

MECANISMOS DE DESGASTE POR FADIGA DE CONTATO NO FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO EM CONDIÇÕES MODERADAS E SEVERAS DE DESGASTE¹

Cristiano Brunetti²
Mario Vitor Leite³
Giuseppe Pintaude⁴

Resumo

O ferro fundido nodular austemperado (FFNA) pode ser um material alternativo para componentes sujeitos ao desgaste por fadiga de contato. O objetivo deste trabalho é avaliar os mecanismos de desgaste por fadiga de contato no FFNA submetido a condições distintas de desgaste. Utilizou-se um equipamento do tipo esfera-contra-plano e os ensaios foram realizados em duas condições: baixa pressão de contato e baixa temperatura (moderada) e alta pressão de contato e alta temperatura (severa). O tempo de ensaio na condição moderada foi fixo, pela interrupção do ensaio com 10^6 ciclos, enquanto que, na condição severa, o ensaio foi conduzido até a falha da amostra. Na condição severa foi verificado o mecanismo de lascamento com baixo número de ciclos ($0,7 \times 10^5$). A análise de Weibull aplicada às condições severas de ensaio mostrou que a vida em fadiga de contato estimada foi menor e mais dispersa quando comparada com dados da literatura.

Palavras-chave: Fadiga de contato; Ferro fundido nodular austemperado.

MECHANISMS OF CONTACT FATIGUE WEAR IN AUSTEMPERED DUCTILE IRON UNDER MILD AND SEVERE CONDITIONS OF WEAR

Abstract

The austempered ductile iron (ADI) can be an alternative material for components subjected to contact fatigue wear. This paper aims to study the wear mechanisms of contact fatigue of ADI subjected to different testing conditions. It was used an equipment sphere-against-plane type and the tests were performed in two experimental conditions: mild, using low contact pressure and low temperature, and severe, using high contact pressure and high temperature. The test time in mild condition was fixed, interrupting the test at 10^6 cycles, while under severe conditions the tests were conducted until the fail of specimen. Under severe tests was verified spalling mechanism at surface with small cycles ($0,7 \times 10^5$). The Weibull analysis applied to the severe test conditions showed that the contact fatigue life estimated was smaller and more disperse when compared to literature data.

Key words: Contact fatigue; Austempered ductile iron.

¹ Trabalho a ser apresentado no 61º Congresso Anual da ABM – Rio de Janeiro, 24-27 de Julho de 2006.

² Aluno do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais – PPGEM – UTFPR.

³ Tecnólogo em Mecânica, M.E., aluno do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da EPUSP.

⁴ Eng. Metalúrgico, Prof. Dr. UTFPR, Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais - PPGEM.

1 INTRODUÇÃO

Um sistema mecânico é normalmente composto por partes que trabalham em contato e sob carregamento. O resultado deste contato ao longo de um período de tempo é o desgaste, caracterizado por uma remoção de material da superfície. Um modo particular de desgaste é aquele causado pela fadiga de contato, o qual ocorre em componentes submetidos a pressões cíclicas de carregamento, tais como engrenagens e rolamentos, sendo que esta é a principal causa de falhas nestes componentes.^[1]

Durante o projeto, busca-se por condições que amenizem a severidade de operação dos componentes submetidos ao desgaste por fadiga de contato. Uma solução é utilizar um lubrificante que seja capaz de formar uma camada entre as superfícies em contato e que possua baixa resistência ao cisalhamento. Em alguns sistemas lubrificados, o lubrificante separa completamente as superfícies e não se formam junções entre as asperezas, resultando em uma redução na taxa de desgaste.^[2]

Outra forma de minimizar o desgaste por fadiga de contato é a seleção de materiais. Usualmente empregam-se aços com a menor quantidade de inclusões e com a maior dureza possível. Atualmente, componentes como engrenagens vêm sendo produzidos em aços com alto teor de elementos de liga e tratados termicamente. Uma outra possibilidade é a utilização dos ferros fundidos (especialmente o nodular austemperado – FFNA), que apesar do efeito concentrador de tensões gerado pela grafita, têm mostrado desempenho satisfatório quando submetidos ao desgaste por fadiga de contato.^[3]

Dommarco *et al.*^[4] mostraram a influência dos nódulos de grafita do FFNA na nucleação e propagação da trincas em ensaios do tipo esferas-contra-barras, concluindo que este material apresenta uma boa resistência à propagação das trincas, mas não à nucleação, característica esta que tem influência direta na vida em fadiga de contato (VFC) do FFNA.

