0,7 ( $\pm 0,2$ )	0,315 ( $\pm 0,019$ )	0,93 ( $\pm 0,06$ )	0,57 ( $\pm 0,05$ )	7,2 ( $\pm 0,5$ )	87,4 ( $\pm 1,0$ )	40,3 ( $\pm 2,1$ )	0,329 ( $\pm 0,011$ )	599 ( $\pm 25$ )
Cin-PG	1 hora	Antes	0,561	5,6	-0,58	0,537	1,27	0,80	10,2	88,8	53,2	0,550	1044
		Depois	0,545 ( $\pm 0,012$ )	4,7 ( $\pm 0,7$ )	-0,40 ( $\pm 0,10$ )	0,545 ( $\pm 0,010$ )	1,24 ( $\pm 0,06$ )	0,77 ( $\pm 0,03$ )	10,9 ( $\pm 0,6$ )	89,2 ( $\pm 0,4$ )	50,2 ( $\pm 0,5$ )	0,486 ( $\pm 0,024$ )	949 ( $\pm 47$ )
	4 horas	Antes	0,593	7,0	-0,67	0,641	1,26	0,73	10,5	88,5	51,1	0,611	1134
		Depois	0,504 ( $\pm 0,017$ )	5,1 ( $\pm 0,3$ )	-0,35 ( $\pm 0,07$ )	0,579 ( $\pm 0,010$ )	1,09 ( $\pm 0,06$ )	0,70 ( $\pm 0,03$ )	11,6 ( $\pm 0,2$ )	88,6 ( $\pm 0,5$ )	51,4 ( $\pm 1,3$ )	0,516 ( $\pm 0,020$ )	999 ( $\pm 31$ )
	8 horas	Antes	0,541	5,8	-0,83	0,557	1,21	0,69	9,6	84,9	50,0	0,532	1037
		Depois	0,486 ( $\pm 0,044$ )	3,4 ( $\pm 0,4$ )	-0,33 ( $\pm 0,03$ )	0,387 ( $\pm 0,009$ )	1,22 ( $\pm 0,13$ )	0,59 ( $\pm 0,05$ )	8,4 ( $\pm 0,4$ )	88,7 ( $\pm 0,2$ )	46,0 ( $\pm 0,8$ )	0,453 ( $\pm 0,032$ )	893 ( $\pm 60$ )
Ver-PF	1 hora	Antes	0,590	5,4	-0,34	0,611	0,97	0,64	10,6	88,2	48,1	0,533	1075
		Depois	0,565 ( $\pm 0,080$ )	5,1 ( $\pm 0,5$ )	-0,24 ( $\pm 0,06$ )	0,644 ( $\pm 0,021$ )	1,13 ( $\pm 0,03$ )	0,71 ( $\pm 0,06$ )	10,7 ( $\pm 0,9$ )	88,8 ( $\pm 0,7$ )	50,5 ( $\pm 0,5$ )	0,515 ( $\pm 0,046$ )	981 ( $\pm 55$ )
	4 horas	Antes	0,574	6,8	-0,63	0,563	0,89	0,70	11,3	85,4	45,7	0,543	1014
		Depois	0,450 ( $\pm 0,057$ )	6,4 ( $\pm 1,5$ )	-0,46 ( $\pm 0,23$ )	0,536 ( $\pm 0,051$ )	0,82 ( $\pm 0,09$ )	0,69 ( $\pm 0,12$ )	10,9 ( $\pm 0,5$ )	86,2 ( $\pm 1,0$ )	46,6 ( $\pm 1,6$ )	0,404 ( $\pm 0,025$ )	746 ( $\pm 60$ )
	8 horas	Antes	0,516	4,8	-1,03	0,527	1,11	0,55	9,6	85,1	44,9	0,498	1055
		Depois	0,481 ( $\pm 0,062$ )	3,3 ( $\pm 0,7$ )	-0,43 ( $\pm 0,27$ )	0,486 ( $\pm 0,055$ )	1,23 ( $\pm 0,24$ )	0,59 ( $\pm 0,04$ )	9,5 ( $\pm 0,5$ )	89,0 ( $\pm 2,7$ )	37,3 ( $\pm 0,6$ )	0,343 ( $\pm 0,027$ )	735 ( $\pm 37$ )
Ver-PG	1 hora	Antes	0,545	4,7	-0,32	0,578	1,09	0,66	10,5	87,9	50,9	0,528	1027
		Depois	0,558 ( $\pm 0,023$ )	4,4 ( $\pm 0,5$ )	-0,27 ( $\pm 0,03$ )	0,587 ( $\pm 0,034$ )	1,28 ( $\pm 0,10$ )	0,75 ( $\pm 0,03$ )	10,1 ( $\pm 0,2$ )	88,6 ( $\pm 0,7$ )	52,9 ( $\pm 2,4$ )	0,562 ( $\pm 0,016$ )	1079 ( $\pm 26$ )
	4 horas	Antes	0,596	7,2	-0,40	0,701	1,06	0,84	11,5	87,7	49,0	0,525	1148
		Depois	0,584 ( $\pm 0,024$ )	8,5 ( $\pm 1,0$ )	-0,53 ( $\pm 0,06$ )	0,721 ( $\pm 0,037$ )	1,18 ( $\pm 0,04$ )	0,89 ( $\pm 0,13$ )	11,6 ( $\pm 0,6$ )	89,1 ( $\pm 0,4$ )	53,0 ( $\pm 0,1$ )	0,495 ( $\pm 0,019$ )	1140 ( $\pm 59$ )
	8 horas	Antes	0,494	5,4	-0,67	0,622	1,10	0,54	9,8	89,9	42,1	0,461	1052
		Depois	0,382 ( $\pm 0,014$ )	4,0 ( $\pm 0,4$ )	-0,52 ( $\pm 0,05$ )	0,550 ( $\pm 0,0012$ )	0,97 ( $\pm 0,09$ )	0,55 ( $\pm 0,02$ )	10,2 ( $\pm 0,2$ )	90,6 ( $\pm 0,6$ )	36,8 ( $\pm 0,6$ )	0,370 ( $\pm 0,002$ )	845 ( $\pm 14$ )

Os parâmetros de rugosidade padronizados pela superfície na condição antes do ensaio são mostrados na Figura 4.62 e Figura 4.63. Observa-se comportamentos similares, para os parâmetros padronizados dos anéis, em relação ao apresentado para as superfícies brunidas.

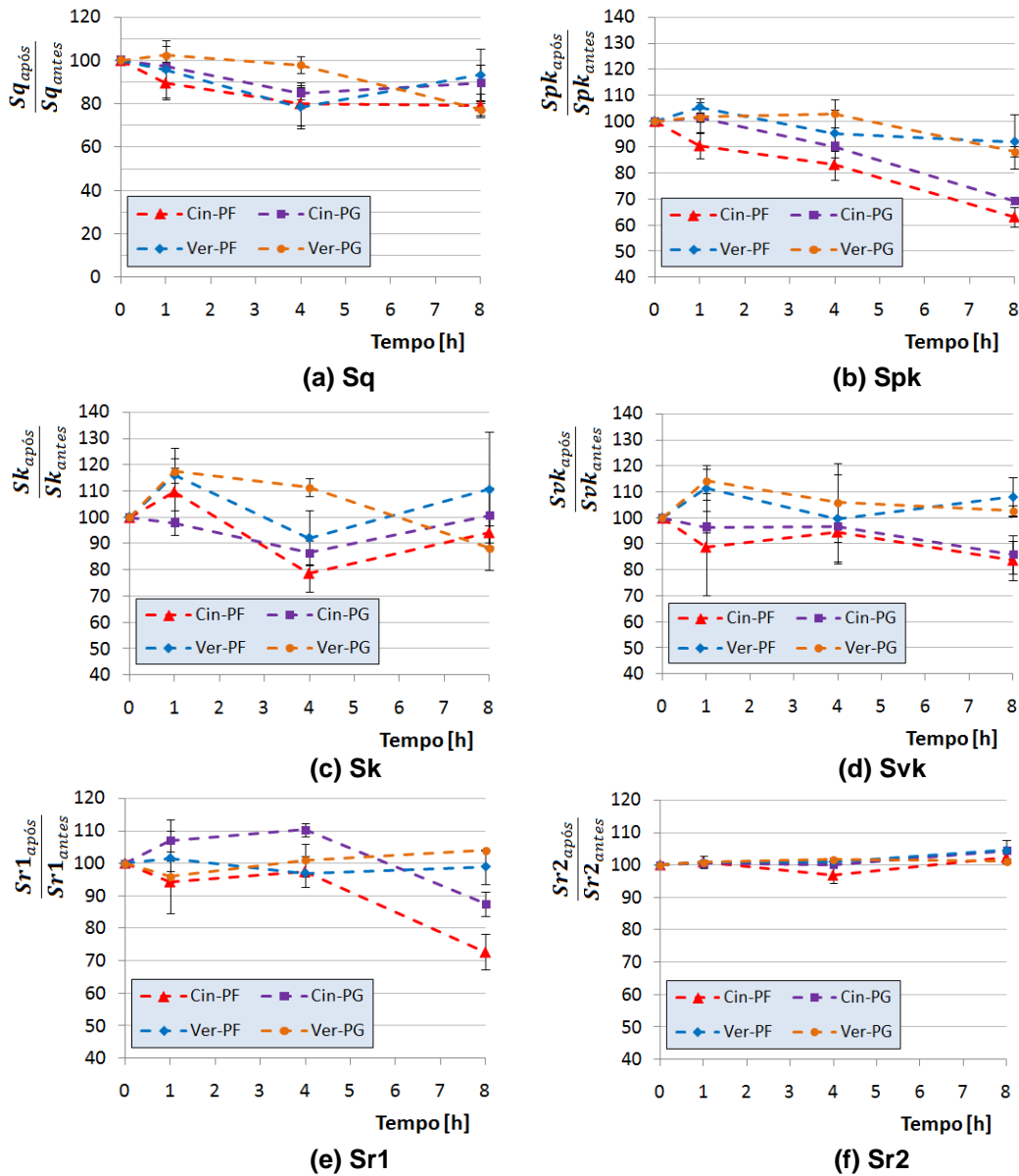


Figura 4.62 – Parâmetros de rugosidade padronizado Sq e funcionais dos anéis de pistão para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Nota-se que os parâmetros Sq, Sds, Ssc e Sdq tiveram redução de valores com o tempo de duração dos ensaios, sendo que reduções mais significativas aconteceram para os ensaios de 8 horas. As reduções foram de 10 a 20% para o Sq e de 10 até 30% para os outros três parâmetros. Contudo, enfatiza-se que as reduções em termos absolutos são pequenas. O Sq, por



exemplo, apresentou queda absoluta na ordem de grandeza de  $10^{-2} \mu\text{m}$ . Também, contataram-se tendência, em geral, de aumentos dos valores de  $S_{ku}$  e valores mais negativos para o  $S_{sk}$  com os ensaios.

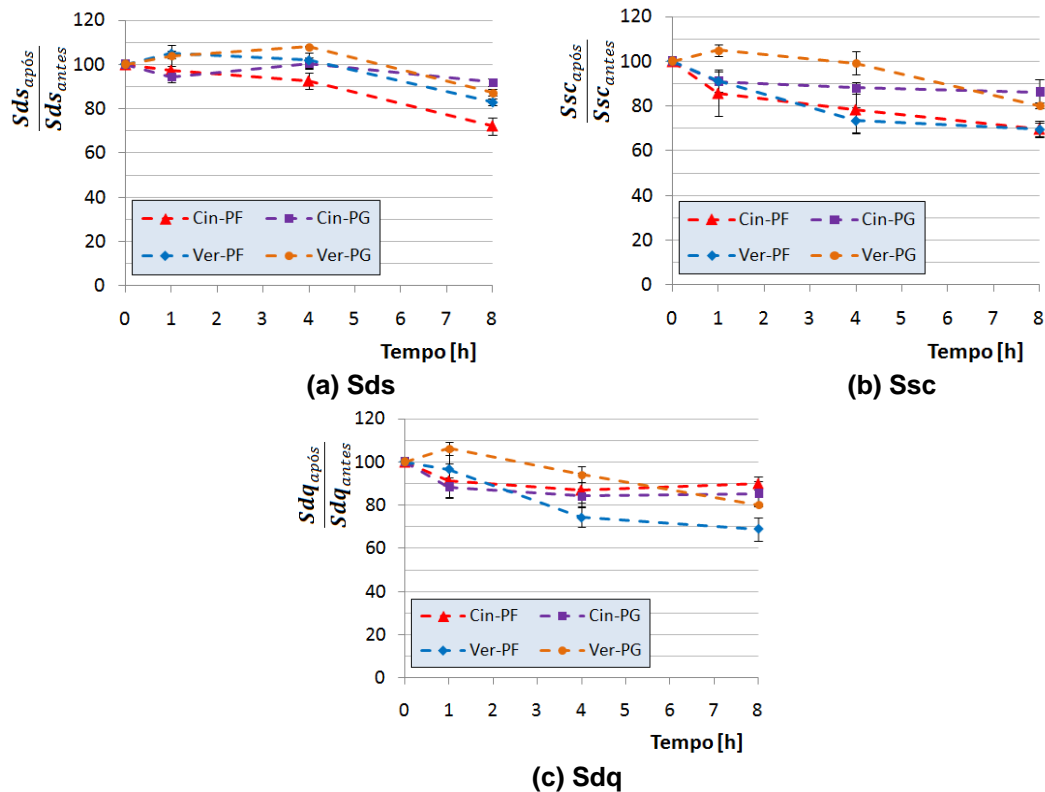


Figura 4.63 – Parâmetros híbridos de rugosidade padronizados para os anéis de pistão para ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75 \text{ N}$ ,  $f=5 \text{ Hz}$  e  $C_p=10 \text{ mm}$ ).

Foram observados, tanto para as superfícies brunidas como para as superfícies dos anéis mecanismos de abrasão. Entende-se que isto influencia diretamente os parâmetros de rugosidade. A identificação destes mecanismos e seus efeitos são discutidos na seção 4.4.3.4.

#### 4.4.3.3 Parâmetros de contato e índice de mérito tribológico

Esta seção inicia apresentando uma discussão sobre alguns parâmetros de contato, e as alterações impostas pelos ensaios de longa duração. Duas restrições foram consideradas. Primeiro, devido à similaridade apresentada no desgaste do PMI, do PMS e da RCP (seção 4.4.3.2), optou-se por restringir a

discussão exclusivamente para a última região. Segundo, as comparações foram feitas entre a condição original da superfície e após 8 horas de ensaio.

A Tabela 4.12 apresenta o resultado do programa Mahle-Summits (TOMANIK, 2005) para as condições de topografia das superfícies brunidas antes e após ensaio. Observa-se que de modo similar ao parâmetro  $S_q$  (Figura 4.54) o desvio-padrão de altura  $\sigma_{Zs}$  apresentou redução com o ensaio de desgaste de longa duração.

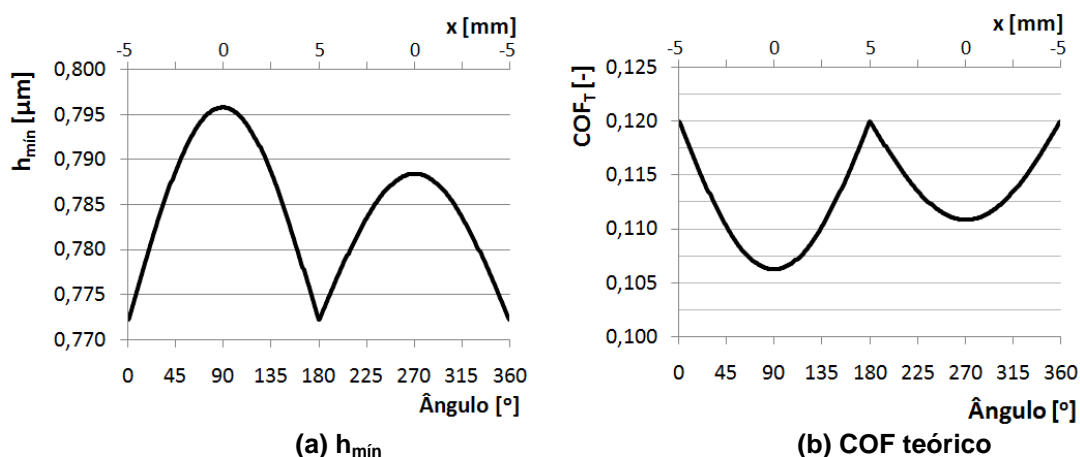
**Tabela 4.12 – Média e desvio padrão de altura do topo das asperezas, para RCP, antes e após ensaio de 8 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Material		$Z_s$ [ $\mu\text{m}$ ]	$\sigma_{Zs}$ [ $\mu\text{m}$ ]
Cin-PF	Antes	0,527 ( $\pm 0,015$ )	0,323 ( $\pm 0,012$ )
	Depois	0,51 ( $\pm 0,064$ )	0,280 ( $\pm 0,020$ )
Cin-PG	Antes	0,637 ( $\pm 0,071$ )	0,373 ( $\pm 0,029$ )
	Depois	0,450 ( $\pm 0,035$ )	0,253 ( $\pm 0,006$ )
Ver-PF	Antes	0,640 ( $\pm 0,030$ )	0,343 ( $\pm 0,021$ )
	Depois	0,497 ( $\pm 0,031$ )	0,233 ( $\pm 0,015$ )
Ver-PG	Antes	0,680 ( $\pm 0,020$ )	0,370 ( $\pm 0,017$ )
	Depois	0,530 ( $\pm 0,044$ )	0,260 ( $\pm 0,036$ )

Conforme descrito na seção 3.4.3, os resultados da Tabela 4.12 – juntamente com os parâmetros  $S_{ds}$  e  $S_{sc}^{-1}$  (raio médio do topo das asperezas) da Tabela 4.10 – foram necessários para a utilização do programa *Virtual Tribology Laboratory* (VTL) (Projeto Triboflex, 2016). Entende-se que existem certas restrições para a utilização deste modelo, já que o mesmo é baseado em formulações de Greenwood e Williamson (GW) (1966) – vide seção 2.4.1 – que consideram o contato entre superfícies Gaussianas. Superfícies brunidas são classicamente descritas como não Gaussianas e, neste trabalho, foram caracterizadas desta forma com os parâmetros  $S_{sk}$  e  $S_{ku}$  apresentados na Tabela 4.10. Contudo, para a avaliação deste modelo foram consideradas somente as características da região do platô, a qual está mais próxima de uma superfície Gaussiana, conforme discutido na seção 4.4.3.2. Acrescenta-se, ainda, que as características da superfície do anel não são Gaussianas, conforme valores apresentados na Tabela 4.11. Apesar destas restrições para a utilização do modelo, a literatura apresenta vários trabalhos que utilizam o

mesmo, inclusive com resultados consonantes com a parte experimental (TOMANIK, 2008; PROFITO *et al.*, 2013).

Na Figura 4.64 apresentam-se os resultados obtidos para a altura mínima de filme ( $h_{\min}$ ) e o coeficiente de atrito teórico ( $COF_T$ ) para o Cin-PG na condição antes do ensaio. Estes parâmetros são mostrados em função do ângulo da manivela de comando do movimento do *reciprocating*, o que permite avaliar ambos os semi-ciclos em um mesmo gráfico. Adicionaram-se eixos horizontais secundários, com a posição da base do *reciprocating*, para facilitar a identificação dos semi-ciclos de subida (-5 a 5 mm) e de descida (5 a -5 mm). Enfatiza-se que os resultados expressam o comportamento médio com relação a topografia na RCP, já que se utilizaram parâmetros médios de rugosidade.



**Figura 4.64 – Resultado teórico do VTL para espessura mínima de filme e COF teórico para condição de topografia do Cin-PG antes do ensaio.**

Observa-se na Figura 4.64 que ambos os parâmetros têm comportamento distinto para os semi-ciclos, de subida e descida, devido à assimetria do anel do pistão (TOMANIK, 2008). Diferenças significativas são observadas na cunha do anel para a direção de subida e descida. O intuito dessa diferença é permitir que haja um efeito de raspagem do óleo lubrificante na parede do cilindro no sentido descida do anel, o qual apresenta menor  $h_{\min}$ , com conseqüente maior  $COF_T$ .

Deve-se atentar que o VTL avalia o  $h_{\min}$  com relação à linha média das alturas da rugosidade e que o modelo utilizado é para regime misto de lubrificação (PROFITO, 2010). Diante disto, mesmo em condições mais severas de lubrificação, verificadas nos pontos de reversão (PMS e PMI), a

espessura de filme mínima não é nula, pois a força normal é suportada, também, pelo contato com as asperezas.

Comparando-se o  $h_{\min}$  e o  $COF_T$  nos pontos de  $90^\circ$  e  $270^\circ$  (RCP) da Figura 4.64, o resultado teórico de todas as simulações mostraram que:

- O  $h_{\min}$  na subida do anel é em média  $1,2 (\pm 0,3) \%$  maior que na descida;
- O  $COF_T$  na subida do anel é em média  $5,3 (\pm 1,0) \%$  menor que na descida.

A Tabela 4.13 apresenta um resumo de dados de  $h_{\min}$ ,  $Sq_{eq}$  e  $\lambda$  para todos os materiais, referente à RCP no sentido de subida. A avaliação criteriosa destes parâmetros é fundamental para entender a alteração do parâmetro de filme durante os ensaio. Destaca-se que:

- A espessura mínima de filme apresentou redução. Isto demonstra que as alterações topográficas impostas pelo ensaio (e que são apresentadas na seção 4.4.3.2) prejudicaram teoricamente a formação do filme. O efeito isolado da redução deste parâmetro leva a tendência de alteração do regime de lubrificação misto para o limítrofe;
- O alisamento das superfícies, relacionado com a redução do  $Sq_{eq}$ , leva a um efeito contrário do parâmetro anterior, com tendência à alteração do regime de lubrificação misto para o hidrodinâmico;
- Deste modo, ainda que o efeito de ambos os parâmetros sejam opostos, verificou-se que a alteração da espessura mínima de filme foi determinante para que o parâmetro de filme reduzisse e, então, apresenta-se tendência de alteração do regime misto para o limítrofe.

**Tabela 4.13 – Espessura mínima de filme e parâmetro de filme, na RCP no sentido de subida, antes e após ensaio de 8 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Material		$h_{\min}$ [ $\mu\text{m}$ ]	$Sq_{eq}$ [ $\mu\text{m}$ ]	$\lambda$ [-]
Cin-PF	Antes	0,727	0,55	1,33
	Depois	0,576	0,45	1,29
Cin-PG	Antes	0,796	0,61	1,29
	Depois	0,446	0,52	0,85
Ver-PF	Antes	0,847	0,59	1,45
	Depois	0,541	0,52	1,04
Ver-PG	Antes	0,939	0,58	1,63
	Depois	0,629	0,44	1,43

Em particular, os valores do parâmetro de filme  $\lambda$  evidenciam que o regime de lubrificação foi predominantemente misto ( $1 < \lambda < 3$ ), com tendência de aproximação ao regime limítrofe ( $\lambda < 1$ ) após o ensaio (TAYLOR, 1993).

De fato, a tendência de redução do parâmetro de filme (relacionado de modo determinante pela alteração de  $h_{\min}$ ) com o ensaio foi acompanhado, de modo geral, pelo aumento do COF. A Figura 4.65 mostra a relação entre o COF médio para a primeira hora (tempo de 0 até 1 hora) e da última hora de ensaio (tempo de 7 até 8 horas) relacionados, respectivamente, com o parâmetro de filme da condição inicial e final do ensaio. Na Figura apresentam-se os COF's médios, tanto da subida como da descida. Algumas considerações são relevantes com relação a este resultado:

- Com exceção do Cin-PF, no sentido de descida, que apresentou valores estatisticamente iguais para o COF no início e fim de ensaio, os demais resultados apresentaram tendência de aumento do COF;
- A dispersão dos dados de COF, relacionado à barra de incerteza, para o sentido de descida é maior. Isto se deve as maiores variações de COF nas transições deste parâmetro ao longo do ensaio (vide Figura 4.39);
- Pode-se constatar (salvo para o Cin-PF) que a taxa de aumento do COF, em relação ao parâmetro de filme, é maior para o sentido de descida do anel. Isto demonstra, novamente, a maior influência das características topográficas no sentido de descida do anel.

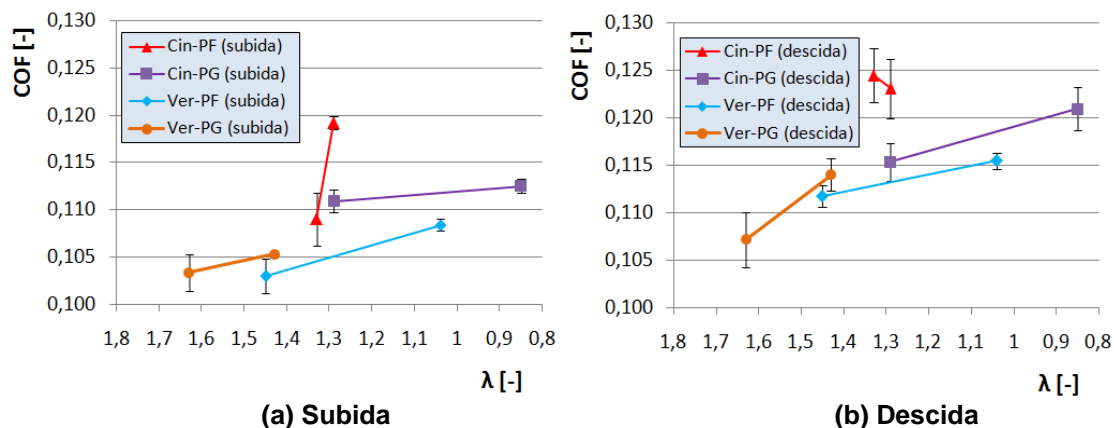


Figura 4.65 – Relação entre o COF médio da primeira e última hora de ensaio com o parâmetro de filme do início e final de ensaio, respectivamente (condição de FN=75 N, f=5 Hz e Cp=10 mm).<sup>20</sup>

Com o ensaio também verificou-se alteração do parâmetro  $\Pi_{GW}$ . A Figura 4.66 apresenta, neste caso para todos os tempos de ensaio, a variação do parâmetro padronizado com a condição antes do ensaio. Verifica-se que, mesmo nos ensaios de 1 hora, já há aumento deste parâmetro, com incrementos mais significativos para ensaios de 8 horas.

Observa-se que os ferros fundidos cinzentos tiveram a maior alteração do parâmetro  $\Pi_{GW}$ , e conseqüentemente o maior desgaste. Uma hipótese para este comportamento reside no fato de que a razão entre a pressão média de contato e a macrodureza ( $P_{média}/H$ ) foi menor para os ferros fundidos vermiculares. Este diferença é causada principalmente pela macrodureza, conforme apresentado na Figura 4.7.

<sup>20</sup> Para facilitar o entendimento destes gráficos, os valores de lambda foram apresentados em ordem inversa. Assim, os valores à esquerda no gráfico apresentam a condição inicial do ensaio.

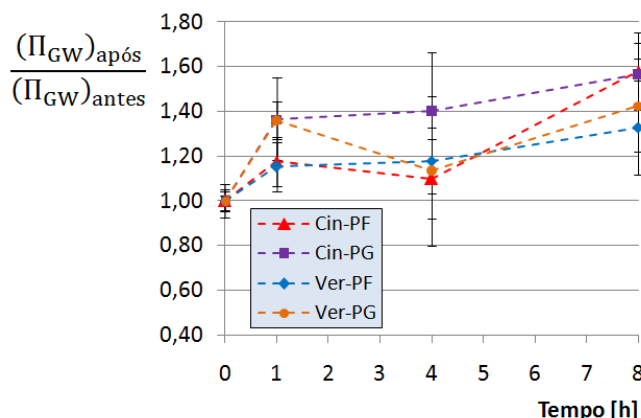


Figura 4.66 – Alteração do parâmetro  $\Pi_{GW}$  padronizado (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

O resumo de dados absolutos de  $\Pi_{GW}$  e do índice de plasticidade,  $\psi$ , para as superfícies antes e após ensaio de 8 horas são apresentados na Tabela 4.14. A redução do índice de plasticidade implica no aumento da área real de contato conforme proposto por Kogut e Etsion (2003), muito embora os valores encontrados na Tabela 4.14 indiquem, segundo estes pesquisadores, a natureza de um contato em regime de plasticidade total ( $\psi > 8$ ). Portanto, a razão entre a pressão média de contato e a macrodureza passa a ser um indicador importante para este trabalho.

Tabela 4.14 – Parâmetros de contato (produto modelo GW e índice de plasticidade) na RCP antes e após ensaio de 8 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Material		$\Pi_{GW} (10^{-3})[-]$	$\psi [-]$
Cin-PF	Antes	86 ( $\pm 6$ )	11,1 ( $\pm 0,5$ )
	Depois	136 ( $\pm 12$ )	10,2 ( $\pm 0,8$ )
Cin-PG	Antes	79 ( $\pm 2$ )	12,4 ( $\pm 1,0$ )
	Depois	124 ( $\pm 11$ )	9,3 ( $\pm 0,2$ )
Ver-PF	Antes	86 ( $\pm 3$ )	12,8 ( $\pm 0,6$ )
	Depois	114 ( $\pm 18$ )	10,0 ( $\pm 0,6$ )
Ver-PG	Antes	74 ( $\pm 5$ )	13,6 ( $\pm 0,3$ )
	Depois	106 ( $\pm 14$ )	11,5 ( $\pm 0,5$ )

Por fim, a Tabela 4.15 apresenta os parâmetros para a determinação do índice de mérito tribológico (IMT). Vale a pena comentar que, devido a sua concepção, quanto menor o seu valor melhor é o desempenho tribológico do material. Constata-se que o ferros fundidos vermiculares tiveram as menores alterações de topografia conforme já mencionado e os menores valores de

$\overline{COF}_e$ . Uma possível explicação para os ferros fundidos cinzentos apresentarem os maiores coeficientes de atrito é relacionada à maior capacidade de amortecimento de vibração apresentada por estes materiais. Em suma, sendo ambos os parâmetros que constituem o IMT menores para os ferros fundidos vermiculares, estes tiveram o melhor desempenho tribológico. Os *rankings* para os valores médios de IMT's foram indicados na Tabela 4.15. Adicionalmente, inferências estatísticas, com 95 % de confiança, indicaram que:

- Os ferros fundidos vermiculares tiveram melhor desempenho tribológico;
- Considerando o mesmo material, o IMT não indica diferenças significativas com relação à espessura de parede;

**Tabela 4.15 – Comparação do desempenho tribológico dos materiais (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Material	$\frac{(\Pi_{GW})_{após}}{(\Pi_{GW})_{antes}}$ [-]	$\overline{COF}_e$ [-]	IMT [-]
Cin-PF	1,58 ( $\pm 0,17$ )	0,119 ( $\pm 0,005$ )	0,189 ( $\pm 0,022$ ) [4°]
Cin-PG	1,57 ( $\pm 0,14$ )	0,116 ( $\pm 0,004$ )	0,182 ( $\pm 0,018$ ) [3°]
Ver-PF	1,33 ( $\pm 0,21$ )	0,111 ( $\pm 0,004$ )	0,147 ( $\pm 0,024$ ) [1°]
Ver-PG	1,43 ( $\pm 0,21$ )	0,108 ( $\pm 0,004$ )	0,155 ( $\pm 0,023$ ) [2°]

#### 4.4.3.4 Quantificação de metal dobrado e mecanismos de desgaste

A Tabela 4.16 resume o resultado dos parâmetros de quantificação relacionados com o FM. São apresentados o percentual de obstrução de sulcos, o % FM/Sulco e o  $FM_{spk}$ , cujas definições encontram-se na seção 3.3.1.4. Para facilitar a discussão, a exemplo dos parâmetros de rugosidade, também são apresentados os valores padronizados na Figura 4.67.



Tabela 4.16 – Resultados da quantificação dos parâmetros relacionados ao FM para os ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Material - Tempo - Região		% Obstrução de sulcos	FM/Sulco [%]	FM <sub>spk</sub> [%]		
Cin-PF	1 hora	Antes	95 ( $\pm 4$ )	40,0 ( $\pm 5,0$ )	11,7 ( $\pm 0,5$ )	
		Depois	PMI	87 ( $\pm 3$ )	30,8 ( $\pm 3,2$ )	9,8 ( $\pm 0,4$ )
			RCP	93,4 ( $\pm 1,1$ )	38,0 ( $\pm 6,2$ )	10,6 ( $\pm 1,3$ )
			PMS	96 ( $\pm 4$ )	32,6 ( $\pm 4,2$ )	10,9 ( $\pm 1,6$ )
	4 horas	Antes	100 ( $\pm 0$ )	44,0 ( $\pm 3,6$ )	11,8 ( $\pm 1,2$ )	
		Depois	PMI	95 ( $\pm 4$ )	40,2 ( $\pm 2,2$ )	10,5 ( $\pm 1,8$ )
			RCP	87 ( $\pm 12$ )	37,9 ( $\pm 1,5$ )	11,5 ( $\pm 0,9$ )
			PMS	88 ( $\pm 4$ )	34,1 ( $\pm 0,9$ )	8,5 ( $\pm 1,6$ )
	8 horas	Antes	85 ( $\pm 7$ )	41,8 ( $\pm 5,7$ )	12,5 ( $\pm 2,0$ )	
		Depois	PMI	84 ( $\pm 7$ )	38,3 ( $\pm 0,4$ )	10,5 ( $\pm 1,2$ )
			RCP	79 ( $\pm 9$ )	41,0 ( $\pm 1,4$ )	8,7 ( $\pm 0,4$ )
			PMS	77 ( $\pm 9$ )	39,3 ( $\pm 1,6$ )	12,6 ( $\pm 1,5$ )
Cin-PG	1 hora	Antes	100 ( $\pm 0$ )	44,6 ( $\pm 3,6$ )	11,2 ( $\pm 1,1$ )	
		Depois	PMI	91,4 ( $\pm 0,4$ )	36,4 ( $\pm 1,6$ )	9,1 ( $\pm 2,1$ )
			RCP	93 ( $\pm 12$ )	38,7 ( $\pm 2,5$ )	9,7 ( $\pm 1,3$ )
			PMS	97 ( $\pm 5$ )	36,3 ( $\pm 1,2$ )	8,9 ( $\pm 0,7$ )
	4 horas	Antes	94 ( $\pm 5$ )	41,6 ( $\pm 1,2$ )	11,9 ( $\pm 0,6$ )	
		Depois	PMI	97 ( $\pm 5$ )	33,4 ( $\pm 2,3$ )	11,1 ( $\pm 1,8$ )
			RCP	86 ( $\pm 12$ )	33,2 ( $\pm 5,0$ )	11,4 ( $\pm 1,0$ )
			PMS	92,0 ( $\pm 1,0$ )	31,3 ( $\pm 3,5$ )	13,1 ( $\pm 1,4$ )
	8 horas	Antes	93 ( $\pm 12$ )	39,4 ( $\pm 6,1$ )	10,6 ( $\pm 1,0$ )	
		Depois	PMI	89 ( $\pm 7$ )	36,7 ( $\pm 1,4$ )	13,4 ( $\pm 1,5$ )
			RCP	92 ( $\pm 8$ )	35,9 ( $\pm 2,4$ )	11,6 ( $\pm 1,0$ )
			PMS	100 ( $\pm 0$ )	35,7 ( $\pm 3,1$ )	14,3 ( $\pm 0,3$ )
Ver-PF	1 hora	Antes	94 ( $\pm 10$ )	42,1 ( $\pm 5,1$ )	9,6 ( $\pm 1,1$ )	
		Depois	PMI	92 ( $\pm 7$ )	40,8 ( $\pm 4,9$ )	7,8 ( $\pm 1,1$ )
			RCP	93 ( $\pm 0$ )	37,9 ( $\pm 4,3$ )	7,7 ( $\pm 1,2$ )
			PMS	93 ( $\pm 7$ )	36,2 ( $\pm 0,8$ )	6,7 ( $\pm 1,6$ )
	4 horas	Antes	91 ( $\pm 7$ )	44,8 ( $\pm 2,7$ )	8,5 ( $\pm 0,4$ )	
		Depois	PMI	92,6 ( $\pm 0,9$ )	43,6 ( $\pm 1,4$ )	5,3 ( $\pm 0,8$ )
			RCP	81 ( $\pm 11$ )	39,4 ( $\pm 3,9$ )	6,3 ( $\pm 1,8$ )
			PMS	88 ( $\pm 4$ )	44,0 ( $\pm 1,9$ )	7,9 ( $\pm 0,6$ )
	8 horas	Antes	93 ( $\pm 12$ )	41,9 ( $\pm 6,4$ )	10,6 ( $\pm 1,0$ )	
		Depois	PMI	89 ( $\pm 7$ )	39,0 ( $\pm 1,4$ )	13,4 ( $\pm 1,5$ )
			RCP	92 ( $\pm 8$ )	38,1 ( $\pm 2,4$ )	11,6 ( $\pm 1,0$ )
			PMS	88 ( $\pm 7$ )	32,7 ( $\pm 1,6$ )	6,7 ( $\pm 1,6$ )
Ver-PG	1 hora	Antes	90 ( $\pm 5$ )	45,6 ( $\pm 3,6$ )	6,6 ( $\pm 1,0$ )	
		Depois	PMI	90 ( $\pm 7$ )	47,2 ( $\pm 3,3$ )	6,0 ( $\pm 1,0$ )
			RCP	88,0 ( $\pm 0,8$ )	45,4 ( $\pm 5,0$ )	4,8 ( $\pm 0,6$ )
			PMS	92 ( $\pm 7$ )	45,5 ( $\pm 2,5$ )	5,3 ( $\pm 0,4$ )
	4 horas	Antes	92 ( $\pm 9$ )	43,7 ( $\pm 3,1$ )	6,6 ( $\pm 1,5$ )	
		Depois	PMI	91 ( $\pm 7$ )	39,2 ( $\pm 1,0$ )	5,9 ( $\pm 2,5$ )
			RCP	91 ( $\pm 6$ )	39,1 ( $\pm 0,9$ )	5,5 ( $\pm 0,3$ )
			PMS	93,9 ( $\pm 0,3$ )	41,0 ( $\pm 2,1$ )	5,7 ( $\pm 1,4$ )
	8 horas	Antes	93 ( $\pm 8$ )	47,0 ( $\pm 3,5$ )	8,6 ( $\pm 0,5$ )	
		Depois	PMI	77 ( $\pm 7$ )	41,9 ( $\pm 4,0$ )	6,7 ( $\pm 1,0$ )
			RCP	89 ( $\pm 4$ )	38,8 ( $\pm 2,9$ )	9,8 ( $\pm 2,1$ )
			PMS	88 ( $\pm 6$ )	42,3 ( $\pm 3,1$ )	5,8 ( $\pm 0,5$ )

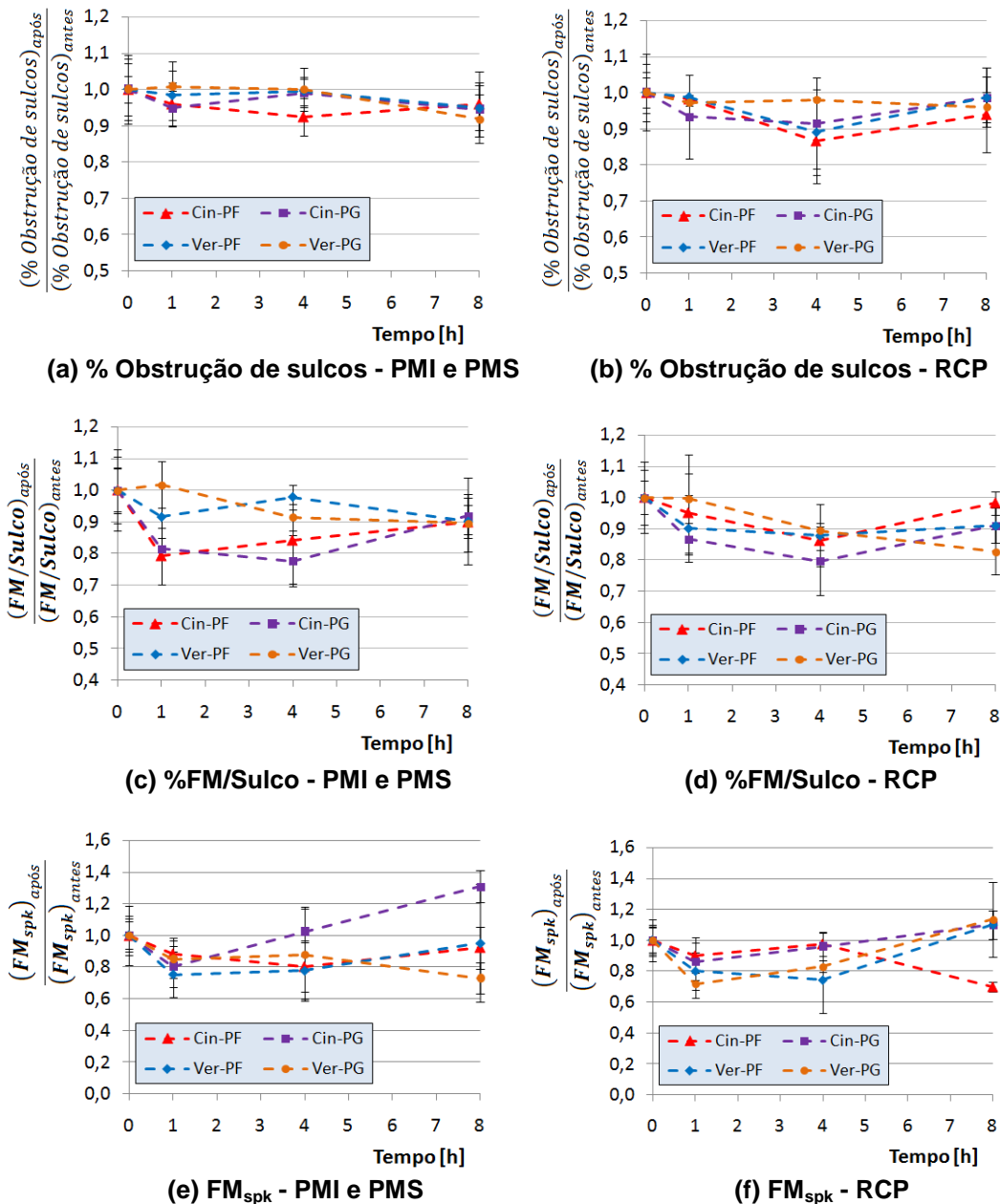


Figura 4.67 – Parâmetros padronizados relacionados ao FM para as superfícies brunidas em ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Verifica-se que a variação imposta pelos ensaios nos parâmetros não apresentou diferença significativa nas tendências da RCP e os PMI-PMS. Este mesmo comportamento foi observado para os parâmetros de rugosidade (seção 4.4.3.2). E da mesma forma, entende-se que as condições dos ensaios de longa duração não permitiram grande diferença no regime de lubrificação entre as regiões citadas.

