



UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ

CAMPUS DE CURITIBA

GERÊNCIA DE PESQUISA E PÓS-GRADUAÇÃO

PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA

E DE MATERIAIS - PPGEM

CRISTIANO BRUNETTI

**EFEITO DA PREPARAÇÃO DE CORPOS-DE-PROVA
NA VIDA EM FADIGA DE CONTATO DE
ROLAMENTO DE FERRO FUNDIDO NODULAR
AUSTEMPERADO**

CURITIBA

FEVEREIRO - 2008

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

CRISTIANO BRUNETTI

**EFEITO DA PREPARAÇÃO DE CORPOS-DE-PROVA
NA VIDA EM FADIGA DE CONTATO DE
ROLAMENTO DE FERRO FUNDIDO NODULAR
AUSTEMPERADO**

Dissertação apresentada como requisito parcial à obtenção do título de Mestre em Engenharia, do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Área de Concentração em Engenharia de Materiais, do Departamento de Pesquisa e Pós-Graduação, do Campus de Curitiba, da UTFPR.

Orientador: Prof. Giuseppe Pintaúde, D. Eng.

CURITIBA

FEVEREIRO - 2008

TERMO DE APROVAÇÃO

CRISTIANO BRUNETTI

EFEITO DA PREPARAÇÃO DE CORPOS-DE-PROVA NA VIDA EM FADIGA DE CONTATO DE ROLAMENTO DE FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO

Esta Dissertação foi julgada para a obtenção do título de Mestre 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. Neri Volpato, PhD
Coordenador do Curso

Banca Examinadora

Prof. André Paulo Tschiptschin, D. Eng.
(EPUSP)

Prof. Carlos Henrique da Silva, D. Eng.
(UTFPR)

Prof. Julio Cesar Klein das Neves, D. Eng.
(UTFPR)

Prof. Giuseppe Pintaúde, D. Eng.

Curitiba, 21 de Fevereiro de 2008

Aos meus pais, Carme e Olivio, que sempre me fizeram acreditar que no impetuoso torvelinho da vida nada é inatingível quando se tem perseverança.

Ao meu irmão, Andrei, pelas lições de vida.

Aos meus amores, Geiza e Bruno, por serem a razão da minha existência.

AGRADECIMENTOS

Agradeço ao Prof. Giuseppe Pintaúde pela orientação, paciência e confiança neste trabalho, e por vir, ao longo desses anos, me encorajando a prosseguir.

Ao Prof. Julio Klein pela prontidão em todas as ocasiões, pelas inúmeras sugestões e discussões; pelos impagáveis almoços, onde conversávamos sobre coisas úteis ou não e por ter sido o primeiro a me contar o significado da palavra tribologia.

Aos professores e amigos Paulo Borges, Carlos Henrique e Carlos Cziulik por estarem sempre à disposição quando precisei.

Agradeço aos meus amigos Euclides e Mário Vitor, com os quais aprendi muito, inclusive a me tornar uma pessoa melhor.

Aos companheiros de laboratório Miguel, Marco, Roberto, Koda, Dani, Elisa e Taís, por terem me suportado esse tempo todo.

À Fundação Tupy, nas pessoas do Dr. Wilson Guesser e do Eng. Luciano Kluge pela doação do material utilizado neste trabalho.

À Sociedade Educacional de Santa Catarina (SOCIESC) pela realização do tratamento térmico de austêmpera.

À Pinhais lubrificantes pela doação do óleo lubrificante.

Ao laboratório de metrologia da PUC-PR, nas pessoas do Prof. Setti e do técnico Alysson Nachi, pelas medições realizadas.

Ao laboratório de usinagem da PUC-PR, nas pessoas do Prof. Fred Amorim e do técnico Wagner, pela usinagem dos corpos-de-prova.

Ao Centro Brasileiro de Referência em Biocombustíveis (CERBIO) pelas medições de viscosidade do lubrificante

Ao Centro de Microscopia Eletrônica (CME) – UFPR pela realização das imagens por microscopia eletrônica.

Agradeço à Geiza por me incentivar a continuar, pela paciência nas horas difíceis e pela compreensão nos momentos que estive ausente.

A todos os meus amigos e familiares que, entusiastas, torceram por mim.

Agradeço a todos os que aqui não estão citados, mas fortuitamente contribuíram para a concretização deste trabalho.

E, por fim, agradeço a CAPES pela concessão da bolsa, com a qual me mantive nesses últimos dois anos.

“Existem muitas hipóteses na ciência que estão erradas. Isso é perfeitamente aceitável; elas são a abertura para achar as que estão corretas”

Carl Sagan

BRUNETTI, C. **Efeito da Preparação de Corpos-de-Prova na Vida em Fadiga de Contato de Rolamento de Ferro Fundido Nodular Austemperado**, 2008, Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 116 p.

RESUMO

Neste trabalho estudou-se o comportamento em fadiga de contato de rolamento de um ferro fundido nodular produzido por fundição contínua e submetido a tratamento de austêmpera. O objetivo do estudo foi verificar como os processos de fabricação utilizados na confecção dos corpos-de-prova interferem no desempenho e no mecanismo de dano desse material. Foram estudados três conjuntos de amostras com características superficiais distintas, produzidos por retificação plana, lixamento manual e polimento manual. Foram realizados ensaios com lubrificação a 85°C, com a aplicação da mesma tensão nominal de contato (3,0 GPa). Além dessas condições, um outro conjunto de amostras polidas foi ensaiado utilizando 3,7 GPa de tensão nominal de contato, sendo que esse conjunto foi fabricado sem controle durante o processo de retificação. Os ensaios foram conduzidos até a ocorrência do lascamento na superfície de rolamento, detectado pelo aumento do nível de ruído do equipamento. Os resultados de vida foram analisados segundo a estatística de Weibull. Verificou-se que a nucleação de trincas sob uma determinada profundidade crítica depende da existência de nódulos de grafita trincados superficialmente, que foram encontrados em maior número nas amostras retificadas. A vida das amostras da condição polida foi superior a dos demais conjuntos de amostras, evidenciando o efeito da rugosidade no desempenho do material. A aplicação de processos manuais na preparação dos corpos-de-prova introduziu desvios de forma na superfície, ocasionando um aumento na dispersão dos resultados de vida.

Palavras-chave: rugosidade, fadiga de contato, ferro fundido nodular austemperado

BRUNETTI, C. **Efeito da Preparação de Corpos-de-Prova na Vida em Fadiga de Contato de Rolamento de Ferro Fundido Nodular Austemperado**, 2008, Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Programa de Pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 116 p.

ABSTRACT

It was studied the contact fatigue wear behavior of austempered ductile iron, manufactured by continuous casting. The aim was to verify the effect of surface manufacturing processes on the performance and damage mechanisms of this material. Three sets of samples were produced by plane grinding, manual grinding, and manual polishing. The lubricated tests were performed at 85 °C, with the same nominal contact stress (3.0 GPa). Besides these conditions, another set of polished specimens was also tested using 3.7 GPa of nominal contact stress. In this latter set no control was taken during the plane grinding process. All tests were carried out until the spalling occurrence, which was detected by the increase on the noise level of equipment. Lifetime results were analyzed by means of Weibull statistics. The crack nucleation beneath a critical depth depended on the presence of cracks around graphite nodules at the surface. The occurrence of this kind of nodule was larger in the ground specimens. The polished specimens' lifetime was higher than those observed for all other sets of specimens, showing the surface roughness effect on the material performance. The use of manual processes gave rise to shape errors led to increasing in lifetime dispersion.

Keywords: surface roughness, contact fatigue, austempered ductile cast iron (ADI)

SUMÁRIO

| | |
|--|------|
| RESUMO..... | vii |
| ABSTRACT | viii |
| LISTA DE FIGURAS | x |
| LISTA DE TABELAS | xiv |
| LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS | xv |
| LISTA DE SÍMBOLOS..... | xvi |
| | |
| 1 INTRODUÇÃO..... | 18 |
| 2 REVISÃO DA LITERATURA..... | 19 |
| 2.1 Sistema tribológico | 19 |
| 2.2 O Contato mecânico entre superfícies..... | 21 |
| 2.3 Topografia | 25 |
| 2.3.1 Definição de alguns parâmetros de rugosidade..... | 29 |
| 2.4 Lubrificação em contatos não-conformes | 32 |
| 2.5 O desgaste por fadiga de contato de rolamento..... | 37 |
| 2.6 Desgaste por fadiga de contato no FFNA..... | 49 |
| 2.6.1 Mecanismos de desgaste..... | 49 |
| 2.7 Distribuição de Weibull e a vida em fadiga de contato | 56 |
| 2.8 Resumo do capítulo..... | 59 |
| 3 MATERIAIS E MÉTODOS | 60 |
| 3.1 Caracterização do material ensaiado..... | 60 |
| 3.2 Preparação dos corpos-de-prova para ensaios de fadiga de contato | 63 |
| 3.3 Equipamento para ensaios de fadiga de contato..... | 66 |
| 3.4 Condições gerais de ensaio | 70 |
| 4 RESULTADOS E DISCUSSÃO | 74 |
| 4.1 Mecanismos de remoção dos nódulos de grafita..... | 74 |
| 4.2 Análise do mecanismo de falha | 83 |
| 4.3 Ensaios de fadiga de contato de rolamento: Resultados de vida..... | 90 |
| 5 CONCLUSÕES..... | 106 |
| 6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS | 108 |
| PRODUÇÃO CIENTÍFICA NO PERÍODO (MARÇO 2006-MARÇO 2008)..... | 109 |
| REFERÊNCIAS..... | 110 |
| APÊNDICE A - Cálculo das Condições de Lubrificação..... | 115 |

LISTA DE FIGURAS

| | |
|---|----|
| Figura 2.1 – Representação esquemática de um tribosistema (ASM, 1992) | 19 |
| Figura 2.2 – Contato elástico entre dois corpos elípticos (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001) | 22 |
| Figura 2.3 – Contato elástico entre uma esfera e uma superfície plana. R_A é o raio da esfera; a é o raio de contato; W é a carga aplicada (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001)..... | 23 |
| Figura 2.4 – Representação esquemática da rugosidade, ondulação e forma geral de uma superfície (ASM, 1994)..... | 26 |
| Figura 2.5 – Representação esquemática da medição topográfica da superfície através de perfilometria de contato (HUTCHINGS, 1992)..... | 27 |
| Figura 2.6 – Exemplo da representação de um perfil de rugosidade (HUTCHINGS, 1992)..... | 28 |
| Figura 2.7 – Definição gráfica do parâmetro R_a (GADELMAWLA <i>et al.</i> ,2002)..... | 29 |
| Figura 2.8 – Definição gráfica dos parâmetros RDa e RDq (MUMMERY, 1992). | 31 |
| Figura 2.9 – Definição gráfica do parâmetro RPc (GADELMAWLA <i>et al.</i> , 2002). | 32 |
| Figura 2.10 - Geometrias do contato. a) conforme; b) não-conforme (HUTCHINGS 1992)..... | 32 |
| Figura 2.11 – Distribuição da pressão hidrodinâmica em contato não-conforme; h_c é a espessura central do filme e h_{min} a espessura mínima (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001). | 33 |
| Figura 2.12 – Curva de Stribeck indicando os regimes de lubrificação. Adaptada de (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001)..... | 36 |
| Figura 2.13 – Representação esquemática do <i>pitting</i> e do lascamento (DING e RIEGER, 2003)..... | 39 |
| Figura 2.14 – Distribuição das tensões no contato entre superfícies devido ao rolamento, deslizamento e a combinação destes (ASM, 2002). | 40 |

| | |
|---|----|
| Figura 2.15 – Relação existente tensão cisalhante, tamanho das inclusões e número de ciclos para iniciação da trinca (adaptado de QING <i>et al.</i> , 1991). | 42 |
| Figura 2.16 – Tensões de Von Mises ao redor de uma impressão de dureza produzida na trilha de desgaste (BASTIAS <i>et al.</i> , 1994). | 46 |
| Figura 2.17 – Trinca nucleada à frente de uma impressão de dureza produzida na trilha de desgaste de um aço SAE 52100 temperado (DOMMARCO <i>et al.</i> , 2006). | 48 |
| Figura 2.18 – Detalhe da propagação de microtrincas encontradas em uma partícula lascada. (MAGALHÃES <i>et al.</i> , 2000). | 50 |
| Figura 2.19 – Aparência da superfície de desgaste do FFNA. (a) conexão dos nódulos pela trinca e (b) aspecto irregular do lascamento (DOMMARCO <i>et al.</i> , 1998). | 52 |
| Figura 2.20 – (a) Trincamento de nódulos subsuperficiais e (b) aspecto cônico das paredes do furo gerado pela expulsão da grafita (MAGALHÃES <i>et al.</i> , 2000)... | 53 |
| Figura 2.21 – Evolução das trincas ao redor dos nódulos de grafita no FFNA (MAGALHÃES <i>et al.</i> , 2000 <i>apud</i> LEITE, 2005). | 54 |
| Figura 3.1 – Microestrutura do ferro fundido nodular após austêmpera. | 61 |
| Figura 3.2 – Corte da barra de FFNA e dimensão das amostras utilizadas na caracterização (LEITE, 2005). | 61 |
| Figura 3.3 – Regiões da barra de FFNA com diferentes tamanhos de nódulos. | 62 |
| Figura 3.4 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de desgaste. a) dimensões; b) aparência geral | 63 |
| Figura 3.5 – a) Regiões onde foram realizadas as medições de rugosidade; b) Trajetória feita pelo apalpador para medição de erros de forma. | 65 |
| Figura 3.6 – Superfície idealizada dos corpos-de-prova. | 66 |
| Figura 3.7 - Equipamento para a realização dos ensaios de fadiga de contato (LEITE, 2005) | 67 |
| Figura 3.8 – Vista em corte da câmara de ensaio. | 67 |

| | |
|--|----|
| Figura 3.9 – Detalhe da montagem da pista intermediária no eixo da máquina..... | 68 |
| Figura 3.10 – Conversão da massa dos pesos mortos em carga de ensaio (LEITE, 2005)..... | 69 |
| Figura 3.11 – Solução adotada para o sistema de lubrificação..... | 70 |
| Figura 3.12 – Exemplo da contagem de nódulos em amostra polida. As setas indicam nódulos removidos..... | 73 |
| Figura 4.1 – Aspecto geral das superfícies dos corpos-de-prova..... | 75 |
| Figura 4.2 – Modos de exposição dos nódulos no corpo-de-prova da condição R3.0 antes do ensaio. (NST) nódulos subsuperficiais trincados; (NPE) nódulos parcialmente expostos. | 76 |
| Figura 4.3 – Trilha de rolamento de amostra da condição R3.0. As setas vermelhas e pretas indicam nódulos do tipo NPE e NST, respectivamente..... | 77 |
| Figura 4.4 – Trinca em nódulo localizado imediatamente abaixo da superfície em amostra da condição P3.0. As setas menores indicam as terminações da trinca e a maior o sentido do movimento das esferas..... | 78 |
| Figura 4.5 – Nódulos NST e NPE na trilha de rolamento de amostra da condição P3.0..... | 79 |
| Figura 4.6 – Remoção da grafita. As setas indicam cavidades de nódulos removidos na trilha de rolamento..... | 80 |
| Figura 4.7 – Diferenças no mecanismo de remoção da grafita observado entre as amostras das condições R3.0 e P3.0..... | 81 |
| Figura 4.8 – Vista de topo dos lascamentos. As setas indicam o sentido de rolamento das esferas..... | 84 |
| Figura 4.9 – a) Vista de topo do lascamento na condição P3.0 com maior ampliação; b) Seção longitudinal do lascamento. As setas indicam o sentido de rolamento das esferas..... | 85 |
| Figura 4.10 – Seção longitudinal da trilha de rolamento em região não falhada de uma amostra da condição R3.0. | 86 |

| | |
|---|-----|
| Figura 4.11 – Diferenças nos tamanhos da grafita a) condição P3.0; b) condição L3.0 | 87 |
| Figura 4.12 – Comparação entre o diâmetro de contato, D_c , e o diâmetro médio dos nódulos, D_n , em amostra da condição P3.0 em região: a) próxima ao lascamento; b) diametralmente oposta ao lascamento | 89 |
| Figura 4.13 – Curvas de probabilidade de falha para as amostras das condições P3.7, R3.0, L3.0 e P3.0 | 91 |
| Figura 4.14 – Perfis brutos das superfícies | 93 |
| Figura 4.15 – Deformação da grafita pela ação mecânica do apalpador sobre a superfície do FFNA (LEITE, 2005) | 94 |
| Figura 4.16 – Ampliação da região destacada na Figura 4.14 evidenciando um nódulo de grafita deformado pela ponta do rugosímetro..... | 95 |
| Figura 4.17 – Perfis após a remoção dos nódulos via <i>software</i> | 95 |
| Figura 4.18 – Efeito da remoção dos nódulos do perfil do ferro fundido nos valores dos parâmetros de rugosidade R_q e RP_c | 96 |
| Figura 4.19 – Efeito da remoção dos nódulos do perfil do ferro fundido nos valores do parâmetro RD_q | 98 |
| Figura 4.20 – Representação esquemática das asperezas em contato com o contra-corpo. | 98 |
| Figura 4.21 – Aspecto das trilhas de desgaste ao final dos ensaios | 100 |
| Figura 4.22 – Gráfico da varredura das superfícies dos corpos-de-prova com máquina de medir por coordenadas. a) P3.7; b) R3.0; c) L3.0; d) P3.0 | 102 |
| Figura 4.23 – Medição da trilha de rolamento em posições distintas do corpo-de-prova..... | 104 |
| Figura A.1 – Gráfico viscosidade-temperatura do lubrificante IPTUR AW 46. | 115 |

LISTA DE TABELAS

| | |
|--|-----|
| Tabela 2.1 – Descrição dos elementos de um sistema tribológico (ASM, 1992)..... | 20 |
| Tabela 2.2 – Coeficientes viscosidade-pressão para diferentes óleos. Adaptado de HÖGLUNG (1999)..... | 35 |
| Tabela 2.3 – Grau médio calculado para diferentes quantidades de amostras..... | 58 |
| Tabela 3.1 – Composição química do ferro fundido nodular utilizado nos ensaios de fadiga de contato (% em peso) | 60 |
| Tabela 3.2 – Resultados da caracterização do FFNA (LEITE, 2005)..... | 63 |
| Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados na retífica dos corpos-de-prova..... | 63 |
| Tabela 3.4 – Critério de identificação dos corpos-de-prova de fadiga de contato | 71 |
| Tabela 3.5 – Condições de ensaio | 72 |
| Tabela 4.1 – Número de nódulos do tipo NST e NPE dentro e fora da trilha de rolamento das amostras da condição R3.0..... | 76 |
| Tabela 4.2 – Vidas, em ciclos de carregamento, dos corpos-de-prova nos ensaios de fadiga de contato e parâmetros de Weibull estimados..... | 91 |
| Tabela 4.3 – Valores médios da rugosidade quadrática média, Rq , dos corpos-de-prova antes dos ensaios. | 92 |
| Tabela A.1 – Viscosidade do lubrificante IPTUR AW 46 | 115 |
| Tabela A.2 – Valores utilizados para cálculo da espessura mínima de lubrificante..... | 116 |

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

| | |
|---------|---|
| ASM | <i>American Society for Metals</i> |
| ASME | <i>American Society of Mechanical Engineers</i> |
| ASTM | <i>American Society for Testing and Materials</i> |
| CERBIO | <i>Centro Brasileiro de Referência em Biocombustíveis</i> |
| DIN | <i>Deutsche Ingenieur Normen</i> |
| EHL | <i>Regime de Lubrificação Elastohidrodinâmica</i> |
| FFNA | <i>Ferro Fundido Nodular Austemperado</i> |
| FZG | <i>Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau</i> |
| HL | <i>Regime de Lubrificação Hidrodinâmica</i> |
| ISO | <i>International Standard Organization</i> |
| NPE | <i>Nódulos Parcialmente Expostos</i> |
| NST | <i>Nódulos Subsuperficiais Trincados</i> |
| PUC | <i>Pontifícia Universidade Católica</i> |
| SAE | <i>Society of Automotive Engineers</i> |
| SOCIESC | <i>Sociedade Educacional de Santa Catarina</i> |
| TECPAR | <i>Instituto de Tecnologia do Paraná</i> |
| UTFPR | <i>Universidade Tecnológica Federal do Paraná</i> |

LISTA DE SÍMBOLOS

| | |
|---------------|---|
| R_{ax} | Raio de curvatura do corpo A na direção x |
| R_{ay} | Raio de curvatura do corpo A na direção y |
| R_{bx} | Raio de curvatura do corpo B na direção x |
| R_{by} | Raio de curvatura do corpo B na direção y |
| R' | Raio reduzido de curvatura |
| a | Raio de contato elástico |
| R | Raio da esfera |
| W | Força normal |
| E | Módulo de elasticidade |
| E^* | Módulo de elasticidade combinado |
| E' | Módulo de elasticidade reduzido |
| E_a | Módulo de elasticidade do corpo A |
| E_b | Módulo de elasticidade do corpo B |
| ν_a | Coefficiente de Poisson do corpo A |
| ν_b | Coefficiente de Poisson do corpo B |
| P_m | Pressão média de contato |
| A_c | Área nominal de contato |
| τ_{\max} | Máxima tensão cisalhante |
| σ_e | Tensão uniaxial de escoamento |
| P_0 | Pressão máxima de contato |
| Ra | Rugosidade média |
| L_m | Comprimento amostral de um perfil de rugosidade |
| Rq | Rugosidade quadrática média |
| RDa | Inclinação média das asperezas |
| RDq | Inclinação quadrática média das asperezas |
| RPc | Contagem de picos |
| h_c | Espessura central do fluido lubrificante |
| h_{\min} | Espessura mínima do fluido lubrificante |
| U | Velocidade relativa dos corpos em contato |
| U_a | Velocidade do corpo A |
| U_b | Velocidade do corpo B |
| η_0 | Viscosidade dinâmica do lubrificante na pressão atmosférica |

| | |
|-----------|--|
| α | Coeficiente de viscosidade-pressão |
| k | Parâmetro de elipsidade |
| R^* | Raio combinado de curvatura |
| μ | Coeficiente de atrito |
| λ | Separação normalizada das superfícies |
| Rq_a | Rugosidade quadrática média do corpo A |
| Rq_b | Rugosidade quadrática média do corpo B |
| x | Tempo de vida até a falha |
| β | Parâmetro de forma da distribuição de Weibull |
| θ | Parâmetro de escala da distribuição de Weibull |
| n | Quantidade de amostras ensaiadas |
| j | Número de ordem de falha |
| Dn | Diâmetro médio dos nódulos de grafita |
| N_e | Número de esferas utilizadas no ensaio |
| N_c | Número total de ciclos de carregamento |
| t | Tempo total de ensaio |
| D_c | Diâmetro de contato |
| b | Raio da indentação |

1 INTRODUÇÃO

“Use-o até o fim, gaste-o completamente; faça-o fazer, ou faça sem ele”

(Máxima da Nova Inglaterra)

A vida de equipamentos e sistemas mecânicos é, em geral, limitada a três fatores: *i*) obsolescência, *ii*) quebra ou *iii*) desgaste acentuado. A falha que ocorre por desgaste é geralmente um processo gradual e, em alguns casos, reparável. No entanto, se o componente ou sistema não falhar por nenhum dos dois primeiros casos, irá inevitavelmente falhar por desgaste se mantido em serviço por um tempo suficientemente longo (NORTON, 2004)

Particularmente o desgaste por fadiga de contato tem despertado o interesse de vários pesquisadores interessados em entender os fenômenos envolvidos nas falhas de rolamentos, engrenagens, rodas e trilhos de trem e cilindros de laminação.

Todos esses componentes trabalham com as superfícies em contato e submetidos a um determinado carregamento. Como resultado desse contato, ao longo do tempo, pode haver remoção de material da superfície. (RABINOWICZ, 1965).

Engrenagens, por exemplo, têm sido produzidas com aços tratados termicamente e/ou com alto teor de elementos de liga. No entanto, o ferro fundido nodular austemperado (FFNA) apresenta-se como um material alternativo aos aços e já vem sendo amplamente utilizado na fabricação de eixos de comando de válvulas e virabrequins, nos quais resistência mecânica e tenacidade são propriedades requeridas (FULLER, 1985). Além disso, a excelente combinação de propriedades mecânicas que o FFNA apresenta torna-o um material promissor para aplicações que demandam resistência ao desgaste por fadiga de contato (DOMMARCO *et al.*, 1998, MAGALHÃES *et al.*, 2000).

Nesse contexto, o presente trabalho teve por objetivo:

- Verificar qual a influência do acabamento superficial no mecanismo de dano do FFNA;
- Comparar os resultados de vida obtidos nos ensaios para diferentes acabamentos superficiais.

2 REVISÃO DA LITERATURA

“Estamos infinitamente afastados de compreender os extremos da existência, uma vez que o fim das coisas e o seu começo estão desesperançosamente escondidos de nós, encapsulados num impenetrável segredo”

(Blaise Pascal, 1623-1662, filósofo, físico e matemático francês)

2.1 Sistema tribológico

De acordo com a norma ASTM G40-92 o desgaste pode ser definido como:

“Os danos em uma superfície sólida, geralmente envolvendo perda progressiva de material, devido ao contato e movimento relativo entre essa superfície e outra substância”.

É notório o uso do termo substância, adotado pela ASTM na definição de desgaste. Assim, pode se entender que o desgaste não é produto apenas do contato envolvendo duas superfícies sólidas, mas também pode ser produzido em uma superfície sólida pela ação de partículas, líquidos e de gases.

O desgaste que ocorre sob ação tribológica resulta da combinação de todas as partes de uma estrutura técnica envolvida em um processo de desgaste. Essa estrutura caracteriza um tribosistema, Figura 2.1.

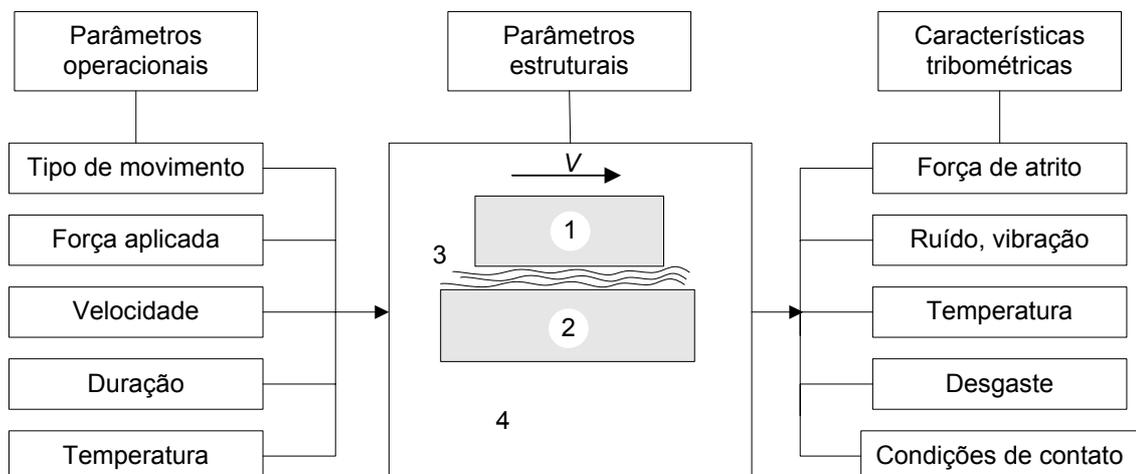


Figura 2.1 – Representação esquemática de um tribosistema (ASM, 1992)

Conforme a norma DIN 50.320 *apud* SIEGEL e CALEGARI (1997), na Figura 2.1 pode ser identificado o grupo de parâmetros operacionais que caracteriza as condições funcionais do tribosistema. Esses parâmetros, com exceção da temperatura que pode variar em função das condições de atrito, podem ser considerados como variáveis independentes que são determinadas pelas condições de trabalho do componente e/ou de acordo com o resultado que se pretende obter de um ensaio tribológico em laboratório.

Ainda, dentro desse grupo de parâmetros, HAMROCK (1994) salienta que o tipo de movimento está associado ao sistema em questão e pode ocorrer de formas combinadas. Por exemplo, em rolamentos admite-se geralmente que o movimento é o de rolamento puro, mas sabe-se que uma pequena parcela de deslizamento (microdeslizamento) pode ocorrer. Esse deslizamento é causado pela deformação elástica dos elementos do rolamento e pela geometria curvada das superfícies e, em primeira aproximação, pode ser desprezado. Ainda sobre a variável tipo de movimento, JOHNSON (1985) afirma que em engrenagens os pontos de contato entre os dentes possuem movimentos relativos uns aos outros, numa combinação de rolamento e deslizamento que, nesse caso, não pode ser desconsiderado, pois afeta sobremaneira as condições de atrito e desgaste.

Os componentes envolvidos no processo de desgaste e que compõe um sistema tribológico são sumarizados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 – Descrição dos elementos de um sistema tribológico (ASM, 1992)

| <i>Elemento</i> | <i>Descrição</i> |
|------------------------|--|
| Corpo (1) | Elemento de interesse no processo de desgaste. |
| Contra-corpo (2) | Elemento de interesse sob o aspecto da geometria do contato. |
| Meio interfacial (3) | Elemento presente entre o corpo e o contra-corpo. |
| Meio circunvizinho (4) | Envolve os demais elementos. |

Dos dados apresentados na Tabela 2.1 convém destacar que o elemento “meio interfacial” pode afetar de maneira positiva ou não o processo de desgaste. Se esse elemento for um lubrificante pode atuar no sentido, positivo, de reduzir o

desgaste. Do contrário, pode também ser um terceiro corpo no sistema e colaborar aumentando o desgaste. Da mesma maneira, o “meio circunvizinho”, dependendo de suas características, pode influenciar no processo de desgaste de maneira positiva ou negativa (ASM, 1992).

De acordo com a ASM (1992) os processos tribológicos que ocorrem quando duas superfícies interagem (*i.e.*, quando estão em contato e movimento relativo) são, de um lado, necessários para assegurar as características funcionais do tribosistema, mas, por outro, estão inevitavelmente ligados ao atrito e ao desgaste. Esses, por sua vez, resultam do processo e se enquadram dentro do grupo das características tribométricas que são utilizadas para monitorar ou avaliar a extensão do processo de desgaste, não podendo ser considerados como propriedades intrínsecas dos materiais em contato, mas sim como características de um dado tribosistema.

2.2 O Contato mecânico entre superfícies

A primeira análise satisfatória das tensões de contato envolvendo sólidos elásticos foi formulada por Heinrich Rudolph Hertz em 1882 (JOHNSON,1985) quando realizava experiências em óptica. Ele percebeu que a aplicação e a manutenção de uma força sobre lentes que eram mantidas em contato produziam uma deformação elástica que alterava de maneira significativa o padrão das franjas de interferência.

Hertz então supôs, assumindo superfícies idealmente lisas e isentas de atrito, que a área de contato é elíptica e que cada corpo pode ser considerado como um semi-espaço elástico carregado em uma pequena área de sua superfície plana. JOHNSON (1985) salienta que essa simplificação, seguida na teoria de tensões de contato, significa que as tensões de contato são tratadas a parte da distribuição geral de tensões nos corpos em análise e que a validade dessa simplificação deve respeitar duas condições: as dimensões da área de contato devem ser pequenas quando comparadas a) às dimensões dos sólidos em contato e b) com o raio relativo de curvatura das superfícies.

No entanto, a partir da segunda metade do século passado, os progressos que têm sido feitos na mecânica do contato têm eliminado, em certa medida, as simplificações adotadas na teoria original de Hertz (JOHNSON,1985) e têm permitido que ela seja aplicada na análise do contato entre corpos rolantes ou deslizantes.

A geometria da área de contato idealizada por Hertz pode ser visualizada na Figura 2.2.

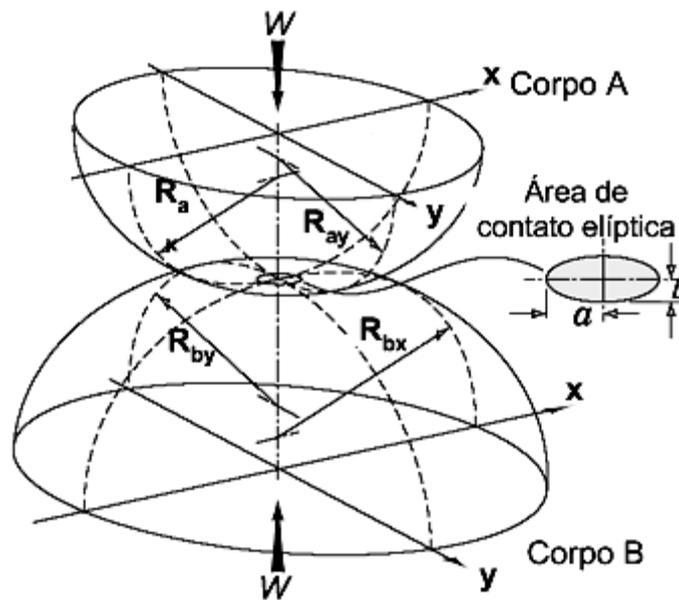


Figura 2.2 – Contato elástico entre dois corpos elípticos (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001)

Os eixos coordenados $x - y$ representa as direções segundo o maior e o menor semi-eixo dos sólidos A e B, respectivamente. R_{ax} , R_{bx} , R_{ay} e R_{by} representam o raios de curvatura dos corpos A e B, respectivamente, nas direções x e y . Essas dimensões permitem a determinação do raio reduzido de curvatura, R' , definido na Equação 2.1, que é utilizado no cálculo das tensões de contato envolvendo corpos elípticos.

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_x} + \frac{1}{R_y} = \frac{1}{R_{ax}} + \frac{1}{R_{bx}} + \frac{1}{R_{ay}} + \frac{1}{R_{by}} \quad \text{Eq. 2.1}$$

As análises de Hertz também foram estendidas para uma esfera em contato com uma superfície plana (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001). Para essa

configuração, e sob um carregamento elástico, produz-se uma área de contato circular de raio a , de acordo com a Figura 2.3.

