

UNIVERSIDADE TECNOLÓGICA FEDERAL DO PARANÁ
DEPARTAMENTO ACADÊMICO DE MECÂNICA
CURSO DE ENGENHARIA MECÂNICA

GUILHERME LASARI MELO
GUILHERME SCHMITZ NUNES

**EFEITO DO *SHOT PEENING* NA RESISTÊNCIA À FADIGA DE
CONTATO DE FERRO FUNDIDO NODULAR MARTENSÍTICO**

TRABALHO DE CONCLUSÃO DE CURSO

CURITIBA

2013

GUILHERME LASARI MELO
GUILHERME SCHMITZ NUNES

**EFEITO DO *SHOT PEENING* NA RESISTÊNCIA À FADIGA DE
CONTATO DE FERRO FUNDIDO NODULAR MARTENSÍTICO**

Monografia do Projeto de Pesquisa apresentada à disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2 do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná, como requisito parcial para aprovação na disciplina.

Orientador: Prof. Dr. Julio Cesar Klein das Neves

CURITIBA

2013

TERMO DE APROVAÇÃO

Por meio deste termo, aprovamos a monografia do Projeto de Pesquisa "Efeito do *Shot Peening* na Resistência à Fadiga de Contato de Ferro Fundido Nodular Martensítico", realizado pelos alunos Guilherme Lasari Melo e Guilherme Schmitz Nunes, como requisito para aprovação na disciplina de Trabalho de Conclusão de Curso 2, do curso de Engenharia Mecânica da Universidade Tecnológica Federal do Paraná.

Prof. Dr. Julio Cesar Klein das Neves

DAMEC, UTFPR

Orientador

Prof. Dr. Giuseppe Pintaúde

DAMEC, UTFPR

Avaliador

Prof. Dr. Carlos Henrique da Silva

DAMEC, UTFPR

Avaliador

Curitiba, 10 de outubro de 2013.

AGRADECIMENTOS

Agradecemos ao Professor Julio Cesar Klein das Neves pela orientação e dedicação, que permitiram que este trabalho ganhasse forma.

Às nossas famílias pelo carinho e motivação.

À Fundação Tupy pelo fornecimento do material utilizado neste trabalho.

À Temperapar pelos tratamentos térmicos realizados no material utilizado neste trabalho.

À INA pelo fornecimento das esferas de rolamento utilizadas na máquina de ensaio de fadiga de contato de rolamento.

À Fundação Araucária, que através do convênio 249/2010, contribuiu para a construção da máquina de ensaio de fadiga de contato de rolamento.

Ao Laboratório de Microscopia Eletrônica e Difração de Raios-X, do *Campus* Curitiba da UTFPR, pelas análises do material ensaiado.

Aos colegas Alexandre, Daniela, Kaiuã e Suzanne pelo auxílio nas atividades realizadas nos laboratórios.

“A imaginação é mais importante que a ciência, porque a ciência é limitada, ao passo que a imaginação abrange o mundo inteiro.”

Albert Einstein

RESUMO

MELO, Guilherme Lasari; NUNES, Guilherme Schmitz. **Efeito do *Shot Peening* na Resistência à Fadiga de Contato em Ferros Fundidos Nodulares**. 2013. 81 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curso Superior de Engenharia Mecânica, Curitiba, 2013.

Desde sua criação em 2006, o Grupo de Materiais, Tribologia e Superfícies (GrMaTS) da UTFPR tem estudado a resistência à fadiga de contato de ferros fundidos nodulares. Um dos aspectos desses estudos é o efeito das tensões residuais sobre a durabilidade do material. Técnicas como o uso de uma matriz de compressão mecânica e também nitretação são reportadas para a imposição de tensões compressivas. Nesse trabalho foi utilizado o tratamento de *shot peening* como agente indutor de tensões residuais. Primeiramente, corpos-de-prova no formato de arruela de faces planas foram usinadas, temperadas e revenidas. Em seguida, suas superfícies foram submetidas à retificação, lixamento e polimento e então realizado o *shot peening* para uma altura Almen 0,364 Amm. Na caracterização dos efeitos do tratamento foram realizadas medições de dureza, rugosidade e tensões residuais, essas últimas determinadas por difração de Raios-X. Então o corpos-de-prova foram submetidos ao ensaio de fadiga de contato de rolamento lubrificado, a uma pressão de contato máxima de 3,6 GPa. As falhas foram analisadas por microscopias ópticas e eletrônica de varredura e se revelaram como sendo de caráter subsuperficial. A vida média em fadiga foi estimada por uma distribuição de Weibull de dois parâmetros. A comparação destes resultados com a literatura mostrou que o tratamento de *shot peening* levou a um desempenho superior ao tratamento de têmpera, revenimento e nitretação, porém inferior ao ferro fundido nodular temperado e revenido. Atribui-se o resultado às tensões residuais de cisalhamento excessivamente elevadas, sem um correspondente aumento de dureza, promovidas pelo jateamento de uma superfície que já estava próxima do seu limite de endurecimento.

Palavras-chave: Fadiga de contato. *Shot peening*. Tensão residual. Ferro fundido nodular.

ABSTRACT

MELO, Guilherme Lasari; NUNES, Guilherme Schmitz. **Efeito do *Shot Peening* na Resistência à Fadiga de Contato em Ferros Fundidos Nodulares**. 2013. 81 f. Trabalho de Conclusão de Curso (Graduação) – Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curso Superior de Engenharia Mecânica, Curitiba, 2013.

Since it was formed in 2006 at UTFPR, the Materials, Tribology and Surface Group (GrMaTS) has been studying the contact fatigue resistance of ductile cast irons. One aspect of these studies is the effect of residual stress on the material endurance. Techniques as the use of a die to apply mechanical compression and also nitriding have been reported as an attempt to increase the compressive stress. In these work, the shot peening process was used as the inductor of residual compressive stresses. Firstly, the washer-like specimens were machined, quenched and tempered. The preparation of specimens surfaces for shot peening included grinding, sanding and polishing. Shot peening was carried out to achieve an Almen height of 0.364 Amm. Analysis of hardness, roughness and residual stresses, this latter measured by x-ray diffraction, were conducted for characterization of treatment effects, In order to evaluate fatigue resistance, the specimens were submitted to rolling contact fatigue tests under flood lubrication, with a maximum Hertz contact pressure of 3.6 GPa. The failures were analyzed by means of optical and scanning electron microcopies and exhibited to have a subsurface origin. The fatigue mean life was estimated by means of a two-parameter Weibull analysis. Comparisons of the tests results with literature showed that shot peened specimens presented a better performance than those submitted to quench, tempering and nitriding. However the endurance of specimens simply treatment of quenched and tempered was not over by those that were shot peened. This behavior was attributed to an excessively high shear stress generated by shot peening, which was not followed by a correspondent increase on hardness since the material, due to previous treatment, was already too close of its hardening limit.

Keywords: Contact fatigue. Shot peening. Residual stress. Ductile cast iron.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 - Fatores que influenciam a vida em fadiga de contato	19
Figura 2 - Representação da distribuição de tensões de cisalhamento subsuperficiais em superfícies de contato em situações de deslizamento puro, rolamento puro e combinação de rolamento e deslizamento	20
Figura 3 - Geometria de (a) contato conforme e (b) contato não conforme	21
Figura 4 - Geometria de dois corpos elásticos de superfícies convexas em contato	22
Figura 5 - Contato não conforme entre esfera e pista de rolamento	24
Figura 6 - Distribuição esquemática da pressão em um contato EHL.....	25
Figura 7 - Efeito da nitretação e do <i>shot peening</i> na vida em fadiga do aço 4340 sob flexão rotativa.....	27
Figura 8 - Desenho esquemático do equipamento de teste	28
Figura 9 - Avaliação da fadiga de contato com a variação de condições de usinagem	29
Figura 10 - Análise de Weibull das amostras TR, TRN e TRND	30
Figura 11 – Deformação plástica no ponto de impacto	31
Figura 12 - Tensão residual compressiva gerada pelo jateamento	32
Figura 13 - Perfil esquemático de tensões residuais introduzidas pelo <i>shot peening</i>	32
Figura 14 - Sistemas de aceleração de granalhas para <i>shot peening</i> , (a) aceleração por turbina e (b) aceleração por ar comprimido	33
Figura 15 - Influência da dureza da granalha na intensidade da tensão residual.....	35
Figura 16 - Determinação da intensidade Almen, em mm	36
Figura 17 - Superfícies com diferentes percentuais de cobertura	37
Figura 18 - Relação entre o tempo de exposição e a curvatura de intensidade.....	37
Figura 19 - Difração de Raios-X pelos planos de átomos (A-A' e B-B').....	39
Figura 20 - O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos em qualquer direção em um material não tensionado	40

Figura 21 - O espaçamento interplanar varia em todas as direções na presença de uma tensão	40
Figura 22 - Tensões na superfície de um corpo	41
Figura 23 - Fluxograma da metodologia experimental	42
Figura 24 - Microestrutura do ferro fundido nodular em estado de fornecimento	43
Figura 25 - Geometria do corpo-de-prova	44
Figura 26 - Difrátômetro de Raio-X	45
Figura 27 - Picos de difração para dois valores do ângulo ψ	47
Figura 28 - Ponto de focalização do feixe de Raios-X e direção de medição das tensões no corpo-de-prova: (σ_r) tensão radial e (σ_t) tensão tangencial	48
Figura 29 - Reta gerada pelo <i>software</i> do difratômetro. Em destaque, a tensão residual calculada, que representa a tangente da reta no gráfico $\sin^2\psi$ vs. 2θ	48
Figura 30 - Montagem do corpo-de-prova no difratômetro de Raios-X, com destaque para o emissor e receptor de Raios-X.....	49
Figura 31 - Equipamento de <i>shot peening</i>	51
Figura 32 - Pistola de jateamento.....	51
Figura 33 - Desenho esquemático do equipamento de fadiga de contato da UTFPR	53
Figura 34 - Equipamento de fadiga de contato.....	55
Figura 35 - Diagrama de corpo livre do sistema de aplicação de carga no equipamento de fadiga de contato	55
Figura 36 - Perfil de Dureza após <i>shot peening</i> e polimento.....	61
Figura 37 - Corpo-de-prova após o <i>shot peening</i>	62
Figura 38 - Superfície após o jateamento	63
Figura 39 - Superfície com incrustações de óxidos.....	63
Figura 40 - Elementos presentes nas incrustações analisadas por EDS	64
Figura 41 - Comparação de vida em fadiga dos corpos-de-prova de ferro fundido nodular nas condições TR, TRS e TRN	66

Figura 42 - Círculo de Mohr para as tensões residuais médias	67
Figura 43 - Topo da falha por fadiga de rolamento da amostra TRS06 analisada em microscópio óptico. DR indica a direção de rolamento das esferas	68
Figura 44 - Topo da falha por fadiga de contato de rolamento da amostra TRS08 analisada em microscópio óptico.	69
Figura 45 - Topo da falha por fadiga de contato da amostra TRS06 analisada em microscópio eletrônico de varredura. Em vermelho, alguns pontos onde houve remoção de grafita	69
Figura 46 - Plano ortogonal longitudinal da falha por fadiga de contato analisada em microscopia óptica	70
Figura 47 - Plano ortogonal longitudinal da falha por fadiga de contato analisada em microscópio eletrônico de varredura	71

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Parâmetros Weibull, inclinação (β) e vida média (η) para os ensaios de ferro fundido nodular nas condições TR, TRN e TRND	30
Tabela 2 - Principais tamanhos de granalhas esféricas	34
Tabela 3 - Composição química do ferro fundido nodular (%p.)	43
Tabela 4 – Parâmetros de difração recomendadas.....	46
Tabela 5 - Parâmetros do <i>shot peening</i>	52
Tabela 6 - Parâmetros do ensaio de fadiga	56
Tabela 7 - Tensões residuais antes do <i>shot peening</i>	58
Tabela 8 - Tensões residuais após alívio de tensões.....	58
Tabela 9 - Tensões residuais após o <i>shot peening</i>	59
Tabela 10 - Tensões residuais após o polimento dos corpos-de-prova	59
Tabela 11 - Dureza de topo da matriz avaliada em microdurômetro.....	60
Tabela 12 - Dureza de topo avaliada em macrodurômetro	60
Tabela 13 - Resultados de rugosidade.....	61
Tabela 14 - Percentuais dos elementos presentes nas incrustações.....	64
Tabela 15 - Vida, em ciclos, dos corpos-de-prova ensaiados e parâmetros Weibull	65
Tabela 16 - Parâmetros Weibull inclinação (β) e vida média (η) do ferro fundido nodular ensaiado nas condições TR, TRS e TRN.....	65

LISTA DE ABREVIATURAS, SIGLAS E ACRÔNIMOS

ASM	American Society for Metals
DR	Direção de rolamento
EDS	Espectrometria de energia dispersiva por Raios-X
EHL	Regime de lubrificação elastohidrodinâmica
LASC	Laboratório de Superfícies e Contato da UTFPR
MEV	Microscópio Eletrônico de Varredura
MIC	<i>Metal Improvement Company</i>
TR	Designação para corpos-de-prova temperados e revenidos
TRN	Designação para corpos-de-prova temperados, revenidos e nitretados
TRND	Designação para corpos-de-prova temperados, revenidos e nitretados e com difusão
TRS	Designação para corpos-de-prova temperados, revenidos e tratados com <i>shot peening</i>
USP	Universidade de São Paulo
UTFPR	Universidade Tecnológica Federal do Paraná

LISTA DE SÍMBOLOS

R_x	Raio de curvatura reduzido na direção x
R_y	Raio de curvatura reduzido na direção y
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
a	Raio de contato
A_c	Área de contato
E_A	Módulo elástico do corpo A
E_B	Módulo elástico do corpo B
ν_A	Coefficiente de Poisson do material do corpo A
ν_B	Coefficiente de Poisson do material do corpo B
p_0	Máxima pressão de contato
p	Pressão de contato
$\tau_{\text{máx}}$	Máxima tensão de cisalhamento
h_c	Espessura central do filme lubrificante
h_0	Espessura mínima do filme lubrificante
U	Velocidade relativa dos corpos em contato
η_0	Viscosidade dinâmica do lubrificante na pressão atmosférica
E^*	Módulo de elasticidade combinado
α	Coefficiente de viscosidade-pressão
W	Força normal de contato
k	Parâmetro de elipsidade
λ	Separação normalizada das superfícies

Rq_a	Rugosidade quadrática média do corpo A
Rq_b	Rugosidade quadrática média do corpo B
β	Parâmetro de forma da distribuição de Weibull
η	Parâmetro de escala da distribuição de Weibull
d_{hkl}	Espaçamento interatômico
d	Espaçamento interplanar medido
d_0	Espaçamento interplanar original
$\epsilon_{\phi\Psi_1}$	Componente da deformação na direção 1
$\epsilon_{\phi\Psi_2}$	Componente da deformação na direção 2
Ψ	Ângulo de inclinação entre o plano de difração e o plano da amostra
σ_{ϕ}	Tensão média em uma direção
σ_1	Tensão na direção 1
σ_2	Tensão na direção 2
θ_0	Ângulo de difração para o material sem tensão
$\theta_{\phi\Psi}$	Ângulo de difração correspondente ao plano cristalino caracterizado por Ψ
σ_r	Tensão radial
σ_t	Tensão tangencial
R_a	Rugosidade média
N_{ciclos}	Número de ciclos de fadiga
N_{contador}	Número de giros
n_{esferas}	Quantidade de esferas

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	16
2	REVISÃO DA LITERATURA	18
2.1	Fadiga de Contato	18
2.1.1	Tensões de Contato	21
2.1.2	Contato Lubrificado	24
2.1.3	Efeito da Tensão Residual na Fadiga de Contato	27
2.2	<i>Shot Peening</i>	31
2.2.1	Granalhas	33
2.2.2	Intensidade de jateamento	35
2.2.3	Cobertura e Saturação	36
2.3	Medição de Tensões Residuais por Difração de Raios-X	38
3	MATERIAIS E MÉTODOS	42
3.1	Preparação dos corpos-de-prova	43
3.2	Tratamento de <i>Shot peening</i>	50
3.3	Avaliação da Resistência à Fadiga de contato	53
4	RESULTADOS E DISCUSSÃO	58
4.1	<i>Shot Peening</i>	58
4.2	Fadiga de Contato	65
5	CONCLUSÕES	72
6	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	73
	REFERÊNCIAS	74
	APÊNDICE A – CÁLCULO DOS PARÂMETROS DE ENSAIO	77
	APÊNDICE B – CÁLCULO DE CARGA CRÍTICA PARA O PONTO DE ESCOAMENTO	80
	ANEXO A – CERTIFICADO DE TRATAMENTO DE <i>SHOT PEENING</i>	81

1 INTRODUÇÃO

A fadiga de contato é um fenômeno de falha de materiais que causa falhas em componentes como cilindro de laminação, trilhos e rodas ferroviárias, cames, engrenagens e rolamentos.

Nos últimos anos o grupo de Materiais, Tribologia e Superfícies da UTFPR (Universidade Tecnológica Federal do Paraná) tem estudado a resistência à fadiga de contato de rolamento do ferro fundido nodular. Um dos aspectos desses estudos é o efeito das tensões residuais compressivas na vida desse tipo de material sob fadiga de contato de rolamento, já que o efeito desse tipo de tensão em microestruturas mais homogêneas é reconhecidamente benéfico.

Trabalhos prévios usaram técnicas como nitretação e compressão mecânica (mediante a utilização de um dispositivo tensionador) para avaliar o efeito das tensões residuais compressivas.

A compressão mecânica é um sistema conceitual, de aplicação limitada, além de não ter indicado melhora na vida sob fadiga [NEVES, 2007].

Por outro lado, a nitretação foi efetiva na geração de tensões residuais, mas produziu queda na dureza do núcleo devido à temperatura de processamento [WOLLMANN, 2012].

Isso motiva a pesquisa de outro processo clássico de aumento da resistência à fadiga. Neste trabalho foi estudado o processo de *shot peening*.

Mesmo o *shot peening* sendo uma técnica clássica de aumento da resistência à fadiga, ainda assim, existe necessidade de serem gerados dados sobre como esse processo pode contribuir para o desempenho dos ferros fundidos nodulares submetidos à tensões cíclicas de contato.

Apesar do processo de *shot peening* ser amplamente difundido, existem poucos trabalhos sobre esse tipo de tratamento em ferros fundidos e, principalmente, sua influência na fadiga de contato, o que torna relevante o estudo desse processo.

A escolha do ferro fundido deve-se ao fato de que esse material foi utilizado em trabalhos anteriores, na tentativa de melhorar um material com vantagens econômicas em relação ao aço.

O principal objetivo deste trabalho é avaliar a influência do processo de *shot peening* na resistência à fadiga de contato em ferros fundidos nodulares, comparando os resultados desse processo com os obtidos para o mesmo material na condição temperado e revenido; e temperado, revenido e nitretado.

Como objetivos secundários, será analisado o efeito do *shot peening* sobre a rugosidade, a dureza e a tensão residual dos corpos-de-prova.

2 REVISÃO DA LITERATURA

2.1 Fadiga de Contato

Segundo a *American Society for Metals* (ASM) [2007], a fadiga é uma alteração estrutural progressiva, localizada e permanente que ocorre em materiais submetidos a deformações repetitivas ou flutuantes sob tensões nominais geralmente menores que a tensão de escoamento do material. No caso de componentes submetidos à tensões repetitivas de contato, ocorre a fadiga de contato.

As tensões produzidas pelo contato de rolamento são concentradas em um pequeno volume do material, gerando microdeformações plásticas, que podem ocorrer associadas à concentradores de tensões. Esses concentradores de tensões podem levar à iniciação de uma trinca e ao subsequente lascamento da superfície do material.

A fadiga de contato de rolamento não é o único fenômeno de fadiga associado à altas tensões de contato. Sendo assim, faz-se necessário dizer que, neste trabalho, a expressão fadiga de contato sempre se referirá à fadiga de contato de rolamento.

Sendo os mecanismos presentes na fadiga de contato de naturezas diversas, representados na Figura 1, há grande variação de resultados da vida em fadiga, tornando difícil a previsão da vida útil de um componente submetido à fadiga de contato.

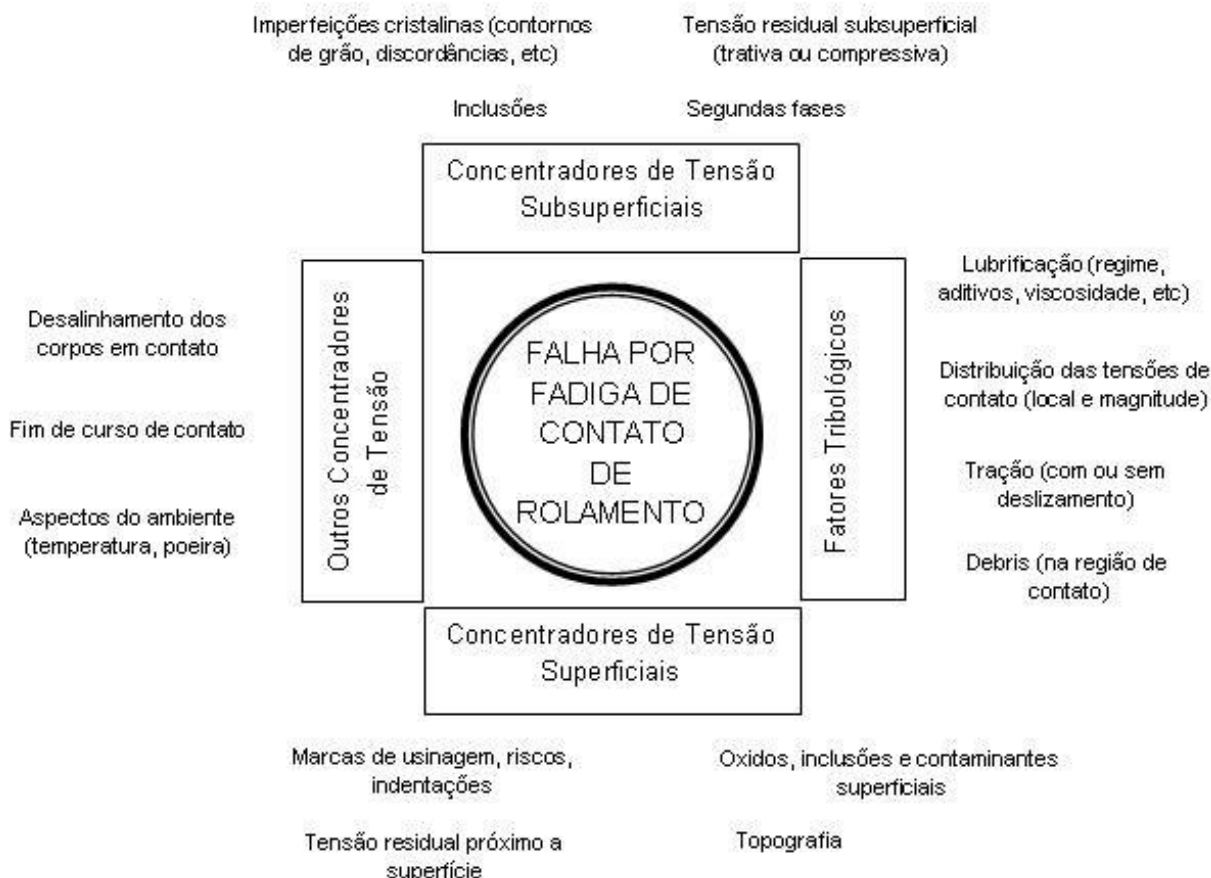


Figura 1 - Fatores que influenciam a vida em fadiga de contato

Fonte: ASM, 2008 (adaptado)¹

A Figura 2 mostra como, de forma esquemática, algumas possíveis distribuições de tensões cisalhantes relacionadas ao movimento de rolamento; pode-se observar que se houver deslizamento na direção do rolamento, a máxima tensão de cisalhamento se aproximará da superfície do material. Já em uma condição de rolamento puro, a máxima tensão de cisalhamento encontrar-se-á logo abaixo da superfície.

