

# EFEITO DA PREPARAÇÃO SUPERFICIAL NO DESEMPENHO EM FADIGA DE CONTATO DE ROLAMENTO DE FERRO FUNDIDO NODULAR AUSTEMPERADO<sup>1</sup>

Cristiano Brunetti<sup>2</sup>  
Giuseppe Pintaúde<sup>3</sup>

## Resumo

Neste trabalho estudou-se como o desempenho de amostras de ferro fundido nodular austemperado submetidas a solicitações cíclicas de fadiga de contato é afetado pelos processos de fabricação das superfícies. Três conjuntos de amostras foram utilizados nos ensaios de fadiga de contato, que foram conduzidos em equipamento do tipo esfera-contra-plano sob condições lubrificadas e pressão máxima de contato de 3,0 GPa. Os resultados foram analisados considerando-se as diferenças nos valores da rugosidade e nos erros geométricos das superfícies. Verificou-se que a grafita é exposta na superfície das amostras de maneira distinta dependendo do processo de fabricação utilizado e isso interferiu significativamente nos valores de rugosidade e, conseqüentemente, no desempenho das amostras. As amostras polidas foram as que apresentaram a maior vida média. Verificou-se também que os processos manuais de lixamento e polimento utilizados para a fabricação das amostras aumentaram os erros geométricos nas superfícies e isso aumentou a dispersão nos resultados de vida.

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

## EFFECT OF SURFACE FINISHING IN ROLLING CONTACT FATIGUE PERFORMANCE OF THE AUSTEMPERED DUCTILE CAST IRON

### Abstract

This paper studied how the performance of the austempered ductile iron submitted to rolling contact fatigue is affected by the surface manufacturing process. Three sets of specimens in the contact fatigue tests were used, which were carried out in a ball on washer machine under lubrication and with a nominal contact pressure of 3.0 GPa. The results were analyzed considering the surface geometric errors and the differences in the surface roughness. It was verified that the graphite nodules had been exposed in distinct way at the specimen surfaces, depending on the manufacturing process and this affects significantly the values of roughness and, consequently, the contact fatigue performance. The polished specimens presented the highest average fatigue life. It was also verified that the both manual grinding and polishing processes increased the geometrics errors at the surfaces and their increased the dispersion observed in the fatigue life.

**Key words:** Contact fatigue; Austempered ductile cast iron; Surface roughness.

<sup>1</sup> *Contribuição técnica ao 64º Congresso Anual da ABM, 13 a 17 de julho de 2009, Belo Horizonte, MG, Brasil.*

<sup>2</sup> *Mestre em Engenharia, Departamento Acadêmico de Mecânica, Laboratório de Superfícies e Contato, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, Brasil.*

<sup>3</sup> *Doutor em Engenharia, Departamento Acadêmico de Mecânica, Laboratório de Superfícies e Contato, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, Brasil. pintaude@utfpr.edu.br.*

# 1 INTRODUÇÃO

Desde a sua introdução no mercado na década de 1970 o uso dos ferros fundidos nodulares austemperados (FFNA) tem aumentado devido ao baixo custo de produção e a excelente combinação entre propriedades mecânicas. Nos últimos anos, alguns estudos têm sido conduzidos na tentativa de compreender melhor o comportamento dos FFNA's frente a fadiga de contato.<sup>(1-3)</sup>

Alguns trabalhos<sup>(1-4)</sup> têm mostrado a influência dos nódulos de grafita como concentradores de tensão, efeito que conduz à nucleação e propagação antecipada das trincas e que compromete o desempenho do componente. Outros<sup>(2,4)</sup> salientam que defeitos existentes na matriz também têm influência significativa. Por exemplo, os defeitos de fundição quando se encontram próximos à região onde se desenvolve a máxima tensão cisalhante atuam como fortes concentradores de tensões e são muito mais significativos para a nucleação das trincas do que os nódulos.

Além disso, outros estudos<sup>(1,5)</sup> mostraram que quando a rugosidade das superfícies do par tribológico é alta o regime de lubrificação pode ser deficiente e o contato pode se desenvolver sob condições de extenso contato entre as asperezas.

Em condições de contato "rugoso" tanto a etapa de nucleação das trincas, bem como a vida total do componente, podem ser reduzidas em mais de uma ordem de grandeza, quando comparadas àquelas obtidas 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 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.<sup>(6)</sup>

No caso do FFNA o desempenho do componente, além de estar atrelado à presença dos nódulos de grafita, depende ainda dos processos de fabricação aplicados à superfície, pois esses modificam o modo de exposição dos nódulos. Nesse sentido, o presente trabalho objetiva mostrar como os processos de fabricação podem interferir nos valores de rugosidade do FFNA e como o desempenho em fadiga de contato desse material é afetado por esses processos.