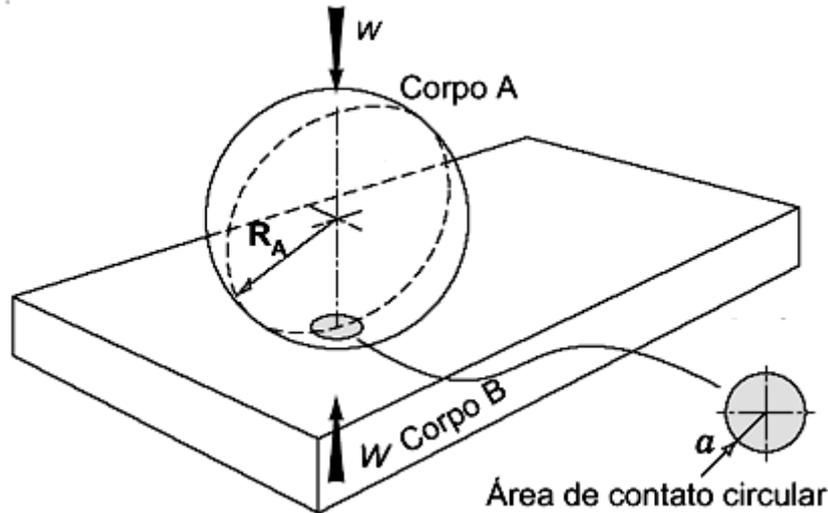


Figura 2.3 – Contato elástico entre uma esfera e uma superfície plana. R_A é o raio da esfera; a é o raio de contato; W é a carga aplicada (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001).

Com base no raio da esfera e considerando as propriedades dos sólidos envolvidos no contato, Hertz derivou a expressão, dada pela Equação 2.2, que relaciona o raio da área de contato com a carga aplicada:

$$a = \left(\frac{3}{4} \frac{WR}{E^*} \right)^{1/3} \quad \text{Eq. 2.2}$$

Onde W é a carga aplicada, R é o raio da esfera e E^* é o módulo de elasticidade combinado dos materiais da esfera e do plano.

Nesse ponto cabe ressaltar a observação feita por NEVES (2006), que alerta para o cuidado que deve ser tomado quando for necessária a combinação de equações de diferentes literaturas. Alguns autores apresentam – e utilizam – o “módulo combinado”, E^* , definido na Equação 2.3 (HUTCHINGS, 1992) enquanto outros designam essa propriedade por “módulo reduzido”, E' , definido na Equação 2.4 (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001).

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1-\nu_a^2)}{E_a} + \frac{(1-\nu_b^2)}{E_b} \quad \text{Eq. 2.3}$$

$$\frac{1}{E'} = \frac{1}{2} \left[\frac{(1-\nu_a^2)}{E_a} + \frac{(1-\nu_b^2)}{E_b} \right] \quad \text{Eq. 2.4}$$

Onde, E_a , E_b e ν_a , ν_b são os módulos de elasticidade e os coeficientes de Poisson dos materiais dos corpos A e B, respectivamente.

Neste trabalho adotou-se o módulo combinado para o cálculo de quaisquer parâmetros que dependam dessa propriedade.

A pressão média de contato, P_m , e a área de contato, A_c , são definidas na Equação 2.5 e na Equação 2.6 (HUTCHINGS, 1992).

$$P_m \approx \frac{W}{\pi a^2} \quad \text{Eq. 2.5}$$

$$A_c \approx 0,83\pi \left(\frac{WR}{E^*} \right)^{2/3} \quad \text{Eq. 2.6}$$

DAVIES (1949), a partir dos estudos desenvolvidos por Hertz, identificou a posição e estimou o valor da máxima tensão cisalhante, τ_{\max} , abaixo da superfície. Esse autor constatou que a máxima tensão cisalhante está situada a uma profundidade equivalente a metade do valor do raio de contato e estimou a magnitude de τ_{\max} em aproximadamente 0,47 vezes o valor da pressão média de contato, P_m . Nesse ponto abaixo da superfície as tensões radiais são iguais e o critério de Tresca pode ser aplicado, indicando que o valor da máxima tensão cisalhante é aproximadamente $0,50\sigma_e$, onde σ_e é a tensão uniaxial de escoamento. DAVIES (1949) obteve então uma relação entre a pressão média de contato e a tensão de escoamento do material, definida na Equação 2.7. A pressão máxima de

contato, P_0 , e a máxima tensão cisalhante, τ_{\max} , são definidas na equação 2.8 e 2.9 (JOHNSON, 1985), respectivamente.

$$P_m \approx 1,1\sigma_e \quad \text{Eq. 2.7}$$

$$P_0 = \frac{3}{2} \left(\frac{W}{\pi a^2} \right) = \left(\frac{6WE^{-2}}{\pi^3 R^2} \right)^{1/3} \quad \text{Eq. 2.8}$$

$$\tau_{\max} = 0,31P_0 \quad \text{Eq. 2.9}$$

2.3 Topografia

As superfícies sólidas, ou mais precisamente a interface entre superfícies sólidas, têm estrutura e propriedades complexas que dependem da natureza dos sólidos, dos métodos de preparação das superfícies e da interação destas com o ambiente. Na maioria das interfaces de importância tecnológica ocorre o contato entre as asperezas das superfícies e isso tem efeito sobre a área real de contato, o atrito, as condições de lubrificação e desgaste (BHUSHAN, 2001).

Dentre as superfícies de importância tecnológica que requerem aspectos funcionais podemos citar aquelas encontradas em sistemas deslizantes, rolamentos, engrenagens, cilindros de laminação, sistemas de vedação e contatos elétricos.

As superfícies têm espaçamentos regulares e irregulares que tendem a formar um padrão ou textura na superfície. Esta superfície é geralmente a combinação de vários fatores que são devidos ao processo de manufatura e de acabamento da superfície (ASM, 1994).

De acordo com a ASM (1994), o termo textura refere-se aos picos e vales produzidos na superfície por um processo particular de fabricação. Por convenção, a textura compreende duas componentes: a rugosidade e a ondulação, conforme ilustrado na Figura 2.4.

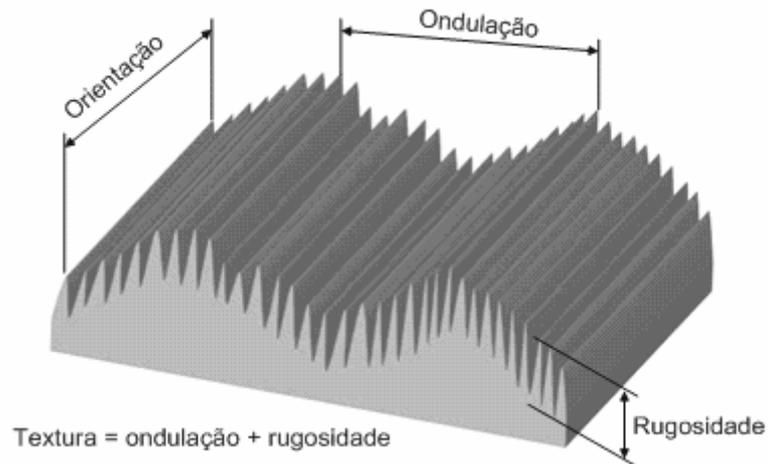


Figura 2.4 – Representação esquemática da rugosidade, ondulação e forma geral de uma superfície (ASM, 1994).

A rugosidade consiste nas microirregularidades geométricas (de menor comprimento de onda) encontradas nas superfícies, e pode ser utilizada para caracterizar o processo que originou a superfície.

A ondulação (de maior comprimento de onda) consiste nas irregularidades de maior espaçamento as quais são freqüentemente produzidas por vibrações e trepidações no equipamento.

A orientação das irregularidades é a direção predominante da textura e é determinada pelo processo que originou a superfície.

Os erros de forma são desvios de maiores amplitudes da superfície, os quais não são incluídos na textura. Este termo é aplicado aos desvios causados pelos erros de deslocamento das guias utilizadas para deslocar a ferramenta ou a peça, fixação inadequada, desalinhamentos da peça ou deformações oriundas de tratamentos térmicos (ASM, 1994).

A medição topográfica das superfícies se justifica por duas razões: a primeira é tentar prever o comportamento e/ou o desempenho do componente. Por exemplo, em rolamentos a textura da superfície deve ser tal que permita que o lubrificante seja retido em pequenas “poças” e ao mesmo tempo permita que a esfera role na superfície da pista com um mínimo de atrito. Se a superfície do rolamento for muito rugosa, o desgaste pode ocorrer rapidamente, mas, por outro lado, se for muito lisa, a lubrificação é inadequada e pode ocorrer o travamento do componente. A outra razão é o controle do processo de manufatura, pois o operador pode detectar e possivelmente corrigir alterações no acabamento da superfície (ASM, 1994).

Um dos métodos comumente utilizados industrialmente para medição da topografia superficial é o da perfilometria de contato, ilustrado na Figura 2.5.

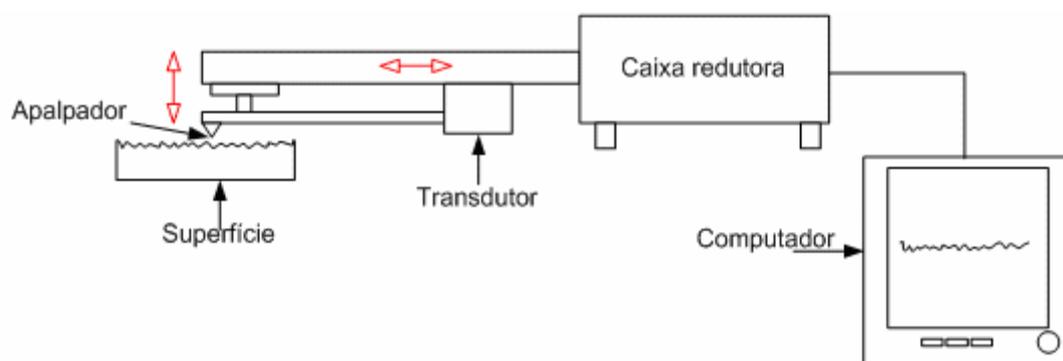


Figura 2.5 – Representação esquemática da medição topográfica da superfície através de perfilometria de contato (HUTCHINGS, 1992).

Nesta técnica uma ponta com raio conhecido (o apalpador) é colocada em contato com a superfície e é movimentada paralelamente sobre esta. As irregularidades presentes na superfície produzem o deslocamento vertical do apalpador. Este deslocamento é convertido em sinais elétricos, pelo transdutor, que são amplificados e, quando o equipamento está conectado a um microcomputador, fornece o perfil da superfície instantaneamente na tela. Este perfil representa o deslocamento vertical do apalpador como função da distância percorrida através da superfície.

De acordo com HUTCHINGS (1992) a representação gráfica do perfil da superfície obtida através da perfilometria de contato difere muito da forma real da superfície. Por exemplo, a Figura 2.6 mostra o efeito da escala nas direções vertical e horizontal do perfil. Essas diferenças se devem ao fato que as irregularidades da superfície na direção vertical são, em geral, muito menores que a distância percorrida horizontalmente na amostra. Assim sendo, se esse efeito não for considerado, pode-se incorrer a erros de interpretação ao se analisar a rugosidade de um perfil.

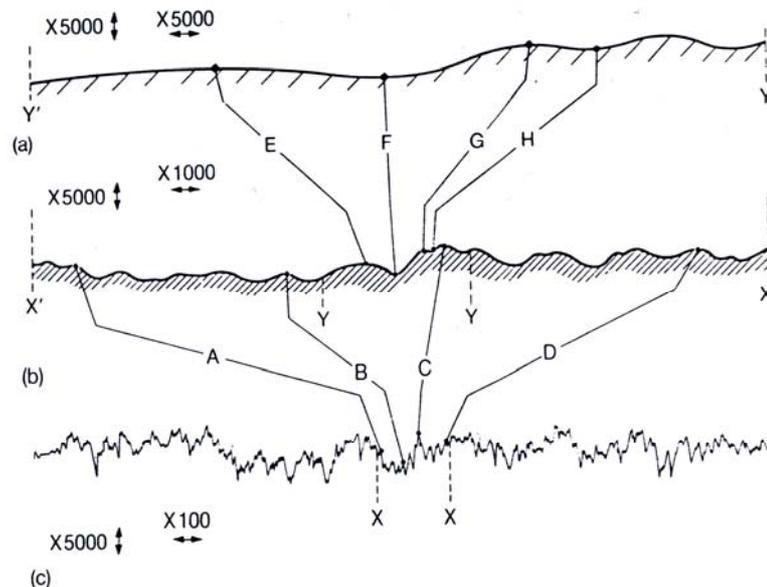


Figura 2.6 – Exemplo da representação de um perfil de rugosidade (HUTCHINGS, 1992).

Os parâmetros de rugosidade existentes são valores numéricos resultantes de definições matemáticas de perfis obtidos diretamente da superfície e por isso são sujeitos a diversos erros de medição e interpretação. Todavia é útil dispor de valores numéricos para comparação e análise de superfícies, seja para resumir diversas informações contidas no perfil ou mesmo para separar e classificar superfícies distintas, geradas por diferentes processos de fabricação (ASM, 1994).

2.3.1 Definição de alguns parâmetros de rugosidade

A rugosidade média, Ra , é definida como a média aritmética dos valores absolutos dos desvios das alturas do perfil, medidas dentro de um comprimento amostral (L_m) a partir de uma linha média (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

Matematicamente este parâmetro pode ser representado pela Equação 2.10 e um exemplo gráfico dessa operação matemática é apresentado na Figura 2.7.

$$Ra = \frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} |Z(x)| dx \quad \text{Eq. 2.10}$$

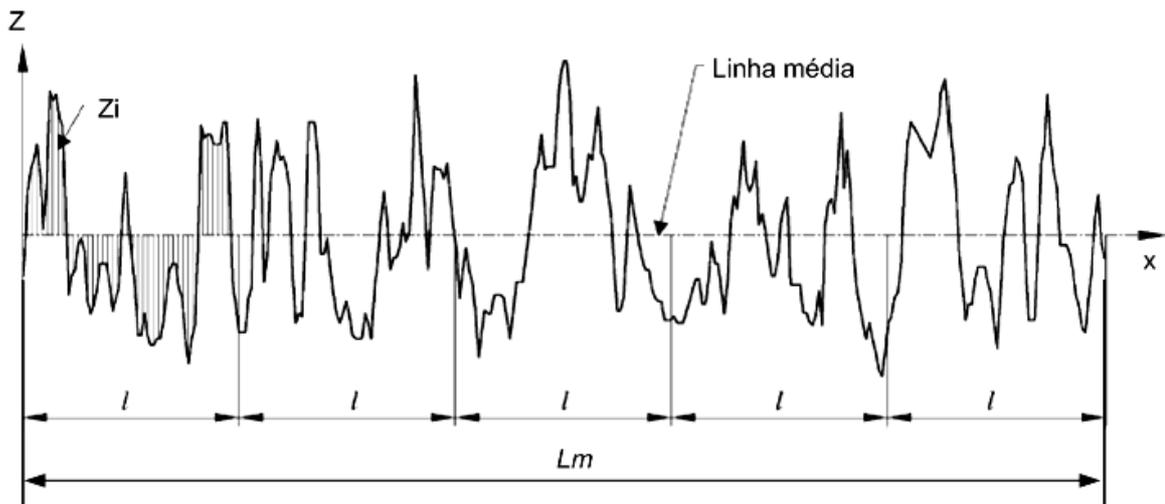


Figura 2.7 – Definição gráfica do parâmetro Ra (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

A rugosidade média é sem dúvida um dos parâmetros mais utilizados industrialmente, pois está disponível desde os instrumentos mais simples até os de última geração, é fácil de definir e medir e descreve muito bem as variações de altura do perfil. No entanto, não fornece nenhuma informação sobre a ondulação e não é sensível a pequenas variações do perfil (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

O parâmetro Rq define a rugosidade quadrática média dos desvios das alturas do perfil dentro de um comprimento amostral (L_m) a partir da linha média. Matematicamente é descrito pela Equação 2.11 (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

$$Rq = \sqrt{\frac{1}{L_m} \int_0^{L_m} |Z^2(x)| dx} \quad \text{Eq. 2.11}$$

Esse parâmetro é mais sensível que o parâmetro Ra às variações de picos e vales do perfil.

Os parâmetros RDa e RDq dizem respeito à inclinação do perfil filtrado da superfície e referem-se à inclinação média e inclinação quadrática média do perfil, respectivamente. Esses parâmetros são particularmente úteis, pois podem ser relacionados diretamente aos seguintes fatores em um processo tribológico (TAYLOR HOBSON, 2000)

- Atrito: quanto maior a inclinação das asperezas da superfície maior o atrito entre os corpos em contato;
- Deformação da superfície: a probabilidade de ocorrer deformação plástica sob carregamento é maior quanto mais agudas forem as asperezas;
- Desgaste: superfícies mais agudas favorecem o aumento da taxa de desgaste;
- Ruído: embora haja muitos fatores que influenciam os níveis de ruído e vibração, esses são proporcionais à inclinação das asperezas e podem ser medidos através do parâmetro RDq . Por exemplo, esferas e rolos de rolamentos que apresentam superfícies com menor inclinação das asperezas geram menor nível de ruído e vibração que aquelas com maior inclinação.

Nas Equações 2.12 e 2.13 são dadas as definições matemáticas dos parâmetros RDa e RDq , respectivamente, e a Figura 2.8 ilustra graficamente como esses parâmetros são obtidos

$$RDa = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{\Delta Z_i}{\Delta X_i} \right| \quad \text{Eq. 2.12}$$

$$RDq = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{\Delta Z_i}{\Delta X_i} \right)^2} \quad \text{Eq. 2.13}$$

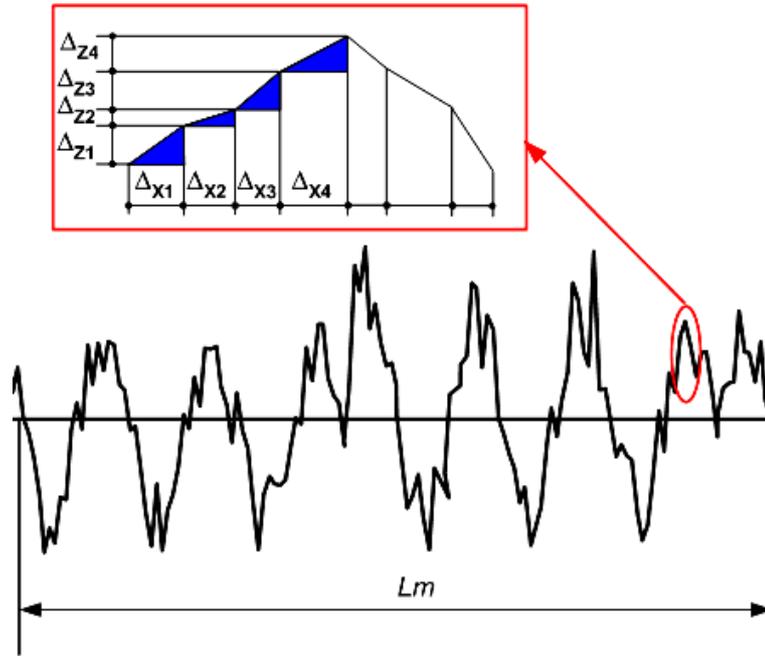


Figura 2.8 – Definição gráfica dos parâmetros RDa e RDq (MUMMERY, 1992).

A contagem de picos, dada pelo parâmetro RPC , é definida como o número de picos locais que interceptam um limite superior e inferior (*band*) pré-estabelecidos à mesma distância da linha média. O número de picos é determinado ao longo do comprimento amostral do perfil (L_m) e o resultado é dado em picos/mm (GADELMAWLA *et al.*, 2002). Conforme pode ser visto na Figura 2.9 o parâmetro RPC é determinado somente para as áreas fechadas do perfil, nas quais o perfil intercepta os limites superior e inferior em no mínimo dois pontos. O perfil mostrado nessa figura possui quatro contagens de picos

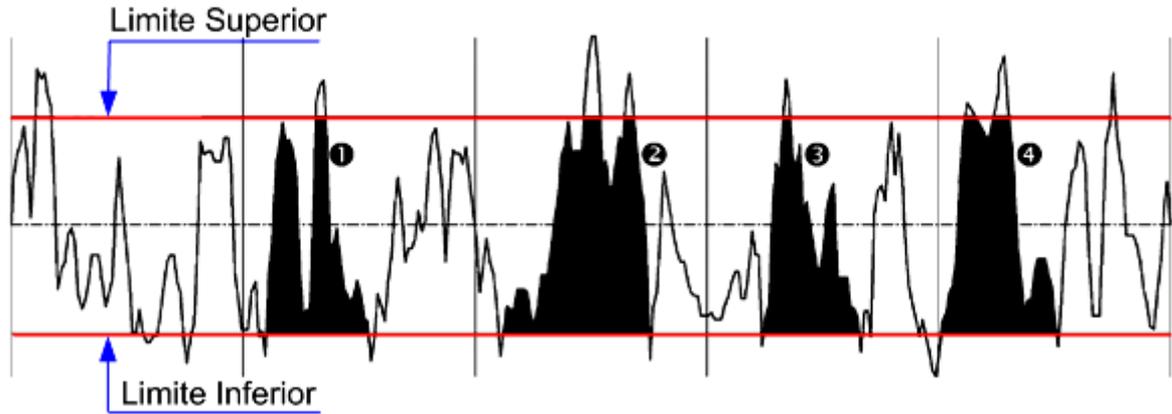


Figura 2.9 – Definição gráfica do parâmetro R_{Pc} (GADELMAWLA *et al.*, 2002).

2.4 Lubrificação em contatos não-conformes

Em alguns sistemas lubrificado, o lubrificante separa completamente as superfícies e não se formam junções entre as asperezas, resultando em uma redução na taxa de desgaste (HUTCHINGS, 1992).

Alguns equipamentos têm sido desenvolvidos para o estudo de fenômenos tribológicos sob condições laboratoriais, sendo que a principal semelhança entre eles está relacionada ao tipo de contato existente entre os elementos do tribosistema, que pode ser do tipo conforme e do tipo não-conforme, como pode ser visto na Figura 2.10.

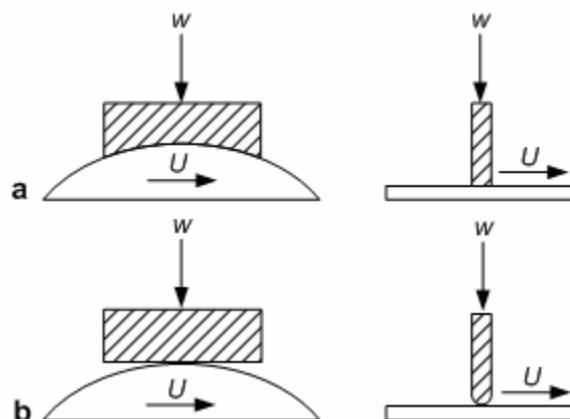


Figura 2.10 - Geometrias do contato. a) conforme; b) não-conforme (HUTCHINGS 1992)

Entende-se por contato conforme aquele no qual a área nominal entre as superfícies representa o tamanho do contato, ao passo que em superfícies com geometria não-conforme o contato ocorre através de um ponto ou de uma linha (HUTCHINGS, 1992).

Quando o contato entre as superfícies é do tipo não-conforme o regime de lubrificação é conhecido como elastohidrodinâmico (EHL), devido à pressão na zona de contato ser muito elevada em função da pequena área disponível para suportar a força aplicada (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001).

Uma das principais diferenças existentes entre o contato Hertziano - elipsoidal - a seco e o contato lubrificado pode ser elucidada com o auxílio da Figura 2.11.

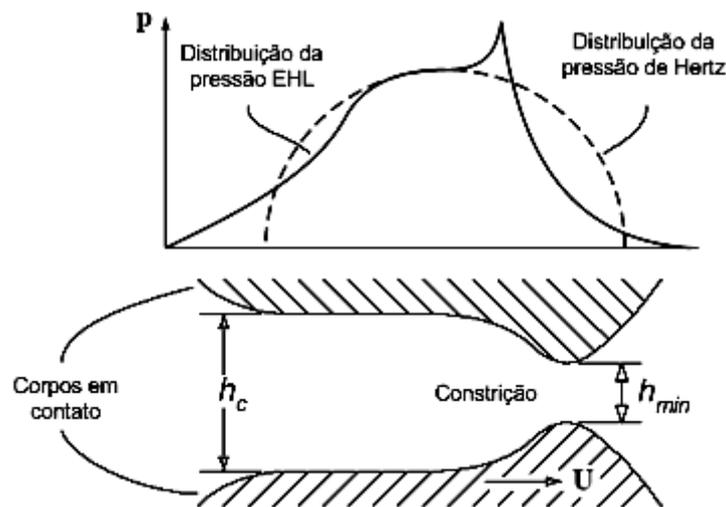


Figura 2.11 – Distribuição da pressão hidrodinâmica em contato não-conforme; h_c é a espessura central do filme e h_{min} a espessura mínima (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001).

Quando os dois corpos em contato, na presença de um fluido lubrificante, iniciam movimento relativo um ao outro, ocorre a formação de um filme hidrodinâmico (HL) que separa as superfícies. No entanto, o efeito combinado do lubrificante e do movimento de rolamento aumenta levemente a área de contato, pois, devido à deformação elástica das superfícies e ao aumento da viscosidade causada pela elevada pressão de contato, as superfícies tornam-se quase planas e paralelas. Conseqüentemente, na entrada a pressão hidrodinâmica é menor do que

a pressão para o contato a seco. Nessa região a espessura do filme lubrificante é caracterizada por uma espessura central, h_c . Na saída, ocorre um decréscimo abrupto da viscosidade e para que o fluxo seja mantido uma constricção é formada, reduzindo a espessura do filme para uma espessura mínima, h_{min} . Essa restrição à saída do lubrificante causa um pico de tensão que, em geral, é bem maior que a pressão máxima de contato.

As espessuras h_c e h_{min} de um filme EHL podem ser calculadas utilizando-se a Equação 2.14 e a Equação 2.15 que foram desenvolvidas na década de 1970 por HAMROCK e DOWNSON¹ *apud* HAMROCK (1994). Essas equações podem ser aplicadas a diversos tipos de contatos não-conformes e podem ser utilizadas para várias combinações de materiais, inclusive aço contra aço, utilizando-se pressões de contato da ordem de 3,0 a 4,0 GPa (HAMROCK, 1994).

$$\frac{h_c}{R'} = 2,69 \left(\frac{U\eta_0}{2E^*R'} \right)^{0,67} (2\alpha E^*)^{0,53} \left(\frac{W}{2E^*R'^2} \right)^{-0,067} (1 - 0,61e^{-0,73k}) \quad \text{Eq. 2.14}$$

$$\frac{h_{min}}{R'} = 3,63 \left(\frac{U\eta_0}{2E^*R'} \right)^{0,68} (2\alpha E^*)^{0,49} \left(\frac{W}{2E^*R'^2} \right)^{-0,073} (1 - e^{-0,68k}) \quad \text{Eq. 2.15}$$

Onde:

h_c é a espessura central do filme lubrificante [m];

h_{min} é a espessura mínima do filme lubrificante [m];

U é a velocidade relativa dos corpos em contato, ou $U = (U_a + U_b/2)$ [m/s];

η_0 é a viscosidade dinâmica do lubrificante na pressão atmosférica [Pas];

E^* é o módulo de elasticidade combinado [Pa];

R' é o raio reduzido de curvatura [m];

α é o coeficiente de viscosidade-pressão [m^2/N];

W é a força normal de contato [N];

k é o parâmetro de elipsidade. $k=1$ para contatos pontuais e $k=\infty$ para contatos lineares.

¹ HAMROCK, B. J., e DOWSON, D. Isothermal Elastohydrodynamic Lubrication of Point Contacts. Part I – Theoretical Formulation. *J. Lubr. Technol.*, vol. 98,(1976). pp. 223-229.

O coeficiente de viscosidade-pressão, α , é o parâmetro de maior influência na formação do filme e nas tensões cisalhantes em um contato-não conforme, pois a viscosidade do óleo lubrificante pode ser elevada em até dez ordens de grandeza dentro da região do contato (HÖGLUNG, 1999).

Alguns valores típicos do coeficiente de viscosidade-pressão encontrados na literatura são apresentados na Tabela 2.2. Neste trabalho adotou-se o valor de $1,50 \times 10^{-8} \text{ m}^2/\text{N}$, que corresponde ao valor do coeficiente viscosidade-pressão de um óleo mineral parafínico a 80 °C.

Tabela 2.2 – Coeficientes viscosidade-pressão para diferentes óleos. Adaptado de HÖGLUNG (1999).

| Lubrificante | Coeficiente viscosidade-pressão, $\alpha \times 10^{-8} \text{ (m}^2/\text{N)}$ | | | |
|-------------------------|---|-------|-------|-------|
| | 20 °C | 40 °C | 60 °C | 80 °C |
| Óleo mineral parafínico | 1,98 | 1,82 | 1,66 | 1,50 |
| Óleo mineral naftênico | 2,65 | 2,34 | 2,00 | 1,64 |
| Poliglicol | 1,87 | 1,60 | 1,32 | 1,05 |
| Polialfaolefina (PAO) | 1,55 | 1,38 | 1,22 | 1,05 |

Embora no regime EHL a espessura mínima do filme, h_{min} , esteja situada entre 0,1 e 1,0 μm (HÖGLUNG, 1999), um método utilizado para se avaliar em qual regime de lubrificação o componente está trabalhando é através da curva de Stribeck, que em 1902 reconheceu que entre duas superfícies deslizantes o regime de lubrificação varia dependendo da carga aplicada, da velocidade relativa, da viscosidade do lubrificante, da geometria do contato e da rugosidade das superfícies em contato (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001). A curva de Stribeck, apresentada na Figura 2.12, relaciona o coeficiente de atrito, μ , com a separação normalizada, λ , das superfícies.

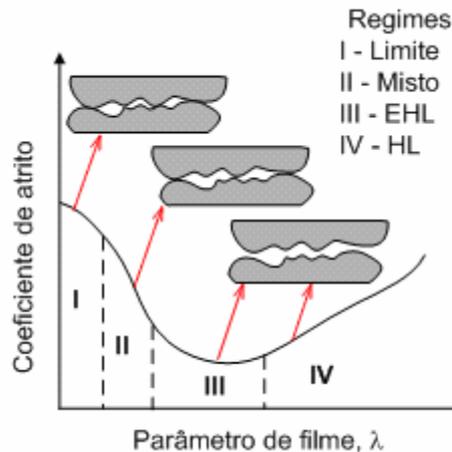


Figura 2.12 – Curva de Stribeck indicando os regimes de lubrificação. Adaptada de (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001)

O parâmetro λ é determinado pela relação entre a espessura mínima do filme lubrificante, h_{min} , e rugosidade composta das superfícies, conforme definido na Equação 2.16.

$$\lambda = \frac{h_{min}}{\sqrt{Rq_a^2 + Rq_b^2}} \quad \text{Eq. 2.16}$$

Onde Rq_a e Rq_b são as rugosidades quadráticas médias das superfícies em contato.

Os regimes de lubrificação podem ser identificados utilizando-se alguns valores característicos do parâmetro λ . HUTCHINGS (1992) considera que as superfícies são completamente separadas por um filme fluido de lubrificante quando $\lambda > 3$. Valores elevados de λ caracterizam o regime de lubrificação hidrodinâmica (HL), que é formado, em geral, durante o contato de superfícies conformes. As pressões desenvolvidas no contato-conforme geralmente não são muito elevadas e as deformações elásticas resultantes podem ser desprezadas (HAMROCK, 1994). Nesse regime a espessura do filme é grande, comparada à altura das asperezas das superfícies, e não há interação entre os corpos, o desgaste é reduzido e limitado a mecanismos associados com a pressão transmitida pelo fluido.

Muitos componentes podem operar com baixos valores de λ . Valores entre $1 < \lambda < 3$ caracterizam o regime de lubrificação denominado misto (ou EHL parcial).

Nesse regime as pressões locais são altas e o filme lubrificante pouco espesso resulta em grandes deformações elásticas que não devem ser negligenciadas (HAMROCK, 1994). Admite-se que ocorrem contatos localizados, pois as alturas das asperezas são da mesma ordem da espessura do filme EHL e rompem o filme promovendo a interação física entre os dois corpos, estabelecendo-se assim condições favoráveis para a ocorrência de desgaste.

Em condições de pressão de contato mais alta ou velocidades mais baixas, as forças hidrodinâmicas são insuficientes para manter um filme fluido de lubrificante separando as superfícies e o valor de λ diminui para valores menores que a unidade, promovendo então o contato direto entre as asperezas e desgaste mais severo nas superfícies (HUTCHINGS, 1992). Valores de $\lambda < 1$ caracterizam o regime de lubrificação limítrofe, ou seja, sem a formação de um filme fluido.

2.5 O desgaste por fadiga de contato de rolamento

De um modo geral, o desgaste por fadiga de contato de rolamento é associado a rolamentos. Essa associação se deve, em parte, às pesquisas conduzidas no século XX pelas indústrias de rolamentos e de aços para rolamentos (NEVES, 2006). Outro motivo para tal associação deve ser porque os elementos que compõem esse tipo de componente executam, em primeira aproximação, movimento de rolamento puro, ou seja, rolam sobre outra superfície sem deslizar. No entanto, esses não são os únicos componentes sujeitos a fadiga de contato de rolamento, engrenagens, rodas e trilhos ferroviários, cilindros de laminação e vários outros componentes estão sujeitos a essa forma de desgaste (NEVES, 2006).

Algumas características observadas na fadiga de contato de rolamento - doravante denominada simplesmente fadiga de contato – onde os esforços aplicados são distribuídos em áreas muito pequenas comparadas às dimensões dos corpos em contato, são muito similares àquelas observadas na fadiga dita estrutural, onde os esforços são distribuídos em um grande volume de material. RABINOWICZ (1965) assinala algumas dessas similaridades:

- A primeira delas diz respeito ao princípio geral de um processo de fadiga, ou seja, a aplicação de tensões cíclicas que, em ambos os casos, podem causar a falha do componente por fratura;
- A vida do componente varia inversamente com a tensão aplicada;
- Os dois fenômenos, fadiga de contato e fadiga estrutural, apresentam grandes dispersões estatísticas na durabilidade dos componentes.