¹ Todas as figuras, tabelas e quadros que não possuem referência à uma fonte são de autoria própria.

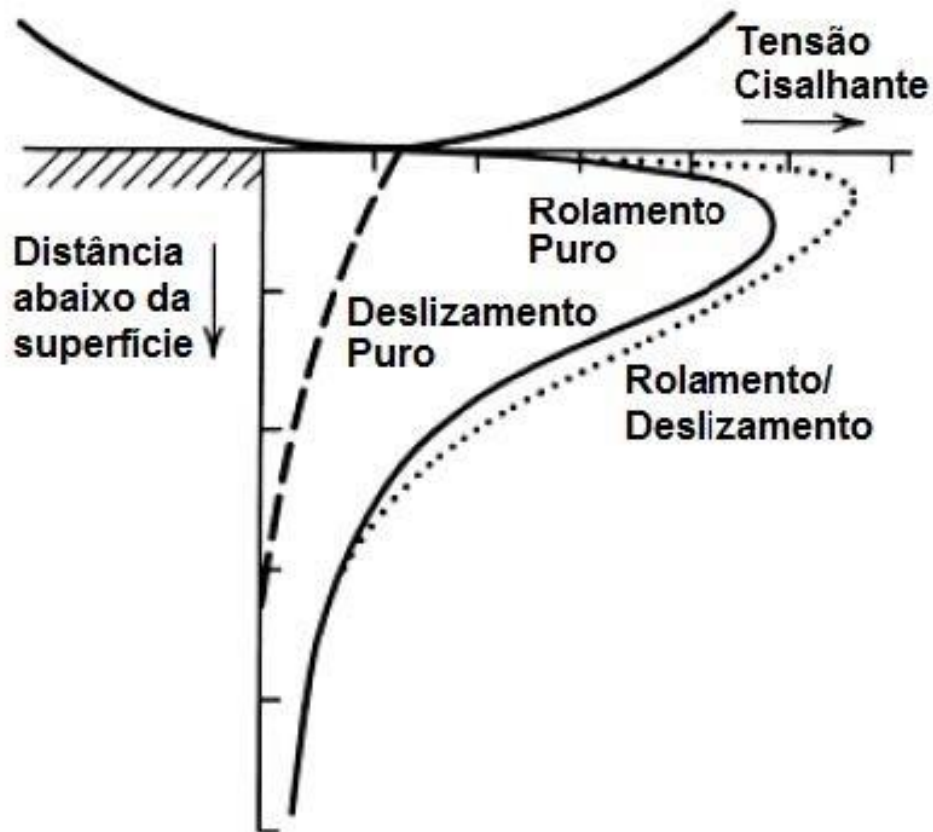


Figura 2 - Representação da distribuição de tensões de cisalhamento subsuperficiais em superfícies de contato em situações de deslizamento puro, rolamento puro e combinação de rolamento e deslizamento

Fonte: ASM, 2008 (adaptado)

Assim, as tensões geradas abaixo da superfície podem atuar juntamente com concentradores de tensões encontrados nessa região, como inclusões, contornos de grãos, defeitos ou partículas de segunda fase, como a grafita, levando à formação de trincas. Em razão do carregamento cíclico, essas trincas poderão se propagar até que ocorram a formação de pites ou de lascas [ASM, 2008].

2.1.1 Tensões de Contato

Para melhor compreender as altas de tensões de contato, presentes no contato de rolamento, faz-se necessário compreender o contato entre dois corpos.

Os contatos entre dois corpos podem ser conformes ou não conformes. Quando as superfícies de dois corpos se ajustam perfeitamente em termos macroscópicos o contato é dito conforme. Já quando os perfis são dissimilares, o contato é não conforme. No contato não conforme primeiramente os corpos encostam-se a um ponto ou em uma linha. Com a aplicação da força, os corpos são pressionados um contra o outro, resultando em uma área de contato [JOHNSON, 1985]. Na Figura 3 são mostrados esses dois tipos de contato.



Figura 3 - Geometria de (a) contato conforme e (b) contato não conforme

Fonte: Hutchings, 1992

O modelo para as tensões de contato de Hertz foi elaborado em 1881 para o caso de contato entre dois elipsóides. Nesse modelo, tensões geradas no contato entre dois corpos são calculadas considerando as seguintes condições [STACHOWIAK; BATCHELOR, 2001]:

- i. Os sólidos em contato estão em equilíbrio;
- ii. Não existem forças tangenciais atuando nos corpos;
- iii. Os materiais são homogêneos e sua tensão de escoamento não é excedida;
- iv. A rugosidade superficial dos sólidos não é considerada;
- v. A área de contato é muito pequena quando comparada à dimensão dos corpos em contato.

A geometria da área de contato depende do formato dos corpos. O caso mais frequente em aplicações de engenharia é o contato elíptico, que ocorre quando dois cilindros estão cruzados, ou no contato entre dois dentes de engrenagem, ou então quando uma esfera está em contato com um anel interno de um mancal de rolamento [STACHOWIAK; BATCHELOR, 2001].

A configuração de dois corpos elásticos com contato elíptico pode ser vista na Figura 4.

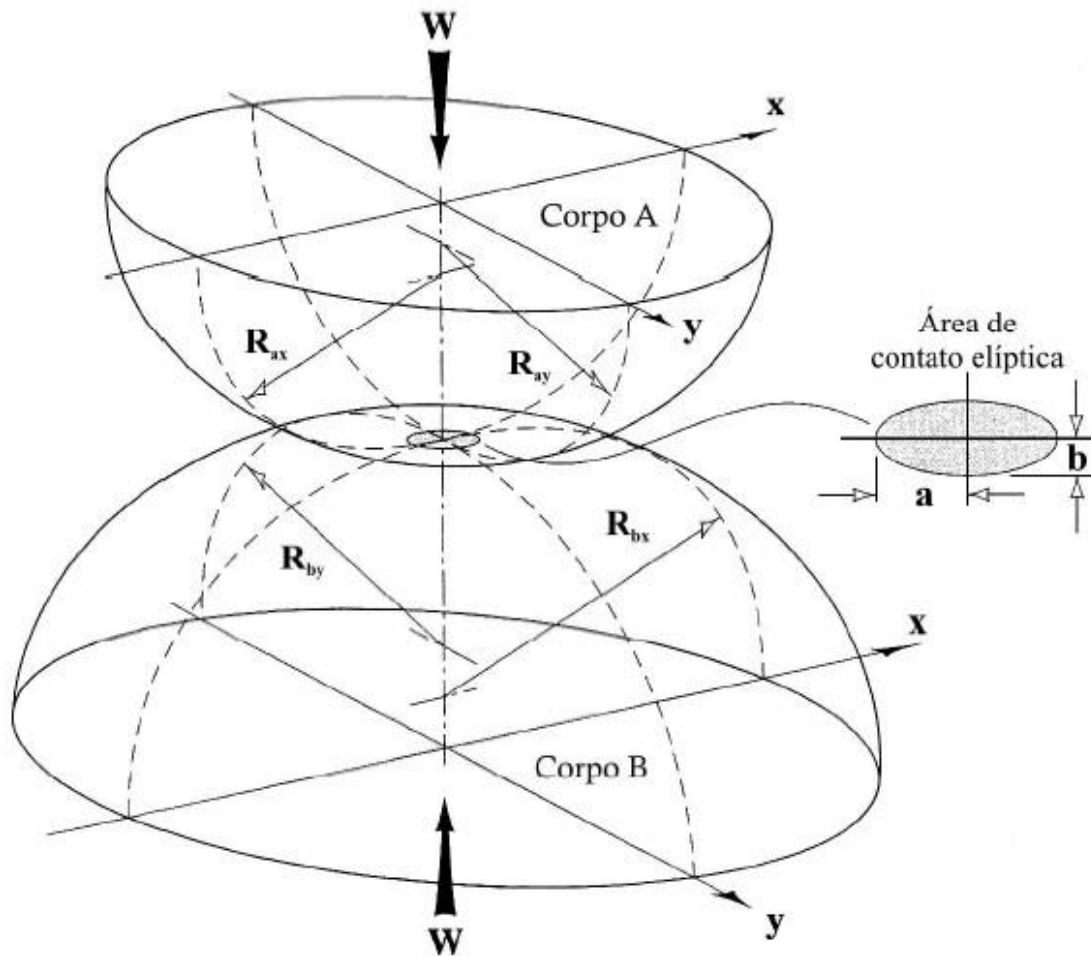


Figura 4 - Geometria de dois corpos elásticos de superfícies convexas em contato

Fonte: Stachowiak; Batchelor, 2001

O raio reduzido R' pode ser obtido através dos raios de curvatura principais das duas superfícies e é dado pela equação (1) [STACHOWIAK; BATCHELOR, 2001]:

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_x} + \frac{1}{R_y} = \frac{1}{R_{ax}} + \frac{1}{R_{ay}} + \frac{1}{R_{bx}} + \frac{1}{R_{by}} \quad (1)$$

onde:

R_x é o raio de curvatura reduzido na direção x;

R_y é o raio de curvatura reduzido na direção y;

R_{ax} e R_{ay} são os raios de curvatura do corpo A nas direções x e y, respectivamente;

R_{bx} e R_{by} são os raios de curvatura do corpo B nas direções x e y, respectivamente.

Para o caso de uma esfera contra um plano, o raio de contato a e a área de contato A_c são dados pelas equações (2) e (3), respectivamente [JOHNSON, 1985].

$$a = \left(\frac{3 \cdot P \cdot R}{4 \cdot E^*} \right)^{1/3} \quad (2)$$

$$A_c \approx 0,83 \cdot \left(\frac{P \cdot R}{E^*} \right)^{2/3} \quad (3)$$

Sendo P a carga de contato, R o raio da esfera e E^* o módulo de elasticidade combinado, que considera as propriedades dos dois materiais e é obtido pela equação (4) [JOHNSON, 1985]:

$$\frac{1}{E^*} = \left(\frac{(1 - \nu_A^2)}{E_A} + \frac{(1 - \nu_B^2)}{E_B} \right) \quad (4)$$

onde:

ν_A e ν_B são os coeficientes de Poisson dos materiais dos corpos A e B;

E_A e E_B são os módulos elásticos dos materiais dos corpos A e B.

A pressão máxima de contato (p_0), a distribuição de pressão (p) na região de contato e a tensão máxima de cisalhamento ($\tau_{m\acute{a}x}$), que ocorre no centro do contato, em uma profundidade de $0,48 \cdot a$, são obtidas pelas equações (5), (6) e (7), respectivamente [JOHNSON, 1985].

$$p_0 = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{P}{\pi \cdot a^2} \right) \quad (5)$$

$$p = p_0 \cdot \left[1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2 \right]^{1/2} \quad (6)$$

$$\tau_{m\acute{a}x} = 0,31 \cdot p_0 \quad \text{em} \quad z = 0,48 \cdot a \quad (7)$$

2.1.2 Contato Lubrificado

Quando o contato entre duas superfícies é não conforme, as pressões nessa região serão bem maiores do que a pressão em contato conforme, pois o contato concentra-se em áreas pequenas. Quando há lubrificação no sistema é comum desenvolver-se o regime de lubrificação elastohidrodinâmica (EHL) [HUTCHINGS, 1992]. Nessa lubrificação, devido à espessura do filme lubrificante, as superfícies dos corpos pressionados deformam-se apenas elasticamente. Isso porque as altas pressões de carregamento (em torno de GPa) elevam a viscosidade do lubrificante, de maneira que ele passa a se comportar quase como um sólido [DOWSON; HIGGINSON, 1977]. A Figura 5 mostra um contato entre a esfera e a pista de rolamento, em que pode ser visualizado o contato concentrado em uma região pequena.

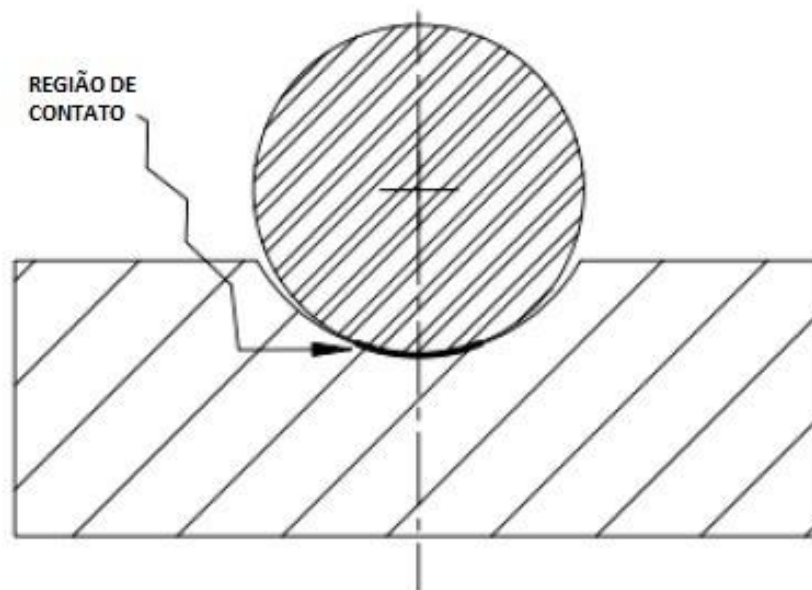


Figura 5 - Contato não conforme entre esfera e pista de rolamento

Fonte: Hutchings, 1992 (adaptado)

Quando dois corpos que estão em contato iniciam um movimento relativo um ao outro, um filme hidrodinâmico é gerado, separando as superfícies. Todavia, com a combinação entre o movimento de rolamento e o efeito do lubrificante, ocorre a deformação elástica das superfícies, aumentando a área de contato. Dessa forma, a pressão será menor do que a pressão do contato seco e estático. Na área lubrificada as superfícies tornam-se quase planas e paralelas. Assim, o filme lubrificante fica caracterizado por uma espessura central h_c . A medida que o lubrificante avança na região de contato, sua viscosidade aumenta ainda mais e volta a diminuir na saída de contato. Para que o fluxo permaneça igual, uma constrição é formada, diminuindo a espessura do filme para h_0 , como mostrado na Figura 6.

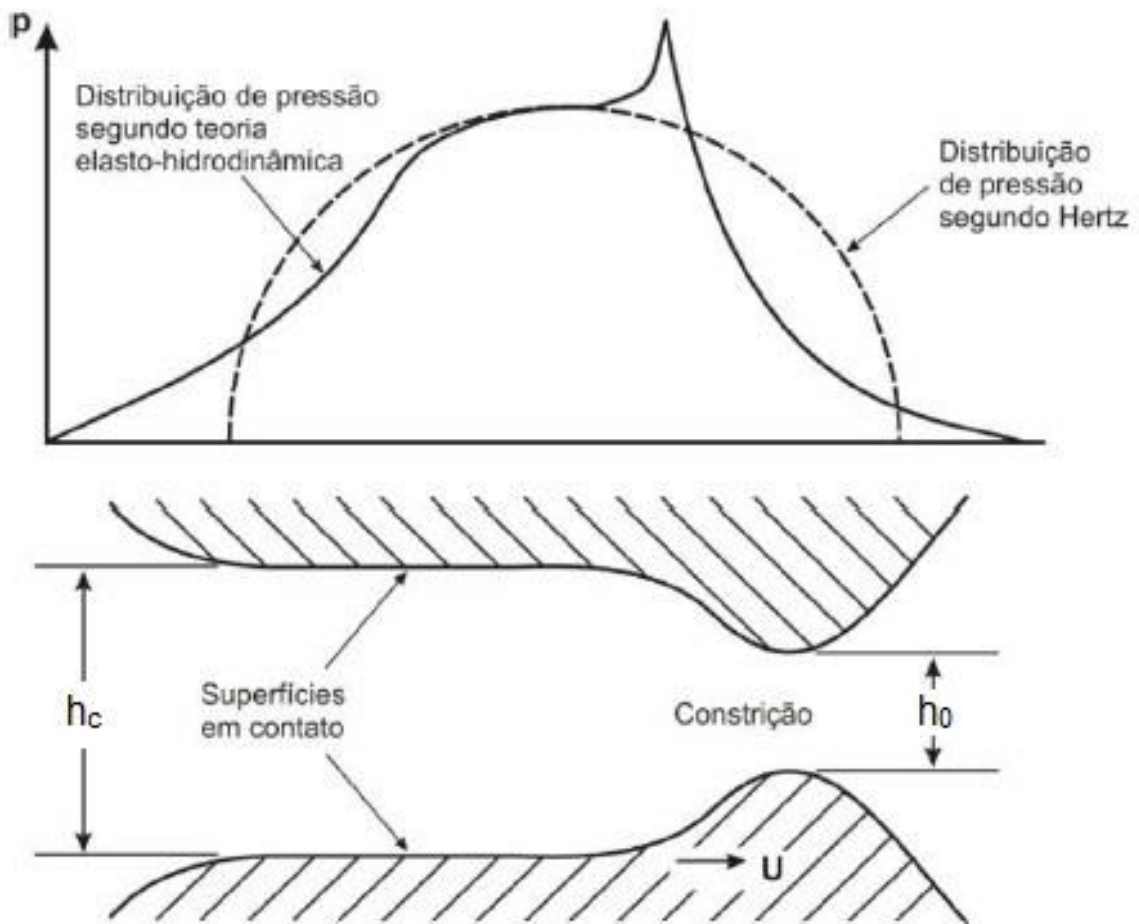


Figura 6 - Distribuição esquemática da pressão em um contato EHL

Fonte: Stachowiak; Batchelor, 2001

As espessuras h_c e h_0 de um filme EHL podem ser obtidas a partir das equações (8) e (9) desenvolvidas por Hamrock e Dowson [1976]. Essas equações aplicam-se à contatos pontuais, lineares ou elípticos.

$$\frac{h_c}{R'} = 2,69 \cdot \left(\frac{U \cdot \eta_0}{2 \cdot E^* \cdot R'} \right)^{0,67} \cdot (2 \cdot \alpha \cdot E^*)^{0,53} \cdot \left(\frac{W}{2 \cdot E^* \cdot R'^2} \right)^{-0,067} \cdot (1 - 0,61 \cdot e^{-0,73 \cdot k}) \quad (8)$$

$$\frac{h_0}{R'} = 3,63 \cdot \left(\frac{U \cdot \eta_0}{2 \cdot E^* \cdot R'} \right)^{0,68} \cdot (2 \cdot \alpha \cdot E^*)^{0,49} \cdot \left(\frac{W}{2 \cdot E^* \cdot R'^2} \right)^{-0,073} \cdot (1 - e^{-0,68 \cdot k}) \quad (9)$$

onde:

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

h_0 é a espessura mínima do filme lubrificante [m];

U é a velocidade relativa dos corpos em contato [m/s];

η_0 é a viscosidade dinâmica do lubrificante na pressão atmosférica [Pa.s];

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

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

α é o coeficiente de viscosidade-pressão [m²/N];

W é a força normal de contato [N];

k é o parâmetro de elipsidade.

O parâmetro k é calculado como $k = a/b$, sendo a o semieixo maior e b o semieixo menor, conforme mostrado na Figura 4. Dessa forma, $k = 1$ para contatos pontuais e $k = \infty$ para contatos lineares.

Tallian [1967] propôs um parâmetro que relaciona a mínima espessura da película lubrificante com a rugosidade das superfícies, avaliando a aproximação das asperezas, λ . Esse parâmetro é mostrado na equação (10).

$$\lambda = \frac{h_0}{\sqrt{R_{qa}^2 + R_{qb}^2}} \quad (10)$$

onde R_{qa} e R_{qb} são as rugosidades quadráticas médias das superfícies de contato. Essa relação tem como objetivo descrever os limites da lubrificação EHL e o início do dano às superfícies gerado pela aproximação excessiva entre elas. Valores menores que 1 indicam que entre as asperezas haverá intenso contato plástico, desgaste e deformação plástica da superfície. Valores entre 1 e 1,5 indicam que haverá deformação plástica intensa das asperezas. Valores entre 1,5 e 3 significam que pode existir deformação plástica. Para valores acima de 3, não é esperado contato entre as asperezas [STACHOWIAK; BATCHELOR, 2001].

2.1.3 Efeito da Tensão Residual na Fadiga de Contato

Enquanto os efeitos das tensões residuais são bem conhecidos para a fadiga estrutural, como mostra a Figura 7, em ensaio de fadiga de flexão rotativa, ou ainda para o comportamento dos aços em fadiga de contato [AGHA; LIU, 2000], o mesmo não ocorre para os ferros fundidos [NEVES, 2007].

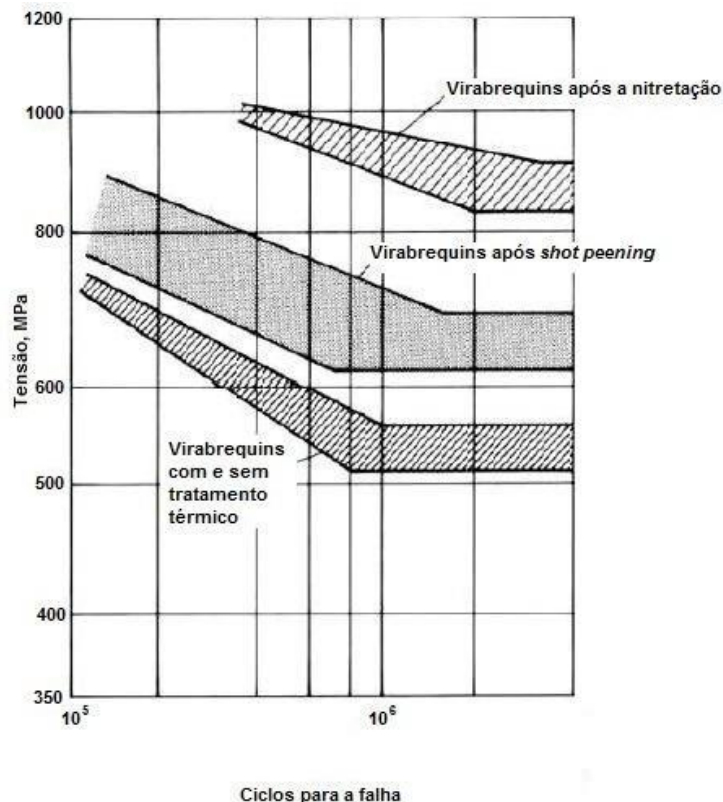


Figura 7 - Efeito da nitretação e do *shot peening* na vida em fadiga do aço 4340 sob flexão rotativa

Fonte: ASM, 2008 (adaptado)

Agha e Liu [2000] usaram a configuração esfera sobre plano, como mostrado no desenho esquemático da Figura 8, para avaliar a resistência à fadiga de contato.

Nesse trabalho os autores produziram superfícies com diferentes níveis de tensões residuais por variação dos parâmetros profundidade de corte, avanço, velocidade de corte e afiação da ferramenta. Ainda que não seja discutido no trabalho como essa configuração de parâmetros leva a diferentes níveis de tensões residuais, o resultado obtido, apresentado na Figura 9, evidencia que quanto maior a tensão residual compressiva, maior a vida em fadiga.