## 2 METODOLOGIA

### 2.1 Material

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 fornecida pelo fabricante é apresentada na Tabela 1.

**Tabela 1.** – Composição química do ferro fundido nodular utilizado (% 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*

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 dureza Brinell do FFNA foi determinada utilizando-se esfera de 2,5 mm e força de 187,5 kgf. Por sua vez, a dureza da matriz bainítica foi determinada na escala Vickers com microdurômetro SHIMADZU HMV utilizando 0,05 kgf. Os valores de dureza obtidos foram, respectivamente,  $360 \pm 10$  HB<sub>2,5/187,5</sub> e  $510 \pm 30$  HV<sub>0,05</sub>.

## 2.2 Preparação dos Corpos de prova

As barras de FFNA foram usinadas por torneamento para a obtenção de corpos-de-prova na forma de anéis com 55 mm de diâmetro externo 5,5 mm de espessura. Depois de torneadas, as duas faces dos corpos-de-prova foram submetidas à retificação plana com rebolo de Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (classe AA-100 G5 VF8), sendo removidos 0,05 mm de cada uma das faces.

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 oriundos diretamente da operação de retífica e no qual não houve qualquer outra intervenção sobre a superfície após o processo de usinagem.

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 sequencialmente em lixadeiras estáticas com lixas de granulometria 220, 320, 400, 600 e 1.200, respectivamente.

Os corpos-de-prova polidos constituem o terceiro conjunto de amostras e foram obtidos subsequentemente 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.

A rugosidade dos corpos-de-prova foi determinada de acordo com as normas ISO 4288 e ASME B46.1<sup>(7)</sup> 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 incluiu a remoção do erro de forma e aplicação de um filtro de ondulação com comprimento de 0,8 mm. Os valores médios dos parâmetros de rugosidade correspondem a média de 36 perfis para cada amostra.

A Tabela 2 apresenta a identificação adotada neste estudo para cada condição superficial.

**Tabela 2.** Sistema de identificação dos corpos-de-prova

Condição superficial	Identificação	Número de corpos-de-prova
Retificada	R3.0	5
Lixada	L3.0	5
Polida	P3.0	5

Para mostrar o efeito dos nódulos de grafita nos parâmetros de rugosidade, utilizou-se uma função específica (*erase defects*) do *software* do rugosímetro para remover os nódulos do perfil da superfície. Para efeito comparativo entre parâmetros de rugosidade das superfícies de FFNA “sem nódulos”, foram ensaiadas superfícies

de aço AISI 52100 lixadas ou polidas, que foram preparadas em condições análogas às utilizadas para a preparação dos corpos-de-prova de FFNA.

Com o intuito de verificar possíveis erros de forma nas superfícies dos corpos-de-prova foram realizadas varreduras em uma máquina de medir por coordenadas. Nessa análise utilizou-se o equipamento DEA modelo SCIROCCO, equipado com cabeçote modelo PH10M e apalpador de rubi com diâmetro de 1 mm. Utilizando o *software* do equipamento (*Tutor for Windows*) criou-se um programa para executar a varredura na superfície de forma automática.

## **2.3 Ensaio de Fadiga de Contato**

O equipamento utilizado para reproduzir o carregamento cíclico de rolamento sobre os corpos-de-prova opera com geometria de contato não-conforme do tipo esfera-contraplano e foi descrito em detalhes por Leite.<sup>(8)</sup> Os ensaios foram conduzidos sob lubrificação com óleo ISO 46 °C a 85 °C. Utilizou-se, para todas as condições estudadas, a mesma pressão máxima de contato de 3 Gpa calculada segundo a teoria de Hertz,<sup>(9)</sup> considerando superfícies idealmente lisas. Superfícies reais possuem irregularidades ou asperezas que irão experimentar picos de pressão devido a pequena área de contato. Isso pode levar ao escoamento plástico localizado, fazendo com que o modelo de contato puramente elástico seja apenas uma aproximação para o caso de superfícies rugosas. No entanto, já foi mostrado que nos estágios iniciais do contato de rolamento<sup>(10)</sup> ou de deslizamento<sup>(11)</sup> a deformação plástica localizada é limitada a alguns ciclos de carregamento e eventualmente o contato pode tornar-se completamente elástico. Considerações detalhadas sobre a transição dos regimes de contato estão, no entanto, fora do escopo do presente trabalho e serão abordadas em estudos futuros.