No entanto, RABINOWICZ (1965) também destaca algumas diferenças observadas entre os dois casos de fadiga:

- Na fadiga de contato as dispersões são bem maiores, podendo variar por um fator maior que 100, contra um fator de 10 para o caso da fadiga convencional;
- Na fadiga estrutural usualmente existe um limite de tensão para o qual o componente atinge vida infinita. Tal limite não existe para fadiga de contato, ou seja, por menor que seja a tensão aplicada o componente inevitavelmente irá falhar após um determinado número de ciclos.

Os primeiros sinais evidentes do desgaste por fadiga de contato incluem: *i)* aumento progressivo de ruído; *ii)* superaquecimento; *iii)* vibração e *iv)* aumento do número de partículas no óleo lubrificante (ASM, 1992).

Existem vários tipos de danos associados à fadiga de contato (ASM, 1992), no entanto, no contexto do presente trabalho apenas dois serão abordados: *i)* *pitting* e *ii)* lascamento.

O *pitting* aparece na forma de crateras pouco profundas na superfície de contato, tipicamente com profundidades de aproximadamente 10 μm . Já o lascamento, que é um dano mais severo, aparece na forma de cavidades profundas com profundidades entre 20 e 100 μm (DING e RIEGER, 2003). Uma representação esquemática desses danos é apresentada na Figura 2.13.

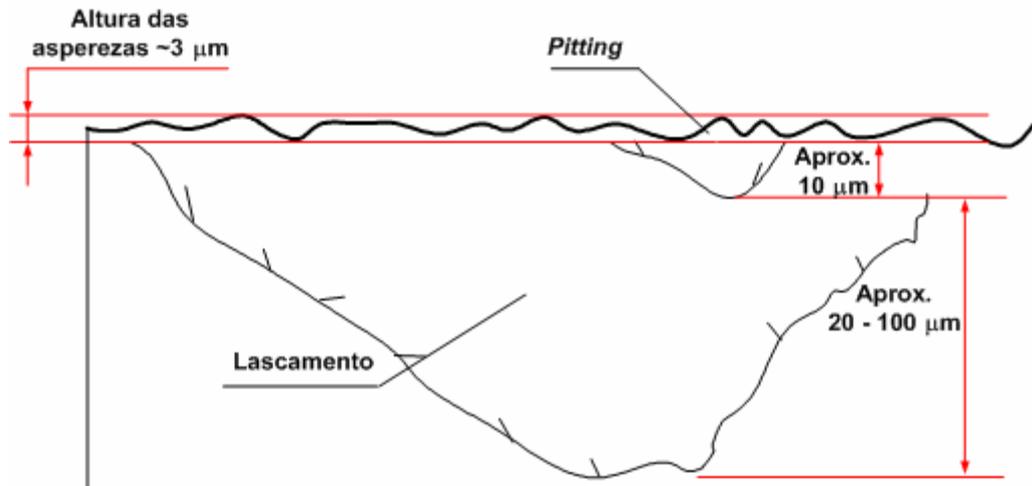


Figura 2.13 – Representação esquemática do *pitting* e do lascamento (DING e RIEGER, 2003)

Convém destacar que a classificação encontrada para os danos em fadiga de contato muitas vezes é dúbia. Por exemplo, esses termos, *pitting* e lascamento, não possuem definições comuns na literatura. Algumas utilizam esses termos indiscriminadamente e em outras, são utilizados para designar diferentes solicitações na superfície de contato (ASM, 2002).

Quando perfeitamente desenvolvidas, as cavidades existem em profundidades compatíveis àquelas onde ocorre a máxima tensão cisalhante. Um lascamento não resulta do alargamento gradual de uma pequena cavidade, mas da propagação de uma trinca subsuperficial de fadiga. (ASM, 1996).

Nos estágios iniciais, o desgaste por fadiga de contato é de difícil detecção, pois os defeitos precursores podem estar abaixo da superfície de contato, pois é de se esperar que discontinuidades existentes na matriz do material (e.g. inclusões), interajam com o campo de tensões subsuperficiais favorecendo a deformação plástica localizada e atuem como pontos preferenciais para a nucleação de trincas.

Sabe-se que um fator de grande influência no processo de desgaste envolvendo superfícies não-conformes é o modo como estão distribuídas as tensões desenvolvidas no contato (ASM, 2002). Na Figura 2.14 pode-se observar que, na

condição de rolamento puro, a τ_{\max} , está localizada abaixo da superfície. Para o caso de deslizamento puro, a τ_{\max} ocorre na superfície de contato. A soma dessas componentes de rolamento e deslizamento, ou em outras palavras, em sistemas onde ocorrem movimentos combinados de rolamento/deslizamento, a posição da τ_{\max} dependerá do atrito de deslizamento, resultando em uma tensão de cisalhamento maior e mais próxima a superfície quando comparada à condição de rolamento puro (ASM, 2002).

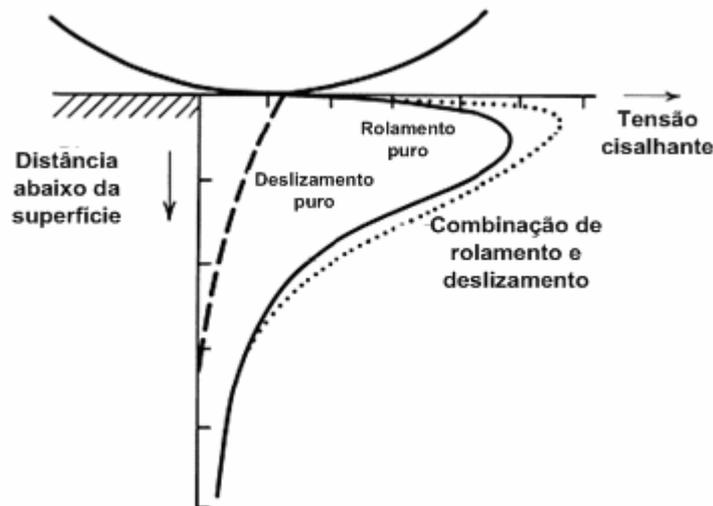


Figura 2.14 – Distribuição das tensões no contato entre superfícies devido ao rolamento, deslizamento e a combinação destes (ASM, 2002).

Embora no contato de rolamento as tensões críticas estejam localizadas abaixo da superfície, a origem das falhas por fadiga de contato não está restrita a subsuperfície, ou seja, as trincas também podem ser originadas na superfície de contato.

A distinção entre esses dois modos de falha, superficial e subsuperficial, originou os dois principais modelos que descrevem a formação de danos em fadiga de contato.

O modelo clássico assume a formação de trincas subsuperficiais, pois, segundo RABINOWICZ (1965), a ocorrência dessas trincas está relacionada ao fato de o ponto de máxima tensão cisalhante e, portanto, o ponto de máxima tendência ao escoamento plástico, estar localizado abaixo da superfície. Por essa razão a qualidade metalúrgica dos aços no que tange a natureza, tamanho e distribuição das

inclusões, sempre foi uma preocupação dos fabricantes de rolamentos (QING *et al.*, 1991; AUCLAIR *et al.*, 1998; LORMAND *et al.*, 1998; BRUNETTI *et al.*, 2004; NEVES, 2006).

QING *et al.* (1991) propuseram uma classificação do tamanho das inclusões com base no desempenho de um aço GCr15 (similar ao SAE 52100) submetido a ensaios de fadiga de contato. O aço foi produzido por desgaseificação a vácuo em forno elétrico a arco. Tal processo propiciou a redução do tamanho das inclusões, sendo que mais de 50% delas ocorreram com tamanhos menores que 2 μm . A preocupação desses pesquisadores foi com a variação dos tamanhos encontrados dentro da classificação proposta, que é a seguinte:

- *Inclusões submicrométricas*: inclusões com tamanhos menores que 3 μm . Nessa classe, a variação de tamanho afeta sobremaneira o desempenho do aço estudado quanto à fadiga de contato.
- *Microinclusões*: inclusões com tamanhos entre 3 e 15 μm . Para essa faixa de tamanho, as tensões de contato variam proporcionalmente com o tamanho das inclusões, portanto conhecendo-se os esforços do sistema, pode-se aplicar um “padrão” aos materiais de modo a maximizar a vida em fadiga de contato.
- *Macroinclusões*: inclusões maiores que 15 μm . Nessa faixa de tamanho, qualquer variação contribui de forma pouco significativa para a vida em fadiga de contato.

Deve-se salientar que a classificação com base nos tamanhos das inclusões proposta por QING *et al.* (1991) está relacionada à quantidade destas na matriz do aço. Desse modo, o fato das macroinclusões terem pouca significância no desgaste por fadiga de contato é justificada pela pequena quantidade observada por esses pesquisadores nessa faixa de tamanho.

A classificação dos tamanhos das inclusões sugerida por QING *et al.* (1991) foi baseada em uma proposição estatística que relaciona o tamanho das inclusões com a amplitude da tensão cisalhante e com o tempo – número de ciclos de tensão – necessário para a nucleação das trincas. Verificou-se que trincas foram iniciadas em

todas as inclusões situadas no campo da tensão cisalhante, no entanto, o menor tamanho para o qual foram observadas trincas foi de 2 μm , sendo este tamanho definido como crítico para a iniciação de trincas sob as condições estudadas. Desse modo, esses pesquisadores estabeleceram que a amplitude da tensão cisalhante é função do tamanho crítico da inclusão e do tempo para a iniciação da trinca. A equação que relaciona essas três variáveis, bem como as curvas experimentais obtidas por QING *et al.* (1991) é apresentada na Figura 2.15.

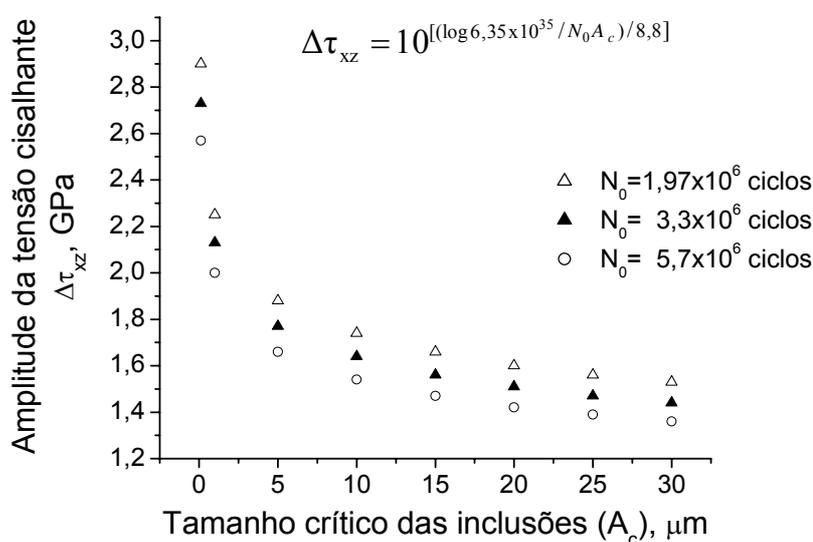


Figura 2.15 – Relação existente tensão cisalhante, tamanho das inclusões e número de ciclos para iniciação da trinca (adaptado de QING *et al.*, 1991).

No entanto, apesar de o método proposto por QING *et al.* (1991) se mostrar conveniente, recomenda-se cautela na utilização desse modelo, pois a equação é empírica, baseada exclusivamente em resultados experimentais e pode ser que as respostas do material para um dado nível de tensões – carga aplicada – sejam bem diferentes daquelas encontradas nas condições estudadas por esses autores.

Baseados no trabalho de QING *et al.* (1991), BRUNETTI *et al.* (2004) analisaram o nível de inclusões em aços SAE 52100, sendo um deles produzido por um fabricante nacional e o outro produzido por um fornecedor europeu. O estudo conduzido por esses pesquisadores era parte de um projeto de nacionalização, que visava à produção de aços com qualidade para atender solicitações de alto

desempenho em fadiga de contato. Constatou-se que o aço nacional analisado apresentou um grande número de inclusões menores que 4 μm e a maior frequência de inclusões ocorreu em tamanhos menores que 1 μm . Esse é um dado importante, pois, segundo a classificação proposta QING *et al.* (1991), a variação nessa faixa de tamanho tem uma grande influência na tensão ou no tempo de vida de componentes sujeitos à fadiga de contato.

BRUNETTI *et al.* (2004) encontraram que a frequência de inclusões maiores que 1 μm no aço europeu foi maior que a verificada no aço nacional. No entanto, a frequência das inclusões para o aço europeu foi mais homogênea, sendo que a maior parcela teve o seu tamanho entre 1 μm e 6 μm , enquanto que para o aço nacional mais de 85% das inclusões tiveram tamanhos menores que 1 μm . No entanto, ressalta-se que o aço europeu apresentou um número de inclusões cinco vezes menor que o encontrado no aço de procedência nacional. Segundo esses pesquisadores mesmo com essas diferenças o aço nacional, em comparação com os materiais encontrados no mercado, mostrou que os processos de refino que estão sendo aplicados atualmente pela indústria nacional são capazes de atingir a qualidade metalúrgica dos aços fabricados para alto desempenho em fadiga de contato.

Atualmente com o avanço das técnicas de produção e refino, aços têm sido produzidos com baixíssimo nível de inclusões (ASM, 1996) e o aumento das solicitações mecânicas em componentes sujeitos ao desgaste por fadiga de contato têm alterado o modo de falha da subsuperfície para a superfície de contato (DOMMARCO *et al.*, 2006)

Nesse modelo, onde as falhas têm origem na superfície, marcas de usinagem, rugosidade excessiva e indentações produzidas na trilha de desgaste propositalmente ou por partículas de desgaste, são os concentradores de tensão que contribuem para a formação de trincas que, conseqüentemente, causam a falha do componente.

O contato envolvendo superfícies perfeitamente lisas na realidade não existe e é uma suposição oriunda da teoria do contato elástico de Hertz. Essa simplificação

permite assumir que o contato ocorre através da área nominal de contato e reduz a dificuldade no cálculo das tensões de contato. No entanto, no contato envolvendo superfícies rugosas, o contato ocorre pelas asperezas mais protuberantes das superfícies, resultando em deformações plásticas localizadas devido ao aumento localizado das tensões de contato em função da menor área disponível para suportar o carregamento (STACHOWIAK e BATCHELOR, 2001).

KIM e OLVER (1998) realizaram simulações computacionais para verificar a influência da rugosidade na distribuição das tensões no contato de dois cilindros em condições de rolamento/deslizamento a seco. O modelo utilizado por esses pesquisadores assumiu propriedades elásticas típicas de aços para os dois corpos e uma pressão de 0,83 GPa foi utilizada. Para a realização das simulações foram consideradas duas condições de contato distintas, sendo uma o contato entre dois corpos idealmente lisos e a outra o contato entre um corpo idealmente liso contra outro com determinado nível de rugosidade. Para o contato “rugoso” há uma maior concentração de tensões próximas à superfície até uma distância de 2 μm e a magnitude das tensões é muito maior do que para o contato entre superfícies lisas. Embora a abordagem do trabalho de KIM e OLVER (1998) não tenha sido mostrar a origem da falha, os resultados obtidos são indício que as tensões localizadas muito próximas à superfície contribuirão para a origem de falhas superficiais.

HÖHN *et al.* (2006) do *Forschungsstelle für Zahnräder und Getriebebau*² verificaram experimentalmente em equipamento disco-contra-disco a distribuição das tensões geradas em contatos lubrificadas envolvendo superfícies de aço em condições de contato “rugoso”. Nesse estudo superfícies com diferentes níveis de rugosidade foram produzidas por retificação e por ataque químico, resultando em rugosidade médias de 0,82 e 0,38 μm , respectivamente. Na configuração experimental utilizada por esses pesquisadores apenas um dos discos tinha a rugosidade elevada; o outro tinha a superfície polida na qual foi acoplado um sensor de pressão responsável pelo levantamento do perfil da distribuição da pressão de

² Centro de pesquisas em engrenagens da Universidade Tecnológica de Munique. As iniciais FZG nomeiam o equipamento para ensaios de fadiga de contato em engrenagens.

contato. Os ensaios foram realizados em condições de rolamento puro e utilizando três cargas distintas. Esses autores constataram que para o contato entre dois discos polidos a variação da pressão máxima de contato foi de aproximadamente 2% do valor nominal da pressão de contato, enquanto que para o contato “rugoso” essa variação atingiu até 30% do valor nominal da pressão de contato.

Embora existam algumas diferenças fundamentais entre o trabalho de KIM e OLVER (1998) e HÖHN *et al.* (2006), por exemplo, o fato do primeiro se tratar de uma simulação, os resultados obtidos por esses pesquisadores são congruentes e mostraram que a variação da rugosidade afeta a distribuição das tensões na superfície, o que pode contribuir para o modo de falha superficial.

De um modo geral, os ensaios que se prestam à determinação da durabilidade dos materiais, especialmente os materiais metálicos, demandam muito tempo e alguns artifícios vêm sendo utilizados por vários pesquisadores (BASTIAS *et al.*, 1994; DOMMARCO *et al.*, 1998; MAGALHÃES *et al.*, 2000; DOMMARCO e SALVANDE, 2003; MAGALHÃES e SEABRA, 2000; DOMMARCO *et al.*, 2006) para acelerar o processo de nucleação das trincas e estudar de forma sistemática o processo de desgaste. Dentre esses, a introdução de impressões de dureza na trilha de desgaste vem sendo utilizada intensivamente. Condições experimentais que produzem regime de lubrificação limite (*e.g.* rugosidade elevada e baixa viscosidade do lubrificante) e altas pressões de contato também são utilizadas com o mesmo propósito.

BASTIAS *et al.*, (1994) estudaram a influência de impressões de dureza na trilha de desgaste de um aço inoxidável 440C. Primeiramente esses pesquisadores realizaram simulações em elementos finitos para verificar a distribuição das tensões ao redor da impressão de dureza e posteriormente ensaios de fadiga de contato foram conduzidos em equipamento esfera-contra-cilindro para acompanhar o processo de nucleação e crescimento das trincas. Esses autores encontraram que a distribuição da pressão de contato não é uniforme ao redor de toda a impressão de dureza, mas existe uma concentração de tensões localizada nas laterais da impressão, conforme pode ser visto na Figura 2.16. A concentração de tensões

localizadas contribui para a nucleação antecipada das trincas durante os ensaios de fadiga de contato.

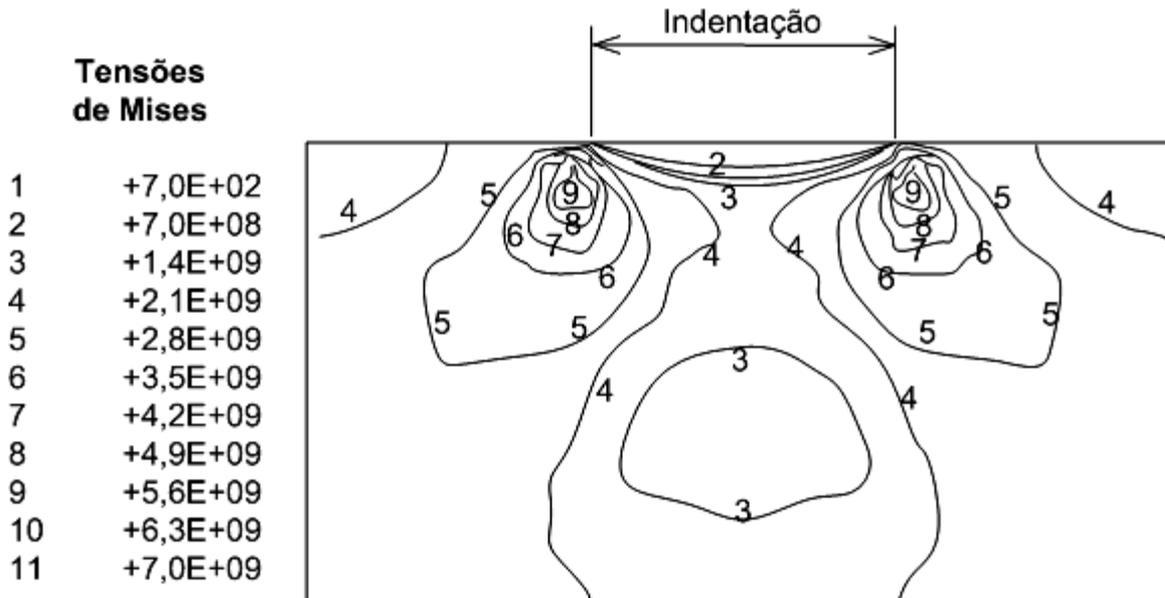


Figura 2.16 – Tensões de Von Mises ao redor de uma impressão de dureza produzida na trilha de desgaste (BASTIAS *et al.*, 1994).

De acordo com BASTIAS *et al.* (1994) o acabamento superficial afeta de modo significativo as etapas de nucleação e propagação das trincas, bem como a vida total do componente. A etapa de nucleação é influenciada pela presença de defeitos artificiais, mas tais defeitos parecem não exercer nenhum tipo de efeito na etapa de propagação, o que significa que esses defeitos não têm influência na etapa de crescimento das trincas depois que estas já foram nucleadas.

O efeito da rugosidade também foi avaliado por esses pesquisadores. Quando ensaios foram realizados em condições de contato “rugoso” verificou-se que tanto a etapa de nucleação bem como a vida total foi reduzida por mais de uma ordem de grandeza quando comparada à nucleação em ensaios conduzidos com superfícies polidas. Esses resultados indicam que para superfícies com rugosidade elevada ou que apresentam outros tipos de defeitos, a etapa de nucleação das trincas será favorecida, pois mais pontos concentradores de tensões são disponíveis para facilitar a nucleação e a etapa de propagação irá dominar o processo e reduzir a vida em fadiga de contato. Por outro lado se as superfícies são isentas de defeitos,

pode-se esperar que a nucleação seja dificultada e a vida em fadiga de contato seja maior.

A extensão do trabalho de BASTIAS *et al.* (1994) ocorreu com DOMMARCO *et al.* (2006) que estudaram o efeito da formação de bordas ao redor de impressões de dureza no processo de desgaste por fadiga de contato de diferentes materiais, inclusive em FFNA.

A concentração de tensões nas laterais de defeitos artificiais introduzidos na trilha de desgaste já havia sido considerada por BASTIAS *et al.* (1994) mas DOMMARCO *et al.* (2006) propuseram um modelo físico para explicar a origem da falha ao redor de tais defeitos.

Segundo o modelo proposto por esses autores o carregamento cíclico de rolamento pode produzir um pequeno fluxo (plástico) de material na direção de rolamento dentro da trilha de desgaste. À medida que o defeito artificial presente na trilha de desgaste vai sendo solicitado mecanicamente devido aos ciclos de carregamento, as bordas ao redor da impressão vão sendo progressivamente deformadas até desaparecerem completamente, mas a severidade da deformação plástica varia conforme a região considerada ao redor da impressão. Por exemplo, considerando a Figura 2.17 pode-se notar que na região I a borda é deformada na direção de rolamento e forçada para dentro da cavidade da impressão. Na região II a borda também é deslocada para frente, no entanto, nessa região não existe mais a cavidade para facilitar a deformação do material, resultando em uma deformação plástica mais severa favorecendo a nucleação de trincas próximas a essa região.

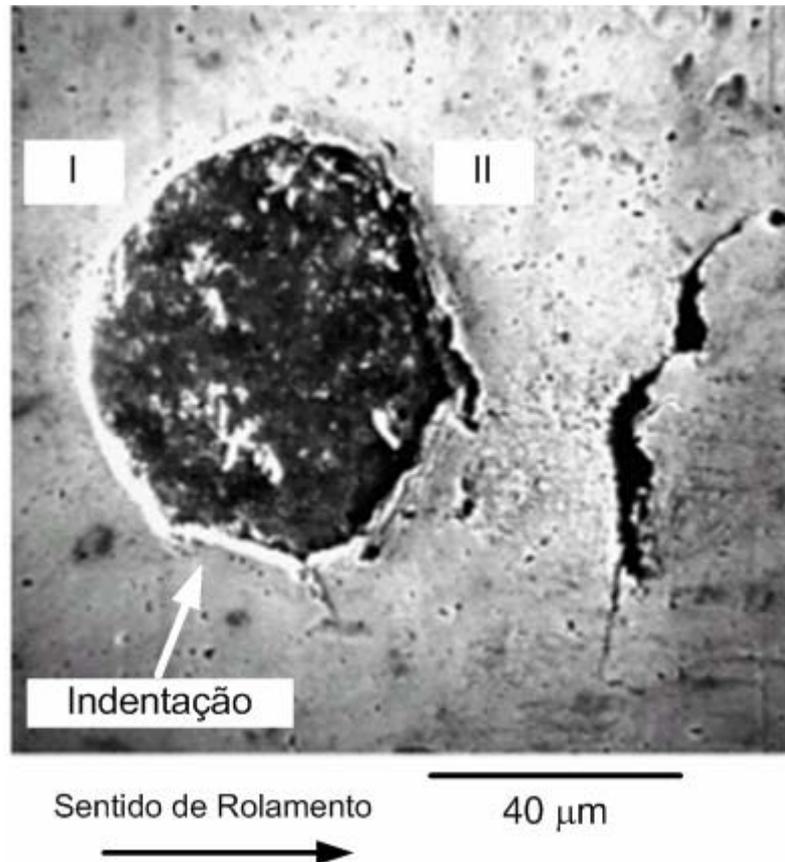


Figura 2.17 – Trinca nucleada à frente de uma impressão de dureza produzida na trilha de desgaste de um aço SAE 52100 temperado (DOMMARCO *et al.*, 2006).

Ainda segundo DOMMARCO *et al.* (2006) outra justificativa para a nucleação das trincas na região II é que o estado de tensões a que está submetida a cavidade da impressão depende do fluxo de material na direção de rolamento: a região I estará submetida à tensões compressivas, enquanto que o ponto equivalente na região II estará sob tração. Portanto, a nucleação da trinca é devida à deformação plástica ao redor da impressão e a presença de bordas de impressão aumenta a quantidade de material que precisa ser acomodada pelos ciclos de deformação, reduzindo o tempo necessário para alcançar uma deformação crítica para nuclear a trinca.

A presença de defeitos artificiais na trilha de desgaste reduz a vida por um fator que depende da dureza da matriz e do tipo de material ensaiado. Por exemplo, DOMMARCO *et al.* (2006) encontraram para aços temperados um fator de redução na vida em fadiga de contato de 1,6, enquanto que, para aços carbonitretados o

fator de redução foi maior do que 3. Esses resultados estão de acordo com os obtidos por BASTIAS *et al.* (1994) que também verificaram um decréscimo na vida em fadiga de contato em ensaios realizados utilizando defeitos artificiais. Além desses, DOMMARCO e SALVANDE (2003) mostraram que de um total de 72 defeitos artificiais produzidos na trilha de desgaste, aproximadamente 23% deles apresentaram trincas quando o material ensaiado foi um aço SAE 4140 temperado e revenido, enquanto que, apenas 6% desses defeitos apresentaram trincas quando os ensaios foram realizados com o FFNA. Segundo DOMMARCO *et al.* (1998) o FFNA parece ser insensível à presença de defeitos artificiais e esses não têm efeito significativo na resistência à fadiga de contato desse material.

2.6 Desgaste por fadiga de contato no FFNA

2.6.1 Mecanismos de desgaste

O estudo da fadiga de contato nos FFNAs tem sido alvo recente de pesquisas, devido às características e propriedades mecânicas que esse material apresenta. No entanto, apesar das possíveis indicações de aplicação para o FFNA em componentes sujeitos à fadiga de contato, alguns trabalhos têm mostrado a influência dos nódulos de grafita como concentradores de tensão. (DOMMARCO *et al.*, 1998; MAGALHÃES *et al.*, 2000; HATATE *et al.*, 2001; LEITE, 2005).

Como dito anteriormente, o desgaste por fadiga de contato é composto por duas etapas distintas: nucleação e propagação das trincas. A nucleação das trincas é fortemente influenciada pela presença de defeitos que possam atuar como concentradores de tensão. No caso do FFNA os nódulos atuam como pontos preferenciais para a nucleação de trincas, pois podem ser considerados como concentradores “naturais” de tensão, já que se apresentam como descontinuidades na matriz do material (DOMMARCO *et al.*, 1998).

Como a distribuição da grafita é quase uniforme no ferro fundido nodular, torna-se inevitável que as superfícies possuam esses nódulos e que alguns estejam localizados abaixo da superfície, muitos desses, situados na região onde se

desenvolve a máxima tensão cisalhante, justamente onde sempre ocorre o surgimento de trincas (MAGALHÃES *et al.*, 2000).

DOMMARCO *et al.* (1998) mostraram que durante a etapa de propagação o caminho das trincas é fortemente influenciado pela presença dos nódulos, que fazem com que haja uma mudança contínua da direção da trinca principal. Desse modo, muitos nódulos serão conectados pela trinca antes que uma partícula seja arrancada da superfície. Além disso, as trincas passam através dos nódulos, Figura 2.18, podendo alterar sua direção ou apenas contorná-los ou também se multiplicar, originando várias microtrincas que se propagam em direções diferentes (MAGALHÃES *et al.*, 2000).

À medida que a trinca se propaga induz a nucleação de novas trincas nos nódulos adjacentes como resultado da tensão induzida pela ponta da trinca. Esse mecanismo alivia a tensão na ponta da trinca principal, fazendo que uma quantidade extra de energia seja necessária para a continuação da propagação (DOMMARCO *et al.*, 1998).

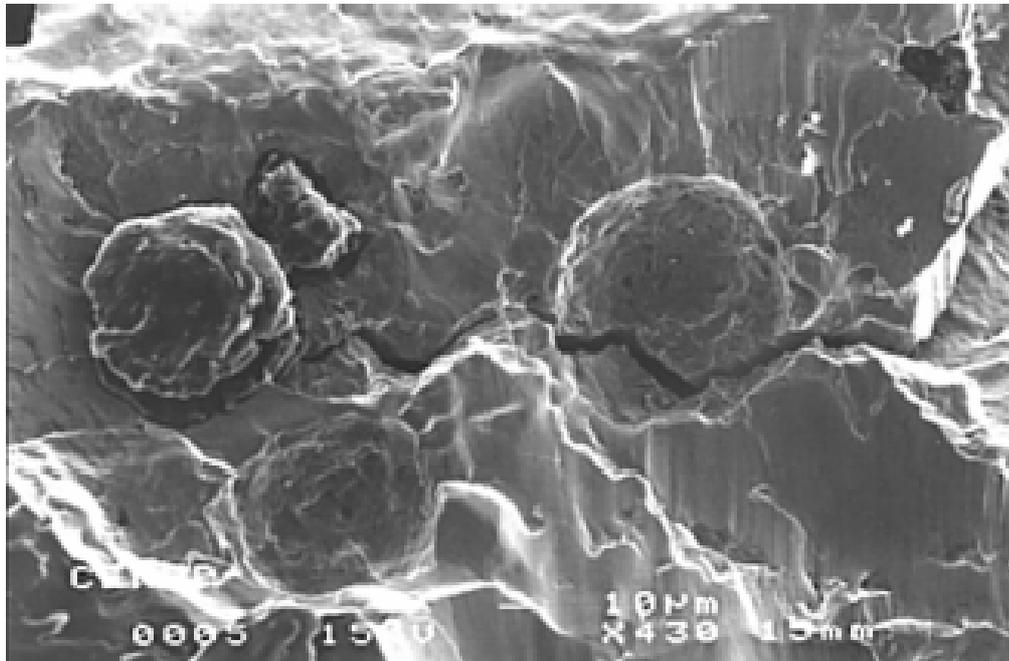


Figura 2.18 – Detalhe da propagação de microtrincas encontradas em uma partícula lascada. (MAGALHÃES *et al.*, 2000).

Os nódulos não são esferas perfeitas e apresentam bordas e superfícies com muitas irregularidades que contribuem para o aumento localizado das tensões e que favorecem a nucleação das trincas. GRENO *et al.* (1999) encontraram que o fator intensificador de tensões para pequenas trincas ao redor do nódulo é cerca de dez vezes maior do que o encontrado para a trinca principal. O resultado prático disso é que as novas trincas que são nucleadas se propagam em direção à trinca principal, ou seja, a propagação da trinca principal é devida, em parte, a propagação dessas pequenas trincas que eventualmente coalescem com a trinca principal, que continua a propagar em sua direção normal até atingir um novo nódulo. É importante levar em consideração que vários nódulos podem estar envolvidos no processo de propagação das trincas, dessa maneira, a taxa de propagação média é afetada pelo tamanho, forma e distribuição dos nódulos de grafita. Além disso, quando as pequenas trincas se propagam simultaneamente com a trinca principal, a energia elástica disponível para a propagação da trinca principal é reduzida, principalmente pela criação de uma grande superfície trincada, o que reduz a taxa geral de propagação (GRENO *et al.*, 1999).

A Figura 2.19a mostra um lascamento desenvolvido na superfície de desgaste de um FFNA, onde se observa a propagação da trinca através dos nódulos. Esse modo de propagação encontrado no FFNA produz um lascamento com forma bastante irregular, conforme pode ser visto na Figura 2.19b.

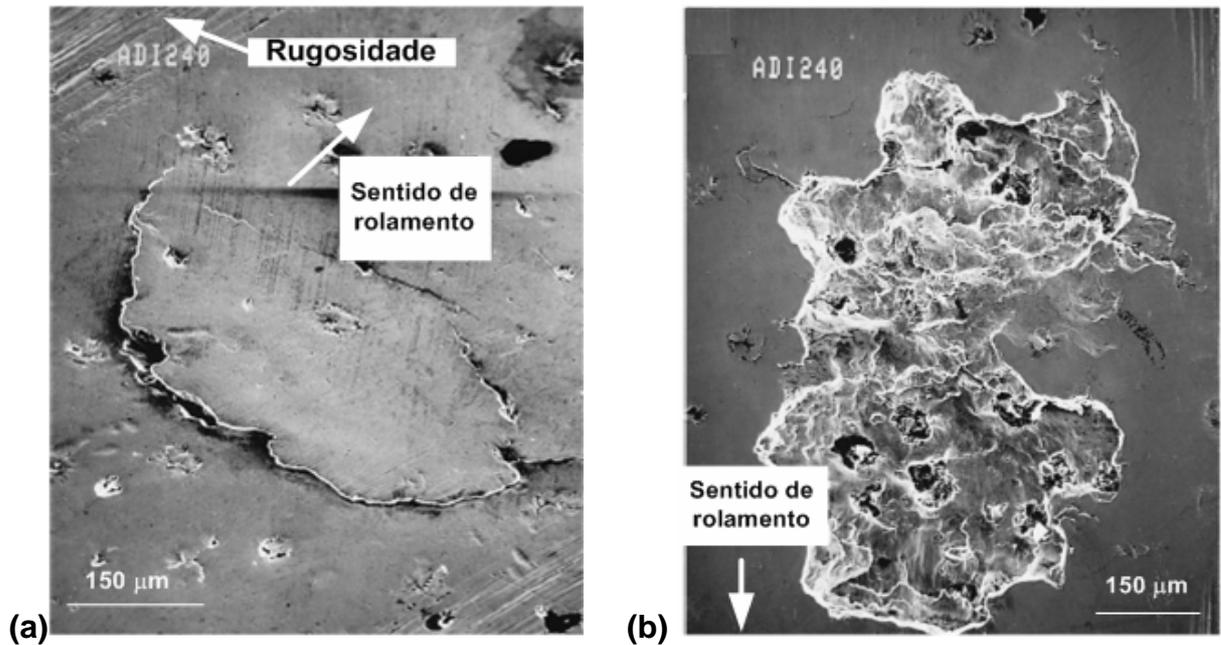


Figura 2.19 – Aparência da superfície de desgaste do FFNA. (a) conexão dos nódulos pela trinca e (b) aspecto irregular do lascamento (DOMMARCO *et al.*, 1998).