Observa-se, de modo geral, que todos os parâmetros relacionados ao FM apresentaram mudança de tendência com o tempo de ensaio. Inicialmente,

parece haver queda dos valores, mas em seguida houve uma tendência de aumento. A variação dos três parâmetros relacionados com o FM exige um aprofundamento da discussão dos mecanismos impostos a estas porções de material.

Com base na revelação das superfícies desgastadas em MEV, pode-se ter uma expectativa qualitativa sobre a variação do FM ao longo dos ensaios. A Figura 4.68 mostra a presença de FM dentro dos sulcos, ainda após 4 horas de ensaio. Certamente estas porções de material foram forçadas para dentro do sulcos no início dos ensaios, garantindo a sua permanência após várias horas.

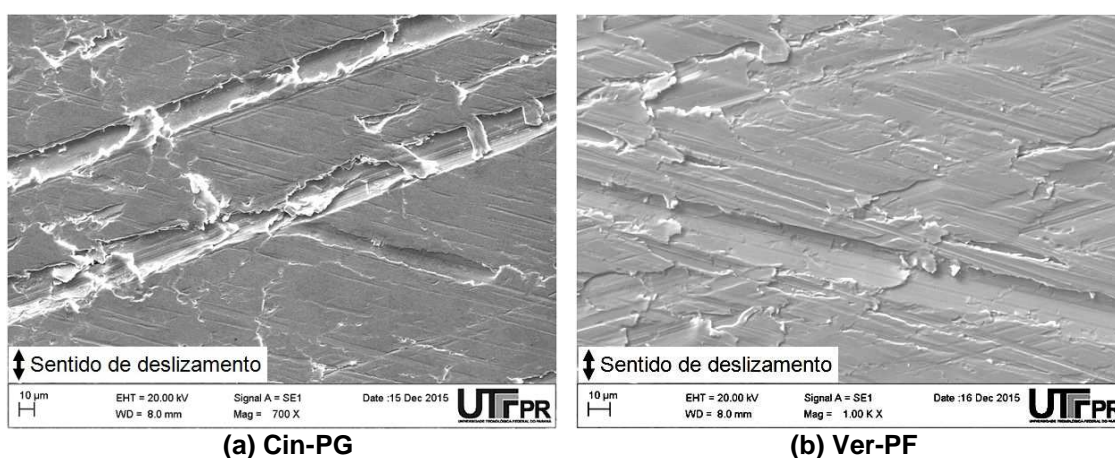
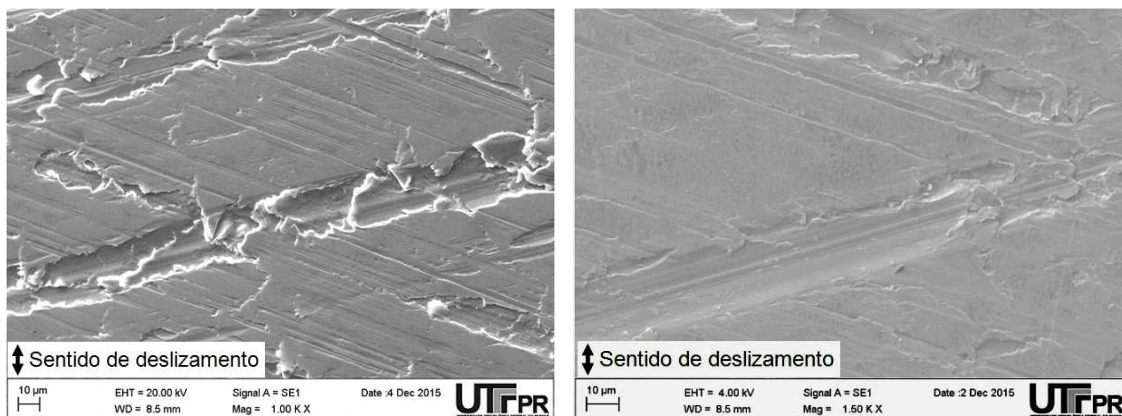


Figura 4.68 – Imagens obtidas por MEV evidenciando FM dentro do sulcos após ensaios de 4 horas (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Destaca-se que após os ensaios notou-se redução drástica do FM presente nos platôs. Chama-se a atenção que em ensaios interrompidos de 0,5 horas, Figura 4.69(a), já não se observou FM nos platôs. A Figura 4.69(b) com ensaios de 8 horas apresenta platô relativamente mais alisado e, conseqüentemente, com menor possibilidade de presença de FM.



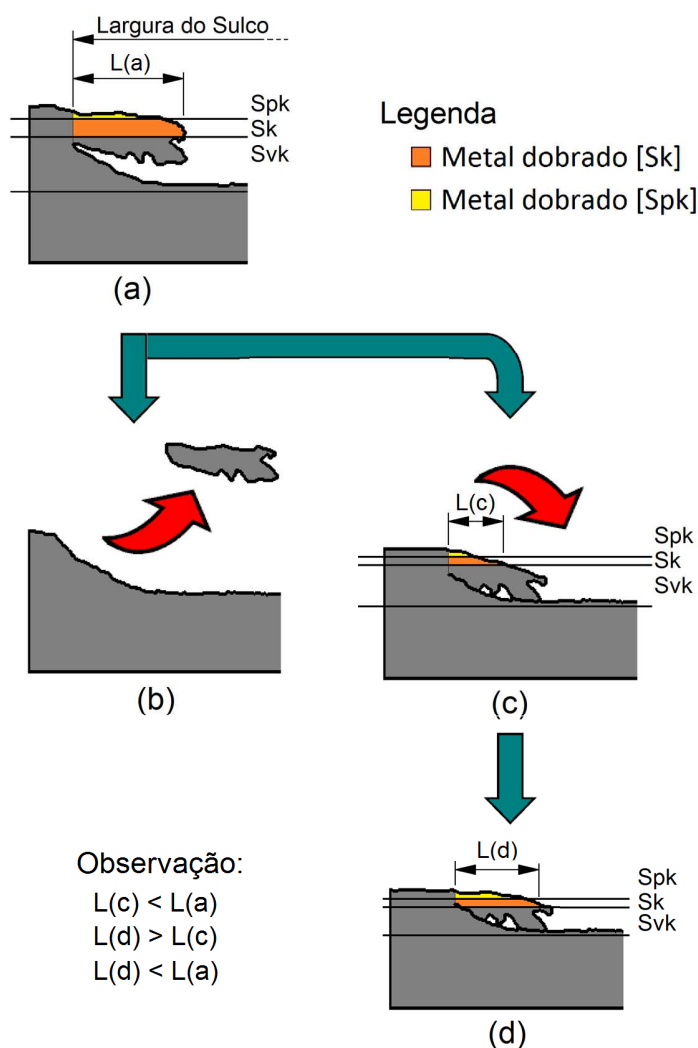
(a) Cin-PF - Após 0,5 horas de ensaio

(b) Cin-PG - Após 8 horas de ensaio

Figura 4.69 – Imagens obtidas por MEV mostrando ausência de FM nos platôs após ensaio (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

A Figura 4.69(b) também é útil para verificar que algumas arestas, ou bordas, de sulcos tiveram a remoção de FM. Nesta imagem, em particular, nota-se que praticamente não há FM nas arestas dos sulcos. Resultados de ferrografia do óleo (após ensaios de 8 horas) mostram aumento de partículas (vide Figura B.1), o que também corrobora o mecanismo de remoção de FM.

Desta forma, há uma expectativa qualitativa de que houvesse redução contínua de FM ao longo dos ensaios tribológicos, o que não está refletido na quantificação. Para uma melhor discussão desta diferença, um esquema é proposto e apresentado na Figura 4.70, o qual é baseado nas observações das superfícies desgastadas.



**Figura 4.70 – Esquema evidenciando os mecanismos associados ao FM: (a) FM dentro do sulco (b) FM removido do contato (c) FM forçado para dentro do sulco (d) FM dentro do sulco para maiores tempos de ensaio de desgaste.**

Inicialmente, apresenta-se a quantificação de FM dentro de um sulco na Figura 4.70(a). Enfatiza-se que esta seção transversal foi modelada com o contorno real do FM dentro do sulco, apresentado na Figura 4.24(b). Logo, a geometria e a quantificação do FM seriam relacionados com a condição original da superfície. Deve-se atentar que a quantificação segue padrão da Figura 4.15, com discriminação do FM relacionado com às regiões do núcleo (em laranja) e do Spk (em amarelo). Estas regiões, dentro da topografia da Figura 4.70, são delimitadas pelas linhas horizontais. A largura do FM também é apresentada na mesma Figura –  $L(a)$ ,  $L(c)$  e  $L(d)$ .

Sabe-se que com o ensaio de desgaste houve tendência de alisamento do platô, com efetiva queda do valor tanto de altura de núcleo quanto de altura reduzida de picos. Conforme discussão da Figura 4.61, pôde-se verificar que esta redução foi intensificada com o tempo de ensaio. Deste modo, deve-se avaliar os possíveis mecanismos impostos ao FM, considerando o alisamento da superfície. Dois mecanismos são propostos para explicar o comportamento dos parâmetros de FM, os quais são descritos a seguir:

- O primeiro mecanismo seria a possibilidade de remoção do FM da borda do sulco durante o ensaio, conforme esquema da Figura 4.70(b). Este mecanismo aconteceria devido ao contato do anel do pistão, que em movimento oscilatório, tenderia a arrancar estas porções de material. Logicamente, a remoção do FM teria como resultado a redução dos parâmetros de quantificação;
- No segundo mecanismo o FM, ao invés de ser arrancado, seria forçado para dentro do sulco devido ao contato com o anel do pistão, conforme proposto na Figura 4.70(c). Chama-se a atenção que esta situação, juntamente com o alisamento da superfície, causa uma queda da quantificação dos parâmetros. Isto pode ser verificado pela redução das áreas indicadas (em amarelo e laranja) em comparação com a condição original da Figura 4.70(a).

Já para ensaios de maior duração, nos quais as reduções de alturas de núcleo e pico são ainda mais intensas, verifica-se mudança de tendência nos parâmetros. A Figura 4.70(d) mostra o FM, que inicialmente foi forçado para dentro do sulco, agora com maiores áreas identificadas em relação à Figura 4.70(c).

Com auxílio das cotas das larguras do FM apresentadas na Figura 4.70, que têm relação direta com as áreas do FM, pode-se corroborar as afirmações sobre o comportamento dos parâmetros de FM. Observa-se, inicialmente, a mudança de tendência pois  $L(c) < L(a)$  e  $L(d) > L(c)$ . Contudo, deve-se observar que  $L(d) < L(a)$ . O modelo proposto, então, explica de modo satisfatório o comportamento apresentado para a grande maioria dos resultados da Figura 4.67. Entende-se, ainda baseado no modelo proposto, que aumentos nas

frações dos parâmetros padronizados de FM acima de 1, para ensaios de 8 horas, aconteceriam em condições de maior alisamento da superfície do que o proposto na Figura 4.70(d).

Avaliando o comportamento dos parâmetros da Figura 4.67, nota-se que a transição de tendência acontece em 1 hora e 4 horas de ensaio para o ( $FM_{spk}$ ) e (% Obstrução de sulcos e % FM/Sulco), respectivamente.

A magnitude das alterações dos parâmetros de FM não são tão evidentes em avaliações qualitativas das imagens geradas pelas rotinas de quantificação. Ainda assim, apresentam-se exemplos de resultados de quantificação de FM, para o Cin-PG (para PMS) e Ver-PG (para RCP) na Figura 4.71. A escolha para estas duas condições foi para permitir a comparação entre resultados, respectivamente, da condição mais crítica (maior alteração) em relação a variação de  $FM_{spk}$  e a condição mais representativa dos ensaios (conforme resultado da Figura 4.67).

Para o Cin-PG, verifica-se que as regiões de  $FM_{spk}$ , que inicialmente se apresentaram em grandes porções de áreas, se tornaram mais esparsas após 1 hora de ensaio. Em seguida, voltam a se apresentar em áreas relativamente maiores para os ensaios de 4 e 8 horas. Para o Ver-PG as regiões de  $FM_{spk}$  são relativamente maiores para a condição original, de modo similar ao Cin-PG. Todavia, o Ver-PG mantém este comportamento até ensaios de 4 horas, mas as regiões do  $FM_{spk}$  se apresentam em áreas menores e de modo mais esparsas após 8 horas de ensaio.

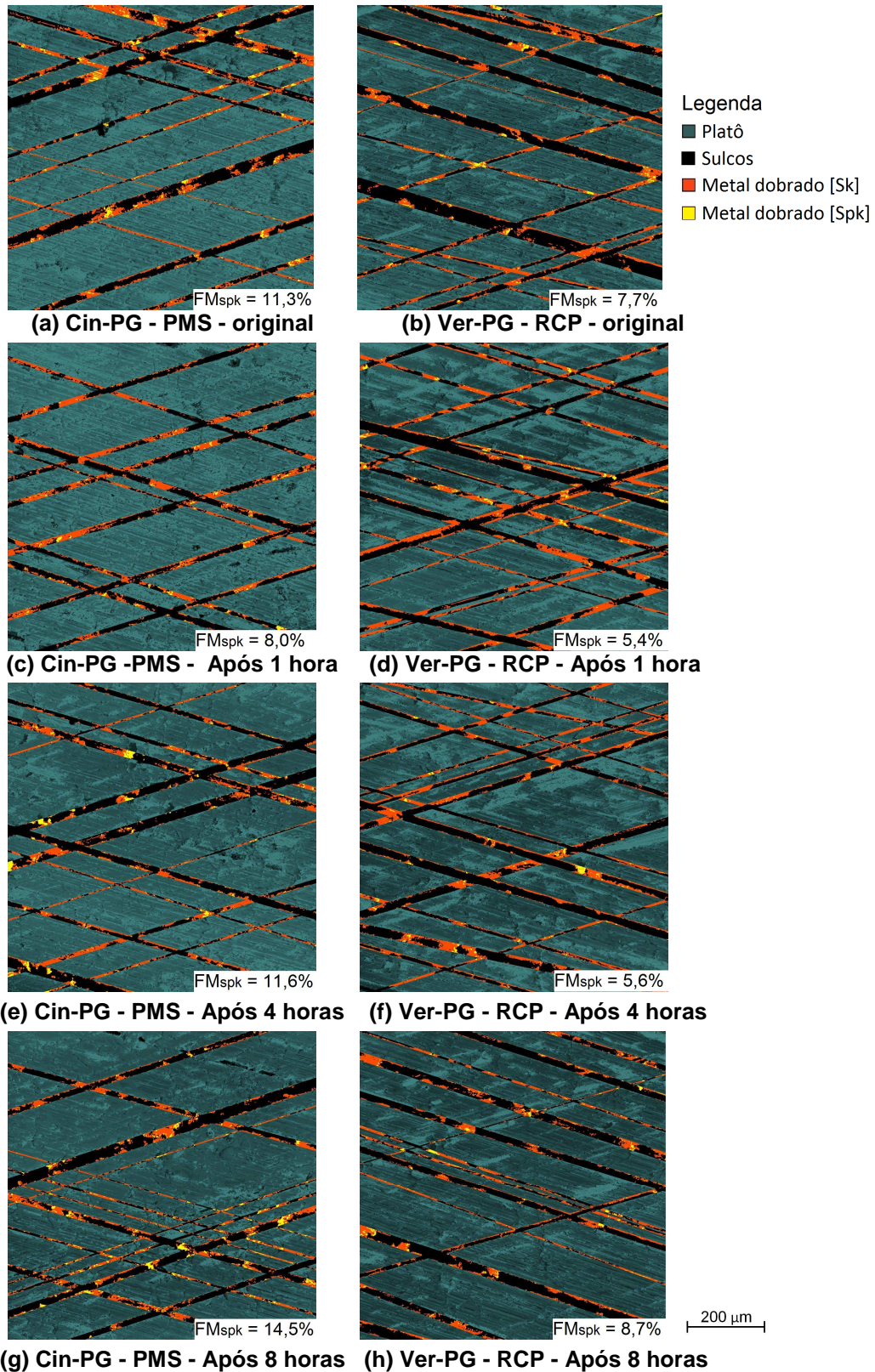


Figura 4.71 – Exemplos de resultados da rotina de quantificação de metal dobrado após ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75\text{ N}$ ,  $f=5\text{ Hz}$  e  $C_p=10\text{ mm}$ ).<sup>21</sup>

<sup>21</sup> Os valores apresentados de  $FM_{spk}$  são referentes a respectiva imagem quantificada. Valores médios para este parâmetro podem ser encontrados na Tabela 4.16.



Após a discussão quantitativa e qualitativa dos parâmetros de FM, é notória, e surpreendente, uma limitação técnica apresentada pela rotina para avaliações das superfícies desgastadas. O modelo proposto na Figura 4.70 auxilia na explicação para os resultados obtidos, mas traz à tona a mudança de referência de alturas, na qual a rotina se baseia para a quantificação do FM (vide seção 3.3.1.4).

Com isso, deve-se observar que os aumentos, denominados agora como virtuais, das frações dos parâmetros de FM (evidenciados na Figura 4.71) não transcrevem o que foi verificado nas superfícies em avaliações de MEV ( Figura 4.68 e Figura 4.69). Ou seja, não há tendências reais de aumento de FM ou de obstrução de sulcos com os ensaios. Sendo que efetivamente observou-se a redução deste e a desobstrução de sulcos. O aprimoramento da rotina e o estudo focado na limitação descrita são novamente mencionados no capítulo 6 – propostas para trabalhos futuros.

Outra expectativa não confirmada com os ensaios seria a influência da quantidade de FM (e de sua variação) no comportamento do coeficiente de atrito (COF). Vê-se que os valores absolutos dos parâmetros de FM apresentados na Tabela 4.16, mostram que o ferro fundido vermicular com maiores valores de FM deveriam, então, apresentar os maiores valores de COF (MEZGHANI *et al.*, 2012; PROFITO *et al.*, 2014).

Contudo, o resultado foi exatamente o contrário, os ferros fundidos vermiculares apresentaram os menores valores de COF (vide seção 4.4.3.1 e resumo da Tabela 4.15). A hipótese para este comportamento baseia-se na pouca diferença apresentada, entre os dois materiais, em relação à quantificação de FM (e das variações experimentadas com os ensaios – entre 10 e 20 %). Deste modo, os resultados obtidos são consonantes com as conclusões de pouca influência do FM no COF obtidos por Profito *et al.* (2014), ao invés da grande influência proposta por Mezghani *et al.*, ( 2012).

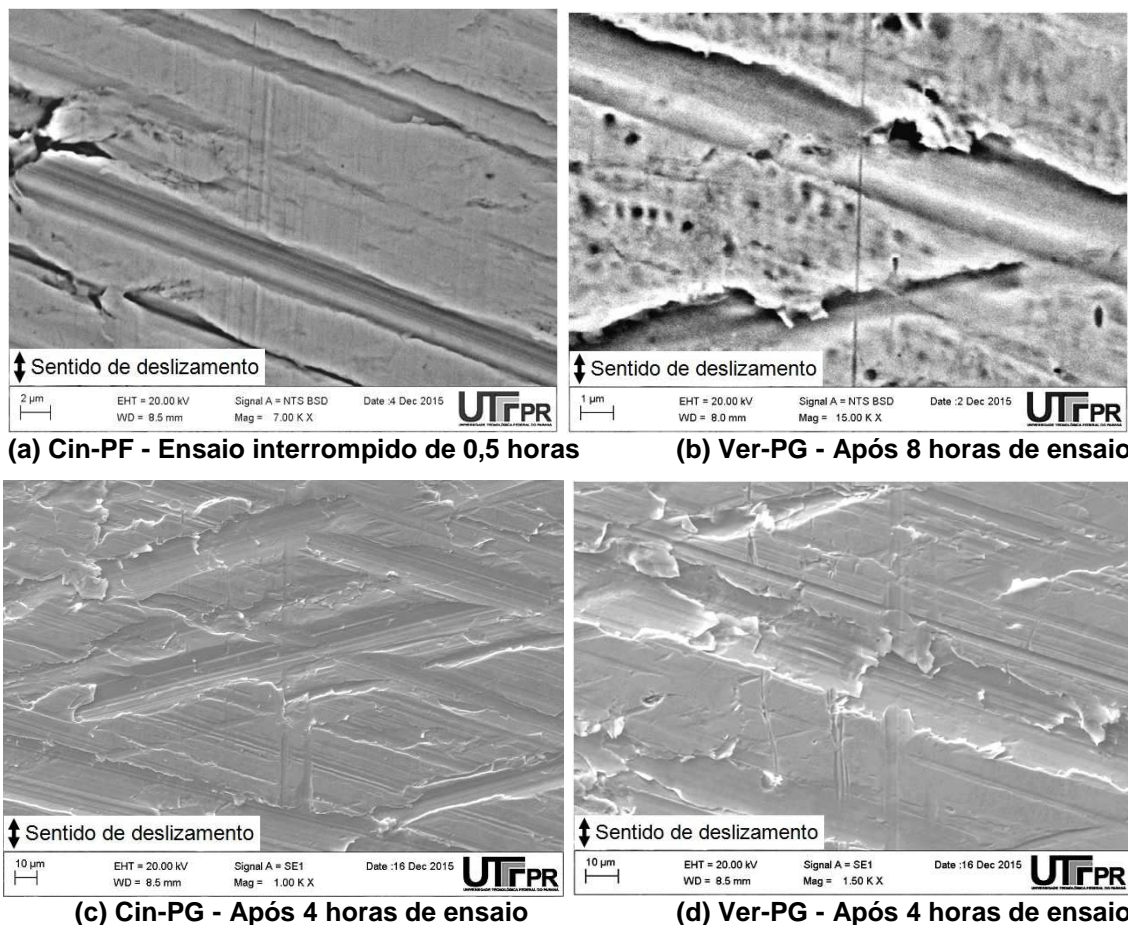
Deste modo, o comportamento do COF foi ditado, de modo predominante, pelas características de propriedades mecânicas dos materiais, que resultaram em distintos valores de parâmetros de lubrificação. Assim, os ferros fundidos

vermiculares, com maiores valores de parâmetro de filme (Tabela 4.13), tiveram os menores coeficientes de atrito.

Não se pode, no entanto, descartar a influência do FM nos mecanismos de desgaste e no seu efeito de alteração de topografia. Uma vez que se observou a remoção do FM, há geração de partículas de desgaste. Acrescenta-se, ainda, que estas porções de materiais são relativamente mais duras que o substrato de ferro fundido, devido à alta deformação plástica sofrida durante a sua formação (GRIFFITHS, 1986) e que provavelmente foi intensificada durante a sua remoção da superfície. Diante disto, o FM tem a possibilidade de atuar como agente em abrasão à três corpos.

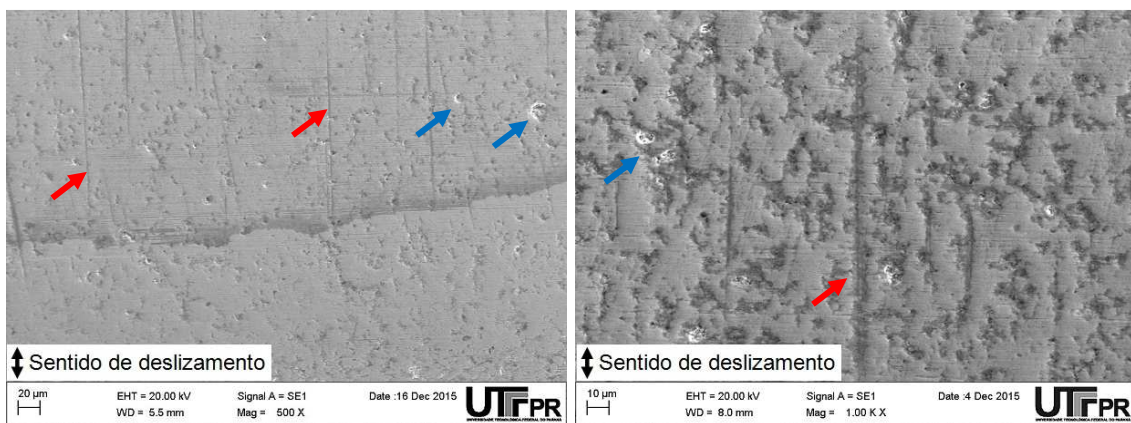
Realmente mecanismos de abrasão foram verificados nas superfícies. Observaram-se de modo recorrente a raspagem dos tribofilmes de ZDDP formados tanto nas superfícies brunidas como na superfície dos anéis (descritos na seção 4.4.3.1).

Ademais, constataram-se, em avaliações de MEV, riscos axiais nas superfícies brunidas e nas superfícies dos anéis, na direção do deslizamento, o que caracteriza desgaste abrasivo. Alguns exemplos para as superfícies brunidas são apresentados na Figura 4.72. De modo característico dois tipos de riscos foram identificados, independentemente do tempo de ensaio e do material. Primeiro, riscos mais finos e aparentemente menos profundos foram encontrados, conforme exemplos dados na Figura 4.72(a,b). O outro tipo de risco apresentou-se mais profundo e mais largo, com conseqüente maior dano à superfície. A Figura 4.72(c,d) mostra dois casos para ensaios de 4 horas.



**Figura 4.72 – Exemplos de riscos axiais nas superfícies brunidas após ensaios de longa duração (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

A Figura 4.73 apresenta exemplos de regiões de contato do anel com grande quantidade de riscos. Alguns destes riscos são indicados com setas vermelhas. A Figura 4.73(a) evidencia que, de modo predominante, os riscos ficam restritos à região onde aconteceu o contato com a superfície brunida. A Figura 4.73(b) mostra o mesmo fenômeno com maior magnificação. Ainda na mesma imagem, pode-se observar regiões, indicadas pelas setas azuis, onde houve lascamento da superfície.



(a) Contra Ver-PF - Após 4 horas

(b) Contra Cin-PG - Após 8 horas

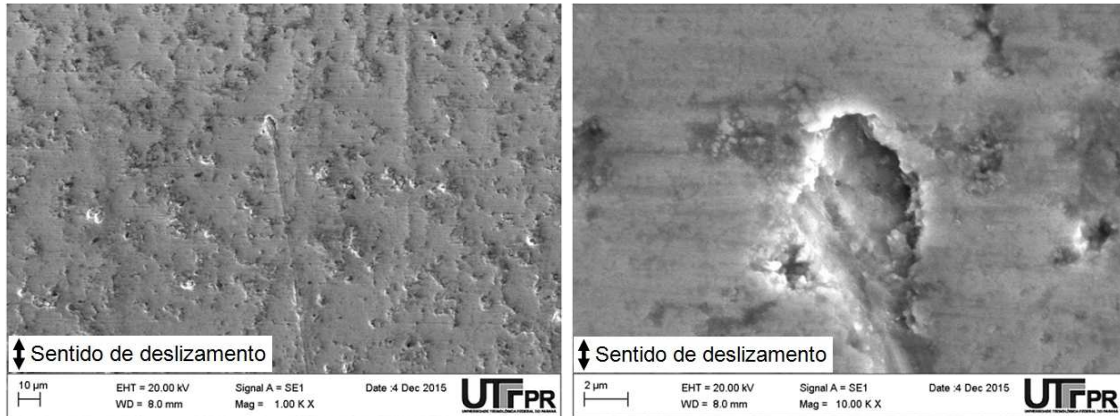
Figura 4.73 – Imagens obtidas por MEV das superfícies dos anéis de pistão mostrando riscos e lascamento (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Identificou-se vários casos de lascamento da superfície do anel sem presença de outros fenômenos de desgaste. A Figura 4.56 mostra um exemplo em detalhe. Nota-se que não houve riscos ou deformação plástica significativa no entorno da região lascada.



Figura 4.74 – Imagens obtidas por MEV mostrando detalhe de lascamento da superfície do anel do pistão em deslizamento contra o Ver-PG após 8 horas de ensaio (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).

Contudo, em alguns poucos casos, observou-se que o lascamento teve relação com riscos. A Figura 4.75 mostra que um risco axial acaba em uma região lascada. Certamente, nestes casos, uma partícula dura iniciou o processo com o riscamento e resultou ao fim, em arrancamento de uma grande porção de material.



(a) Risco resultando em lascamento

(b) Detalhe

**Figura 4.75 – Imagens obtidas por MEV mostrando lascamento da superfície do anel do pistão, relacionado com risco axial, em deslizamento contra o Cin-PG após 8 horas de ensaio (condição de  $F_N=75$  N,  $f=5$  Hz e  $C_p=10$  mm).**

Todos os mecanismos de desgaste apresentados têm influência nas alterações impostas às superfícies e, conseqüentemente, nos parâmetros de rugosidade. Desta maneira, e com o exposto anteriormente, entende-se que o FM teria uma ação mais direta no desempenho tribológico dos materiais – e no índice de mérito tribológico (IMT) – no que se refere à alteração de topografia, e menos no coeficiente de atrito.

De fato, observa-se a mesma tendência no comportamento apresentado pelo  $FM_{spk}$  na condição original da superfície (vide Figura 4.16 e Tabela 4.16) com o parâmetro  $\frac{(\Pi_{GW})_{após}}{(\Pi_{GW})_{antes}}$  (Tabela 4.15). A correlação é forte e positiva com valor de 0,9550. Conforme apresentado na seção 4.3, entende-se que esta fração de FM, localizada em regiões relativamente mais altas da topografia, estão mais suscetíveis ao contato com o anel durante o ensaio. Deste modo, quanto mais  $FM_{spk}$  no início do ensaio, maior seria a tendência de formação de partículas de desgaste, e conseqüentemente maior a possibilidade de ação abrasiva do FM com alteração das características topográficas.

Por fim, enfatiza-se que a microestrutura dos ferros fundidos avaliados nesta Tese tiveram influencia na quantidade de FM das superfícies brunidas, sendo que os maiores valores foram observados para o Ver-PG. Contudo, não se observou influência significativa da ocorrência deste fenômeno no comportamento do coeficiente de atrito. Ainda assim, o FM (após removido da superfície) mostrou-se como um possível agente de abrasão à três corpos atuando de modo significativo na alteração topográfica das superfícies.

## 5 CONCLUSÕES

O presente trabalho estudou a influência da microestrutura do ferro fundido cinzento (FFC) e do ferro fundido vermicular (FFV) na ocorrência de metal dobrado (FM) e no comportamento tribológico em ensaios do tipo anel sobre cilindro. Duas espessuras distintas de parede do cilindro brunidas foram avaliadas para cada material, as quais foram denominadas de parede fina (Cin-PF e Ver-PF) e parede grossa (Cin-PG e Ver-PG).

Com o estudo pôde-se concluir de forma resumida que a grafita exerce efeito sobre a formação de FM nos ferros fundidos estudados. Além disto, o FM apresenta correlação com as alterações topográficas impostas pelos ensaios tribológicos de longa duração, os quais foram realizados sob regime misto de lubrificação. E, finalmente, que o desempenho global dos FFV's é melhor do que o dos FFC's para as condições ensaiadas e o tipo de ensaio utilizado.

Um detalhamento desta conclusão geral é feito a seguir para cada item dos objetivos da Tese.

### ➤ SOBRE A RELAÇÃO MICROESTRUTURA - METAL DOBRADO

- ✓ Diferentes evidências foram apresentadas para demonstrar a relação entre grafita e metal dobrado (FM). Observou-se uma forte correlação estatística entre a fração de grafita e o %FM/Sulco. Esta constatação foi corroborada pela influência da fase grafita nas propriedades de plasticidade dos ferros fundidos estudados, a qual está diretamente relacionada ao mecanismo de formação de FM. Além disto, verificou-se a possibilidade de formação de FM diretamente sobre a grafita, ou ainda devido à extrusão desta fase. Outra conclusão é que a morfologia da grafita e a sua orientação têm influência na formação de FM. Grafitas com orientação normal à superfície ou nodulares apresentam menor possibilidade de extrusão e com isso menor possibilidade de formação de FM. Contudo, a nodularidade foi baixo para os FFV's e supostamente pouco significativo na quantificação de FM nestes materiais.
- ✓ Verificou-se a presença de FM nos platôs e nos sulcos para todos os materiais. Observou-se que os FFC's apresentam maior quantidade de

FM associado com à região de picos ( $FM_{spk}$ ). A largura dos sulcos de brunimento se apresentou estatisticamente igual para todas as amostras e com percentual de obstrução de sulcos acima de 85%. Os materiais de parede grossa tiveram os maiores valores de %FM/sulco, sendo o Ver-PG o material que apresentou o maior valor para este parâmetro.