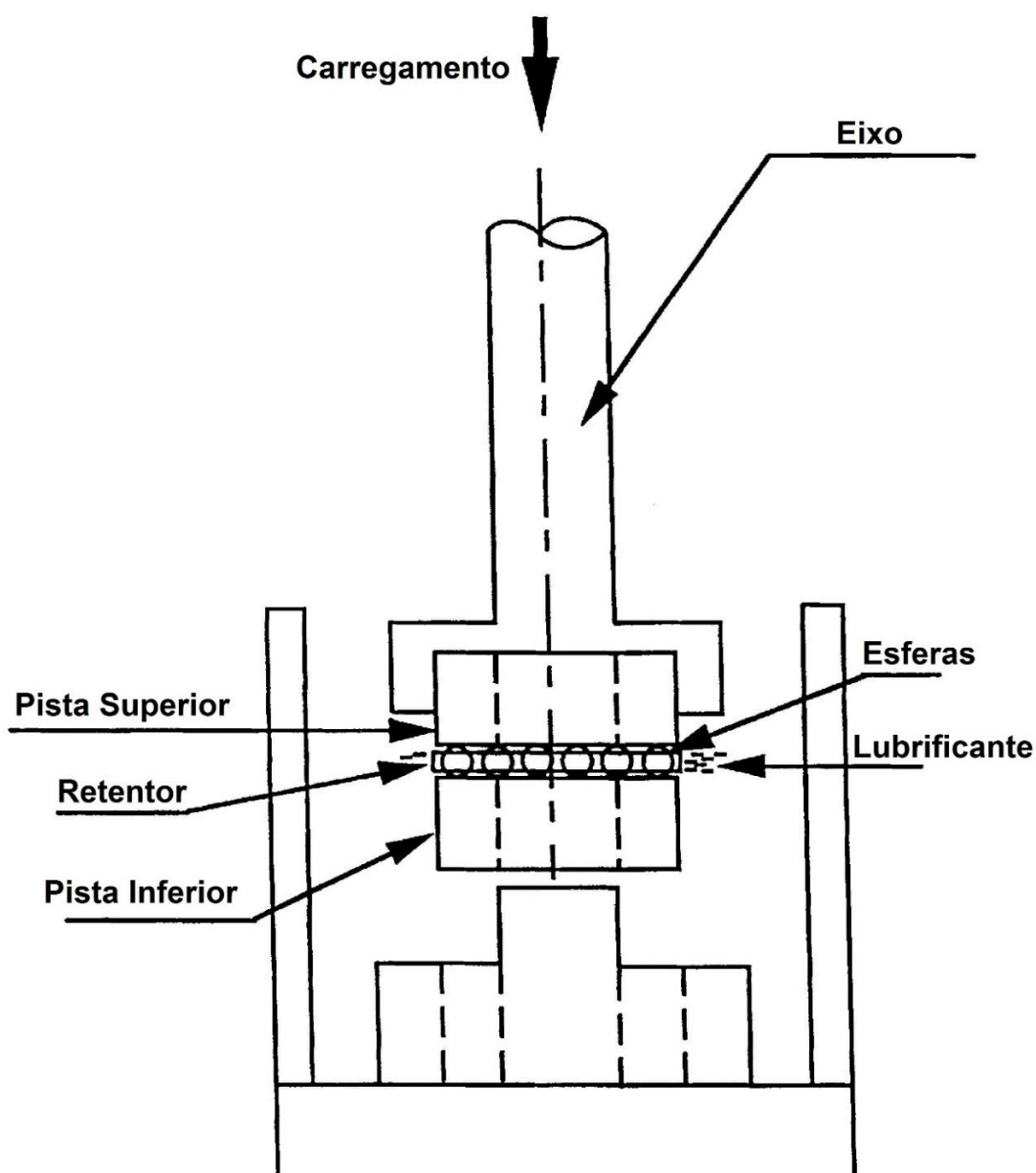


Figura 8 - Desenho esquemático do equipamento de teste

Fonte: Agha; Liu, 2000 (adaptado)

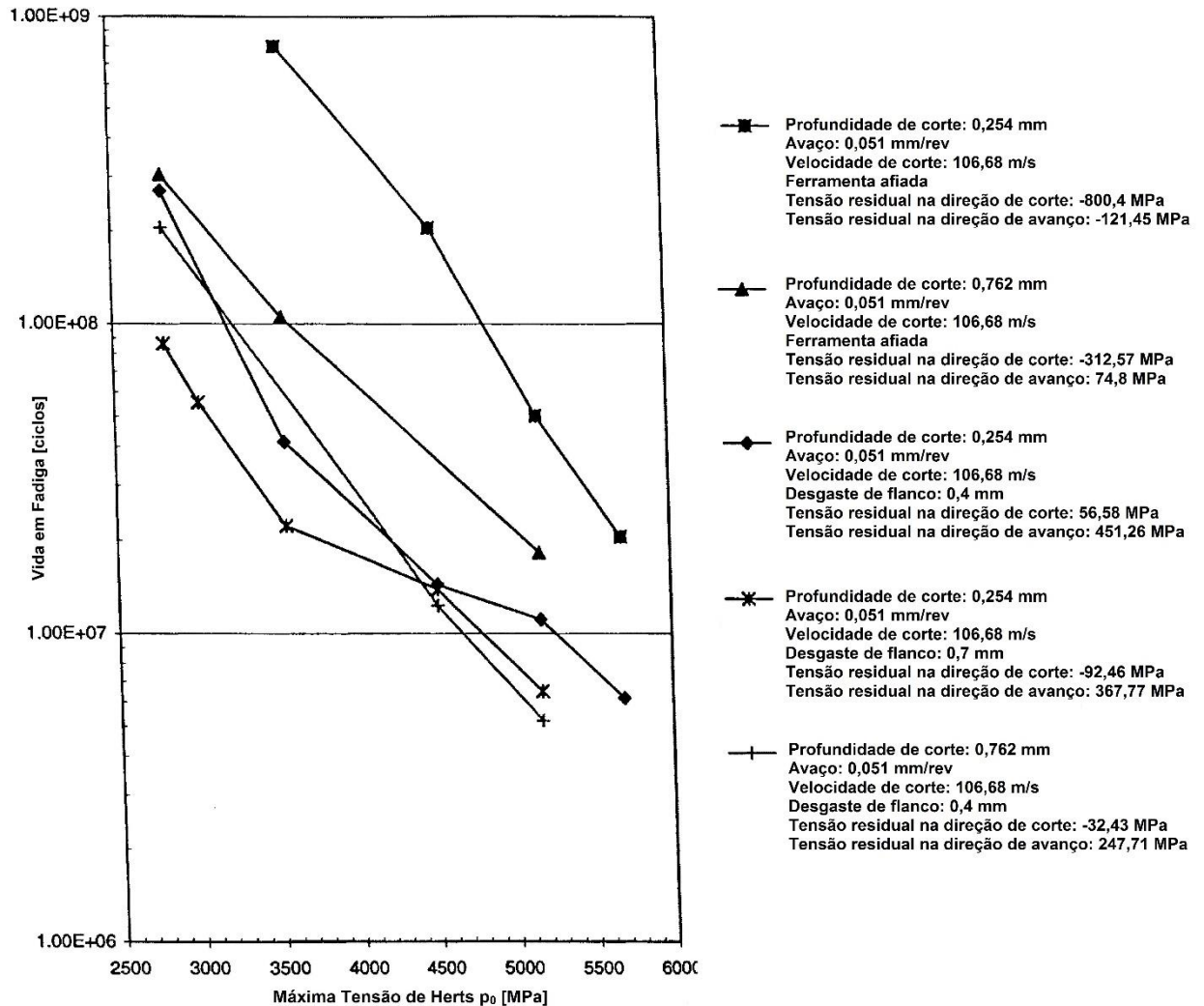


Figura 9 - Avaliação da fadiga de contato com a variação de condições de usinagem

Fonte: Agha; Liu, 2000 (adaptado)

Em estudos sobre a fadiga de contato de ferros fundidos, também na configuração esfera sobre plano, Neves [2007] concluiu que a imposição de tensões compressivas por meio de um tensionador mecânico, não causou melhora significativa na vida em fadiga do material.

Já Wollmann [2012] avaliou a influência do processo termoquímico de nitretação na fadiga de contato de ferros fundidos nodulares. Foram ensaiadas amostras de ferro fundido nodular temperado e revenido (TR); temperado, revenido e nitretado (TRN) e temperado, revenido, nitretado seguido por um período de difusão em forno, sem a presença de gás nitretante (TRND). Na Tabela 1 nota-se, pela análise de Weibull, que a vida em fadiga foi maior para as amostras que

somente foram temperadas e revenidas. As amostras nitretadas apresentaram aumento na tensão residual, no entanto houve queda na dureza do substrato devido ao aquecimento do material decorrente do processo de nitretação, ao que foi atribuído o desempenho inferior à condição TR. A Figura 10 mostra o gráfico obtido com os parâmetros Weibull.

Tabela 1 – Parâmetros Weibull, inclinação (β) e vida média (η) para os ensaios de ferro fundido nodular nas condições TR, TRN e TRND

Condição do ensaio	β	η
TR	3,26	2.261.400
TRN	4,06	470.590
TRND	1,65	484.940

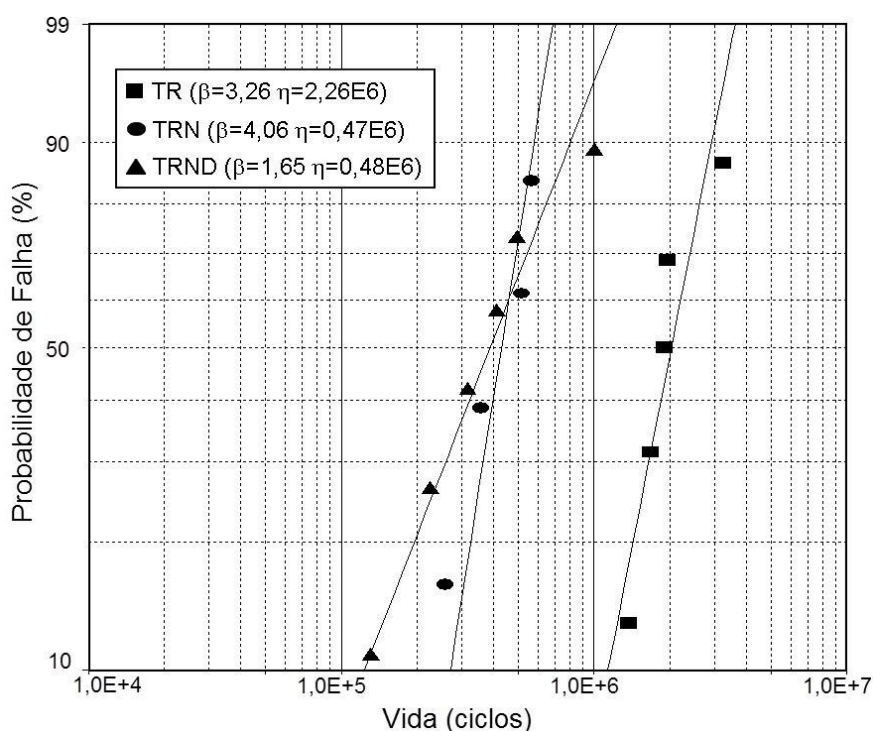


Figura 10 - Análise de Weibull das amostras TR, TRN e TRND

Fonte: Wollmann, 2012

Devido à esses resultados, a análise de outro método de imposição de tensões residuais, onde não haja redução de dureza intrínseca ao processo, faz-se necessária. Sob essa óptica, o tratamento de *shot peening* é uma alternativa tecnológica viável.

2.2 Shot Peening

O *shot peening* é um processo de deformação à frio em que tensões compressivas são induzidas em superfícies metálicas através de um jato de granalhas direcionadas, à altas velocidades e sob parâmetros controlados [ASM, 2007].

O impacto das granalhas sobre a superfície tem um efeito análogo ao martelamento, causando um pequeno entalhe, ou concavidade, na superfície, conforme mostrado na Figura 11.

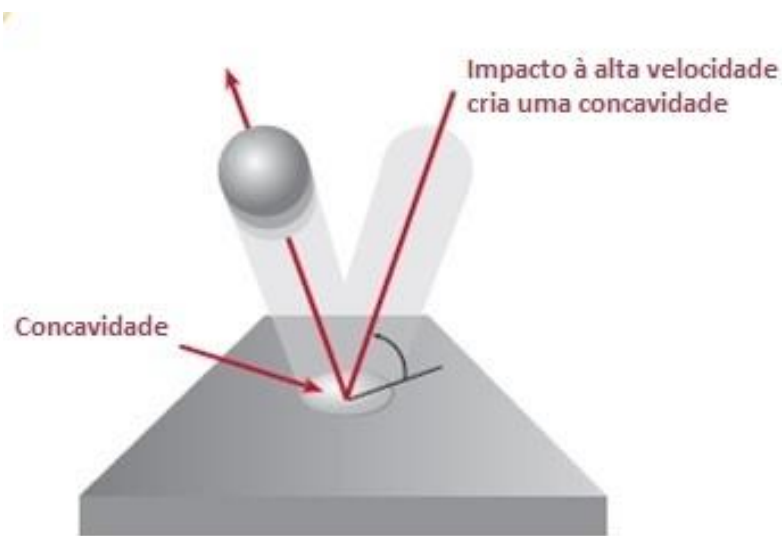


Figura 11 – Deformação plástica no ponto de impacto

Fonte: MIC, 2005 (adaptado)

Abaixo de cada concavidade, o material que foi deformado tenta voltar à sua forma original, criando assim tensões compressivas, como mostra a Figura 12. A sobreposição de concavidades desenvolve um campo uniforme de tensões residuais compressivas.



Figura 12 - Tensão residual compressiva gerada pelo jateamento

Fonte: MIC, 2005 (adaptado)

A melhora da vida em fadiga é obtida pelo fato da tensão compressiva na superfície ser maior que a tensão de tração subsuperficial. Essa tensão compressiva compensa as tensões de tração e melhora a vida em fadiga [ASM, 2007].

A magnitude da tensão residual que pode ser inserida pelo *shot peening* é limitada. Em metais de dureza elevada, ela é pouco maior que a metade do valor da tensão de escoamento [ASM, 2007].

Um perfil típico de distribuição de tensões após o tratamento de *shot peening* pode ser observado na Figura 13.

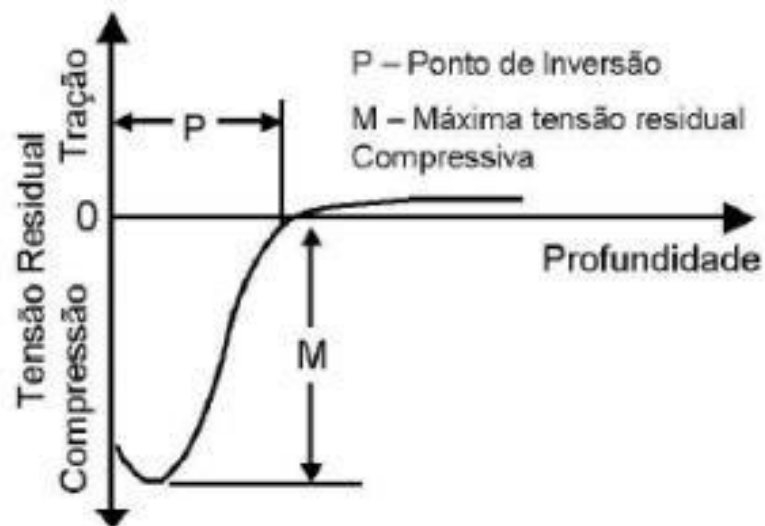


Figura 13 - Perfil esquemático de tensões residuais introduzidas pelo *shot peening*

Fonte: Stephens, 2000

Para acelerar as granalhas pode ser utilizada a força centrífuga gerada mecanicamente por uma turbina, Figura 14 (a), onde a velocidade da esfera está relacionada com o diâmetro e a velocidade de rotação da roda centrífuga. Ou então,

pode ser utilizado ar comprimido, Figura 14 (b), sendo a velocidade relacionada ao diâmetro e à pressão do bico propulsor [OSK *apud* Rocha, 2010].

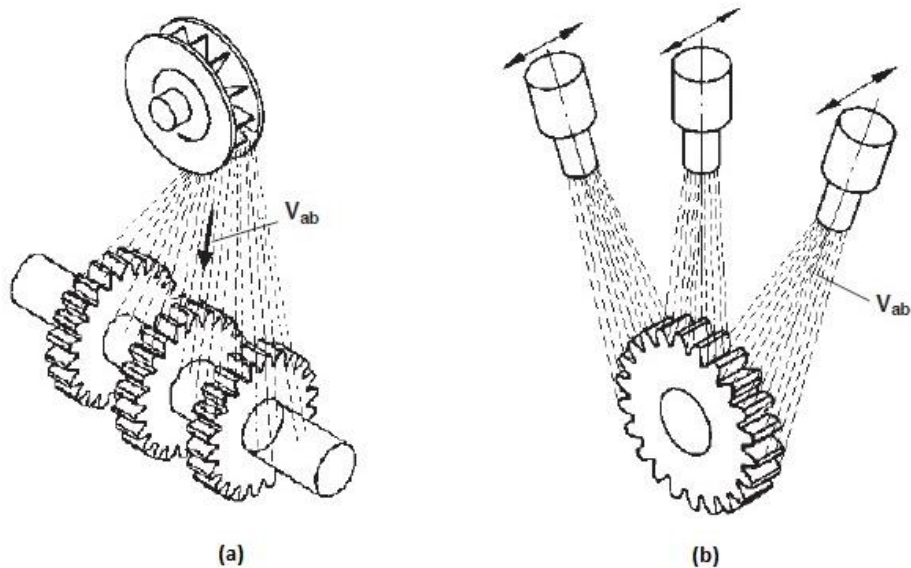


Figura 14 - Sistemas de aceleração de granalhas para *shot peening*, (a) aceleração por turbina e (b) aceleração por ar comprimido

Fonte: OSK *apud* Rocha, 2010

Os principais parâmetros do processo de *shot peening* são: tamanho e dureza da granalha, cobertura e saturação e a intensidade de jateamento.

2.2.1 Granalhas

As granalhas utilizadas no *shot peening* são de formato esférico, fabricadas em aço carbono, aço inoxidável, cerâmica ou vidro. Granalhas metálicas são designadas por números de acordo com seus tamanhos. O número da granalha equivale, aproximadamente, ao seu diâmetro em polegadas multiplicado por 10000.

Essa designação é padronizada pela norma ASM-S-13165, sucessora da norma MIL-S-13165, variando de S-70 à S-930. A Tabela 2 mostra os principais tipos de granalhas metálicas e seus respectivos diâmetros.

Tabela 2 - Principais tamanhos de granalhas esféricas

Fonte: Rocha, 2010 (adaptado)

Tamanho nominal (mm)	Esferas
2,00	S 780
1,70	S 660
1,40	S 550
1,18	S 460
1,00	S 390
0,85	S 330
0,71	S 280
0,60	S 230
0,42	S 170
0,30	S 110
0,18	S 70

A dureza da granalha influencia na magnitude da tensão compressiva, como mostra a Figura 15, sendo que granalhas de dureza mais elevadas levam, até uma dada profundidade, à maiores tensões residuais compressivas. A dureza da granalha deve ser igual ou superior à dureza do material a ser jateado.

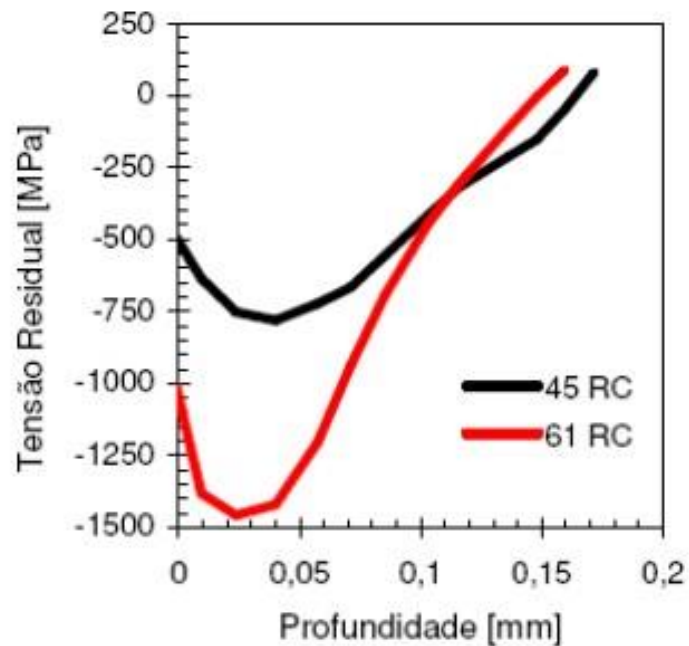


Figura 15 - Influência da dureza da granalha na intensidade da tensão residual

Fonte: OSK *apud* Rocha, 2010

2.2.2 Intensidade de jateamento

A intensidade de jateamento pode ser considerada como um conceito intuitivo. Quanto maior a velocidade e a massa de determinada partícula, maior será sua energia de impacto. Como as esferas podem diminuir de tamanho com o desgaste, caracterizar a intensidade a partir de uma fórmula relacionada com a granulometria não é sensato. A velocidade média, seja utilizando ar comprimido ou unidades turbinadas, não é fácil de ser determinada [OSK *apud* Rocha, 2010].

Por outro lado, explicitar a intensidade através de parâmetros como material da granalha, ângulo de jateamento, tempo de operação, pressão de ar ou rotação da turbina, entre outras, não garante a precisão e confiabilidade do jateamento. Por isso, desenvolveu-se o método Almen, que é internacionalmente utilizado para caracterizar a intensidade de jateamento. Este procedimento parte do princípio de que deformações iguais em chapas finas e padronizadas correspondem às aplicações de intensidades equivalentes de jateamento [ROCHA, 2010].

São padronizados três tipos de plaquetas Almen. Elas são produzidas de aço em dimensões iguais, possuindo apenas a espessura como diferencial. A plaqueta tipo “C” (espessura de 2,39 mm ± 0,02) é usada para grandes intensidades, obtidas

geralmente com esferas de aço; as do tipo “N” (espessura de $0,79 \text{ mm} \pm 0,02$) são para pequenas intensidades, alcançadas com esferas de vidro; e as do tipo “A” (espessura de $1,29 \text{ mm} \pm 0,02$), para intensidades intermediárias [MIC, 2005].

Aplica-se jateamento em apenas um dos lados da placa, desta maneira a placa sofrerá uma deformação que a deixará com a forma de arco. Em um dispositivo específico, mede-se a altura deste arco. Esse valor, juntamente com a placa utilizada, é a intensidade Almen. Por exemplo, uma intensidade Almen de 0,25 Amm representa uma intensidade de jateamento que proporciona uma deformação de altura 0,25 mm em uma placa do tipo A.

A Figura 16 mostra o processo de determinação da intensidade Almen.