Como contracorpos foram utilizadas esferas de 7,938 mm de diâmetro produzidas em aço ABNT 52100. A cada ensaio as esferas do conjunto de ensaio foram substituídas e os demais elementos inspecionados visualmente para verificar eventuais danos e efetuar a substituição quando necessário.

O critério adotado para o término de cada ensaio foi a ocorrência do primeiro defeito do tipo lascamento na superfície do corpo-de-prova. Durante a etapa da propagação das trincas, que eventualmente culminaram no dano, há um aumento nos níveis de vibrações e de emissão acústica do equipamento.<sup>(12)</sup> Então para se determinar o momento da falha, caracterizando a vida do corpo-de-prova, foram realizados diversos ensaios interrompidos onde as pistas de rolamento eram verificadas visualmente. Esses ensaios serviram de base para aumentar a acuidade do operador e garantir que os ensaios fossem interrompidos no momento imediatamente após o surgimento da falha.

Após os ensaios as superfícies desgastadas foram avaliadas no microscópio óptico OLYMPUS BX 51 e os resultados de vida foram avaliados com a distribuição de Weibull de dois parâmetros.<sup>(13)</sup>

## **3 RESULTADOS**

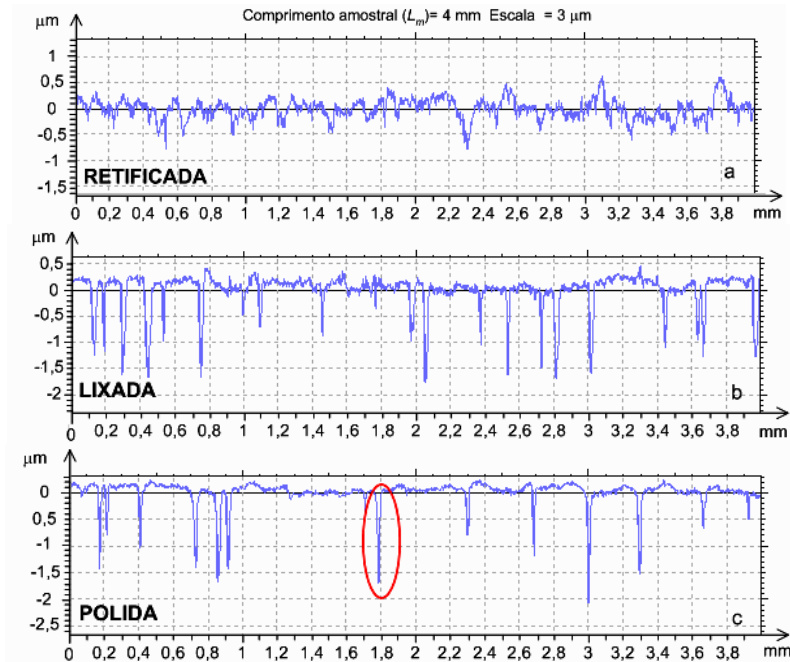
### **3.1 Influência dos Processos de Fabricação nos Valores de Rugosidade**

Na Tabela 3 são apresentados os resultados de rugosidade quadrática média para as condições estudadas.

**Tabela 3** – Valores médios do parâmetro  $R_q$  dos corpos-de-prova antes dos ensaios

Condição superficial	$R_q$ ( $\mu\text{m}$ )
Retificada	$0,15 \pm 0,03$
Lixada	$0,25 \pm 0,08$
Polida	$0,20 \pm 0,06$

Na Figura 1 pode-se visualizar os perfis brutos das superfícies das amostras utilizadas neste trabalho.