➤ **SOBRE A RELAÇÃO MICROESTRUTURA-DESEMPENHO TRIBOLÓGICO**

- ✓ Um parâmetro para a comparação entre o desempenho tribológico dos materiais foi proposto e denominado de índice de mérito tribológico (IMT), o qual levou em conta desgaste e coeficiente de atrito. O desgaste, em especial, foi avaliado pelo produtório do modelo de Greenwood e Williamson (1966)  $\Pi_{GW}$ , utilizando os parâmetros  $Sq$ ,  $Sds$  e  $Ssc$  para expressá-lo. O IMT evidenciou melhor desempenho tribológico do FFV (com menor alteração de topografia e menor coeficiente de atrito médio);
- ✓ Verificou-se que os FFV's tiveram a menor alteração de topografia referente ao produtório  $\Pi_{GW}$ , com conseqüente menor desgaste. Uma explicação para este comportamento foi a maior dureza dos FFV's que impuseram uma menor razão de pressão média e dureza;
- ✓ Nos ensaios de longa duração o FFV apresentou COF, tanto no sentido de subida como de descida, aproximadamente 7 % menor que o FFC, sendo uma hipótese para este efeito a maior capacidade de amortecimento de vibração para os FFC's. Ademais, não se observou influência significativa da espessura da parede do material neste parâmetro;
- ✓ A variação de FM ao longo dos ensaios foi discutida por meio de modelos esquemáticos baseados nas observações das superfícies. Relacionou-se a possibilidade de arrancamento do FM, ou este ser forçado para dentro do sulco. Com base nestes modelos, concluiu-se que a rotina de quantificação de FM tem limitação técnica devido ao alisamento da superfície (o que promove alteração nos parâmetros da família  $k$ , os quais são referências para a rotina). Ainda assim, constatou-se, através de avaliações qualitativas de imagens de microscopia eletrônica de

varredura, que efetivamente houve redução de FM e tendência à desobstrução de sulcos com os ensaios tribológicos;

- ✓ Verificou-se pouca influência do FM no coeficiente de atrito (COF), principalmente devido à similaridade de %FM/Sulco entre as amostras e a pouca variação dos parâmetros de FM com os ensaios. Deste modo, o COF teve melhor relação com os parâmetros de filme e as propriedades mecânicas dos materiais;
- ✓ O FM, todavia, foi associado a um agente para abrasão à três corpos após o seu arrancamento. Evidências de mecanismos de desgaste como raspagem dos tribofilmes, riscos axiais e lascamento da superfície do anel foram observados. Verificou-se alta correlação estatística entre o  $FM_{spk}$  (no início do ensaio) com o termo do IMT relacionado com a alteração de topografia (parâmetro  $\frac{(\Pi_{GW})_{após}}{(\Pi_{GW})_{antes}}$ );
- ✓ Avaliações quantitativas da topografia mostraram que houve comportamento similar quanto aos parâmetros de rugosidade no ponto morto inferior (PMI), região central da pista (RCP) e ponto morto superior (PMS). A explicação para este comportamento foi que a condição imposta ao ensaio (força normal, frequência e comprimento de pista) não promoveram grande diferença nos parâmetros de filme para as regiões citadas;

#### ➤ **SOBRE A CARACTERIZAÇÃO DOS MATERIAIS**

- ✓ Micrografias dos FFC's e FFV's revelaram microestruturas características. As grafitas do FFC apresentam-se em forma de lamelas. O FFV, por sua vez, apresentou grafitas em forma de vermes e alguns nódulos. Ambos os materiais exibiram matrizes predominantemente perlíticas. Contudo, observaram-se maiores percentuais de ferrita nos FFV's. Os FFC's apresentaram relativo maior número de grafitas com baixo fator de circularidade e com alta razão de aspecto;
- ✓ Constataram-se relativo maior número de grafitas – e menor fração de grafita – para materiais de parede fina;



- ✓ Houve redução de grafitas com alto valor de circularidade para o Cin-PG em comparação com Cin-PF – e redução das grafitas com baixo fator de circularidade para o Ver-PG em comparação com Ver-PF;
- ✓ Houve redução das grafitas de razão de aspecto menor que 5 para o Cin-PG em relação ao Cin-PF – e redução das grafitas com razão de aspecto maior que 5 para o Ver-PG em relação ao Ver-PF;

#### ➤ **SOBRE OS ENSAIOS TRIBOLÓGICOS**

- ✓ A adaptação projetada e construída para a execução do ensaio tipo anel sobre cilindro atendeu a demanda deste estudo. A repetibilidade do ensaio foi avaliada em ensaios específicos de curta duração. O resultado apontou condições mais favoráveis (menor dispersão) para  $f < 10$  Hz,  $F_N > 25$  N e  $3 \text{ mm} < C_p < 10$  mm; além disso o COF apresentou queda cíclica para  $f > 0,05$  Hz, com relação à posição da base associado à variação cíclica da velocidade de deslizamento durante o semi-ciclo. O uso de condições favoráveis de ensaio proporcionou homogeneidade na variação da topografia entre as regiões PMI, PCS e PMS;
- ✓ O coeficiente de atrito cinético (COF) foi calculado de duas formas para uso em curvas de Stribeck: coeficiente de atrito cinético médio (COF<sub>m</sub>), amplamente utilizado; e padronizado pela energia dissipada pela força de atrito (COF<sub>e</sub>). Este último apresentou melhor representatividade em curvas de Stribeck-like e foi utilizado para as demais avaliações;
- ✓ Para todos os ensaios de longa duração foram verificados um maior COF para o sentido de descida do anel do pistão que na subida. Este comportamento foi associado à assimetria do anel que impõe um menor efeito de cunha, e menor parâmetro de filme, no sentido de descida;
- ✓ O COF apresentou comportamento cíclico com transições (tipicamente com aumentos bruscos e reduções lentas), sendo mais pronunciadas no sentido de descida. Parâmetros de filme, com valores menores que 1,6 que caracterizaram regime de lubrificação misto, sugeriram influência da topografia das superfícies neste comportamento. Deste modo, evidências de processo de formação-remoção-formação de tribofilmes de

ZDDP durante os ensaios foram associadas às transições de COF. Acrescenta-se que houve tendência de aproximação do regime de lubrificação limítrofe ao final do ensaio de 8 horas, com os FFV's apresentando os maiores valores de parâmetro de filme.

## 6 PROPOSTAS PARA TRABALHOS FUTUROS

Algumas considerações podem ser feitas para trabalho futuros, as quais surgiram durante o desenvolvimento desta Tese.

- Rotina de quantificação de metal dobrado:
  - Realizar aprimoramentos para a quantificação de metal dobrado no platô.
  - Avaliar, e propor melhorias, para a limitação técnica apresentada pela rotina em avaliação de ensaios de desgaste em que há mudança da referência de altura reduzida de picos e de núcleo;
- Verificar a aplicabilidade de modelos de contato Gaussianos para superfícies brunidas;
- Aplicar a metodologia utilizada nesta Tese para determinar o coeficiente de atrito em cilindros de motores com espessuras de parede e rugosidades menores que as do presente trabalho.
- Estudar o efeito de aditivos antidesgaste nas transições do coeficiente de atrito considerando anéis de geometria assimétrica. Realizar ensaios interrompidos analisando corpo e contra corpo com técnicas de análise química de superfície;
- Realizar pesquisas, ainda para verificar a influência de metal dobrado e grafita, comparando materiais que apresentem maior variação de grafita (incluindo um material totalmente perlítico);
- Investigar a influência que a matriz apresenta na formação de metal dobrado, através de pesquisas em ligas que apresentem alteração na perlita.

## REFERÊNCIAS

AKTARY, M.; MCDERMOTT, M. T.; MCALPINE, G. A. Morphology and nanomechanical properties of ZDDP antiwear films as a function of tribological contact time. **Tribology Letters**. v. 12 (3), p. 155-162, 2002.

ALDAJAH, S.; AJAYI, O. O.; FENSKE, G. R.; GOLDBLATT, I. L.. Effect of exhaust gas recirculation (EGR) contamination of diesel engine oil on wear. **Wear**. v. 263, p. 93-98, 2007.

ANDERBERG, C.; CABANETTES, F.; DIMKOVSKI, Z.; OHLSSON, R.; ROSÉN, B. G. **The cylinder liners and consequences of improved honing**". 12<sup>th</sup> Nordic Symposium in Tribology. Helsingor, Denmark, 2006.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, Materiais metálicos – **Dureza Vickers – Parte 1: Medição da dureza Vickers: NBR NM 188 – 1**, Rio de Janeiro, 1999, p. 11.

ASM Metals Handbook Volume 1 – **Properties and Selection: Irons, Steels, and High-Performance Alloys**. USA: 1990.

ASM Metals Handbook Volume 18 – **Friction, Lubrification and Wear Technology**. USA: 1992.

AURICH, J.C.; LINKE, B; HAUSCHILD, M; CARRELLA, M; KIRSCH, B. Sustainability of abrasive processes. **Cirp Annals-Manufacturing Technology**. v. 62, p.653-672, 2013.

BELMIRO, P. N.; CARRETEIRO, R.P. **Lubrificantes e lubrificação industrial**. Rio de Janeiro: Editora Interciência, 2006.

BARARI, A. Inspection of machined surfaces using manufacturing data. **Journal of Manufacturing System**. v. 32, p.107-113, 2013.

BELTRÃO, V. C.; VALE, J. L.; SILVA, C. H. Efeito da inclinação do feixe de luz em parâmetros de rugosidade 3d de superfícies côncavas mandrilhadas e brunidas utilizando interferometria óptica. **Congresso de Engenharia Mecânica - CONEM**, 2016.

BERGGREN, C; MAGNUSSON, T. Reducing automotive emissions - The potentials of combustion engine technologies and the power of policy. **Energy Policy**. v. 41, p. 636-643, 2012.

BEYERER, J.; KRAHE, D.; PUENTE, F. P. **Characterization of cylinder bores**", in: Metrology and properties of engineered surfaces, p. 243-281, Kluwer Academic Publishers. Dordrecht, The Netherlands, 2001.

BIGERELLE, M.; IOST, A. A numerical method to calculate the Abbott parameters: A wear application. **Tribology international**. v. 40(9), p. 1319-1334, 2007.

BLAU, P. J. Friction Science and Technology. New York: Marcel Dekker, Inc., 1996.

BORESI, ARTHUR P.; SIDEBOTTOM, OMAR M. **Advanced Mechanics of Materials**. USA: John Wiley & Sons, Inc., 1985.

BRUNETTI, C; LEITE, M. V.; PINTAUDE, G. Effect of specimen preparation on contact fatigue wear resistance of austempered ductile cast iron. **Wear**. v.263, p. 663-668, 2007.

BULSARA, M. A.; BHATT, D. V.; MISTRY, K. N. Measurement of oil film thickness between piston ring and liner using strain gauge. **Industrial Lubrication and Tribology**. v. 65, p. 297 -304, 2013.

BUSH, A. W. ; GIBSON R. D.; THOMAS, T. R. The elastic contact of a rough surface. **Wear**. v. 35, p. 87-111, 1975.

CABANETTES, F. **Characterization of Cylinder Liners by Image Analysis**. Master thesis, Ecole Nationale d'Ingénieurs de Saint-Etienne – Halmstad University, Halmstad, Sweden, 2005.

CABANETTES, F; FAHLGREN, L.; HOERING, T.; ROSÉN, B.G. Global and local mapping of motor blocks liners roughness for the analysis of honing performance. Journal of Physics: Conference Series - 14th International Conference on Metrology and Properties of Engineering Surfaces. v. 483, 2014.

CABANETTES, F. DIMKOVSKI, Z.; ROSÉN, B.G. Roughness variations in cylinder liners induced by honing tools' wear. **Precision Engineering**. Precision Engineering. v.41, p.40-46, 2015.

CALLISTER, William D. **Materials Science and Engineering: An Introduction**. 7. ed. New York: John Wiley & Sons, 2007.

CARVALHO, M. V. **Análise do brunimento de cilindro de blocos de motores em ferro fundido de grafica compacta (CGI)**. Instituto Tecnológico de Aeronáutica, São José dos Campos – SP, p. 152, 2007.

CETR-UMT. **Multi-Specimen Test System: Software Reference Manual**. Versão: 1.132, 2010.

CHIAVERINI, V. **Aços e ferros fundidos: Características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos**. 7. ed. São Paulo: AMB, 2012.

CLARKE, A.B., DISNEY, R.L. **Probabilidade e Processos Estocásticos**. Rio de Janeiro: Livros Técnicos e Científicos, 1979.

COLPAERT, H. **Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns**. 3a. Ed. São Paulo, SP: E. Blücher. ISBN 8521200374. 1974.

CORRAL, I. B.; CALVET, J. V. Roughness variability in the honing process of steel cylinders with CBN metal bonded tools. **Precision Engineering**. v. 35, p. 289-293, 2011.

CORTZ, M.; BERTOLLINI, V. M. S. **Avaliação tribológica de ferros fundidos cinzento e vermicular através de ensaio de riscamento**. 2016. 99 f. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Mecânica. Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2016.

CORTZ, M.; BERTOLLINI, V. M. S.; SILVA, C. H.; VALE, J. L. Avaliação tribológica dos ferros fundidos cinzento e vermicular em ensaio de riscamento. **Congresso de Engenharia Mecânica - CONEM**, 2016.

COUSSEAU, T.; ACERO, J. S. R.; SINATORA, A. Tribological response of fresh and used engine oils: The effect of surface texturing, roughness and fuel type. **Tribology International**. v.100, p. 60-69, 2016

COSTA, H. L.; HUTCHINGS, I. M. Hydrodynamic lubrication of textured steel surfaces under reciprocating sliding conditions. **Tribology International**. v. 40, p. 1227–1238, 2007.

CZICHOS, H. Failure criteria in thin film lubrication: investigation of the different stages of films failure. **Wear**. v. 36, p. 13-17, 1976.

DIMKOVSKI, Z. **Surface of Honed Cylinder Liners**. 2011. 75f. Tese de Doutorado – Chalmers University of Technology. Gothenburg, 2011.

DIMKOVSKI, Z.; ANDERBERG, C.; OHLSSON, R.; ROSÉN B.-G. Complementing 3D Roughness Parameters for Monitoring of Improved Honing of Cylinder Bores”, **2nd Swedish Production Symposium**; Göteborg, Sweden, November (2008).

DIMKOVSKI, Z.; ANDERBERG, C.; OHLSSON, R.; ROSÉN, B. G. THOMAS, T. R. Quantification of the cold worked material inside the deep honing grooves on cylinder liner surfaces and its effect on wear. **Wear**. v. 267, p. 2235-2242, 2009.

DIMKOVSKI, Z.; ANDERBERG, C.; OHLSSON, R.; ROSÉN, B. G. Characterization of worn cylinder liner surfaces by segmentation of honing and wear scratches. **Wear**. v. 271, p. 548-552, 2011.

DIMKOVSKI, Z., CHARON, Y., PERRIER, M., CABANETTES, F., ROSÉN, B.-G., “A Sensitivity Study of the Tribotesting Setup to Rate Different Liner Surfaces”, **NORDTRIB 15<sup>th</sup> Nordic Symposium on Tribology**, Trondheim, Norway, June 2012.

DIN 4776. **Determination of surface roughness parameters Rk, Rpk, Rvk, Mr1, Mr2, serving to describe the material component of the roughness profile.** Mai, p. 5, 1990.

DOLINŠEK S. Work-hardening in the drilling of austenitic stainless steels. **J. Mater. Process. Tech.** v 133(1), p. 63-70, 2003.

DOWSON, D. Men of tribology. **Journal of Lubrication Technology.** p 117-119, 1979.

DROSSEL, W. G.; HOCHMUTH, C.; SCHNEIDER, R. An adaptronic system to control shape and surface of liner bores during the honing process. **CIRP Annals - Manufacturing Technology.** v. 62, p. 331–334, 2013.

FARAH, M. A. **Petróleo e seus derivados.** Rio de Janeiro. LTC, 2012.

FOX, R. W., PRITCHARD, P. J., MCDONALD, A. T. **Introdução à Mecânica de Fluidos.** 7. ed. Rio de Janeiro, RJ, 2010.

GALDA, L.; PAWLUS, P.; SEP, J. Dimples shape and distribution effect on characteristics of Stribeck curve. **Tribology International.** v. 42, p. 1505–1512, 2009.

GARCIA, M.B. **Características do desgaste de anéis de pistão com diferentes tecnologias de tratamentos superficiais.** 2003. 141 f. . Dissertação (Mestrado em Ciências na Área de Tecnologia Nuclear). Instituto de Pesquisa Energética e Nucleares – IPEN – Autarquia Associada à Universidade de São Paulo, 2003.

GEORGE, S.; BALLA, S.; GAUTAM, M. Effect of diesel soot contaminated oil on engine wear. **Wear.** v. 262 (9-10), p. 1113-1122, 2007.

GIRDHAR, P.; SCHEFFER, C.. **Oil and particle analysis – Practical Machinery Vibration Analysis and Predictive Maintenance.** Newnes, Oxford, p. 168-220, 2004.

GRABON, W.; KOSZELA, W.; PAWLUS, P.; OCHWAT, S. Improving tribological behaviour of piston ring-cylinder liner frictional pair by liner surface texturing. **Tribology International.** v. 61, p.102-109, 2013.

GREEN, D. A.; LEWIS, R.. The effects of soot-contaminated engine oil on wear and friction: a review. **IMech, J. Automobile Engineering.** v. 222, p. 1669-1689, 2008.

GREENWOOD, J. A.; WILLIAMSON, J. Contact of nominally flat surfaces. **Proc. R. Soc. London, Series A.** v. 295, p. 300-319, 1966.

GREENWOOD, J. A.; TRIPP, J. H. The Contact of Two Nominally Flat Rough Surfaces. **Proc Inst Mech Engrs.** v. 185 (48), p.625-633, 1970.

- GREENWOOD, J. A. A simplified elliptic model of rough surface contact. **Wear**. v. 261(2), p. 191-200, 2006.
- GRIFFITHS, B.J. Problems in Measuring the Topography of Machined Surfaces Produced by Plastic Deformation Mechanisms. **Wear**. v. 109, p. 195–205, 1986.
- GROSSIORD, C.; VARLOT, K.; MARTIN, J. M.; LE MOGNE, T.; ESNOUF, C. INOUE, K. MoS<sub>2</sub> single sheet lubrication by molybdenum dithiocarbamate. **Tribology International**. v. 31, p. 737-747, 1998.
- GUERMAT, A.; MONTEIL, G.; BOUCHETARA, M. Characterization of various coatings in terms of friction and wear for internal combustion engine piston rings. **Mechanika**. v. 17, p. 208-215, 2011.
- GUESSER, W. L. **Propriedades mecânicas dos ferros fundidos**. São Paulo, SP: Blucher, 336 p. ISBN 9788521205012. 2009.
- GUESSER, W. L.; SCHROEDER, T.; DAWSON, S. Production Experience With Compacted Graphite Iron Automotive Components. **AFS Transactions**. 01-071, p. 1-11, 2001.
- GUESSER, W. L.; GUEDES, L. C. The new generation of engines and the challenges for the foundry industry. Conference: **XXIV Simpósio Internacional de Engenharia Automotiva**, 2016.
- GUPTA, P. S. , WANG, Y. , MILLER, W. , BARBER, G. C. , YAO, C. , ZHOU, B. AND ZOU, Q. A Study of Torn and Folded Metal (TFM) on Honed Cylinder Bore Surfaces. **Tribology Transactions**. v. 51, p. 784-789, 2008.
- GUO, Y.; SAOUBI, R. M.; CHANDRASEKAR, S. Control of deformation levels on machined surfaces. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 60, p. 137-140, 2011a.
- GUO, Y.; SALDANA, C.; COMPTON, W. D.; CHANDRASEKAR, S. Controlling deformation and microstructure on machined surfaces. **Acta Materialia**. v. 59, p. 4538–4547, 2011b.
- HECHT, R. L.; DINWIDDIE, r. b.; WANG, H. The effect of graphite flake morphology on the thermal diffusivity of gray cast irons used for automotive brake discs. **Journal of Materials Science**. v. 34, p. 4775- 4781, 1999.
- HESLING, D. M. A Study of Typical Bore Finishes and Their Effects on Engine Performance. **Lubrication Engineering**. v. 19 p 414-422, 1963.
- HOEN, T.; SCHMID, J.; STUMP, W. Less Wear and Oil Consumption through Helical Slide Honing of Engines by Deutz. **MTZ Worldwide**. v. 70, p. 46-51, 2009.



HOLMBERG, K.; ANDERSSON, P.; ERDEMIR, A. Global energy consumption due to friction in passenger cars. **Tribology International** . v. 47, p. 221-234, 2012.

HURPEKLI, M.; YILMAZ, R.; KONDAKCI, E.; SOLAK, N. Effects of Ceramic and Diamond Honing on Bore/Liner Surface in View of Oil Retention. SAE Technical Paper 2014-01-1660, 2014, doi:10.4271/2014-01-1660.

HUTCHINGS, Ian M. **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**. Cambridge: Butterworth Heinemann, 1992.

IMASOGIE, B. I.; WENDT, U. Characterization of graphite particle shape in spheroidal graphite iron using a computer-based image analyzer. **Journal of Minerals & Materials Characterization & Engineering**, v. 3, n. 1, p. 1-12, 2004.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 13565-2: Geometrical product specifications (GPS) - Surface texture: Profile method,; Surface having stratified functional properties** - Part 2: Height characterization using the linear material ratio curve, 1997.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 945-1: Microstructure of cast irons – Part 1: Graphite classification by visual analysis**, 2010.

JENG, Y. R.; LIN, Z. W.; SHYU, S. H. Changes of Surface Topography During Running-In Process. **J. Tribol.** v. 126 (3), p. 620-625, 2004.

JOHANSSON, S.; NILSSON, P. H.; OHLSSON, R.; ANDERBERG, C.; ROSÉN, B. G. New cylinder liner surfaces for low oil consumption. **Tribology International**. v. 41, p. 854–859, 2008.

JOHANSSON, S.; NILSSON, P. H.; OHLSSON, R.; ROSÉN, B. G. Experimental friction evaluation of cylinder liner/piston ring contact. **Wear**. v. 271, p. 625–633, 2011.

JOHNSON , K. L. Contact mechanics. New York: Cambridge University, 1987.

KELLER, J.; FRIDRICI, V.; KAPSA, P.H.; HUARD, J.F. Surface topography and tribology of cast iron in boundary lubrication. **Tribology International**. v. 42, p.1011-1018, 2009.

KLOCKE, F. **Manufacturing processes 2: Grinding, honing, lapping**. Berlin: Springer, 2009.

KOGUT, L.; ETSION, I. A finite element based elastic-plastic model for the contact of rough surfaces. **Tribology transactions**. v. 46(3), p. 383-390, 2003.

KOSARIEH, S.; MORINA, A.; LAINÉ, E.; FLEMMING, J.; NEVILLE, A. The effect of MoDTC-type friction modifier on the wear performance of a hydrogenated DLC coating. **Wear**. v. 302, p. 890–898, 2013.

KOSARIEH, S.; MORINA, A.; LAINÉ, E.; FLEMMING, J.; NEVILLE, A. Tribological performance and tribochemical processes in a DLC/steel system when lubricated in a fully formulated oil and base oil. **Surface & Coatings Technology**. v. 217, p.1-12, 2013.

LAWRENCE, D. K.; RAMAMOORTHY, B. Surface topography characterization of automotive cylinder liner surfaces using fractal methods. **Applied Surface Science**. v. 280, p. 332-342, 2013.

LEE, H.S.; LEE, Y.S.; KIM, J.H.; JUN, J.T.; LEE, J.O.; KIM, C.G. A STRUCTURAL ANALYSIS AND TOPOLOGY OPTIMIZATION ON CYLINDER BLOCK OF HEAVY DUTY DIESEL ENGINE. **International Journal Of Modern Physics B**. v. 24, p. 2676-2681, 2010.

LENAUER, C.; TOMASTIK, C.; WOPELKA, T.; JECH, M. Piston ring wear and cylinder liner tribofilm in tribotests with lubricants artificially altered with ethanol combustion products. **Tribology International**. v. 82, p. 415-422, 2015.

LEON, F. P. Evaluation of Honed Cylinder Bores. **Annals of CIRP**. v. 51/1, p 503-506., 2002.

LUDEMA, K. C. **Friction, Wear, Lubrication: A Textbook in Tribology**. CRC press: New York, 1996.

MABUCHI, Y.; HIGUCHI, T.; YOSHIMURA, D.; MURASHIMA, M.; KOUSAKA, H.; UMEHARA, N. Influence of carbon black in engine oil on wear of H-free diamond-like carbon coatings. **Tribology International**. v. 73, p. 138-147, 2014.

MAHLE METAL LEVE. **Manual Técnico: Motores de combustão interna**.

Disponível em:

<[http://www.mahle.com.br/C1256F7900537A47/vwContentByKey/W28HPJTN971STULDE/\\$FILE/Manual\\_mahle\\_brochura%20-%2001-98\\_primeira %20parte.pdf](http://www.mahle.com.br/C1256F7900537A47/vwContentByKey/W28HPJTN971STULDE/$FILE/Manual_mahle_brochura%20-%2001-98_primeira%20parte.pdf)> Acesso em: 20. jun. 2015.

MALBURG, M. C.; JAY, R.; WHITEHOUSE, D. J. Characterization of surface texture generated by plateau honing process. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v. 42, n.1, p. 637-639, 1993.

MANSORI, M. L.; GOELDEL, B.; SABRI, L. Performance impact of honing dynamics on surface finish of precoated cylinder bores. **Surface & Coatings Technology**. v. 215, p. 334-339, 2013.

- MARTIN, J. M.; GROSSIORD, C.; LE MOGNE, T.; BEC, S.; TONCK, A. The two-layer structure of ZnDTP tribofilms: Part I: AES, XPS and XANES analyses. **Tribology International**. v. 34(8), p. 523-530, 2001.
- MARU, M. M.; TROMMER, R. M.; ALMEIDA, F. A.; SILVA, R. F.; ACHETE, C. A. Assessment of the lubricant behaviour of biodiesel fuels using Stribeck curves. **Fuel Processing Technology**. v. 116, p. 130-134, 2013
- MATBURG C. M. Characterization of Surface Texture Generated by Plateau Honing Process. **CIRP Annals - Manufacturing Technology**. v. 42 (1), p. 637-639, 1993.
- MATOS JUNIOR, R. F. ANÁLISE TOPOGRÁFICA DA SUPERFÍCIE DE CILINDRO DE MOTORES A COMBUSTÃO INTERNA. 2009. 85 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UTFPR, 2009.
- MCCOOL, J. I. Relating profile instrument measurements to the functional performance of rough surfaces. **Journal of tribology**. v. 109 (2), p. 264-270, 1986.
- MEZGHANI, S.; DEMIRCI, I.; ZAHOUANI, H.; MANSORI, M. L. The effect of groove texture patterns on piston-ring pack friction. **Precision Engineering**. v. 36, p. 210-217, 2012.
- MIKIC, B. B. Thermal contact conductance: theoretical considerations. **Int J. Heat Mass Transfer**. v. 17, p. 205-214, 1974.
- MOCELLIN, F. **Desenvolvimento de tecnologia para brunimento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular**. 2007. 264 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis, 2007.
- MORINA, A.; NEVILLE, A.; PRIEST, M.; GREEN, J. H. ZDDP and MoDTC interactions in boundary lubrication - The effect of temperature and ZDDP/MoDTC ratio. **Tribology International**. v. 39, p. 1545-1557, 2006.
- MURARO, M. A. **Efeito do uso de recirculação de gases de exaustão (EGR) na contaminação do lubrificante e no desgaste de anel e camisa de motor de combustão interna com ciclo diesel**. 2016. 241 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - UTFPR, 2016.
- MYSHKIN, N. K.; MARKOVA, L. V.; SEMENYUK, M. S.; KONG, H.; HAN, H.; YOON, E.. Wear monitoring based on the analysis of lubricant contamination by optical ferroanalyser. **Wear**. v. 255, p. 1270-1275, 2003.
- NORTON, R. L. **Projeto de Máquinas: Uma Abordagem Integrada**. Rio de Janeiro: Bookman, 2003.

NWAOGU, U. C.; TIEDJE, N. S.; HANSEN, H. N. A non-contact 3D method to characterize the surface roughness of castings. **Journal of Materials Processing Technology**. v. 213, p. 59-68, 2013.

OBARA, R. **Uso das transformadas de Fourier e Radon na quantificação de folded metal no interior de sulcos de brunimento**. 2013. 54 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação em Engenharia Mecânica) – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2013.

OBARA, R.; TOMANIK, E.; SOUZA, R. M. Folded metal and others surface parameters on combustion engine cylinders. **SAE Technical Paper 2014-36-0323**, 2014.

OLOYEDE, O. ; BIGG, T. D. ; COCHRANE, R. F. ; MULLIS, A. Microstructure evolution and mechanical properties of drop-tube processed, rapidly solidified grey cast iron. *Materials Science & Engineering A*. v. 654, p.143-150, 2016.

PAPADOPOULOS, P.; PRIEST, M.; RAINFORTH, W. M. Investigation of fundamental wear mechanisms at the piston ring and cylinder wall interface in internal combustion engines. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part J: Journal of Engineering Tribology**, v. 221, p. 333-343, 2007.

PAVELESCO, D; TUDOR, A. The Sliding Friction Coefficient – Its evolution and usefulness. **Wear**. v. 120, p. 321-336, 1987.

PAWLAK, Z. **Tribochemistry of lubricating oils**, n. 45. Amsterdam: Elsevier, 2003.

PAWLUS, P.; DZIERWA, A.; MICHALSKI, J.; REIZER, R.; WIECZOROWSKI, M.; MAJCHROWSKI, R. The effect of selected parameters of the honing process on cylinder liner surface topography. **Surf. Topography: Metrology and Properties**. v. 2 (2), article id. 025004, 2014(a).

PAWLUS, P.; REIZER, R.; WIECZOROWSKI, M. The Analysis of Directionality of Honed Cylinder Liners Surfaces. **Scanning**. v. 36, p. 95–104, 2014(b).

PETRONAS URANIA. **High-Performance Single Grade Diesel Engine Oils exceeding API Service CF Performance Levels**. Disponível em:<<http://www.taiwanlubeoil.com.tw/eyp/ezcatfiles/lubes/img/img/550000277/UraniaCF.pdf>> Acesso em: 11.set.2016.

POGAČNIK, E.; KALIN, A. M. How to determine the number of asperity peaks, their radii and their heights for engineering surfaces: A critical appraisal. **Wear**. v. 300 (1), p. 143-154, 2013.

PRETKO, W. C.; VALE, J. L.; PINTAUDE, G.; SILVA, C. H. Avaliação da alteração de topografia e de folded metal em ferro fundido vermicular imposta por ensaio de desgaste. **MOPP IV - Mostra de Pesquisa na Pós-Graduação da UTFPR**, 2015.

PRIEST, M.; TAYLOR, C. M. Automobile engine tribology – approaching the surface. **Wear**, v. 241, p.193-203, 2000.

PROFITO, F. **Modelagem Unidimensional do Regime Misto de Lubrificação Aplicada a Superfícies Texturizadas**. 2010. 193 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – USP, 2010.

PROFITO, F. J.; TOMANIK, E.; LASTRES, L. F.; ZACHARIADIS, D. C. Effect of lubricant viscosity and friction modifier on reciprocating tests. **SAE Technical Paper**. Paper number: 2013-36-0155. 2013.

PROFITO, F.; HURPEKLI, M.; YILMAZ, R.; KONDAKCI, E.; SOLAK, N. Folded metal effect on lubricant film thickness and friction using a mixed lubrication deterministic model. **SAE Technical Paper**. 2014-06-0302, 2014.

PROJETO TRIBOFLEX . **Softwares - Mahle**. Disponível em: <[http://www.lfs.usp.br/Portal\\_Triboflex/mahle.html](http://www.lfs.usp.br/Portal_Triboflex/mahle.html)> Acesso em: 01. set. 2016.

RIZVI, S. Q. A. **A comprehensive review of lubricant chemistry, technology, selection and design**. West Conshohochken: ASTM International, 2009.

ROSÉN, B. G.; OHLSSON, R. THOMAS, T. R. Wear of cylinder bore microtopography. **Wear**. v. 198 (1), p. 271-279, 1996.

ROSÉN, B. G.; ANDERBERG, C. O. R. Parameter correlation study of cylinder liner roughness for production and quality control. **Proc. Inst. Mech. Eng., Part B: J. Eng. Manuf.** v. 222, p. 1475-1487, 2008.

SABEUR, M.; IBRAHIM, D.; MOHAMED, E. M.; HASSAN, Z. Energy efficiency optimization of engine by frictional reduction of functional surfaces of cylinder ring–pack system. **Tribology International**. v. 59, p. 240-247, 2013.

SANTOS, M. B.; COSTA, H. L. MELLO, J. D. B. Potencialidades da triboscopia 3D para monitorar atrito e desgaste. **8º COBEF – Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2015.

SEDLACEK, M.; PODGORNIK, B; VIZINTIN, J. Correlation between standard roughness parameters skewness and kurtosis and tribological behaviour of contact surfaces. **Tribology International**. v. 48, p. 102-112, 2012.

SHIGLEY, J. E., MISCHKE, C. R., BUDYNAS, R. G. **Projeto de engenharia mecânica**, 7 ed. Porto Alegre, 2005.

- SHINMI, A. V.; MAXIMIANO, R. C. **Obtenção de Curvas de Stribeck em Sistema Tipo Mancal de Deslizamento**. 2015. 136 f. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Mecânica. Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2015.
- SHY, Y. H.; HSU, C. H.; LEE, S. C.; HOU, C. Y. Effects of titanium addition and section size on microstructure and mechanical properties of compacted graphite cast iron. **Materials Science and Engineering: A**. v. 278, p. 54-60, 2000.
- SILVA, S. P.; FILHO, S. L.; BRANDÃO, L. C. Particle swarm optimization for achieving the minimum profile error in honing process. **Precision Engineering**. v. 38, p. 759–768, 2014.
- SINGH, Ramesh; MELKOTE, Shreyes N.; HASHIMOTO, Fukuo. Frictional response of precision finished surfaces in pure sliding. **Wear**. v. 258, n. 10, p. 1500-1509, 2005.
- SJÖGREN, T.; SVENSSON, I. L. The effect of graphite fraction and morphology on the plastic deformation behavior of cast irons. **Metall. and Mater. Trans. A**. v. 38(4), p. 840-847, 2007.
- SMALLMAN, R. E.; NGAN, A. H. W. **Physical metallurgy and advanced materials**. 7th ed. Amsterdam: Butterworth-Heinemann. ISBN 9780750669061. 2007.
- SPENCER, A; AVAN, E.Y.; ALMQVIST, A; DWYER-JOYCE, R.S.; LARSSON, R. An experimental and numerical investigation of frictional losses and film thickness for four cylinder liner variants for a heavy-duty diesel engine. **Proc Inst Mech Eng Part J, Engin Tribology**. v. 227, p. 1319-1333, 2013.
- SPIKES, H. The history and mechanisms of ZDDP. **Tribology Letters**. v. 17 (3), p. 469-489, 2004.
- STACHOWIAK, G. W.; BATCHELOR, A. W. **Engineering Tribology**. 3. ed. EUA: Butterworth Heinemann, 2005.
- STOUT, K. J.; DAVIS, E. J. Surface topography of cylinder bores — the relationship between manufacture, characterization and function. **Wear**. v. 95, p. 111-195, 1984.
- TAKEHARA, G. S. **Influência da grafita na formação de metal dobrado em cilindros de motores de combustão interna de ferro fundido cinzento e vermicular**. 2015. 127 f. Trabalho de Conclusão de Curso de Engenharia Mecânica. Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2015.
- TAYLOR HOBSON BRASIL. **Produtos**. Disponível em: <[http://www.taylorhobson.com.br/index.php/c\\_home/produtos/1/5/147](http://www.taylorhobson.com.br/index.php/c_home/produtos/1/5/147)>. Acesso em: 26 ago. 2013.

TAYLOR, C. M. **Engine Tribology**: Tribology Series (26). Netherlands: Elsevier Science Publishers B.V, 1993.

TAYLOR, C. M. Automobile engine tribology - Design considerations for efficiency and durability. **Wear**. v.221, p. 1-8, 1998.

TAYLOR, L.; SPIKES, H; Camenzind, h. Film-Forming Properties of Zinc-Based and Ashless Antiwear Additives. **SAE Tech. Paper**. Nº 2000-01-2030, 2000.

TEXACO. **Fundamentos de lubrificação**. Chevron Brasil, 2005.

TODOROVIC, P.; TADIC, B. VUKELIC, D.; JEREMIC, M.; RANDJELOVIK, S.; NIKOLIC, R. Analysis of the influence of loading and the plasticity index on variations in surface roughness between two flat surfaces. **Tribology International**. v. 81, p. 276-282, 2015.

TOMANIK, E. Modelling of the Asperity Contact Area on Actual 3D Surfaces. **SAE international**, No 2005-01-1864, 2005.

TOMANIK, E. Friction and wear bench tests of different engine liner surface finishes. **Tribology International**. v. 41, p. 1032–1038, 2008.