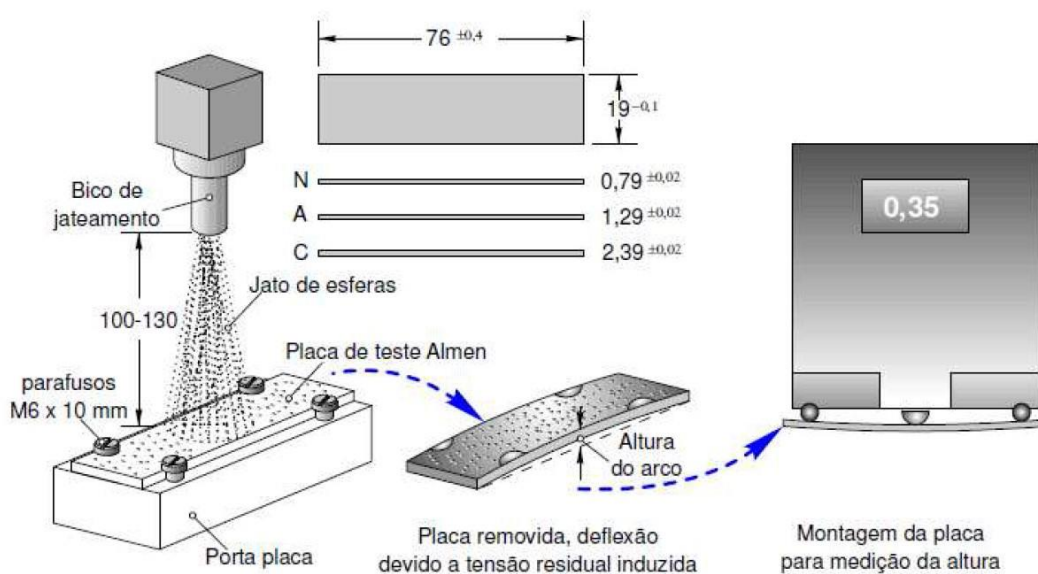


Figura 16 - Determinação da intensidade Almen, em mm

Fonte: Electronics Incorporated *apud* Rocha, 2010

2.2.3 Cobertura e Saturação

A cobertura é uma medida que representa o quão uma determinada área da superfície jateada foi atingida pela colisão das esferas. A Figura 17 mostra quatro superfícies com diferentes coberturas.

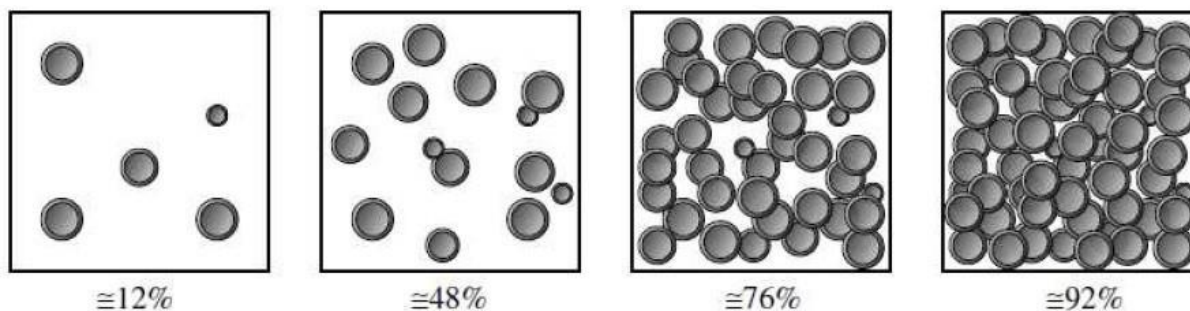


Figura 17 - Superfícies com diferentes percentuais de cobertura

Fonte: Silva, 2008

O gráfico da Figura 18 representa a relação da altura da curvatura (altura Almen) pelo tempo de exposição da amostra ao jateamento. Por meio do gráfico percebe-se que a medida que o tempo de exposição vai evoluindo, a curva que representa a altura tende a se estabilizar.

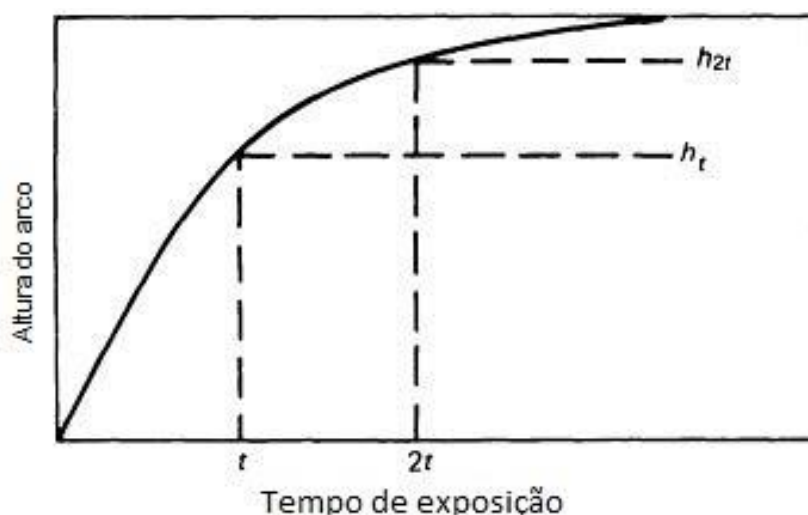


Figura 18 - Relação entre o tempo de exposição e a curvatura de intensidade

Fonte: ASM, 2007

O processo é considerado saturado quando, a partir de certo ponto, a altura do arco pouco varia ou nada evolui. Define-se que o tempo t é o tempo de saturação quando a intensidade aumenta menos de 10% depois de $2t$. Este ponto coincide com uma cobertura de 95%, geralmente considerada como 100%. Além disso, a cobertura é expressa como um múltiplo do tempo de exposição requerido para obter-se a saturação. Por exemplo, uma cobertura de 250% representa a condição na qual a amostra foi exposta ao jateamento 2,5 vezes a exposição necessária para se obter

a saturação. O jateamento abaixo da saturação é ineficiente devido à quantidade de área superficial sem ser jateada [ASM, 2007].

2.3 Medição de Tensões Residuais por Difração de Raios-X

O fenômeno da difração ocorre quando uma onda encontra uma série de obstáculos regularmente separados que são capazes de dispersá-la e que possuam espaçamentos comparáveis em magnitude ao comprimento de onda. Os Raios-X são um tipo de radiação eletromagnética com elevadas energias e curtos comprimentos de onda (da ordem de magnitude do espaçamento atômico nos sólidos). Na Figura 19 é possível ver as condições necessárias para que haja difração de Raios-X por um arranjo periódico de átomos A-A' e B-B' que contém os mesmos índices de Miller hkl e estão separadas por um espaçamento interatômico d_{hkl} .

Supondo um feixe de Raios-X paralelo, coerente (em fase) e monocromático com comprimento de onda λ esteja incidindo sobre esses dois planos (com um ângulo θ), dois raios nesse feixe (1 e 2) são dispersos pelos átomos P e Q. Se a diferença dos comprimentos das trajetórias 1-P-1' e 2-Q-2', ou seja, SQ+QT for maior que um número inteiro, n, de comprimentos de onda, uma interferência construtiva dos raios dispersos 1' e 2' também irá ocorrer para o ângulo θ em relação aos planos. Essa expressão é denominada Lei de Bragg, mostrada na equação (11) [CALLISTER, 2002].

$$n \cdot \lambda = 2 \cdot d_{hkl} \cdot \sin \theta \quad (11)$$

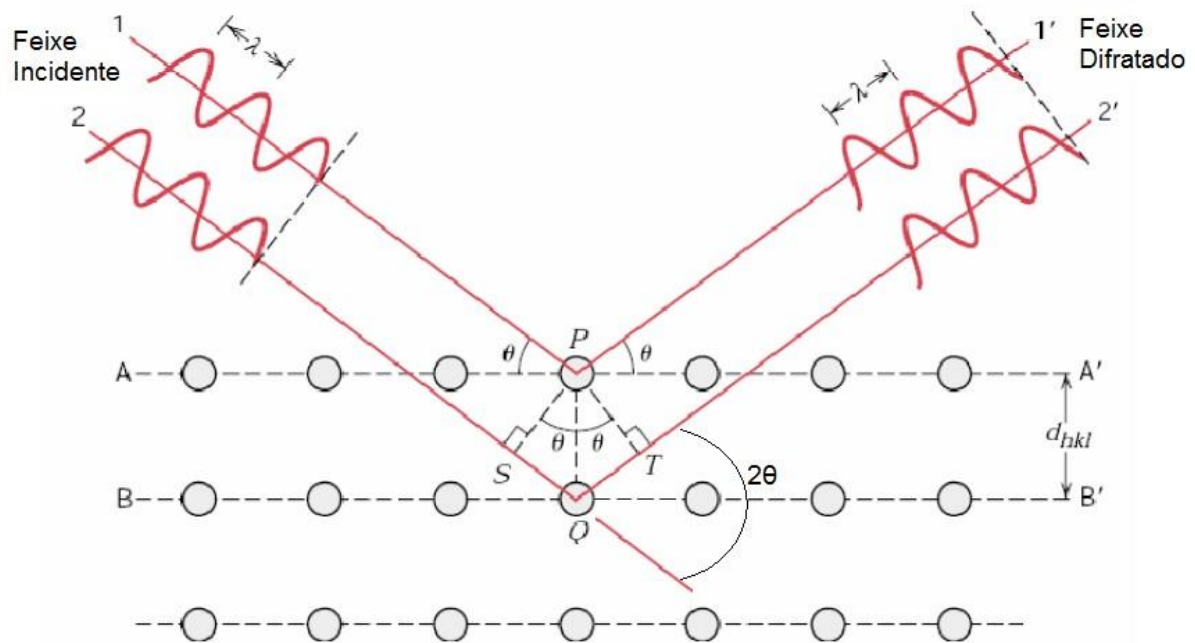


Figura 19 - Difração de Raios-X pelos planos de átomos (A-A' e B-B')

Fonte: Callister, 2002 (adaptado)

Na medição de tensões residuais por Raios-X, a tensão é uma propriedade extrínseca. Ou seja, as deformações (provocadas pelas tensões residuais) são medidas e então a tensão é calculada [ASM, 1986].

A medição de tensões residuais é válida para materiais homogêneos, elásticos e isotrópicos. O método de difração por Raios-X depende da regularidade dos espaçamentos dos planos atômicos. O espaçamento interplanar medido (d) em relação ao espaçamento original (d_0) gera uma unidade de deformação que pode ser interpretada em termos da tensão correspondente [ALMEN, BLACK, 1963]. O espaçamento aumentará para os planos perpendiculares à tensão aplicada e diminuirá para os planos paralelos à tensão, devido ao efeito de Poisson. A tensão em um cristal pode ser definida como a variação do espaçamento interplanar de uma família específica de planos, medida pela posição dos picos de difração [FRANÇOIS *et al*, 1996]. Na Figura 20 e na Figura 21 pode-se observar a influência da tensão nos espaçamentos interplanares.

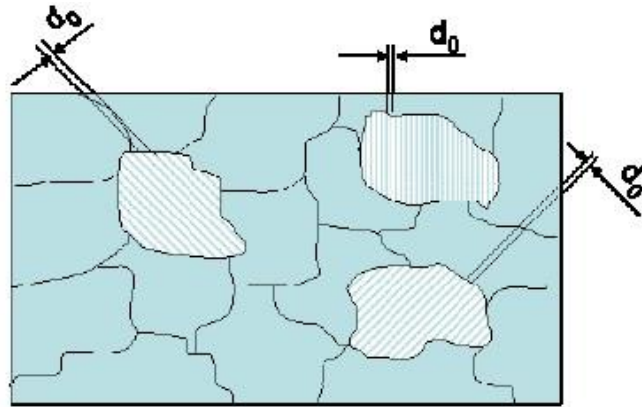


Figura 20 - O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos em qualquer direção em um material não tensionado

Fonte: François *et al*, 1996

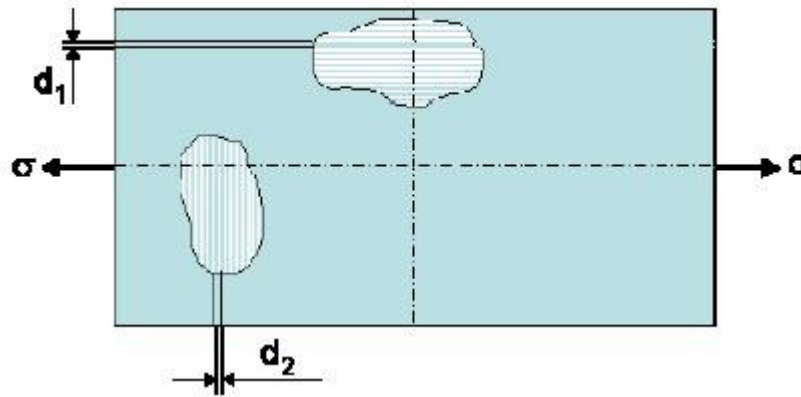


Figura 21 - O espaçamento interplanar varia em todas as direções na presença de uma tensão

Fonte: François *et al*, 1996

O cálculo de tensão residual utilizando difratometria de Raios-X fundamenta-se na determinação de duas componentes de deformação $\varepsilon_{\phi\psi 1}$ e $\varepsilon_{\phi\psi 2}$ nas direções definidas pelos ângulos ϕ e ψ de um sistema de coordenadas esféricas. Determinando a relação do plano de tensão e a deformação da superfície da peça, podemos calcular a tensão para um dado grau de inclinação da superfície da amostra. A inclinação entre o plano de difração e o plano da amostra é definida como ψ . Selecionando um ponto qualquer na superfície do corpo como foco da medição, podemos definir σ_1 , σ_2 e σ_3 como as tensões principais e ε_1 , ε_2 e ε_3 como as deformações principais para um determinado ponto, como ilustra a Figura 22. Devido ao estado plano de tensões, o valor de σ_3 é zero [RIGAKU, 2006].

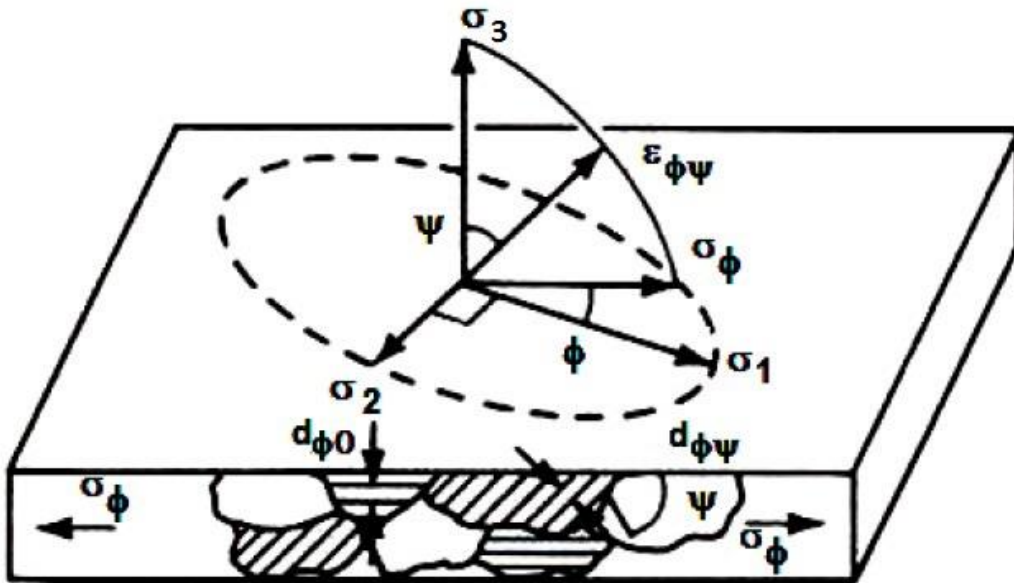


Figura 22 - Tensões na superfície de um corpo

Fonte: ASM, 1986

A deformação $\varepsilon_{\phi\psi}$ pode ser calculada pela equação (12), da teoria da elasticidade para o estado biaxial de tensões [ASSIS *et al*, 2008].

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \left(\frac{1+\nu}{E}\right) \cdot \sigma_{\phi} \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (12)$$

onde E é o módulo de elasticidade e ν o coeficiente de Poisson, ambas constantes elásticas do material; ψ e ϕ são os ângulos polares e azimutais; σ_{ϕ} é a componente média da tensão na direção escolhida e σ_1 e σ_2 são as tensões principais [ASSIS *et al*, 2008]. A componente média da tensão pode ser obtida da equação (13).

$$\sigma_{\phi} = \left(-\frac{E}{1+\nu}\right) \cdot \frac{\cot \theta_0 \cdot (\theta_{\phi\psi_2} - \theta_{\phi\psi_1})}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1} \cdot \frac{\pi}{180} \quad (13)$$

onde θ_0 é o ângulo de difração para o material sem tensão, $\theta_{\phi\psi_1}$ e $\theta_{\phi\psi_2}$ são os ângulos de difração correspondentes às reflexões dos planos cristalinos caracterizados por ângulos ψ_1 e ψ_2 . Para conseguir resultados mais precisos é necessário que a medição do ângulo seja realizada em mais de duas posições ψ . Os valores angulares de θ se relacionam a cada valor de ψ , sendo que 2θ é plotado em função de $\sin^2 \psi$ [ASSIS *et al*, 2008].

3 MATERIAIS E MÉTODOS

O trabalho foi desenvolvido em um conjunto de etapas, sendo algumas de caráter experimental. Para melhor compreensão, a Figura 23 mostra o fluxograma do trabalho. Em seguida as fases serão descritas com maiores detalhes.

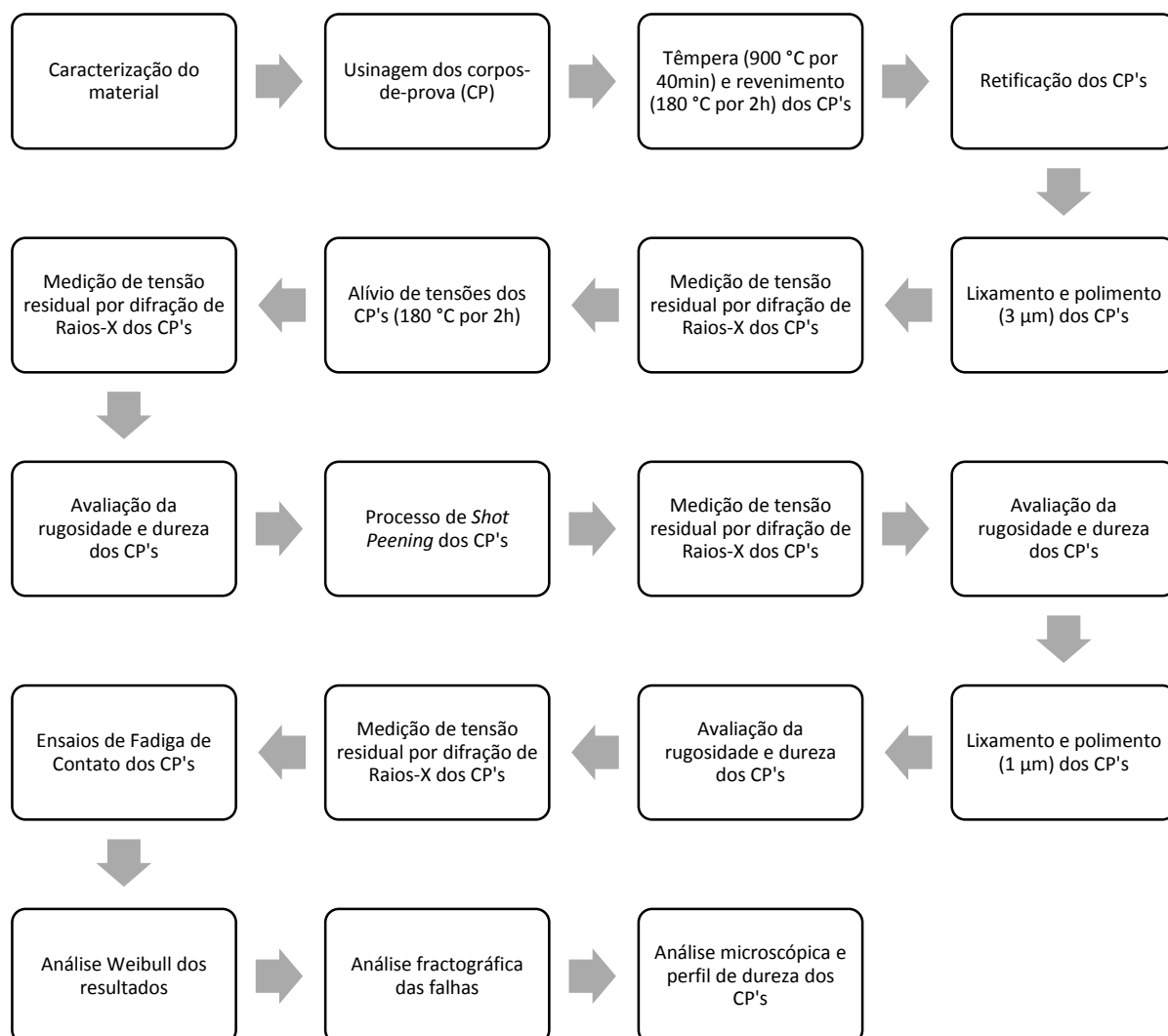


Figura 23 - Fluxograma da metodologia experimental

3.1 Preparação dos corpos-de-prova

O ferro fundido nodular utilizado neste trabalho é proveniente da mesma barra utilizada no trabalho de Wollmann [2012], obtido junto a Fundição Tupy. O material foi fornecido como uma barra de 70 mm de diâmetro produzida por lingotamento contínuo. Sua composição química pode ser observada na Tabela 3. A Figura 24 mostra a microestrutura em estado de fornecimento, podendo-se perceber a presença de grafita olho de boi e uma matriz predominantemente perlítica.

Tabela 3 - Composição química do ferro fundido nodular (%p.)