**Figura 1**– Perfis brutos das superfícies das amostras de FFNA.

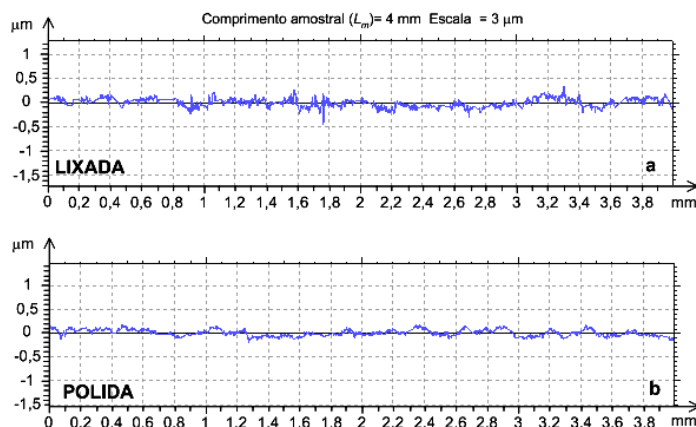
A Tabela 3 mostra que o valor médio do parâmetro  $R_q$  das amostras retificadas é menor do que os valores das amostras lixadas e polidas, sendo isso um resultado inesperado.<sup>(14)</sup> Isso pode ser explicado pelo modo como os nódulos são expostos na superfície e pela interação destes com a ponta do rugosímetro. Leite<sup>(2)</sup> observou que durante a medição de rugosidade de ferro fundido nodular a ponta do rugosímetro produz riscos na superfície e quando o apalpador encontra a grafita origina no perfil de rugosidade um vale que não existe, podendo afetar os parâmetros de rugosidade. A grafita não é capaz de suportar a pressão exercida pelo apalpador (força normal  $\approx 5$  N e área de contato  $\approx 4 \mu\text{m}^2$ ), devido ao seu baixo módulo de elasticidade, 4,8 Gpa,<sup>(15)</sup> e por isso sofre uma deformação mais pronunciada que a matriz metálica.<sup>(2)</sup>

Como nas amostras retificadas os nódulos estão sob uma fina camada metálica, pode-se dizer que há uma condição de maior continuidade da matriz metálica. Nesse caso, durante a medição da rugosidade, poucos nódulos são interceptados pela ponta do rugosímetro, resultando em poucos vales no perfil da superfície (Figura 1<sup>a</sup>).

Nas amostras lixadas e polidas a etapa de preparação da superfície 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.

Com auxílio do *software* do rugosímetro, foi possível remover todos os vales profundos ou, em outras palavras, os nódulos interceptados pelo apalpador, dos perfis das amostras lixadas e polidas apresentados na Figura 1. O resultado dessa operação é mostrado na Figura 2

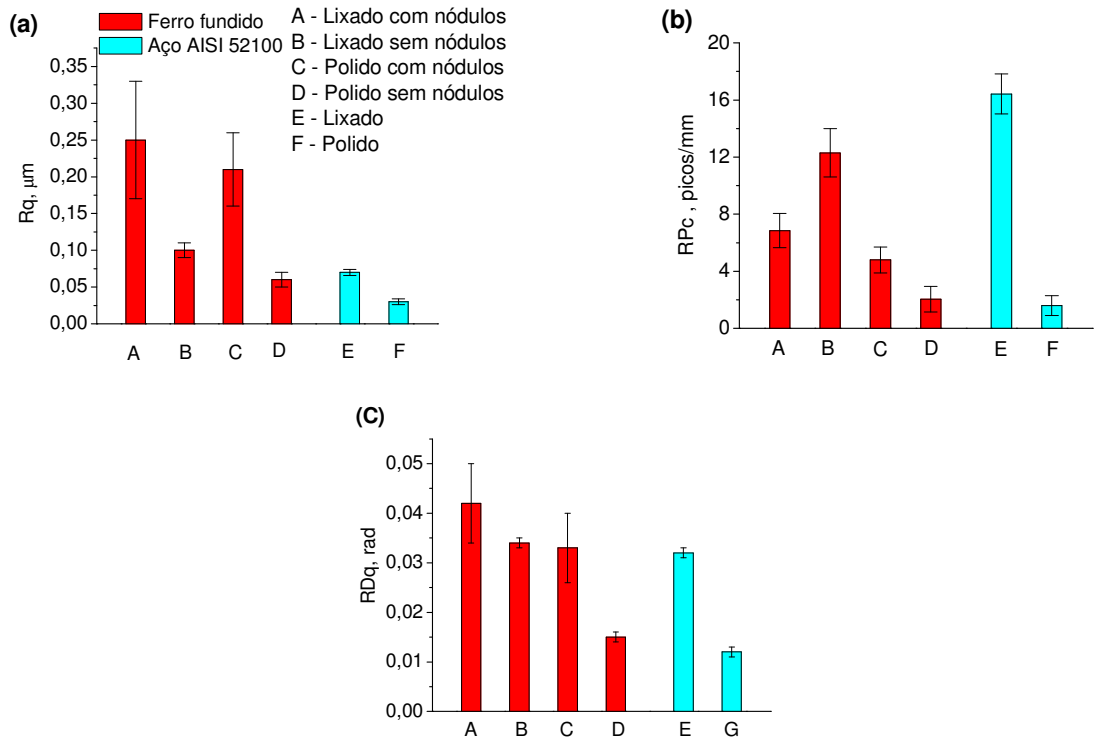


**Figura 2** – Perfis das superfícies de FFNA após a remoção dos nódulos via *software*

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), conforme pode ser visto na Figura 3.