Magalhães *et al.*,^[5] em ensaios do tipo disco-contra-disco identificaram que os mecanismos de dano no FFNA estão diretamente ligados à posição relativa dos nódulos de grafita logo abaixo da superfície.

Geralmente existem dois tipos de danos superficiais associados à falha de componentes sujeitos à fadiga de contato: i/ *pitting* e ii/ lascamento. O *pitting* aparece na forma de crateras pouco profundas na superfície de contato, tipicamente com profundidades na ordem de aproximadamente 10 µm. Já o lascamento, que é um dano mais severo, aparece na forma de cavidades com profundidades entre 20 e 100 µm.^[6] A Figura 1 ilustra esses fenômenos.

Tallian, citado por Ding e Rieger,^[6] definiu lascamento como sendo as falhas por fadiga de contato, causadas pela propagação de trincas de fadiga e *pitting* como sendo danos na superfície causados por outros mecanismos que não estão ligados à propagação das trincas. O *pitting* se desenvolve principalmente devido a defeitos superficiais, enquanto que o lascamento tem formação em defeitos subsuperficiais. Apesar de ambas serem formas comuns de fadiga de contato, o lascamento causa uma deterioração mais rápida da superfície, sendo o principal modo de falhas em engrenagens.^[6]

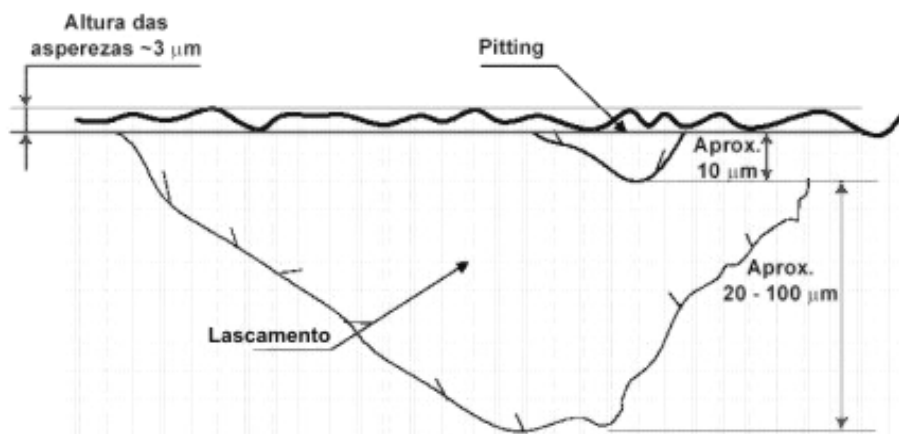


Figura 1. Ilustração esquemática do fenômeno do *pitting* e do lascamento.^[9]

Milhões de ciclos podem ser necessários para a ocorrência de um dano do tipo lascamento e estudar os mecanismos de formação destes danos em laboratório torna-se uma tarefa muito longa. Girodin, et al.,^[7] Dommarco et al.^[8] e Magalhães et al.^[5] buscam meios para acelerar este processo, como por exemplo, gerando deformações na superfície de contato através de impressões de dureza. Neste trabalho, busca-se por condições de ensaio que possam resultar no lascamento em até 10^6 ciclos.

O objetivo deste trabalho é avaliar os mecanismos de desgaste por fadiga de contato no FFNA submetido a duas condições distintas de desgaste.