Fonte: Wollmann, 2012

C	Si	Mn	P	S	Cu	Mg	Mo
3,61	2,43	0,13	0,048	0,004	0,47	0,042	0,14

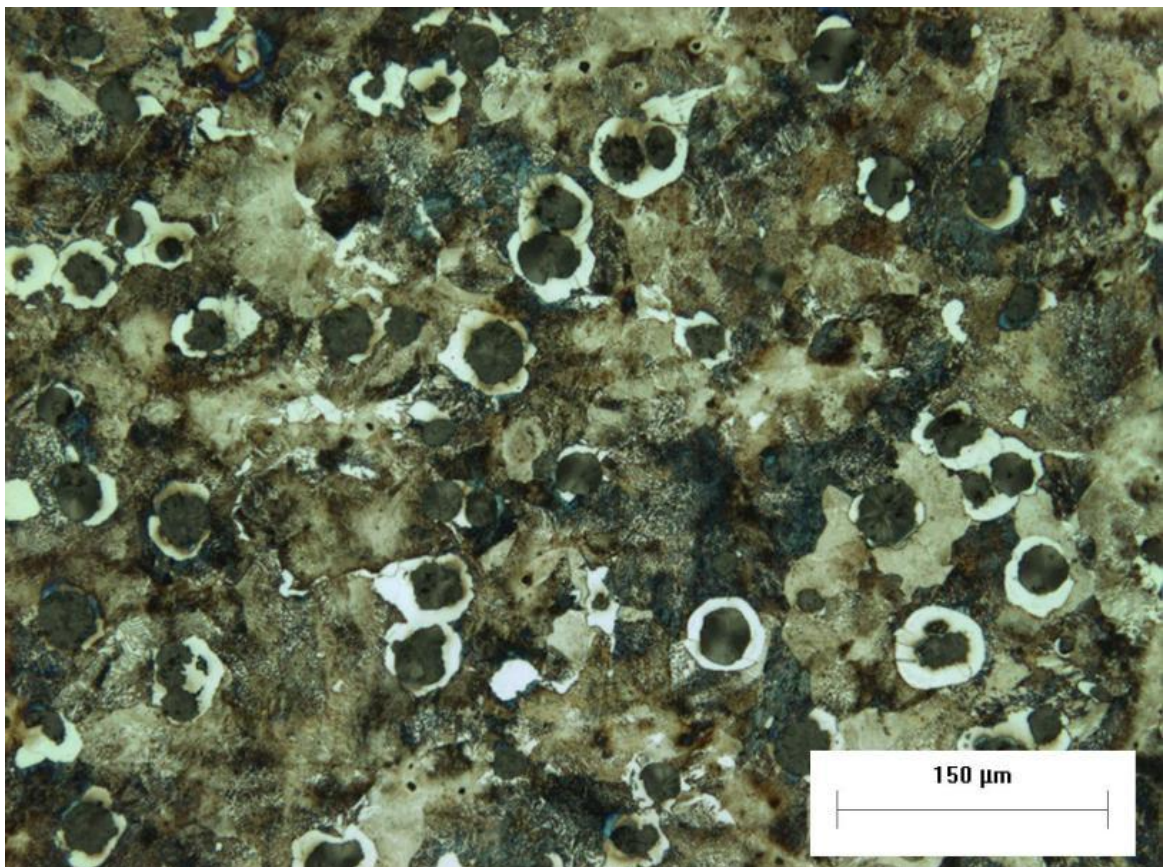


Figura 24 - Microestrutura do ferro fundido nodular em estado de fornecimento

Fonte: Wollmann, 2012

Foram torneadas 13 amostras de ferro fundido nodular no formato de arruelas (anular) com 38 mm de diâmetro interno, 52 mm de diâmetro externo e 5,5 mm de espessura, a partir de um tarugo de 70 mm de diâmetro. Elas foram identificadas como TRS (temperado, revenido e *shot peening*) seguido de uma numeração que inicia-se em 01 e vai até 13. A forma do corpo-de-prova pode ser observada na Figura 25.

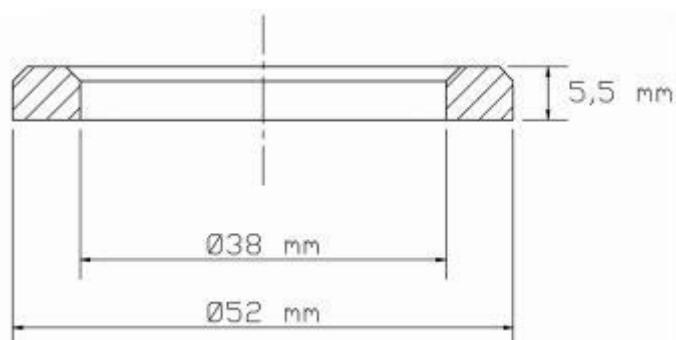


Figura 25 - Geometria do corpo-de-prova

Após isso, as amostras foram tratadas termicamente pelos processos de têmpera, austenitizados à 900 °C por 40 minutos e resfriados em óleo, e revenimento, realizado após a têmpera à 180 °C por 2 horas. Esses tratamentos foram realizados na Temperapar Tratamento Térmico, em Curitiba/PR.

Depois de revenidas, as amostras passaram pelo processo de retificação, no Laboratório de Usinagem da UTFPR. As duas faces do corpo-de-prova foram retificadas, sendo que a inferior foi usinada até obter-se um único plano e a superior, além de obter-se um plano, foram removidos aproximadamente 200 µm, levando à um melhor acabamento superficial. O avanço utilizado foi o menor disponível pela retífica da UTFPR (5 µm), de forma que a ocorrência de queimas de retificação fosse minimizada e, conseqüentemente, a formação de trincas evitada.

Após a retificação, foi realizado um tratamento de uniformização superficial prévia ao *shot peening*, consistindo de lixamento e polimento de 13 amostras, sendo que foram retirados em média 35 µm de material. O lixamento foi realizado em lixas de granulometria 320, 400, 600 e 1200 e o polimento foi em pasta de diamante de 3 µm.

Para avaliar a tensão residual das amostras antes de passarem pelo processo de *shot peening*, foram feitas medidas de tensão residual pela técnica de difração de Raios-X. Para isso foi usado o difratômetro Shimadzu XRD 7000 da UTFPR, mostrado na Figura 26.

Cada material cristalino possui espaçamentos interatômicos que produzem picos de difração em ângulos específicos de acordo com a lei de Bragg. A escolha do pico de difração para medição de tensão residual impacta significativamente na precisão do método. A Tabela 4 lista alguns parâmetros de difração recomendadas para ligas ferrosas.



Figura 26 - Difratômetro de Raio-X

Para o ferro fundido nodular, temperado e revenido, que devido à dureza e a estrutura da matriz, pode ser comparado ao aço 1050, o plano e o ângulo de difração (2θ) recomendados são 211 e 156° respectivamente. Pela Tabela 4 vê-se que também é indicado o uso da radiação Cr-K α (2,291 Å) para a medição de tensões residuais de ligas ferrosas.

Tabela 4 – Parâmetros de difração recomendadas

Fonte: ASM, 1986 (adaptado)

Ligas Ferrosas	Radiação	Plano Cristalino (hkl)	Ângulo de Difração (2θ)	$\frac{E}{1+\nu}$ (GPa)
304L	CuK α	(420)	147°	157,2 +- 2,8
316	CuK α	(420)	$146,5^\circ$	132,4 +- 2,8
410 (22Hrc)	CrK α	(211)	$155,1^\circ$	176,5 +- 0,7
410 (42Hrc)	CrK α	(211)	$155,1^\circ$	173,1 +- 1,4
4340 (50 Hrc)	CrK α	(211)	156°	168,9 +-2,8
1050 (56 Hrc)	CrK α	(211)	156°	184,1 +- 2,1
6260	CrK α	(211)	$155,5^\circ$	169,6 +- 2,8
9310	CrK α	(211)	$155,5^\circ$	172,4 +- 2,8
52100	CrK α	(211)	156°	173,7 +- 2,1
M50 (62Hrc)	CrK α	(211)	154°	179,3 +- 2,1
17-4PH	CrK α	(211)	155°	180,0 +- 0,7

Foram selecionados onze ângulos ψ para melhorar a base estatística de representação de dados. Os valores de ψ foram de -50° à $+50^\circ$, variando em 10° de uma medição para outra. À medida que o ângulo ψ varia, o pico de difração também sofre uma pequena alteração, como pode ser visto na Figura 27, para uma varredura em torno do ângulo de 156° para dois ângulos ψ diferentes.

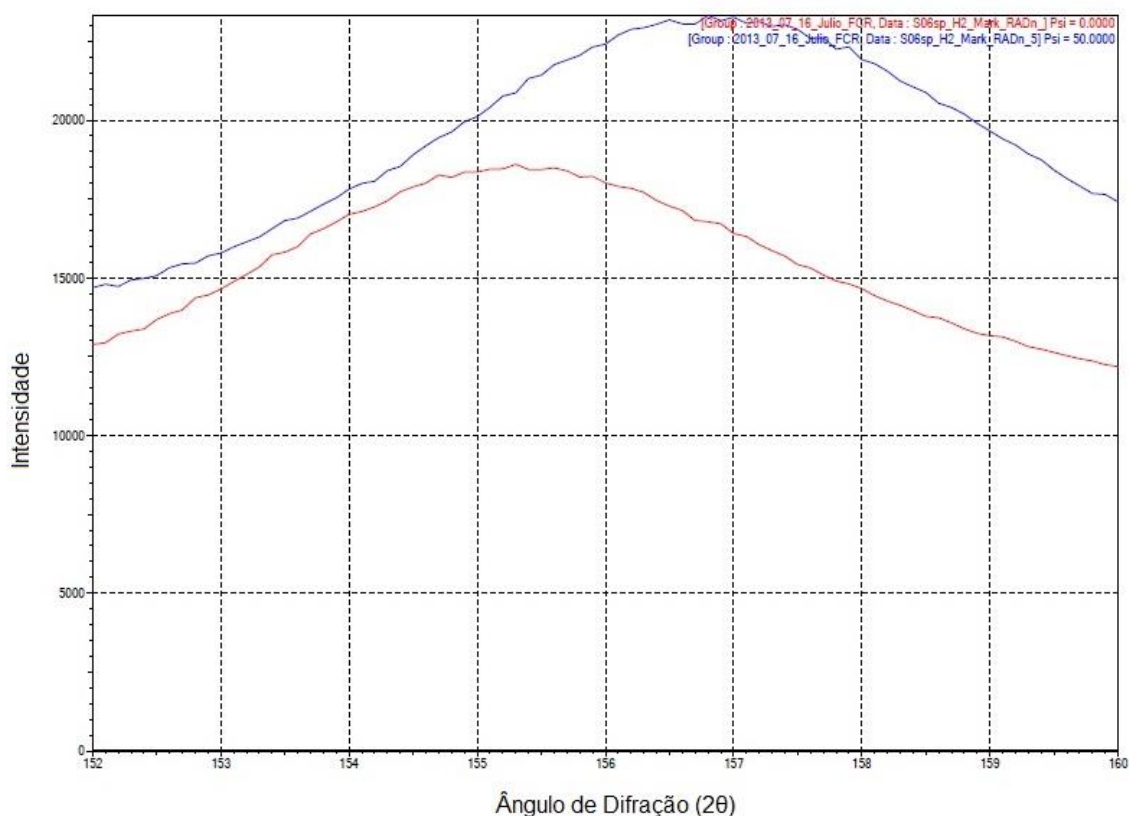


Figura 27 - Picos de difração para dois valores do ângulo ψ

Sendo medido a tensão residual em duas direções, σ_r e σ_t , respectivamente radial e tangencial, diferindo em 90° entre si, com o ponto central de medidas localizado no diâmetro médio da face do corpo-de-prova como mostra a Figura 28. Para cada direção, onze medições de ψ são usadas para produzir um gráfico $\sin^2 \psi$ vs. 2θ , produzindo uma reta. Então o *software* calcula o coeficiente angular dessa reta para determinar a tensão residual. A Figura 29 apresenta essa situação.

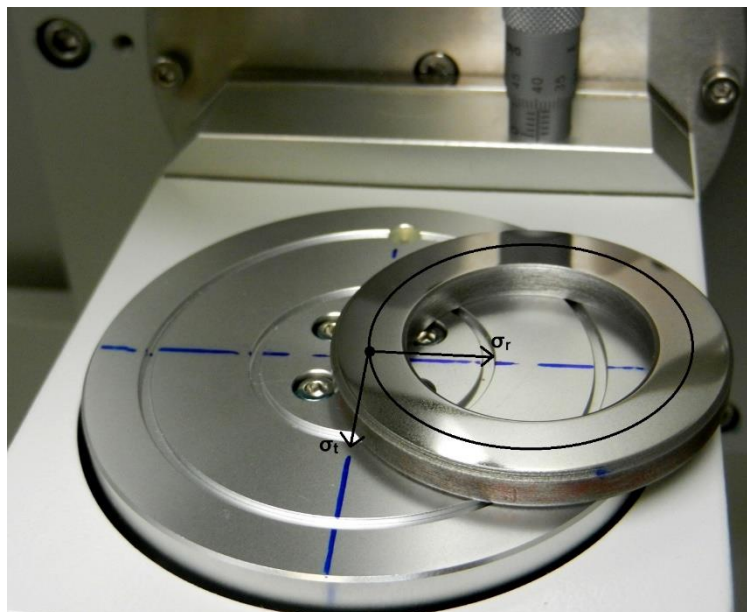


Figura 28 - Ponto de focalização do feixe de Raios-X e direção de medição das tensões no corpo-de-prova: (σ_r) tensão radial e (σ_t) tensão tangencial

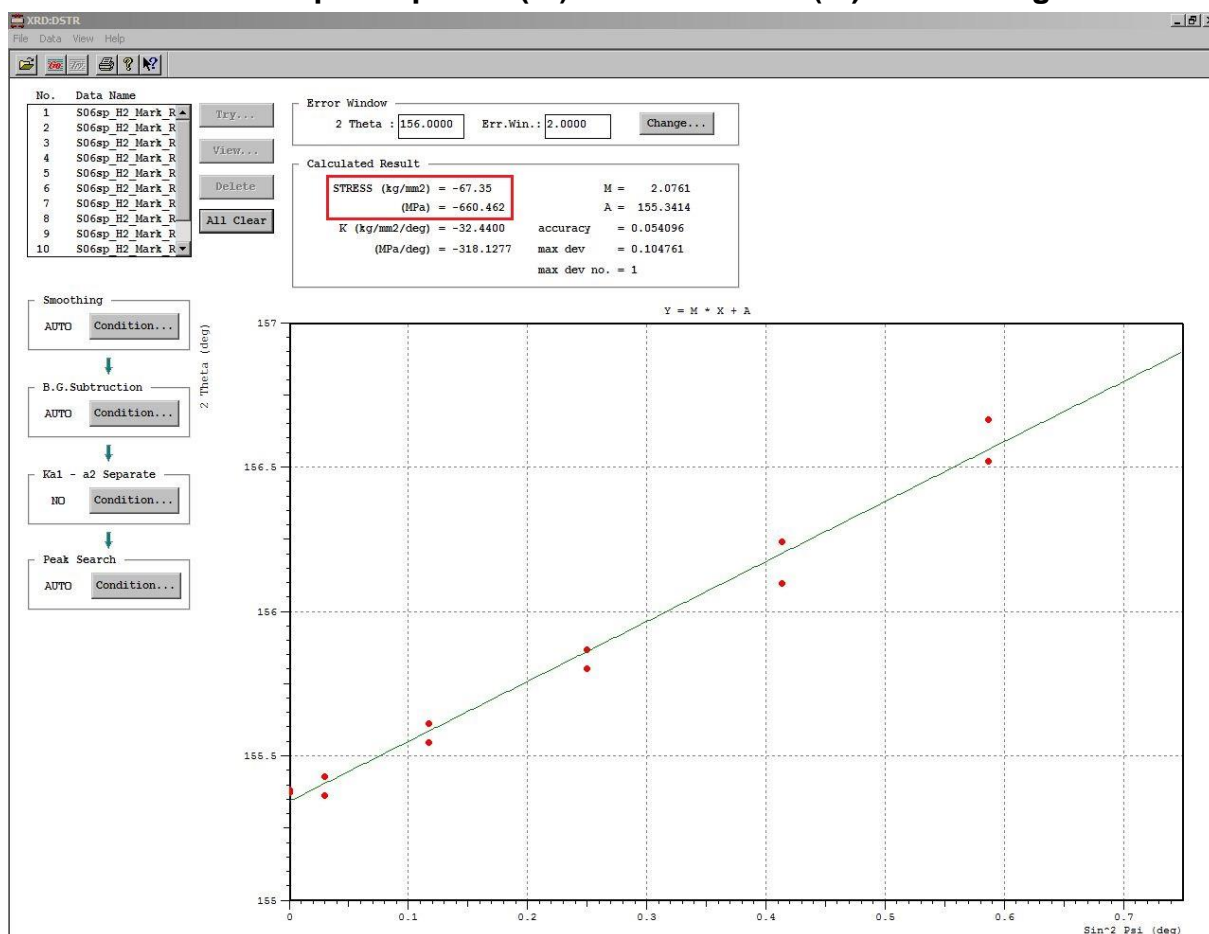


Figura 29 - Retta gerada pelo *software* do difratômetro. Em destaque, a tensão residual calculada, que representa a tangente da reta no gráfico $\sin^2 \psi$ vs. 2θ

A Figura 30 mostra a montagem do corpo-de-prova no difratômetro, com destaque para o emissor e para o receptor de Raios-X.

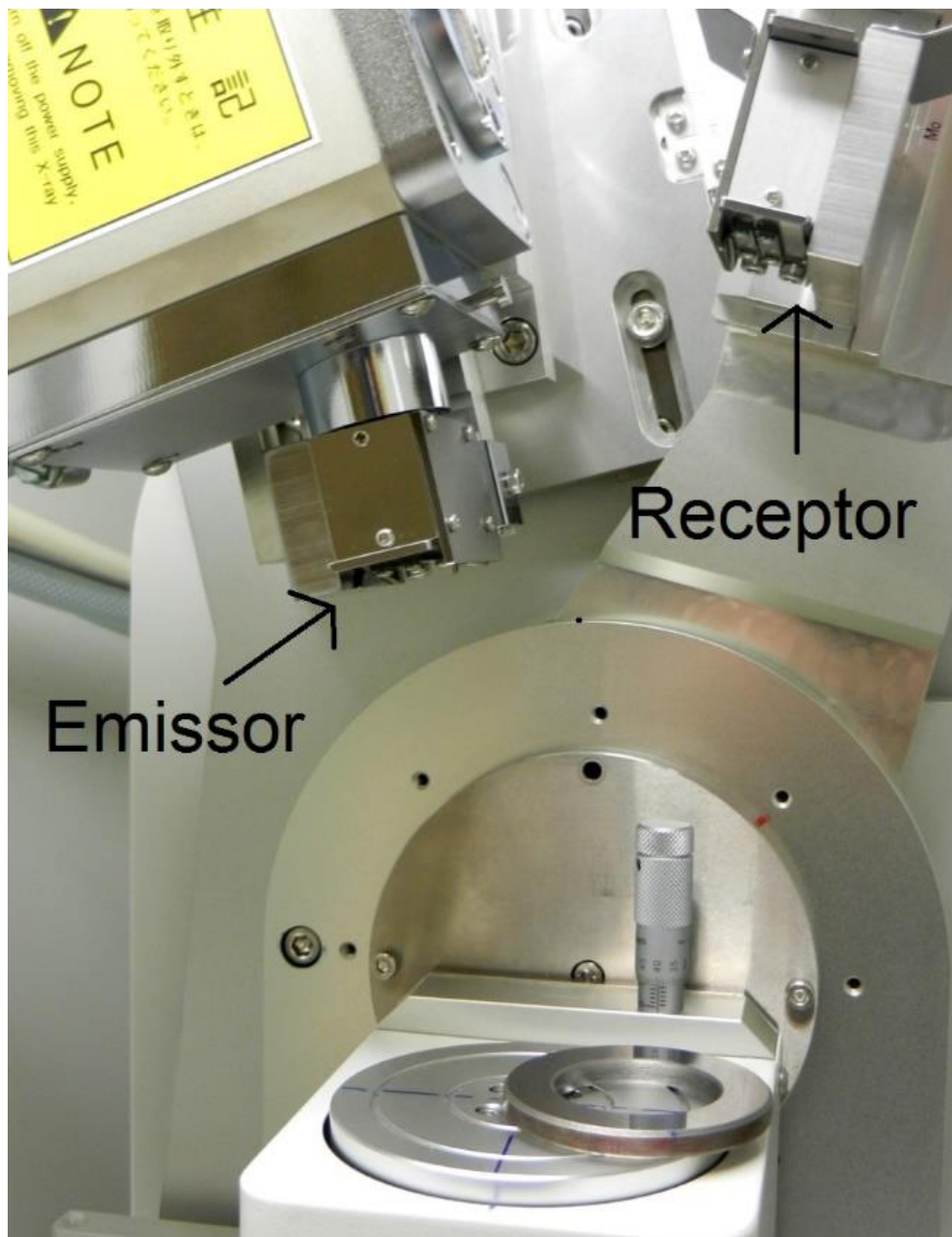


Figura 30 - Montagem do corpo-de-prova no difratômetro de Raios-X, com destaque para o emissor e receptor de Raios-X

Com a finalidade de uniformizar e amenizar as tensões residuais provenientes da retificação, sem que a dureza fosse comprometida, os corpos-de-prova passaram por um processo de alívio de tensões em forno à vácuo à 180 °C por um período de duas horas.

Após isso, para que o efeito do alívio de tensões fosse verificado, uma amostra escolhida aleatoriamente teve a tensão residual medida por difração de Raios-X exatamente da maneira explicada anteriormente.

Então um corpo-de-prova selecionado aleatoriamente foi analisado quanto à dureza e à rugosidade. Essas medições foram realizadas para posterior verificação do efeito do *shot peening* nessas propriedades.

A dureza foi avaliada no durômetro Emcotest M4C 025 G3M com uma carga de 30 kg, na escala Vickers, sendo realizadas cinco identificações na amostra, seguido do cálculo da média aritmética e do desvio padrão. Para avaliar a dureza da matriz, o microdurômetro Schimadzu HMV-2 foi utilizado, com uma carga de 0,05 kg, realizando-se cinco medições, também na escala Vickers e com o posterior cálculo da média aritmética e do desvio padrão. Os durômetro estão localizados no laboratório de materiais da UTFPR.

A rugosidade foi medida em um corpo-de-prova através do rugosímetro Instrutherm RP-200, situado no laboratório de metrologia da UTFPR. Foram realizadas três medições com o posterior cálculo da média aritmética e desvio padrão. Os parâmetros avaliados foram R_a e R_q , sendo o *cut-off* selecionado de acordo com o resultado da primeira medição.

3.2 Tratamento de *Shot peening*

O processo de *shot peening* foi realizado na empresa ZIRTEC, em São Paulo/SP, sob a supervisão do Engenheiro Marcelo Murga, responsável pelo processo. O certificado do tratamento de *shot peening*, emitido pela ZIRTEC, encontra-se no Anexo A.

O equipamento utilizado foi o Zirtec, modelo GS-9075X, a ar comprimido. A Figura 31 apresenta o equipamento utilizado e a Figura 32, a pistola de jateamento.



Figura 31 - Equipamento de *shot peening*



Figura 32 - Pistola de jateamento

Os parâmetros utilizados para o *shot peening* são apresentados na Tabela 5. Esses parâmetros estão de acordo com os resultados obtidos por Rocha [2010], sendo esses os que apresentaram melhor eficácia na vida em fadiga de flexão rotativa a quatro pontos do aço 1060, que possui uma matriz similar à do ferro fundido nodular.

Tabela 5 - Parâmetros do *shot peening*

Superfície tratada	Face superior com chanfro
Equipamento	GS-9075X
Operação	Manual
Material utilizado	Granalha de aço
Tipo	S-110
Intensidade Almen	0,364 Amm
Cobertura	100%
Pressão do ar	6,9 bar
Ângulo de jato	90°

Após o processo de *shot peening*, três amostras, as mesmas que tiveram as tensões residuais medidas antes do jateamento, foram novamente submetidas à difração, seguindo o mesmo procedimento anterior. O objetivo dessa medição foi avaliar a variação das tensões residuais tangenciais e radiais causadas pelo *shot peening*.

Com a finalidade de avaliar a dureza imposta pelo *shot peening* e a rugosidade superficial após o tratamento, uma amostra foi separada para a medição de dureza e rugosidade. Pelo fato do tratamento de *shot peening* deixar o acabamento superficial mais irregular, tornado difícil a focalização no microdurômetro, apenas o macrodurômetro pôde ser utilizado para avaliação da dureza. Tanto a dureza quanto a rugosidade foram obtidas da mesma forma citada previamente.