TOMANIK, E.; CHACON, H.; TEIXEIRA, G. A simple numerical procedure to calculate the input data of Greenwood-Williamson model of asperity contact for actual engineering surfaces. **Leeds-Lyon Symposium on Tribology: Tribological research and design for engineering systems**. Tribology Series. v. 41, p. 205-216, 2003.

TONELLA JUNIOR, PINTAUDE, G.; VALE, J. L. Avaliação da influência da espessura da parede de cilindros de blocos de motor a combustão interna na microestrutura do ferro fundido cinzento e vermicular. **SAE international**, Nº 2015-36-0232, 2015.

TRIBOLAB . **Normas**. Disponível em: <  
<http://www.tribolab.com.br/normas.asp>> Acesso em: 01. set. 2016.

TRINDADE, E. D. **Efeito do tipo de óleo básico no desempenho tribológico de dialquilditiocarbamato de molibdênio como aditivo para lubrificantes automotivos**. 2014. 132 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Universidade de São Paulo (UPS), 2014.

TRINDADE; E. D.; SINATORA, A. Friction behavior and the Striceck curve in reciprocating cycles. Conference on Tribology – TriBoBr 2014. 2014.

TRUHAN, J. J.; QU, J.; BLAU, P. J. A rig test to measure friction and wear of heavy duty diesel engine piston rings and cylinder liners using realistic lubricants. **Tribology International**. v. 38, p. 211-218, 2005.

TUNG, S.; EMLEY, J. Impacts of Bore Surface Finish and Coating Treatment on Tribological Characteristics of Engine Cylinder Bores. **SAE Technical Paper**. Paper number: 2002-01-1638. 2002.

TUNG, S. C.; MCMILLAN, M. L. Automotive tribology overview of current advances and challenges for the future. **Tribology International**. v. 37, p. 517-536, 2004.

VALE, J. L.; CORTZ, M.; BERTOLINI, V. M. S.; SILVA, C. H.; PINTAUDE, G. Comparison of Scratch resistance of lamellar and compacted graphite irons used in cylinder liners. **J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.**, Nov, 2016.

VARGHESE, K. P. **Machining of Compacted Graphite Iron (CGI) and Spheroidal Graphite Iron (SGI): A Fundamental Study of Tribological Issues and Progressive Cutting Tool Wear**. PhD thesis, The University of Utah, Salt Lake City, Utah, USA, 2008.

VELICHKO, A.; HOLZAPFEL, C.; MÜCKLICH, F. 3D Characterization of Graphite Morphologies in Cast Iron. **Advanced Engineering Materials**. v. 9, No 1 e 2, 2007.

VILARINHO C.; DAVIM, J. P.; SOARES, D.; CASTRO, F.; BARBOSA, J. Influence of the chemical composition on the machinability of brasses. **J. Mater. Process. Tech.** v. 170(1), p. 441-447, 2005.

VUOLO, J. H. Fundamentos da teoria de erros. São Paulo: E. Blucher, 1992.

VRAC, D.S.; SIDJANIN, L. P.; KOVAC, P. P.; BALOS, S. S. The influence of honing process parameters on surface quality, productivity, cutting angle and coefficients of friction. **Industrial Lubrication and Tribology**. v. 64, p. 77-83, 2012.

WILL, F. Fuel conservation and emission reduction through novel waste heat recovery for internal combustion engines. **Fuel**. v. 102, p. 247-255, 2012.

WANG, L.; LEON, F. P. Local Analysis of Honed Surfaces in Microscopic Images. **SENSOR e TEST Conferences 2011 - OPTO Proceedings**. section 3.4, p. 80-84, 2011.

WANG, L. **Image Analysis and Evaluation of Cylinder Bore Surfaces in Micrographs**. 2013. 134 f. Dissertação – Karlsruher Institut für Technologie (KIT). KIT Scientific Publishing, 2013.

WHITEHOUSE, D. J. **Handbook of Surface and Nanometrology**. London: Institute of Physics Publishing, 1994.

WOJNAR, L. **Image Analysis: Applications in Materials Engineering**. Boca Raton: CRC Press LLC, 1999.



WOS, P.; MICHALSKI, J. Effect of initial cylinder liner honing surface roughness on aircraft piston engine performances. **Tribology Letters**. v. 41, p. 555–67, 2011.

YU, N.; POLYCARPOU, A. A. Extracting Summit Roughness Parameters From Random Gaussian Surfaces Accounting for Asymmetry of the Summit Heights. **Journal of Tribology**. v. 126 (4), p. 761-766, 2004.

ZHANG, J.; SPIKES, H. On the Mechanism of ZDDP Antiwear Film Formation. **Tribol Lett.** v. 63:24, 2016.

**APÊNDICE A – PRODUÇÃO CIENTÍFICA DO PERÍODO**

# *Comparison of scratch resistance of lamellar and compacted graphite irons used in cylinder liners*

**João Luiz do Vale, Matheus Cortz,  
Vinicius Moreira Silva Bertolini, Carlos  
Henrique da Silva & Giuseppe Pintaude**

**Journal of the Brazilian Society of  
Mechanical Sciences and Engineering**


ISSN 1678-5878

J Braz. Soc. Mech. Sci. Eng.  
DOI 10.1007/s40430-016-0690-8



**Your article is protected by copyright and all rights are held exclusively by The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. This e-offprint is for personal use only and shall not be self-archived in electronic repositories. If you wish to self-archive your article, please use the accepted manuscript version for posting on your own website. You may further deposit the accepted manuscript version in any repository, provided it is only made publicly available 12 months after official publication or later and provided acknowledgement is given to the original source of publication and a link is inserted to the published article on Springer's website. The link must be accompanied by the following text: "The final publication is available at [link.springer.com](http://link.springer.com)".**

# Comparison of scratch resistance of lamellar and compacted graphite irons used in cylinder liners

João Luiz do Vale<sup>1</sup> · Matheus Cortz<sup>2</sup> · Vinicius Moreira Silva Bertolini<sup>2</sup> · Carlos Henrique da Silva<sup>2</sup> · Giuseppe Pintaude<sup>2</sup> 

Received: 29 June 2016 / Accepted: 21 November 2016  
© The Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering 2016

**Abstract** Linear scratch tests were performed on polished surfaces extracted from different cylinder liners, manufactured in lamellar and compacted graphite irons. The effect of wall thickness was evaluated, by extracting samples from regions equivalent to two levels of thickness. Scratch geometry was analyzed using 3D interferometry, in terms of pile-up proportion and widths of tracks, and wear mechanisms were revealed under a scanning electron microscope. Overall friction coefficients could be related to the deformation of metallic matrix and the graphite count, while graphite affected the scratch geometry, especially their widths along the sliding distance. The larger variation and higher friction amongst the tested materials were observed for compacted graphite iron, extracted from the thick wall. The observed wear mechanisms were also verified in worn components subject to abrasive environments.

**Keywords** Grey cast iron · Compacted graphite iron · Linear scratch test · Wear mechanisms · Cylinder liners

## 1 Introduction

Cast iron is a common material to manufacture components of engines, such as cylinder blocks and heads. The grades of grey and compacted graphite are the most employed for that [1]. Depending on the environment, abrasive wear can occur, causing the acceleration of wear damages. The interaction between hard particles and the microstructure of cast irons is relevant and in aiming to reproduce it the scratch test can be considered a suitable choice [2].

Wear of cast irons due to hard particles is an issue investigated in different tribological systems. Zum Gahr [3] compared the two-body abrasive wear resistance of nodular and lamellar graphite using pin abrasion test. This researcher described the poorer performance of lamellar graphite to the increase of strain concentration factor associated with the morphology of this microstructural feature. In the same direction, Yildizli et al. [4] verified a better performance of nodular graphite in comparison with the lamellar one at different impact angles during erosion tests, concluding that the microcracking is an important mechanism for material removal. A different approach is due to Vélez et al. [5], who studied the effect of metallic matrix on the abrasive wear resistance of ductile cast irons using pendular scratch test. Basically, they found that a suitable combination between hardness and toughness can represent a best performance in terms of wear resistance, such that irons with a fine pearlite showed higher wear resistance than austempered or quenched and tempered specimens with the same hardness.

Linear scratch test was used by Ghasemi and Elmquist [6] to understand some mechanisms observed at worn surfaces of piston rings, manufactured in grey cast iron [7]. Their findings showed the significant role of graphite orientation, in the same direction as previously demonstrated

Technical Editor: Márcio Bacci da Silva.

✉ Giuseppe Pintaude  
pintaude@utfpr.edu.br

<sup>1</sup> Mechanical Engineering Department, Federal University of Technology-Paraná (UTFPR-Campus Londrina), Avenida dos Pioneiros, 3131, Londrina, Paraná 80230-901, Brazil

<sup>2</sup> Surfaces and Contact Lab. (LASC), Federal University of Technology-Paraná (UTFPR-Campus Curitiba), Avenida de Setembro, 3165, Curitiba, Paraná 80230-901, Brazil

by Mendas and Benayoun [8]. Nakamura and Iwabuchi [9] observed significant variation on friction coefficient along areas containing graphite, but they did not present a detailed description of mechanisms in terms of worn surfaces.

However, these mentioned investigations [6–9] only focused on lamellar graphite, while compacted graphite has been increasingly used to produce cylinder liners, due to its thermal properties [10], which can result in a better wear resistance in some systems, such as brake disc rotors [11]. On the other hand, due to some microstructural features and hardness, the compacted graphite iron has poor machinability, such that different efforts to solve this issue have been done [12]. From the manufacturing point of view, the scratch test can be useful to understand the contact between a tool machine and a workpiece [13], helping to improve the surface quality and avoiding some undesirable effects associated with the honing process, such as the so-called folded metal [14].

In this context, as the scratch resistance of compacted graphite can be considered as a lack in the literature, the present investigation aims to compare the scratch resistance of lamellar and compacted graphite irons, analyzing in detail the relation of friction behavior, scratch geometry and the graphite count.

## 2 Experimental procedure

### 2.1 Materials

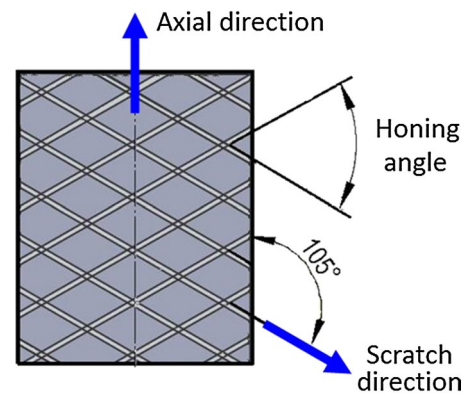
Specimens were extracted from engine cylinders manufactured in two materials: grey cast iron (FC 250) and compacted graphite iron (GJV 450).

Cylinders have different wall thicknesses along their geometric make-up. In this way, two quadrants of cylinders were used to extract samples, corresponding to two levels of wall thickness, 7.4 ( $\pm 0.4$ ) and 3.9 ( $\pm 0.6$ ) mm. The nomenclature used for samples is:

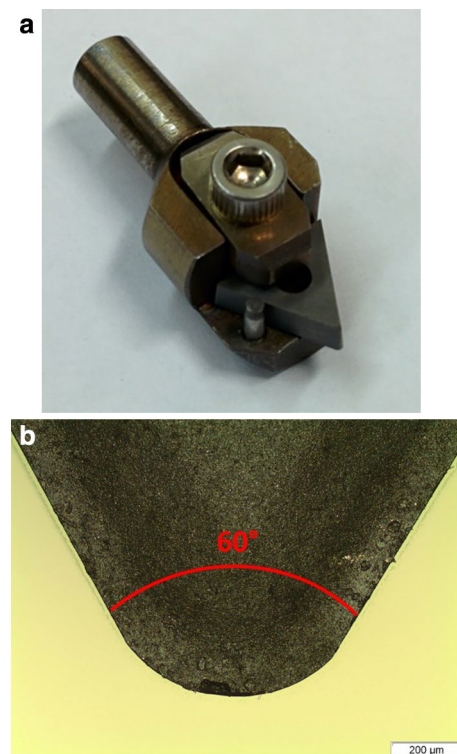
- Grey cast iron from thin wall (G-thin).
- Grey cast iron from thick wall (G-thick).
- Compacted graphite iron from thin wall (C-thin).
- Compacted graphite iron from thick wall (C-thick).

Samples were mounted in Bakelite before scratching and the final surfaces were obtained after polishing with diamond paste of 1  $\mu\text{m}$ .

Macro and micro Vickers hardness of cast irons were determined, using loads of 196.1 and 0.98 N, respectively, and a dwell time of 10 s for both. The average value corresponds to a series of 20 and 10 measurements for macro and microhardness, respectively.



**Fig. 1** Illustration showing the direction of scratching



**Fig. 2** Illustrations of indenter: **a** indenter's holder, **b** tip detail

### 2.2 Scratch tests

Scratch tests were performed using CETR-UMT-Bruker (Comprehensive Materials Testing for Mechanical Tribological Properties) equipment. Considering the material anisotropy and the surface finishing leaved by honing process before polishing, the scratches were oriented in one of honing directions, as illustrated in Fig. 1.

Uncoated cemented carbide inserts with the geometry of TCMT 110304 were used as an indenter (presented in Fig. 2) to produce scratches 2.5 mm long. The nose radius

of the insert was 0.4 mm. Pre-load and normal load applied were 2 and 0.6 N, respectively, being the lowest possible for the equipment. The normal load magnitude, in particular, was selected to produce groove widths as close as possible to honing surfaces of cylinder liners which are, commonly, of 10  $\mu\text{m}$  of magnitude order [15]. The sliding velocity was 0.17 mm/s. Figure 3 shows a schematic arrangement of the scratch test. Five scratches were done for each specimen. A frequency of 1 kHz was used to acquire data: normal load [L (N)], friction force, kinetic friction coefficient [COF (-)] and position [ $x$  (mm)].

The average values of friction coefficient were calculated considering all points from all scratches, discharging the initial region up to the first peak, because it is considered as a result of static friction behavior.

### 2.3 Characterization of scratches

A selected scratch was analyzed using the scanning electron microscope (SEM) to identify the interaction between the indenter and the microstructure.

The profiles of worn tracks were studied using an optical interferometer Talysurf CCI Lite—Taylor Hobson. The sampling dimensions of each measurement were  $0.8 \times 0.8 \text{ mm}^2$  with a resolution of  $1024 \times 1024$  points. Two kinds of 3D images were analyzed, one relative to the whole scratch and another related to cross-sectional regions. The whole tracks were useful to evaluate the friction behavior along the sliding distance. The width of scratches ( $w$ ) and the pile-up proportion were calculated from cross sections (Fig. 4), their average values correspond to a series of nine measurements, starting at the position 0.25 mm with increments of 0.25 mm. The analysis of these measurements followed the recommendations of ASTM G171 [16].

Quantitative analysis of polished surfaces without etching was done using a computational routine developed in MATLAB<sup>®</sup>. From this analysis, the graphite count per area ( $\text{mm}^{-2}$ ) was determined. Each average value corresponds to a series of 12 images.

## 3 Results and discussion

Overall friction coefficient values (COF) are presented in Table 1, as well as the graphite count ( $\text{mm}^{-2}$ ) and Vickers hardness. Higher values of COF were observed for the compacted graphite iron, and comparing for each cast iron, the wall thickness had insignificant effect, analyzing for 95% confidence. Compacted graphite iron has a smaller graphite count, and this microstructural aspect

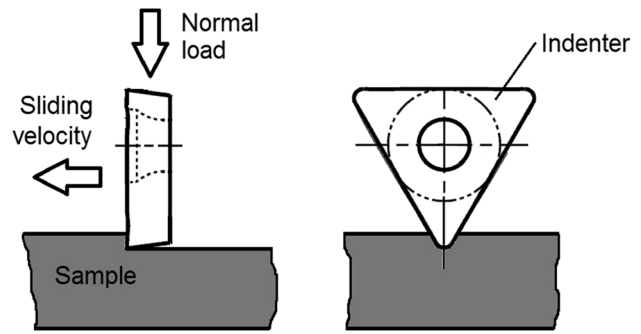


Fig. 3 Schematic arrangement of the scratching test

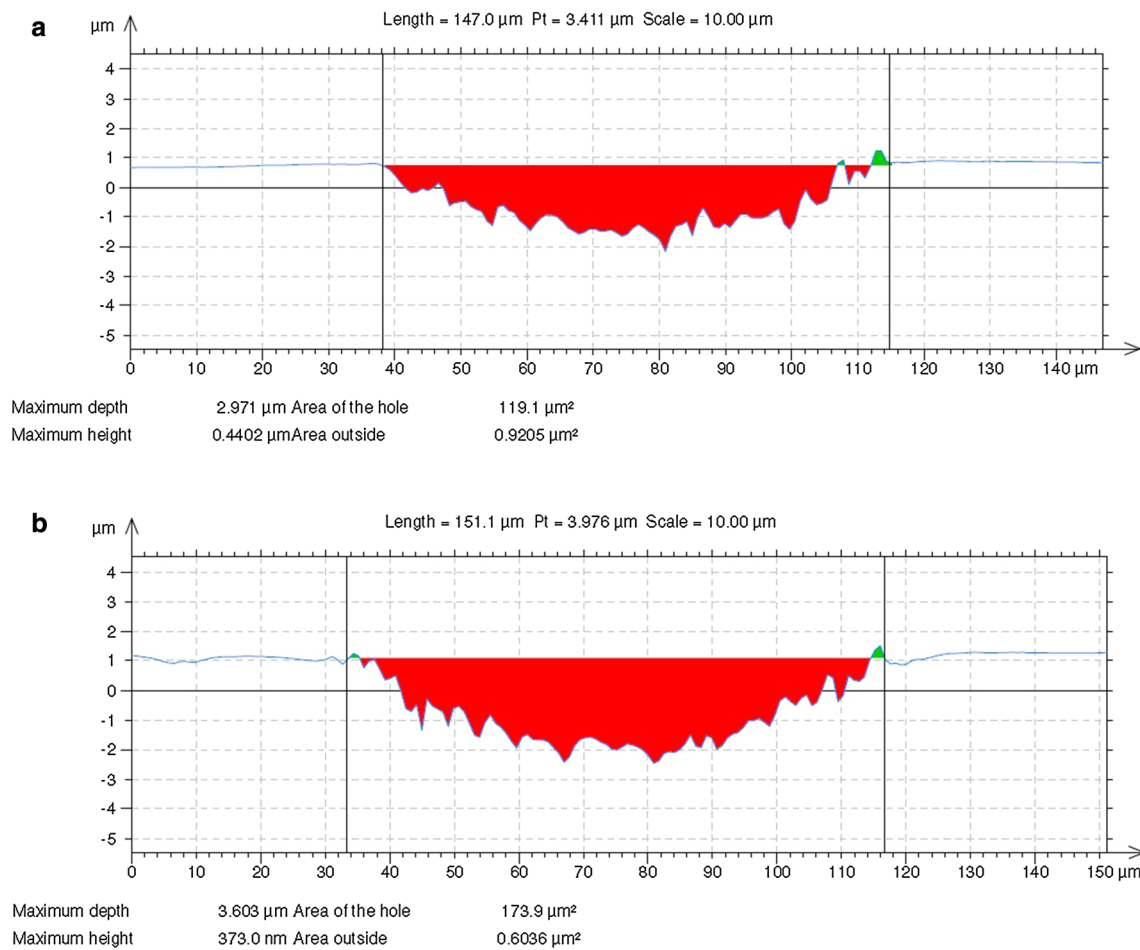
can be responsible for the lower friction values of lamellar graphite. Before to discuss, it is remarkable the lower energy to produce a scratch on the grey cast iron. From the machining point of view, it means a suitable reproduction of the poorer machinability of compacted graphite iron [12], without the use of an industrial environment to verify that.

Macrohardness values reflected the values obtained for the metallic matrices, determined using  $\text{HV}_{0.1}$ , and any significant difference in hardness can be noted amongst all tested samples. Consequently, a possible effect of hardness on friction [17] cannot be described as the COF values are significantly different.

The effect of wall thickness on friction had some effect on compacted graphite iron only. The presence of a high nodule count in the sample extracted from the thick wall can help to explain this behavior. Figure 5 presents an example of nodule removal after scratching for C-thick sample.

Few investigations were conducted using the linear scratch test for both spheroidal and compacted graphite irons. Dommarco et al. [18] compared the effect of different matrices on the scratch resistance of a certain cast iron with a defined nodule count, which does not help at all to discuss the particularly effect of nodules. Anyway, they proposed a mechanism of abrasion when a hard particle is forced against a region that contains a nodule, being clear an increase in the contact area, which means an increase in the friction force. Another indirect evidence of the role of nodules is the comparison made by Hirasata et al. [19] in pure sliding. They found a higher friction coefficient for spheroidal graphite iron when compared with the lamellar one.

Table 2 presents the characterization of scratch geometry, in terms of the pile-up proportion and their widths. The proportion of pile-ups presented in Table 2 can be considered as low and not enough to produce a significant effect



**Fig. 4** Example of cross-sectional image to determine the pile-up proportion and width of scratches: **a** narrow scratch, **b** wide scratch

**Table 1** Overall friction coefficient, graphite count ( $\text{mm}^2$ ) and Vickers hardness of tested samples

Material	Overall COF	Graphite count ( $\text{mm}^2$ )	Macrohardness HV20	Microhardness HV <sub>0.1</sub>
G-thin	0.81 ( $\pm 0.16$ )	1100 ( $\pm 120$ )	189 ( $\pm 4$ )	290 ( $\pm 30$ )
G-thick	0.79 ( $\pm 0.15$ )	1060 ( $\pm 90$ )	192 ( $\pm 4$ )	280 ( $\pm 20$ )
C-thin	1.03 ( $\pm 0.18$ )	550 ( $\pm 30$ )	216 ( $\pm 5$ )	300 ( $\pm 20$ )
C-thick	1.08 ( $\pm 0.20$ )	420 ( $\pm 20$ )	217 ( $\pm 9$ )	300 ( $\pm 30$ )

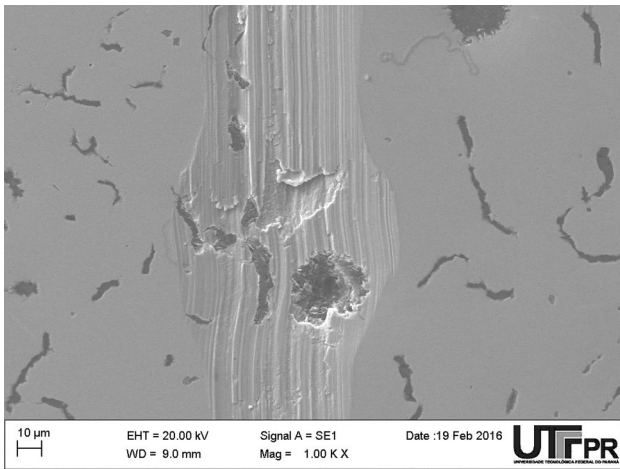
on friction behavior. Moreover, there were no significant differences among samples regarding those values justifying any difference in their behaviors based on this aspect. Another important observation from the pile-ups is about the mechanism of material removal. Low number of pile-ups means a high proportion of micro-cutting mechanism [20], expected from the used indenter, which in fact is a tool insert with a defined geometry.

Therefore, friction controlled by deformation basically occurred at the bottom of tracks, which can be confirmed by SEM images such as shown in Fig. 6. This assertion is corroborated by the variation in the widths (Table 2).

A relevant analysis is related to the similarity of values for scratch widths. Among all possible comparisons done with 95% confidence, for each cast iron, the widths are not similar for samples extracted from different wall thicknesses. Consequently, one can conclude that the values of widths are dependent on the wall thickness. To understand better this result, Fig. 7 was built to show at the same time the friction variation along the sliding distance and the equivalent positions of worn tracks revealed by metallography and interferometry.

Friction coefficient presented a large variation along the scratches for all samples. The presence of graphite was able to produce abrupt transitions in the scratches, changing





**Fig. 5** Removal of nodule after scratching C-thick sample

**Table 2** Geometry of scratches: pile-up proportion and width (μm)

Material	Pile-up proportion (%)	Scratch width (μm)
G-thin	2 (±1)	66 (±4)
G-thick	3 (±1.5)	59 (±7)
C-thin	2 (±2)	82 (±10)
C-thick	2 (±2)	64 (±13)

significantly their widths. Regions with more incidence of graphite resulted in large widths and depths. These regions were identified in Fig. 7 with green lines (less incidence of graphite) and red ones (high incidence).

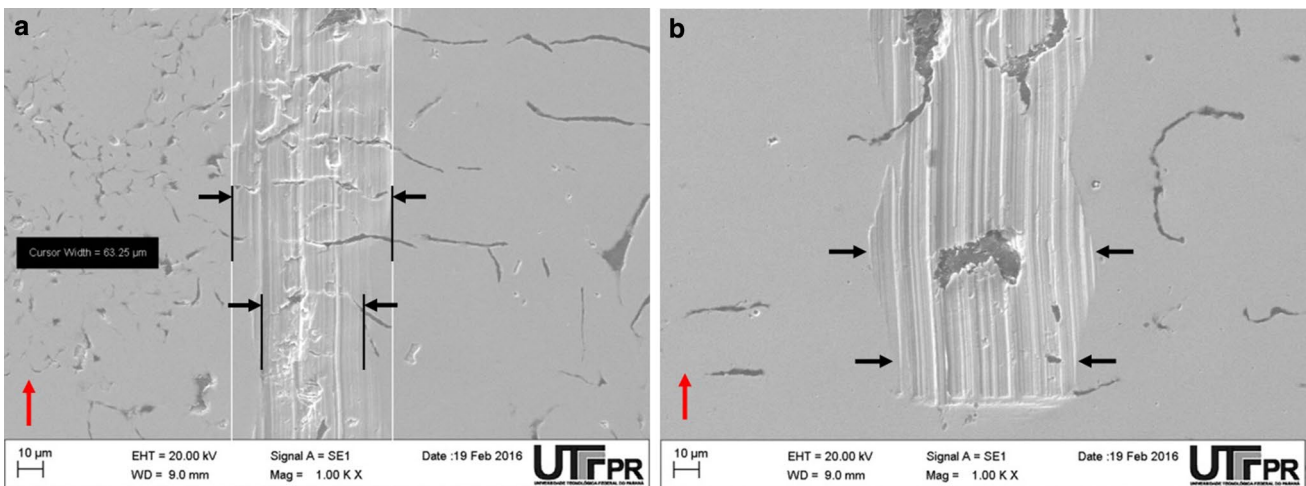
In sample G-thick, the frequency of peaks and valleys is more intense, compared to the same material of thin

wall (G-thin), which can be correlated to the large graphite count of thick wall. Surprisingly, this behavior did neither affect the overall values of COF, nor the deviations, even though both could be expected.

Similar results were obtained for compacted graphite iron, i.e., in the sample of thick wall (C-thick) there were large variations along the track. As the indenter is a tool with defined geometry, the variation on the width was primarily caused by the variation in depth, which was increased in the regions of more graphite count. It can be seen in Fig. 4, where the deeper is the scratch, the wider it is. After the tool exit, the scratch track tends to reduce and friction drops. From the color scale, one can observe that there are more regions with blue colors of depth than that observed for grey cast iron, despite its large variation for all materials. Clearly, the variation along the sliding distance was high for G-thick, and repeating the observation made for lamellar graphite, the variation in COF values could not be associated with those described in Table 2.

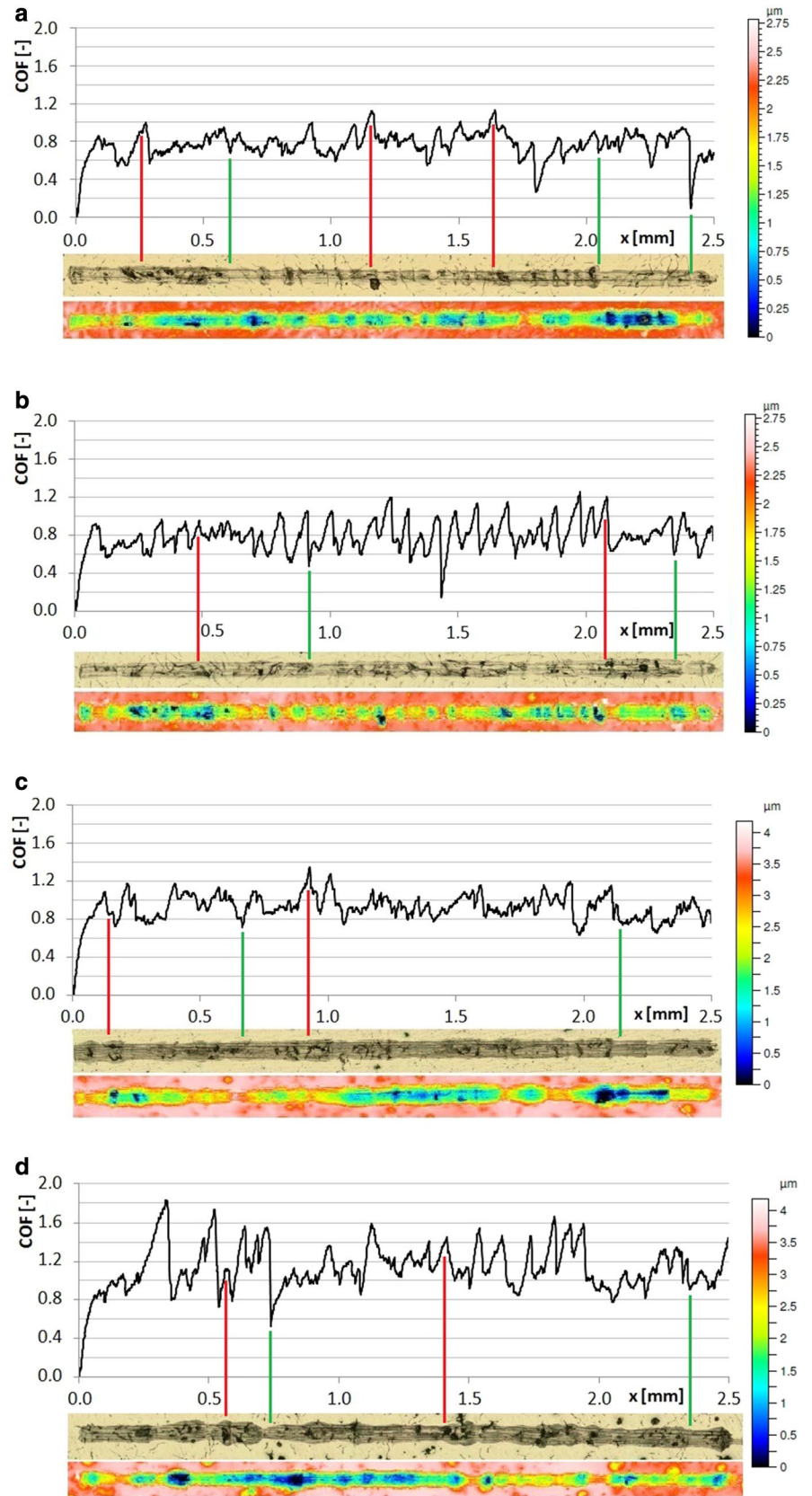
Another way to see the increase in depth caused by the contact with graphite is observing the difference between the thickness of flakes exposed to the contact and those of original surface, as shown in Fig. 8. As the indenter passed over graphite, it became more exposed, meaning at the same time a deeper contact, caused by the lower resistance of this constituent.

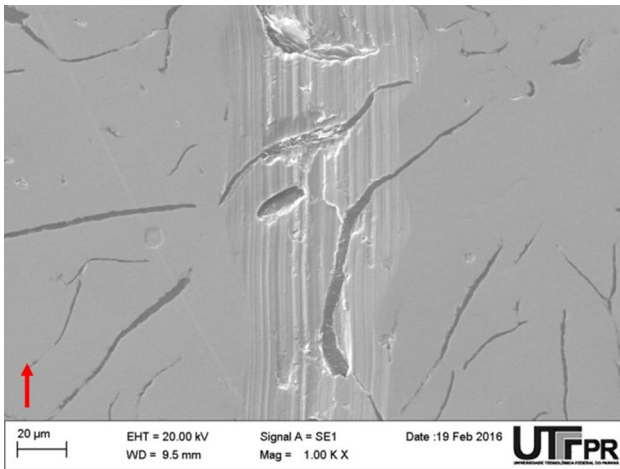
From the above discussion one can conclude that overall values of friction were not enough to detect the actual role of graphite during the scratching action. From the manufacturing point of view, few disturbances along the distance can be considered a good indication of better machinability, mainly in terms of surface finishing. As the thin walls can mean a reduction in weight components, the current



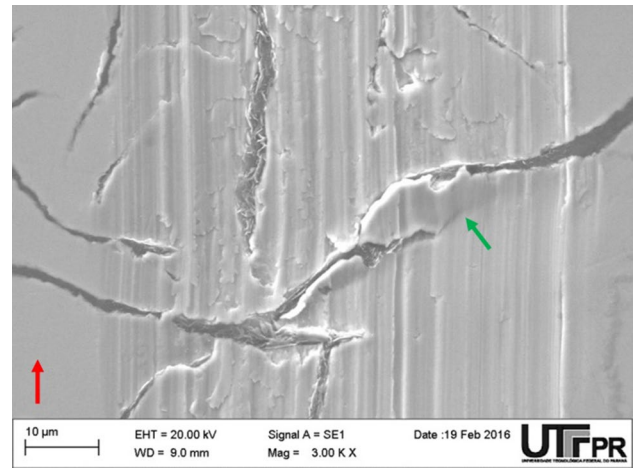
**Fig. 6** SEM images showing the worn tracks: **a** G-thick, **b** C-thin

**Fig. 7** Friction variation along the scratching distance, associated with the whole images of tracks obtained in optical microscopy and 3D interferometry: **a** G-thin, **b** G-thick, **c** C-thin, **d** C-thick (color figure online)





**Fig. 8** Example of graphite exposed in G-thick



**Fig. 10** Entrapment of wear debris at the graphite flake

results are a good indication for their choosing, considering the smaller variation along the sliding distance in terms of scratch geometry.

Finally, some mechanisms were observed in which graphite plays a key role. A tendency for closing the graphite flakes was observed, especially in grey cast iron, as shown in Fig. 9. This phenomenon was also described by Ghasemi and Elmquist [7] for worn surfaces of piston rings.

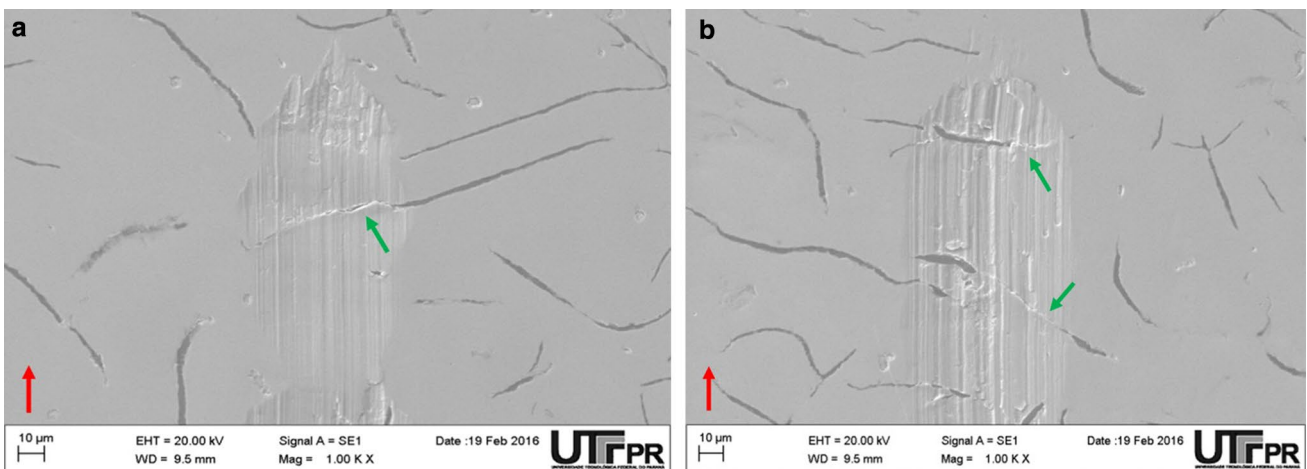
Another observation made by Ghasemi and Elmquist [7] was the entrapment of wear debris in the flake graphite. Again, the scratch test is able to reproduce it, as shown in Fig. 10.

The reproduction of wear mechanisms found in engine components subject to abrasive environments is a good indication to use the scratch test to evaluate the behavior of cast irons for this application.

## 4 Conclusions

From the presented results obtained for grey and compacted graphite irons submitted to scratch tests, the following conclusions can be outlined:

- lower friction coefficients were determined for grey cast iron, reproducing the more difficult machinability associated with the compacted graphite iron in industrial environments;
- overall friction coefficients could be related to the deformation of metallic matrix and the graphite count, but they could not be associated with the variations along the scratch distance;
- graphite affected the scratch geometry, especially their widths along the sliding distance. The larger variation



**Fig. 9** Closing tendency after scratching for grey cast iron: **a** G-thin, **b** G-thick

amongst tested materials was observed for compacted graphite iron, extracted from the thick wall; and,

- wear mechanisms associated with the presence of graphite were verified, especially the closing tendency, which was also observed in worn components subject to abrasive environments. Thus, the scratching conditions applied were suitable to reproduce them.

**Acknowledgements** The authors would like to thank the support given by Fundação Tupy for the providing samples and sponsorship through Project ACT 10/2015 TUPY-UTFPR. G. Pintaude acknowledges CNPq by granting from Project 312385/2014-5.