2 MATERIAIS E MÉTODOS

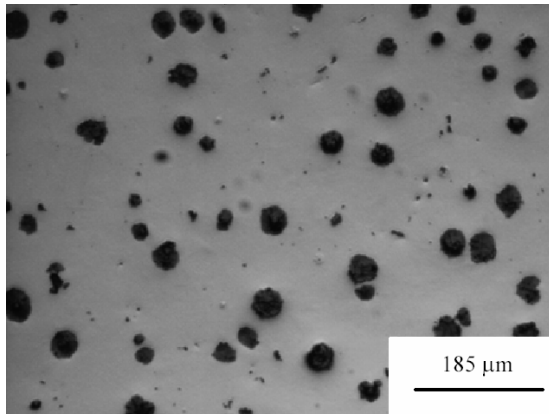
Os corpos-de-provas utilizados foram obtidos de barras de ferro fundido nodular (diâmetro = 95,3 mm / espessura = 45 mm) produzidas na TUPY S/A. pelo processo de fundição contínua. A Tabela 1 apresenta a composição química nominal.

Tabela 1. Composição química do ferro fundido nodular (% em massa).

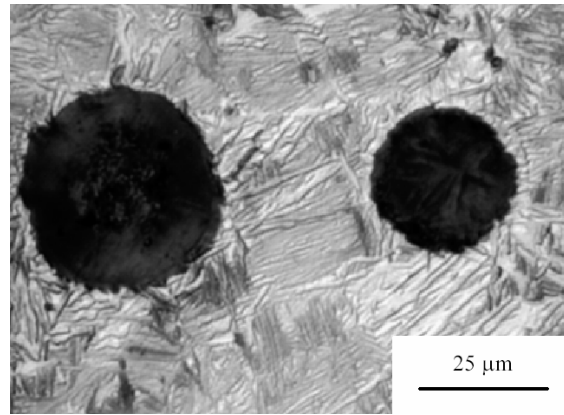
C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Mo	Mg
3,71	2,54	0,18	0,065	0,01	0,031	0,72	0,186	0,038

As barras foram austenitizadas a 910 °C por 1,5 h e austemperadas, em banho de sais, a 290 °C por 2 h, seguido por um resfriamento ao ar.

A Figura 2 apresenta algumas características do material de estudo no estado de recebimento.



a) forma e distribuição dos nódulos de grafita.
 % de nódulos = $10 \pm 0,6$ %
 tamanho médio dos nódulos = 23 ± 10 μm
 Dureza $HB_{2,5/187,5} = 362 \pm 12$



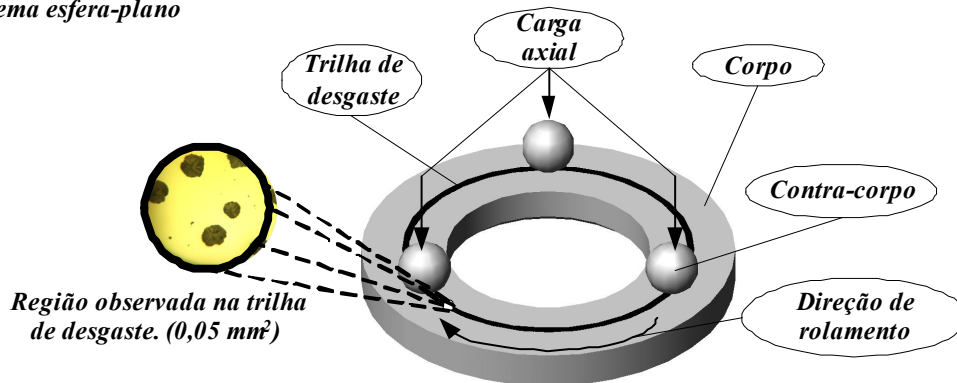
b) micrografia ilustrando bainita inferior.
 Dureza $HV_{0,05}$ da matriz = 508 ± 28

Figura 2. Características metalúrgicas do FFNA na condição de recebimento.

As barras foram torneadas, produzindo corpos-de-prova no formato de anéis e posteriormente retificados. Os ensaios de desgaste foram conduzidos em um equipamento do tipo esfera-contra-plano, projetado e construído no Laboratório de Superfícies e Contato (LASC) da UTFPR por Leite et al.^[9] A Figura 3 apresenta as dimensões do corpo-de-prova, contra-corpo e as condições experimentais.

A amostras foram preparadas, metalograficamente sendo o acabamento final da superfície realizado com diamante em suspensão de 1 μm.