Cinco amostras, que futuramente seriam ensaiadas, foram escolhidas aleatoriamente e separadas para preparação. As lixas utilizadas foram as de granulometria 320, 400, 600 e 1200, sendo removido aproximadamente 30 μm para que qualquer incrustação proveniente do *shot peening* fosse retirada. Para o polimento, foi utilizada pasta de diamante de 3 μm e 1 μm . A prática da remoção da camada mais externa é recomendada também por MIC [2005].

Depois de polidos, os cinco corpos-de-prova selecionados passaram pela análise de difração de Raios-X no mesmo equipamento citado anteriormente, com o mesmo procedimento. Esse estudo teve por finalidade avaliar a magnitude da tensão residual de entrada nos ensaios de fadiga de contato.

Com o intuito de avaliar a dureza superficial após o polimento, novamente foi realizada a medição de dureza em um corpo-de-prova. Tanto o macro quanto o microdurômetro Vickers foram utilizados nessa análise.

Nesse mesmo corpo-de-prova, com o intuito de gerar dados para o cálculo da espessura de lubrificante pudesse ser realizado, a rugosidade foi novamente medida.

3.3 Avaliação da Resistência à Fadiga de contato

O ensaio de fadiga foi realizado no Laboratório de Superfícies e Contato da UTFPR (LASC). O equipamento utilizado para os ensaios de fadiga de contato foi montado e instalado no LASC seguindo as especificações técnicas da máquina desenvolvida por Neves [2006] na Universidade de São Paulo (USP). A Figura 33 mostra um desenho esquemático da câmara de ensaio.

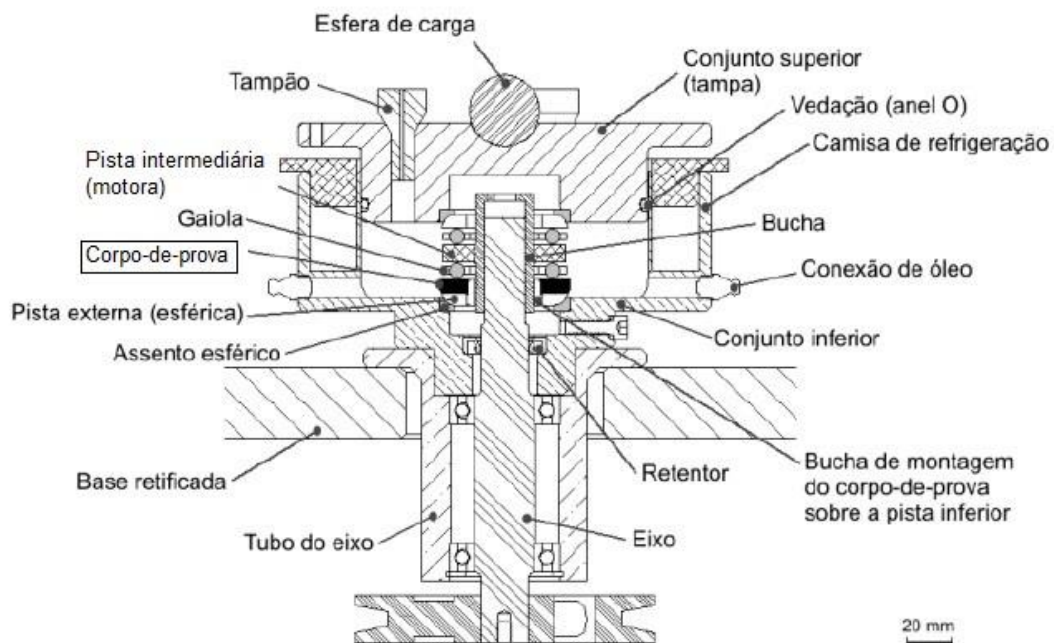


Figura 33 - Desenho esquemático do equipamento de fadiga de contato da UTFPR

Fonte: Neves, 2006 (adaptado)

O princípio de funcionamento é baseado no posicionamento do corpo-de-prova sobre a pista inferior de um rolamento axial de duas fileiras de esferas dentro de uma câmara completada com lubrificante. Dessa forma, a fileira de esferas rola sobre uma superfície plana. São deixadas apenas três esferas na gaiola da fileira que está em contato com o corpo-de-prova de maneira que o contato seja permanente. O equipamento possui um sistema de controle de velocidade e contagem de rotações, aplicação de carga por pesos mortos e é envolvido por uma camisa d'água que serve para refrigerar ou aquecer o óleo na câmara de ensaio.

Para determinar a carga resultante aplicada sobre o corpo-de-prova, foram considerados: o peso da tampa, o peso do braço da carga, o peso colocado no braço da extremidade de carga e a distância entre a articulação do braço de carga e a esfera de aplicação de carga. O cálculo das tensões de contato é resultado da divisão da carga do ensaio pelo número de esferas em contato com o corpo-de-prova. O critério de término de ensaio foi a detecção auditiva da ocorrência da falha, confirmada visualmente em seguida. A Figura 34 mostra a máquina de fadiga de contato, já a Figura 35 mostra um diagrama do sistema de aplicação de carga. No Apêndice B é demonstrado o cálculo da carga crítica para o escoamento do contato esfera-plano na condição ensaiada, sendo esse resultado comparado com os valores nas condições TR e TRN de Wollmann [2012].



Figura 34 - Equipamento de fadiga de contato

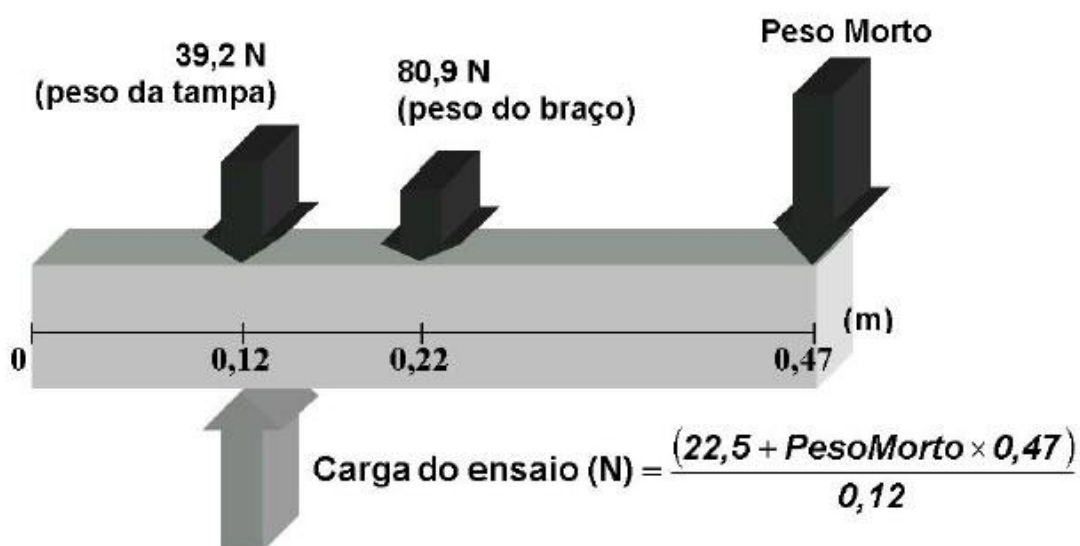


Figura 35 - Diagrama de corpo livre do sistema de aplicação de carga no equipamento de fadiga de contato

Fonte: Neves, 2006

Devido às características do movimento de rolamento produzido no equipamento de ensaio, para a determinação do número de ciclos de fadiga, N_{ciclos} , deve-se tomar o número total de giros e multiplica-lo pela metade da quantidade de esferas, $n_{esferas}$, em contato com o corpo-de-prova, como apresentado na equação (14).

$$N_{ciclos} = N_{contador} \cdot \frac{n_{esferas}}{2} \quad (14)$$

As condições de ensaio estão indicadas na Tabela 6. Esses parâmetros são similares ao utilizados por Wollmann [2012].

Tabela 6 - Parâmetros do ensaio de fadiga

Óleo lubrificante	SAE 90 API GL5
Temperatura do óleo	50 °C
Peso morto	245 N
Carga total	1147 N
Número de esferas	3
Carga por esfera (W)	382 N
Diâmetro da esfera (2R)	7,938 mm
Módulo combinado (E^*)	101,2 GPa
Raio de contato (α)	0,224 mm
Área de contato (A_c)	0,158 mm ²
Máxima pressão de contato	3,6 GPa
Máxima tensão de Hertz	1,12 GPa
Profundidade da máxima tensão de Hertz	108 µm
Rotação	1700 rpm
Frequência de carregamento	41 Hz
h_0	0,128 µm
λ	0,293

Os cálculos envolvidos para a determinação desses parâmetros encontram-se no Apêndice A.

As propriedades do óleo lubrificante e as condições de utilização são as mesmas do trabalho de Neves [2006].

Após os ensaios, finalizados através de detecção auditiva, o equipamento foi desmontado, as falhas confirmadas visualmente e foi realizada a limpeza das amostras para a retirada dos resíduos do óleo lubrificante.

Em seguida, foi realizada uma análise da vida em fadiga através de uma distribuição Weibull de dois parâmetros no software Weibull++7. Sendo inseridos os dados de vida em fadiga e a partir desses estimados os parâmetros de escala η e inclinação β , gerando a curva de probabilidade de falha.

Os parâmetros η e β representam, respectivamente, a vida média da distribuição e a taxa de crescimento de falhas com o aumento do número de ciclos.

Depois disso, as falhas foram examinadas no microscópio óptico e no microscópio eletrônico de varredura (MEV) nos laboratórios da UTFPR. Análises químicas locais foram realizadas por EDS (espectrometria de dispersão de energia de Raios-X). Posteriormente foi realizada a metalografia em três das cinco amostras ensaiadas. Por último, foi medida a dureza e criado um perfil para cada um desses corpos-de-prova.

4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Com o objetivo de facilitar a compreensão dos resultados obtidos, os mesmos foram divididos em duas partes. A primeira relacionada ao *shot peening*, que inclui as avaliações das amostras quando à tensões residuais, dureza e rugosidade. A segunda parte trata do ensaio de fadiga de contato, apresentado os resultados da vida, bem como a análise microscópica.

4.1 Shot Peening

Após a preparação das amostras, três corpos-de-prova tiveram as tensões residuais medidas por difração de Raios-X. A Tabela 7 mostra os valores encontrados. As tensões residuais foram relativamente baixas, como era de se esperar. No entanto nota-se que os valores da tensões radiais e tangenciais foram bastante dispersos.

Tabela 7 - Tensões residuais antes do *shot peening*

Corpo-de-prova	σ_r (MPa)	σ_t (MPa)
TRS05	+138	+30
TRS11	+95	-8
TRS12	-87	-41
MÉDIA	49	-6
DESVIO PADRÃO	119	36

Em uma tentativa de reduzir a dispersão apresentada na Tabela 7 foi realizado o alívio de tensões, à 180 °C durante 2 horas. Os valores das tensões residuais em uma das amostras é apresentada na Tabela 8. Nota-se que nessa amostra obteve-se uma uniformização das tensões residuais, mas como apenas uma amostra foi medida, não pode-se concluir que esse padrão manteve-se para as outras amostras.

Tabela 8 - Tensões residuais após alívio de tensões

Corpo-de-prova	σ_r (MPa)	σ_t (MPa)
TRS13	-51	-57

A Tabela 9 apresenta os valores de tensões residuais medidos após o processo de *shot peening*. Além de elevar o valor das tensões residuais, o jateamento uniformizou os valores.

Tabela 9 - Tensões residuais após o *shot peening*

Corpo-de-prova	σ_r (MPa)	σ_t (MPa)
TRS05	-535	-571
TRS11	-550	-576
TRS12	-577	-589
MÉDIA	-554	-579
DESVIO PADRÃO	21	9

O processo de jateamento leva à presença de incrustações de óxidos na superfície dos corpos-de-prova e à irregularidade superficial, tornando necessário um processo de remoção da camada mais externa a fim de obter uma superfície livre de incrustações e com rugosidade comparável à trabalhos anteriores.

A Tabela 10 apresenta os valores das tensões residuais após o polimento da superfície. Comparando-se esses valores com os da Tabela 9 percebe-se um aumento da tensão compressiva, o que concorda com o perfil típico de distribuição de tensões, conforme mostrado na Figura 13.

Tabela 10 - Tensões residuais após o polimento dos corpos-de-prova

Corpo-de-prova	σ_r (MPa)	σ_t (MPa)
TRS02	-670	-700
TRS05	-697	-706
TRS06	-660	-695
TRS08	-631	-657
TRS09	-652	-659
MÉDIA	-662	-683
DESVIO PADRÃO	24	24

O efeito do *shot peening* na dureza de topo da matriz dos corpos-de-prova pode ser observado na Tabela 11, que apresenta os valores medidos utilizando-se o microdurômetro Vickers. Os valores foram medidos em uma amostra antes do *shot peening* e em outra após o *shot peening* e polimento, devido a irregularidade da superfície, não foi possível utilizar o microdurômetro sem o polimento da superfície.

Tabela 11 - Dureza de topo da matriz avaliada em microdurômetro

Condição	HV0,05
Antes do <i>shot peening</i>	736±19
Após o <i>shot peening</i> e polimento	803±30

A Tabela 12 mostra os valores de dureza (macro) obtidos com o durômetro Vickers, nas condições antes do *shot peening*, após o *shot peening* e após o *shot peening* e polimento.

Tabela 12 - Dureza de topo avaliada em macrodurômetro

Condição	HV30
Antes do <i>shot peening</i>	605±19,5
Após o <i>shot peening</i>	649±16
Após o <i>shot peening</i> e polimento	631±1,6

Através de um corte transversal em uma das amostras jateadas, foi possível obter um perfil de dureza, apresentado na Figura 36. Enquanto a medida de dureza de topo com carga baixa, Tabela 11, mostra um leve endurecimento da superfícies deformada, a Tabela 12 e a Figura 36 sugerem que qualquer endurecimento limitou-se a uma profundidade não superior à cerca de 50 µm, o que é inferior à região onde se espera a máxima tensão cisalhante.

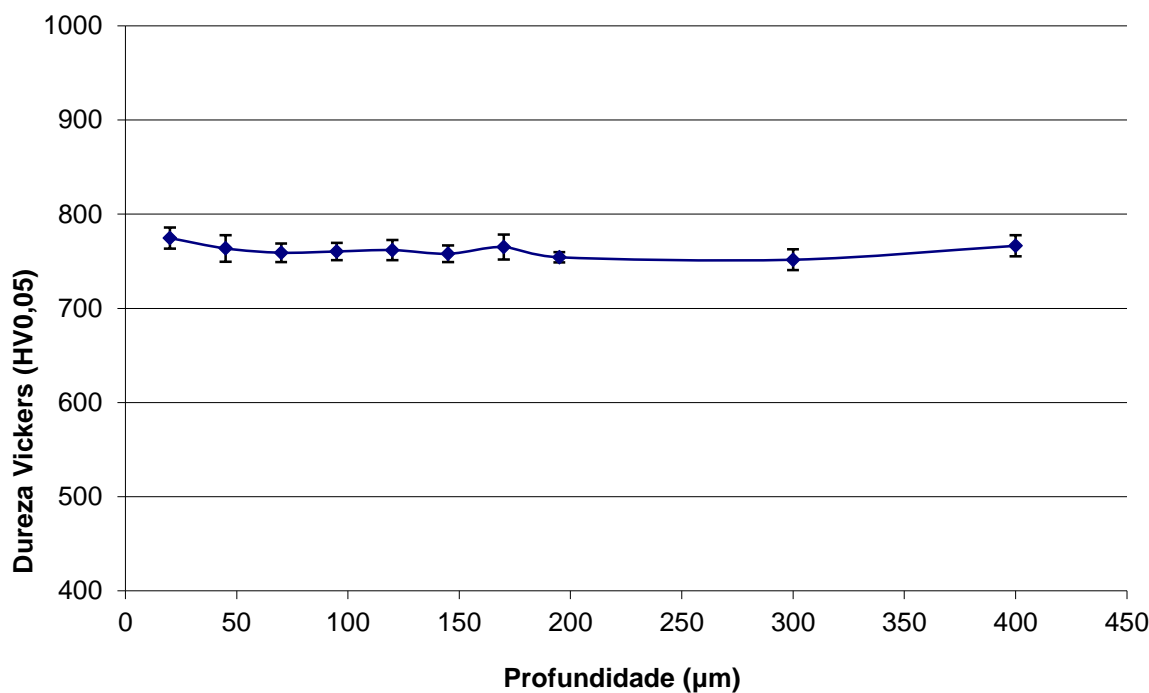


Figura 36 - Perfil de Dureza após *shot peening* e polimento

Os resultados obtidos com as medições da rugosidade podem ser observados na Tabela 13. Vê-se que o *shot peening* gera um aumento na rugosidade, que se não for corrigido, pode levar à diminuição da vida em fadiga e, provavelmente, a um funcionamento irregular do equipamento de ensaio, visto que as esferas rolarão sobre uma superfície demasiadamente irregular, além de reduzir excessivamente o fator λ , que mede a separação das superfícies em um contato lubrificado.

Tabela 13 - Resultados de rugosidade

Condição	CUT-OFF	R _a	R _a médio	R _q	R _q médio
Antes do <i>shot peening</i>	0,8	0,32	0,30±0,02	0,55	0,55±0,05
		0,32		0,51	
		0,28		0,61	
Após <i>shot peening</i>	0,8	0,87	0,78±0,10	1,22	1,14±0,13
		0,67		0,99	
		0,81		1,23	
Após <i>shot peening</i> e polimento	0,8	0,22	0,25±0,03	0,38	0,43±0,05
		0,28		0,49	
		0,25		0,42	

Com base nos valores de rugosidade de entrada dos ensaios de fadiga de contato (condição após *shot peening* e polimento) e conhecendo-se o valor de h_0 , Tabela 6, calcula-se λ (Apêndice A), que possui um valor de 0,293, comprovando que o contato é elasto-hidrodinâmico.

A Figura 37 mostra a aparência do corpo-de-prova após o processo de *shot peening*.

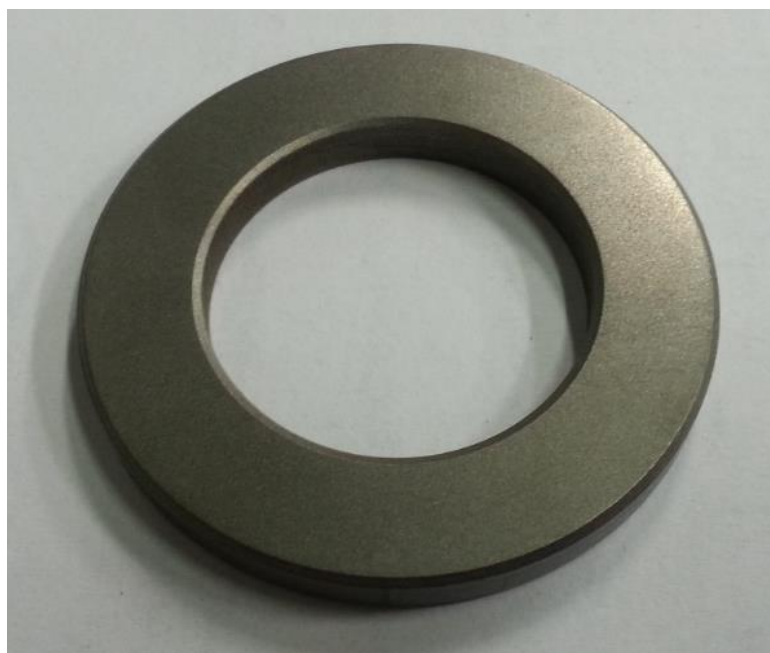


Figura 37 - Corpo-de-prova após o *shot peening*

O aspecto da superfície dos corpos-de-prova pode ser melhor observado na Figura 38, obtida no MEV com o uso de elétrons secundários, onde se visualiza as irregularidades deixadas pelo *shot peening*, mostrando uma aparente retirada de grafitas. Na Figura 39 é mostrada a mesma área da Figura 38 usando-se o detector de elétrons retroespalhados, sendo possível observar que ainda há grafitas na superfície da amostra.

Enquanto os elétrons secundários (Figura 37) dão mais detalhes sobre a topografia, os elétrons retroespalhados apresentam uma estreita relação com o peso atômico das fases observadas, sendo que as mais leves apresentam uma coloração mais escura. Dessa forma a matriz (ferro) é mais clara que a grafita (mais leve).

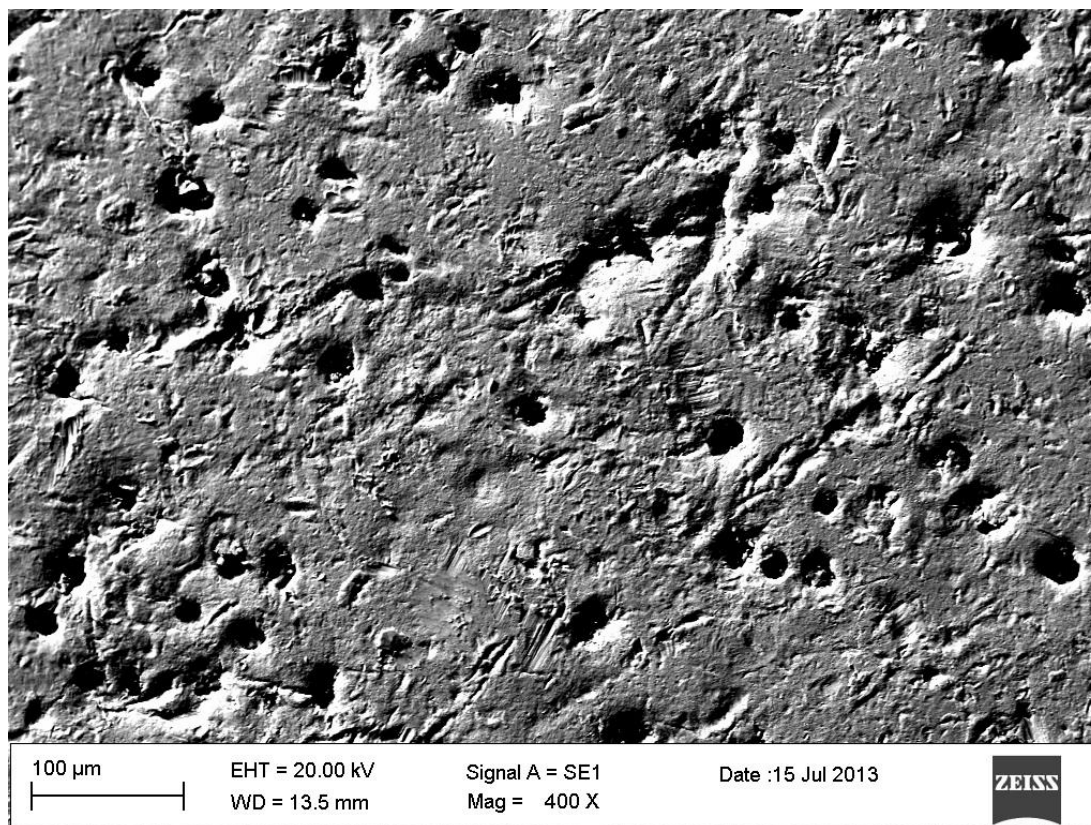


Figura 38 - Superfície após o jateamento

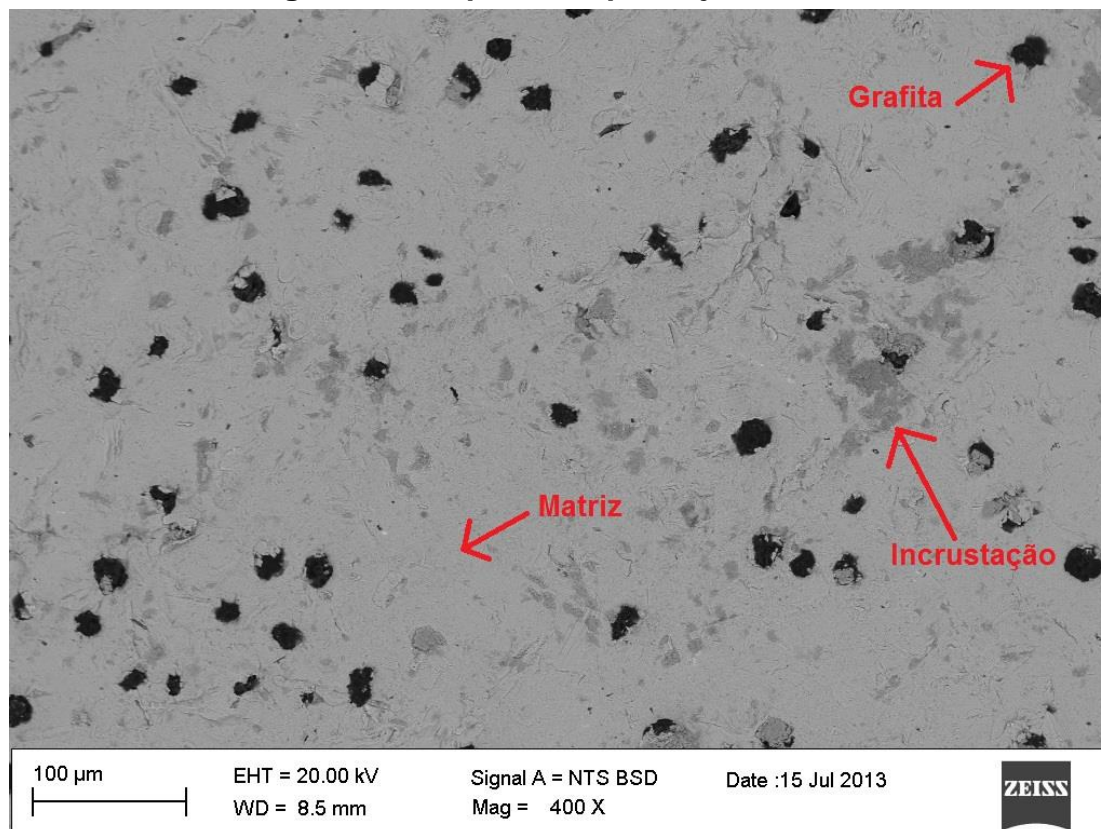


Figura 39 - Superfície com incrustações de óxidos

As regiões de tonalidade intermediária supõem-se serem incrustações de óxidos resultantes do *shot peening*. A composição aproximada, para uma análise qualitativa, das incrustações presentes nos corpos-de-prova pode ser observada na Figura 40 e na Tabela 14.