Pode-se notar na Figura 3 que na condição “sem nódulos” os parâmetros de rugosidade do FFNA são comparáveis aos das amostras de aço (legendas B e E e D e F na Figura 3), como era de se esperar, pois sem a influência dos nódulos apenas a matriz metálica é percorrida pela ponta do rugosímetro. 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 significativa, que afeta diretamente a área real de contato.<sup>(16)</sup>

Assim os resultados de desempenho em fadiga de contato das amostras de FFNA podem ser explicados com base nessas diferenças. Por exemplo, na condição retificada, devido a maior rugosidade, a interação das superfícies do corpo-de-prova e do contracorpo (esferas de aço) ocorre de forma mais intensa, sendo que essa interação modifica a distribuição das tensões de contato<sup>(5,6,17)</sup> gerando picos localizados de tensão, o que resulta na nucleação antecipada das trincas e reduz o tempo total de vida do componente.



**Figura 3** – Efeito da remoção dos nódulos do perfil do FFNA nos valores dos parâmetros de rugosidade  $Rq$ ,  $R Pc$  e  $RDq$ .

### 3.2 Resultados de Vida em Fadiga de Contato

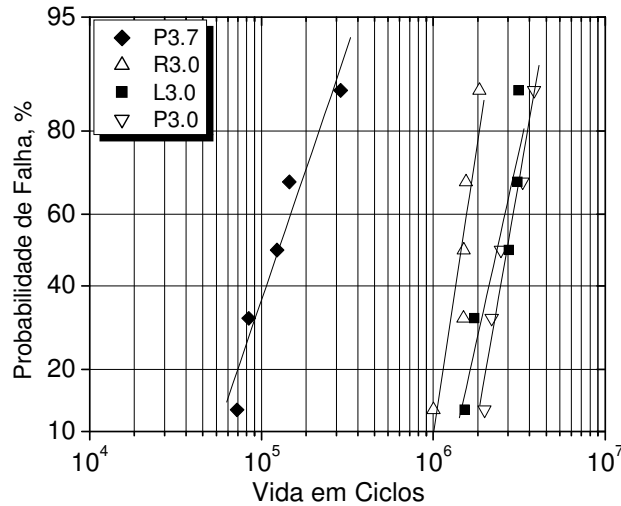
Na Tabela 4 estão apresentadas as vidas em fadiga de contato de cada ensaio realizado. Admitindo que os resultados de vida em fadiga de contato obedecem à distribuição de Weibull de dois parâmetros, foram estimadas a inclinação,  $\beta$ , e vida característica,  $\theta$ , para cada conjunto de corpos-de-prova ensaiado. Os valores obtidos para esses parâmetros são mostrados no final da Tabela 4.

**Tabela 4** – Tempo de vida, em ciclos, dos corpos-de-prova e parâmetros de Weibull estimados

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

Na Tabela 4 foram incluídos os dados experimentais referentes à condição P3.7, que fazem parte dos resultados obtidos em outro estudo.<sup>(18)</sup> Estes dados foram incluídos e serão utilizados ao longo do presente trabalho para comparação entre condições superficiais idênticas (polidas), porém ensaiadas com pressão de contato mais elevada (3,7 GPa).

De acordo com a norma NBR 6742<sup>(19)</sup> dentro de um mesmo conjunto de ensaio cada valor de vida está associado a uma probabilidade de falha. Tal probabilidade juntamente com os valores estimados de  $\beta$  e  $\theta$ , permitiu que fossem determinadas as curvas de probabilidade de falha de cada uma das condições ensaiadas, que são apresentadas na Figura 4.