Sistema esfera-plano



Corpo		Contra-corpo	
material	FFNA	material	AISI 52100
dimensões (mm)		dimensões (mm)	
dia ext	55	diâmetro da esfera	7,9375
dia int	30		
largura	5,5	rugosidade (Ra - μm)	0,01
rugosidade da superfície	polida		
Condições Interfaciais		Condições do Ensaio	
óleo lubrificante	ISO 46 ⁽¹⁾	pressão máxima de Hertz (1,2 e 3,7)	
temperatura do óleo (°C)	50 e 85	velocidade (rpm)	1700
volume do óleo (l)	1,2	pontos em contato	3
tipo de lubrificação	circulação	ciclos de carregamento	10 ⁶ ou falha

⁽¹⁾ óleo IPITUR AW 46, do fabricante IPIRANGA.

Figura 3. Dimensões dos corpos-de-prova e condições experimentais.

Foram realizados dois ensaios, o primeiro denominado 'moderado' (óleo a temperatura de 50 °C e pressão máxima de Hertz de 1,2 GPa) e o segundo 'severo' (óleo a temperatura de 85 °C e pressão máxima de Hertz de 3,7 GPa).

O ensaio conduzido na condição moderada de desgaste foi interrompido em 10^6 ciclos, sem ocorrência da falha da amostra. Na condição severa o tempo de ensaio foi determinado pela ocorrência da falha. A falha no corpo-de-prova é identificada pelo operador com a alteração no nível de ruído emitido pelo equipamento durante o ensaio.

As análises nos corpos-de-prova, após a realização dos ensaios, foram feitas por microscopia óptica, microscopia eletrônica de varredura e perfil de rugosidade.

Foi realizada uma contagem dos nódulos íntegros de grafita expostos a superfície e aqueles que foram removidos durante a etapa de preparação ou pelo processo de desgaste. A contagem dos nódulos íntegros e dos vazios de grafita foi realizada nas amostras antes e depois dos ensaios para quantificar a remoção da grafita devido ao processo de desgaste. As observações depois dos ensaios foram realizadas dentro da trilha de desgaste. Os resultados obtidos são a média de vinte determinações em regiões de área igual a $0,05 \text{ mm}^2$.

As medidas de rugosidade foram realizadas em um equipamento TALYSURF SERIES 2, de fabricação TAYLOR HOBSON. O comprimento amostral foi de 4 mm, sendo que a superfície de desgaste foi disposta perpendicularmente ao sentido de medição, iniciando-se a medida em um ponto fora da trilha de desgaste. Foram medidas as dimensões da trilha de desgaste (valores de largura e profundidade), que correspondem à média de duas determinações, uma em cada região da amostra, separadas em 180° .

Análises estatísticas foram realizadas utilizando a distribuição de Weibull de dois parâmetros.

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

4.1 Dimensões da Trilha de Desgaste

A Figura 4 apresenta o perfil topográfico da trilha de desgaste.

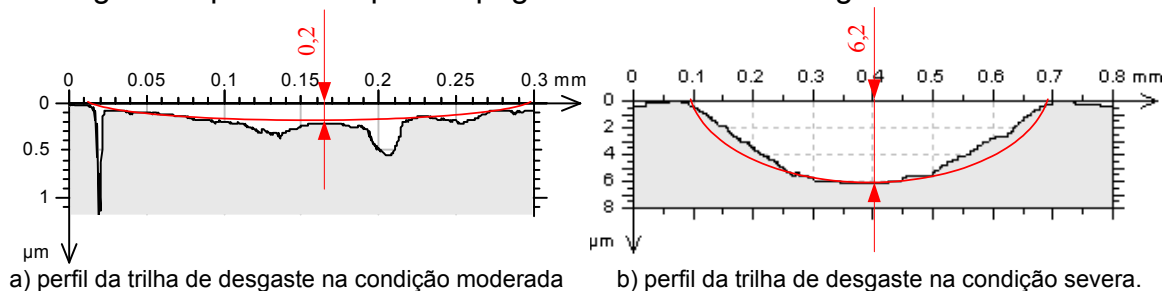


Figura 4. Perfil topográfico das amostras na condição moderada e severa.