Embora o efeito concentrador de tensões gerado pelos nódulos de grafita no FFNA seja considerável, HATATE *et al.* (2001), sob condições lubrificadas e não lubrificadas, verificaram que a fratura nos ferros fundidos cinzentos tem início nos veios da grafita, enquanto que no FFNA a fratura ocorre predominantemente a partir da matriz. Esse efeito se deve principalmente a maior concentração de tensões nos ferros fundidos cinzentos devido à forma lamelar da grafita. Isso facilita a nucleação e a conexão das trincas, o que resulta no lascamento de pequenas partículas. Efeito semelhante foi observado por NEVES (2006) que verificou que a taxa de nucleação de trincas no ferro cinzento é bem superior àquela encontrada para ferros nodulares.

Já MAGALHÃES *et al.* (2000) consideram que os nódulos que estão sob a superfície sofrem trincamento logo nos estágios iniciais do contato, Figura 2.20a. O fluido lubrificante penetra nessas trincas e a pressão gerada pelo fluido na cavidade do nódulo expulsa a grafita, resultando num furo com paredes cônicas, como pode ser visto na 2.20b. O aspecto cônico desses furos sugere que a partícula de desgaste é removida do interior para o exterior, provavelmente devido à pressão exercida pelo lubrificante. Esses furos se iniciam por uma única trinca que se propaga entre a superfície e um nódulo próximo, seguido da ruptura completa.

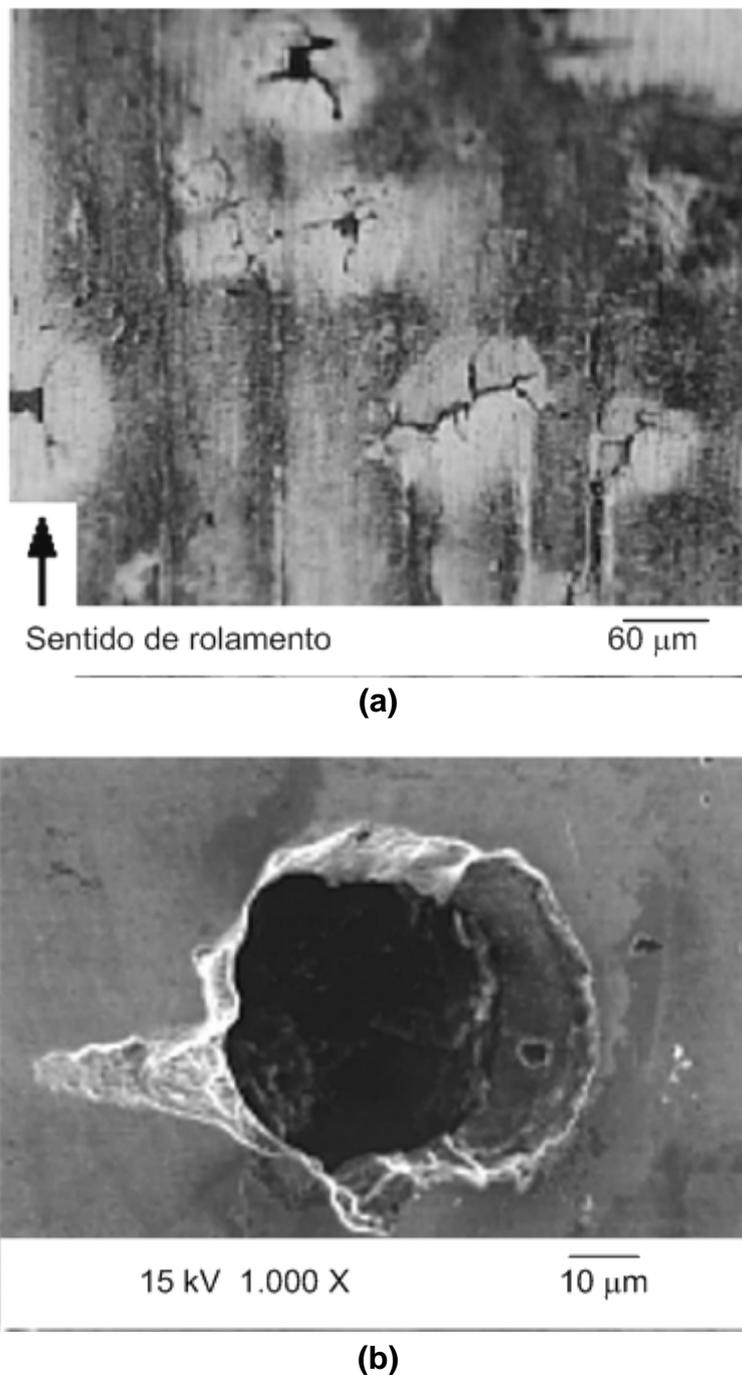


Figura 2.20 – (a) Trincamento de nódulos subsuperficiais e (b) aspecto cônico das paredes do furo gerado pela expulsão da grafita (MAGALHÃES *et al.*, 2000).

Também em ensaios lubrificados LEITE (2005) mostrou que os nódulos superficiais são removidos e o material remanescente ao redor do vazio do nódulo é deformado na direção do centro do vazio. Segundo ele, as partículas deformadas

podem se romper a partir da borda do vazio e se tornar um terceiro corpo no sistema, intensificando o processo de desgaste.

MAGALHÃES *et al.* (2000) sugeriram um modelo físico que relaciona a posição dos nódulos com os mecanismos de nucleação e propagação das trincas. Esse modelo é apresentado na Figura 2.21.

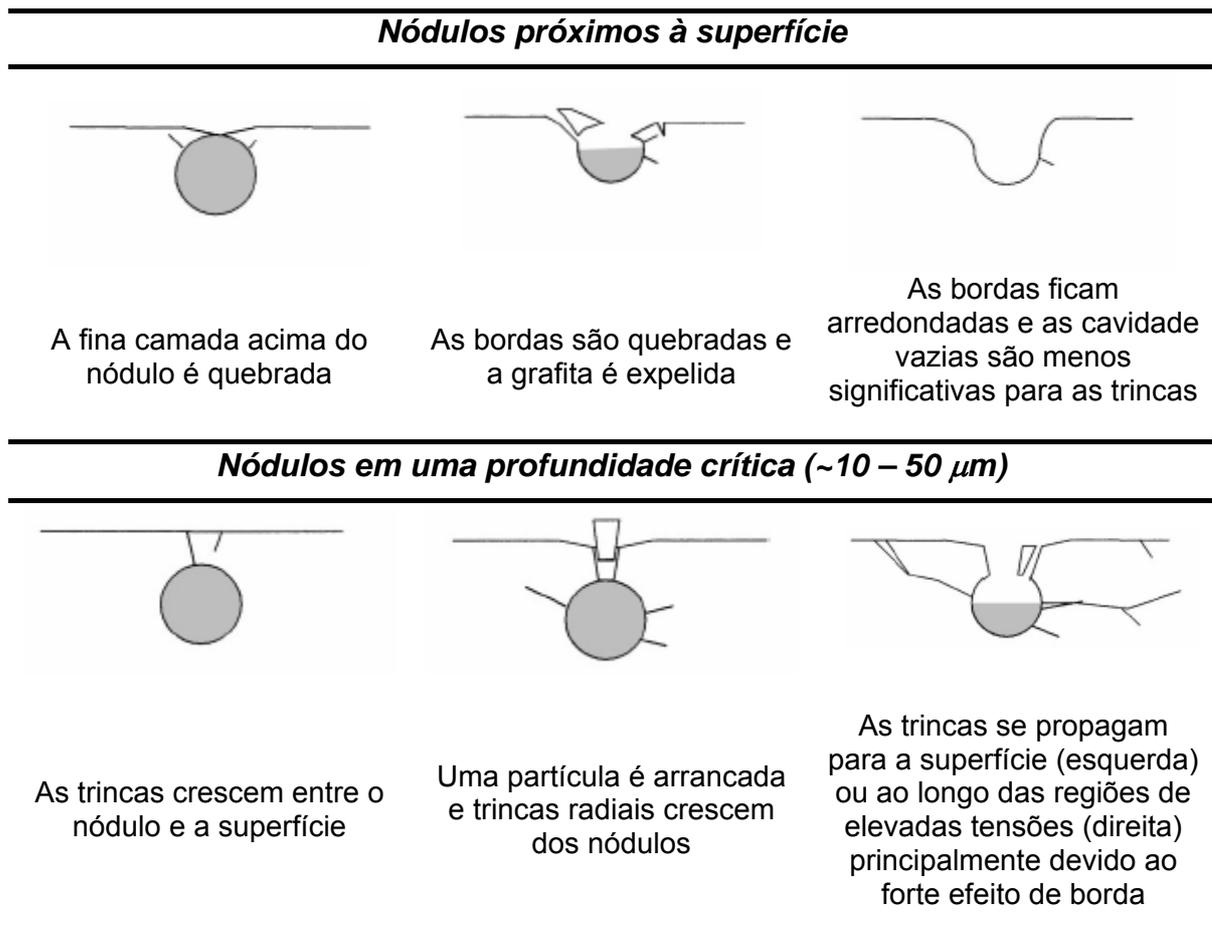


Figura 2.21 – Evolução das trincas ao redor dos nódulos de grafita no FFNA (MAGALHÃES *et al.*, 2000 *apud* LEITE, 2005).

O modelo proposto por MAGALHÃES *et al.* (2000) permite que sejam tiradas as seguintes conclusões: *i*) nódulos superficiais não exercem influência negativa na propagação das trincas e a grafita tende a ser expelida, contribuindo para a lubrificação; *ii*) quando o nódulo está numa posição próxima à superfície, um furo circular é aberto sobre este, criando um forte efeito de borda e eventualmente a propagação da trinca. A propagação dessas trincas é favorecida pela presença do

lubrificante; *iii*) quando os nódulos estão em uma profundidade maior, trincas também podem ser originadas, mas em menor quantidade, tendo efeitos secundários comparados aos demais.

Além da influência gerada pelos nódulos nos mecanismos de nucleação e propagação das trincas, outros defeitos existentes na matriz também têm influência significativa. Por exemplo, os defeitos de fundição, que quando próximos à região onde se desenvolve a máxima tensão cisalhante atuam como forte concentradores de tensões e são muito mais significantes para a nucleação das trincas do que os nódulos (MAGALHÃES *et al.*, 2000; LEITE, 2005).

Quando a rugosidade da superfície é elevada o regime de lubrificação pode não se desenvolver sob condições favoráveis, fornecendo, nesse caso, baixos valores do parâmetro λ e extenso contato entre as asperezas (DOMMARCO *et al.*, 1998; MAGALHÃES e SEABRA, 1998).

MAGALHÃES e SEABRA (1998) realizaram ensaios com engrenagens de FFNA em um equipamento FZG, com pressões de contato de até 2,0 GPa. As condições de ensaio utilizadas produziram um regime de lubrificação limite, fornecendo extenso contato entre as asperezas. Esses pesquisadores ensaiaram ferros nodulares submetidos a diferentes temperaturas de austêmpera e encontraram que a rugosidade média da superfície dos dentes sofreu uma redução de até 80%, dependendo da temperatura de tratamento utilizada, sendo a maior redução observada para os tratamentos realizados em temperaturas mais elevadas, pois nesses casos a dureza da matriz é menor.

Uma redução de até 50% no valor da rugosidade média também foi observada por MAGALHÃES *et al.* (2000) que ensaiaram um FFNA sob regime de lubrificação limite em equipamento disco-contra-disco em condições de rolamento com deslizamento e pressões de até 2,0 GPa. A redução por eles observada foi atribuída ao movimento de deslizamento, principal responsável pela ocorrência de deformações plásticas localizadas. Além disso, segundo eles, o FFNA apresentou uma grande capacidade de acomodar tais deformações o que também contribuiu para a produção da superfície muito lisa ao longo da trilha de desgaste. Efeito semelhante também foi observado por outros pesquisadores (DOMMARCO *et al.*, 1998; LEITE, 2005). DOMMARCO *et al.* (1998) ensaiaram

ferros nodulares em equipamento esfera-contra-plano com pressões de contato de 2,7 GPa e regime de lubrificação limite. Embora o objetivo do trabalho desses pesquisadores não fosse diretamente o de avaliar as influências do contato rugoso nos mecanismos de desgaste, a Figura 2.19a mostra claramente que ocorreu um “alisamento” da superfície em virtude da extensa deformação na trilha de desgaste. Já LEITE e PINTAÚDE (2005) realizaram ensaios em um FFNA sob condições lubrificadas e de rolamento puro, utilizando pressão máxima de contato de 1,2 GPa e verificaram que a região relativa à trilha de desgaste de amostras lixadas ($Ra=0,29 \mu\text{m}$) sofreu uma deformação pronunciada, apresentando-se mais lisa, quando comparada à condição inicial de ensaio, sendo que a redução observada nos valores do parâmetro de rugosidade média foi da ordem de 13%. Esses pesquisadores destacam ainda que o índice de remoção da grafita foi menor que o encontrado para a condição polida sob as mesmas condições de ensaio, sendo esse efeito devido à menor área de exposição dos nódulos resultante da deformação das asperezas.

2.7 Distribuição de Weibull e a vida em fadiga de contato

A durabilidade, ou vida, de um dado componente geralmente é expressa em número de horas ou em número de ciclos de tensão que este suporta, sob determinadas condições, até a ocorrência da falha. Em ensaios de fadiga a dispersão encontrada nesses valores não permite que a vida média do lote ensaiado possa ser utilizada em situações de projeto. No caso de componentes sujeitos à fadiga de contato a situação é ainda pior, pois as dispersões encontradas nessa situação podem ser bem superiores às aquelas encontradas na fadiga convencional (RABINOWICZ, 1965; LIPSON e SHETH, 1973).

A solução para a interpretação dos dados de fadiga foi encontrada por Wallodi Weibull, professor sueco que em 1938 criou a distribuição estatística (WEIBULL, 1939) capaz de representar com precisão o tempo para que uma falha ocorra. No entanto, a aplicação em larga escala do método por Weibull desenvolvido só teve início a partir da década de 1950 com a publicação de um trabalho onde

mostrou que a sua distribuição poderia ser aplicada a diversos problemas, sendo esses de engenharia ou não (WEIBULL, 1951).

Atualmente a distribuição de Weibull é amplamente utilizada na interpretação de resultados que envolvam a durabilidade de componentes e sistemas mecânicos (LIPSON e SHETH, 1973; LORMAND *et al.*, 1998).

Comumente nas análises de vida de componentes a função de Weibull de dois parâmetros, definida na Equação 2.17, é utilizada (LIPSON e SHETH, 1973).

$$f(x) = 1 - \exp \left[- \left(\frac{x}{\theta} \right)^\beta \right] \quad \text{Eq. 2.17}$$

Onde a variável x tipicamente pode representar o tempo de vida até a falha do componente, β é a inclinação de Weibull ou parâmetro de forma e θ representa o parâmetro de escala ou vida característica, que é vida na qual 63,2% de todas as n amostras já terão falhado. Essa equação é a mesma adotada na NBR 6742 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1987) para interpretação de dados oriundos de ensaios de fadiga e mais recentemente LORMAND *et al.* (1998) mostraram que essa distribuição fornece resultados precisos inclusive em ensaios de pequenos lotes de componentes.

A Equação 2.17 pode ser manipulada de tal modo que permite a construção de uma curva de probabilidade de falha onde os resultados são apresentados sobre uma reta. Para tanto essa Equação pode ser escrita como:

$$\frac{1}{1-f(x)} = \exp \left(\frac{x}{\theta} \right)^\beta \quad \text{Eq. 2.18}$$

E aplicando logaritmos à Equação 2.18 chega-se a:

$$\ln \left(\ln \frac{1}{1-f(x)} \right) = \beta (\ln x) - (\beta \ln \theta) \quad \text{Eq. 2.19}$$

A Equação 2.19 assume a forma da equação geral de uma reta ($Y=bx+C$), tendo β como coeficiente angular. O sentido físico que pode ser atribuído a esse parâmetro é que representa uma medida da dispersão dos resultados da vida do componente. Desde que, a dispersão muda com a inclinação para a mesma porcentagem da população presume-se, então, que quanto maior for a inclinação menor será a dispersão dos resultados (LIPSON e SHETH, 1973).

A NBR 6742 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1987) recomenda o método do grau médio para obtenção da probabilidade de falha ($f(x)$) associada a uma determinada vida ou número de ciclos. Este método leva em consideração a quantidade de amostras ensaiadas e o número de ordem (crescente) do elemento que falhou. A Equação 2.20 apresenta a equação que relaciona essas duas quantidades e permite o cálculo da probabilidade de falha e a Tabela 2.3 apresenta alguns valores de graus médios calculados para diferentes quantidades de amostras ensaiadas.

$$\text{grau médio} = f(x) = \frac{j-0,3}{n+0,4} \quad \text{Eq. 2.20}$$

Onde n é a quantidade de amostras ensaiadas e j é o número de ordem da falha, sendo que $0 < j \leq n$.

Tabela 2.3 – Grau médio calculado para diferentes quantidades de amostras.

| Nº de ordem de falha (j) | Nº de amostras ensaiadas (n) | | | | |
|------------------------------|----------------------------------|-------|-------|-------|-------|
| | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 |
| 1 | 0,500 | 0,293 | 0,206 | 0,159 | 0,130 |
| 2 | | 0,707 | 0,500 | 0,385 | 0,314 |
| 3 | | | 0,793 | 0,614 | 0,500 |
| 4 | | | | 0,840 | 0,686 |
| 5 | | | | | 0,870 |

A NBR 6742 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1987) também orienta como obter os parâmetros β e θ graficamente, no entanto, dada a facilidade atual, os métodos computacionais podem ser preferidos aos gráficos e esses parâmetros podem ser extraídos diretamente através de regressão linear. É importante ressaltar que esses parâmetros como foram apresentados nas equações anteriores implicam que todas as n amostras ensaiadas falharam.

2.8 Resumo do capítulo

Nesse capítulo foram apresentados aspectos fundamentais sobre a mecânica do contato, regimes de lubrificação e sobre o desgaste por fadiga de contato de rolamento, enfatizando os mecanismos de desgaste em ferros fundidos, especialmente em ferro nodular. De um modo geral pode-se sumarizar o capítulo da seguinte maneira:

- Os danos por fadiga de contato podem ter origem abaixo da ou na superfície de contato;
- No contato de rolamento a máxima tensão cisalhante se desenvolve subsuperficialmente e apresenta valor máximo em profundidade equivalente a metade do raio de contato;
- As falhas subsuperficiais têm origem em concentradores de tensão localizados na região onde se desenvolve a máxima tensão cisalhante;
- As falhas superficiais decorrem de concentradores de tensão localizados na superfície, portanto, o acabamento superficial tem um papel fundamental nos modos de falha por fadiga de contato;
- O regime de lubrificação pode contribuir para a origem de falhas superficiais;
- Ferros fundidos possuem grafita na forma de veios ou nódulos que atuam como concentradores naturais de tensão;
- O lubrificante auxilia na remoção dos nódulos de grafita e;
- Os nódulos de grafita são os principais sítios para nucleação das trincas e parecem ter um efeito muito maior que qualquer tipo de defeito superficial ou subsuperficial.

3 MATERIAIS E MÉTODOS

“Escuto e esqueço; vejo e recordo; faço e entendo”

(Lao Tsé, Séc. IV a.C, filósofo chinês)

Neste trabalho utilizou-se um ferro fundido nodular submetido a tratamento de austêmpera para obtenção de matriz bainítica.

O estudo relativo ao desempenho e aos aspectos das falhas resultantes dos ensaios foi dividido em duas etapas:

- Verificar qual a influência do acabamento superficial no mecanismo de dano do FFNA;
- Comparar os resultados de vida obtidos nos ensaios para diferentes acabamentos superficiais.

3.1 Caracterização do material ensaiado

O material utilizado neste estudo foi um ferro fundido nodular produzido pela empresa Tupy Fundições Ltda. pelo processo de fundição contínua. O material foi fornecido em barras de seção circular com diâmetro de 95 mm e comprimento de 45 mm. A composição química foi fornecida pelo próprio fabricante e é apresentada na Tabela 3.1.

Tabela 3.1 – Composição química do ferro fundido nodular utilizado nos ensaios de fadiga de contato (% em peso)

| C | Si | Mn | P | S | Cr | Cu | Mo | Mg | CE |
|------|------|------|-------|-------|-------|------|-------|-------|------|
| 3,71 | 2,54 | 0,18 | 0,065 | 0,010 | 0,031 | 0,72 | 0,186 | 0,038 | 4,56 |

CE = Carbono equivalente

O material foi tratado termicamente pela Sociedade Educacional de Santa Catarina (SOCIESC). As barras foram austenitizadas em banho de sais à

temperatura de 900°C durante 90 minutos e, a seguir, foram austemperadas também em banho de sais a 290°C por duas horas. A microestrutura após tratamento de austêmpera é apresentada na Figura 3.1.

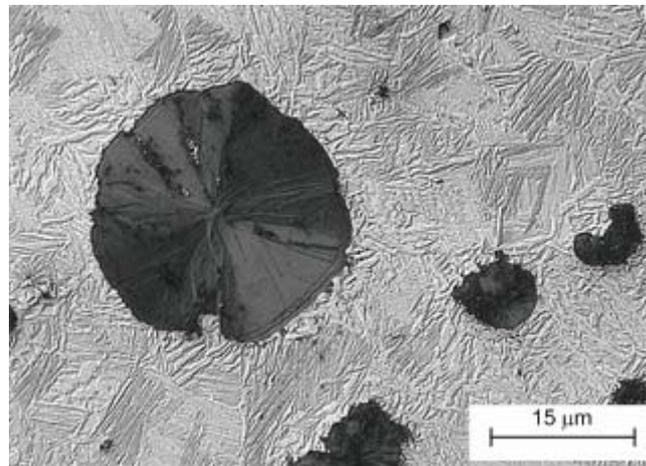


Figura 3.1 – Microestrutura do ferro fundido nodular após austêmpera. Bainita inferior. Ataque com Nital 3%.

O material utilizado neste trabalho faz parte do mesmo lote utilizado por LEITE (2005), portanto, a caracterização microestrutural no que tange a quantidade, morfologia, distribuição e tamanho da grafita já havia sido realizada por esse pesquisador. No entanto, por ser de relevância para o presente estudo, os resultados dessa caracterização serão abordados sucintamente a seguir.

As barras foram seccionadas por eletroerosão a fio produzindo amostras com dimensões apresentadas na Figura 3.2.

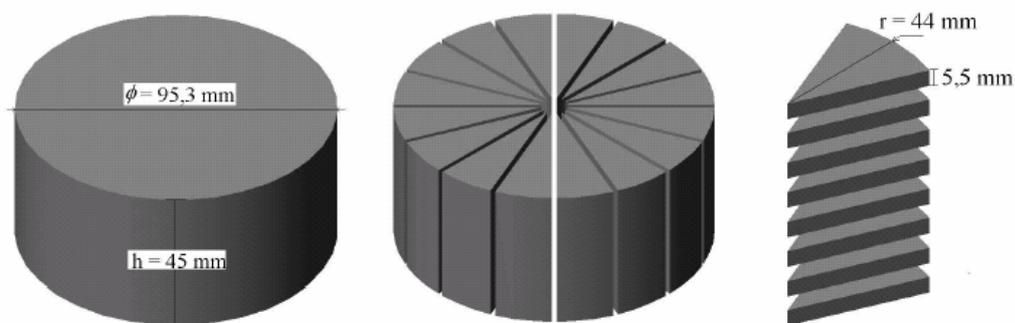


Figura 3.2 – Corte da barra de FFNA e dimensão das amostras utilizadas na caracterização (LEITE, 2005)

As análises pertinentes à microestrutura foram realizadas utilizando-se microscopia óptica e *software* analisador de imagens. LEITE (2005) também se baseou no trabalho de ANGELO Jr. *et al.* (2003) que estudaram o efeito da taxa de resfriamento na microestrutura de um ferro nodular produzido em barras com diferentes diâmetros pelo processo de fundição contínua. LEITE (2005) identificou que a região mais externa da barra, de aproximadamente 6 mm no raio, apresentou maior quantidade de nódulos em comparação com regiões mais internas. Essa diferença pode ser vista na Figura 3.3 e pode ser atribuída a maior taxa de resfriamento que ocorre na periferia da barra. Essa região foi desprezada durante a caracterização, pois não está presente nos corpos-de-prova utilizados nos ensaios de fadiga de contato.

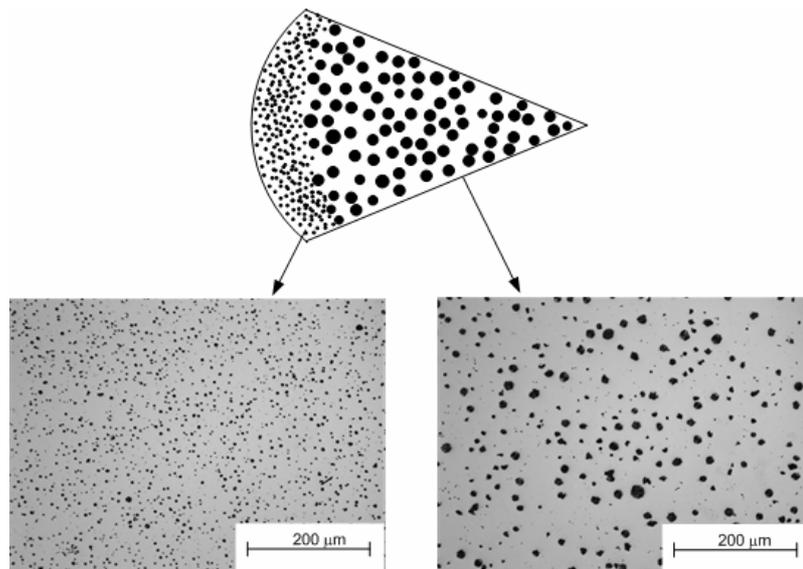


Figura 3.3 – Regiões da barra de FFNA com diferentes tamanhos de nódulos.

A dureza global do material foi determinada na escala Brinell utilizando-se esfera de 2,5 mm e carga de 187,5 kgf em durômetro WPM. Já a dureza da matriz bainítica foi determinada na escala Vickers com microdurômetro SHIMADZU HMV utilizando carga de 0,05 kgf.

A etapa de caracterização do material é sumarizada na Tabela 3.2. Os valores de dureza Brinell e Vickers apresentados nessa tabela correspondem à média de cinco e de trinta determinações, respectivamente.

Tabela 3.2 – Resultados da caracterização do FFNA (LEITE, 2005)

| Matriz | Nódulos | | Dureza | |
|------------------|--------------------|-----------------------|-------------------------|--------------------|
| | Fração volumétrica | Diâmetro médio, D_n | Global | Matriz |
| | % | μm | $\text{HB}_{2,5/187,5}$ | $\text{HV}_{0,05}$ |
| Bainita inferior | $10 \pm 0,6$ | 23 ± 10 | 362 ± 12 | 508 ± 28 |

3.2 Preparação dos corpos-de-prova para ensaios de fadiga de contato

As barras de ferro nodular austemperado foram usinadas por torneamento para a obtenção de corpos-de-prova na forma de anéis. A Figura 3.4 apresenta as dimensões bem como a aparência geral do corpo-de-prova.

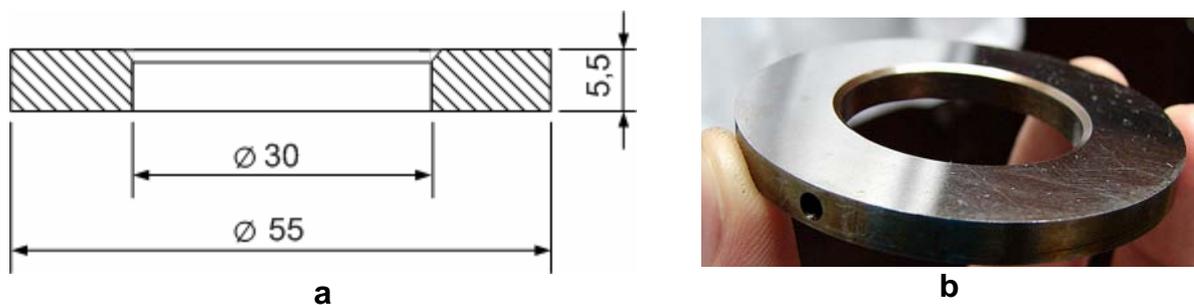


Figura 3.4 – Corpo-de-prova utilizado nos ensaios de desgaste. a) dimensões; b) aparência geral

Depois de torneadas, as duas faces dos corpos-de-prova foram submetidas à retificação plana, sendo removidos 0,05 mm de cada uma das faces. Essa operação de usinagem foi realizada pelo Laboratório de Usinagem da PUC-PR, de acordo com os parâmetros apresentados na Tabela 3.3.

Tabela 3.3 – Parâmetros utilizados na retífica dos corpos-de-prova.

| Rebolo | Classe | Avanço | | | Velocidade de corte |
|-------------------------|---------------|--------------|-------------|----------------------|---------------------|
| | | Longitudinal | Transversal | Normal ^{††} | |
| Abrasivo | | m/min | m/min | mm | m/s |
| Al_2O_3 | AA-100 G5 VF8 | 8,0 | † | 0,01 | 30 |

† Parâmetro não controlado

†† Avanço do rebolo sobre a peça

Neste trabalho foram estudados quinze corpos-de-prova que foram igualmente divididos em três conjuntos que diferem entre si pelas características superficiais.

O primeiro conjunto é o dos corpos-de-prova retificados, oriundo diretamente da operação de retífica e no qual não houve qualquer outra intervenção sobre a superfície após essa etapa.

O segundo diz respeito aos corpos-de-prova lixados, nos quais a preparação das superfícies se deu a partir de corpos-de-prova retificados que foram lixados seqüencialmente em lixadeiras estáticas com lixas de granulometria 220, 320, 400, 600 e 1200, respectivamente.

Os corpos-de-prova polidos constituem o terceiro conjunto de amostras e foram obtidos subseqüentemente ao lixamento com polimento em diamante de 3 μm e polimento final em diamante de 1 μm .

Tanto a etapa de lixamento quanto a de polimento foram realizadas manualmente e somente uma das faces do corpo-de-prova foi preparada.

Adicionalmente, um conjunto de cinco amostras foi retificado no equipamento pertencente ao Laboratório de Usinagem da UTFPR. Nessa operação foram mantidos os mesmos parâmetros apresentados na Tabela 3.3, exceto os avanços longitudinal e transversal que por uma limitação própria da retificadora não foram controlados. Posteriormente essas amostras foram lixadas e em seguida polidas, conforme descrito anteriormente. O objetivo dessa operação foi verificar se o processo de fabricação do corpo-de-prova interferiria nos resultados de desgaste, independente da pressão de contato utilizada.

A rugosidade dos corpos-de-prova foi determinada de acordo com as normas ISO 4288 (1996) e ASME B46.1 (MUMMERY, 1992) em equipamento TAYLOR HOBSON SURTRONIC 25 utilizando comprimento total de medição de 4 mm. Os perfis brutos das superfícies foram exportados para o *software* TALYPROFILE 3.1.10 onde a rotina de tratamento para obtenção dos parâmetros de

rugosidade inclui a remoção do erro de forma e aplicação de um filtro de ondulação com comprimento de 0,8 mm.

Para obtenção da contagem de picos (parâmetro RP_c) é necessário estabelecer os limites inferior e superior, que são afastados à mesma distância da linha média do perfil de rugosidade, conforme mencionado no item 2.3.1 na Figura 2.9 (página 32). Esses limites são arbitrários e neste trabalho adotou-se os valores de $+0,06 \mu\text{m}$ para o limite superior e de $-0,06 \mu\text{m}$ para o limite inferior. Esses valores foram escolhidos por permitirem a comparação entre os parâmetros RP_c de todas as condições superficiais.

O corpo-de-prova foi dividido em quatro quadrantes, conforme Figura 3.5a, e as medições de rugosidade foram realizadas com a ponta do rugosímetro percorrendo a superfície do centro para a borda, na direção radial, adquirindo-se 9 perfis em cada quadrante, sendo portanto, os valores médios dos parâmetros de rugosidade dados pela média de 36 perfis. As posições de referência foram tomadas com base num pequeno furo localizado na borda do corpo-de-prova, sendo a posição 0° localizada sempre sobre esse furo.