## References

1. Guesser W, Guedes L (2016) The new generation of engines and the challenges for the foundry industry. *Blucher Eng Proc* 3(1):28–47
2. Vencl A, Manić N, Popovic V, Mrdak M (2010) Possibility of the abrasive wear resistance determination with scratch tester. *Tribol Lett* 37:591–604
3. ZumGahr KH (1979) Abrasive wear of microstructures with internal notches. In: Haasen P, Gerold V, Kostorz G (eds) *Strength of metals and alloys*, vol 1. Pergamon, Toronto, pp 225–230
4. Yildizli K, Karamiş MB, Nair F (2006) Erosion mechanisms of nodular and gray cast irons at different impact angles. *Wear* 261:622–633
5. Vélez JM, Tanaka DK, Sinatora A, Tschiptschin AP (2001) Evaluation of abrasive wear of ductile cast iron in a single pass pendulum device. *Wear* 251:1315–1319
6. Ghasemi R, Elmquist L (2014) A study on graphite extrusion phenomenon under the sliding wear response of cast iron using microindentation and microscratch techniques. *Wear* 320:120–126
7. Ghasemi R, Elmquist L (2014) The relationship between flake graphite orientation, smearing effect, and closing tendency under abrasive wear conditions. *Wear* 317:153–162
8. Mendas M, Benayoun S (2013) Investigating the effects of microstructure on the wear mechanisms in lamellar cast irons via microscratch tests. *Tribol Int* 67:124–131
9. Nakamura R, Iwabuchi A (2012) Role of graphite in cast iron on tribological behaviour in nano-scratch test. *J Adv Mech Des Syst Manuf* 6(7):1046–1056
10. Guesser WL, Masiero I, Melleras E, Cabezas CS (2005) Thermal conductivity of gray iron and compacted graphite iron used for cylinder heads. *Rev Matér* 10:265–272
11. Cueva G, Sinatora A, Guesser WL, Tschiptschin AP (2003) Wear resistance of cast irons used in brake disc rotors. *Wear* 255:1256–1260
12. De Oliveira VV, Beltrão PDC, Pintaude G (2011) Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron. *Wear* 271(9):2561–2569
13. Sales WF, Machado ÁR, Bonney J, Ezugwu EO (2007) Evaluation of cutting fluids using scratch tests and turning process. *J Braz Soc Mech Sci Eng* 29:372–378
14. Obara RB, Tomanik E, Souza RM (2014) Folded metal and other surface parameters on combustion engine cylinders. SAE Technical Paper: 2014-36-0323
15. Dimkovski Z, Anderberg C, Ohlsson R, Rosén BG, Thomas TR (2009) Quantification of the cold worked material inside the deep honing grooves on cylinder liner surfaces and its effect on wear. *Wear* 267:2235–2242
16. ASTM (2009) G171-03(2009)e2, standard test method for scratch hardness of materials using a diamond stylus. ASTM International, West Conshohocken. <http://www.astm.org>. Accessed 10 Oct 2016
17. Pintaude G, Tanaka DK, Sinatora A (2003) The effects of abrasive particle size on the sliding friction coefficient of steel using a spiral pin-on-disk apparatus. *Wear* 255:55–59
18. Dommarco RC, Sousa ME, Sikora JA (2004) Abrasion resistance of high nodule count ductile iron with different matrix microstructures. *Wear* 257:1185–1192
19. Hirasata K, Hayashi K, Inamoto Y (2007) Friction and wear of several kinds of cast irons under severe sliding conditions. *Wear* 263:790–800
20. ZumGahr KH (1988) Modelling of two-body abrasive wear. *Wear* 124(1):87–103

# Avaliação da influência da espessura da parede de cilindros de blocos de motor a combustão interna na microestrutura do ferro fundido cinzento e vermicular

Jorge Tonella Junior<sup>1</sup>  
Giuseppe Pintaúde<sup>1</sup>  
João Luiz do Vale<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Curitiba.

<sup>2</sup> Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Londrina. Doutorando

## Resumo

Os ferros fundidos apresentam grande aplicação na indústria automobilística e ferroviária. Diferenças na forma como a grafita se apresenta, em cada tipo de ferro fundido, impacta nas suas propriedades mecânicas. O principal objetivo deste artigo é o estudo da influência da variação da espessura da parede de cilindros na grafita do ferro fundido cinzento e vermicular. Duas amostras, para cada material, foram retiradas da face de fogo de um mesmo cilindro do bloco – em quadrantes que apresentam espessuras distintas. Focou-se na avaliação quantitativa da grafita através de parâmetros de morfologia e de distribuição para duas espessuras de ferro fundido cinzento e vermicular. A microestrutura foi revelada em microscópio óptico, sem ataque químico, e com o auxílio do programa ImagePro obteve-se os parâmetros quantitativos. Constatou-se que a espessura da parede do cilindro tem grande influência na microestrutura. Para ambos os materiais, a grafita apresentou-se com menor tamanho para a menor espessura e com redução do percentual de área nas imagens. Mudanças de forma também foram verificadas. Contudo, não se notou variação na distribuição das grafitas para os materiais, e condições, avaliados.

**Palavras-chave:** Ferro fundido cinzento; Ferro fundido vermicular; Grafita; Morfologia, Distribuição.

## 1. Introdução

Os ferros fundidos apresentam grande aplicação industrial, sendo uma delas os blocos de motor a combustão interna, fabricados essencialmente utilizando ferro fundido cinzento e ferro fundido vermicular [1].

O ferro fundido cinzento apresenta grafita em forma de veios, cuja forma favorece a condutividade térmica [2], o que explica seu uso industrial em componentes que trabalham em circunstâncias de fadiga térmica. Por sua vez o ferro fundido vermicular possui grafita em forma de vermes, também chamada de compacta, tem como uma das suas principais aplicações a fabricação de blocos de motores. [3]

As propriedades do ferro fundido vermicular podem ser consideradas intermediárias aos ferros cinzento e nodular. Contudo, o processo de fundição do ferro fundido vermicular é mais caro, em especial devido à pior usinabilidade em relação ao cinzento [4]. Consequentemente as pesquisas com ferro vermicular têm sido realizadas a fim de confirmar se o custo de fabricação compensa a sua utilização. [5]

A grafita atua como um fator modificador das propriedades mecânicas no ferro fundido [1], por isso é importante avaliar a distribuição e forma em diferentes regiões de um componente. Deste modo, pode-se estipular de maneira mais precisa o seu desempenho.

O presente artigo tem como objetivo estudar o efeito da variação de espessura (medida indireta da taxa de solidificação) na forma e distribuição da grafita em dois locais da face de fogo de um cilindro em cada amostra dos ferros fundido cinzento e vermicular.

## 2. Materiais e métodos

### 2.1. Materiais

A figura 1 mostra um dos blocos de motor utilizados no experimento, passando por dois cortes para a retirada de duas amostras de cada bloco de motor, totalizando quatro amostras.



Figura 1 – Bloco de motor de ferro fundido.

O primeiro corte foi feito retirando uma fatia superior de ambos os motores, com isso, obteve-se quatro amostras para análise. Após este procedimento, houve novos cortes, em locais especificados vistos na figura 2, dois blocos de motor de ferro fundido, um cinzento e outro vermicular, sendo a seções A e B a parede grossa e fina, respectivamente. As seções A e B apresentaram largura de 11 mm e 9 mm, respectivamente.



Figura 2 - Corte superior do bloco de motor.

A tabela 1 apresenta a nomenclatura das amostras, definida pelo tipo de material e local de retirada.

Local da retirada da amostra	Ferro fundido	Amostra
A	Cinzento	CG
B	Cinzento	CF
A	Vermicular	VG
B	Vermicular	VF

Tabela 1 – Amostras retiradas dos blocos de motor.

## 2.2. Metodologia

As amostras passaram pelo procedimento padrão para micrografia, sendo analisadas posteriormente por microscopia óptica. Para se obter uma maior confiabilidade estatística, avaliaram-se cinco imagens diferentes de locais distintos de cada amostra. Foram definidos cinco parâmetros para a quantificação da grafita: Área, razão de aspecto, esfericidade, número de grafitas por amostra e porcentagem de grafitas por área. Para a remoção das inclusões, eliminou-se áreas menores que  $9 \mu\text{m}^2$ .

Tem-se a área da grafita definida como o espaço bidimensional da partícula, ou superfície. A esfericidade, ou fator de forma, é expressa pela razão de raios inscrito e circunscrito [6], como descreve a Equação (1). A razão de aspecto é definida como a razão de planos tangentes conforme mostrado na Equação (4) [6]. Na figura 3 apresenta a razão de aspecto e esfericidade de maneira gráfica.

As equações NG e AG foram obtidas de maneira indireta. No caso da equação NG, considerou-se a soma do número de grafitas de cada imagem e dividiu-se essa soma pelo número de imagens, a fim de gerar uma média e desvios padrões. A equação AG utilizou a soma de área das grafitas de cada imagem e fez-se a divisão pela área da imagem, em micrometros, gerando assim uma média de áreas de grafita por amostra.

$$\text{esf} = \frac{R}{r} \quad (1)$$

$$\text{NG} = \frac{\text{Número de Grafitas}}{\text{Número de Imagens}} \quad (2)$$

$$\text{AG} = \frac{\text{Soma das Área de Grafitas}}{\text{Área da Imagem}} \quad (3)$$

$$\text{RA} = \frac{b}{a} \quad (4)$$

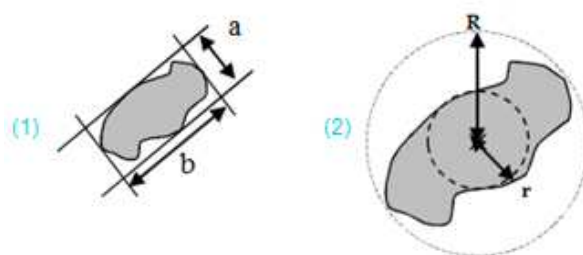


Figura 3 – Definição da razão de aspecto (1) e esfericidade (2).

### 3. Resultados e discussão

#### 3.1. Microestruturas: análise geral

A micrografia revelou imagens com morfologias esperadas para cada tipo de material [1]. Para o ferro fundido cinzento grafitas em forma de lamelas com pouco ou quase nenhum nódulo esférico. O ferro fundido vermicular, por sua vez, apresentou grafitas em forma de vermes e com um

número razoável de nódulos em comparando ao que foi visto no ferro fundido cinzento. A figura 4 mostra as micrografias obtidas para cada tipo de ferro fundido utilizados no experimento.

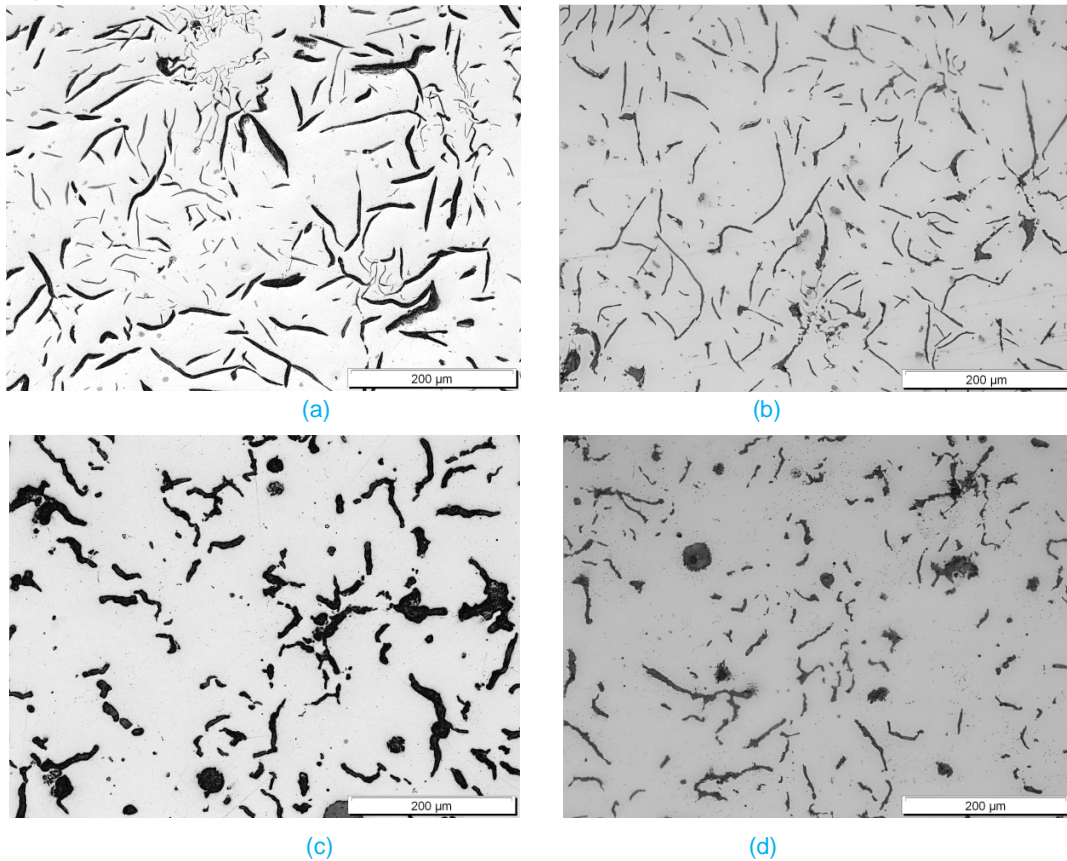


Figura 4 – Micrografias das amostras CG (a), CF (b), VG (c) e VF (d), com barra de referência de 200μm.

A partir das imagens, fez-se a binarização utilizando a área como parâmetro, conforme já explicado na seção 2.2.

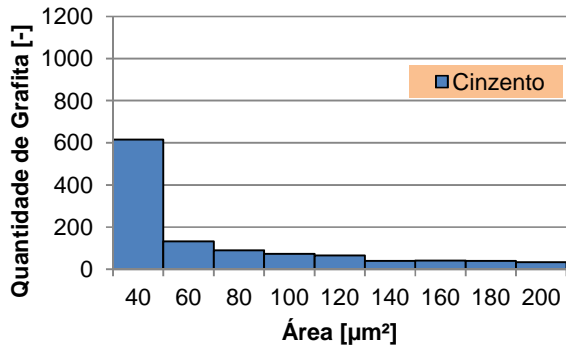
#### 3.2. Análise quantitativa de parâmetros microestruturais

Os parâmetros tiveram os dados matemáticos coletados via software e sintetizado em gráficos, sendo o gráfico de histograma aplicado para a área, esfericidade e razão de aspecto. O gráfico de dispersão foi utilizado para os parâmetros de número de grafitas e fração de grafitas.

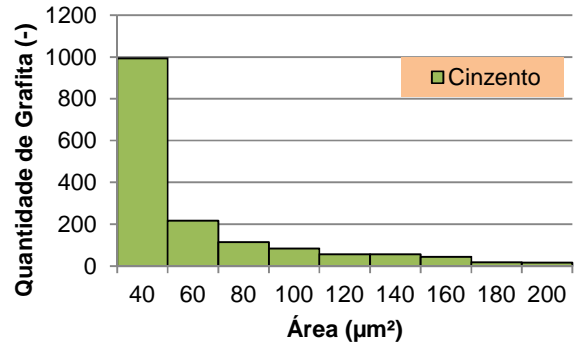
##### 3.1.1 Área

A figura 5 apresenta os histogramas de área. Analisando a micrografia das amostras, esperou-se ver nos

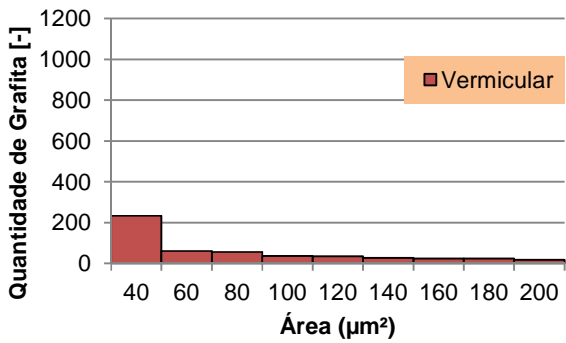
histogramas o ferro fundido cinzento com uma maior frequência de áreas maiores, tendo em vista o maior tamanho das suas grafitas em comparação as amostras de ferro fundido vermicular. Em ambos os ferros fundidos, verificou-se que a amostra mais espessa apresentou os maiores valores de área em comparação com as suas respectivas contrapartes de menor espessura. É possível afirmar também que as amostras de ferro fundido cinzento apresentaram os maiores valores de área.



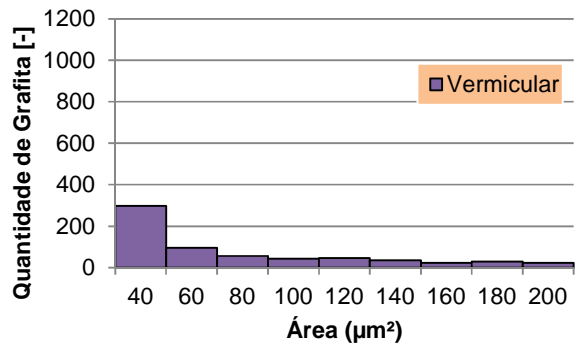
(a)



(b)



(c)



(d)

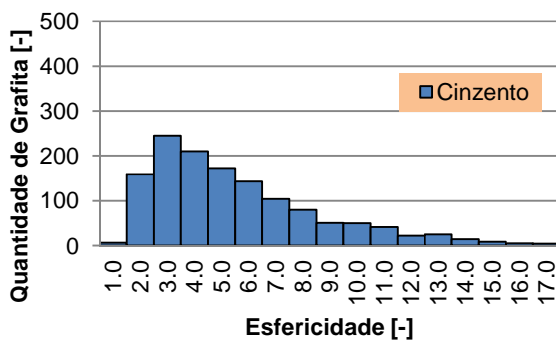
Figura 5 – Histogramas de área de grafita das amostras CG (a), CF (b), VG (c) e VF (d).

### 3.1.2 Esfericidade

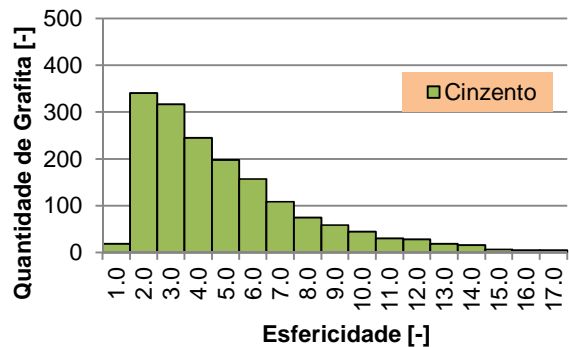
A esfericidade, ou fator de forma, é o parâmetro que define o quão próximo uma partícula está de uma esfera [6]. De acordo com a Equação (1), tem-se que quanto mais próximo de 1 o valor de *esf*, mais esférica tenderá a ser a grafita, logicamente, quando o *esf* for igual a 1, a partícula será esférica. Na micrografia, verificou-se que as amostras de ferro fundido vermicular apresentavam um maior número de nódulos de grafita em comparação ao ferro fundido cinzento [1], logo, esperou-se que os histogramas referentes às

amostras VG e VF apresentassem valores concentrados próximos à origem do gráfico.

De acordo com a figura 6, nota-se que as amostras de ferro vermicular são as que apresentam, de fato, as grafitas mais próximas do formato esférico. Em termos de espessura, o comportamento no ferro vermicular foi que a amostra mais espessa (VG) apresentou as grafitas próximas a nodulares, enquanto que o contrário se verificou no ferro cinzento, com a amostra mais fina sendo a que apresentou as grafitas mais esféricas.

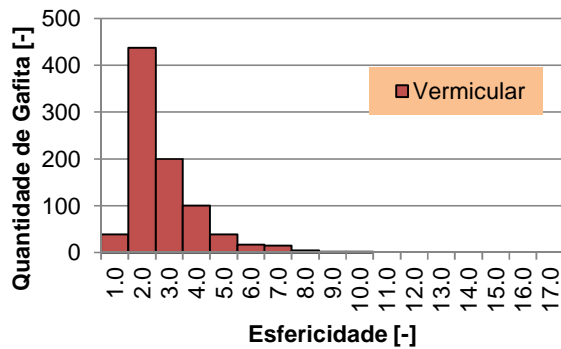


(a)

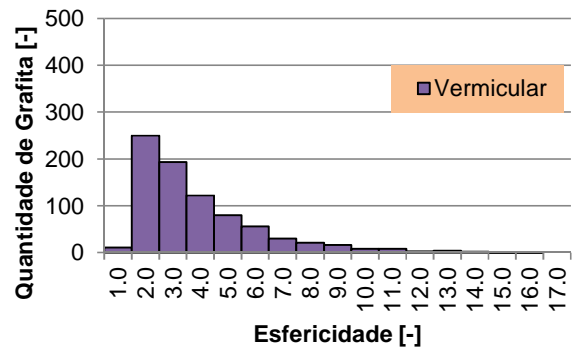


(b)





(c)



(d)

Figura 6 - Histogramas de esfericidade das amostras CG (a), CF (b), VG (c) e VF (d).

### 3.1.3. Número de Grafitas por Amostra

Pela Equação (2) tem-se que o número de grafitas em relação às amostras é uma equação linear, logo, quanto maior o número de grafitas em uma amostra, maior será o fator NG.

Para a obtenção do gráfico, fez-se o somatório das grafitas presentes nas cinco imagens obtidas para cada amostra, calculou-se a média das grafitas contidas em cada imagem e fez-se o cálculo do desvio padrão, para uma melhor acurácia de valores.

Analisando a figura 7, percebe-se que a amostra CF foi a que apresentou maior número de grafitas em relação a área da amostra. Comparando ao que ocorreu as amostras vermiculares, que praticamente apresentaram o mesmo número de grafitas, as amostras de cinzento foram as que apresentaram maiores alterações na quantidade de grafitas quando se altera a espessura do cilindro.

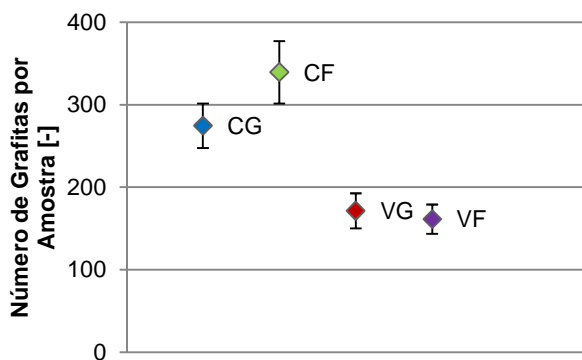


Figura 7 – Gráfico do número de grafitas.

### 3.1.4 Fração de Grafita

A fração de grafita pode ser definida como a razão do somatório das áreas de grafita pela área da imagem, previamente definida pela Equação (3), expressa em porcentagem. Tendo conhecido o fato que a área da imagem é constante para todas as amostras, espera-se que as amostra mais espessas apresentem as maiores porcentagens de grafita por área em comparação às suas contrapartes.

Pode-se verificar na figura 8, que a amostra CG apresentou a maior porcentagem de grafita, também se verificou que as amostras de ferro vermicular tiveram a mesma distribuição estatística.

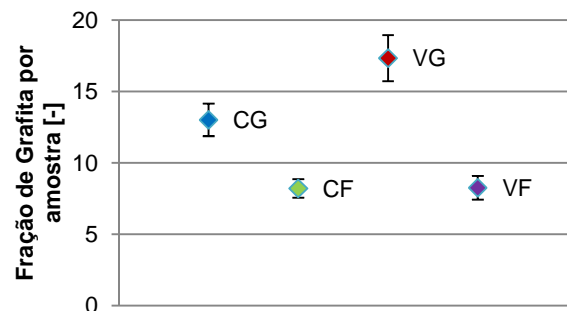


Figura 8 – Gráfico da fração de grafita.

### 3.1.5. Razão de Aspecto

A razão de aspecto, também conhecida como fator de alongação, é definido como a razão entre a maior e a menor dimensões [6], como pode ser visto na Equação (4), do retângulo de mínima área que contém a projeção bidimensional da grafita. Nas imagens obtidas na microscopia, verificou-se que as amostras de ferro fundido cinzento possuíam grafitas mais longas ao comparar com as amostras do ferro vermicular.

Analisando a figura 9, confirmou-se o que era esperado em relação às amostras de ferro fundido cinzento ter a maior razão de aspecto dentre os materiais analisados, no que se refere ao efeito da espessura, verificou-se que a

amostra CG é a que possui as grafitas mais alongadas. Enquanto que no ferro vermicular, a amostra VF possui as partículas mais longas.

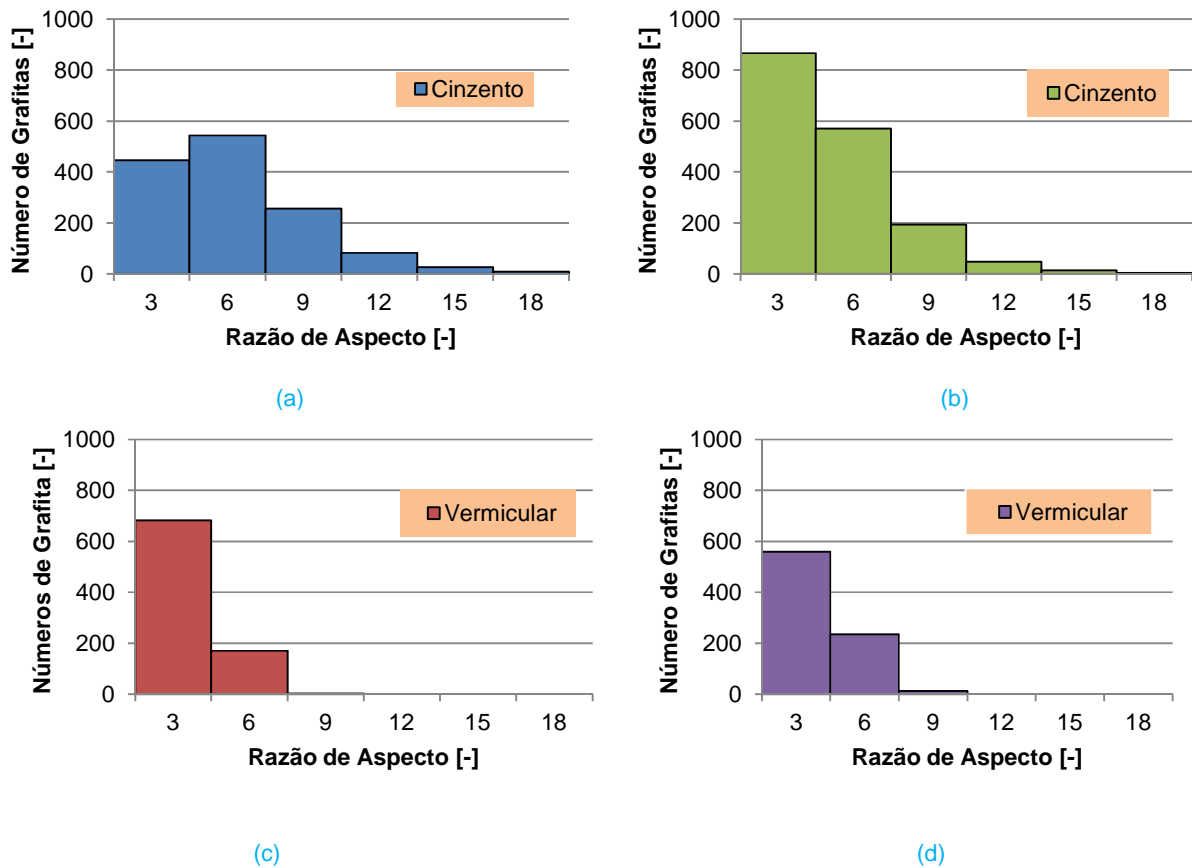


Figura 9 - Histogramas de esfericidade das amostras CG (a), CF (b), VG (c) e VF (d).

## 4. Conclusões

Através da avaliação de parâmetros de forma e de distribuição de grafitas nos ferros fundidos cinzento e vermicular, com duas espessuras distintas, pode-se concluir que:

- A diferença de espessura do ferro fundido, seja cinzento ou vermicular, altera a morfologia da grafita.
- A variação de espessura afeta a área das grafitas do ferro cinzento mais do que as grafitas do ferro vermicular. Enquanto no ferro cinzento, a amostra de menor espessura mostrou um aumento de área pequenas em relação a amostra mais espessa, no ferro

vermicular nota-se que essa variação de áreas é mais discreta.

- Ambos os ferros fundidos apresentam variação de esfericidade com a diferença de espessura. Sendo a amostra menos espessa de ferro cinzento a que possui as grafitas mais próximas a esferas, enquanto que no ferro vermicular, ocorre o inverso, a amostra mais espessa que apresenta um maior número de grafitas nodulares e mais próximas a esta forma.
- O ferro fundido cinzento apresenta um aumento do número de grafitas com a diminuição da espessura da

parede, enquanto que o ferro fundido vermicular não apresenta uma diferença significativa.

- A fração de grafita aumenta com o incremento da espessura da parede do cilindro. Observa-se que este efeito é mais significativo no ferro fundido vermicular.
- Verificou-se que as grafitas mais longas (com maior valor de razão de aspecto) aparecem na amostra vinda da parede mais espessa de ferro fundido cinzento, enquanto que novamente o ferro fundido vermicular não apresentou uma diferença significativa.
- A variação da grossura da face de fogo de cilindro de um bloco de motor é mais evidente em ferro fundido cinzento em relação ao ferro fundido vermicular, que apresenta alterações mais discretas nas grafitas.

## 5. Referências

1. Guessser, W. L., "Propriedades Mecânicas dos Ferros Fundidos" Blucer, 1ª ed, 2009.
2. Holmgren, D.M., Diószegi, A., Svensson, I.L., "Effects of transition from lamellar to compacted graphite on thermal conductivity of cast iron", Int. J. Cast Metals Res, vol 19, 2006, p.303-313.
3. Guessser, W. L., "Compacted Graphite Iron – a new material for diesel engine cylinder blocks. II Encontro da SBPMat – Brazilian MRS Meeting 2003", Rio de Janeiro. Proceedings of II SBPMat, 2003.
4. Massirer Jr., E.. Guessser, W. L., "Avaliação da Usinabilidade do Ferro Fundido Vermicular através dos Ensaio de Furação". In: 6º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Caxias do Sul. Anais do 6º COBEF. Rio de Janeiro - ABCM, 2011.
5. De Oliveira, V. V., Beltrão P.A.C., Pintaude G. "Effect of tool geometry on the wear of cemented carbide coated with TiAlN during drilling of compacted graphite iron." *Wear* 271.9 (2011): 2561-2569.
6. COSEGLIO, M.; PINTAÚDE, G. ABRASIVE PARTICLE CHARACTERIZATION FOLLOWING DIFFERENT MEASUREMENTS OF SHAPE FACTOR. In: 20th

Page 7 of 7

International Congress of Mechanical Engineering, Gramado. Proceedings of COBEM 2009. Rio de Janeiro: ABCM, 2009.

## 6. Contato

Jorge Tonella Jr.  
jorgeluitzj92@gmail.com

Giuseppe Pintaúde  
pintaude@utfpr.edu.br

João Luiz Vale  
joaovale@utfpr.edu.br

## 7. Agradecimentos

Agradecimentos ao CNPq pela bolsa de estudos de iniciação científica,

## 8. Abstract

Cast irons present a large industrial application, among them the internal combustion engine blocks, manufactured essentially using grey cast iron and compact graphite iron. Differences on the graphite's forms of each kind of iron impacts on their mechanical properties. The study aims to investigate the influence of thickness on the cylinder walls on the graphite morphology. Two samples, of each cast iron were extracted from the walls of the same cylinder - in quadrants with distinct thickness. Focusing on quantitative graphite evaluation through morphology and distribution parameters of two thickness from each iron. The microstructures were revealed using the optical microscope's aid, assisted by the ImagePro software to obtain the quantitative parameters. The materials presented classic microstructures. Thickness strongly affected the microstructure. For both materials, the smaller the thickness, smaller the graphite area. Morphological changes were also verified. However, no significant variations on the graphite distribution was observed for both materials and the conditions evaluated.

**Key Words:** Grey cast iron, Compact graphite iron, CGI, Graphite, Morphology, Distribution.

All rights reserved. No part of this publication may be reproduced, stored in a retrieval system, or transmitted, in any form or by any means, electronic, mechanical, photocopying, recording, or otherwise, without the prior written permission of SAE.

**ISSN 0148-7191**  
**©Copyright 2015 SAE International.**

Positions and opinions advanced in this paper are those of the author(s) and not necessarily those of SAE. The authors solely responsible for the content of the paper.

# AValiação DA ALTERAÇÃO DE TOPOGRAFIA E DE *FOLDED METAL* EM FERRO FUNDIDO VERMICULAR IMPOSTA POR ENSAIO DE DESGASTE

PPGEM – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais

Williams Carlos Pretko (williams.pretko@gmail.com), João Luiz do Vale (joaovale@utfpr.edu.br)  
Giuseppe Pintaude (pintaude@utfpr.edu.br), Carlos Henrique da Silva (carloshs@utfpr.edu.br)

## Resumo

O presente trabalho discute alterações de topografia e de quantidade de *folded metal* em ensaio de desgaste do tipo anel sobre cilindro lubrificado. As amostras de ferro fundido vermicular foram extraídas diretamente de um bloco de motor de combustão interna (MCI), provido pela empresa Tupy S.A. O contra-corpo foi o anel de pistão utilizado em aço inoxidável nitretado com perfil assimétrico e o óleo lubrificante foi o SAE 30 monoviscoso. A caracterização dos corpos de prova foram feitas através de Interferometria de luz branca. A quantificação por imagem de *folded metal* foi realizada utilizando rotinas em *Matlab* e os valores apresentados como resultado são as médias e os desvios padrões dos valores compilados.

Palavras-chave: Ferro Fundido Vermicular; *Folded Metal*; Ensaio de desgaste lubrificado.

## Introdução

O sistema tribológico formado por pistão-anel-cilindro é apontado como um dos mais importantes sistemas dentro de um bloco de motor de combustão interna (MCI) (TAYLOR, 1998). Nos últimos anos o ferro fundido vermicular (Ver) tem sido empregado para a fabricação de MCI (GUESSER, 2009). Comumente, a superfície dos cilindros são brunidas e apresentam um fenômeno de *folded metal* (FM), o qual é associado ao material dobrado que parcialmente cobre um sulco (TUNG e EMLEY, 2002). O FM tem influencia significativa no desgaste e no consumo de óleo e combustível, assim, avaliar seu comportamento é imprescindível para este sistema tribológico.

Este artigo teve como objetivo avaliar as alterações de topografia e de quantidade de FM em ensaio de desgaste do tipo anel sobre cilindro lubrificado.

## Metodologia

O corpo de prova utilizado foi uma camisa de cilindro de MCI brunido, de (Ver) da classe GJV 450, o qual foi provido pela empresa Tupy S.A. Já o contra-corpo foi o anel de pistão de aço inoxidável, com tratamento de nitretação na face de trabalho, o qual foi provido pela empresa Mahle Metal Leve. O óleo lubrificante utilizado foi o Petronas Urania SAE 30 API CF.

Os ensaios tribológicos, do tipo anel sobre cilindro, foram realizados em aparato, disponível no Laboratório de Superfícies e Contato (LASC) da UTFPR e apresentado na Figura 1.



Figura 1 - Fotografia do aparato utilizado para os ensaios tribológicos.

Realizam-se ensaios imersos em óleo a 40°C, com duração de 1 e 4 horas; com comprimento de pista de 10 mm, carga normal de 75 N e frequência de 5 Hz.

A caracterização dos corpos de prova foi feita através de Interferometria de luz branca (IDLB).

A quantificação por imagem de FM foi realizada utilizando rotinas em *Matlab* desenvolvidas pelo professor João Vale, baseada em trabalho de Dimkovski *et al.*, (2009).

Foram realizadas três medições fora da pista ensaiada e 3 medições na parte central da pista após o ensaio. Os valores apresentados como resultado são as médias e os desvios padrões dos valores. A definição dos parâmetros de rugosidade apresentados podem ser encontrados em Whitehouse (1994).

## Resultados

A Figura 2(a) apresenta um exemplo de resultado de topografia típica obtida por IDLB.

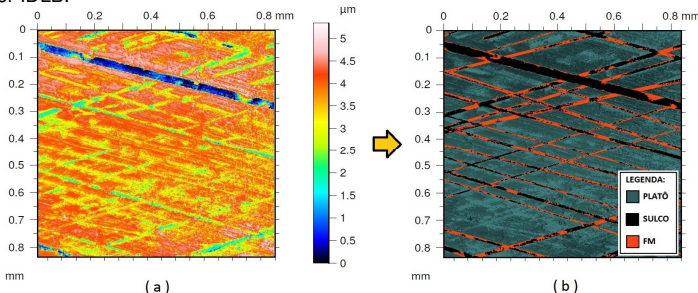


Figura 2 – Topografia típica da superfície brunida: (a) Imagem obtida por Interferometria de luz branca (b) Quantificação de sulcos e *folded metal* por rotina em *Matlab*.

Observa-se a presença de sulcos e de um platô, cujas características são comumente verificadas em acabamento de brunimento. A Figura 2(b) apresenta o resultado da quantificação, da Figura 2(a), utilizando a rotina em *Matlab*. Analisando-se a Figura 2(b), e comparando com a Figura 2(a), é possível observar a importância da técnica utilizada para detectar sulcos e obstruções destes por FM.