A Figura 6a mostra as dimensões da trilha de desgaste após o ensaio moderado de desgaste: largura de $214 \mu\text{m}$ e profundidade de $0,2 \mu\text{m}$. Aplicando as equações de Hertz para cálculo dessas dimensões, encontra-se um valor de $160 \mu\text{m}$ para a largura da trilha. Para esse caso, a máxima tensão cisalhante está localizada a uma profundidade de aproximadamente $37 \mu\text{m}$.

Por outro lado, a Figura 6b mostra uma largura de $656 \mu\text{m}$ e a profundidade de $6,2 \mu\text{m}$, o que representa um grande aumento comparado com as dimensões da trilha produzida em condições moderadas. Da mesma forma, pode-se comparar este

resultado com o cálculo por meio de equações de Hertz, de onde se obtém um valor de 469 μm para a largura da trilha. Nessa condição de ensaio a máxima tensão cisalhante está localizada a uma profundidade de 110 μm . É nesse ponto onde há a maior probabilidade de serem nucleadas as trincas que darão origem ao lascamento.

As diferenças apresentadas nos valores da largura da trilha de desgaste, obtidas por perfilometria e através das equações de Hertz, se devem ao fato de que as equações são modeladas para um contato elástico de uma esfera contra um plano, diferentemente deste trabalho, onde prevaleceu o escoamento plástico.

Para a condição severa, a posição da máxima tensão cisalhante (110 μm) é confirmada analisando-se a Figura 8(a), onde são verificadas trincas nucleadas próximas a este ponto.

4.2 Observações das Superfícies Desgastadas

A Figura 5 apresenta o aspecto da superfície desgastada da amostra ensaiada sob condições moderadas, revelada em microscopia óptica.

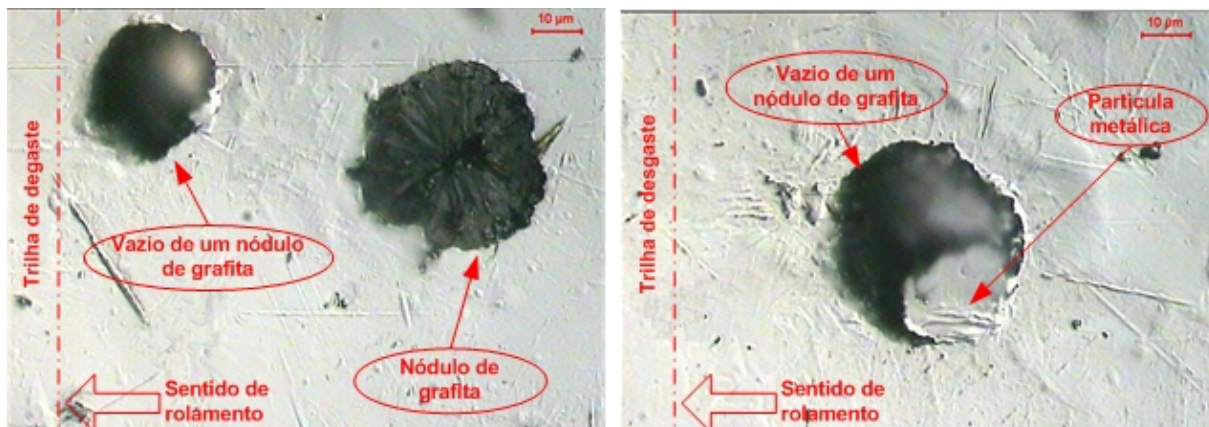


Figura 5. a) Nódulo de grafita íntegro e outro vazio na trilha de desgaste. b) detalhe do vazio.

A Figura 5a apresenta, na trilha de desgaste, a presença de um vazio de nódulo de grafita, bem como um nódulo íntegro de grafita. A remoção de grafita está associada ao desgaste e não com a preparação da superfície, pois a quantidade de vazios de nódulos de grafita é de aproximadamente 60%, bem maior que a quantidade de vazios de grafita da condição inicial, 9% de nódulos vazios. Conforme Magalhães et al.,^[5] a remoção da grafita se deve a pressão exercida pelo fluido lubrificante e, dependendo da posição da grafita em relação a superfície de contato, podem ser produzidas partículas metálicas (Figura 5b), pois após a remoção de grafita não há material para sustentar esta partícula e assim, pode ser quebrada pelos ciclos de deformação durante o processo de desgaste.