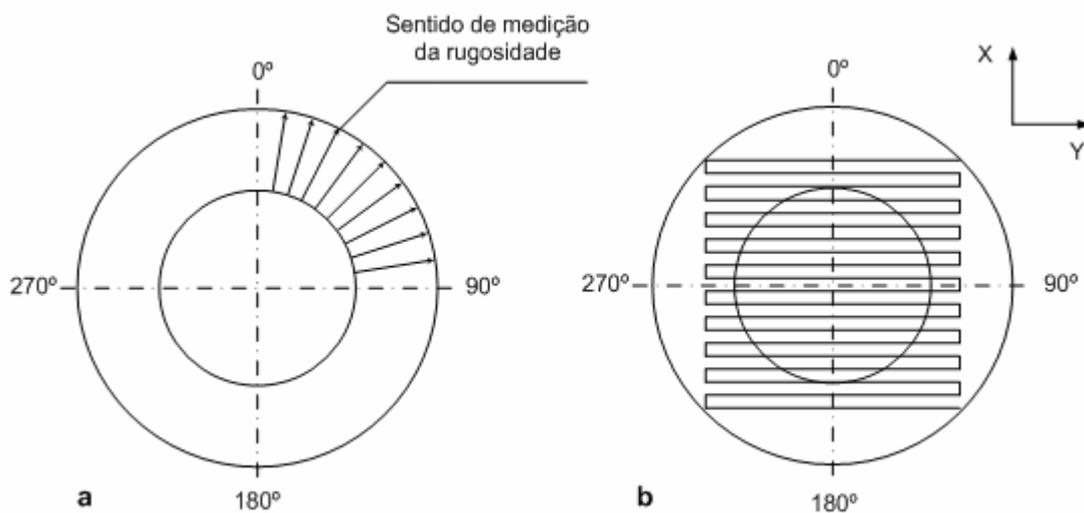


Figura 3.5 – a) Regiões onde foram realizadas as medições de rugosidade; b) Trajetória feita pelo apalpador para medição de erros de forma.

Com o intuito de verificar possíveis erros de forma também foram realizadas varreduras nas superfícies dos corpos-de-prova com máquina de medir por coordenadas. Nessa análise utilizou-se o equipamento pertencente ao Laboratório

de Metrologia da PUC-PR, marca DEA modelo SCIROCCO, equipado com cabeçote modelo PH10M e apalpador de rubi com diâmetro de 1 mm, ambos da marca RENISHAW. Utilizando o *software* do equipamento (*Tutor for Windows*) criou-se um programa para executar a varredura na superfície de forma automática. A trajetória seguida pelo apalpador na varredura pode ser visualizada na Figura 3.5b. Na Figura 3.6 é apresentada a superfície idealizada dos corpos-de-prova.

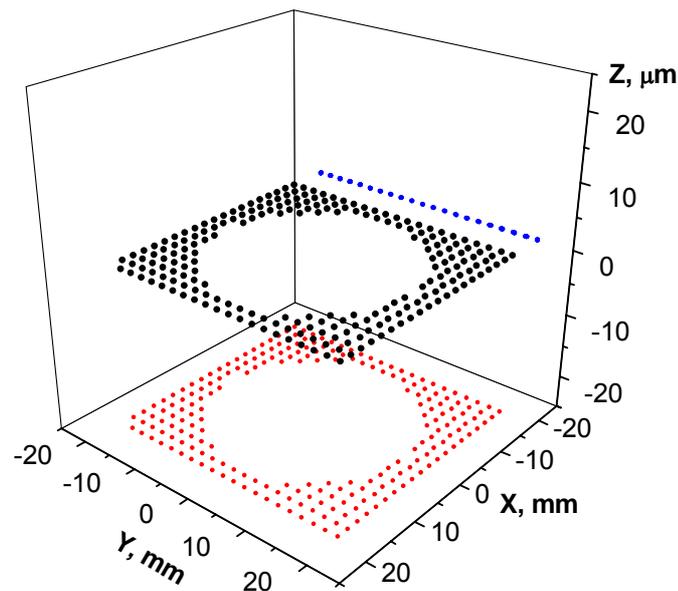


Figura 3.6 – Superfície idealizada dos corpos-de-prova.

3.3 Equipamento para ensaios de fadiga de contato

O equipamento utilizado para reproduzir o carregamento cíclico de rolamento sobre os corpos-de-prova foi projetado no Laboratório de Superfícies e Contato da UTFPR por LEITE (2003) como resultado de seu projeto de conclusão de curso. Naquele ano, o equipamento não foi construído, pois o trabalho se encerrou na fase de fabricação dos componentes. Nos dois anos que se seguiram, LEITE (2005) produziu algumas modificações na concepção inicial do equipamento e finalizou a construção, validando-o em seu trabalho de mestrado com o estudo do ferro nodular austemperado. A representação 3D do equipamento e a vista em corte da máquina são apresentadas na Figura 3.7 e na Figura 3.8, respectivamente.

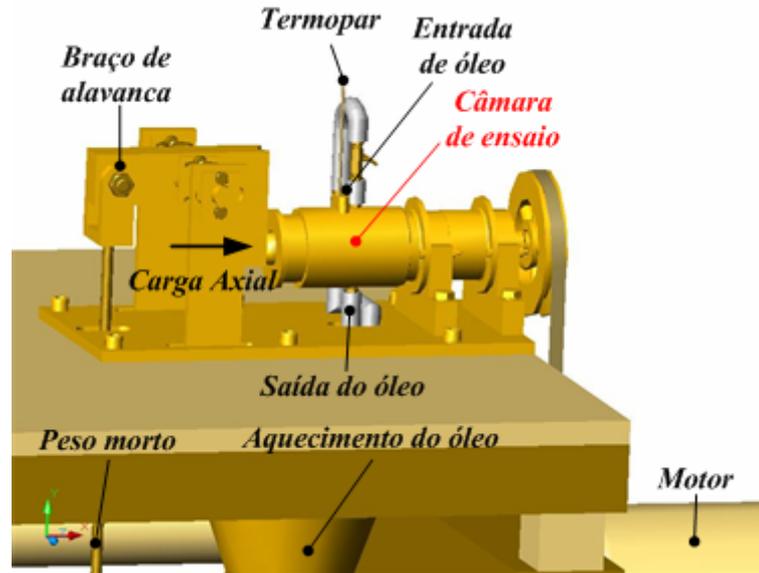


Figura 3.7 - Equipamento para a realização dos ensaios de fadiga de contato (LEITE, 2005)

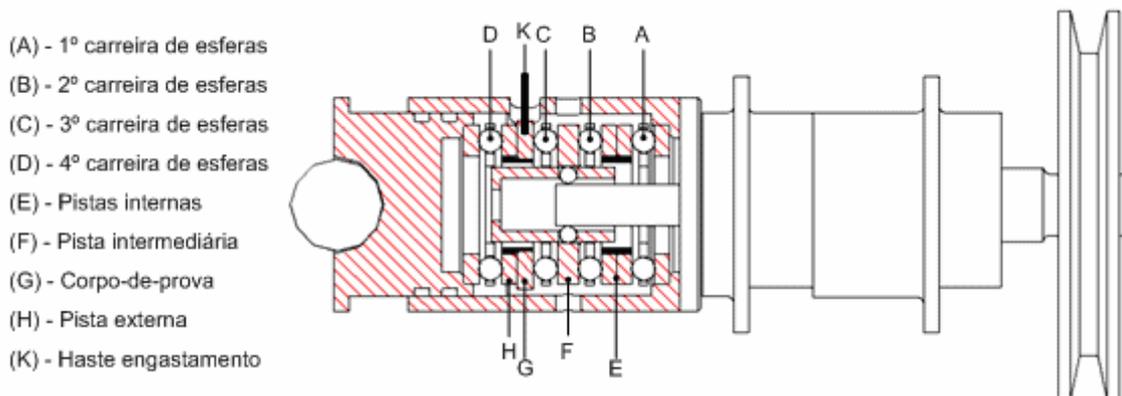


Figura 3.8 – Vista em corte da câmara de ensaio.

Esse equipamento foi projetado para operar com geometria de contato não-conforme do tipo esfera-contra-plano. A concepção da máquina baseou-se na substituição de uma das pistas externas de um rolamento axial de duas fileiras de esferas pelo corpo-de-prova plano. O rolamento axial utilizado foi o DIN 52206 que trabalha com esferas de 7,938 mm (5/16”).

O sistema de ensaio é composto pelos elementos mostrados na Figura 3.8. Um breve comentário se faz necessário sobre a configuração apresentada. O projeto inicial do equipamento (LEITE, 2003) previa o ensaio utilizando dois

corpos-de-prova, no entanto esta idéia foi abandonada face às interferências que um corpo-de-prova poderia produzir no outro. Sendo assim, a modificação no equipamento (LEITE, 2005) introduziu as pistas internas e a segunda carreira de esferas que apresentam função apenas estrutural e servem para suportar os demais elementos.

A pista intermediária do rolamento DIN 52206 é montada por interferência em uma bucha que é encaixada no eixo da máquina. A bucha e o eixo foram projetados de modo que a bucha gire solidariamente a este e possua movimento vertical livre. Os detalhes dessa montagem são apresentados na Figura 3.9.

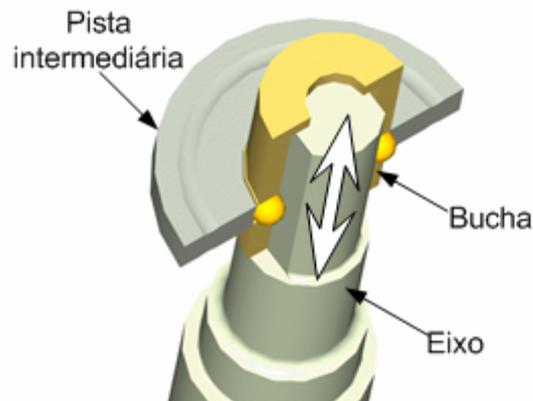


Figura 3.9 – Detalhe da montagem da pista intermediária no eixo da máquina

O eixo da máquina é acionado por meio de correia e polias através de um motor elétrico de 2,2 kW (3 HP) e rotação nominal de 1720 rpm, sendo que essa pode ser limitada por um inversor de frequência que está ligado ao motor. Quando a pista intermediária entra em movimento, as esferas – da terceira carreira – entram em movimento devido ao atrito existente entre elas e as superfícies da pista e do corpo-de-prova. Esse, por sua vez, também é montado por interferência em uma bucha juntamente com a pista externa do rolamento e permanece estático, pois o pequeno furo na borda, que pode ser visto na Figura 3.4b, tem por finalidade permitir a conexão de uma haste para engastá-lo à estrutura do equipamento, o que impossibilita que o movimento das esferas arraste o corpo-de-prova durante o ensaio.

Como as esferas giram sobre o corpo-de-prova estático, pode-se obter o número de ciclos de carregamento impostos ao corpo-de-prova. Sabendo que para o eixo rodando a 1700 rpm a velocidade da esfera é de $1,87 \text{ ms}^{-1}$ e que o perímetro percorrido por ela na trilha de desgaste é de 0,132 m (BRUNETTI, 2006) o número total de ciclos, N_c , para qualquer tempo de ensaio é dado pela equação 3.1.

$$N_c = \frac{1,87 \cdot t \cdot N_e}{0,132} \approx 14,17 \cdot t \cdot N_e \quad \text{Eq. 3.1}$$

Onde N_e é o número de esferas usadas no ensaio e t é o tempo total de ensaio em segundos.

Um sistema de pesos-mortos e braço de alavanca é responsável pela imposição do carregamento axial que é transmitido para a quarta carreira de esferas, que por sua vez, deve possuir a mesma quantidade de esferas que a terceira carreira. Desse modo, o carregamento axial é transmitido integralmente para o corpo-de-prova. A Figura 3.10 mostra como a massa dos pesos mortos é convertida em carga de ensaio.

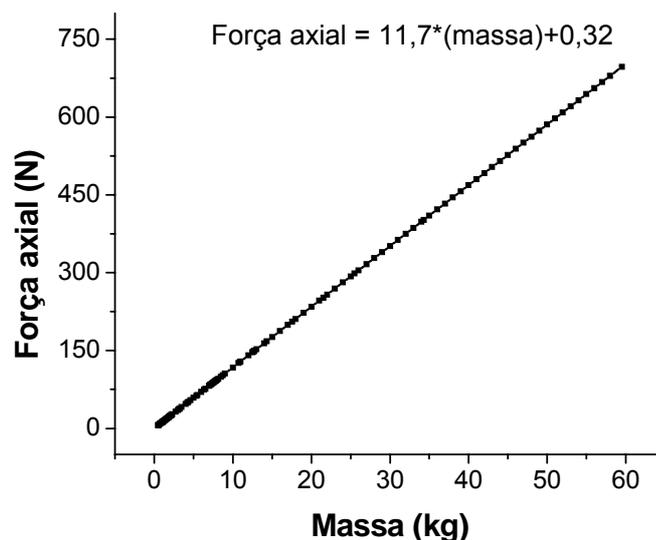


Figura 3.10 – Conversão da massa dos pesos mortos em carga de ensaio (LEITE, 2005).

Originalmente a máquina era equipada com um sistema de lubrificação para a circulação do óleo durante o ensaio. Esse sistema era provido de uma bomba elétrica submersa na cuba de óleo que permitia que os ensaios fossem realizados em temperaturas de até 50 °C, conforme foi mostrado por Leite (2005). Ensaio preliminares com temperaturas superiores a 50 °C mostraram que o sistema não era adequado para atender tal solicitação. Essa bomba submersa foi então substituída por uma bomba de engrenagens utilizada em automóveis. Esta foi modificada para permitir o acoplamento de polias e de um motor elétrico (V&M[®] de 1/3 HP) para possibilitar a circulação do óleo. Esse motor foi ligado em um variador de tensão (VARIAC[®]) que permite, com a variação da tensão aplicada ao motor, que a velocidade seja controlada e, portanto, a vazão do lubrificante. A solução adotada é apresentada na Figura 3.11. Com esse sistema tem-se ainda a possibilidade da utilização de lubrificantes mais viscosos, condição não suportada pelo sistema de lubrificação proposto por Leite (2005).



Figura 3.11 – Solução adotada para o sistema de lubrificação.

3.4 Condições gerais de ensaio

Os ensaios foram conduzidos com lubrificação e sob a mesma tensão nominal de contato para as condições superficiais retificada e lixada e tensão de contato diferenciada para os dois conjuntos de corpos-de-prova polidos. A Tabela 3.4 apresenta a identificação adotada neste estudo para cada condição superficial e pressão de contato utilizada.

Tabela 3.4 – Critério de identificação dos corpos-de-prova de fadiga de contato

| Condição superficial | Pressão de contato, GPa | Identificação | Número de corpos-de-prova |
|----------------------|-------------------------|---------------|---------------------------|
| Retificada | | R3.0 | 5 |
| Lixada | 3,0 | L3.0 | 5 |
| Polida | | P3.0 | 5 |
| Polida | 3,7 | P3.7 | 5 |

As tensões máximas de contato de 3,0 e 3,7 GPa utilizadas neste estudo foram obtidas através do sistema de aplicação de carga utilizando-se pesos mortos de 584 N (59,5 kg) e 1099 N (112,0 kg), respectivamente. Com auxílio da Figura 3.10 pode-se entender como esses carregamentos são convertidos na força axial de ensaio, resultando em 697 N (71 kgf) e 1311 N (134 kgf), respectivamente.

Como contra-corpos foram utilizadas esferas de 7,938 mm de diâmetro produzidas com aço ABNT 52100. A cada ensaio as esferas da terceira e quarta carreiras foram substituídas e os demais elementos inspecionados visualmente para verificar eventuais danos e efetuar a substituição quando necessário.

A massa específica e a viscosidade cinemática do lubrificante utilizado nos ensaios foram determinadas pelo Centro Brasileiro de Referência em Biocombustíveis (CERBIO) do Instituto de Tecnologia do Paraná (TECPAR). A massa específica foi determinada utilizando-se densímetro para petróleo e seus derivados seguindo a norma NBR 7148. A viscosidade cinemática foi determinada de acordo com a norma NBR 10441 utilizando viscosímetro capilar semi-automático (marca Incomap modelo Atlantic) nas temperaturas de 40, 55, 70, 85 e 100°C.

As propriedades do lubrificante e o cálculo das condições de lubrificação encontram-se no Apêndice A deste trabalho.

O critério adotado para o término de cada ensaio foi a ocorrência do primeiro lascamento na superfície do corpo-de-prova, o que foi detectado pelo aumento

abrupto do nível de ruído emitido pelo equipamento. Na Tabela 3.5 são sumarizadas as condições utilizadas nos ensaios.

Tabela 3.5 – Condições de ensaio

| | |
|--|---|
| Lubrificante* | IPTUR AW 46 |
| Temperatura do lubrificante | 85 ± 2 °C |
| Carga axial total† | 697 N / 1311 N |
| Número de esferas | 3 |
| Carga por esfera† | 232 N / 425 N |
| Diâmetro da esfera | 7,938 mm |
| Módulo combinado | 98,36 GPa |
| Raio de contato† | 0,192 mm / 0,237 mm |
| Profundidade da máxima tensão cisalhante | 0,096 mm / 0,118 mm |
| Área de contato† | $0,116 \text{ mm}^2$ / $0,177 \text{ mm}^2$ |
| Pressão média de contato (P_m)† | 2,0 GPa / 2,5 GPa |
| Pressão máxima de contato (P_0)† | 3,0 GPa / 3,7 GPa |
| Freqüência de carregamento | 42,5 Hz (eixo rodando a 1700 rpm) |

* Do fabricante Ipiranga, doado pela empresa Pinhais Lubrificantes Ltda.

† O primeiro valor refere-se às condições R3.0, L3.0 e P3.0 e o segundo refere-se à condição P3.7

Após os ensaios as superfícies desgastadas foram avaliadas com microscópio óptico OLYMPUS BX 51 e microscópio eletrônico de varredura JEOL JSM 6360 LV.

A largura da trilha de desgaste e a contagem de nódulos foram escolhidas como parâmetros de avaliação do processo de desgaste. Para diferenciar os efeitos de preparação das amostras do processo de desgaste a contagem dos nódulos foi realizada dentro e fora da trilha de desgaste.

No caso das amostras lixadas e polidas a contagem foi realizada considerando o percentual de nódulos removidos antes e depois do processo de desgaste, Figura 3.12. Para as amostras retificadas, em função da menor remoção dos nódulos, a contagem foi realizada considerando o modo como os nódulos estão expostos na superfície. As contagens foram efetuadas em áreas de $0,05 \text{ mm}^2$ e os valores correspondem a média de cem determinações para cada condição superficial.

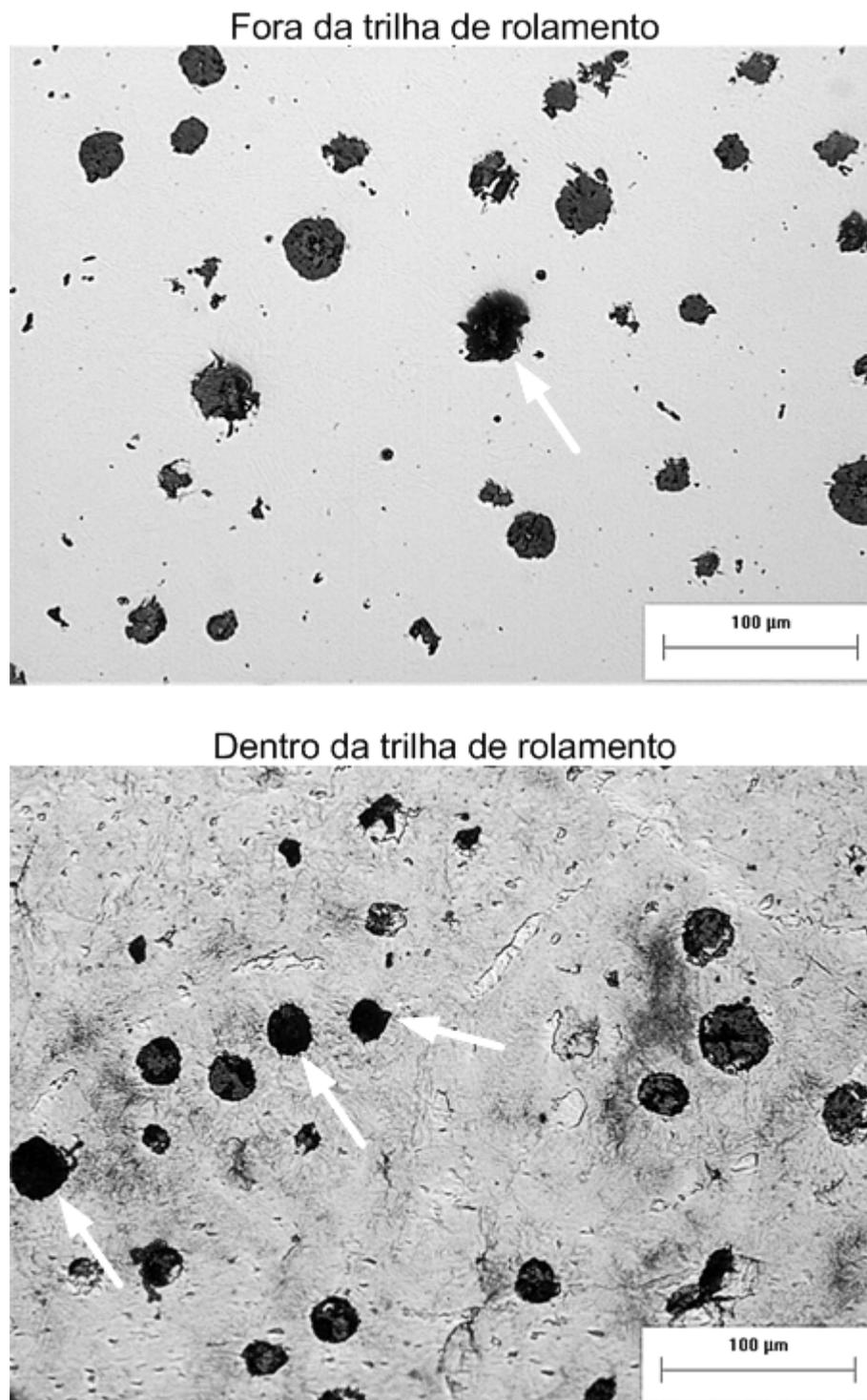


Figura 3.12 – Exemplo da contagem de nódulos em amostra polida. As setas indicam nódulos removidos.

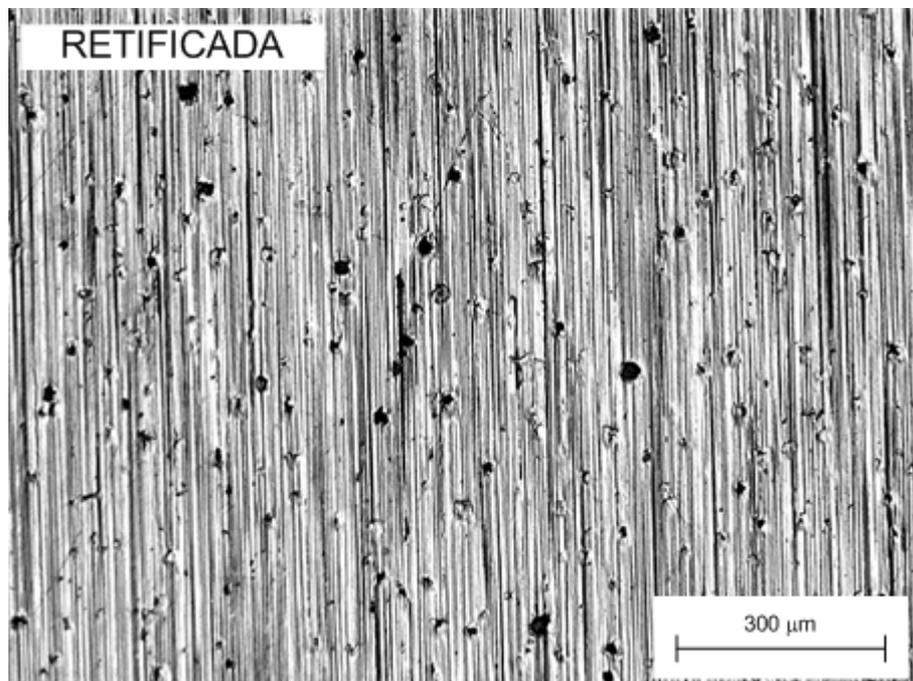
4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

“Uma experiência nunca é um fracasso, pois sempre vem demonstrar algo”

(Thomas A. Edison, 1847-1931, Inventor e empresário americano)

4.1 Mecanismos de remoção dos nódulos de grafita

A Figura 4.1 apresenta o aspecto geral das superfícies dos corpos-de-prova utilizados neste trabalho. Observa-se nessa figura que, diferentemente das amostras lixada e polida, onde os nódulos estão completamente expostos na superfície, a amostra retificada apresenta uma fina camada metálica sobre os nódulos, evitando que estes sejam expostos completamente.



Continua...

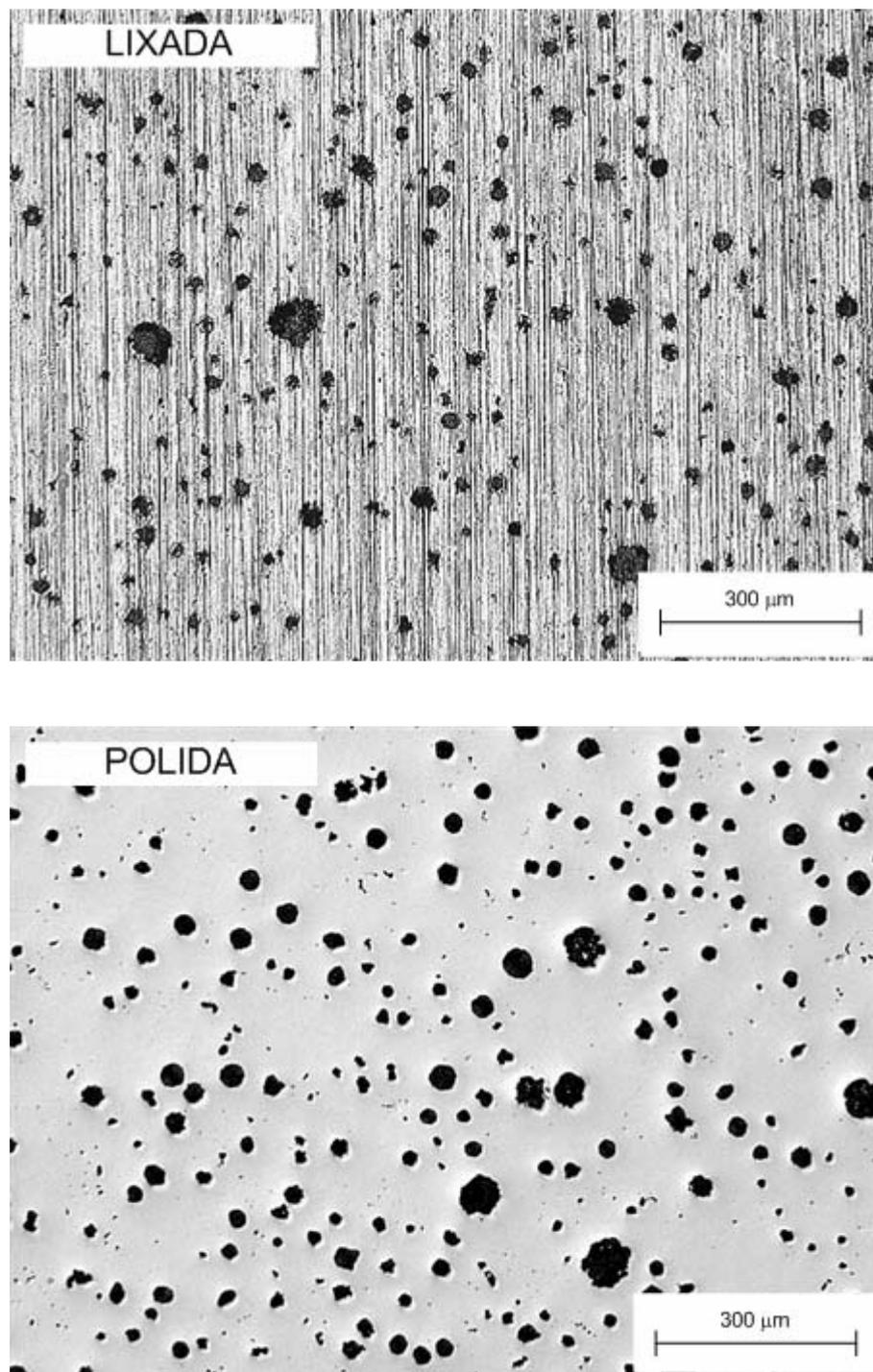


Figura 4.1 – Aspecto geral das superfícies dos corpos-de-prova

A fim de separar os efeitos de preparação dos corpos-de-prova dos efeitos do processo de desgaste, foi identificado neste trabalho que os nódulos são expostos de duas maneiras nos corpos-de-prova retificados, conforme pode ser visto na Figura 4.2.

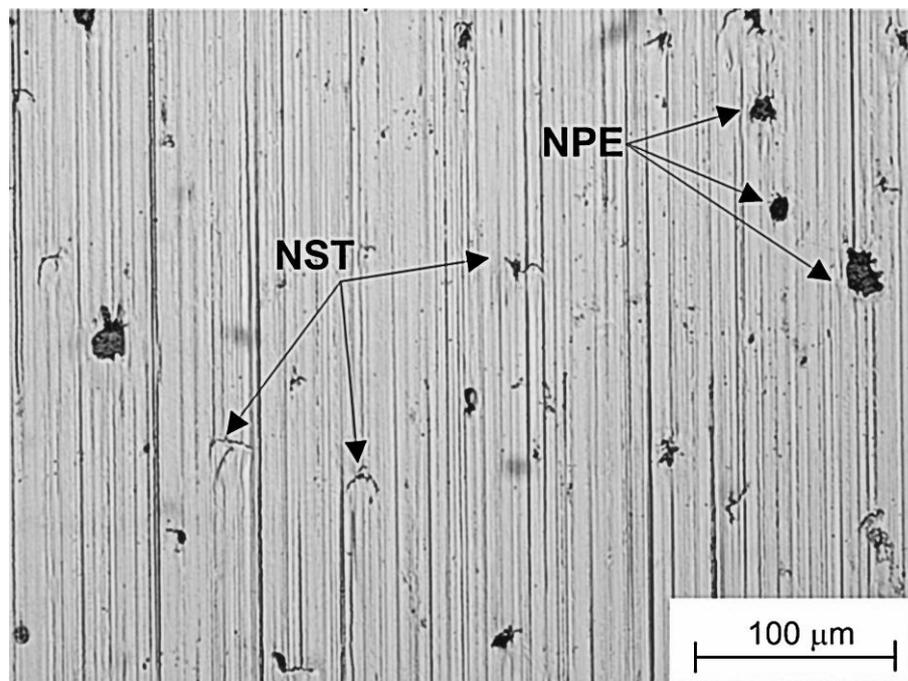


Figura 4.2 – Modos de exposição dos nódulos no corpo-de-prova da condição R3.0 antes do ensaio. (NST) nódulos subsuperficiais trincados; (NPE) nódulos parcialmente expostos.

Embora as trincas não se desenvolvam nos nódulos e sim na matriz metálica sobre e/ou ao redor destes, por conveniência adotou-se a nomenclatura apresentada na Figura 4.2. Nas amostras da condição R3.0 quase todos os nódulos são posicionados sob a superfície, e trincas podem ser observadas sobre os nódulos (NST).

A Tabela 4.1 apresenta o resultado da contagem de nódulos do tipo NST e NPE nas amostras da condição R3.0.

Tabela 4.1 – Número de nódulos do tipo NST e NPE dentro e fora da trilha de rolamento das amostras da condição R3.0.

| Tipo | Fora da trilha de rolamento | | Dentro da trilha de rolamento | |
|-------|-----------------------------|---------|-------------------------------|---------|
| | Nº de nódulos | NST/NPE | Nº de nódulos | NST/NPE |
| NST | 374 | 1.98 | 253 | 1.09 |
| NPE | 189 | | 232 | |
| Total | 563 | | 485 | |

Verifica-se pelos resultados da Tabela 4.1 que a quantidade de nódulos do tipo NPE é menor antes da realização dos ensaios, isto é, fora da trilha de rolamento. No entanto, após o processo de desgaste pode-se notar que a relação NST/NPE diminuiu, devido ao aumento da exposição de nódulos tipo NPE. Na Figura 4.3 pode ser visto os dois modos de exposição dos nódulos na trilha de rolamento de uma amostra da condição R3.0.

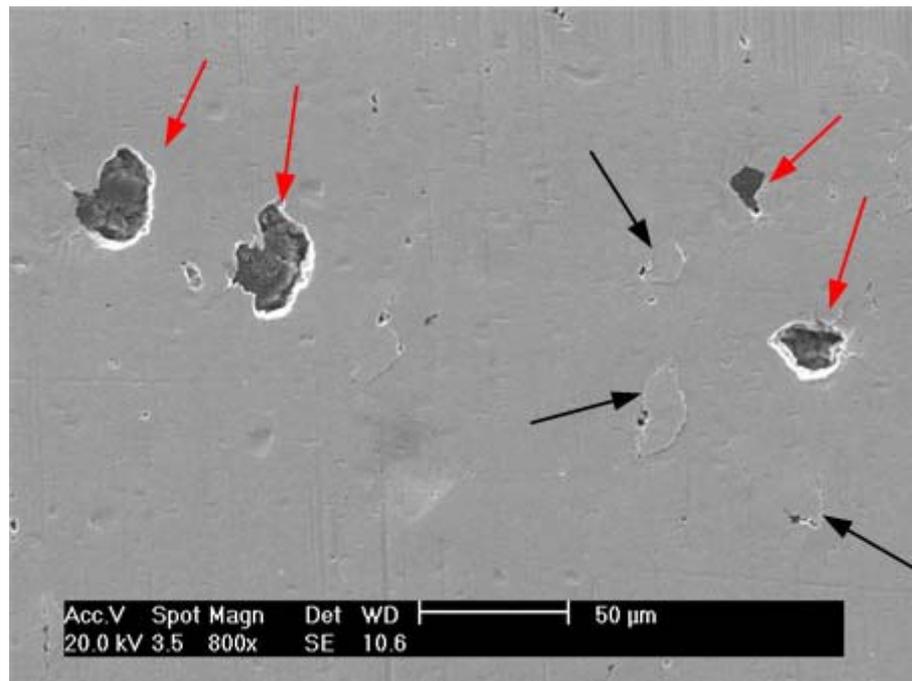


Figura 4.3 – Trilha de rolamento de amostra da condição R3.0. As setas vermelhas e pretas indicam nódulos do tipo NPE e NST, respectivamente.