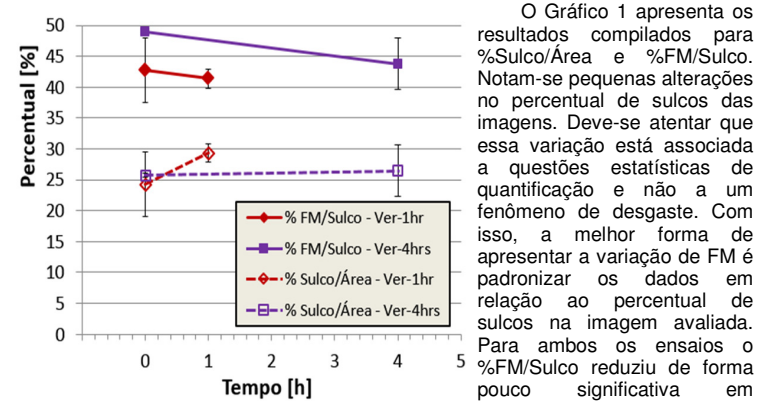


Gráfico 1 – Comparação entre o percentual de FM/Sulco e de Sulco/Área em relação ao tempo de ensaio.

Tabela 1 - Parâmetros de rugosidade antes e após os ensaios.

Parâmetro	Antes	Após 1 hr	Antes	Após 4 hrs
Sa [µm]	0,56 ± 0,030	0,65 ± 0,03	0,51 ± 0,01	0,65 ± 0,07
Sq [µm]	0,77 ± 0,050	0,88 ± 0,04	0,71 ± 0,02	0,89 ± 0,08
Spk [µm]	0,44 ± 0,01	0,35 ± 0,05	0,41 ± 0,02	0,34 ± 0,00
Sk [µm]	1,31 ± 0,05	1,25 ± 0,00	1,18 ± 0,06	1,36 ± 0,115
Svk [µm]	1,50 ± 0,21	1,86 ± 0,13	1,47 ± 0,09	1,78 ± 0,16
Sds [mm <sup>2</sup> ]	48467 ± 625	47529 ± 2994	50442 ± 1056	49500 ± 4158
Ssc [mm <sup>2</sup> ]	780 ± 24	777 ± 70	738 ± 20	773 ± 109

O Gráfico 1 apresenta os resultados compilados para %Sulco/Área e %FM/Sulco. Notam-se pequenas alterações no percentual de sulcos das imagens. Deve-se atentar que essa variação está associada a questões estatísticas de quantificação e não a um fenômeno de desgaste. Com isso, a melhor forma de apresentar a variação de FM é padronizar os dados em relação ao percentual de sulcos na imagem avaliada. Para ambos os ensaios o %FM/Sulco reduziu de forma pouco significativa em comparação com a sua condição inicial. Assim, pode-se supor que o ensaio de desgaste apesar de ter removido porções de material, associadas ao FM, teve um impacto irrelevante em seu valor.

De modo geral, os parâmetros que são mostrados na Tabela 1 não apresentaram aumento ou redução significativa em comparação com os ensaios realizados antes e após 1 e 4 horas.

## Conclusões

Pode-se concluir com este trabalho que apesar do ensaio de desgaste ter reduzido o FM do (Ver) apresentando proporcionalidade com o tempo de ensaio, não houve uma diferença significativa entre os ensaios de 1 e 4 horas. Verificou-se também que houve uma pequena redução, de modo geral, da densidade de picos e do parâmetro Spk. Observa-se, ainda, um aumento da curvatura das asperezas para o ensaio de 4 horas.

## Agradecimentos

Os autores gostariam de agradecer ao suporte dado pelo PPGEM (Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Materiais). Adicionalmente, nosso agradecimento especial as empresas TUPY S.A. e Mahle Metal Leve pelo fornecimento das amostras.

## Referências

- TAYLOR, C. M. Automobile engine tribology - Design considerations for efficiency and durability. *Wear*. v.221, p. 1-8, 1998.
- GUESSER, W. L. *Propriedades mecânicas dos ferros fundidos*. São Paulo, SP: Blucher, 336 p. 2009.
- TUNG, S.; EMLEY, J. Impacts of Bore Surface Finish and Coating Treatment on Tribological Characteristics of Engine Cylinder Bores.
- DIMKOVSKI, Z.; ANDERBERG, C.; OHLSSON, R.; ROSÉN, B. G. THOMAS, T. R. Quantification of the cold worked material inside the deep honing grooves on cylinder liner surfaces and its effect on wear. *Wear*. v. 267, p. 2235-2242, 2009.
- WHITEHOUSE, D. J. *Handbook of Surface and Nanometrology*. London: Institute of Physics Publishing, 1994.



**CONEM 2016**  
CONGRESSO NACIONAL DE  
ENGENHARIA MECÂNICA

**21 - 25**  
**AGOSTO DE 2016**  
**FORTALEZA - CEARÁ**

## **AVALIAÇÃO TRIBOLÓGICA DOS FERROS FUNDIDOS CINZENTO E VERMICULAR EM ENSAIO DE RISCAMENTO**

**Matheus Cortz, matheusc32@hotmail.com<sup>1</sup>**  
**Vinicius Moreira Silva Bertolini, vini.bertolini@gmail.com<sup>1</sup>**  
**Carlos Henrique da Silva, carloshs@utfpr.edu.br<sup>1</sup>**  
**João Luiz do Vale, joaovale@utfpr.edu.br<sup>2</sup>**

<sup>1</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Curitiba.

<sup>2</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Londrina.

**Resumo:** A superfície brunida dos cilindros de um motor a combustão interna (MCI), possui uma topografia típica dividida em platôs e sulcos. Em especial, os sulcos estão associados à lubrificação e funcionam como reservatórios, permitindo que o óleo flua entre os platôs. Estudos recentes que avaliaram superfícies brunidas de ferro fundido cinzento e vermicular, com duas espessuras de parede, mostram que a largura dos sulcos de brunimento apresentaram grande dispersão e valores estatisticamente iguais. Ainda, constatarem-se diferenças na fração e número de grafitas e forte correlação entre a fração de grafita e ocorrência de metal dobrado. Diante disso, verificar a resposta tribológica proveniente do estudo do processo de riscamento nestas mesmas amostras, mostrou-se uma oportunidade. Neste trabalho foram realizados ensaios de riscamento (scratch test) utilizando uma ferramenta de corte com geometria definida feita de carbeto de tungstênio. Os riscos foram realizados em uma das direções convencionais de brunimento em relação ao eixo axial do cilindro. A carga normal utilizada no tribômetro foi de 0,6 N com uma velocidade de 0,17 mm/s resultando em um risco de 2,5 mm de comprimento. Para as demais caracterizações utilizou-se: microscópio óptico, interferômetro de luz branca e microscópio eletrônico de varredura. Verificou-se que a grafita teve significativa influência nos ensaios, causando grande variação do coeficiente de atrito (COF) e na largura dos sulcos, marcadamente em transições de regiões de menor para maior fração localizada de grafita. O COF médio mostrou correlação direta com o número de grafitas e inversa com a macrodureza dos materiais. Observaram-se que devido a presença da grafita ocorreram fenômenos de exposição e recobrimento desta e lascamento de porções da matriz do material próximos a veios de grafita. Por fim, verificou-se a formação de metal dobrado relacionado diretamente com a grafita, mostrando que esta fase tem relação direta com a ocorrência deste fenômeno.

**Palavras-chave:** Ferro fundido cinzento; Ferro fundido vermicular; Ensaio de riscamento, Grafita; Mecanismos de desgaste; Metal dobrado.

### **1. INTRODUÇÃO**

Dentre os diversos aspectos estudados no projeto e construção de um motor de combustão interna (MCI) destaca-se neste trabalho o sistema tribológico formado entre a parede do cilindro e os anéis do pistão. Segundo Stachoviak e Batchelor (2001) grande parte das perdas de rendimento por atrito de um motor ocorrem neste par.

O atrito, no par cilindro-anel, está diretamente relacionado com o acabamento das superfícies em contato, especialmente a do cilindro (Mocellin, 2007). Esta superfície comumente é obtida por brunimento, tendo como características de sua textura os platôs e sulcos. Em especial, os sulcos são de grande importância para a lubrificação do sistema uma vez que permite que o óleo flua entre os platôs (Cabannes *et al.*, 2014), sendo responsáveis também pela retenção de óleo na parede (Mocellin, 2007). Esta topografia, também está relacionado ao desgaste, a vida útil e a emissão de poluentes de um MCI (Mezgani *et al.*, 2013).

Outro importante aspecto a ser observado é o material de construção do cilindro. Frequentemente, os ferros fundidos são utilizados na fabricação dos cilindros, os quais possuem características que podem influenciar no atrito com o anel (Chiaverini, 2012). Estas características são fortemente influenciadas pela fase grafita, a qual pode atuar como lubrificante sólido no par tribológico e também é responsável por causar uma descontinuidade na matriz do material. Alguns fatores como o material do molde de fundição e a espessura da parede da peça fundida podem afetar a

formação da grafita. Os blocos de MCI comumente apresentam diferentes espessuras de parede, ao longo do eixo axial, e consequentemente diferentes taxas de resfriamento em cada seção. Paredes mais espessas tendem a sofrer um resfriamento mais lento, propiciando uma maior decomposição da cementita em ferrita e grafita; com isso, observa-se maior fração de grafitas em maiores espessuras (Mocellin, 2007).

Estudo recente de Vale (2016) avaliou amostras de ferro fundido cinzento e vermicular com duas espessuras de parede obtidas a partir de blocos de MCIs. Através de uma técnica de análise de imagem proposta foi verificado que as larguras dos sulcos são estatisticamente iguais e com grande dispersão. Isso foi associado ao processo de fabricação no qual os gumes de corte da ferramenta de brunimento possuem uma geometria indefinida. Ainda, observaram-se grande obstrução de sulcos de brunimento por material dobrado (*folded metal*) e forte correlação entre esta grandeza e a fração de grafita para os materiais avaliados (Vale, 2016). Segundo Mezghaniet al. (2007) o metal dobrado tende a aumentar o COF; e caso seja removido durante a operação pode causar abrasão a três corpos resultando em riscos axiais no cilindro (Papadopoulos, 2007). Estudos de Pretkoet al. (2014) apresentaram resultados de redução de metal dobrado em ensaios de desgaste de cilindro-anel realizado em ferro fundido vermicular.

Diante disso, verificar a resposta tribológica, dos mesmos materiais avaliados por Vale (2016), em um processo de riscamento, mostrou-se uma oportunidade. Este estudo objetiva avaliar os fenômenos ocasionados por um processo de riscamento em uma das direções de sulcos de brunimento, a partir de uma superfície plana e polida. Além das avaliações de geometria de sulco e de coeficiente de atrito, buscou-se a caracterização dos fenômenos de remoção de material e sua correlação com grafita e propriedades da matriz dos materiais. Ao contrário do processo de brunimento, neste estudo, propõe-se realizar o riscamento com uma ferramenta de corte com geometria definida, permitindo assim uma melhor compreensão dos mecanismos envolvidos diante de uma geometria de corte conhecida e condições de corte controladas.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

### 2.1. Materiais

As amostras foram retiradas de cilindros de MCI de dois materiais distintos: ferro fundido cinzento (FC 250) e ferro fundido vermicular (GJV 250) cujas informações sobre as respectivas propriedades mecânicas estão disponíveis em Guesser (2009).

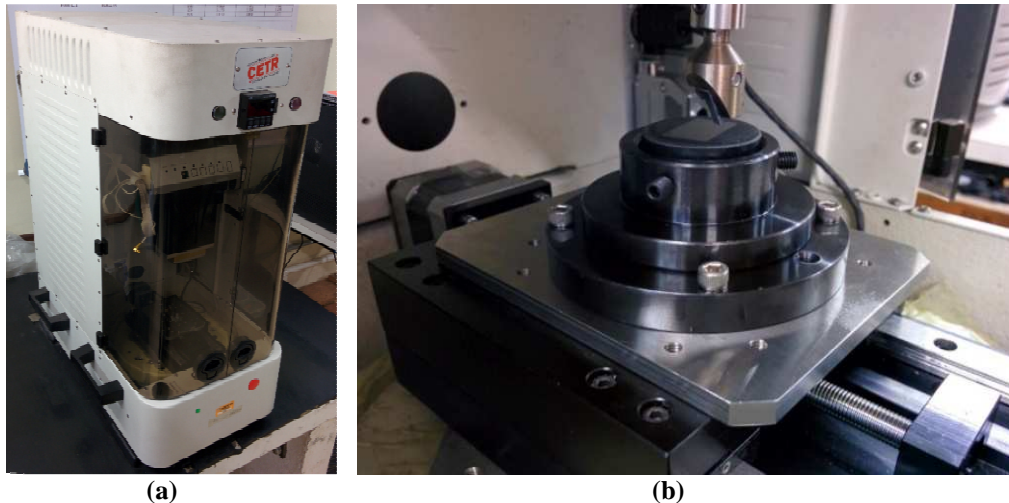
Neste bloco de MCI existem regiões com paredes de espessuras diferentes. Assim, as amostras foram retiradas de dois quadrantes dos cilindros, de forma que os corpos de prova tivessem espessuras distintas. As amostras de parede grossa (PG) apresentaram espessura de 7,4 ( $\pm 0,4$ ) mm, enquanto esta medida para as amostras de parede fina (PF) foi de 3,9 ( $\pm 0,6$ ) mm.

As amostras foram embutidas obedecendo a um padrão de posicionamento pré-estabelecido. Tal processo teve como objetivo preservar a direção axial do cilindro para que todas as análises realizadas mantivessem como referência a face de fogo (superfície superior do cilindro na qual é montado o cabeçote).

### 2.2. Metodologia dos ensaios de riscamento

Os ensaios de riscamento foram executados em equipamento CETR-UMT- Bruker (*Comprehensive Materials Testing for Mechanical Tribological Properties*), apresentado na Figura 1 (a) e disponível no Laboratório de Superfícies e Contato (LASC) da UTFPR. Além disso, para permitir a fixação adequada dos corpos de prova na base do tribômetro, um dispositivo foi projetado e construído, o qual é apresentado na Figura 1(b).

Utilizou-se a célula de carga de 10 N com frequência de aquisição de dados de 1 kHz e com intervalo de aquisição do equipamento de 0,001 s. Os dados obtidos em cada instante de tempo são: tempo ( $t$  [s]), força normal ( $F_N$  [N]), força de atrito ( $F_{at}$  [N]), coeficiente de atrito cinético (COF [-]) e a posição da base ( $x$  [mm]).



**Figura 1.(a) Aparato utilizado para realização dos ensaios. (b) Dispositivo montado sobre a base do tribômetro.**

A ferramenta utilizada no riscamento foi de carbeto de tungstênio (WC), com geometria triangular e raio da ponta de 0,4 mm. A pré-carga e a força normal para os ensaios foram de 2 e 0,6 N, respectivamente. A amostra foi posicionada a um ângulo de 15° em relação ao eixo axial da amostra. Esta direção foi escolhida, pois é um dos ângulos dos sulcos de brunimento. Entende-se que este procedimento é importante devido à anisotropia destes materiais. O comprimento do risco e a velocidade de avanço foram definidos como 2,5 mm e 0,17 mm/s, respectivamente. Realizaram-se cinco repetições em cada amostra.

### 2.3. Caracterização das amostras

A quantificação da grafita foi realizada aplicando-se rotina desenvolvida em MATLAB® em imagens metalográficas sem ataque químico. Foram avaliados dois parâmetros: a fração de grafita e o número de grafitas. Uma discussão e quantificação mais ampla, para estes materiais, podem ser encontrados em Vale (2016). Os resultados apresentados são médias e desvios padrão de 12 imagens.

Realizaram-se medições de macrodureza Vickers - HV 20, conforme norma NBR NM 188-1 ABNT (1999). Utilizou-se carga de 196,1 N e tempo de aplicação de carga de 10s. Devido à elevada dispersão dos dados para as amostras de cilindros, realizaram-se maior número de medições, em um total de 20. Esta dispersão é resultado da influência da grafita, que pode estar próxima a indentação ou logo abaixo da superfície. Para a apresentação dos dados, o 1° e 4° quartis foram desconsiderados com o intuito de eliminar medições muito afastadas da média.

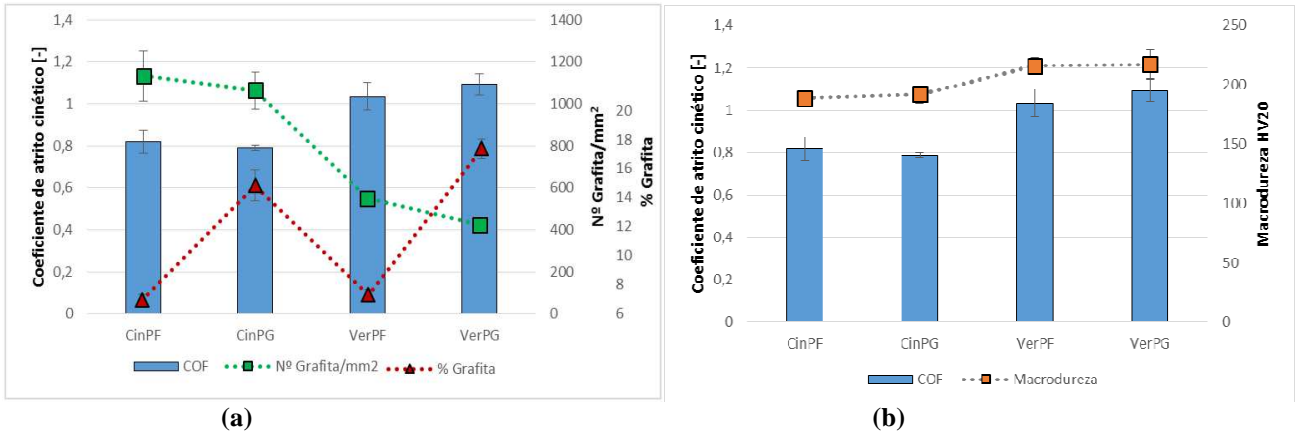
Também, realizaram-se caracterizações nos riscos com microscopia eletrônica por varredura (MEV), em equipamento da Zeiss modelo EVO-MA15; e análise topográfica por interferometria de luz branca, em equipamento da Taylor Hobson modelo CCI Talysurf Lite. Em especial a interferometria foi realizada ao longo de todo risco.

Uma avaliação interessante foi conseguida através da discussão do comportamento do COF ao longo de todo risco. Além disso, cada resultado deste foi confrontado com as respectivas imagens metalográficas (microscopia ótica) e topográficas (interferômetro). Esse procedimento foi realizado em um único risco de cada material.

## 3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 3.1. Coeficiente de atrito em função das propriedades dos materiais

O resultado do coeficiente de atrito (COF) médio é apresentado na Figura 2. Observa-se que este parâmetro foi diferente para cada material com maiores valores para o ferro fundido vermicular. Contudo, o COF mostrou-se independente da espessura do material com valores estatisticamente iguais, com 95% de confiança.



**Figura 2. Correlação entre o COF e (a) número de grafitas por mm<sup>2</sup> e % de grafita; e (b) a macrodureza HV<sub>20</sub>.**

Buscando explicar o comportamento do COF, realizaram-se testes de correlação entre esta grandeza e os resultados de quantificação da grafita e da macrodureza dos materiais. Com isso, algumas conclusões relevantes foram obtidas. Verificou-se o COF teve forte correlação negativa com o número de grafitas, com valor de  $-0,987$ . Desta forma, o ferro fundido cinzento, que possui uma maior quantidade de grafita por mm<sup>2</sup>, obteve os menores valores de COF nos ensaios de riscamento, conforme é mostrado na Figura 2 (a). Todavia, o teste mostrou baixa correlação entre o COF e a fração de grafita, com valor de  $0,23$ . De fato, a presença da grafita mostrou grande influência nos ensaios de riscamento; e as discussões e evidências apresentadas nas seções seguintes, sugerem que as interações em regiões com maior número de grafitas foram mais efetivas na perturbação do COF e nos mecanismos observados na remoção de material.

Também, comprovou-se forte correlação, mas agora positiva, entre o COF e a macrodureza dos materiais, com valor de  $0,977$ , conforme Figura 2 (b). Assim, amostras com valores menores de dureza (ferro fundido cinzento) ofereceram menor resistência ao avanço da ferramenta durante o riscamento, de forma que o COF médio é inferior nestes casos. Este comportamento era esperado já que a macrodureza mantém uma relação com a tensão última a tração (Callister, 2007).

### 3.2. Coeficiente de atrito em função da distância

As Figuras 3, 4, 5 e 6 apresentam os resultados de COF, para um risco realizado em cada material, em função do comprimento do risco, juntamente com suas respectivas imagens metalográficas e topografias.



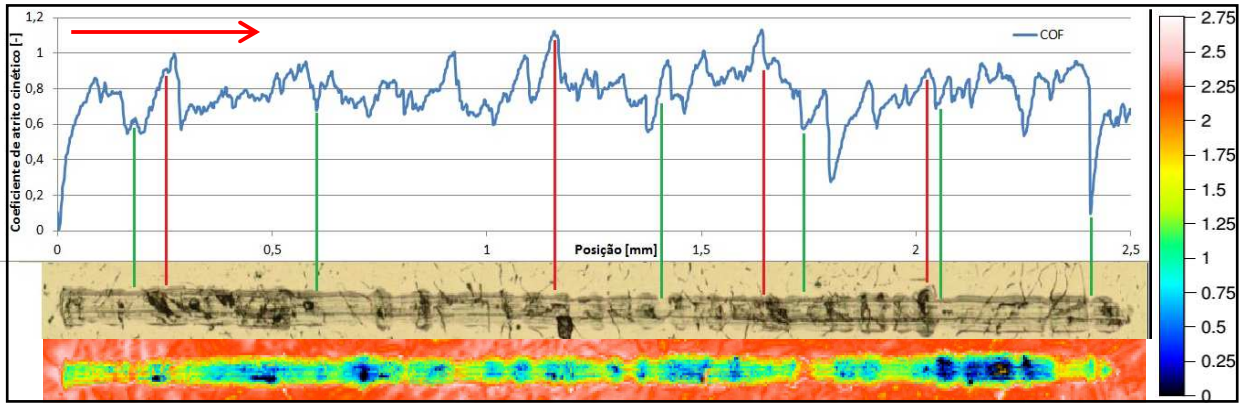


Figura 3. Correlação do COF, imagem do risco obtida por microscopia ótica e interferometria: CinPF.

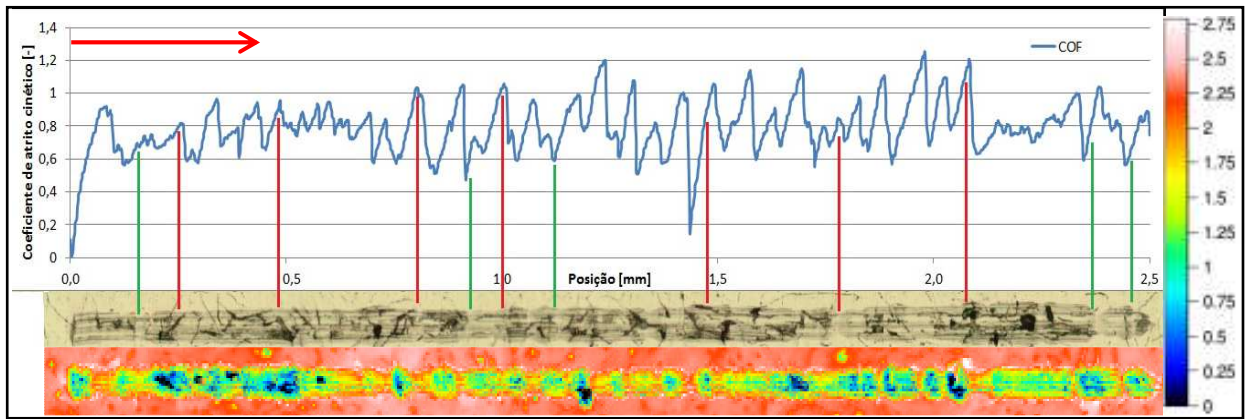


Figura 4. Correlação do COF, imagem do risco obtida por microscopia ótica e interferometria: CinPG.

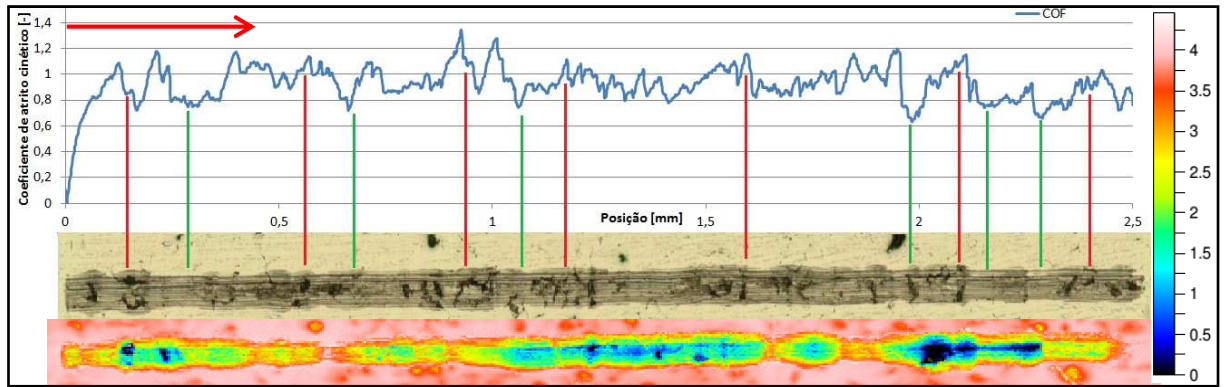


Figura 5. Correlação do COF, imagem do risco obtida por microscopia ótica e interferometria: VerPF.

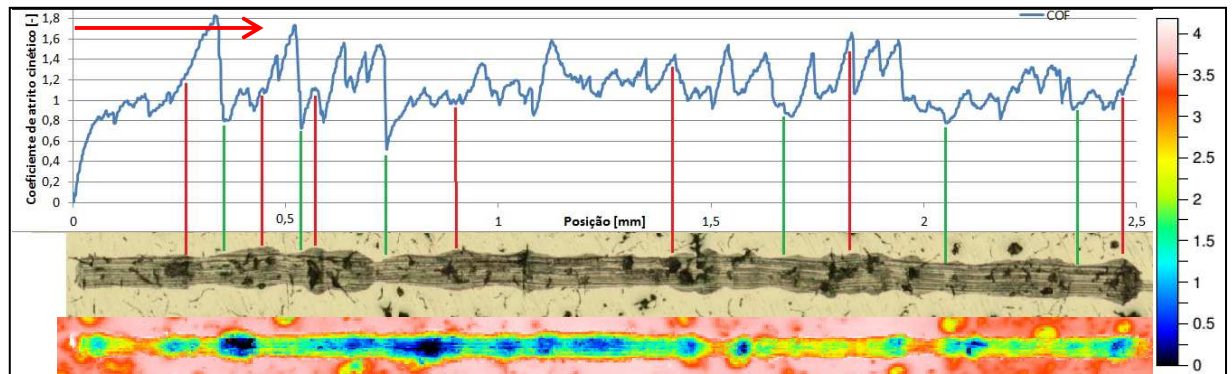


Figura 6. Correlação do COF, imagem do risco obtida por microscopia ótica e interferometria: VerPG.

Observa-se que o COF, de modo característico apresentou grande variação ao longo do ensaio de riscamento para todos os materiais. Chama-se a atenção para a grande influência que as grafitas tem no comportamento do COF. Causando mudanças bruscas em transições de regiões com menor número de grafitas, para uma região com maior quantidade. Também, verifica-se que regiões com mais grafitas tiveram a tendência de ter maiores larguras e profundidades de sulcos. Estas regiões são identificadas, nas figuras, com linhas verdes (menor concentração) e vermelhas (maior concentração de grafita).

Nota-se que na amostra de ferro fundido cinzento parede grossa (CinPG) são mais nítidos os picos e vales do gráfico do COF, comparando com o mesmo material de parede fina (CinPF). De forma geral, esta variação pode estar associada com uma maior formação de grafita na amostra de parede grossa. Este maior percentual de grafita tende a causar mais descontinuidades da matriz levando assim a quedas mais bruscas do coeficiente de atrito, de forma localizada.

Para as amostras de ferro fundido vermicular os resultados obtidos foram similares ao do cinzento. Especialmente na amostra de parede grossa (VerPG), mostrada na Figura 6, é nítido as quedas do COF associada a uma variação de largura do sulco. Como se trata de uma ferramenta de corte com geometria definida esta variação de largura está atrelada a um aprofundamento da ferramenta em zonas de maior concentração de grafita. Após a saída da ferramenta desta zona, o risco tende a um estreitamento e uma queda do COF, possivelmente decorrente da remoção de grafita. Através da escala de cores verificou-se também que para o ferro fundido vermicular (Figuras 5 e 6) a profundidade máxima ao longo do risco foi maior do que para o ferro fundido cinzento (Figuras 3 e 4), porém apresentando grande variação para todos os materiais.

Utilizando a técnica de interferometria de luz branca (IDLB), conforme mostrado na Figura 7 (a), foi possível realizar a medição de largura do sulco. Devido a grande variação de largura em cada seção transversal do sulco optou-se por traçar uma linha média a fim de representar a borda do sulco, conforme é apresentado na Figura 7 (b), e representar com menor dispersão a largura do sulco, representada por "L".

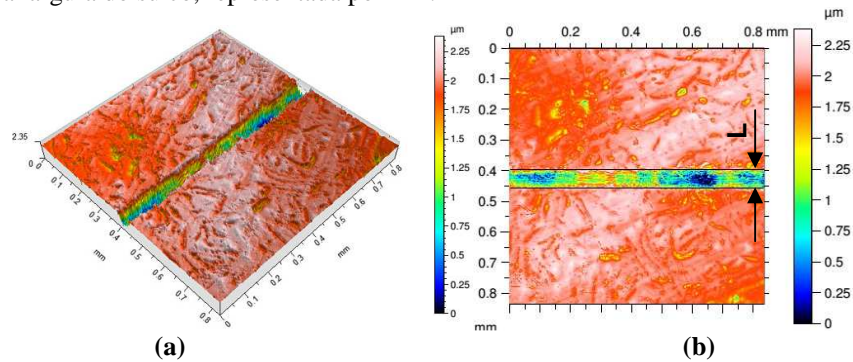


Figura 7. (a) Imagem em 3D obtida por interferometria e (b) detalhe da medição de largura (L) do sulco.

Os resultados de largura são apresentados na Figura 8. Estatisticamente, somente a amostra de ferro fundido cinzento parede grossa (CinPG) apresentou um valor de largura significativamente menor, muito embora seja possível verificar a tendência de materiais de parede fina ter menor largura de sulco.

Os resultados de largura de sulcos, a exemplo de quantificações das superfícies brunidas (Vale 2016), sugerem pouca influência da matriz do material para sulcamento com ferramenta de geometria definida e condições de ensaio controladas. Ainda, os valores de largura de sulco, conforme constatação nas Figuras 3-6, apresentam relação com a fração local de grafita durante a interação ferramenta-material.

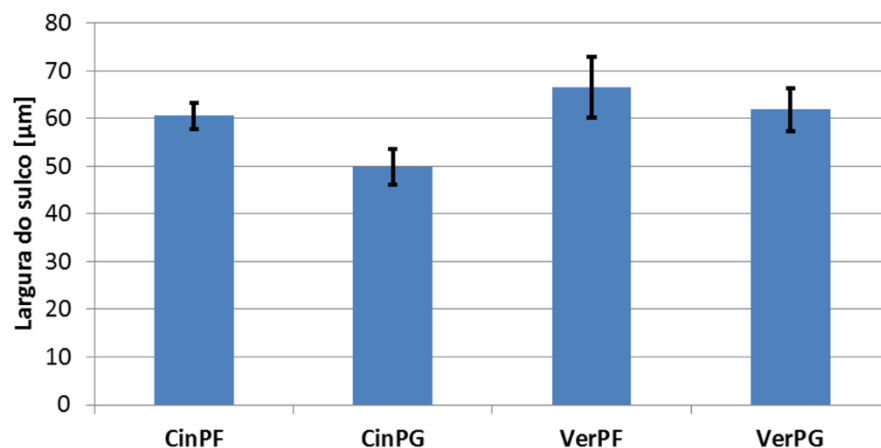


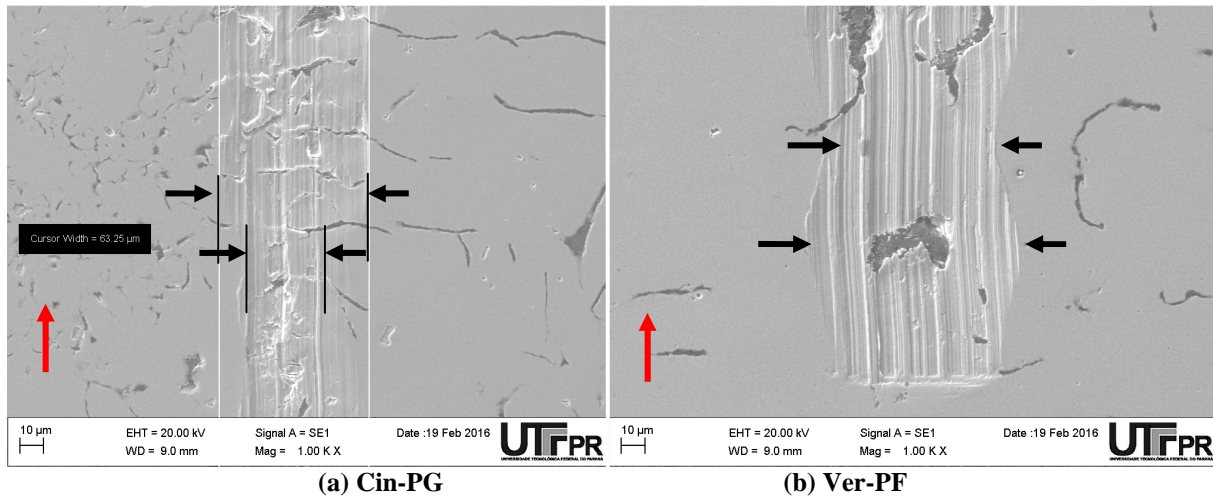
Figura 8. Média das larguras dos sulcos nas amostras.

### 3.3. Grafita versus mecanismos de desgaste

A presença de grafita nos materiais estudados teve papel fundamental para a ocorrência de alguns fenômenos durante o riscamento. A grafita sendo uma fase menos rígida que a matriz perlítica dos ferros fundidos estudados (Guesser, 2009), acaba atuando como uma descontinuidade para o material. Assim, durante a interação da ferramenta-material observaram-se alguns mecanismos e fenômenos que são apresentados a seguir.

O efeito mais evidente da grafita durante o riscamento foi as alterações na largura do sulco e no COF, conforme apresentado na seção anterior. A Figura 9 (a) mostra um exemplo de aumento da largura do risco para Cin-PG, de 48,1 para 63,3  $\mu\text{m}$ . Observa-se que o aumento da largura aconteceu em uma região do material com maior fração de grafita, associada, então, com uma menor resistência mecânica. Outro exemplo relevante, apresentado na Figura 9 (b), é um estreitamento 90,3 para 69,2  $\mu\text{m}$ , em uma região isenta de grafita.

Chama-se atenção para a presença de riscos de abrasão nas regiões de riscamento, associado ao mecanismo de desgaste abrasivo, que é característico nestes tipos de ensaio (Stachoviak e Batchelor, 2001).