**Figura 4.**– Curvas de probabilidade de falha para as amostras das condições R3.0, L3.0 e P3.0 e P3.7. <sup>(18)</sup>

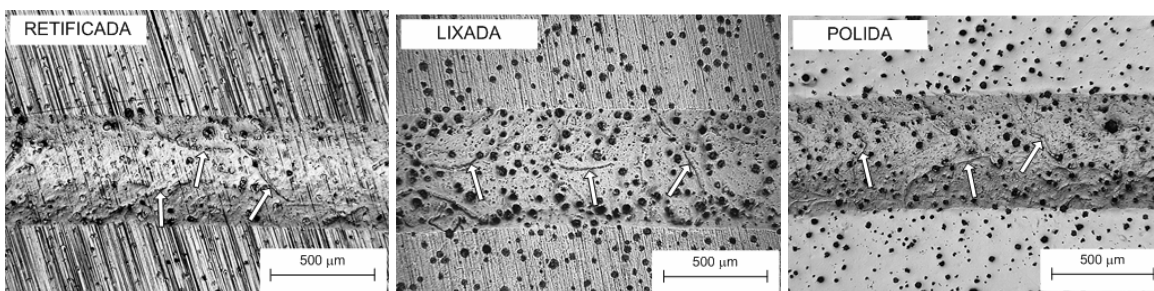
A observação das curvas de probabilidade de falha evidencia que o conjunto de corpos-de-prova polido, ensaiado sob pressão de contato de 3.0 GPa, teve o melhor desempenho frente aos demais conjuntos de amostras. A vida característica desse conjunto de amostras foi aproximadamente 2 vezes maior que a vida característica do conjunto retificado. Comparando-se a curva P3.0 com a curva P3.7,<sup>(18)</sup> observa-se que o resultado de vida para esta condição foi 19 vezes menor que o obtido para o conjunto de amostras da condição P3.0, sendo essa diferença atribuída à maior sollicitação imposta à superfície em função da maior pressão de contato utilizada.

Observando os dados da Tabela 4 percebe-se que houve uma diferença (aproximadamente 10%) entre a vida característica das amostras das condições L3.0 e P3.0, que pode ser explicada com base nos parâmetros de rugosidade. Na Figura 3 nota-se que o valor do parâmetro  $RDq$  da amostra polida é aproximadamente metade do valor da amostra lixada (legendas B e D). Considerando que existem mais asperezas em contato e estas são mais agudas na condição lixada, maior será a resistência imposta ao movimento do contracorpo (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,<sup>(20)</sup> 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 5.



**Figura 5** – Aspecto das trilhas de desgaste ao final dos ensaios.

Pode-se notar na Figura 5 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 contracorpo até o final do ensaio. As setas brancas nessa mesma figura indicam um tipo de deformação caracterizada por Leite<sup>(2)</sup> como *engastamento a três corpos*. Essa deformação é proveniente do desprendimento de partículas devido a conexão das trincas e àquelas devido a 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 esse tipo de deformação.