No caso dos ensaios realizados em condições severas, não foi observada a remoção de nódulos de grafita de forma intensa como na condição moderada. Portanto, a manutenção da lubrificação durante o contato entre os corpos favorece o mecanismo de remoção de grafita.

A observação da superfície desgastada em microscopia óptica após os ensaios severos de desgaste mostrou outro tipo de dano que, ao invés de ser a simples remoção de grafita, foi a propagação de trincas a partir dos nódulos existentes, como mostra a Figura 6.

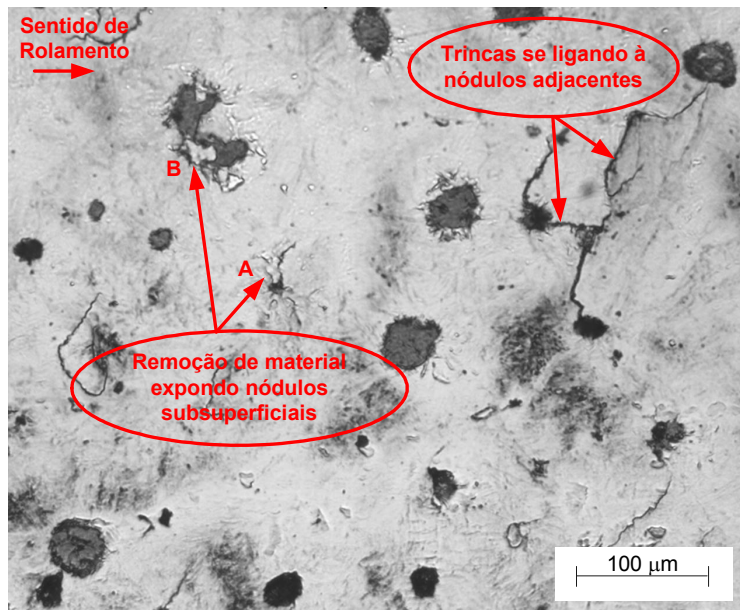


Figura 6. Microscopia óptica apresentando regiões com trincas.

A Figura 7 apresenta o aspecto da superfície desgastada de amostras ensaiadas sob condição severa, revelada em microscopia eletrônica de varredura.

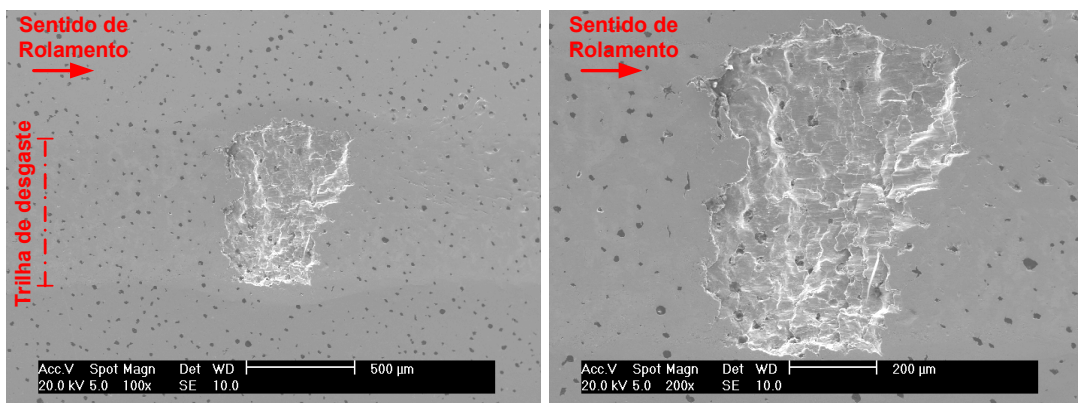
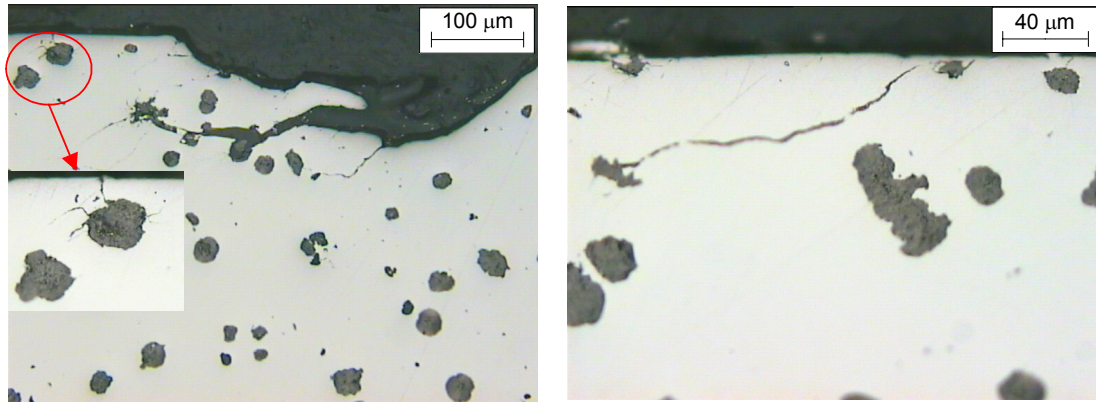