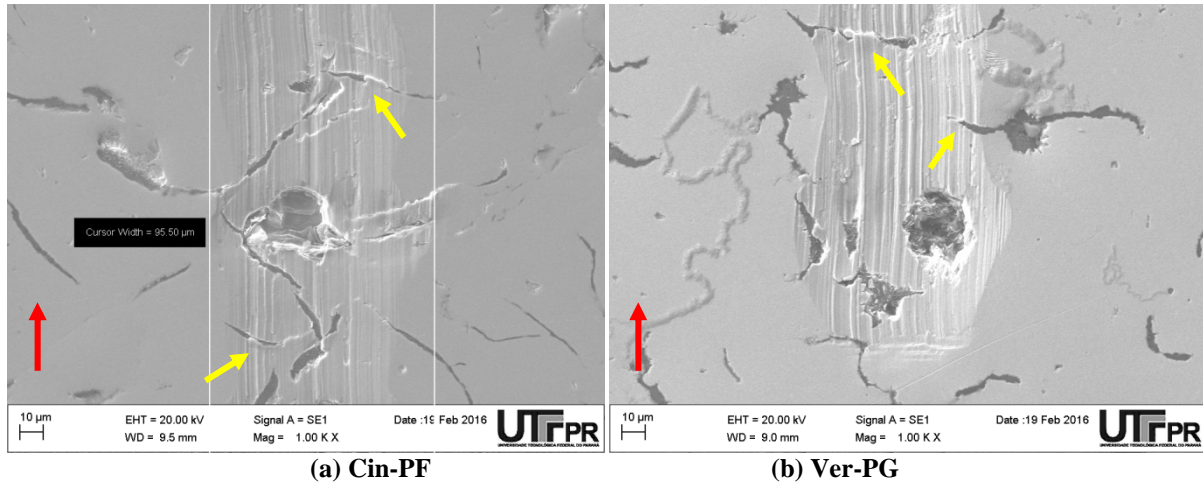


(a) Cin-PG

(b) Ver-PF

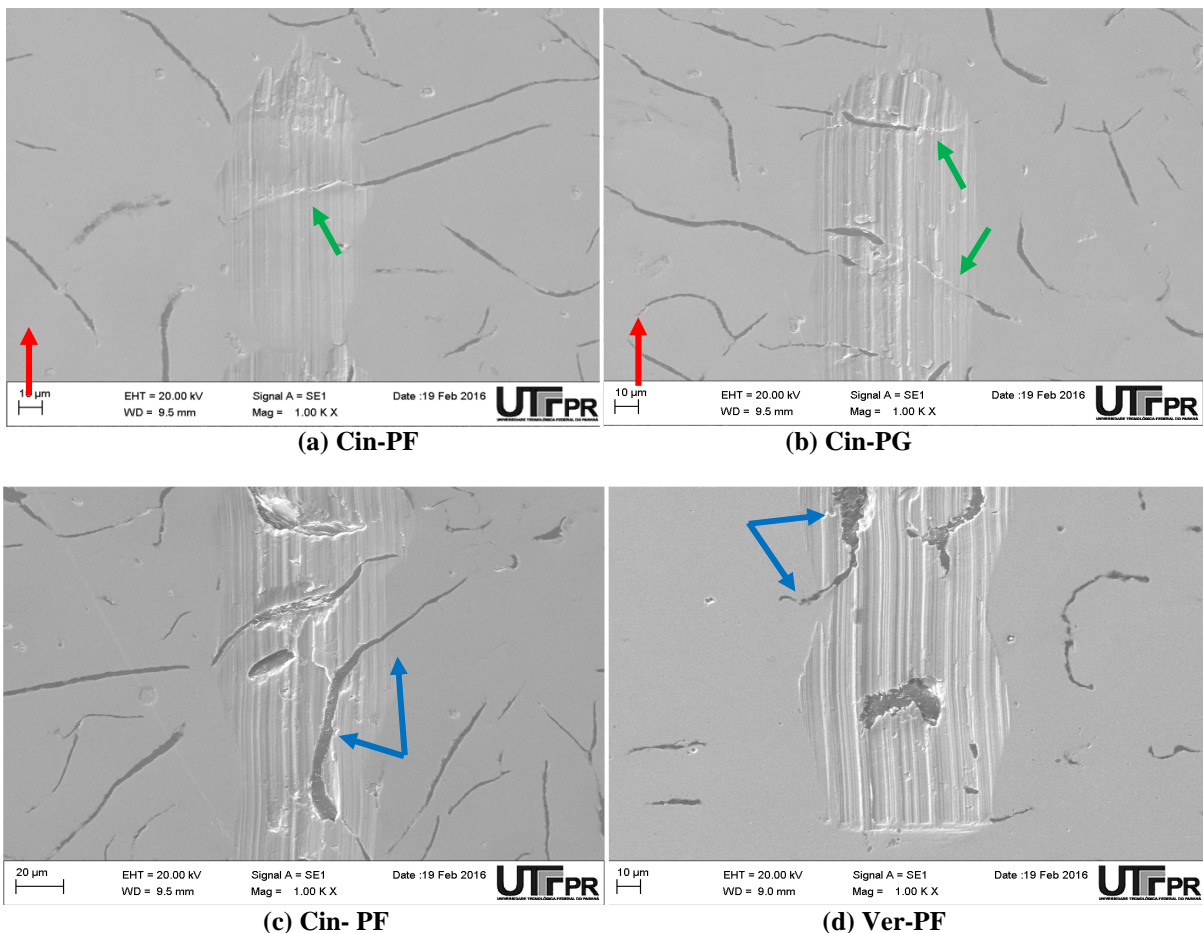
**Figura 9. Exemplos de variação de largura do risco.**

Outro fenômeno diretamente relacionado com a presença da grafita foi a ocorrência de metal dobrado durante o processo de riscamento. Este fenômeno foi observado nos quatro tipos de materiais estudados e de modo recorrente. A Figura 10 mostra exemplos de ocorrência de metal dobrado para o CinPF e VerPG. Pode-se observar que o metal dobrado, indicado pelas setas amarelas, teve a tendência de cobrir a grafita. Ainda, chama-se a atenção que o metal dobrado se apresentou como porções de material conectados a uma das bordas da grafita e o sentido em que se dá a cobertura desta é o mesmo sentido do riscamento, o qual é indicado pelas setas vermelhas. Entende-se, desta forma, que a descontinuidade da matriz, devido à grafita, faz com que haja perda de eficiência de corte; e através de um processo de "burnishing action" (Griffiths, 1986) essas porções de material são forçadas para dentro da grafita, por mecanismos de deformação plástica. Vale ressaltar que a orientação do veio de grafita, em relação ao sentido de riscamento, teve influência na ocorrência do metal dobrado; sendo que o fenômeno ocorre de modo predominante quando a grafita tende a estar perpendicular ao sentido do risco. A evidência da ocorrência de metal dobrado, associado diretamente à presença de grafita, corrobora conclusões em Vale (2016) que apresentou resultados em que houve forte correlação entre a fração de grafita e o percentual de metal dobrado para os mesmos materiais.



**Figura 10. Exemplos de formação de metal dobrado: (a) Cin-PF (b) Ver-PG**

Verificou-se também a tendência de recobrimento total da grafita, conforme apresentado na Figura 11 (a) e (b). Este fenômeno, indicado pelas setas verdes foi mais efetivo nas amostras de ferro fundido cinzento. Outro fenômeno, com ocorrência para todos os materiais e com efeito contrário ao anterior, foi a exposição da grafita, causada principalmente pela remoção de material sobre os veios desta. A Figura 11 (c) e (d) mostram alguns exemplos, indicados com setas azuis. Chama-se a atenção para a diferença de largura dos veios, que são maiores para a região do risco.



**Figura 11. Exemplos da ocorrência dos fenômenos de recobrimento e exposição da grafita.**

Observou-se também lascamento com remoção de fragmentos da matriz. Um exemplo mostrado na Figura 12(a) possibilita verificar que o lascamento aconteceu sobre um veio de grafita, o qual deve ter contribuído para a redução da seção, com conseqüente aumento de tensão localizada e remoção preferencial de um fragmento de material, ao invés do processo de corte. Ainda na Figura 12 (b), verifica-se uma porção de material, indicada pela seta amarela, que está sobre

um veio de grafita e fracamente solidário à matriz. Entende-se que porções de material nestas condições foram propícias para o lascamento. Por fim, chama-se atenção que houve a exposição da grafita, como indicada na Figura 12 (b), com possível extrusão desta. Entende-se que a grafita no contato pode ter atuado como lubrificante sólido durante o processo de riscamento (Hutchings, 1992).

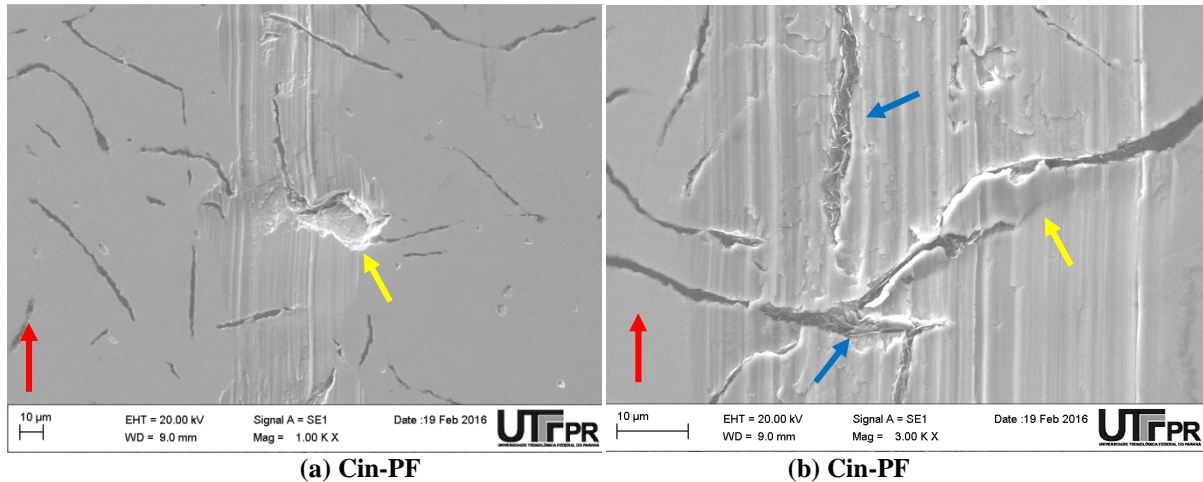


Figura 12. Exemplos do mecanismo de lascamento.

#### 4. CONCLUSÕES

A partir dos resultados do presente trabalho, em que se avaliou os ferros fundidos cinzento e vermicular em ensaios de riscamento, concluiu-se que:

- Não foi observada variação significativa do COF relacionada à espessura de parede do cilindro. Todavia, esse parâmetro foi distinto para cada material, apresentando maiores valores para o ferro fundido vermicular;
- Através de testes de correlação, O COF manteve forte correlação positiva com a macrodureza dos materiais; e forte correlação negativa com o número de grafitas.
- A presença de grafita teve considerável influência nos resultados dos ensaios de riscamento. Observou-se grande variação de COF e de largura dos riscos, principalmente em regiões de transição de menor para maior quantidade de grafita.
- Verificou-se que a grafita teve influencia nos mecanismos de dano observados durante o ensaio de riscamento. Citam-se: exposição e recobrimento total da grafita, lascamento de regiões próximas a veios de grafita e formação de metal dobrado. Em especial, a constatação de formação de metal dobrado, relacionado diretamente com a fase grafita, é uma conclusão relevante deste trabalho, corroborando resultados de pesquisas recentes sobre o tema.

#### 5. AGRADECIMENTOS

Os autores deste trabalho agradecem ao Departamento Acadêmico de Mecânica (DAMEC) e ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais (PPGEM), ambos da Universidade Tecnológica Federal do Paraná - UTPPR, Campus Curitiba. Em especial ao Laboratório de Microscopia Eletrônica pelo apoio.

#### 6. REFERÊNCIAS

- Associação Brasileira De Normas Técnicas, Materiais metálicos – Dureza Vickers – Parte 1: Medição da dureza Vickers: NBR NM 188 – 1, Rio de Janeiro, 1999, p. 11.
- Cabanettes, F., 2005, “Characterization of Cylinder Liners by Image Analysis”, Masterthesis, Ecole Nationale d’Ingénieurs de Saint-Etienne – Halmstad University, Halmstad, Sweden.
- Callister, William D., 2007, “Materials Science and Engineering: An Introduction. 7. Ed”, New York: John Wiley & Sons.
- Chiaverini, V., 2012, “Aços e ferros fundidos: Características gerais, tratamentos térmicos, principais tipos”, 7. ed., São Paulo: AMB.
- Dimkovski, Z., 2011, “Surface of Honed Cylinder Liners”, 2011. 75f. Tese de Doutorado – Chalmers University of Technology, Gothenburg.
- Griffiths, B.J., 1986, “Problems in Measuring the Topography of Machined Surfaces Produced by Plastic Deformation Mechanisms”, Wear. v. 109, p. 195–205.
- Guesser, W. L., 2009, “Propriedades mecânicas dos ferros fundidos”, São Paulo, SP: Blucher, 336 p. ISBN 9788521205012.

- Hutchings, I.M., 1992, "Tribology – Friction and Wear of Engineering Materials", Edward Arnold.
- Mezghani, S.; Demirci, I.; Zahouani, H.; Mansori, M. L., 2012, "The effect of groove texture patterns on piston-ring pack friction", Precision Engineering, v. 36, p. 210-217.
- Mocellin, F., 2007, "Desenvolvimento de tecnologia para brunimento de cilindros de blocos de motores em ferro fundido vermicular", 2007. 264 f. Tese (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal de Santa Catarina, Florianópolis.
- Papadopoulos P., Priest M. and Rainforth WM., 2007, "Investigation of fundamental wear mechanisms at the piston ring and cylinder wall interface in internal combustion engines", Proc. Inst. Mech. Eng., Part J: J. Eng. Tribol; 221: 333-343.
- Pretko, W. C.; Pintaude, G.; Carlos, H. S.; Vale, J. L., 2014, "Avaliação da alteração de topografia e de *folded metal* em ferro fundido vermicular imposta por ensaio de desgaste", VII Mostra de pesquisas após-graduação, Curitiba.
- Sabeur, M.; Ibrahim, D.; Mohamed, E. M.; Hassan, Z., 2013, "Energy efficiency optimization of engine by frictional reduction of functional surfaces of cylinder ring– pack system", Tribology International. v. 59, p. 240-247.
- Stachowiak, G. W.; Batchelor, A. W., 2001, "Engineering Tribology", 2 ed. EUA: ButterworthHeinemann.
- Vale, J. L., 2016, "Influência da microestrutura de ferros fundidos na ocorrência de *folded metal* e no comportamento tribológico em superfícies brunidas", Tese de Doutorado (Doutorado em Engenharia de Mecânica e de Materiais). UTFPR - Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, no prelo 2016.

## 7. RESPONSABILIDADE AUTORAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo do material impresso incluído no seu trabalho.

# TRIBOLOGICAL EVALUATION OF GRAY CAST IRON AND COMPACTED GRAPHITE CAST IRON BY SCRATCH TEST

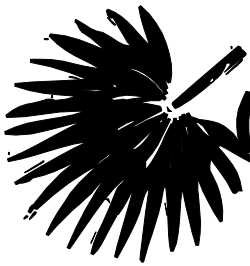
Matheus Cortz, [matheusc32@hotmail.com](mailto:matheusc32@hotmail.com)<sup>1</sup>  
Vinicius Moreira Silva Bertolini, [vini.bertolini@gmail.com](mailto:vini.bertolini@gmail.com)<sup>1</sup>  
Carlos Henrique da Silva, [carloshs@utfpr.edu.br](mailto:carloshs@utfpr.edu.br)<sup>1</sup>  
João Luiz do Vale, [joaovale@utfpr.edu.br](mailto:joaovale@utfpr.edu.br)<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Federal University of Technology – UTFPR – Campus Curitiba.

<sup>2</sup> Federal University of Technology – UTFPR – Campus Londrina.

**Abstract:** *The honed surface of the cylinders of an internal combustion engine (ICE) has a texture that can be divided into plateaus and grooves. In particular, the grooves act as lubricant reservoirs, allowing the oil to flow between the plateaus. Recent studies of honed surfaces of gray and compacted graphite cast iron, with two different wall thicknesses, show that the width of the honing grooves have great dispersion and are statistically equal. Also, it was found differences in the fraction and number of graphite in addition to a strong correlation between the fraction of graphite and folded metal occurrence. Therefore, checking the tribological response from the scratching process on these samples proved to be an opportunity. This work carried out scratching tests using a cutting tool with a defined geometry made of tungsten carbide. Grooves were made in one of the conventional honing directions relatively to the cylinder axis. The normal load used on the tribometre was 0.6 N at a speed of 0.17 mm / sec resulting in a groove of 2.5 mm in length. For other characterizations were used: optical microscope, white light interferometre and scanning electron microscope. It was observed that graphite had a significant influence on the tests, causing great variation in the coefficient of friction (COF) and width of the grooves, particularly during the transition of regions with low to high fraction of graphite. The average COF showed a direct correlation to the number of grafitas and inverse to macrohardness of the materials. It was observed that due to the presence of graphite occurred phenomena of exposure and chipping of material near the graphite flakes. Finally, it was found that the folded metal formation is directly related to the graphite, showing that this phase has a direct relationship with the occurrence of this phenomenon.*

**Keywords:** *Gray cast iron; Compacted graphite iron; Scratching test, Graphite; Wear mechanisms; Folded metal.*



**CONEM 2016**  
CONGRESSO NACIONAL DE  
ENGENHARIA MECÂNICA

**21-25**  
**AGOSTO DE 2016**  
**FORTALEZA - CEARÁ**

## **EFEITO DA INCLINAÇÃO DO FEIXE DE LUZ EM PARÂMETROS DE RUGOSIDADE 3D DE SUPERFÍCIES CÔNCAVAS MANDRILHADAS E BRUNIDAS UTILIZANDO INTERFEROMETRIA ÓPTICA**

Victor de Cerjat Beltrão, victorbeltrao@me.com<sup>1</sup>  
João Luiz do Vale, joaovale@utfpr.edu.br<sup>2</sup>  
Carlos Henrique da Silva, carloschs@utfpr.edu.br<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Universidade Federal do Paraná – UFPR – Campus Curitiba. Graduando

<sup>2</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Londrina.

<sup>3</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Curitiba.

**Resumo:** O desenvolvimento da metrologia de superfícies tornou-se um importante aliado na produção industrial mecânica a partir do instante em que se adquiriu o conhecimento da relação da rugosidade da superfície das peças com sua funcionalidade. Contudo, os parâmetros de rugosidade são sensíveis a erros sistemáticos e estatísticos, podendo estes causar desvios significativos nos seus valores. Estes parâmetros são comumente utilizados para controle de produção ou ainda avaliações tribológicas, sendo assim as variações podem levar a interpretações ou conclusões equivocadas. Este artigo tem por objetivo analisar a influência de pequenos erros de inclinação entre o feixe de luz e a superfície estudada, causadas por eventual mau posicionamento da amostra. Superfícies côncavas produzidas por mandrilhamento e brunimento foram avaliadas por técnica de interferometria óptica. Para isso, foram retiradas duas amostras de ferro fundido vermicular de cilindros de bloco de motor de combustão interna com 83 mm de diâmetro nominal, uma processada através de mandrilhamento, e outra por brunimento, gerando duas superfícies côncavas com características distintas. Realizaram-se dois procedimentos de medição para cada tipo de superfície. No primeiro, impôs-se de modo sistemático inclinações de 0; 1,38 e 2,76°. Para cada inclinação do feixe de luz realizaram-se 7 medições. Em seguida, realizaram-se novas medições seguindo o mesmo princípio, porém corrigindo a inclinação através de um calço e certificando-se da incidência perpendicular do feixe de luz na superfície por meio da avaliação do maior espalhamento das franjas no set-up do procedimento de medição. Os valores apresentados são as médias e desvios padrão dos valores dos parâmetros de rugosidade 3D avaliados, os quais foram: Sa, Sq, Sk, Spk, Svk, Sds, Ssc e Sdq. O equipamento utilizado para as medições foi o Taylor Hobson Talysurf CCI Lite com resolução digital de 1024x1024 pixels com área de amostragem de 0,825 x 0,825 mm e resolução vertical de 0,01 nm, incorporado ao software Talymap Platinum. Verificou-se, com 95% de confiança, que os valores dos parâmetros de rugosidade híbridos Sds, Ssc e Sdq apresentam diferença estatística significativa em medições realizadas com inclinação de apenas 1,38°, e tendem a divergir ainda mais quanto maior o ângulo de inclinação para ambos os tipos de superfícies. Além disso, na família de parâmetros funcionais também se observaram diferenças significativas para uma inclinação de 2,76° para os parâmetros Spk e Sk, porém para o Sk somente foi encontrada esta variação para a superfície brunida, enquanto para Spk foi observada essa diferença para as duas superfícies. Para as medições com correção de inclinação através de um calço nenhuma diferença significativa foi encontrada para todos os parâmetros de rugosidade. A análise dos resultados indicou que as perturbações nas medições em decorrência de pequenas inclinações de uma amostra côncava são significativas e não estão atreladas aos tipos de superfícies avaliadas.

**Palavras-chave:** Erro de inclinação; Parâmetros de rugosidade; Superfícies côncavas; Mandrilhamento; Brunimento.

### **1. INTRODUÇÃO**

A maior parte dos componentes de engenharia têm sua funcionalidade afetada pela característica de seu acabamento superficial. Entender os fatores de manufatura que alteram as propriedades microscópicas da superfície do componente permitiram que o controle superficial pudesse ser implementado na pré-fabricação, aperfeiçoando o processo e diminuindo os custos de produção (Whitehouse, 2011). Acrescenta-se que uma superfície de engenharia é complexa e não pode ser descrita por um único parâmetro, pois cada parâmetro representa somente um único aspecto da topografia (Dong, 1994).

A interferometria de luz branca é uma técnica de avaliação eficiente que vem se tornando cada vez mais atrativa e útil como método para uma inspeção 3D de superfícies (Buchtá, 2011). Este método é baseado na análise do nível de correlação temporal entre dois feixes de luz coerente, um sendo refletido do objeto a ser medido e outro de um espelho de referência. Um padrão de interferência de alto contraste, denominado de franja de Young, surge através da detecção destes feixes na matriz fotovoltáica e cada ponto detectado determinará um pixel na imagem 3D topográfica da superfície (Kaplonek e Czeslaw, 2012). O crescente uso da técnica de interferometria de luz branca para a análise de superfícies topográficas traz à tona a necessidade de discussão das limitações de uso desta técnica, bem como a discussão de possíveis erros sistemáticos que possam ser encontrados. Estudos foram realizados com o intuito de verificar erros causados por descontinuidades ou gradientes de pequena escala na superfície (Lehmann, 2006) e (Proertner e Schwinder, 2001), mas pouco se fez em relação a erros de dispersão causados por inclinações do feixe para superfícies côncavas e convexas.

Em especial, as superfícies de cilindros de combustão interna são de grande interesse para pesquisa e controle de produção. A especificação e controle de suas topografias é um requisito fundamental de manufatura (Pawlus *et al.*, 2009). O cilindro é normalmente processado em três estágios: primeiro mandrilhamento grosso, seguido de um mandrilhamento refinado e um processo de brunimento final (Santochi, 1982). O mandrilhamento do cilindro é uma operação de corte de metal que alarga o diâmetro interno através de movimento entre a ferramenta, denominada de mandril, e a parede do cilindro. Essa técnica determina características geométricas do cilindro como precisão dimensional e cilindridade (Kakade, 1993). O processo de brunimento de platô é o mais utilizado para acabamento de cilindros de motor à combustão interna (Hurpekli *et al.*, 2014), com características que garantem simultaneamente uma superfície com rugosidade reduzida e grande habilidade de contenção de óleo (Pawlus *et al.*, 2014). A topografia do cilindro tem influência significativa no desempenho tribológico do motor (Corral e Calvet, 2011).

Diante do exposto, este artigo discute o efeito de pequenas inclinações do feixe de luz em superfícies côncavas, de cilindros de combustão interna, em parâmetros de rugosidade 3D, obtidos através de interferometria de luz branca, para duas superfícies com dois acabamentos distintos: mandrilhado e brunido.

## 2. MATERIAIS E MÉTODOS

### 2.1. Materiais

A superfície estudada neste artigo foi de um cilindro de bloco de motor de combustão interna, fabricado em ferro fundido vermicular GJV450 (norma ISO 16112), e que é apresentado na Fig. 1. O bloco, modelo Ford V8, com cilindros de diâmetro nominal de 83 mm, foi fornecido pela empresa Tupy S.A.



**Figura 1. Bloco de motor modelo Ford V8**

Após a fundição, os cilindros são mandrilhados e brunidos. Retiraram-se duas amostras da superfície do cilindro após cada um destes processos de usinagem. As amostras, agora com raio nominal de curvatura de 41,5 mm, podem ser visualizadas na Fig. 2. Em particular, o processo de brunimento foi do tipo platô. Para esta etapa utilizaram-se ferramentas de diamante – D151 e D15 para desbaste e acabamento, respectivamente. A velocidade de avanço e rotação do processo foram 12,4 m/min e 130 rpm, respectivamente.



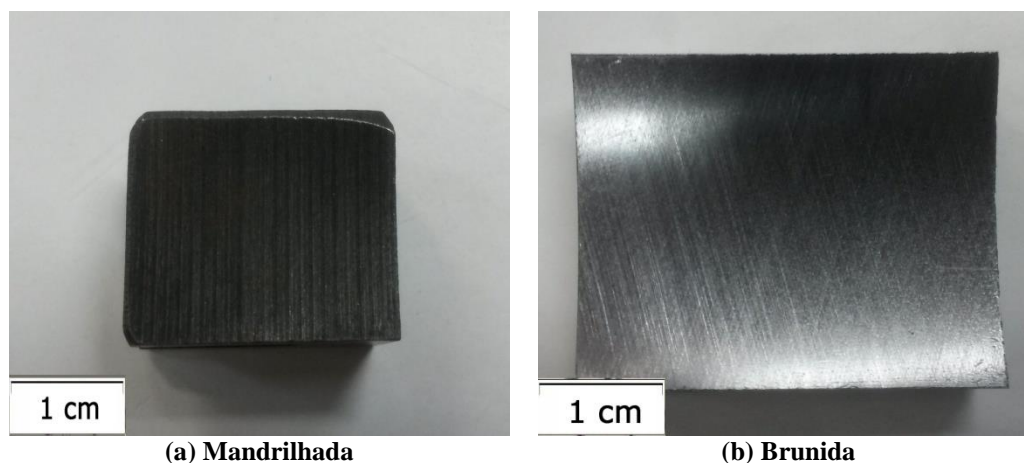


Figura 2. Vista superior das amostras.

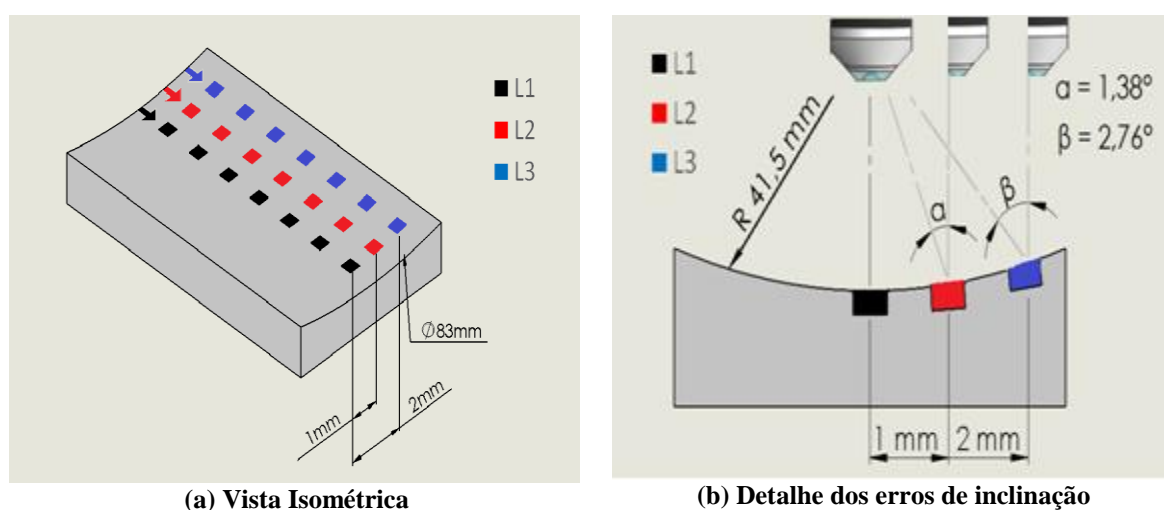
## 2.2. Metodologia das medições por interferometria óptica

As caracterizações das superfícies foram obtidas através de técnica de interferometria de luz branca. O equipamento utilizado para as medições de rugosidade das amostras foi o interferômetro Taylor Hobson Talysurf CCI Lite, disponibilizado pelo laboratório de metrologia da UTFPR. O equipamento possui resolução de 1024 x 1024 pixels com área de amostragem de 0,825 x 0,825 mm, resolução vertical de 0,01 nm e repetitividade de medição de 0,002 nm.

Realizaram-se dois procedimentos de medição para cada tipo de superfície. No primeiro, impôs-se de modo sistemático inclinações de 0, 1,38 e 2,76° do feixe de luz em relação a superfície côncava, conforme esquema da Fig. 3. Estas linhas foram denominadas L1, L2 e L3, respectivamente. O erro foi imposto por deslocamentos horizontais de 1 e 2 mm.

Para a L1, o feixe de luz coerente foi posicionado no centro da curvatura da superfície côncava da amostra. Isto foi possível pela análise do espalhamento das franjas durante o *set-up* de medição. As franjas tendem a uma condição de maior expansão quando o feixe de luz e a superfície estudada estão perpendiculares entre si. Ainda, quanto melhor o espalhamento das franjas observa-se que menor é tempo de medição e maior a confiabilidade do resultado. Para a L2 e L3, a amostra foi deslocada horizontalmente em 1 mm e 2 mm na direção radial, respectivamente. Assim, impôs-se inclinações na reflexão do feixe de luz, devido a curvatura das superfícies, de aproximadamente 1,38 e 2,76°, respectivamente. Para cada linha, foram feitas 7 medições de rugosidade na direção axial das amostras, com espaçamento de 2 mm para a amostra mandrilhada e 3 mm para a amostra brunida.

No segundo procedimento de medição repetiram-se as medições nas L2 e L3, contudo, utilizou-se um calço posicionado embaixo da amostra. O calço teve por objetivo corrigir a inclinação associada a estas medições, de modo que a reflexão da luz na superfície permanecesse perpendicular. Verificou-se esta condição pela avaliação do espalhamento das franjas.



(a) Vista Isométrica

(b) Detalhe dos erros de inclinação

Figura 3. Esquema de medição das superfícies.

Todas as medições passaram previamente pelas mesmas operações matemáticas, sendo elas: preenchimento de pontos não medidos, remoção de forma através de filtro F e aplicação de *threshold* de 0,2 a 99,8 %. Os parâmetros de rugosidade 3D analisados foram: Sq, Sk, Spk, Svk, Sds, Ssc e Sdq. Estes parâmetros foram escolhidos devido a sua importância em análises tribológicas e controle de produção. O parâmetro de altura Sq é a média quadrática (Rms) das

asperezas e pode ser usado para identificar grandes variações nas características da textura da superfície (Michigan Metrology, 2015). Os parâmetros da família k são derivados da curva de Abbot-Firestone para uma superfície 3D. Estes parâmetros são especialmente importantes para caracterização de superfícies com acabamento de brunimento (Pawlus *et al.*, 2009). A família de parâmetros híbridos é derivada de modelos matemáticos que interpretam ao mesmo tempo características espaciais e verticais da superfície. Estes parâmetros são essenciais para a quantificação de desgaste em ensaios tribológicos (Pintaúde, 2013).

Em seguida, realizaram-se os cálculos das médias e desvios padrão para os dados dos parâmetros para as linhas L1, L2 e L3. Para a comparação entre as médias obtidas no presente trabalho, utilizou-se a inferência estatística baseada no teste t de Student com nível de confiança de 95%. As hipóteses nulas utilizadas foram de igualdade entre as médias amostrais, e as hipóteses alternativas de que estas fossem diferentes (Devore, 2011).

### 3. RESULTADOS E DISCUSSÕES

#### 3.1. Análise do espalhamento da luz

Os padrões de interferência de ondas de alto contraste, responsáveis pelo processo de medição, apresentaram grandes diferenças quando comparados entre as linhas L1, L2 e L3, no procedimento sem correção de inclinação, como se pode ver na Fig. 4. As imagens foram obtidas do *software* Talymap durante o procedimento de medição. Quando a amostra se encontrava posicionada na linha L1, com inclinação de  $0^\circ$ , a condição de espalhamento das franjas observada foi elevada, com o tempo de medição reduzido para aproximadamente 30 segundos. Com o aumento de inclinação, as franjas não espalharam de modo tão efetivo, e o tempo de medição aumentou drasticamente, chegando até a 70 segundos para as medições na linha L3. Maiores inclinações entre o feixe e a superfície, causam pequenos desvios no retorno do feixe de luz durante sua reflexão, causados pelo ângulo de incidência diferente de  $0^\circ$ , o que ocasiona baixa absorção de fótons pela matriz fotovoltaica. Em consequência, a varredura da área de amostragem torna-se mais lenta.

O padrão de espalhamento encontrado na L1 foi utilizado para garantir o alinhamento da amostra com o feixe de luz em posição perpendicular para as medições com uso de calço. Deste modo, foi obtido o mesmo nível de espalhamento para as linhas L2 e L3 no procedimento de medição com correção de inclinação.

O baixo espalhamento das franjas não é uma condição encontrada somente para medições de superfícies côncavas, podendo ocorrer em superfícies de materiais com baixa refletividade. (Park e Kim, 2001). A deficiência de espalhamento encontrada é característica de medições com inclinações no feixe de luz, e pode ser atrelada a não confiabilidade na medição, conforme discussão na seção 3.3.

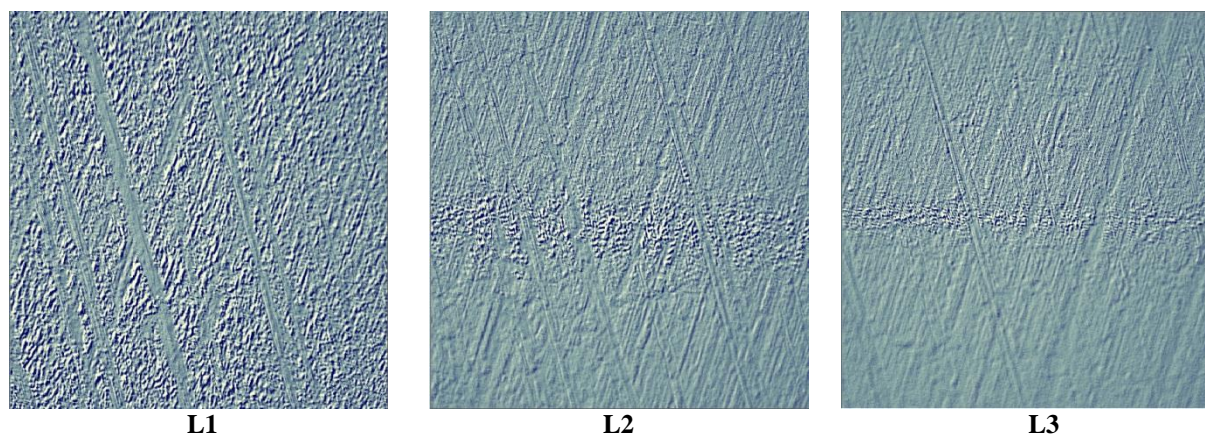


Figura 4. Padrão de espalhamento das franjas na amostra brunida sem correção de inclinação.

#### 3.2. Topografia 3D

As topografias das duas amostras estudadas, para o procedimento sem correção de inclinação, são apresentadas na Fig. 5. Estas topografias demonstram as características intrínsecas de cada superfície avaliada, e a grande distinção entre as mesmas. A topografia da amostra mandrilhada, Fig. 5(a-c-e), possui regiões de picos irregulares com espaçamentos definidos, o que caracteriza uma ondulação de superfície, enquanto a topografia da amostra brunida, Fig. 5(b-d-f), possui regiões de sulcos e platô específicas de superfícies brunidas. O processo de brunimento tem intenção de melhorar o acabamento superficial e reduzir a ondulação criada do processo de mandrilhamento. Este resultado é esperado, pois o processo de brunimento provê: precisão dimensional, redução de erro de circularidade e linearidade e ainda conduz a parâmetros da curva de Abbot-Firestone que resultam em melhora no desempenho tribológico (Mansori *et al.*, 2013). Chama-se a atenção para a significativa diferença entre as superfícies, o que garante a análise do erro de inclinação do feixe de luz considerando duas superfícies distintas.

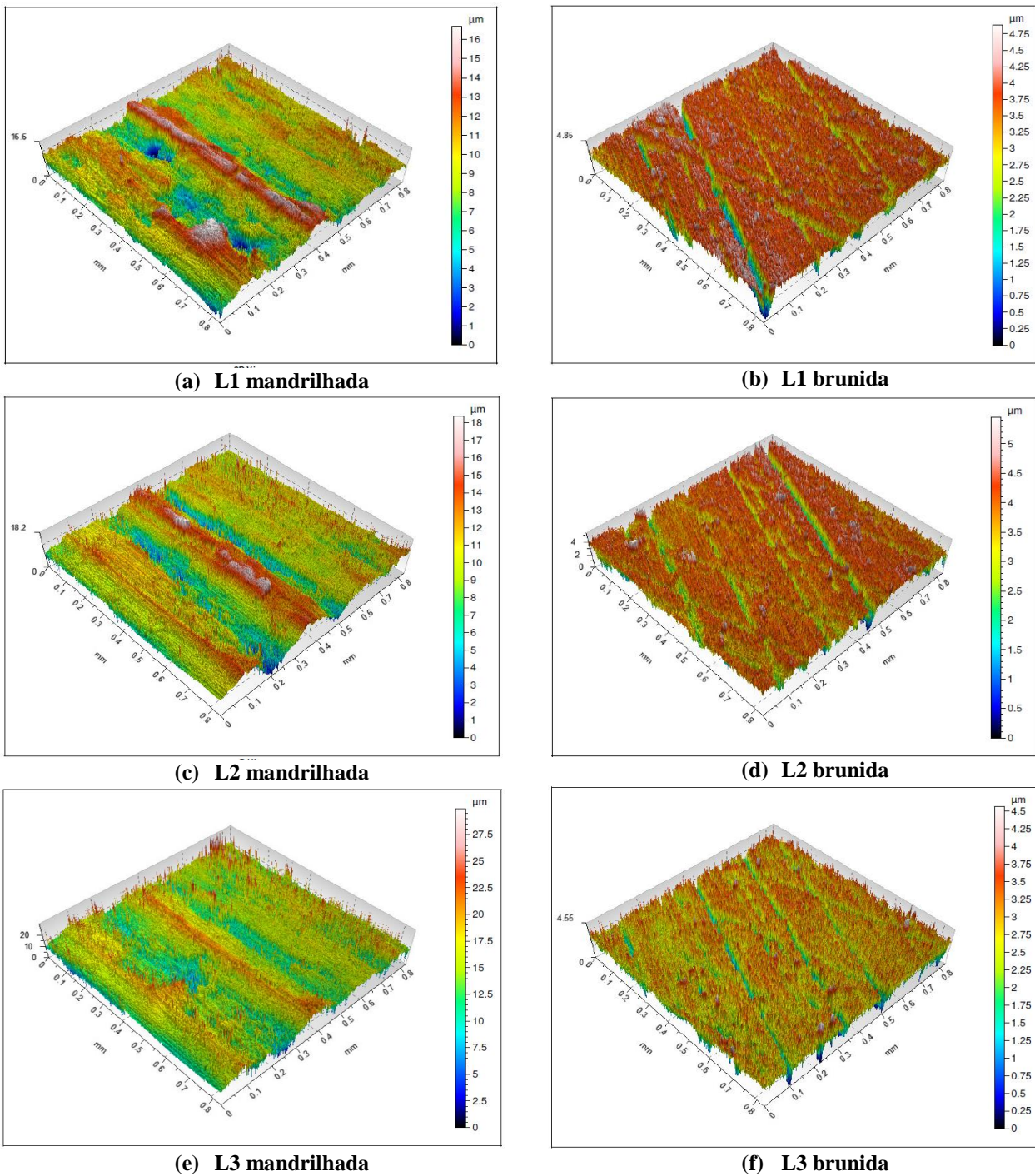


Figura 5. Topografias 3D

A inclinação do feixe de luz também produziu variações visíveis nas topografias 3D das medições realizadas. As imagens das topografias das linhas L2 e L3 apresentaram um aumento da presença de picos isolados, como se pode visualizar na Fig. 5 (c-e). Esses picos se concentram nas áreas de borda da área de amostragem, e tendem a ser mais significativos e mais presentes quanto maior a inclinação. A presença destes picos mais elevados é confirmada através do aumento da escala de graduação para as maiores inclinações. Este efeito foi muito mais significativo para a superfície mandrilhada, com aumento percentual de 68,75% (comparando escalas das Fig. 5(a) e 5(e)). Já para a superfície brunida não houve aumento considerável.