No caso das amostras ensaiadas na condição P3.0, não havia nódulos do tipo NST fora da trilha de rolamento, provavelmente devido à etapa de preparação dessas amostras, que removeu esse tipo de defeito. No entanto, na trilha de rolamento foi constatada a presença desse defeito, indicando que os nódulos que estão logo abaixo da superfície não são capazes de suportar as deformações durante o processo de desgaste. Essa camada deformada é removida durante o ensaio tornando-se um terceiro corpo no sistema (LEITE, 2005) expondo os nódulos como NPE.

Conclui-se que, para ambas as condições de ensaio, é necessário a existência de um nódulo de grafita subsuperficial a uma determinada profundidade crítica, como mostra a Figura 4.4, confirmando o mecanismo de remoção da grafita proposto por MAGALHÃES *et al.* (2000).

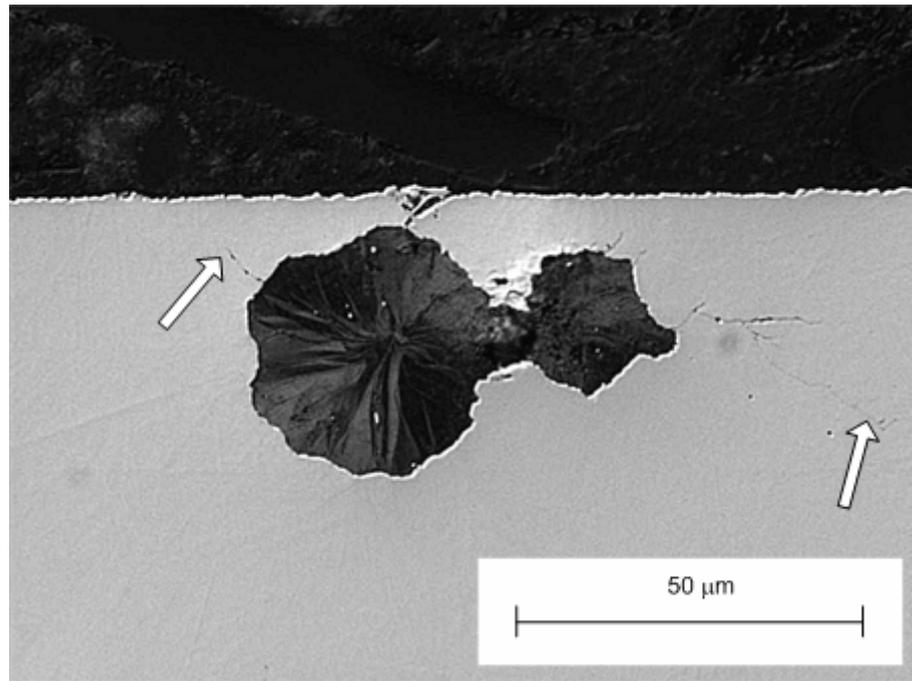


Figura 4.4 – Trinca em nódulo localizado imediatamente abaixo da superfície em amostra da condição P3.0. As setas menores indicam as terminações da trinca e a maior o sentido do movimento das esferas

MAGALHÃES *et al.* (2000), realizaram ensaios com superfícies retificadas ($R_a = 0,3 - 1,8 \mu\text{m}$) e sugeriram que a fina camada de material sobre os nódulos que estão imediatamente abaixo da superfície é removida durante os ciclos de carregamento. Esses autores atribuem aos nódulos localizados numa profundidade crítica, tipicamente 10 a 50 μm , um efeito mais pronunciado nos mecanismos de dano. Segundo o modelo por eles proposto inicialmente um furo circular é formado sobre esses nódulos gerando bordas que no decorrer do processo são removidas tornando os nódulos expostos e que posteriormente acabam sendo expelidos. Em superfícies de FFNA polidas, a seqüência desses eventos é a modificação de um nódulo NST em NPE, como mostra a Figura 4.5, após ensaios na condição P3.0.

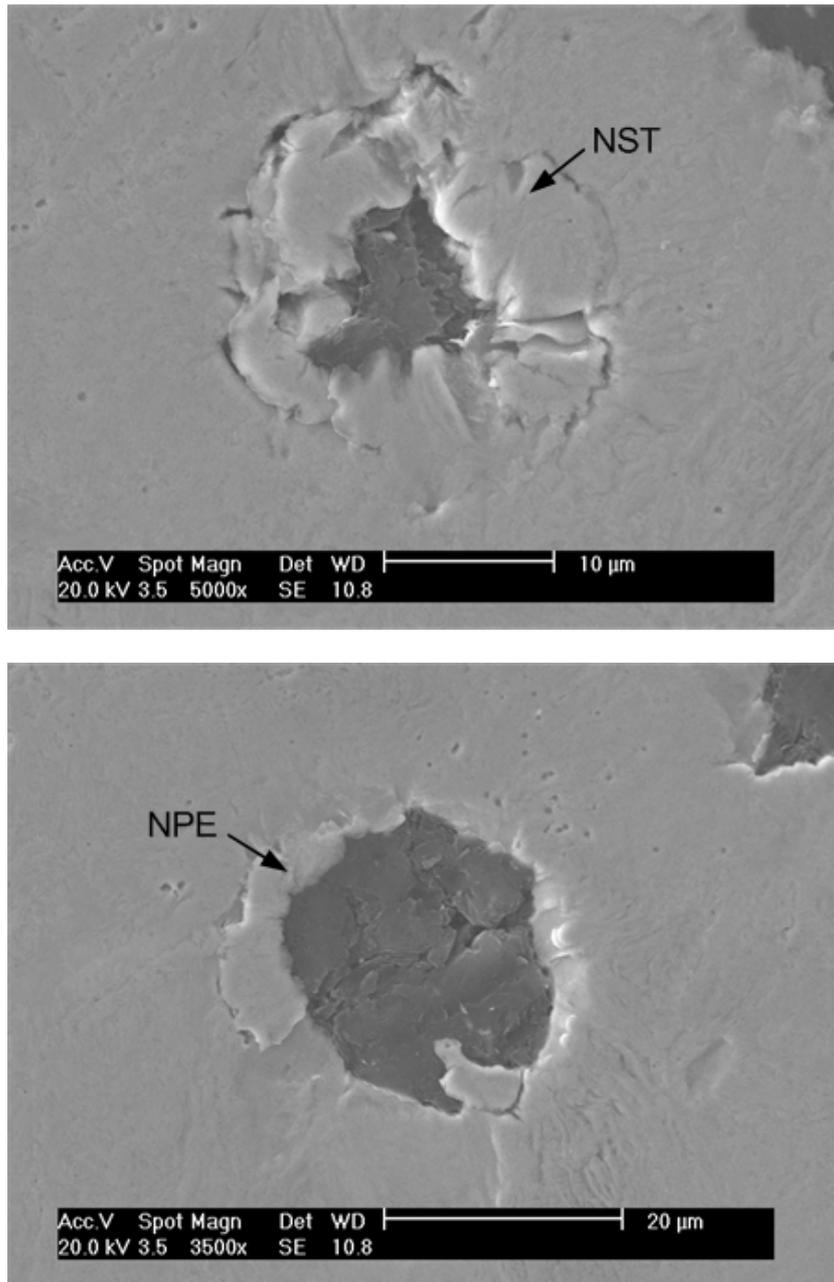


Figura 4.5 – Nódulos NST e NPE na trilha de rolamento de amostra da condição P3.0.

A remoção da grafita nas amostras ensaiadas nas condições L3.0 e P3.0 concorda com o verificado por outros pesquisadores (MAGALHÃES *et al.*, 2000; LEITE e PINTAÚDE 2005; NEVES, 2006). As amostras da condição P3.0 apresentaram antes dos ensaios 12% de nódulos removidos e após, na trilha de rolamento, a quantidade passou para 37%. Daí conclui-se que 25% dos nódulos são removidos pelo processo de desgaste. Da mesma maneira a contagem foi realizada para a condição L3.0. Nessa condição antes do ensaio havia aproximadamente 14%

de nódulos removidos e após o ensaio 31%. Essa menor remoção observada nas amostras lixadas (17%), segundo LEITE e PINTAÚDE (2005), é devida à menor área de exposição dos nódulos, causada pela deformação das asperezas, o que fornece maior suporte aos nódulos e dificulta a remoção. Na Figura 4.6 pode ser visto exemplos dessas ocorrências nas duas condições citadas.

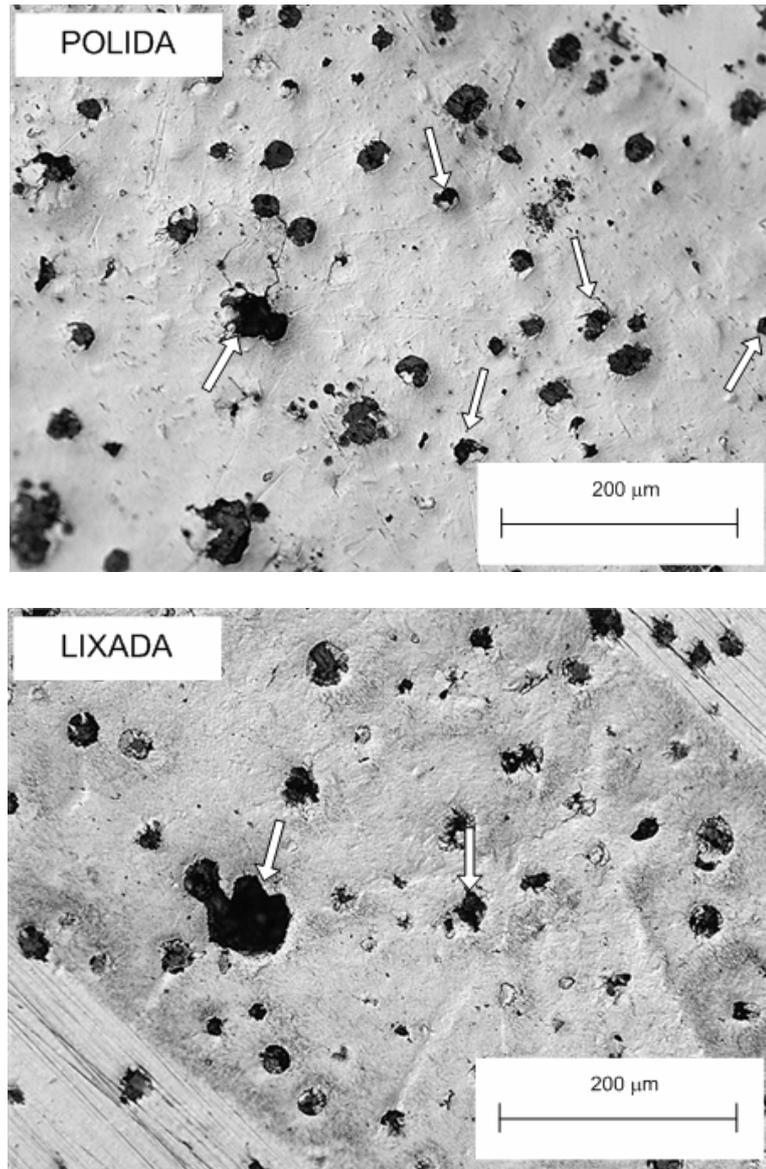


Figura 4.6 – Remoção da grafita. As setas indicam cavidades de nódulos removidos na trilha de rolamento.

Na

Figura 4.7 está apresentado um resumo das principais diferenças no modo de remoção da grafita entre as amostras das condições retificada e polida.

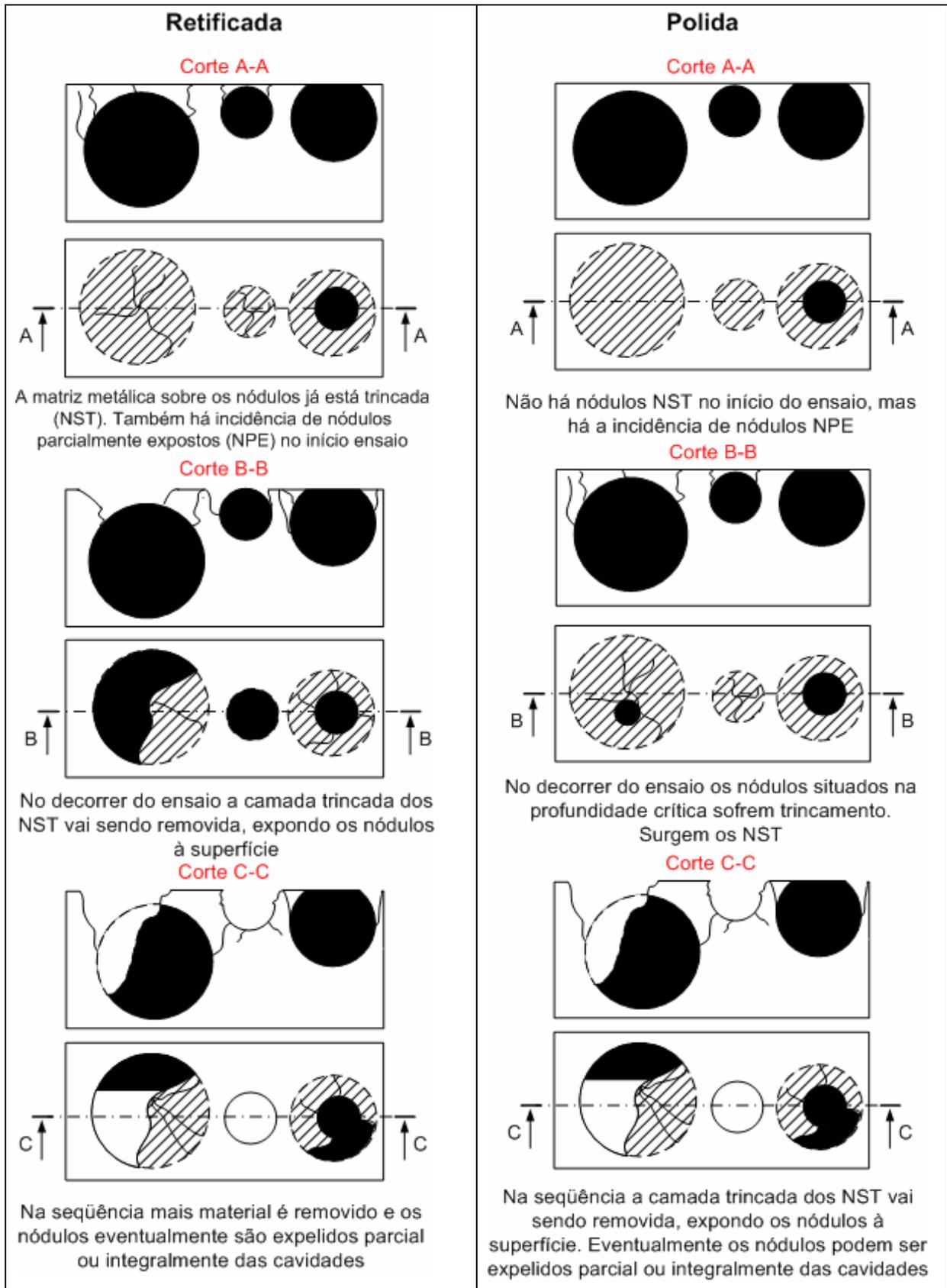


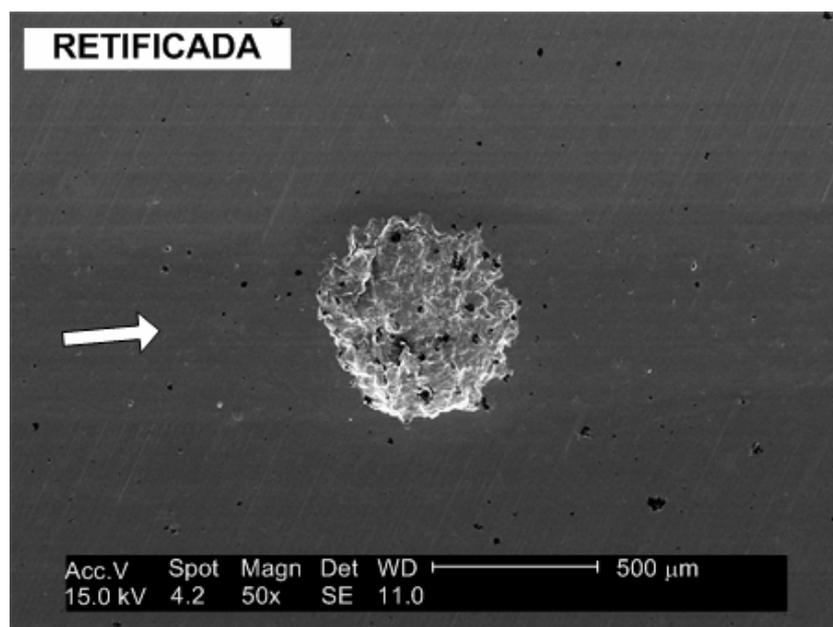
Figura 4.7 – Diferenças no mecanismo de remoção da grafita observado entre as amostras das condições R3.0 e P3.0

Como será discutido posteriormente, a vida em fadiga de contato das amostras retificadas foi menor do que a observada para as amostras polidas e/ou lixadas, concordando com o mecanismo básico de remoção de grafita, no qual é necessária a presença de nódulos NST, que estão presentes de forma mais intensa no início dos ensaios nas amostras retificadas

4.2 Análise do mecanismo de falha

Uma premissa para que os resultados obtidos nos ensaios de desgaste por fadiga de contato possam ser interpretados utilizando-se as equações de Weibull é que os danos produzidos nas superfícies devem ser do mesmo tipo (NEVES, 2006). À medida que ocorreram as falhas, as superfícies das amostras foram cuidadosamente examinadas a fim de realizar essa verificação.

Os danos ocorridos em todas as amostras para qualquer condição ensaiada foram do tipo lascamento e podem ser observados na Figura 4.8, que mostra as vistas de topo das regiões onde ocorreram esses danos.



Continua...

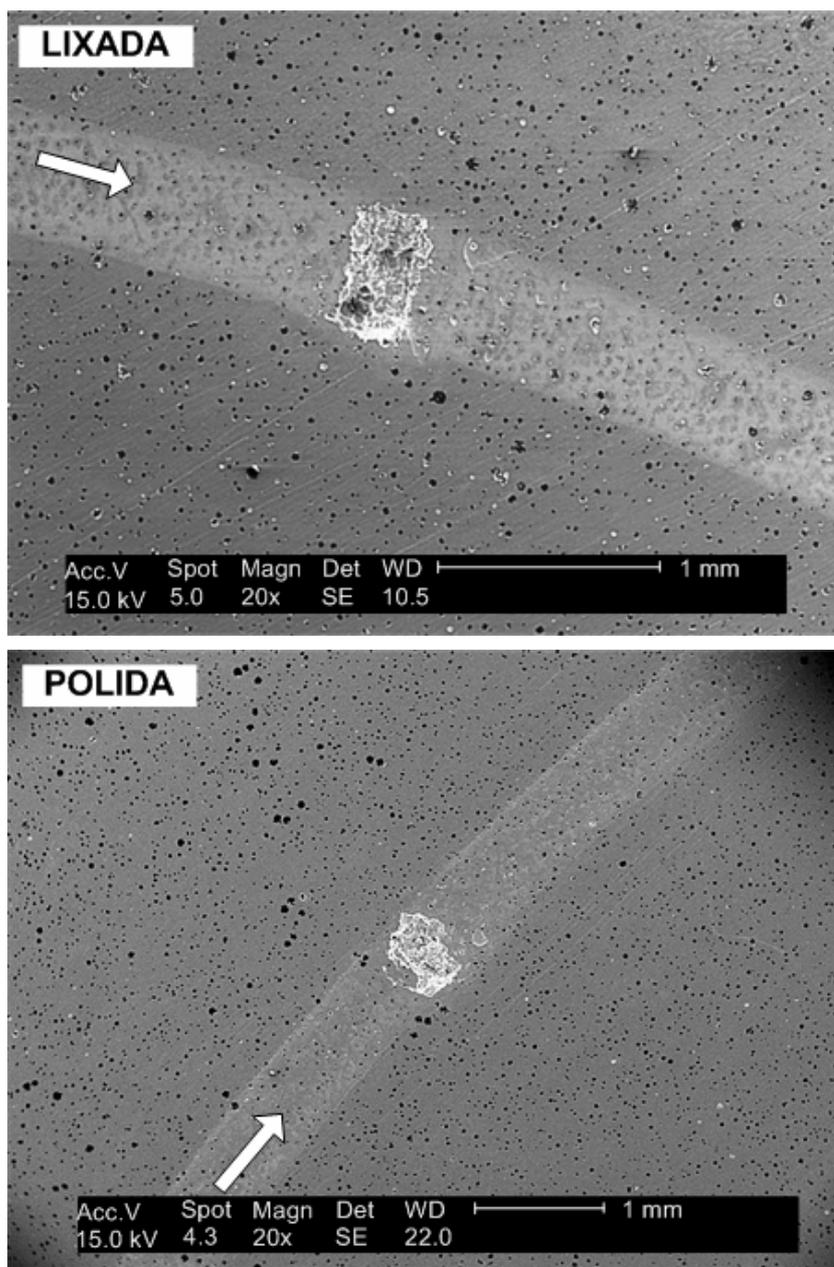


Figura 4.8 – Vista de topo dos lascamentos. As setas indicam o sentido de rolamento das esferas.

A Figura 4.9 apresenta uma ampliação da Figura 4.8c, juntamente com a seção transversal no sentido de rolamento.

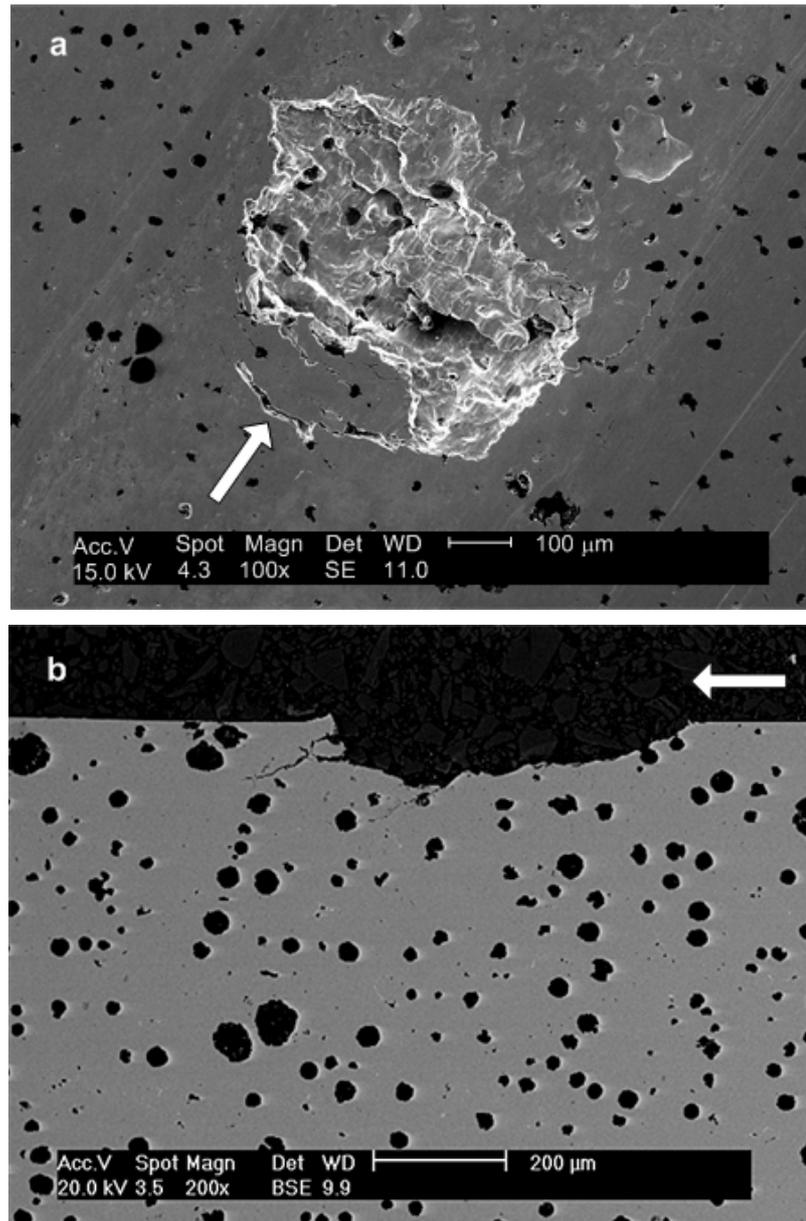


Figura 4.9 – a) Vista de topo do lascamento na condição P3.0 com maior ampliação; b) Seção longitudinal do lascamento. As setas indicam o sentido de rolamento das esferas.

Na Figura 4.9 percebe-se a forma bastante irregular dos lascamentos e neste trabalho isso ocorreu independentemente da condição de ensaio, ou seja, as condições superficiais utilizadas neste trabalho não interferiram no modo como o lascamento foi produzido. A forma irregular desse tipo de dano é uma característica no ferro fundido nodular, pois as trincas se propagam conectando os nódulos que estão abaixo e sobre a superfície (DOMMARCO *et al.*, 1998; MAGALHÃES *et al.*, 2000).

Na Figura 4.10, que mostra a seção longitudinal da trilha de rolamento em região não falhada de uma amostra da condição R3.0, fica evidente o mecanismo clássico de nucleação e crescimento das trincas por fadiga de contato. Pode-se notar que a trinca principal se propaga paralelamente à direção de rolamento e na direção dos nódulos adjacentes, induzindo a nucleação de novas trincas (DOMMARCO *et al.*, 1998; MAGALHÃES *et al.*, 2000; NEVES, 2006).

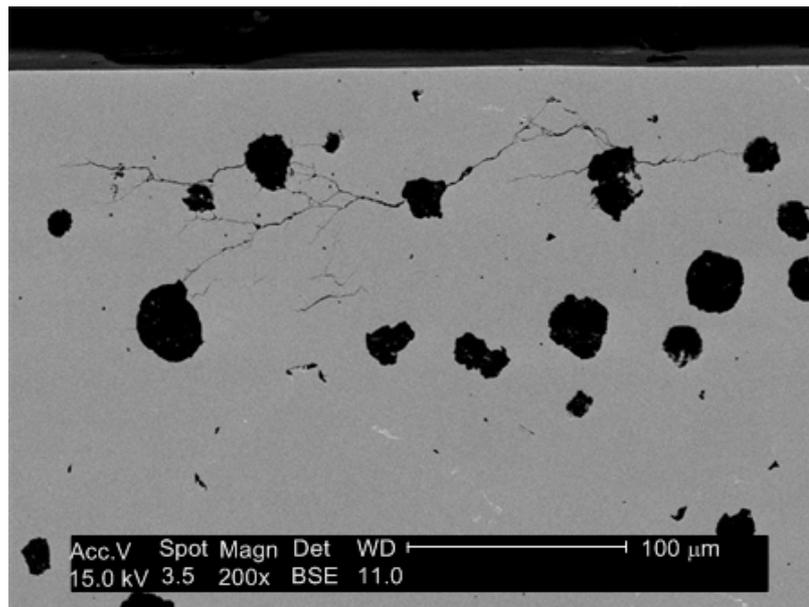


Figura 4.10 – Seção longitudinal da trilha de rolamento em região não falhada de uma amostra da condição R3.0.

Outro aspecto interessante que pode ser observado na Figura 4.10 é a formação das trincas em uma profundidade aproximada de 100 μm, o que coincide com a posição da máxima tensão cisalhante ($\tau_{\text{máx}}$) prevista pelo modelo de Hertz (página 72). Voltando à Figura 4.9, também pode se perceber a concordância entre profundidade da máxima tensão e o dano produzido. Esses resultados concordam com os observados por NEVES (2006) em ferros nodulares temperados ensaiados sob pressão de contato de 3,6 GPa em equipamento similar ao utilizado no presente trabalho, deixando claro que as semelhanças entre os equipamentos utilizados não se limitam a características meramente construtivas, pois ambos foram capazes de reproduzir, dinamicamente, um carregamento muito similar ao carregamento estático de uma esfera sobre um plano.

Percebeu-se que as falhas sempre ocorreram em regiões preferenciais da trilha de rolamento, especificamente naquelas onde a distribuição dos tamanhos dos nódulos de grafita não é homogênea, ou seja, em regiões onde as esferas percorreram nódulos maiores de grafita, o que também já havia sido constatado por NEVES (2006). Deve-se salientar que tanto o ferro fundido nodular utilizado nesse trabalho quanto o utilizado naquele, apresentam mesma composição nominal (carbono equivalente $\sim 4,6$), ambos foram produzidos por fundição contínua e pelo mesmo fabricante, o que significa que podem ter sido submetidos à condições similares de resfriamento ocasionando a diferença observada no tamanho da grafita. Na Figura 4.11 podem ser vistas as regiões próximas e distantes do local de ocorrência dos lascamentos nas superfícies das amostras da condição P3.0 e L3.0.

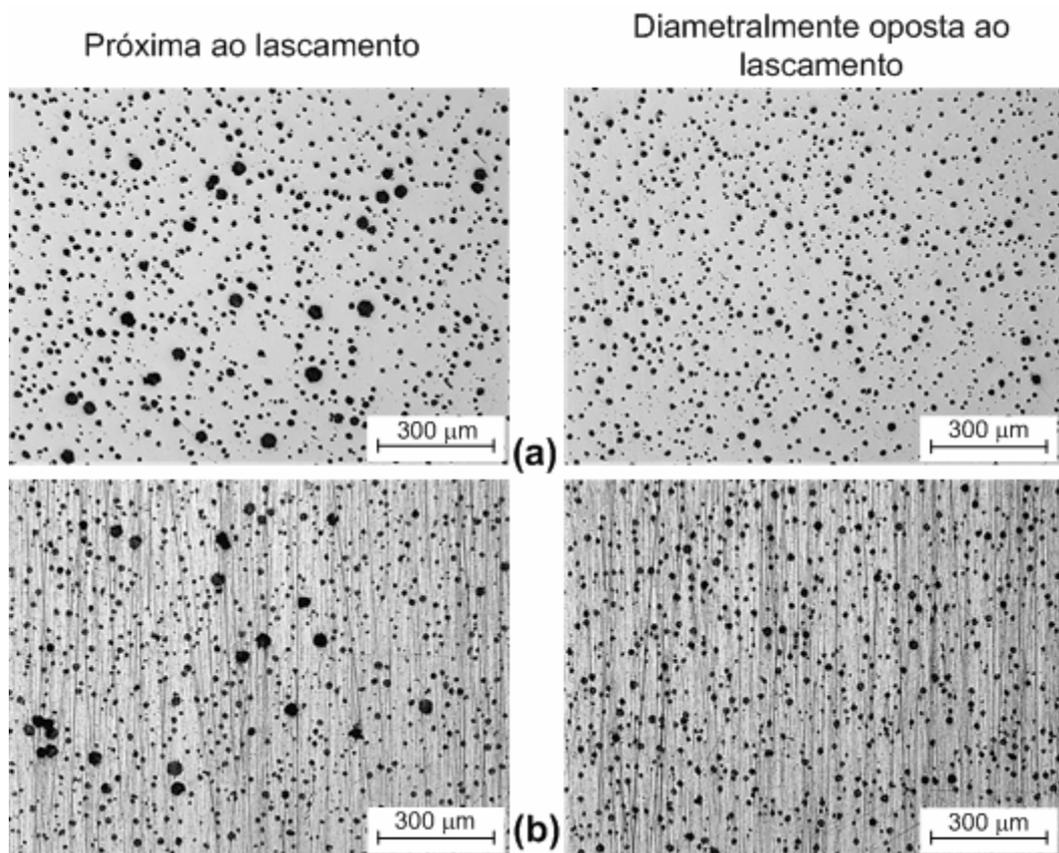


Figura 4.11 – Diferenças nos tamanhos da grafita a) condição P3.0; b) condição L3.0

Independentemente da condição superficial ensaiada neste trabalho, os danos foram gerados sempre na região de maiores tamanhos de nódulos de grafita. Nas

condições L3.0 e P3.0 isso está evidente na Figura 4.8, mas na condição R3.0 foi necessário polir a face inferior do corpo-de-prova para se observar a posição do dano em relação ao tamanho dos nódulos, pois a camada metálica sobre os nódulos, oriunda da retificação, dificultou a observação na face de ensaio. Dessa forma, observou-se que o dano ocorreu sobre os nódulos de maior tamanho, da mesma maneira que foi observado para as demais condições.

A ocorrência do lascamento em regiões de nódulos maiores é consonante com o extenso trabalho realizado por DOMMARCO *et al.* (2006). Estes pesquisadores, utilizando equipamento de concepção similar ao utilizado neste trabalho, investigaram o comportamento em fadiga de contato de ferros fundidos nodulares com diferentes tamanhos de grafita (obtidos por diferença na velocidade de resfriamento). A hipótese do trabalho de DOMMARCO *et al.* (2006) era que a relação entre o diâmetro do contato, D_c , e o diâmetro médio dos nódulos, D_n fosse preponderante para a vida em fadiga de contato do FFNA. Para isso utilizaram esferas de diâmetros diferentes, produzindo diversas razões D_c/D_n .

DOMMARCO *et al.* (2006) mostraram que o desempenho em fadiga de contato foi pior quanto menor foram os valores da razão D_c/D_n . Estes pesquisadores atribuíram esse resultado aos maiores picos de tensão gerados nas bordas da cavidade do nódulo de grafita, que contribuem para a nucleação antecipada das trincas.

Um paralelo pode ser feito com base no trabalho de GUPTA *et al.* (1995), que simularam numericamente em um modelo bidimensional a interação entre o elemento rolante e um defeito (indentação) na trilha de rolamento. GUPTA *et al.* (1995) calcularam a distribuição da tensão ao longo do contato para várias combinações a/b , sendo a o raio de contato e b o raio da indentação, e obtiveram valores de picos de pressão na borda da indentação tanto maiores quanto maiores fossem os diâmetros de indentação, mantendo o diâmetro do contato constante, chegando a superar 2,5 vezes o valor da pressão máxima de contato, P_0 .

Baseados nos resultados obtidos por GUPTA *et al.* (1995), DOMMARCO *et al.* (2006) consideraram a grafita como um “defeito” na trilha de rolamento que está em contato direto com a esfera.

Na Figura 4.12 pode-se visualizar um exemplo da relação existente entre o diâmetro de contato e o diâmetro dos nódulos em amostra da condição P3.0 em região próxima e diametralmente oposta a ocorrência do lascamento.