Figura 7. Microscopia eletrônica de varredura do lascamento gerado na condição severa de ensaio.

A Figura 7 mostra que as mudanças experimentais da condição moderada para a severa de ensaio possibilitaram a ocorrência de lascamento, com baixo número de ciclos ($0,7 \times 10^5$) quando comparado com as condições moderadas de ensaio que não apresentou este tipo de dano mesmo após 2×10^6 ciclos.

A Figura 8 apresenta uma imagem da seção transversal em microscopia óptica da região apresentada na Figura 7.



a) Seção transversal da trilha de desgaste

b) Trinca originada em nódulo lateral à trilha de desgaste

Figura 8. Microscopia óptica da seção transversal da amostra da condição severa.

Na Figura 9 fica evidente a importância dos nódulos de grafita como sítios para a nucleação de trincas. O detalhe da Figura 10 (a) mostra a ampliação de um nódulo próximo a superfície, do qual se originam trincas radiais e se propagam em direção à superfície, conforme o modelo proposto por Magalhães et al.^[5] Na Figura 11 (b) observa-se uma trinca, também nucleada em nódulo subsuperficial e que se propaga em direção à superfície. Nas duas situações apresentadas nesta figura os nódulos se encontravam laterais à trilha de desgaste.

4.3 Resultados de Desgaste na Condição Severa

A Figura 9 apresenta a probabilidade de falha como função do número de ciclos até a falha em ensaios conduzidos na condição severa.

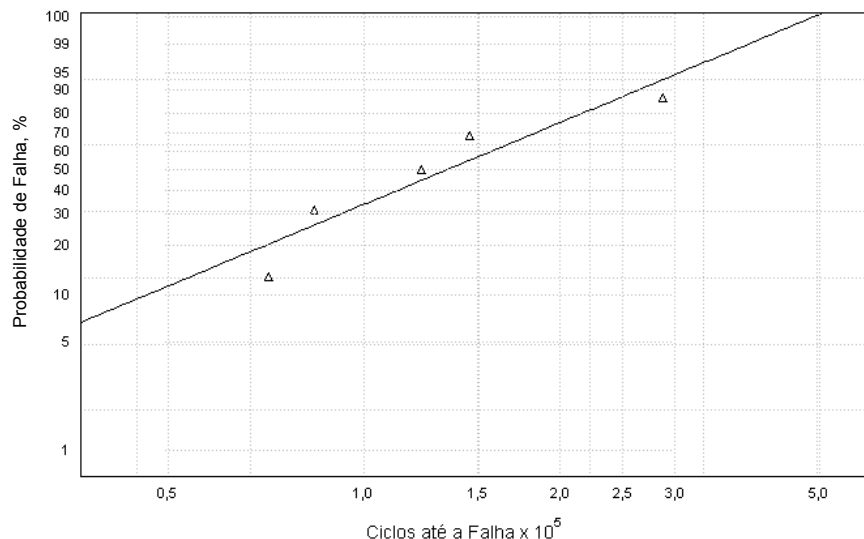


Figura 9. Probabilidade de falha como função do número de ciclos até a falha para o FFNA na condição severa.