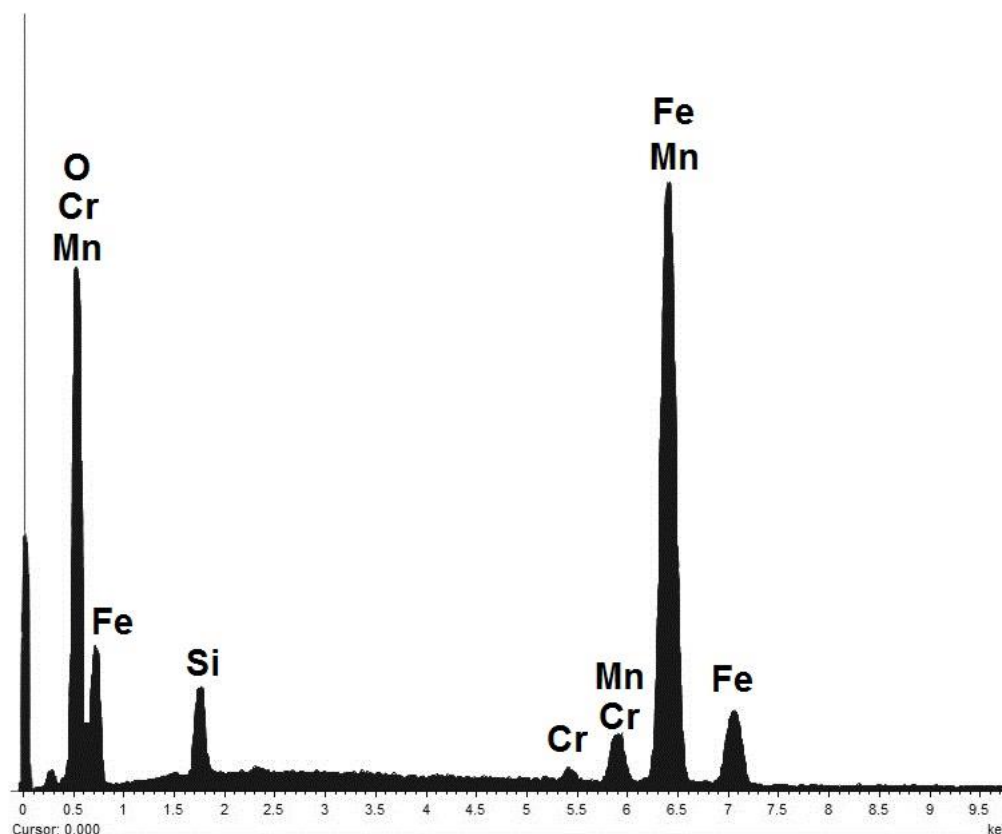


Figura 40 - Elementos presentes nas incrustações analisadas por EDS

Tabela 14 - Percentuais dos elementos presentes nas incrustações

Elemento	Peso atômico (%)	Número de átomos (%)
Oxigênio (O)	26,16	54,25
Silício (Si)	3,07	3,62
Cromo (Cr)	0,72	0,46
Manganês (Mn)	4,62	2,79
Ferro (Fe)	65,43	38,88

As incrustações são intrínsecas ao processo de *shot peening* do ferro fundido nodular, dada a baixíssima dureza da grafita. Isso sustenta a necessidade da remoção de certa quantidade de material da superfície após o *shot peening*.

4.2 Fadiga de Contato

Os resultados de vida em fadiga de contato para os corpos-de-prova ensaiados são apresentados na Tabela 15. Os parâmetros Weibull, vida média η e inclinação β , também estão contidos na Tabela 15.

Tabela 15 - Vida, em ciclos, dos corpos-de-prova ensaiados e parâmetros Weibull

Corpo-de-prova	Vida em ciclos	β	η
TRS02	644.400		
TRS05	1.015.965		
TRS06	625.200	5,01	880.900
TRS08	1.031.250		
TRS09	720.000		

Comparando os resultados obtidos com os de Wollmann [2012], como mostrado na Tabela 16, pode-se perceber que o processo de *shot peening* teve uma vida média (η) superior à condição TRN, mas inferior à TR. A inclinação (β) para as amostras TRS também é maior em relação às amostras TRN, mostrando que os resultados obtidos foram mais uniformes. No trabalho de Wollmann [2012] a menor vida da condição TRN foi atribuída à queda da dureza do núcleo causada pela nitretação.

Tabela 16 - Parâmetros Weibull inclinação (β) e vida média (η) do ferro fundido nodular ensaiado nas condições TR, TRS e TRN

Condição do ensaio	β	η
TR	3,26	2.261.400
TRS	5,01	880.900
TRN	4,06	470.590

A Figura 41 mostra a curva de probabilidade de falha do TRS comparada aos resultados de Wollmann [2012], TR e TRN. Admite-se que os resultados da vida em fadiga podem ser descritos em uma função Weibull de dois parâmetros.

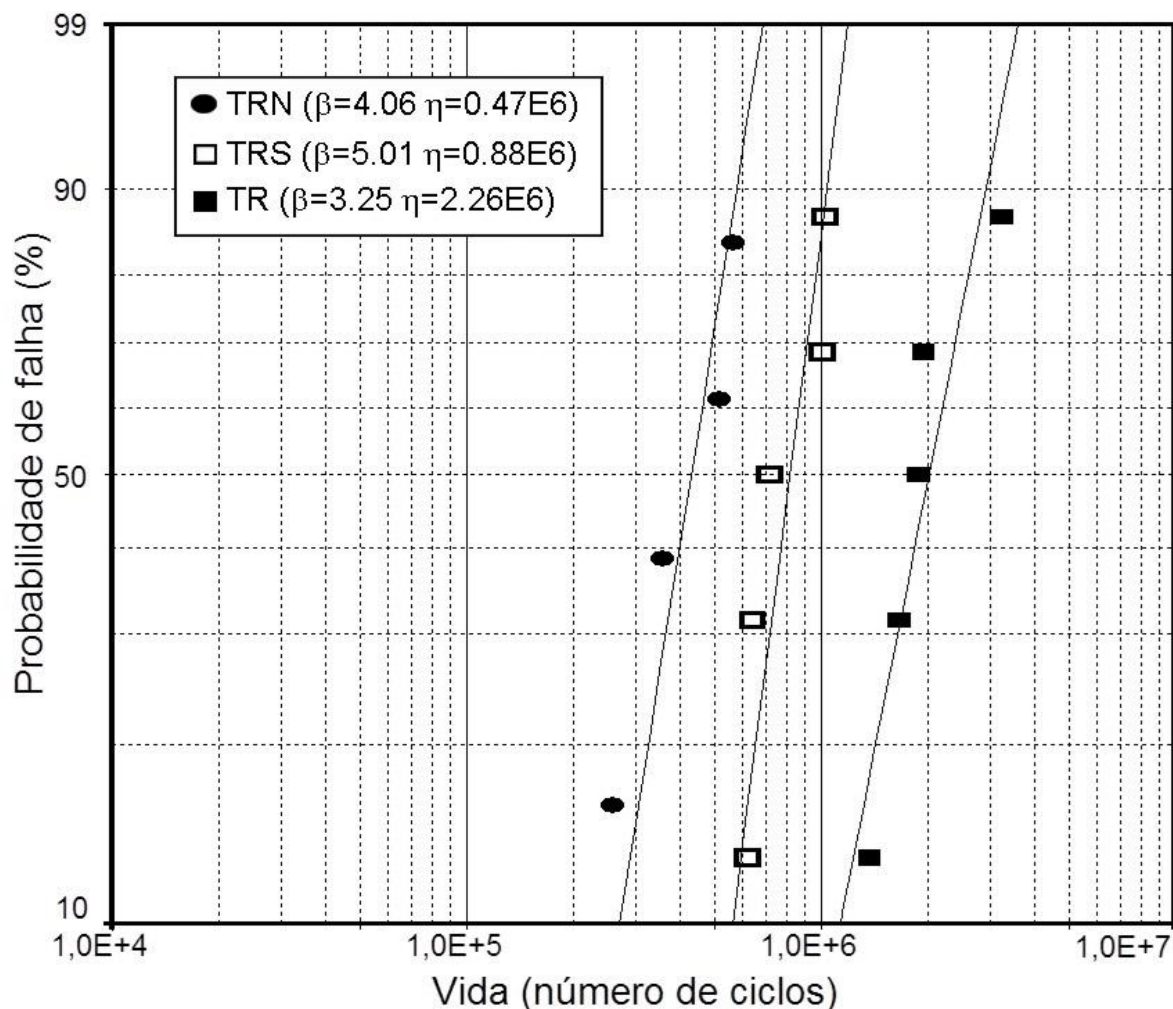


Figura 41 - Comparação de vida em fadiga dos corpos-de-prova de ferro fundido nodular nas condições TR, TRS e TRN

O fato da maior resistência à fadiga de contato dos corpos-de-prova TR comparados aos TRS comprova que o comportamento dos ferros fundidos com a tensão residual compressiva não segue o modelo de comportamento apresentado pelos aços.

Se analisarmos as tensões residuais médias dos corpos-de-prova TRS (Tabela 10) com o auxílio do círculo de Mohr, Figura 42, onde as direções 2 e 3 são, respectivamente, radial e tangencial, e a direção 1 é o eixo z. Veremos que as direções 13 e 12 apresentam tensões residuais cisalhantes da ordem de 300 MPa.

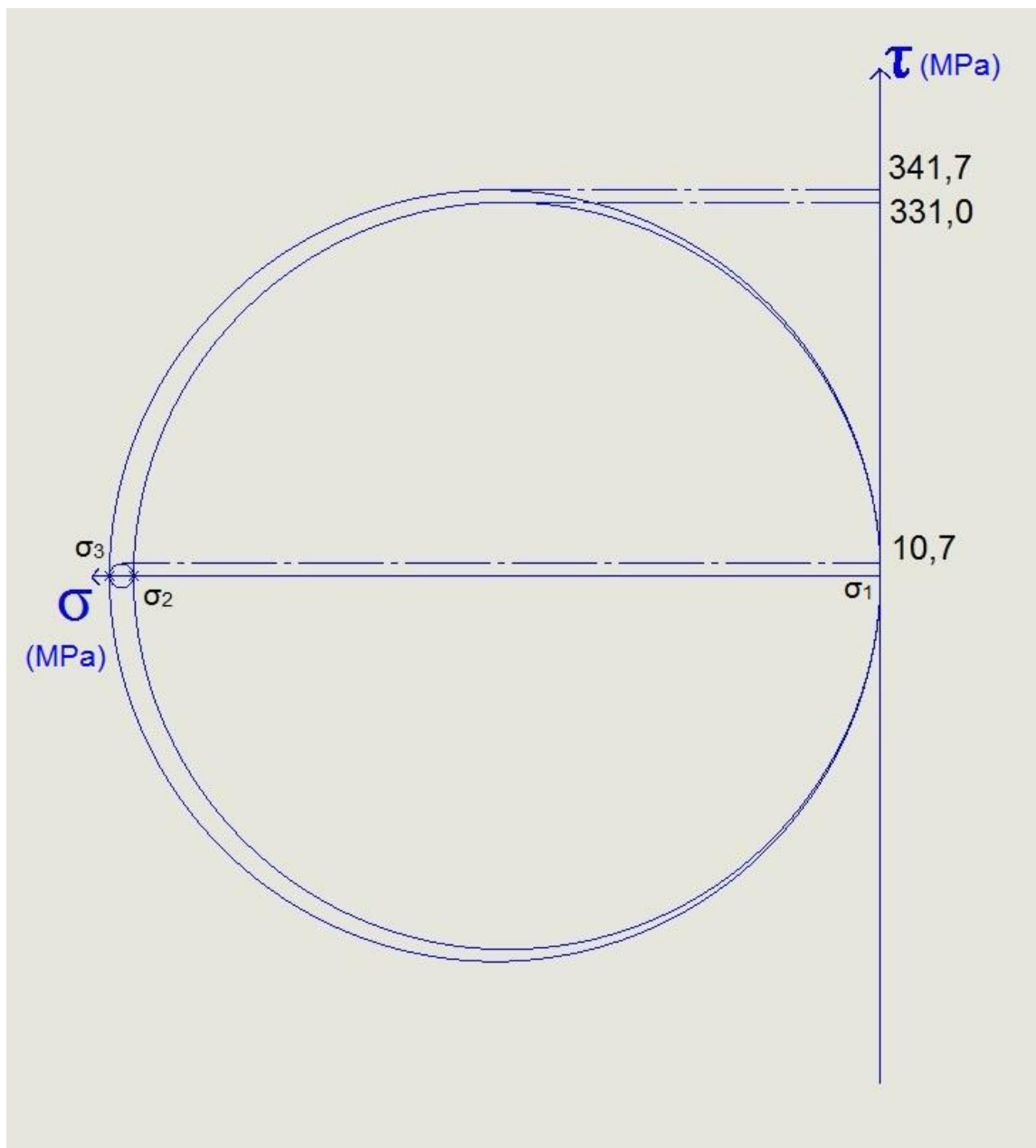


Figura 42 - Círculo de Mohr para as tensões residuais médias

Essas tensões associadas às tensões cisalhantes originadas do rolamento, além dos inúmeros concentradores de tensão (grafita), levou à diminuição da vida em fadiga de contato.

A seguir serão apresentadas as microestruturas resultantes do mecanismo de falha do ensaio de fadiga de contato. Elas são relevantes para que o resultado da vida em fadiga das amostras de ferro fundido nodular sob a condição de temperado, revenido e tratado com *shot peening* (TRS) possa ser melhor compreendido.

A Figura 45 mostra a falha vista de topo no corpo-de-prova TRS06. A imagem apresenta a cavidade que o lascamento causou na pista de rolamento provocado pelo rolamento das esferas sobre a superfície da amostra. Ao redor da cavidade aparecem algumas trincas que cercam a região que sofreu deformação plástica. Na Figura 44, que apresenta a falha na amostra TRS08, a deformação plástica pode ser visualizada mais claramente. Já a Figura 45 mostra o mesmo topo da falha da amostra TRS06, porém obtida com microscopia eletrônica de varredura. Além das trincas, é possível observar as grafitas que foram arrancadas na região da pista de rolamento.

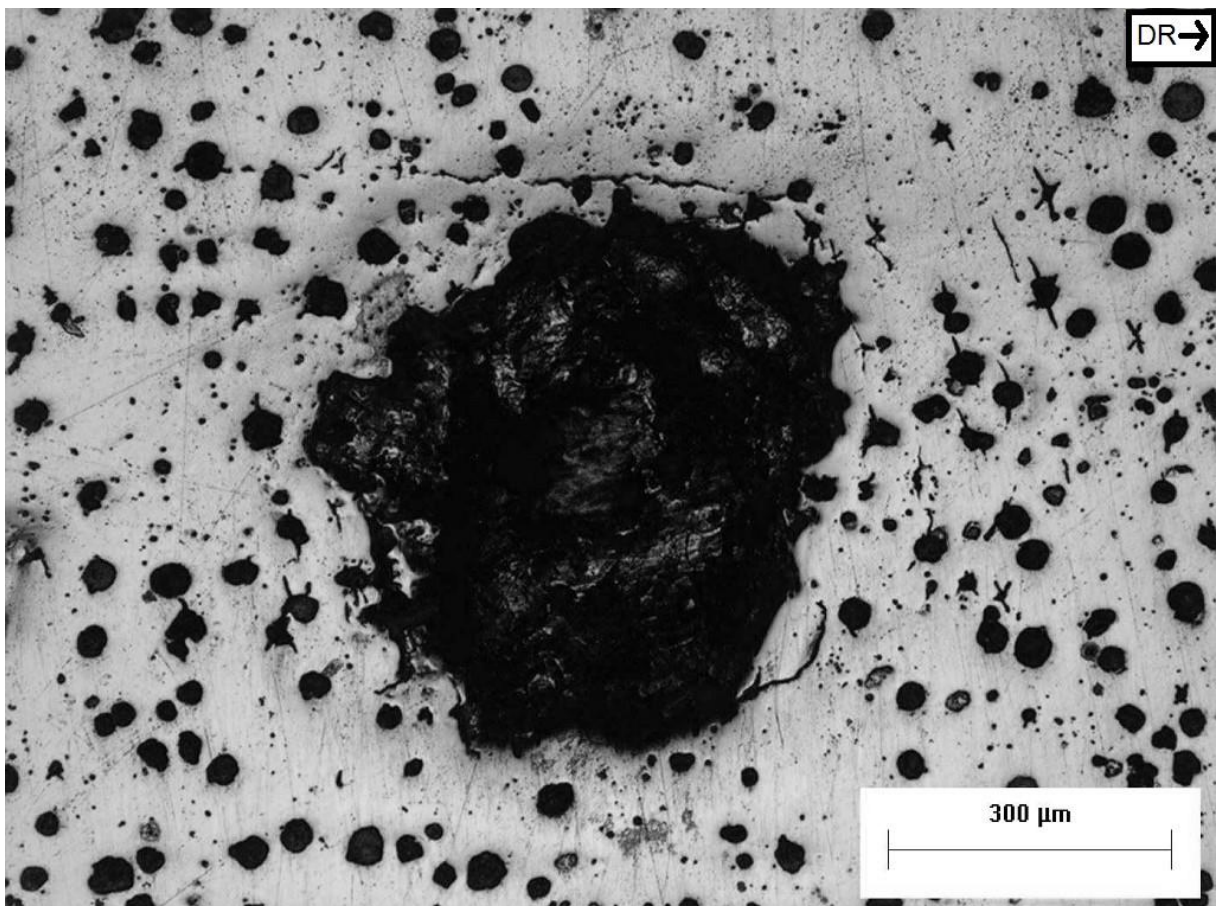


Figura 43 - Topo da falha por fadiga de rolamento da amostra TRS06 analisada em microscópio óptico. DR indica a direção de rolamento das esferas

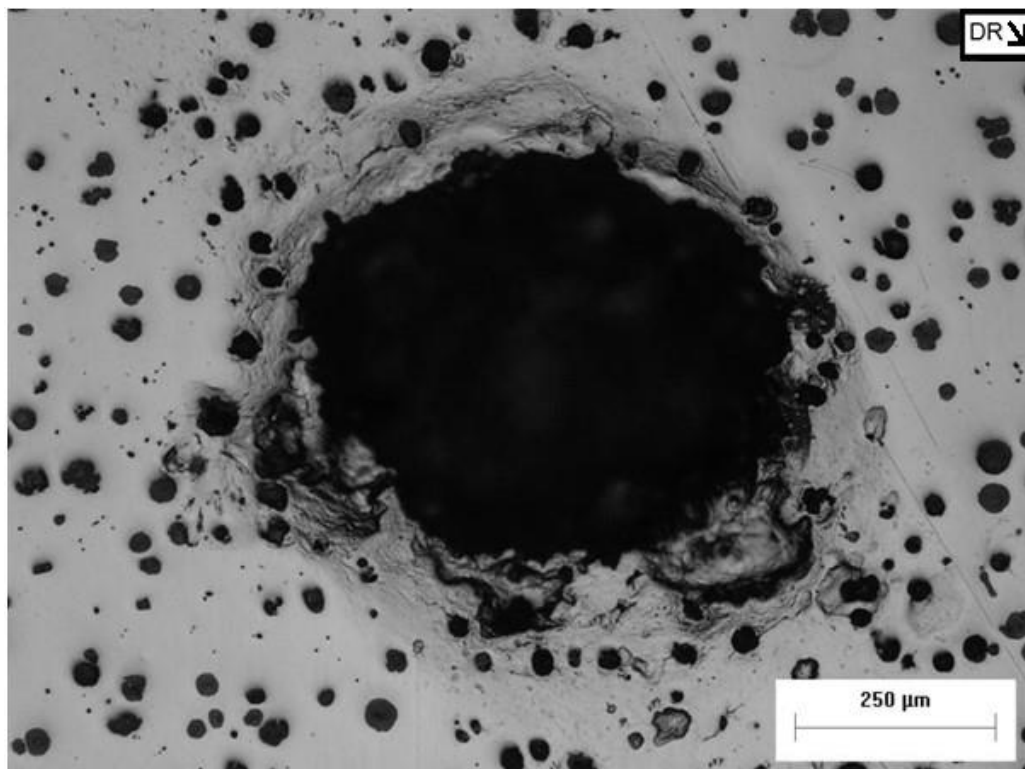


Figura 44 - Topo da falha por fadiga de contato de rolamento da amostra TRS08 analisada em microscópio óptico.