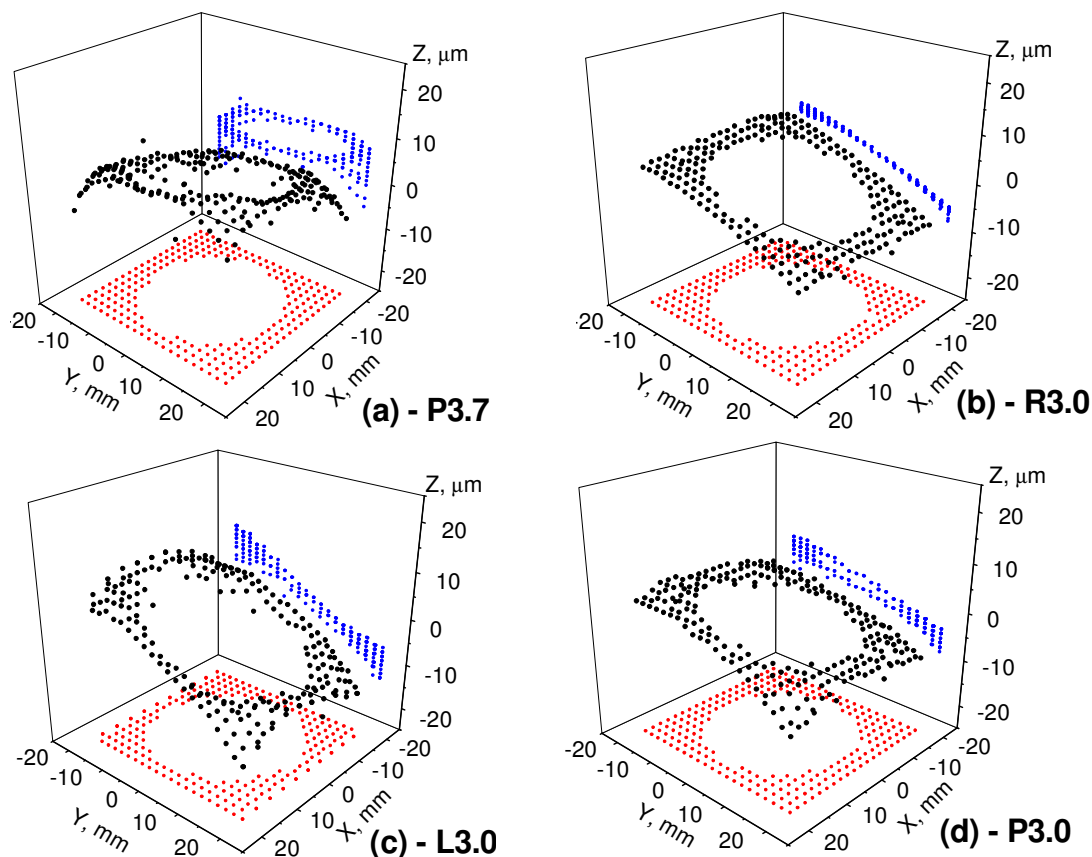
Por fim, os resultados de vida apresentados na Tabela 4 são comparáveis aos encontrados na literatura<sup>(1)</sup> para FFNA, levando-se em conta condições de ensaio mais semelhantes possíveis. Em ensaios conduzidos em amostras com rugosidade  $Rq = 0,28 \mu\text{m}$  e sob pressão de contato de 2,7 GPa obteve-se vida,  $\theta$ , de  $3,2 \times 10^6$  ciclos, valor muito próximo ao obtido para as amostras da condição P3.0, enquanto outros autores<sup>(21)</sup> chegaram a valores de vida de  $1,9 \times 10^6$  ciclos em amostras retificadas ( $Ra=0,63 \mu\text{m}$ ) 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 é a inclinação das curvas. Essa inclinação é utilizada para indicar a dispersão dos resultados de vida e é matematicamente representada pelo parâmetro  $\beta$ . É importante notar que dentre todas as condições de ensaio a condição R3.0 foi a que apresentou o maior valor de  $\beta$  e que a condição P3.7<sup>(18)</sup> 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 com os obtidos por Salvande e Dommarco,<sup>(21)</sup> verifica-se que esses pesquisadores obtiveram valores para o parâmetro  $\beta$  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 (pressão de contato e rugosidade). Observando os resultados de Dommarco *et al.*,<sup>(1)</sup> verifica-se que, apesar da vida encontrada para FFNA por esses pesquisadores ser semelhante a encontrada neste trabalho, o parâmetro  $\beta$  foi de 6,2, o que indica uma menor dispersão nos resultados da vida do FFNA. Isso pode estar relacionado às características geométricas das superfícies, conforme será discutido na sequência.

### 3.1 Influência dos Processos de Fabricação nos Resultados de Vida

Os valores do parâmetro  $\beta$  podem estar relacionados com os erros de forma dos corpos-de-prova ocasionados durante o processo de fabricação. Exemplos de tais erros podem ser visualizados na Figura 6 que mostra os resultados das medições em máquina de medir por coordenadas.



**Figura 6** – Gráfico da varredura das superfícies dos corpos-de-prova de FFNA com máquina de medir por coordenadas.

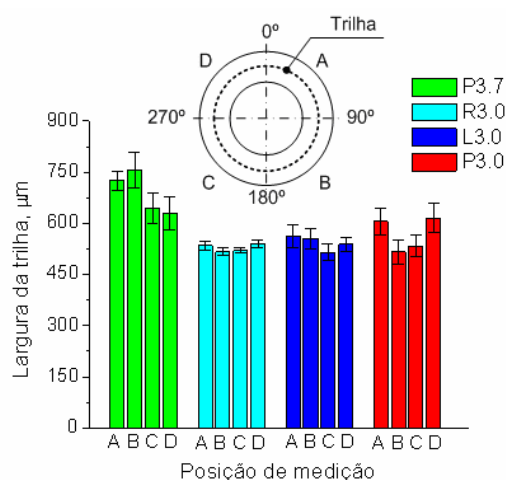
Pode ser visto na Figura 6b que o processo de retificação introduz um desvio de forma pela criação de um plano inclinado orientado em uma única direção nas superfícies, o qual ainda pode ser percebido mesmo após a intervenção manual para a preparação das amostras lixadas e polidas. Nessas amostras nota-se que a preparação manual favorece o aumento dos desvios de forma, inclusive com a criação de planos em outra direção (Figura 6a e Figura 6d).