A partir da Figura 9 pode-se calcular os resultados apresentados na Tabela 2, que mostra os resultados dos ensaios de fadiga de contato para a condição severa segundo a distribuição de Weibull.

Tabela 2. Resultados dos ensaios de fadiga de contato na condição severa ($\times 10^5$ ciclos).

Material	Vida L_{10}	Vida L_{50}	b
FFNA	0,35	1,30	1,78

Os valores da vida L_{10} e vida L_{50} , que são a probabilidade de falha em 10 e 50%, apresentados na Tabela 2 são relativamente baixos quando comparados com dados da literatura. Dommarco et al.^[4] obtiveram valores da ordem de $2,25 \times 10^6$ ciclos para L_{10} e $3,13 \times 10^6$ ciclos para L_{50} .

Além disso, o parâmetro b, ou inclinação da curva, é um indicativo da dispersão dos resultados experimentais, sendo que, quanto maior for esse valor, menor será a dispersão. Dommarco et al.^[4] obtiveram um valor de 5,68 para este parâmetro, enquanto a Tabela 2 mostra o valor de 1,78, o que demonstra maior dispersão dos resultados nas condições de ensaio deste trabalho.

Essas diferenças podem ser explicadas, em parte, pelas diferenças entre os equipamentos de ensaio utilizados e as condições experimentais. Dommarco et al.^[4] utilizaram uma pressão de contato mais baixa e com manutenção da espessura do filme lubrificante para separação completa das superfícies em contato.

5 CONCLUSÕES

1. Ensaio de fadiga de contato conduzidos em condições moderadas de desgaste apresentam como principal modo de falha a remoção de nódulos de grafita da superfície desgastada, sem danos subsuperficiais.
2. Ensaio de fadiga de contato conduzidos com maiores pressões de contato resultam em danos típicos como o lascamento, resultantes de trincas subsuperficiais.
3. As trincas são nucleadas e propagadas radialmente conforme o modelo proposto por Magalhães et al.^[5]
4. A vida em fadiga de contato (VFC), para a condição severa, apresentou um valor relativamente baixo, quando comparada com dados da literatura [5], devido às diferenças entre equipamentos utilizados e das condições experimentais.

Agradecimentos

À TUPY S/A pelo fornecimento das amostras. A CAPES pela bolsa de mestrado de M.V.Leite. À Fundação Araucária pelo projeto que propiciou a compra do rugosímetro.

REFERÊNCIAS

- 1 AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Friction, Lubrication and Wear Technology**. In: Metals Handbook, vol. 18. 1992. p. 942.
- 2 HUTCHINGS, I. M. **Tribology: Friction and Wear of Engineering Materials**, Ed. Butterworth – Heinemann, Cambridge, p. 273. 1992.
- 3 FULLER, A. G. **Austempered Ductile Irons – Present Applications**. Materials and Design, vol. 6, p. 127-130. 1985.
- 4 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.
- 5 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.
- 6 DING, Y.; RIEGER, N. F. **Spalling Formation Mechanism for Gears**. Wear, vol. 254. p. 1307-1317. 2003.
- 7 GIRODIN, D., VILLE, F., GUERS, R., DUDRAGNE, G., **Rolling Contact Fatigue Tests to Investigate Surface Initiated Damage Using Surface Dents**. **Bearing Steel Technology**, ASTM STP 1419, J. M. Beswick, Ed., American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA, 2002.
- 8 DOMMARCO, R. C.; SALVANDE, J. D. **Contact Fatigue Resistance of Austempered and Partially Chilled Ductile Irons**. Wear, vol. 254, p. 230-236. 2003.
- 9 LEITE, M.V., *et al.*, **Descrição de um Método de Ensaio para Controle da Força de Atrito em Contato Não-Conforme Lubrificado**, In: III Congresso Nacional de Engenharia Mecânica [CDROM], Belém, pp. 1-10. 2004.