Ademais, como consequência, pode-se notar a variação da faixa de cores para a descrição da topografia. O aumento de altura dos picos passa a deixar as outras características da superfície em segundo plano, deixando-as com aparência menor do que a real na imagem. A hipótese para o aparecimento destes picos é a de que os pontos não interpretados pelo interferômetro, devido aos desvios de reflexão do feixe de luz em uma superfície inclinada, são associados a

grandes elevações de aspereza pontuais. Além disso, podem estar relacionados também à dificuldade de espalhamento das franjas para o caso das superfícies côncavas.

Um comportamento semelhante foi descrito por Gao *et al.* (2008), que encontrou um efeito dispersivo sensível à inclinação da superfície que aumentava em severidade na direção das bordas da área de amostragem. Segundo ele, esta dispersão é causadora de erros chamados de erros  $2\pi$ , da ordem de aproximadamente metade da média do comprimento de onda do feixe de luz. Estes erros, dependendo da magnitude e da frequência de ocorrência, podem vir a ser prejudiciais para a análise da superfície, distorcendo os resultados dos parâmetros de rugosidade, por exemplo.

### 3.3. Análise dos Parâmetros de rugosidade

#### 2.3.1 Parâmetro de altura.

Inicialmente, apresenta-se o parâmetro de altura  $S_q$  na Fig. 6. Constata-se diferença significativa entre as superfícies, com valores menores para a superfície brunida e menor dispersão de dados. Conforme discutido na seção 2.2, esse resultado é coerente com o objetivo do brunimento após madrilhamento com conseqüente redução dos seus parâmetros. Ainda, observa-se que existe uma tendência de aumento de  $S_q$  para a superfície mandrilhada, com o incremento do erro de inclinação.

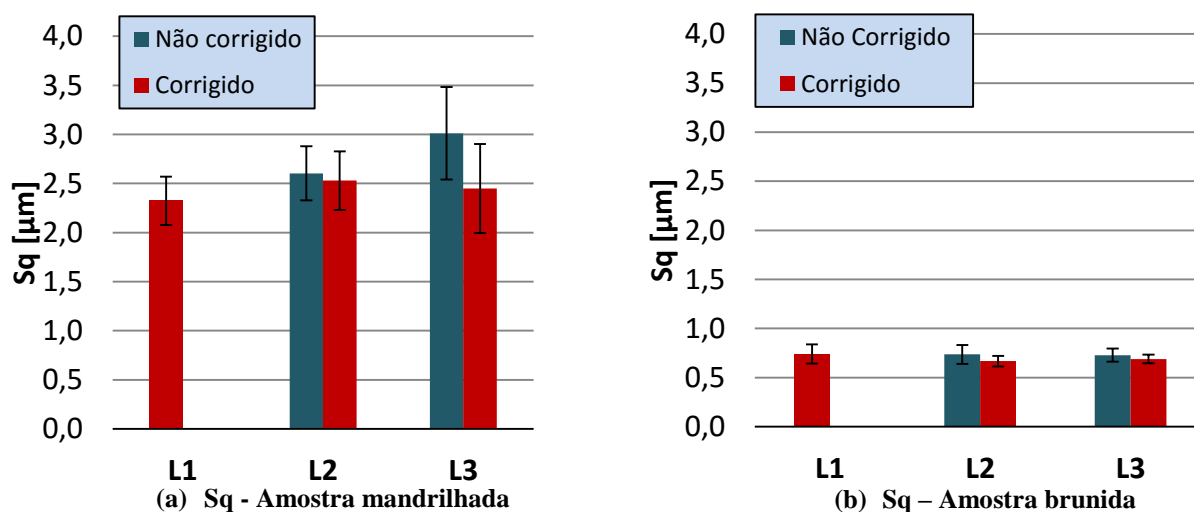


Figura 6. Comparação entre o parâmetro  $S_q$

Realizaram-se testes de significância, com 95 % de confiança, comparando-se os dois procedimentos. Constatou-se que os dados de L1, L2 e L3 que tiveram correção de inclinação foram estatisticamente iguais. Já a comparação entre o L1 e os dados de L2 e L3 não corrigidos são apresentados na Fig. 7, em matrizes de correlação. Observa-se que o parâmetro  $S_q$  é mais robusto com relação a influência de erros de inclinação. Ainda assim, observa-se diferença nos resultados entre L1 e L3 para a superfície mandrilhada.

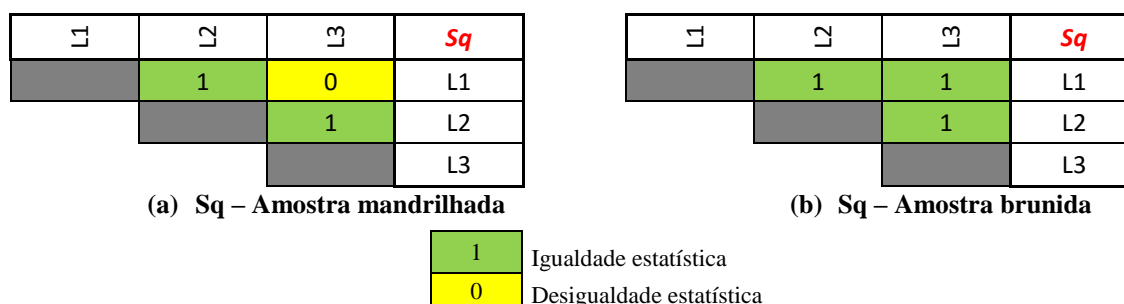


Figura 7. Matrizes de correlação dos parâmetros de altura para procedimento sem correção de inclinação

#### 3.3.1 Parâmetros funcionais

As médias e desvios padrão dos parâmetros  $S_k$ ,  $S_{vk}$  e  $S_{pk}$  da família de parâmetros funcionais (EUR 15178N) são apresentados na Fig. 8. Verifica-se o mesmo comportamento dos parâmetros de altura com menores valores e dispersão de dados para a superfície brunida. Observa-se tendência de crescimento dos parâmetros com aumento do erro de inclinação, com exceção do  $S_{vk}$  para a superfície brunida que apresentou queda.

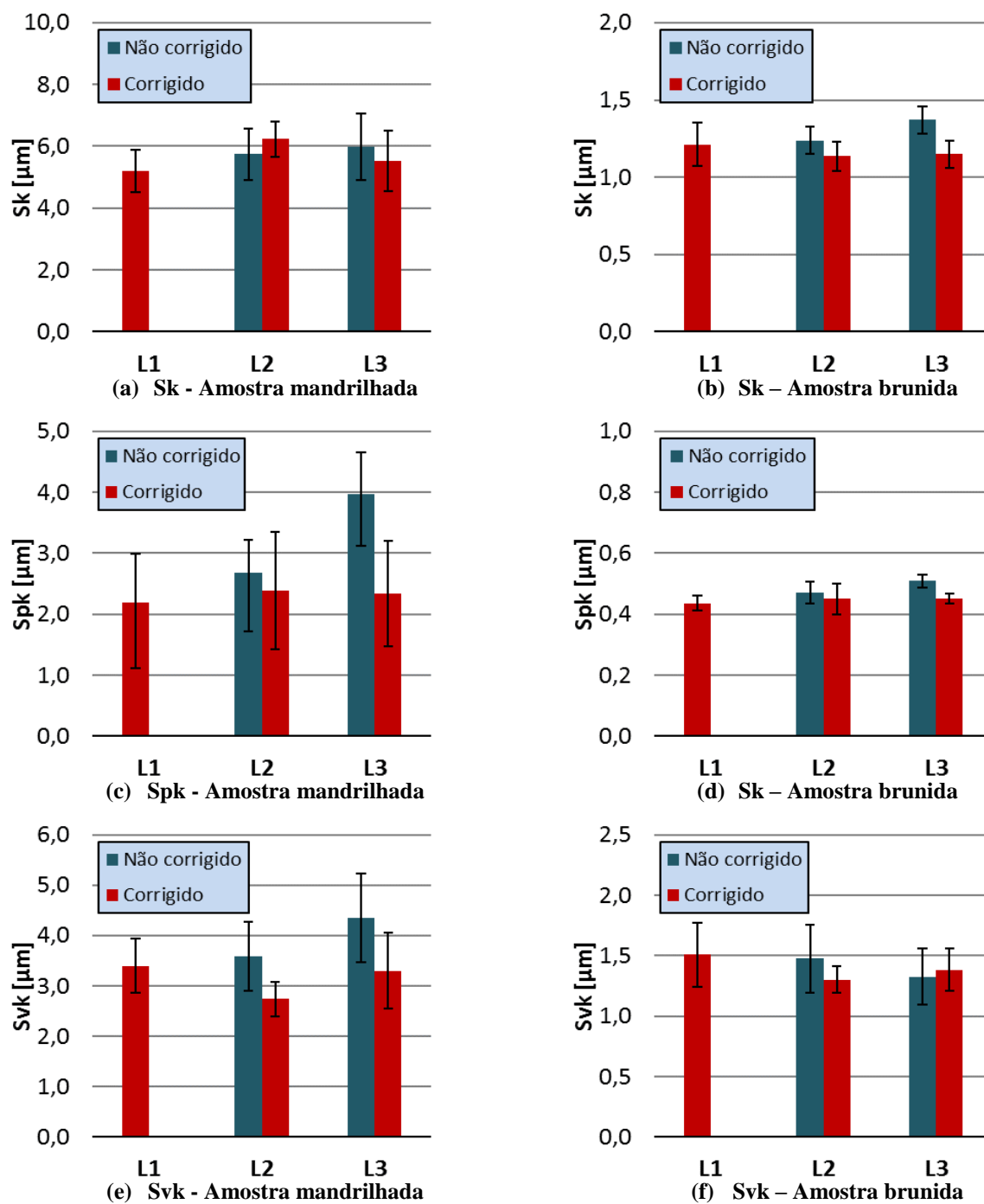


Figura 8. Comparação entre os parâmetros da família k

Através de testes de inferência estatística atestou-se, com 95% de confiança, que o procedimento com correção da inclinação resultou em igualdade estatística para as condições estudadas, a exemplo dos parâmetros de altura. Já o resultado para o procedimento que não contou com a correção é apresentado na Fig. 9. O parâmetro Spk apresentou-se com comportamento mais dependente do erro de inclinação. Erro de inclinação de  $2,76^\circ$  foi suficiente para causar diferença significativa para ambas as superfícies. O parâmetro Sk teve maior influência para a superfície brunida e apresentou-se igual estatisticamente para a superfície mandrilhada. O parâmetro Svk, por sua vez, teve comportamento mais robusto com relação aos erros de inclinação. Observou-se diferença somente entre L1 e L3 para a superfície brunida.

L1	L2	L3	<i>Sk</i>
	1	1	L1
		1	L2
			L3

(a) *Sk* – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	<i>Sk</i>
	1	0	L1
		0	L2
			L3

(b) *Sk* – Amostra brunida

L1	L2	L3	<i>Spk</i>
	1	0	L1
		0	L2
			L3

(c) *Spk* – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	<i>Spk</i>
	1	0	L1
		0	L2
			L3

(d) *Spk* – Amostra brunida

L1	L2	L3	<i>Svk</i>
	1	0	L1
		1	L2
			L3

(e) *Svk* – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	<i>Svk</i>
	1	1	L1
		1	L2
			L3

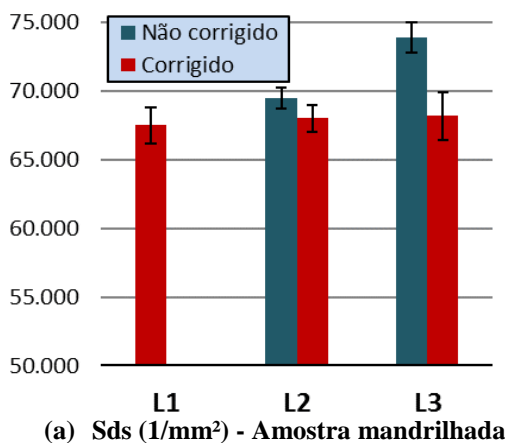
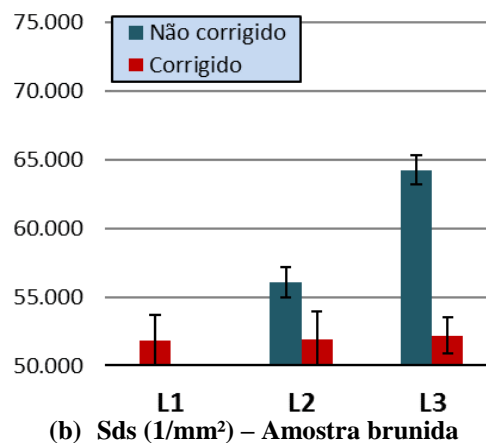
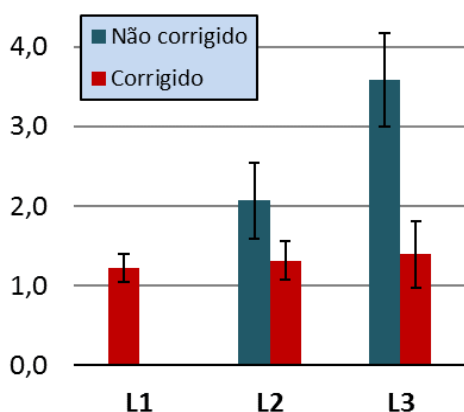
(f) *Svk* – Amostra brunida

1	Igualdade estatística
0	Desigualdade estatística

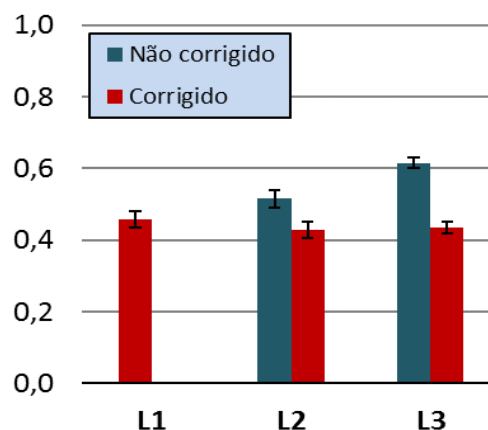
Figura 9. Matriz de correlação dos parâmetros funcionais para o procedimento sem correção de inclinação

### 2.3.3 Parâmetros híbridos

As médias e desvios padrão dos parâmetros *Sdq*, *Ssc* e *Sds* da família de parâmetros híbridos (EUR 15178N) são apresentadas na Fig. 10. Observa-se que estes parâmetros são relativamente mais sensíveis a erros de inclinação que os parâmetros de altura e funcionais.

(a) Sds (1/mm<sup>2</sup>) - Amostra mandrilhada(b) Sds (1/mm<sup>2</sup>) - Amostra brunida

(c) Sdq (adimensional) - Amostra mandrilhada



(d) Sdq (adimensional) - Amostra brunida

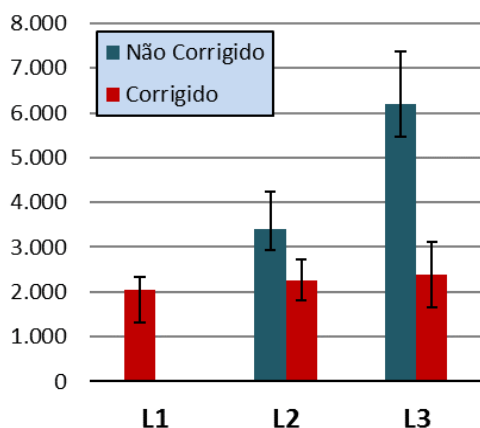
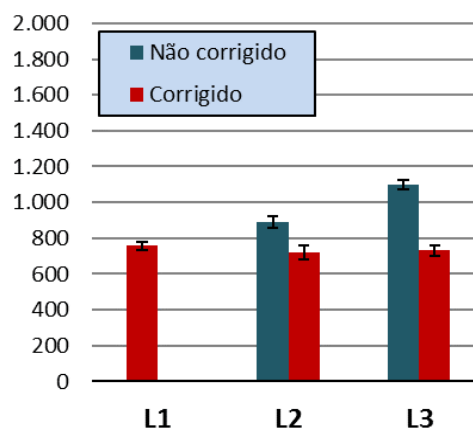
(e) Ssc (mm<sup>-1</sup>) - Amostra mandrilhada(f) Ssc (mm<sup>-1</sup>) - Amostra brunida

Figura 10. Comparação entre os parâmetros híbridos

Utilizando inferência estatística verificou-se, com 95% de confiança, que os valores das médias de todos os parâmetros híbridos apresentaram diferença significativa para procedimento sem correção de inclinação, o que pode ser visto na Fig. 11. Pode-se atestar então que a imposição de uma pequena inclinação acima de apenas 1,38° já é suficiente para causar diferença significativa em qualquer um dos parâmetros híbridos estudados. Isso pode ser relacionado com o aparecimento dos picos isolados, devido ao fato de que todos os parâmetros são de alguma forma associados a características dos cumes na superfície.

Para as medições realizadas com correção de inclinação, não foi encontrada diferença significativa, com 95 % de confiança, entre os parâmetros analisados. A correção de inclinação prova que a reflexão do feixe de luz em uma superfície posicionada perpendicularmente a ele garante a confiabilidade da medição.

L1	L2	L3	Sds
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(a) Sds – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	Sds
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(b) Sds – Amostra brunida

L1	L2	L3	Sdq
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(c) Sdq – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	Sdq
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(d) Sdq – Amostra brunida

L1	L2	L3	Ssc
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(e) Ssc – Amostra mandrilhada

L1	L2	L3	Ssc
	0	0	L1
		0	L2
			L3

(f) Ssc – Amostra brunida

1	Igualdade estatística
0	Desigualdade estatística

Figura 11. Matriz de correlação dos parâmetros híbridos para o procedimento sem correção de inclinação

### 3.4 Considerações tribológicas e índice de plasticidade ( $\Psi$ )

De acordo com a definição de tribologia, esta é uma ciência estritamente relacionada aos fenômenos de superfície. Assim, os parâmetros de rugosidade estarão diretamente ligados a princípios como a área real de contato, contato elástico ou plástico e índice de plasticidade.

Greenwood e Williamson (1966) propuseram sua teoria para o contato entre superfícies de múltiplas asperezas considerando o contato puramente elástico. No entanto, foi previsto também um limite para o escoamento plástico das asperezas que está relacionado com o índice de plasticidade. Este parâmetro pode ser aplicado para distribuição de rugosidade próxima à distribuição normal (Gauss). No entanto, diversas superfícies de engenharia apresentam distribuição distinta desta. A Equação (1) apresenta o índice de plasticidade, onde  $E'$  é o módulo elástico combinado dos materiais das superfícies analisadas e  $H$  é a dureza da superfície (a qual se quer ter a informação de escoamento plástico).

$$\psi = \left( \frac{E'}{H} \right) \sqrt{\left( \frac{Sq}{1/Ssc} \right)} \quad (1)$$

Tanto a teoria de contato rugosa quanto observações experimentais sugerem que, para aplicações mecânicas envolvendo superfícies metálicas, a maior parte das asperezas irá deformar-se plasticamente. Considera-se que somente as superfícies mandrilhadas podem ser consideradas como tendo uma distribuição normal de altura de asperezas. Ao analisarem-se comparativamente as posições L1 e L3, observa-se que os valores obtidos dos parâmetros de rugosidade com elevado desvio de angulação podem provocar uma elevação do índice de plasticidade em até 35%. Ou seja, isto apontaria um maior número de asperezas deformadas plasticamente, conduzindo a explicações nos valores de atrito e/ou taxa de desgaste errôneas.

## 4. CONCLUSÕES

Do presente trabalho, em que foi estudado o efeito da inclinação do feixe de luz sobre os valores de parâmetros 3D de superfícies côncavas mandrilhadas e brunidas, através de medições por interferometria de luz branca, concluiu-se que:



- Os erros associados a dispersão da reflexão do feixe de luz em uma superfície inclinada são significativos e, portanto, possuem grande influência no resultado final da medição.
- Os desvios dos parâmetros de rugosidade acompanham a ordem de grandeza da rugosidade da superfície estudada, afetando a medição da superfície de acordo com a magnitude de sua textura. Este comportamento indica um erro de interpretação das superfícies pelo interferômetro, que provoca alterações de valores proporcionais diferentes para cada parâmetro.
- Observou-se os que erros sistemáticos impostos na inclinação do feixe causaram variação significativa nos parâmetros de rugosidade para ambas as superfícies avaliadas.
- Os parâmetros funcionais e híbridos foram os mais afetados pela inclinação da superfície côncava, sendo os híbridos os mais susceptíveis, sofrendo alterações significativas para uma inclinação de apenas 1,38°.
- A utilização de calço para correção da inclinação nas medições provou-se eficiente para impedir o erro de inclinação, comprovando a confiabilidade da medição na condição de perpendicularidade entre o feixe de luz e a superfície. A garantia de medição nesta condição em uma superfície côncava através do método de análise do padrão de espalhamento das franjas foi comprovada. Do mesmo modo, deve-se atentar para o afastamento da melhor condição de medição através deste método.
- Mesmo um pequeno desvio de 2,76° pode conduzir a uma elevação de até 35% no índice de plasticidade de superfícies mandrilhadas. Isto conduz a um erro de interpretação quanto à área real de contato e a quantidades de asperezas deformadas plasticamente, prejudicando as análises tribológicas.

## 5. AGRADECIMENTOS

Os autores gostariam de agradecer ao suporte dado pelo PPGEM (Programa de Pós-Graduação em Engenharia e Materiais). Adicionalmente, nosso agradecimento especial à empresa Tupy pelo fornecimento das amostras, pelo suporte financeiro para a concretização deste trabalho e pela disposição na realização de estudos em parceria com a universidade pelo acordo de cooperação técnica ACT 10/2015 TUPY-UTFPR.

## 6. REFERÊNCIAS

- Buchta, Z., Mikel, B., Lazar, J., Cíp, O., 2011. White-light fringe detection based on a novel light source and colour CCD camera. *Measurement Science and Technology*, Vol 22, pp. 094031 (6pp.).
- Corral I. B., Calvet, J. V., 2011. Roughness variability in the honing process of steel cylinders with CBN metal bonded tools. *Precision Engineering*. v. 35, p. 289-293.
- Dong, W.P., Sullivan, P.J., Stout, K.J., 1994. Comprehensive study of parameters for characterising three-dimensional surface topography: III: Parameters for characterising amplitude and some functional properties, *Wear*, Vol. 178, pp. 1-2, ISSN 0043-1648.
- Gao, F., Leach R., Petzing J., Coupland J. M., 2008. Surface Measurement Errors using Commercial Scanning White Light Interferometers, *Measurement Science and Technology*, Vol. 19, No. 1, pp. 015303 (13 pp.).
- Greenwood J. A., Williamson J. B. P., 1966. Contact of Nominally Flat Surfaces, *Proceedings of the Royal Society of London. Series A, Mathematical and Physical Sciences*, Vol. 295, No. 1442, pp. 300-319.
- Hurpekli, M., Yilmaz, R., Kondakci, E., Solak, N., 2014 Effects of Ceramic and Diamond Honing on Bore/Liner Surface in View of Oil Retention. SAE Technical Paper 2014-01-1660, doi:10.4271/2014-01-1660.
- Kakade, N. N., Chow, J. G., 1993. Finite element analysis of engine bore distortions during boring operation. *Transactions ASME Journal of Engineering for Industry*, 115, pp. 379-384.
- Kaplonek, W., Lukianowicz, W., 2012. Coherence Correlation Interferometry in Surface Topography Measurements, *Recent Interferometry Applications in Topography and Astronomy*, Dr. Ivan Padron (Ed.), ISBN: 978-953-51-0404-9, InTech,
- Lehmann, P., 2006. Systematic effects in coherence peak and phase evaluation of signals obtained with a vertical scanning white-light Mirau interferometer. *Photonic Europe (Strasbourg, France, 3-7 April)* Vol. 6188.
- Michigan Metrology. Glossary of Texture Parameters. Disponível em: <<http://michmet.com/emailrequestglossary.htm>> Acesso em 16 jun.2015.
- Park, M.C., Kim, S.W., 2001. Compensation of phase change on reflection in white-light interferometry for step height measurement. *Opt. Lett.*, 26 420-2.
- Pawlus, P., Reizer, R., Wieczorowski, M., 2014. The Analysis of Directionality of Honed Cylinder Liners Surfaces. *Scanning*. Vol. 36, p. 95-104.
- Pawlus, P., Cieslak, T., Mathiac, T., 2009. The study of cylinder liner plateau honing process. *Journal of Materials Processing Technology*. Vol. 209, pp. 6078-6086.
- Proertner, A., Schwider, J., 2001. Dispersion error in white-light Linnik interferometers and its implications for evaluation procedures. *Appl. Opt.*
- Pintaúde, G., Amaral, P. L. F., Takehara, G., 2013. Statistical analysis of functional roughness parameters obtained for ground surfaces of steels, 68th ABM international annual congress, Conference paper, ISSN 1516-392X.
- Santochi, M., 1982. A Study on the Functional Properties of a Honed Surface. *CIRP Annals, Manufacturing Technology*, Elsevier.
- Whitehouse, D. J., 2010. *Handbook of Surface and Nanometrology*. 2nd ed. London: Institute of Physics Publishing

## 7. RESPONSABILIDADE AUTORAL

Os autores são os únicos responsáveis pelo conteúdo deste trabalho.

# EFFECT OF LIGHT BEAM INCLINATION IN 3D ROUGHNESS PARAMETERS OF CONCAVE BORED AND HONED SURFACES USING OPTICAL INTERFEROMETRY

Victor de Cerjat Beltrão, victorbeltrao@me.com<sup>1</sup>

João Luiz do Vale, joaovale@utfpr.edu.br<sup>2</sup>

Carlos Henrique da Silva, carloschs@utfpr.edu.br<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Universidade Federal do Paraná – UFPR – Campus Curitiba (Engenharia Mecânica - Graduando).

<sup>2</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Londrina.

<sup>3</sup>Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR – Campus Curitiba.

**Abstract.** *The development of surface metrology became an important ally in the manufacture industry from the moment that the relationship between the workpiece surface roughness and its functionality was found. However, the roughness parameters of mechanical components are sensitive to systematic and statistical errors, which can cause significant deviations in their values. These parameters are commonly used in manufacture control or even tribological applications, indicating that variations may lead to miscarried interpretations or mistaken conclusions. This article aims the analyzation of the influence of small inclination errors between the light beam and the studied surface, caused by eventual mal-positioning of the sample. Concave surfaces produced by boring and honing were evaluated by optical interferometry method. For this study, two samples made of vermicular cast iron were taken out from a cylinder liner of a block of internal combustion engine with nominal diameter of 83 mm. One sample was processed by boring, and the other by honing, resulting in two concave surfaces with different characteristics. Two procedures of measurement were realized for each type of surface. In the first, inclinations of 0; 1,38 and 2,76° were imposed. For each inclination of the light beam, 7 measurements of surface topography were made. Then, new measurements were made following the same principles, except that this time the inclination was corrected by the use of a shim, ensuring the perpendicular incidence of the light beam in the surface through evaluation of the fringe spreading during the measurement set-up. The values presented are the means and standard deviations of chosen 3D roughness parameters, which were: Sa, Sq, Sk, Spk, Svk, Sds, Ssc and Sdq. The equipment utilized for the measurements was Taylor Hobson's Talysurf CCI Lite, with digital resolution of 1024 x 1024 pixels, sampling area of 0,825 x 0,825 mm and vertical resolution of 0,01nm, integrated with the software Talymap Platinum. It was noted, with 95% confidence, that the values of the hybrid roughness parameters Sds, Ssc and Sdq showed significant statistical divergence in measurements made with inclination of just 1,38°, and also have the tendency to diverge even more as the angle of inclination increases for both types of surface. In addition to that, in the family of functional parameters, significant statistical divergence was also observed for an inclination of 2,76° for the parameters Spk and Sk, but for Sk only the honed surface showed this behavior, while for Spk this difference was observed for both types of surface. In the measurements with correction of inclination no significant divergence was observed for any roughness parameter. The analysis of the results indicated that the disturbances in the measurements as a result of small inclinations in concave samples are significant and are not related to the kind of surface evaluated.*

**Keywords:** *Inclination error; Roughness parameters; Concave surface; Boring; Honing*

## APÊNDICE B - AVALIAÇÃO DO ÓLEO LUBRIFICANTE APÓS ENSAIOS DE LONGA DURAÇÃO

Com a utilização do óleo lubrificante é comum observar a sua depleção, que é degradação ou consumo dos seus aditivos. Assim, uma maneira de monitorar as características de um óleo é acompanhar a alteração de suas propriedades durante sua vida útil (GIRDHAR; SCHEFFER, 2004). Estas análises permitem boa previsão de possíveis falhas futuras no equipamento analisado (MYSHKIN *et al.*, 2003) e são ferramentas úteis para avaliações do desempenho em motores de combustão interna (MURARO, 2016).

A Tabela B.1 apresenta o resultado da variação de algumas propriedades do óleo lubrificante utilizado nos ensaios de longa duração. Como, para estes resultados, não houve variação significativa em relação aos materiais ensaiados, apresenta-se o resultado médio dos quatro ensaios de 8 horas. Constata-se que houve um pequeno incremento no valor médio da viscosidade do óleo. Três fatores influenciam, de modo significativo, a alteração desta grandeza, a saber: a fuligem, a diluição do óleo por combustível e a oxidação do óleo.

**Tabela B.1 – Variação das propriedades do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas.**

Condição	Viscosidade [cSt]		TBN [mgKOH/g]	Oxidação	Fuligem	Diluição
	40 °C	100 °C				
Antes	102,2	11,5	9,7	3,4	< 0,01 %	< 0,5 %
Depois	103,1 (±0,1)	11,7 (±0,2)	9,9 (±0,3)	3,8 (±0,1)	< 0,01 %	< 0,5 %

Conforme exposto na seção 2.3.1, alterações na viscosidade do óleo lubrificante podem ser associadas à fuligem (GREEN; LEWIS, 2008) e à diluição por combustível (GEORGE *et al.*, 2007). Todavia, no presente estudo, realizaram-se ensaios de bancada sem a presença de combustível (vide seção 3.2). Deste modo, entende-se que o comportamento da viscosidade não teve influência nem de diluição, tão pouco de fuligem, as quais permaneceram abaixo das faixas indicadas na Tabela B.1. Apesar destas expectativas, a mesma tabela mostra que os ensaios impuseram um pequeno aumento no grau de oxidação. Assim, ainda que com incrementos modestos, entende-se

que a viscosidade foi alterada devido à oxidação do óleo lubrificante (GIRDHAR; SCHEFFER, 2004).

O valor de TBN, apresentado na Tabela B.1, mostrou-se estatisticamente igual, com 95 % de confiança, comparando-se o óleo antes e depois do ensaio. Comumente, os índices de neutralização são utilizados para acompanhamento do desempenho do lubrificante (STACHOWIAK; BATCHELOR, 2005). Segundo Belmiro e Carreiro (2006), alterações de 50 % no TBN seriam indicativos da necessidade de troca do óleo.

A Figura B.1 apresenta a ferrografia quantitativa para o óleo lubrificante. Para esse resultado, observaram-se diferenças entre os materiais ensaiados. Todavia, vale enfatizar, que somente uma amostra de óleo por material foi avaliada. Desse modo, somente o aspecto qualitativo é considerado na discussão.

Verifica-se, de modo geral, que houve aumento das partículas grandes (> 5  $\mu\text{m}$ ) e pequenas. Isto demonstra que houve desgaste com remoção de partículas. Este resultado comprova que o alisamento do platô e redução de FM (apresentados na seção 4.4.3.2 e 4.4.3.4, respectivamente) estão associados com a remoção de material.

Outro fato interessante é que houve maior predomínio de partículas grandes após o ensaio. O parâmetro PLP, que dá uma noção da razão entre os dois tipos de partículas, Equação (23), teve valor médio de 33 ( $\pm 6$ )% com coeficiente de variação de 19,3. Assim, não se verificou uma tendência para separar o comportamento entre os materiais com relação a este parâmetro.

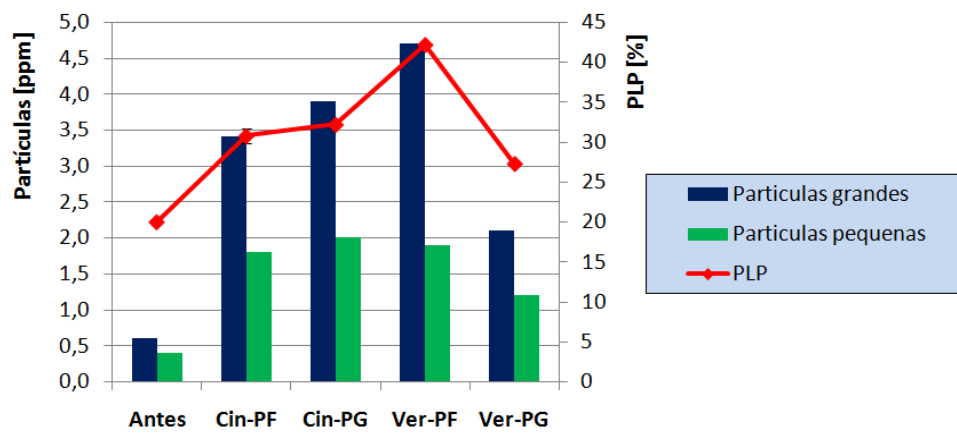


Figura B.1 – Avaliação de ferrografia quantitativa do óleo lubrificante antes e após ensaio de longa duração de 8 horas.

## ANEXO A – ÓLEO LUBRIFICANTE SAE 30



## PETRONAS URANIA CF

### High-Performance Single Grade Diesel Engine Oils exceeding API Service CF Performance Levels

PETRONAS Urania CF series are high performance mono-grade diesel engine oils specially designed for use in heavy duty, high-revolution turbocharged diesel engines for on-highway and off-highway applications.

Their advanced additive systems ensure excellent control against wear, high temperature piston deposits, corrosion, foaming and oxidation stability. It also provides excellent resistance to bore polishing, a high level of wear protection and ensures superior engine cleanliness.

#### Applications

Recommended for use in severe duty four stroke turbo-charged and naturally aspirated diesel engines both on-highway and off-highway, running high or low sulphur diesel where API CF, CD or CC of the recommended viscosity grade is required. The SAE 10W and 30 are also suitable for used in transmission, differentials or final drives in equipment where CD/TO-2 fluid are required.

#### Specifications

- API CF/SF
- MB 228.0
- MIL-L-46152C / MIL-L-2104D
- Allison C-3
- Cat TO-2

#### Customer Benefits

- Excellent high temperature piston cleanliness and deposit-free turbocharger deposits.
- Excellent dispersancy, minimize soot induced oil thickening and associated engine wear.
- Outstanding thermal stability and oxidation resistance to maintain excellent engine cleanliness.
- Prevention of low temperature sludge formation
- Excellent TBN retention effectively neutralising the acidic by-products of combustion.

#### Product Typicals

Characteristics	10W	30	40	50
Density @ 15 °C, kg/l	0.856	0.881	0.883	0.891
ASTM Colour	2.0	3.0	3.0	3.0
Pour Point, °C	-36	-9	-9	-9
Flash Point, °C	220	240	242	246
Kinematic Viscosity, cSt				
@ 40 °C	43	92	140	202
@ 100 °C	6.9	11.0	14.7	18.6
Viscosity Index	117	104	105	102
Cold Cranking Simulator @ - 25 °C, cP	3,120	-	-	-
TBN, mg KOH/g	11	11	11	11

#### Customer Advice

For further assistance on product MSDS, recommendation or technical queries, please liaise with the regional technical services engineer or contact HQ technical engineers.