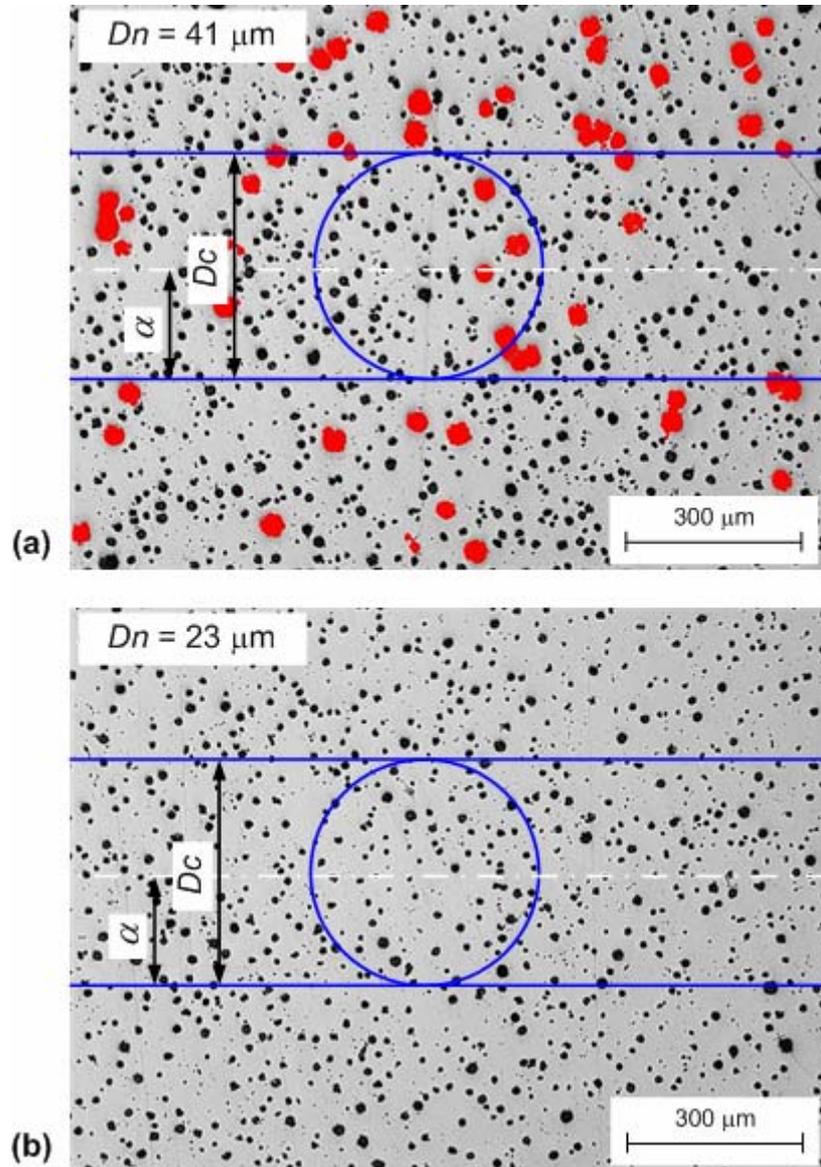


Figura 4.12 – Comparação entre o diâmetro de contato, D_c , e o diâmetro médio dos nódulos, D_n , em amostra da condição P3.0 em região: a) próxima ao lascamento; b) diametralmente oposta ao lascamento

Na Figura 4.12 a dimensão a é raio de contato e mede 192 μm , obtido da Tabela 3.5 (página 72) e os pontos marcados em vermelho são os nódulos com diâmetro médio, D_n , de $41 \pm 8 \mu\text{m}$, sendo esse valor bem superior ao tamanho médio

de $23 \pm 10 \mu\text{m}$, apresentado na Tabela 3.2 (página 63). Pode-se notar que nessa região do corpo-de-prova é muito provável que a esfera intercepte alguns nódulos grosseiros.

Na região do corpo-de-prova apresentada na Figura 4.12a pode-se obter um valor da razão $D_c/D_n = 9,4$, enquanto que na região do corpo-de-prova que apresenta distribuição homogênea de tamanhos das grafitas, Figura 4.12b, obtém-se $D_c/D_n = 16,7$. Portanto, acredita-se que a heterogeneidade na distribuição dos tamanhos de grafita na trilha de rolamento possa ter sido responsável pela ocorrência do mecanismo de lascamento.

Com base nos mecanismos de remoção de grafita apresentados no item 4.1., é bem provável que o efeito da heterogeneidade nos tamanhos da grafita seja responsável pela aceleração do dano durante a etapa de propagação das trincas. Como a vida em fadiga depende da etapa de nucleação e a mesma foi dependente do acabamento superficial, como será visto no próximo item, essa variação microestrutural não pôde ser analisada como uma variável de entrada, podendo isso ser realizado em trabalhos futuros, confrontando resultados desse trabalho com outros a serem obtidos em FFNA, nas mesmas condições de ensaio, porém produzido por outro processo de fabricação que não o de fundição contínua.

4.3 Ensaio de fadiga de contato de rolamento: Resultados de vida

Na Tabela 4.2 estão apresentadas as vidas em fadiga de contato de cada ensaio realizado. Admitindo que os resultados de vida em fadiga de contato obedecem à distribuição de Weibull de dois parâmetros (Equação 2.17), foram estimadas a inclinação, β , e vida característica, θ , para cada conjunto de corpos-de-prova ensaiado. Os valores obtidos para esses parâmetros são mostrados no final da Tabela 4.2.

Tabela 4.2 – Vidas, em ciclos de carregamento, dos corpos-de-prova nos ensaios de fadiga de contato e parâmetros de Weibull estimados.

| Conjunto de amostras | | | | |
|----------------------|---------|-----------|-----------|-----------|
| Ordem de falha (j) | P3.7 | R3.0 | L3.0 | P3.0 |
| 1 | 72.400 | 1.002.000 | 1.525.000 | 1.989.000 |
| 2 | 84.000 | 1.502.000 | 1.737.000 | 2.188.000 |
| 3 | 123.000 | 1.504.000 | 2.757.000 | 2.474.000 |
| 4 | 145.000 | 1.548.000 | 3.091.000 | 3.307.000 |
| 5 | 288.000 | 1.854.000 | 3.136.000 | 3.858.000 |
| β | 2,04 | 4,94 | 3,24 | 3,91 |
| θ | 160.000 | 1.605.000 | 2.780.000 | 3.035.000 |

De acordo com a norma NBR 6742 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS, 1987) dentro de um mesmo conjunto de ensaio cada valor de vida está associado a uma probabilidade de falha. Tal probabilidade pode ser obtida através da Equação 2.20 (página 58), que juntamente com os valores estimados de β e θ , permitiu que fossem determinadas as curvas de probabilidade de falha de cada uma das condições ensaiadas, que são apresentadas na Figura 4.13.

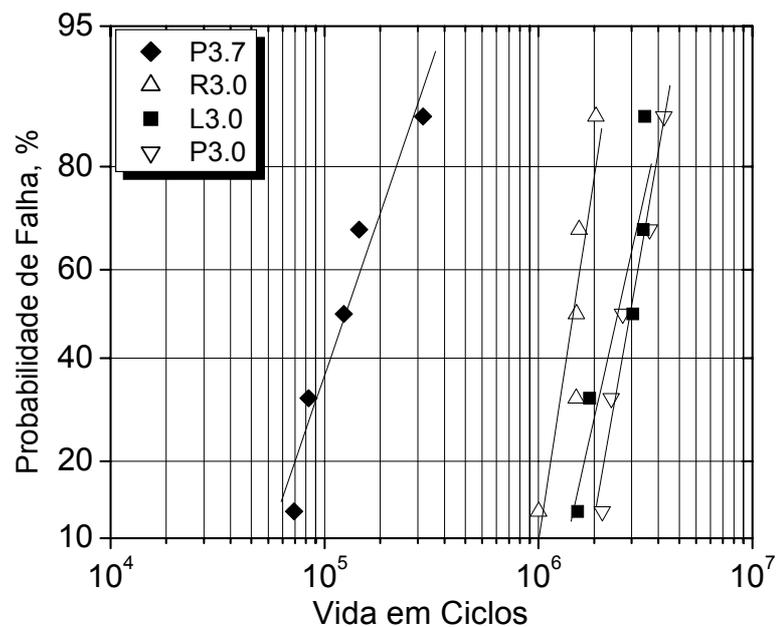


Figura 4.13 – Curvas de probabilidade de falha para as amostras das condições P3.7, R3.0, L3.0 e P3.0

A observação das curvas de probabilidade de falha evidencia que o conjunto de corpos-de-prova polido, ensaiado sob pressão de contato de 3.0 GPa, teve o melhor desempenho frente aos demais conjuntos de amostras. A vida característica desse conjunto de amostras foi aproximadamente 2 vezes maior que a vida característica do conjunto retificado e 19 vezes maior àquela obtida para o conjunto de amostras polidas ensaiadas com pressão de contato de 3.7 GPa.

A diferença observada entre os dois conjuntos de amostras polidas pode ser atribuída a maior solitação imposta à superfície devido a maior pressão de contato.

O melhor desempenho das amostras da condição P3.0 frente às da condição R3.0 deve-se às diferentes características superficiais entre esses dois grupos de amostras e será explicada com base nos parâmetros de rugosidade. No entanto, é necessário fazer algumas considerações sobre a medição topográfica do ferro fundido nodular.

Na Tabela 4.3 são apresentados os resultados de rugosidade quadrática média para as condições estudadas.

Tabela 4.3 – Valores médios da rugosidade quadrática média, R_q , dos corpos-de-prova antes dos ensaios.

| Condição superficial | R_q (μm) |
|----------------------|-------------------------|
| Retificada | $0,14 \pm 0,04$ |
| Lixada | $0,25 \pm 0,08$ |
| Polida | $0,21 \pm 0,05$ |

Na Figura 4.14 pode-se visualizar os perfis brutos das superfícies das amostras utilizadas neste trabalho.

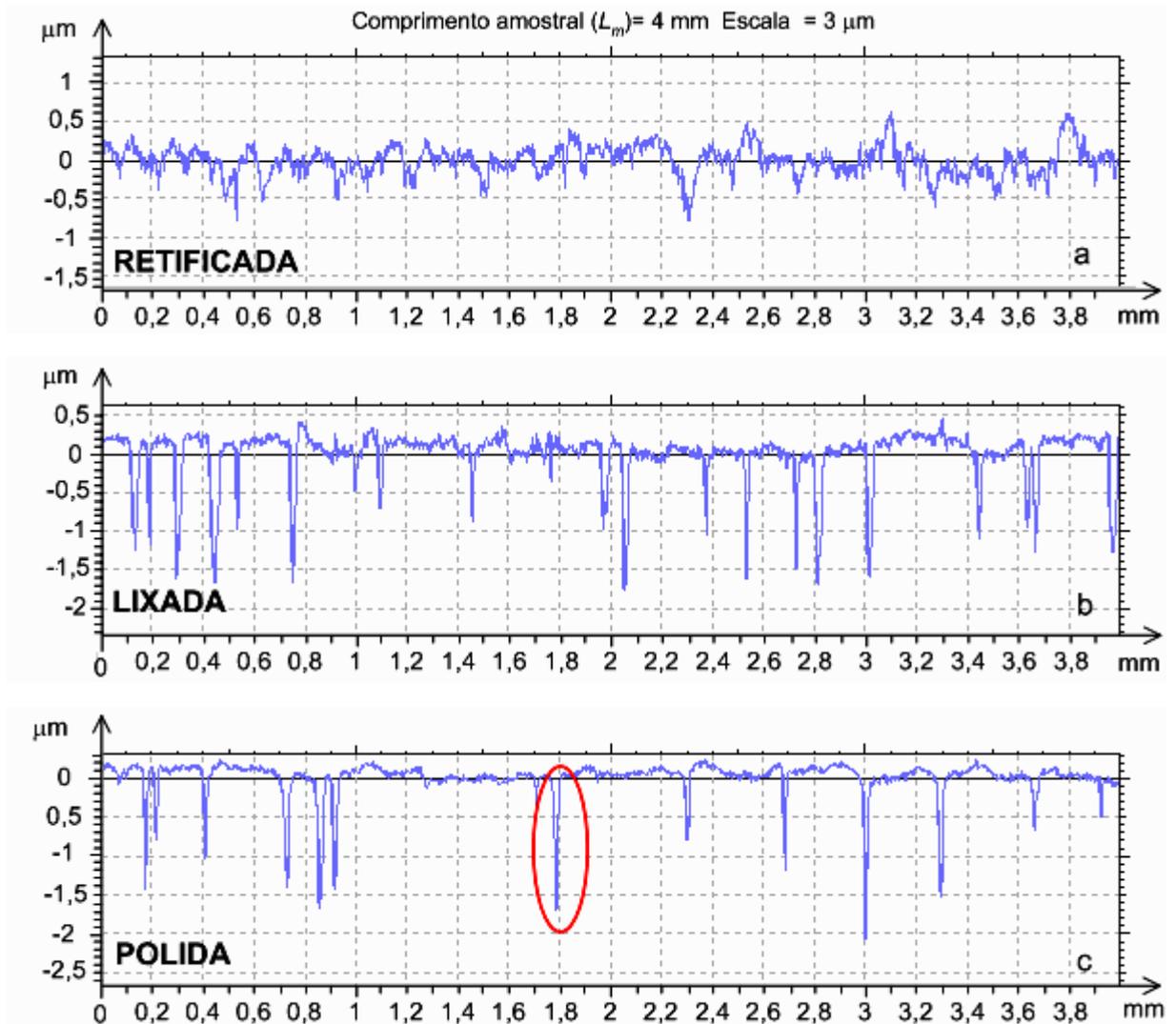


Figura 4.14 – Perfis brutos das superfícies

A Tabela 4.3 mostra que o valor médio do parâmetro R_q das amostras retificadas é menor do que os valores das amostras lixadas e polidas, sendo isso um resultado inesperado (HUTCHINGS, 1992).

Esse resultado pode ser explicado pelo modo como os nódulos são expostos na superfície e da interação destes com a ponta do rugosímetro. LEITE (2005) observou que durante a medição de rugosidade de ferro fundido nodular a ponta do rugosímetro produz riscos na superfície do mesmo, quando o apalpador encontra a grafita, originando no perfil de rugosidade um vale que não existe, o que pode afetar os parâmetros de rugosidade. Na Figura 4.15 pode ser vista a deformação da grafita pela ação do apalpador.

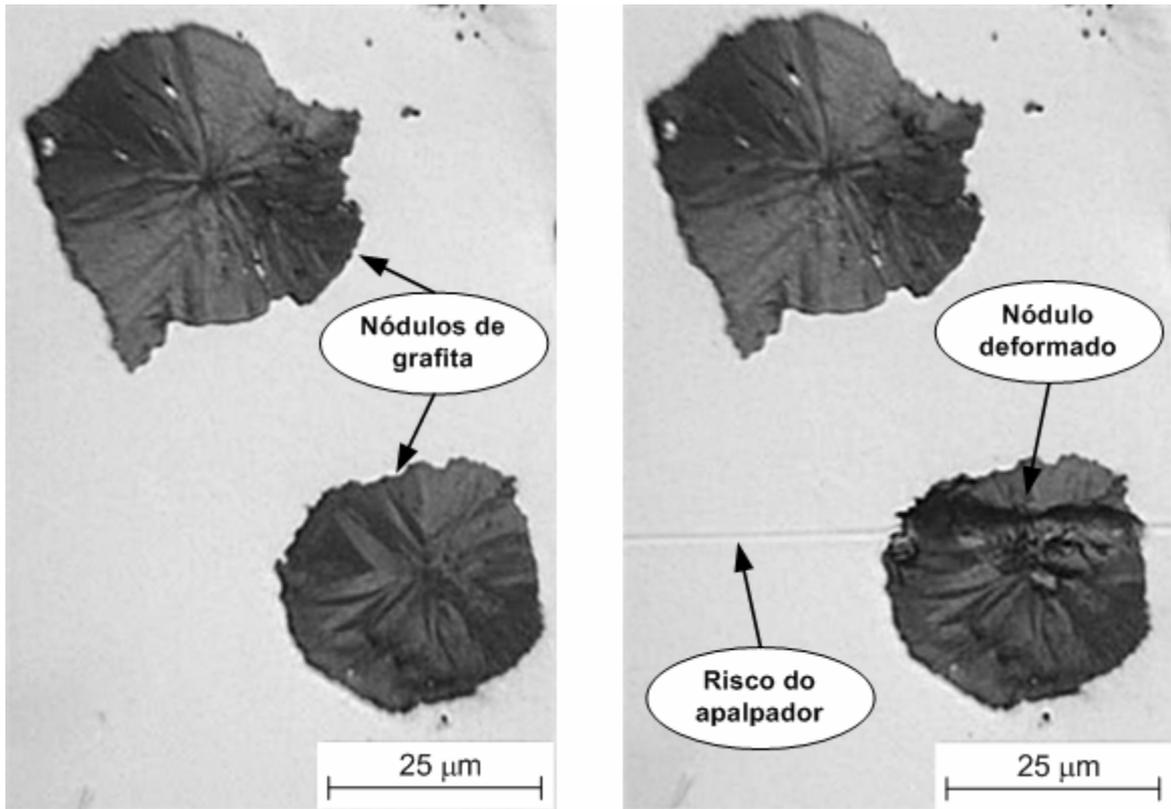


Figura 4.15 – Deformação da grafita pela ação mecânica do apalpador sobre a superfície do FFNA (LEITE, 2005)

A grafita não é capaz de suportar a pressão exercida pelo apalpador (força normal ≈ 5 N e área de contato $\approx 4 \mu\text{m}^2$), devido ao seu baixo módulo de elasticidade, 4,8 GPa (MATWEB, 2007), e por isso sofre uma deformação mais pronunciada que a matriz metálica.

Como nas amostras retificadas os nódulos estão sob a camada metálica, pode-se dizer que há uma condição de maior continuidade da matriz metálica. Nesse caso, durante a medição da rugosidade, poucos nódulos serão interceptados pela ponta do rugosímetro, resultando em poucos vales no perfil da superfície, Figura 4.14a.

Já nas amostras lixadas e polidas a etapa de preparação remove a camada metálica oriunda da retificação, tornando os nódulos expostos de modo que durante a medição da rugosidade mais nódulos são interceptados pela ponta do rugosímetro e maior será a quantidade de vales profundos gerados no perfil, interferindo assim nos valores de rugosidade. Uma ampliação da região destacada na Figura 4.14c e apresentada na Figura 4.16 mostra que se trata de um nódulo de grafita, pois a

largura corresponde ao valor do diâmetro médio dos nódulos apresentado na Tabela 3.2 (página 63).

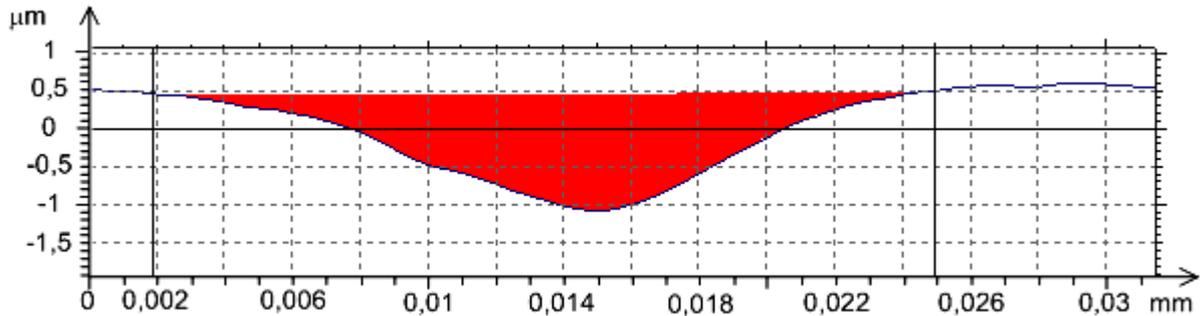


Figura 4.16 – Ampliação da região destacada na Figura 4.14 evidenciando um nódulo de grafita deformado pela ponta do rugosímetro.

Com auxílio do *software* do rugosímetro, utilizando-se a função *erase defects*, foi possível remover todos os vales profundos, ou em outras palavras, os nódulos interceptados pelo apalpador, dos perfis das amostras lixada e polida apresentados na Figura 4.14. O resultado dessa operação é mostrado na Figura 4.17.

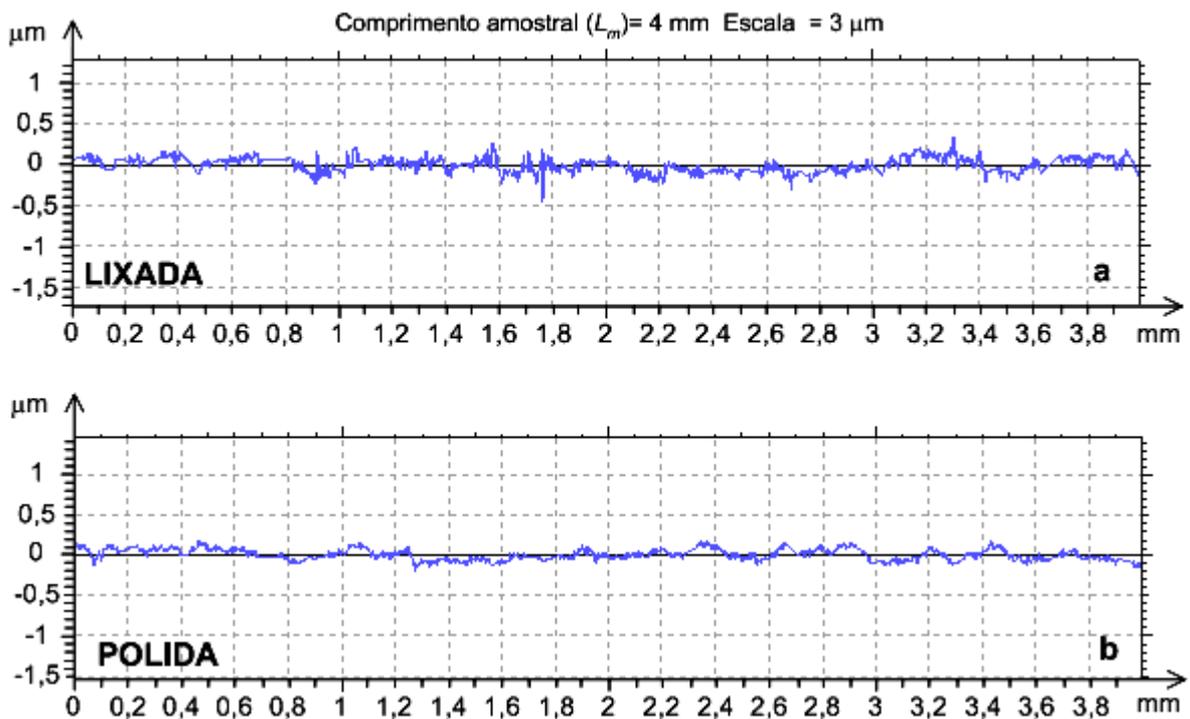
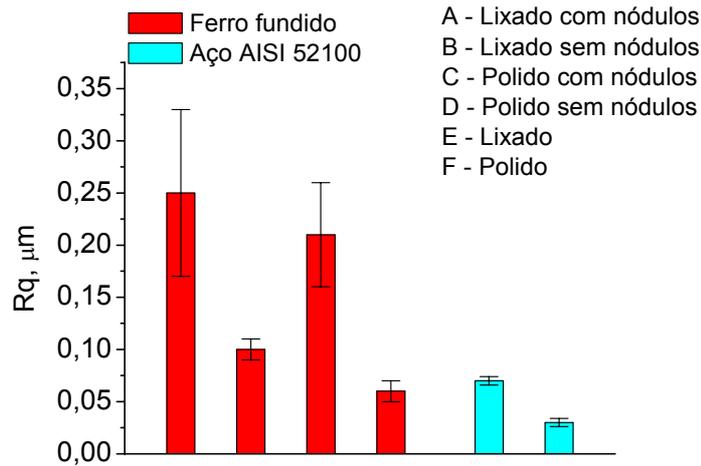
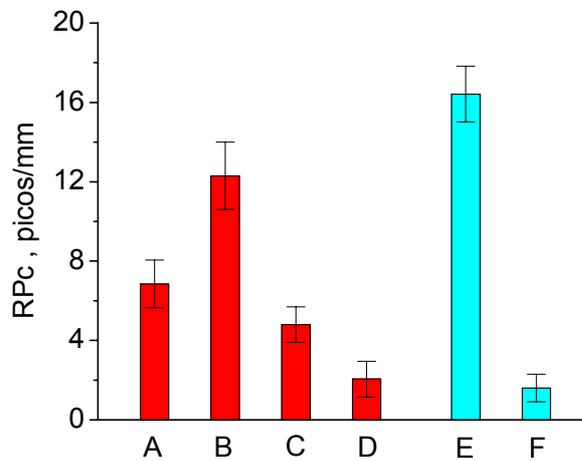


Figura 4.17 – Perfis após a remoção dos nódulos via *software*

Na Figura 4.18 pode ser visto o resultado da remoção dos nódulos do perfil do ferro fundido nos valores dos parâmetros Rq e RPc . Para efeito comparativo, nessa figura também estão apresentados os resultados obtidos em amostras de aço AISI 52100 lixado e polido, preparadas em condições análogas às utilizadas neste trabalho.



(a)



(b)

Figura 4.18 – Efeito da remoção dos nódulos do perfil do ferro fundido nos valores dos parâmetros de rugosidade Rq e RPc .

A remoção dos nódulos via *software* impõe, no entanto, a restrição de no lugar do nódulo removido adicionar uma linha para manter a continuidade do perfil. Mesmo assim, após a operação de remoção dos nódulos, foram recalculados os

parâmetros de rugosidade para cada perfil. Com esse procedimento verificou-se que os valores do parâmetro Rq para as condições lixada e polida diminuíram significativamente. Também houve alteração considerável nos valores dos parâmetros RDq (inclinação das asperezas) e RPc (contagem de picos).

Analisando os resultados apresentados na Figura 4.18 pode-se notar claramente o efeito dos nódulos nos valores de rugosidade. Percebe-se que na condição “sem nódulos” os parâmetros de rugosidade do ferro fundido nodular são comparáveis aos das amostras de aço (legendas B e E e D e F na Figura 4.18a), como era de se esperar, pois sem a influência dos nódulos apenas a matriz metálica é percorrida pela ponta do rugosímetro.

Como resultado dessas diferenças, pode-se verificar que a contagem de picos, parâmetro RPc , foi aproximadamente 6 vezes maior na superfície lixada do que na polida (legendas B e D), uma diferença altamente significativa, que afeta diretamente a área real de contato (MCCOOL, 1986).

Na condição retificada, devido à maior rugosidade, a interação das superfícies do corpo-de-prova e das esferas ocorre de forma mais intensa. De acordo com BASTIAS *et al.* (1994), KIM e OLVER (1998) e HÖHN *et al.* (2006), essa interação modifica a distribuição das tensões de contato, gerando picos localizados de tensão, o que resulta na nucleação antecipada das trincas.

Observando os dados da Tabela 4.2 percebe-se também que houve uma diferença (aproximadamente 10%) entre a vida característica das amostras das condições L3.0 e P3.0, que também pode ser explicada com base nos parâmetros de rugosidade. A Figura 4.19 apresenta os valores do parâmetro RDq , para o ferro fundido nodular, com e sem efeito dos nódulos, e para o aço AISI 52100. Da mesma forma que observado para os parâmetros Rq e RPc , a remoção dos nódulos de grafita reduz os valores de rugosidade, tornando-os comparáveis com os valores obtidos para o aço AISI 52100.

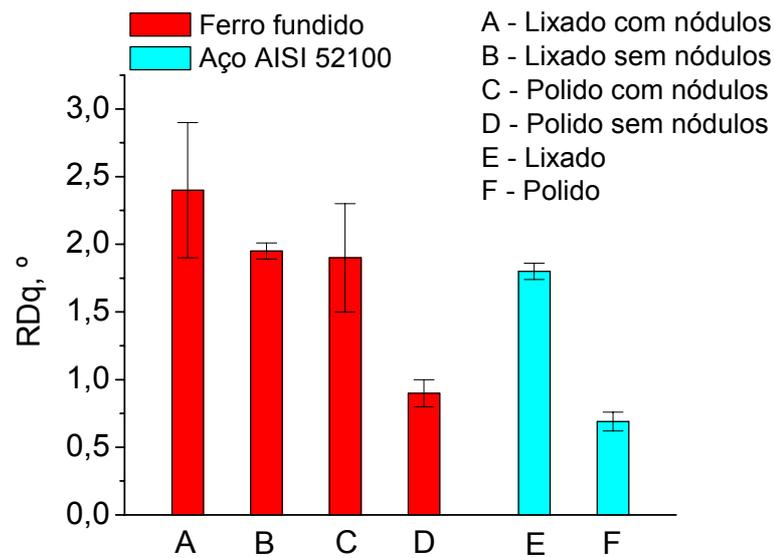


Figura 4.19 – Efeito da remoção dos nódulos do perfil do ferro fundido nos valores do parâmetro RDq

Na Figura 4.19 percebe-se que o valor do parâmetro RDq , da amostra polida é aproximadamente metade do valor da amostra lixada (legendas B e D). A consequência prática disso, é que, ao menos nos estágios iniciais do processo de desgaste, a severidade do contato tende a ser maior na superfície lixada. Na Figura 4.20 pode se visualizar os aspectos qualitativos da inclinação das asperezas em contato com o contra-corpo.

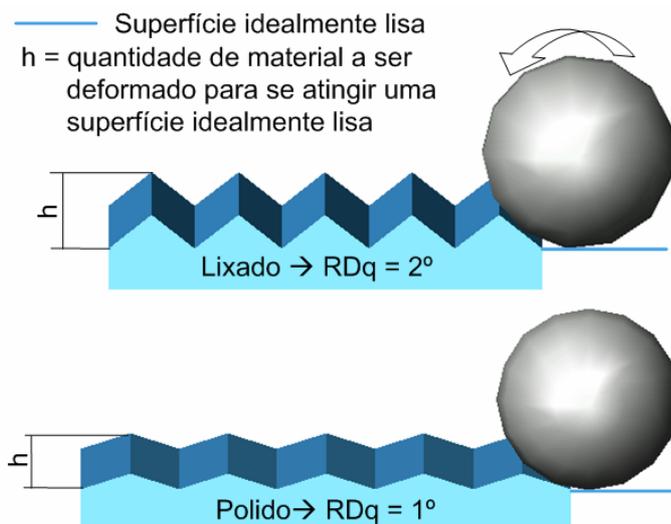


Figura 4.20 – Representação esquemática das asperezas em contato com o contra-corpo.

Considerando que existem mais asperezas em contato e estas são mais agudas na condição lixada, maior será a resistência imposta ao movimento do contra-corpo (esfera de aço), pois uma quantidade maior de material precisa ser deformada durante o rolamento da esfera sobre a superfície. A acomodação dessa deformação inicial e a deformação cíclica subsequente são suficientes para reduzir o tempo necessário para a nucleação das trincas (DOMMARCO *et. al*, 2006), reduzindo a vida do componente.

No entanto, deve-se mencionar que a diferença na vida característica entre os conjuntos de amostras L3.0 e P3.0 não chega a ser expressiva. Acredita-se que o efeito da rugosidade das amostras lixadas tem influência somente nos estágios iniciais do desgaste. Isso porque após um determinado número de ciclos as asperezas da superfície da condição lixada são completamente deformadas e a trilha adquire um aspecto semelhante à trilha da condição polida. Isso pode explicar o fato de algumas amostras lixadas terem atingido vida similar a das amostras polidas. O aspecto das trilhas de desgaste ao final dos ensaios pode ser comparado com auxílio da Figura 4.21.

Pode-se notar na Figura 4.21 que, diferentemente da amostra lixada, na amostra retificada, mesmo havendo deformação pronunciada, os riscos da usinagem permanecem visíveis na trilha de desgaste. Isso ajuda a corroborar a menor vida encontrada para essas amostras, pois as asperezas não foram deformadas completamente e permanecem interagindo com a superfície do contra-corpo até o final do ensaio. As setas brancas nessa mesma figura indicam um tipo de deformação caracterizada por LEITE (2005) como *engastamento a três corpos*. Essa deformação é proveniente do desprendimento de partículas devido a conexão das trincas e àquelas devido à remoção da grafita. Estas partículas permanecem recirculando na câmara de ensaio junto com o lubrificante, pois não há sistema de filtragem do óleo. Desse modo, quando a esfera rola na presença de uma dessas partículas ocorre a deformação do tipo *engastamento a três corpos*.