No entanto, convém ressaltar que os maiores desvios de forma foram observados na condição P3.7,<sup>(18)</sup> resultado coerente com o fato dessas amostras terem sido retificadas em equipamento diferente das demais condições de ensaio, em que os parâmetros de usinagem não foram bem controlados. Desse modo, retornando aos resultados apresentados na Figura 4 e aos valores de  $\beta$  da Tabela 4, fica claro que a uniformidade das superfícies tem um papel relevante nos resultados de vida. Daí pode-se inferir que a falta de controle do processo de usinagem, somado aos processos manuais aplicados a superfície favorecem o aumento da dispersão dos resultados de vida e explica o porquê do maior valor de  $\beta$  e, conseqüentemente, a menor dispersão na distribuição da vida das amostras

retificadas. Da mesma forma, isso explica os maiores valores do parâmetro  $\beta$  encontrados por Dommarco *et al.*,<sup>(1)</sup> pois o erro de forma das amostras utilizadas por esses pesquisadores foi de  $1,4 \mu\text{m}$ , valor bem inferior ao erro de forma das amostras deste trabalho ( $\sim 10 \mu\text{m} - 20 \mu\text{m}$ )

Além disso, as trincas pré-existentes sob os nódulos no início do ensaio<sup>(18)</sup> 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 a menor dispersão observada para esse conjunto.

Os resultados apresentados na Figura 6 podem ainda ser associados aos resultados da Figura 7, que apresenta as medições das larguras das trilhas de rolamento obtidas com microscópio óptico.



**Figura 7** ;– Medição da trilha de rolamento em posições distintas dos corpos-de-prova de FFNA.

Verifica-se na Figura 7 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, sendo a que apresentou os menores desvios-padrões, para qualquer posição analisada. Pode-se notar uma diferença apreciável nas larguras das trilhas das demais amostras. Na condição P3.7<sup>(18)</sup> 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 6, isto é, quando processos manuais são aplicados à superfície, a inclinação das curvas de probabilidade de falha reduz.

#### 4 CONCLUSÕES

- Os processos de fabricação utilizados nesse trabalho modificaram o modo de exposição dos nódulos na superfície do FFNA, interferindo de maneira significativa nos valores dos parâmetros de rugosidade.
- 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 as 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  $\theta$ ) e de dispersão (parâmetro  $\beta$ ) obtidos foram compatíveis com resultados apresentados na literatura por Dommarco *et al.*<sup>(1)</sup> e Salvande e Dommarco.<sup>(21)</sup>
- Os processos utilizados para a fabricação 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.

## Agradecimentos

À SOCIESC pelo tratamento térmico das amostras de ferro nodular e ao professor Setti do Laboratório de Metrologia da PUC-PR pelas medições realizadas.

## REFERÊNCIAS

- 1 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.
- 2 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.
- 3 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.
- 4 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.
- 5 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
- 6 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
- 7 MUMMERY, L. Surface texture analysis. The handbook. Ed. Hommelwerke GmbH. West Germany, p.105. 1992
- 8 LEITE, M. V. Sistema para ensaio de desgaste por fadiga de contato. Trabalho de conclusão de curso, CEFET-PR, Curitiba-PR. p.53. 2003.
- 9 JOHNSON, K.L. Contact mechanics. Cambridge University Press. Cambridge, p. 452. 1985.
- 10 TASAN, Y. C.; de ROOIJ, M. B.; SCHIPPER, D.J. Changes in the Micro-geometry of a Rolling Contact. *Tribology International*, vol. 40. P.672-679. 2007.
- 11 V.L. Popov, S.G. Psakhie, E.V. Shilko, et al. Friction coefficient in .rail . wheel.-contacts as a function of material and loading parameters. *Physical Mesomechanics*. vol. 5 p.17-24. 2002.
- 12 WARREN, A.W., GUO, Y. B. Acoustic emission monitoring for rolling contact fatigue of superfinished ground surfaces. *International Journal of Fatigue*. vol. 29. p. 603-614. 2007.
- 13 LIPSON, C.; SHETH, J. N. Statistical design and analysis of engineering experiments. Ed. McGraw-Hill. New York:, p. 518. 1973.

- 14 HUTCHINGS, I. M. Tribology: friction and wear of engineering materials, Ed. Butterworth – Heinemann. Oxford, p. 273. 1992.
- 15 MATWEB. Material property data. Online material data sheet. <[www.matweb.com](http://www.matweb.com)> (último acesso em 07 de janeiro de 2009).
- 16 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.
- 17 HÖHN, B. R.; MICHAELIS, K.; KREIL, O. Influence of surface roughness on pressure distribution and film thickness in EHL-contacts. Tribology International. vol. 39. P.1719-1725. 2006.
- 18 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
- 19 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.
- 20 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.
- 21 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.