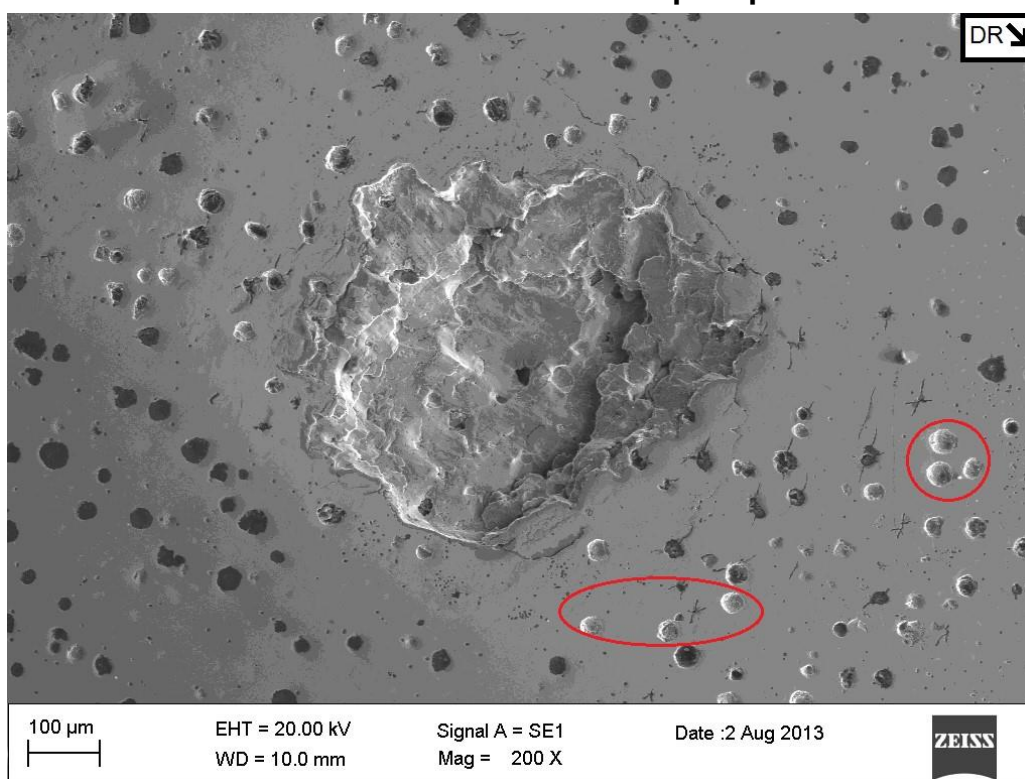


Figura 45 - Topo da falha por fadiga de contato da amostra TRS06 analisada em microscópio eletrônico de varredura. Em vermelho, alguns pontos onde houve remoção de grafita

A Figura 46 e a Figura 47 mostram a falha por fadiga de contato ocorrida em uma das amostras no plano ortogonal longitudinal à falha em microscopia óptica e eletrônica de varredura, respectivamente. Através dela consegue-se visualizar que a trinca é formada abaixo da superfície, logo a falha ocorreu pelo modo subsuperficial. Nesse modo, geralmente a trinca forma-se no plano próximo à máxima tensão de cisalhamento em uma região de alta concentração de tensões, que podem ser imperfeições ou inclusões no material. Nos ferros fundidos a grafita atua como concentrador de tensões. Pela Figura 46 confirma-se que a trinca iniciou-se a uma profundidade de aproximadamente $108\ \mu\text{m}$, exatamente na profundidade de máxima tensão de cisalhamento calculada previamente.

A região mais larga da trinca indica onde ela foi originada. À medida que a trinca é propagada, sua largura vai diminuindo. Pela Figura 47 nota-se que as trincas nuclearam-se na grafitas, sucedida pela propagação até a superfície de forma que ao atingi-la o material foi destacado, ocorrendo o lascamento.

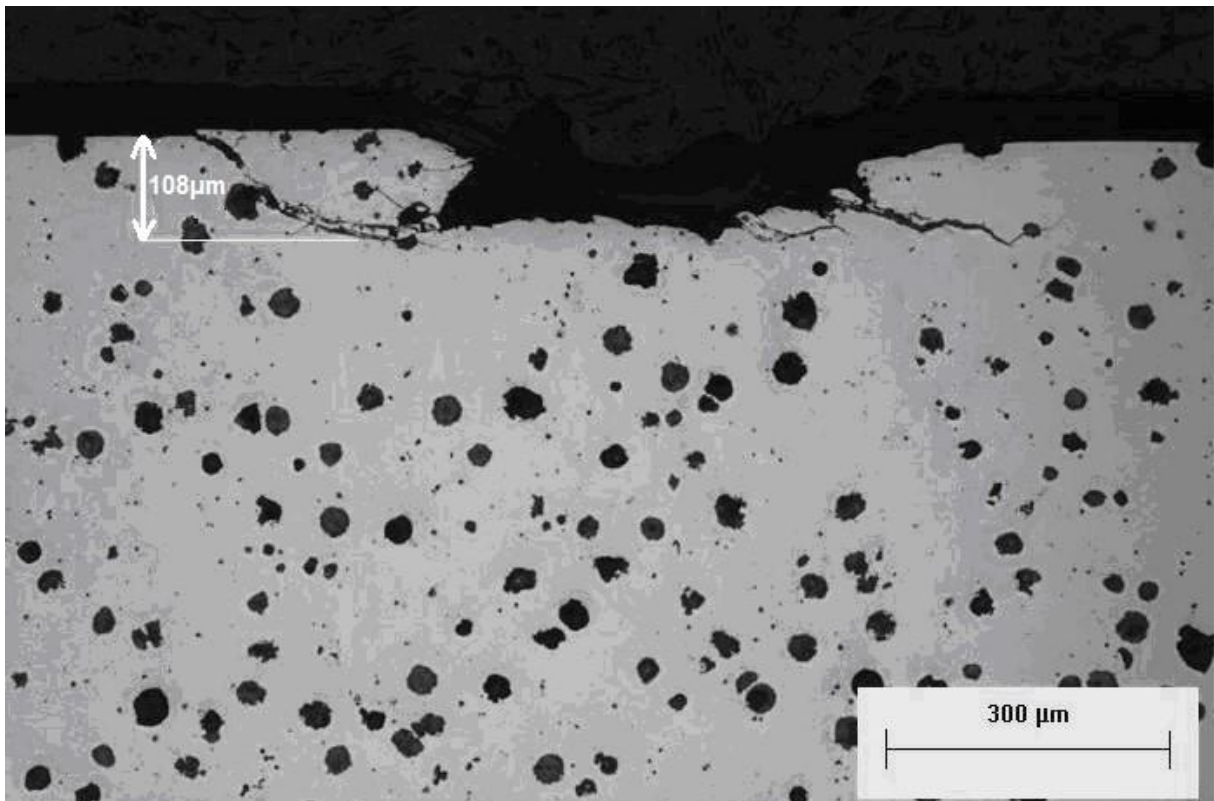


Figura 46 - Plano ortogonal longitudinal da falha por fadiga de contato analisada em microscopia óptica

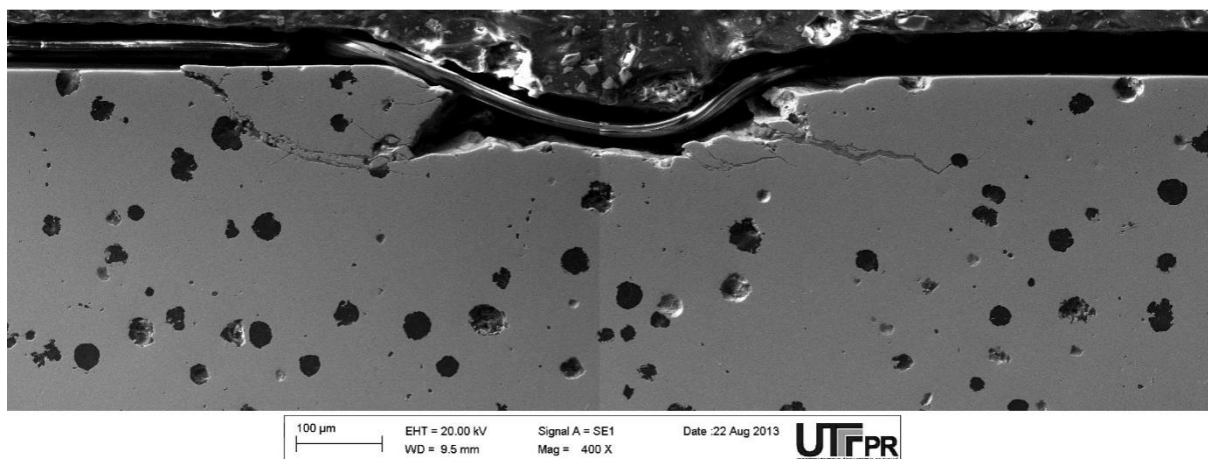


Figura 47 - Plano ortogonal longitudinal da falha por fadiga de contato analisada em microscópio eletrônico de varredura

5 CONCLUSÕES

Após a análise dos resultados é possível enunciar as seguintes conclusões:

- Nas condições avaliadas nesse trabalho, a aplicação do tratamento de *shot peening* em corpos-de-prova de ferro fundido nodular temperado resultou em redução da vida em ensaios de fadiga de contato de rolamento. Tecnicamente isso indica que é desfavorável adicionar o processo de *shot peening* após a têmpera e revenimento desse material, para condições similares de carregamento.
- Os parâmetros selecionados para o tratamento de *shot peening* foram eficazes na indução de tensões residuais compressivas na superfície dos corpos-de-prova, conforme preconizado pela literatura.
- Ao induzir tensões de compressão, o *shot peening* inevitavelmente também induz uma tensão residual de cisalhamento. Acredita-se que essa tensão, somada à tensão cisalhante resultante do movimento de rolamento e a grande quantidade de concentradores de tensão na microestrutura, contribuiu para a diminuição da vida em fadiga do ferro fundido temperado, revenido e tratado com *shot peening*.
- Mesmo que o tratamento de *shot peening* tenha sido eficiente no sentido de induzir tensões residuais, não houve um aumento correspondente na dureza (que poderia se opor ao cisalhamento) pelo fato de a superfície já estar muito próxima de seu limite de endurecimento.
- Embora o tratamento de *shot peening* tenha aumentado a rugosidade superficial e introduzido incrustações na superfície dos corpos de prova esses efeitos não foram transferidos aos ensaios de fadiga de contato devido à remoção superficial de cerca de 30 μm prévia ao ensaio. Ainda quanto às incrustações, essas parecem ser intrínsecas a aplicação de *shot peening* a ferros fundidos nodulares, visto que a grafita é facilmente removida de suas cavidades e substituída por fragmentos de granalhas oriundos do jateamento. Isso torna mandatória a remoção de certa espessura da camada superficial pós *shot peening*.

6 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

- Análise do efeito da variação da intensidade Almen para ferros fundidos nodulares;
- Análise do perfil de tensões residuais nos ferros fundidos nodulares após *shot peening*;
- Realização do ensaio utilizando cargas menores.

REFERÊNCIAS

- AGHA, S. R.; LIU, C. R. Experimental study on the performance of superfinish hard surfaces in rolling contact. **Wear**, vol. 244, p. 52-59. 2000.
- ALMEN, J. O.; BLACK, P. **Residual stresses and fatigue in metals**. McGraw-Hill, New York, 1963.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Properties and selection: irons, steels and high performance alloys. In: **Metals Handbook**, vol. 1, p. 682. 2008.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Surface engineering. In: **Metals Handbook**, vol. 5, p. 126-131. 2007.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Materials characterization. In: **Metals Handbook**, vol. 10, p. 1310. 1986.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Failure analysis and prevention. In: **Metals Handbook**, vol. 11, p. 941-956. 2008.
- AMERICAN SOCIETY FOR METALS. Fatigue and fracture. In: **Metals Handbook**, vol. 19, p. 3. 2007.
- ASSIS, J. T.; MONIN, V. I.; SOUZA, P. S.; WEIDLICH, M. C.; GUROVA, T.; TEODOSIO, J.R. **Processamento dos dados de difração de Raios-X para medição de tensões**. Disponível em: http://www.sbmac.org.br/bol/boletim_2002/assis-monim-souza-weidlich-4emc.pdf, acessado em 26/08/13.
- BRIZMER, V.; KLIGERMAN, Y.; ETSION, I. The effect of contact conditions and material properties on the elasticity terminus of a spherical contact. **International Journal of Solids and Structures**, vol. 43, p. 5736-5749. 2006.
- CALLISTER, W. D. JR. **Ciência e engenharia de materiais, uma introdução**; Quinta Edição, Rio de Janeiro, LTC, 2002.
- DOWSON, D., HIGGINSON, G. R. **Elasto-hydrodynamic lubrication (SI edition)**, Oxford: Pergamon Press Ltd., 1977. 235p.

FRANÇOIS, M.; SPRAUEL, J. M.; DEHAN, C. F.; JAMES, M. R.; CONVERT, F.; LU, J.; LEBRUN, J. L.; LI, N.; HENDRICKS, R. W. X-Ray Diffraction Method. In: Lu, J. **Handbook of measurement of residual stresses**. Society for Experimental Mechanics; Fairmont Press, Dec. 1996. Cap. 5.

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.

HUTCHINGS, I. M. **Tribology: friction and wear of engineering materials**, Ed. Butterworth – Heinemann. Oxford, p. 273. 1992.

JOHNSON, K. L. **Contact mechanics**. Cambridge University Press. Cambridge, p. 452. 1985.

MIC. **Shot peening applications**. Metal Improvement Company. 9ª ed. 62p. 2005. Disponível em: http://www.metalimprovement.com/premium/PDF/greenbook_v9/english/MIC%20Green%20Book%20-%209th%20edition%20-%20Complete%20Book.pdf, acesso em 26/08/13.

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 (doutorado em engenharia). Escola Politécnica da Universidade de São Paulo - EPUSP. p. 167. 2006.

NEVES, J. C. K.; ÂNGELO, C. M.; SOUZA, R. M.; SINATORA, A; Effect of mechanically imposed stresses on the contact fatigue resistance of two cast irons with hardness matrix. **Wear**, vol. 263, p. 700-706, 2007.

RIGAKU. **Residual stress data process program 2 (ver. 2.0) d/max-2000 instruction manual**, Rigaku Corporation, 2006. 10ª ed.

ROCHA, C. L. F. **Desempenho em fadiga de arames submetidos ao processo de shot peening**. Dissertação (Mestrado em engenharia) - Programa de pós-graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 87 p., 2010.

SILVA, E. C.; **Análise numérica do processo de conformação de chapas metálicas por jateamento de esferas**. Tese (Doutorado em engenharia), Universidade Estadual de Campinas, 217 p., 2008.

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

STEPHENS, R.; FATEMI, A.; STEPHENS, R. R.; FUCHS, H.O. **Metal fatigue in engineering**, John Wiley & Sons, 2nd edition, 496 p., 2000

TALLIAN, T.E. On competing failure mode in rolling contact fatigue. **ASLE Transaction**, Vol. 10, p. 418-439. 1967.

WOLLMANN, D. **Avaliação da resistência à fadiga de contato de ferro fundido nodular nitretado por plasma**. Dissertação (Mestrado em engenharia) - Programa de pós-graduação em Engenharia Mecânica e de Materiais, Universidade Tecnológica Federal do Paraná, Curitiba, 109 p., 2012.

APÊNDICE A – CÁLCULO DOS PARÂMETROS DE ENSAIO

i. Raio e área de contato

$$a = \left(\frac{3 \cdot P \cdot R}{4 \cdot E^*} \right)^{1/3} \therefore a = \left(\frac{3 \cdot 382 \cdot \frac{7,938}{2} \cdot 10^{-3}}{4 \cdot 101,5 \cdot 10^9} \right)^{1/3} \therefore a = 2,24 \cdot 10^{-4} \text{ m}$$

$$A_c \approx 0,83 \cdot \pi \cdot \left(\frac{P \cdot R}{E^*} \right)^{2/3} \therefore A_c = 0,83 \cdot \pi \cdot \left(\frac{382 \cdot \frac{7,938}{2} \cdot 10^{-3}}{101,5 \cdot 10^9} \right)^{2/3} \therefore A_c = 1,58 \cdot 10^{-7} \text{ m}^2$$

ii. Máxima pressão de contato e tensão máxima de cisalhamento

$$p_0 = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{P}{\pi \cdot a^2} \right) \therefore p_0 = \frac{3}{2} \cdot \left(\frac{382}{\pi \cdot (2,24 \cdot 10^{-4})^2} \right) \therefore p_0 = 3,6 \text{ GPa}$$

$$\tau_{m\acute{a}x} = 0,31 \cdot p_0 \therefore \tau_{m\acute{a}x} = 0,31 \cdot 3,6 \cdot 10^9 \therefore \tau_{m\acute{a}x} = 1,13 \text{ GPa}$$

$$z = 0,48 \cdot a \therefore z = 0,48 \cdot 2,24 \cdot 10^{-4} \therefore z = 1,08 \cdot 10^{-4} \text{ m}$$

iii. Módulo combinado

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - \nu_A^2}{E_A} + \frac{1 - \nu_B^2}{E_B}$$

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1 - 0,3^2}{164} + \frac{1 - 0,3^2}{210}$$

$$E^* = 101,2 \text{ GPa}$$

iv. Coeficiente de viscosidade-pressão

O coeficiente de viscosidade-pressão foi calculado segundo a equação A.1 [STACHOWIAK, BATCHELOR, 2001]:

$$\alpha = (0,6 + 0,965 \cdot \log \eta_0) \cdot 10^{-8} \quad (\text{A.1})$$

O valor da viscosidade dinâmica, segundo Neves [2006], na temperatura de 50°, é de 0,113 Pa.s.

$$\alpha = (0,6 + 0,965 \cdot \log \eta_0) \cdot 10^{-8}$$

$$\alpha = (0,6 + 0,965 \cdot \log 0,113) \cdot 10^{-8}$$

$$\alpha = 2,6 \cdot 10^{-8} \text{ m}^2/\text{N}$$

v. Raio reduzido

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{R_x} + \frac{1}{R_y} = \frac{1}{R_{ax}} + \frac{1}{R_{ay}} + \frac{1}{R_{bx}} + \frac{1}{R_{by}} = \frac{1}{\infty} + \frac{1}{\infty} + \frac{1}{\frac{7,938}{2} \cdot 10^{-3}} + \frac{1}{\frac{7,938}{2} \cdot 10^{-3}}$$

$$\frac{1}{R'} = \frac{1}{1,8495 \cdot 10^{-3}} \therefore R' = 1,8495 \cdot 10^{-3} \text{ m}$$

vi. Espessura mínima do filme lubrificante

$$\frac{h_0}{R'} = 3,63 \cdot \left(\frac{U \cdot \eta_0}{2 \cdot E^* \cdot R'} \right)^{0,68} \cdot (2 \cdot \alpha \cdot E^*)^{0,49} \cdot \left(\frac{W}{2 \cdot E^* \cdot R'^2} \right)^{-0,073} \cdot (1 - e^{-0,68 \cdot k})$$

$$\begin{aligned} \frac{h_0}{1,8495 \cdot 10^{-3}} &= 3,63 \cdot \left(\frac{1 \cdot 0,113}{2 \cdot 101,2 \cdot 10^9 \cdot 1,8495 \cdot 10^{-3}} \right)^{0,68} \\ &\cdot (2 \cdot 2,6 \cdot 10^{-8} \cdot 101,2 \cdot 10^9)^{0,49} \cdot \left(\frac{382}{2 \cdot 101,2 \cdot 10^9 \cdot (1,8495 \cdot 10^{-3})^2} \right)^{-0,073} \\ &\cdot (1 - e^{-0,68 \cdot 1}) \end{aligned}$$

$$h_0 = 1,281 \cdot 10^{-7} \text{ m} = 0,128 \mu\text{m}$$

vii. Parâmetro λ

$$\lambda = \frac{h_0}{\sqrt{R_{qa}^2 + R_{qb}^2}} \therefore \lambda = \frac{1,281 \cdot 10^{-7}}{\sqrt{(0,431 \cdot 10^{-6})^2 + (0,07 \cdot 10^{-6})^2}} \therefore \lambda = 0,293$$

APÊNDICE B – CÁLCULO DE CARGA CRÍTICA PARA O PONTO DE ESCOAMENTO

Brizmer *et al* [2005] estudaram, a partir da teoria de Hertz [JOHNSON, 1985], o ponto de escoamento e a fratura de um material frágil, em diferentes condições de contato esfera-plano.

Assim determinou-se uma equação para o cálculo da carga crítica no ponto de escoamento, apresentada na equação B.1:

$$P_C = \frac{\pi^3}{6} \cdot C_v^3 \cdot Y \cdot \left(R \cdot (1 - \nu^2) \cdot \frac{Y}{E} \right)^2 \quad (\text{B.1})$$

onde:

P_C é a carga crítica no ponto de escoamento;

C_v é função do coeficiente de Poisson, aproximada para: $C_v = 1,295 \cdot e^{0,76 \cdot \nu}$

Y é o critério de escoamento de Von Misses, simplificado para: $Y = H_{topo} \cdot 0,35$

R é o raio da esfera

E é o módulo de elasticidade simplificado para o módulo de elasticidade combinado para esfera e plano

Utilizando-se a carga de apenas uma esfera, o coeficiente de Poisson para o ferro fundido nodular de 0,3 e a dureza de topo apresentada na Tabela 11, a carga crítica para que se inicie o escoamento das amostras é apresentada na Tabela B.1.

Tabela B.1 – Valores de carga crítica para o escoamento nas condições TR, TRS e TRN

Condição	Carga crítica [N]
TR	573
TRS	593
TRN	446

ANEXO A – CERTIFICADO DE TRATAMENTO DE *SHOT PEENING*

ZIRTEC

Nº 1307282

R. Muniz de Souza, 306, São Paulo, SP, Brasil
 Tel.: +55 11 3388 3534
 Fax: +55 11 3277 8507
 E-mail: zirtec@zirtec.com.br
www.zirtec.com.br

CERTIFICADO DE TRATAMENTO SUPERFICIAL DE SHOT-PEENING SHOT PEENING CERTIFICATE

Cliente / Customer:	Universidade Tecnológica Federal do Paraná	N. ref. / Our Ref.:	OS: 7464
Endereço / Address:	Av. Sete de Setembro, 3165 - CEP: 80230-901 - Curitiba – PR	N. Fiscal / Invoice nr.:	NF.: 3403

S. Ref. / Your Ref.:

Peças / Parts: Corpo de prova Ø52x5

Superfície(s) tratadas / Shot-peened area: Área face com chanfro.

Equipamento utilizado / Blast equipment:	GS-9075X
Operação / Mode:	Manual

Material utilizado / Blast media:	Granalha de aço
--	-----------------

Tipo / Type:	S-110
---------------------	-------

Especificação do tratamento / Shot-peening parameters:

Intensidade Almen / Almen intensity:	0,364 A
Cobertura / Coverage:	100% mín.
Pressão do ar / Air pressure:	100 PSIG
Ângulo de jato / Angle of shot stream to surface:	90°

Certificamos que os componentes / superfícies em referência foram submetidos a tratamento superficial de shot-peening nas condições acima especificadas.

We hereby certify that these parts / surfaces were submitted to shot-peening according to specifications above.

São Paulo, 11 de Julho 2013.

Supervisão

Eng.º Marcelo Murga

Documento emitido eletronicamente