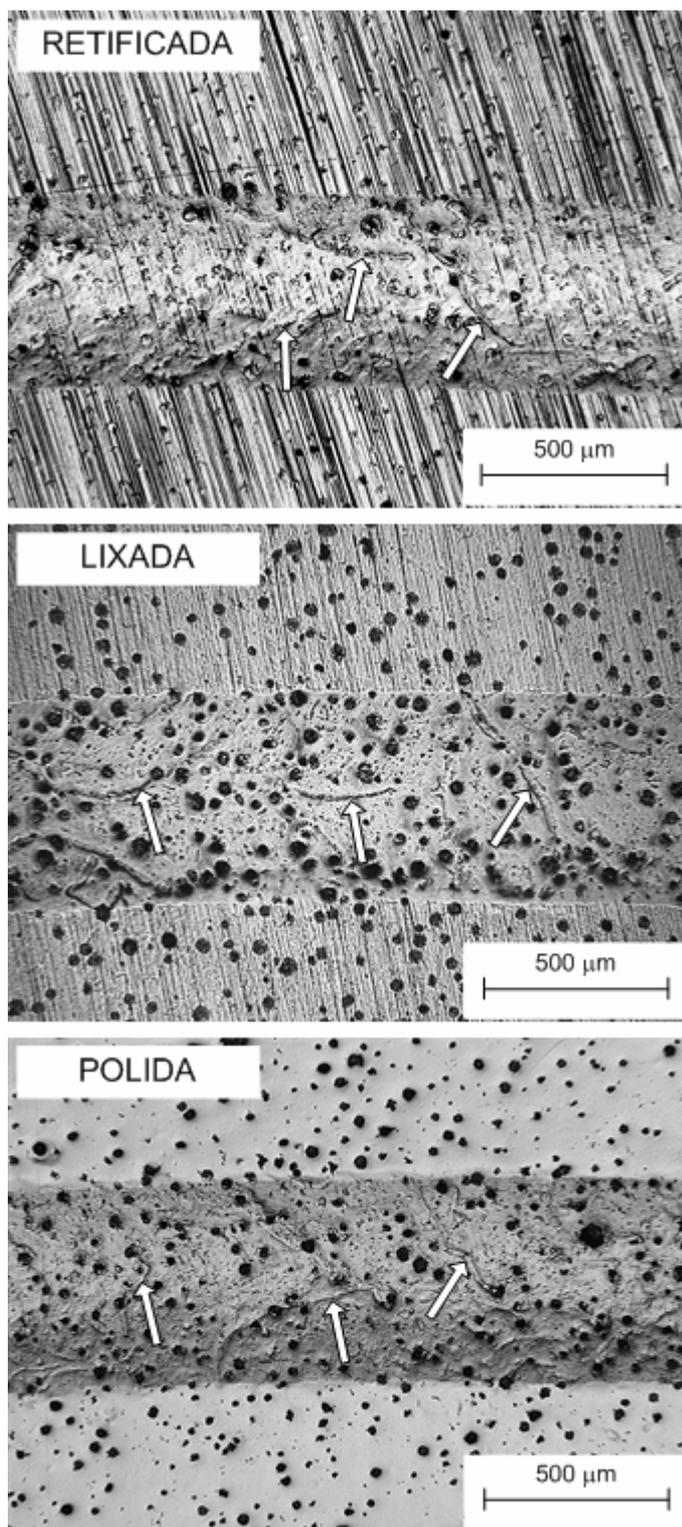


Figura 4.21 – Aspecto das trilhas de desgaste ao final dos ensaios

Por fim, os resultados de vida apresentados na Tabela 4.2 são comparáveis aos encontrados na literatura para FFNA, levando-se em conta condições de ensaio

mais semelhantes possíveis. DOMMARCO *et al.* (1998) em ensaios conduzidos em amostras com rugosidade $Rq = 0,28 \mu\text{m}$ e sob pressão de contato de 2,7 GPa obtiveram vida, θ , de $3,2 \times 10^6$ ciclos, valor muito próximo ao obtido para as amostras da condição P3.0, e SALVANDE e DOMMARCO (2000) chegaram a valores de vida de $1,9 \times 10^6$ ciclos em amostras retificadas ($Ra=0,63 \mu\text{m}$), respectivamente, em ensaios sob pressão de contato de 1,9 GPa.

Além das diferenças nas vidas sob fadiga de contato, outra característica que chama a atenção nos resultados apresentados na Figura 4.13 é a inclinação das curvas. Essa inclinação é utilizada para indicar a dispersão dos resultados de vida e é matematicamente representada pelo parâmetro β . É importante notar que dentre todas as condições de ensaio a condição R3.0 foi a que apresentou o maior valor de β e que a condição P3.7 foi a que apresentou menor valor, tendo portanto as maiores dispersões na distribuição da vida das amostras.

Comparando novamente os resultados apresentados na Tabela 4.2 com os obtidos por SALVANDE e DOMMARCO (2000), verifica-se que esses pesquisadores obtiveram valores para o parâmetro β de 1,9 e 2,9 comparáveis aos resultados obtidos para as condições P3.7 e L3.0, respectivamente, embora existam diferenças entre algumas condições experimentais (carga e rugosidade). Observando os resultados de DOMMARCO *et al.* (1998), verifica-se que, apesar da vida encontrada para FFNA por esses pesquisadores ser semelhante a encontrada neste trabalho, o parâmetro β foi de 6,2, o que indica uma menor dispersão nos resultados da vida do FFNA obtida por esses pesquisadores.

Os valores do parâmetro β podem estar relacionados com os erros de forma dos corpos-de-prova ocasionados durante o processo de fabricação, os quais podem ser visualizados na Figura 4.22, que mostra os resultados representativos de todas as medições realizadas em máquina de medir por coordenadas.

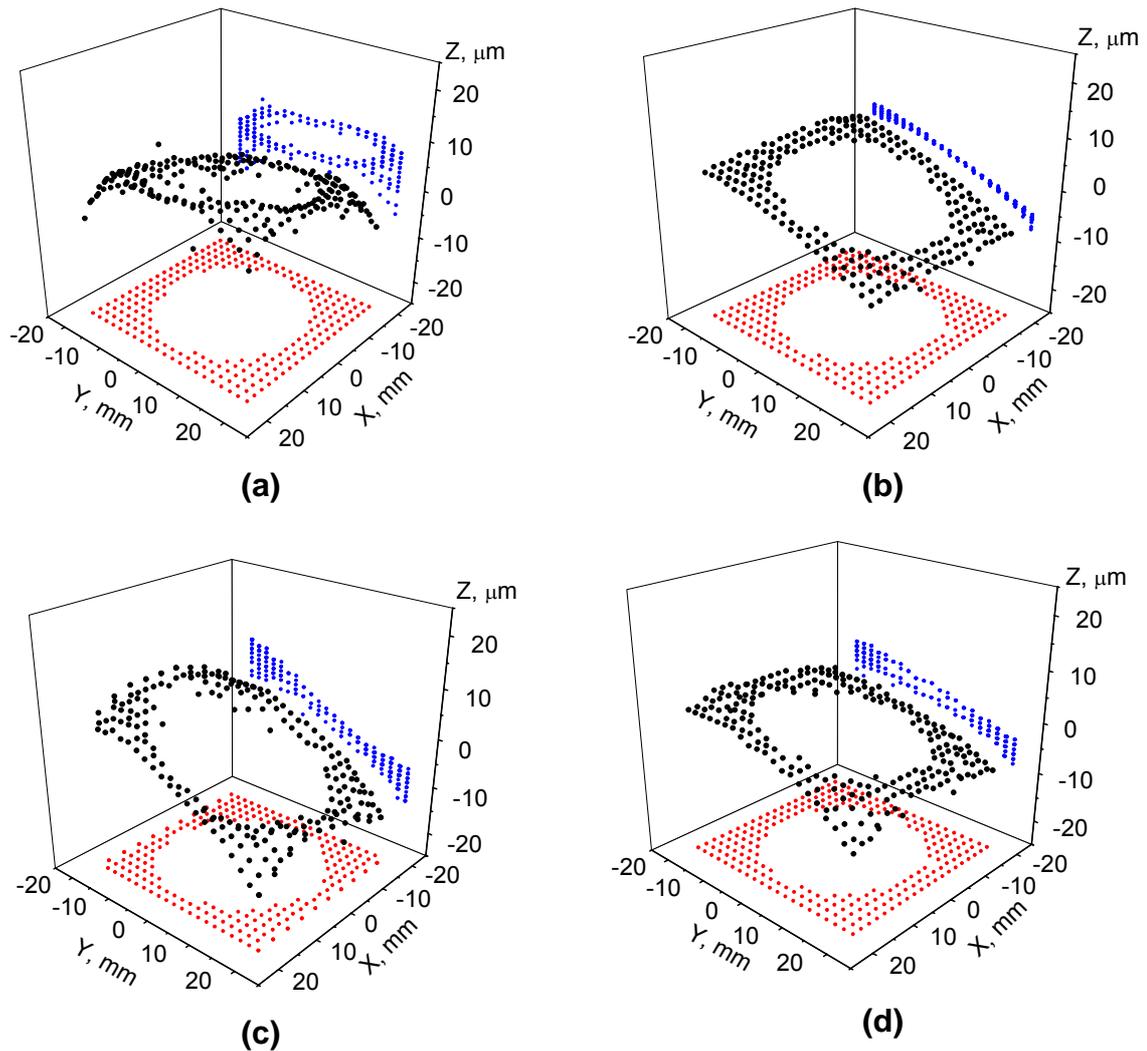


Figura 4.22 – Gráfico da varredura das superfícies dos corpos-de-prova com máquina de medir por coordenadas. a) P3.7; b) R3.0; c) L3.0; d) P3.0

Essas medições revelaram que todas as amostras apresentaram erros geométricos e se desviam em maior ou menor grau da superfície idealizada apresentada na Figura 3.6 (página 66).

Pode ser visto na Figura 4.22b que o processo de retificação introduz um desvio de forma pela criação de um plano inclinado orientado em uma única direção nas superfícies, o qual ainda pode ser percebido mesmo após a intervenção manual para a preparação das amostras lixadas e polidas. No entanto, nessas amostras nota-se que a preparação manual favorece o aumento dos desvios de forma, inclusive com a criação de planos em outra direção (Figura 4.22a e 4.22d). Assim

sendo, a condição R3.0 foi a que apresentou os menores desvios e que se aproximou mais da superfície idealizada.

No entanto, convém ressaltar que os maiores desvios de forma foram observados na condição P3.7, resultado coerente com o fato dessas amostras terem sido retificadas em equipamento diferente das demais condições de ensaio, em que as condições de usinagem não foram bem controladas. Desse modo, retornando aos resultados apresentados na Figura 4.13 e aos valores de β da Tabela 4.2, fica claro que a uniformidade das superfícies tem um papel relevante nos resultados de vida.

Dáí pode-se concluir que a falta de controle do processo de usinagem, somado aos processos manuais aplicados à superfície favorecem o aumento da dispersão dos resultados de vida e explica o porquê do maior valor de β e, conseqüentemente, a menor dispersão na distribuição da vida das amostras retificadas. Da mesma forma, isso explica os maiores valores do parâmetro β encontrados por DOMMARCO *et al.* (1998), pois o erro de forma das amostras utilizadas por esses pesquisadores foi de 1,4 μm , valor bem inferior ao erro de forma das amostras deste trabalho (~10 – 20 μm)

Outra hipótese para a maior dispersão observada nas amostras das condições L3.0 e P3.0 pode estar associada a heterogeneidade na distribuição dos tamanhos dos nódulos de grafita. Além disso, as trincas pré-existentes no início do ensaio e a possibilidade de existência de tensões residuais na condição R3.0 podem ter sido responsáveis pela aceleração do mecanismo de falha em todas as amostras dessa condição, o que conduziu à menor dispersão observada para esse conjunto.

Os resultados apresentados na Figura 4.22 podem ainda ser associados aos resultados da Figura 4.23, que apresenta as medições das larguras das trilhas de rolamento.

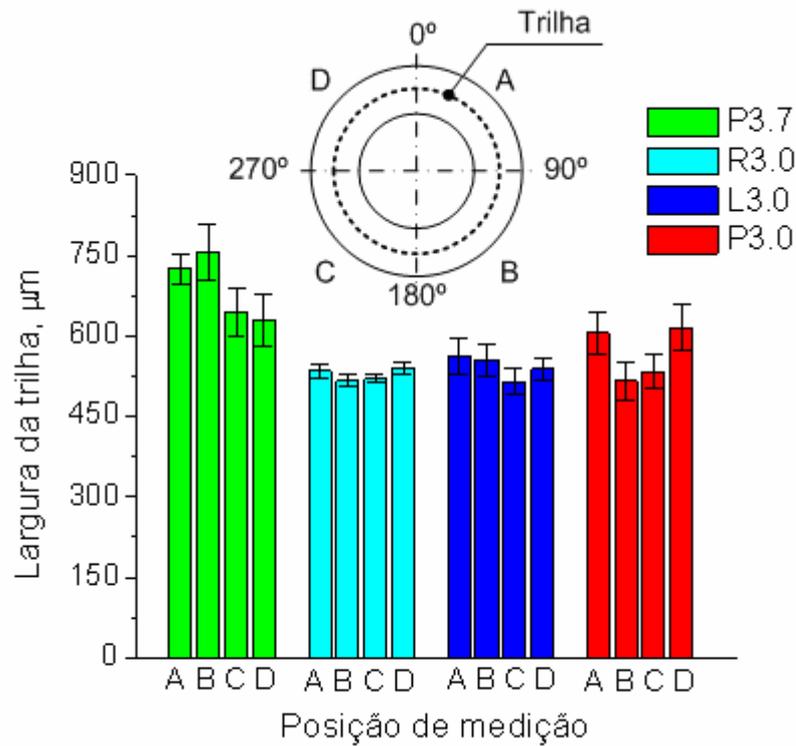


Figura 4.23 – Medição da trilha de rolamento em posições distintas do corpo-de-prova.

Verifica-se na Figura 4.23 que a uniformidade nas dimensões da trilha não foi mantida, sendo isso uma consequência direta dos erros de forma das superfícies. Pode-se considerar que apenas na condição R3.0 houve uma manutenção dos valores de largura da trilha. Além disso, a condição R3.0 foi a que apresentou menores desvios-padrões, para qualquer posição analisada, resultado coerente com o fato que dentre todos os conjuntos ensaiados esse foi o que apresentou os menores erros de forma nas superfícies.

Pode-se notar uma diferença apreciável nas larguras das trilhas das demais amostras. Na condição P3.7 essa diferença chegou a atingir 17%, enquanto que na condição R3.0 a máxima diferença entre quaisquer duas posições foi de aproximadamente 8%.

Esses resultados confirmam a assertiva feita com base nos desvios de forma apresentados na Figura 4.22, isto é, quando processos manuais são aplicados na superfície, a inclinação das curvas de probabilidade de falha reduz

A preocupação com desvios geométricos de superfícies tribológicas tem sido o alvo de estudos recentes. PRIETO *et al.* (2004) mostraram que em ensaios de deslizamento do tipo pino-sobre-disco em condições de contato conforme, o desalinhamento entre o pino a superfície do disco é responsável por uma variação no volume de desgaste das amostras, que chega a ultrapassar uma ordem de grandeza. Para minimizar esse efeito, propuseram a modificação do equipamento introduzindo um assento esférico no suporte do pino, permitindo dessa maneira o auto-alinhamento do pino com a superfície do disco. Com isso, esses pesquisadores conseguiram diminuir a dispersão observada nos resultados de desgaste e obtiveram melhor correlação entre a quantidade de desgaste e a carga aplicada.

Nos ensaios conduzidos por NEVES (2006) em equipamento semelhante ao utilizado no presente trabalho, a uniformidade nas dimensões da trilha de rolamento foi alcançada com uma solução similar à adotada por PRIETO *et al.* (2004). NEVES (2006) utilizou em seu equipamento o rolamento DIN 52206U, ao invés do DIN 52206. Esses dois rolamentos possuem dimensões idênticas quanto aos diâmetros externos e internos e quanto ao diâmetro do eixo no qual podem ser montados. A diferença entre os mesmos é que o último é um rolamento axial de duas carreiras de esferas de assento plano e o primeiro é de assento esférico. A utilização desse tipo de rolamento pode compensar pequenos desalinhamentos entre o eixo da máquina e o assento do corpo-de-prova e possivelmente pode contrabalançar os erros geométricos da superfície.

Pode-se em trabalhos futuros utilizar solução semelhante à proposta por NEVES (2006), ensaiando novamente os FFNA's nas condições utilizadas nesse trabalho, de modo a verificar a redução na dispersão dos resultados e um provável aumento no valor do parâmetro β .

5 CONCLUSÕES

Neste trabalho estudou-se o desempenho do ferro fundido nodular austemperado submetido à solicitação cíclica de fadiga de contato de rolamento. O estudo teve por objetivo verificar qual a influência do acabamento superficial no mecanismo de dano do FFNA e comparar os resultados de vida obtidos nos ensaios para diferentes acabamentos superficiais. Ao fim da análise dos resultados apresentados podem-se enumerar as seguintes conclusões:

- Os nódulos de grafita são expostos na superfície de maneira distinta em função do processo de fabricação do corpo-de-prova: na condição retificada os nódulos estão sob uma fina camada metálica. Nas condições lixada e polida a etapa de preparação remove a camada metálica e os nódulos ficam expostos na superfície;
- A existência de nódulos superficialmente trincados (NST) é determinante para a nucleação de trincas em uma determinada profundidade crítica. Dessa forma, o mecanismo de remoção de grafita observado concorda com a menor vida em fadiga de contato obtida para as amostras retificadas;
- A remoção da grafita na superfície é maior nas condições lixada e polida, em função do maior quantidade de nódulos já expostos no início do ensaio;
- O tipo de dano predominante em todas as condições estudadas foi o lascamento. Observou-se que esse dano foi gerado em profundidade correspondente à posição onde se desenvolve a máxima tensão cisalhante prevista pelo modelo de Hertz e em consonância com os resultados obtidos por NEVES (2006);
- O lascamento ocorreu invariavelmente em região do corpo-de-prova onde existe diferença na distribuição dos tamanhos dos nódulos de grafita, independentemente da condição de ensaio avaliada;

- O acabamento da superfície interfere de maneira significativa nos resultados de desgaste. Isso é evidenciado pelo aumento em 89% na vida das amostras da condição polida em relação às amostras da condição retificada ensaiadas sob a mesma tensão de contato;
- A diferença nos resultados de vida entre os conjuntos de amostras das condições lixada e polida não é expressiva, embora as superfícies apresentem características distintas. Acredita-se que a rugosidade das amostras lixadas tenha efeito somente nos estágios iniciais do desgaste;
- Os valores de vida (parâmetro θ) e de dispersão (parâmetro β) obtidos foram compatíveis com resultados apresentados na literatura por DOMMARCO *et al.* (1998) e SALVANDE e DOMMARCO (2000);
- O uso de métodos de contato para a determinação da rugosidade do ferro fundido nodular não é recomendado devido à influência negativa dos nódulos expostos na superfície nos valores dos parâmetros determinados;
- Os processos de fabricação utilizados para a confecção dos corpos-de-prova interferiram nos resultados de desempenho. A utilização de processos manuais ou não controlados introduziu desvios de forma nas superfícies e isso aumentou a dispersão dos resultados de vida.

6 SUGESTÃO PARA TRABALHOS FUTUROS

- Comparar o desempenho de ferros fundidos nodulares produzidos por diferentes processos de fundição utilizando as mesmas condições de ensaio e preparação de amostras a fim de isolar o efeito do tamanho dos nódulos do efeito da preparação superficial;
- Realizar medição de rugosidade 3-D no ferro fundido nodular de modo a verificar qual a influência real dos nódulos de grafita nos parâmetros de rugosidade considerando processos de fabricação distintos;
- Avaliar o efeito da heterogeneidade na distribuição dos tamanhos dos nódulos de grafita no desempenho em fadiga de contato;
- Produzir corpos-de-prova por diferentes processos de fabricação como, por exemplo, retificação e *shot peening* a fim de avaliar o efeito de tensões residuais.
- Modificar o equipamento de ensaio, substituindo o rolamento de assento plano por um de assento esférico, de modo a verificar a redução na dispersão dos resultados e um provável aumento no valor do parâmetro β ;
- Utilizar processos de soldagem como, por exemplo, o de plasma arco transferido (PTA) para promover o refino da microestrutura superficial e estudar os possíveis efeitos no desempenho do material em fadiga de contato.

PRODUÇÃO CIENTÍFICA NO PERÍODO (MARÇO 2006-MARÇO 2008)

BRUNETTI, C.; LEITE, M. V.; PINTAÚDE, G. Effect of specimen preparation on contact fatigue wear resistance of austempered ductile cast iron. **Wear**. Vol. 263. p. 663-668. 2007.

BRUNETTI, C.; LEITE, M. V.; PINTAÚDE, G. Mecanismos de desgaste por fadiga de contato no ferro fundido nodular austemperado em condições moderadas e severas de desgaste. In: 61º Congresso Anual da ABM. Rio de Janeiro, 2006. **Anais do 61º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais**. CD ROM. p. 3926 – 3935

REFERÊNCIAS

- ANGELO Jr, E. C.; Torres, R. D.; Guesser, W. L., Image analyses characterization of the microstructure in ductile iron, In: **17th International Congress of Mechanical Engineering**, Ed. COBEM, 2003. São Paulo, SP.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Surface engineering. In: **Metals Handbook**, vol. 5, p. 2535. 1994.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Failure analysis and prevention. In: **Metals Handbook**, vol. 11, p. 2909. 2002.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Friction, lubrication and wear technology. In: **Metals Handbook**, vol. 18, p. 1879. 1992.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Fatigue and fracture. In: **Metals Handbook**, vol. 19, p. 2592. 1996.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS. **ASTM Standard G40-92 Terminology relating to wear and erosion**. ASTM International, West Conshohocken, PA. p. 8. 1992.
- ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6742**: Utilização da distribuição de weibull para interpretação dos ensaios de durabilidade por fadiga. Rio de Janeiro, p.18. 1987.
- AUCLAIR, G.; RUBY-MEYER, F.; MEILLAND, R.; ROCABOIS, P. Cleanliness assessment: a critical review and a real need to predict rolling contact fatigue behaviour. In: **Bearings Steels: Into the 21st Century, ASTM STP 1327**. p. 39-54 1998.
- BASTIAS, P.C.; HAHN, G.T.; RUBIN, C.A.; GUPTA, V.; LENG, X. Analysis of rolling contact spall life in 440c bearing steel. **Wear**, vol. 171, p. 169–178. 1994
- BHUSHAN, B. Surface roughness analysis and measurement techniques. In: **Modern Tribology Handbook**, vol. 1, p.755. 2001
- BRUNETTI, C.; DENKER, M.; PINTAÚDE, G. Análise de aços para rolamentos para alto desempenho em fadiga de contato In: **59º Congresso Anual da ABM**. Anais do

59º Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais. São Paulo, 2004. CD ROM. p.4116 – 4123.

BRUNETTI, C. **Determinação da vida em fadiga de contato do ferro fundido nodular austemperado em condições severas de desgaste.** Trabalho de conclusão de curso. UTFPR, Curitiba-PR. p.53. 2006.

DAVIES R. M., The determination of static and dynamic yield stresses using a steel ball. **Proceedings of the Royal Society of London A.** vol. 197. (1949). p. 416-432.

DING, Y.; RIEGER, N. F. Spalling formation mechanism for gears. **Wear**, vol. 254, p. 1307-1317. 2003.

DOMMARCO, R. C.; BASTIAS, P. C.; DALL’O, H. A.; HAHN, G. T.; RUBIN. C.A. Rolling contact fatigue (RCF) resistance of austempered ductile iron (ADI). **Wear**, vol. 221, p. 69-74. 1998.

DOMMARCO, R. C.; SALVANDE, J. D. Contact fatigue resistance of austempered and partially chilled ductile irons. **Wear**, vol. 254, p. 230-236. 2003.

DOMMARCO, R. C.; BASTIAS, P. C.; RUBIN. C.A.; HAHN, G. T. The influence of material build up around artificial defects on rolling contact fatigue life and failure mechanism. **Wear**, vol. 260, p.1317-1323. 2006.

FULLER, A. G. Austempered ductile irons – present applications. **Materials and Design**, vol. 6, p. 127-130. 1985.

GADELMAWLA, E. E.; KOURA, M. M.; MAKSOUD, T. M. A.; ELEWA, I. M.; SOLIMAN, H. H. Roughness parameters. **J. of Materials Processing Technology**, vol. 123, p. 133-145. 2002.

GRENO, G. L.; OTEGUI, J. L.; BOERI, R. E. Mechanisms of fatigue crack growth in austempered ductile iron. **International Journal of Fatigue**, vol. 21, p. 35-43. 1999.

GUPTA, V.; BASTIAS, P. C.; HAHN, G. T.; RUBIN, C. A. Influence of indent geometry on repeated two-dimensional rolling contact. **Journal of Tribology**, vol. 117, p. 655-659. 1995.

HAMROCK, B. J. **Fundamentals of fluid film lubrication.** Ed. MacGraw-Hill. Singapore, p. 690. 1994.

- HATATE, M.; SHIOTA, T.; TAKAHASHI, N.; SHIMIZU, K. Influences of graphite shapes on wear characteristics of austempered cast iron. **Wear**, vol. 251, p. 885-889. 2001.
- HÖGLUND, E. Influence of lubricant properties on elastohydrodynamic lubrication. **Wear**, vol. 232, p. 176- 184. 1999.
- HUTCHINGS, I. M. **Tribology: friction and wear of engineering materials**, Ed. Butterworth – Heinemann. Oxford, p. 273. 1992.
- INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **ISO 4288:1996** Geometrical product specifications (GPS) - surface texture: profile method - rules and procedures for the assessment of surface texture. p. 8. 1996
- JOHNSON, K.L. **Contact mechanics**. Cambridge University Press. Cambridge, p. 452. 1985.
- KIM, T.H.; OLVER, A. V. Stress history in rolling-sliding contact of rough surfaces. **Tribology International**, vol. 31, n. 12, p. 727-736. 1998
- LEITE, M. V. **Sistema para ensaio de desgaste por fadiga de contato**. Trabalho de conclusão de curso, CEFET-PR, Curitiba-PR. p.53. 2003.
- LEITE, M. V.; PINTAÚDE, G. Effect of initial surface roughness on wear mechanisms of contact fatigue - tests with austempered ductile iron. In: **18th International Congress of Mechanical Engineering**, Proceedings of COBEM, Ouro Preto-MG. 2005.
- LEITE, M. V. **Análise dos mecanismos de desgaste por fadiga de contato. estudo de caso: ferro fundido nodular austemperado**. Dissertação de mestrado, CEFET-PR, Curitiba-PR. p.97. 2005.
- LIPSON, C.; SHETH, J. N. **Statistical design and analysis of engineering experiments**. Ed. McGraw-Hill. New York:, p. 518. 1973.
- LORMAND, G.; MEYNAUD P.; VINCENT, A.; BAUDRY, G.; GIRODIN, D.; DUDRAGNE, G. From cleanliness to rolling fatigue life of bearings – a new approach. In: **Bearings Steels: Into the 21st Century, ASTM STP 1327**. p. 55-69 1998.
- MAGALHÃES, L.; SEABRA, J. Wear and scuffing of austempered ductile iron gears. **Wear**, vol. 215, p. 237 - 246. 1998.

MAGALHÃES, L.; SEABRA, J.; SÁ, C. Experimental observations of contact fatigue crack mechanisms for austempered ductile iron (ADI) discs. **Wear**, vol. 246, p. 134-148. 2000.

MAGALHÃES, L.; SEABRA, J. Artificial indentations for the study of contact fatigue of austempered ductile iron (ADI) discs. **Wear**, vol. 258, p. 1755 - 1763. 2005.

McCOOL, J. I. The Distribution of microcontact area, load, pressure and flash temperature under the Greenwood-Williamson model. **Journal of Tribology**, vol. 110. p.106-111. 1988.

MATWEB. Material property data. **Online material data sheet** (último acesso em 21 de Dezembro de 2007).

<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatID=12069>

<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatID=8220>

<http://www.matweb.com/search/DataSheet.aspx?MatID=172&ckck=1>

MUMMERY, L. **Surface Texture Analysis. The Handbook**. Ed. Hommelwerke GmbH. West Germany, p.105. 1992

NEVES, J. C. K. **desenvolvimento de um equipamento para ensaio de fadiga de contato esfera sobre plano e sua aplicação na caracterização de ferros fundidos com matrizes de elevada dureza**. Tese de doutorado. Escola Politécnica da Universidade de São Paulo – EPUSP. p. 167. 2006.

NORTON, R. L. **Projeto de máquinas: uma abordagem integrada**. Ed. Bookman, Porto alegre-RS, 2º ed. p. 931. 2004.

PRIETO, G. I.; FAULKNER, M. D.; ALCOCK, J. R. The influence of specimen misalignment on wear in conforming pin on disk tests. **Wear**, vol. 257, p. 157-166. 2004

QING, C.; ERYN, S.; DONGMEI, Z.; JUWEM, G.; ZHONGHE, F. Measurement of the critical size of inclusions initiating contact fatigue cracks and its applications in bearing steel. **Wear**, vol. 147, p. 285-294. 1991.

RABINOWICZ, E. **Friction and wear of materials**. Ed. John Willey and Sons, New York, p. 244. 1965.

SALVANDE, J.; DOMMARCO, R. C. Estudio de la resistencia a la fatiga de contacto de fundición nodular. In: J.E.P IPIÑA (Ed) **IV Coloquio Latinoamericano de Fractura e Fatiga**. p. 421-427. 2000.

SIEGEL, M.; CALEGARI, M. L. Análise sistemática dos processos de desgaste. classificação dos fenômenos de desgaste. **Revista Metalurgia & Materiais**. São Paulo, p. 619-622, out. 1997.

STACHOWIAK, G. W., BATCHELOR, A. W. **Engineering tribology**. Ed. Butterworth- Heinemann. 2º ed. p. 769. 2001.

TAYLOR HOBSON. **The parameter tree of surface roughness**. Apresentação sobre parâmetros de rugosidade. 2000.

WEIBULL, W. A Statistical theory of the strength of materials. **Ingeniörsvetenskapsakademiens Handlingar** Nr. 151, p. 1-45. Generalstabens Litografiska Anstalts Förlag. Stockholm, 1939.

WEIBULL, W. A statistical distribution function of wide applicability. **ASME Journal Of Applied Mechanics**, p. 293-297. 1951.

APÊNDICE A - Cálculo das Condições de Lubrificação

A massa específica e a viscosidade do lubrificante foram determinadas conforme descrito no item 3.4 (página 71). O resultado obtido para a massa específica foi de 872 kg/m^3 . Na Tabela A.1 são apresentados os valores de viscosidade cinemática nas temperaturas avaliadas e a Figura A.1 mostra o gráfico viscosidade-temperatura do lubrificante. De posse dos valores da viscosidade cinemática e da massa específica do lubrificante foram calculados os valores de viscosidade dinâmica, que são apresentados na quarta coluna da Tabela A.1.

Tabela A.1 – Viscosidade do lubrificante IPTUR AW 46

| Temperatura (°C) | Viscosidade Cinemática | | Viscosidade Dinâmica, η_0 (Pas) |
|------------------|------------------------|------------------------|--------------------------------------|
| | cS* | m^2/s | |
| 40 | 45,98 | $4,598 \times 10^{-5}$ | $4,0 \times 10^{-2}$ |
| 55 | 24,78 | $2,478 \times 10^{-5}$ | $2,16 \times 10^{-2}$ |
| 70 | 14,98 | $1,498 \times 10^{-5}$ | $1,30 \times 10^{-2}$ |
| 85 | 9,77 | $0,977 \times 10^{-5}$ | $0,85 \times 10^{-2}$ |
| 100 | 6,86 | $0,686 \times 10^{-5}$ | $0,60 \times 10^{-2}$ |

* $1 \text{ cS} = 1 \text{ mm}^2/\text{s}$

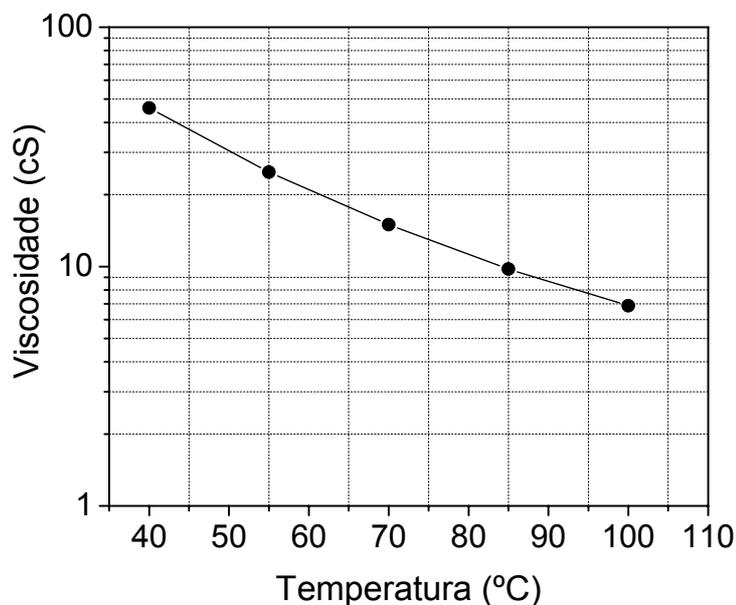


Figura A.1 – Gráfico viscosidade-temperatura do lubrificante IPTUR AW 46.

Neste trabalho assumiu-se os valores de 156 e 210 GPa como sendo os módulos de elasticidade do ferro fundido nodular e do aço, respectivamente, e o valor de 0,3 para os coeficientes de Poisson dos dois materiais (MATWEB, 2007).

Assumindo o valor de $0,0080 \pm 0,005^\dagger$ para rugosidade quadrática média (Rq) das esferas e considerando as condições de operação do equipamento e de posse dos valores apresentados na Tabela 3.5 (página 72) e na Tabela 4.3 (página 92) estimou-se pela Equação 2.15 (página 34) o valor da espessura mínima de lubrificante existente entre a esfera e o corpo-de-prova.

A Tabela A.2 mostra os valores assumidos para as variáveis da Equação 2.15. De posse desses valores e do valor de h_{min} , calculou-se então o parâmetro λ de separação das superfícies com auxílio da Equação 2.16 (página 36). Os valores de λ calculados para cada condição superficial também são apresentados na Tabela A.2.

Tabela A.2 – Valores utilizados para cálculo da espessura mínima de lubrificante.

| $\frac{h_{min}}{R'} = 3,63 \left(\frac{U\eta_0}{2E^*R'} \right)^{0,68} (2\alpha E^*)^{0,49} \left(\frac{W}{2E^*R'^2} \right)^{-0,073} (1 - e^{-0,68k})$ | | | |
|---|---|--|-------------|
| $U = 0,935$ m/s onde: $U_a = 0$ e $U_b = 1,87$ m/s | $R' = 1,985 \times 10^{-3}$ m onde: $R_{ax} = R_{ay} = \infty$ $R_{bx} = R_{by} = 3,969 \times 10^{-3}$ m | $E^* = 98,36$ GPa onde $E_a = 156$ GPa $E_b = 210$ GPa | |
| $\eta_0 = 0,85 \times 10^{-2}$ Pas | $\alpha = 1,50 \times 10^{-8}$ m ² /N | $k = 1$ | $W = 232$ N |
| $h_{min} = 0,02$ μm | | $\lambda_{retificado}$ | 0,12 |
| | | λ_{lixado} | 0,08 |
| | | λ_{polido} | 0,09 |

Os sub-índices **a** e **b** referem-se ao corpo-de-prova e a esfera, respectivamente.

[†] Determinado pela Schaeffler Brasil Ltda, fornecedora das esferas

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)