INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**O USO DA DIFRAÇÃO DE RAIOS X PARA DETERMINAÇÃO DA TENSÃO
RESIDUAL INDUZIDA PELO PROCESSO DE ROLETEAMENTO EM UMA
CAMISA DE CILINDRO DE MOTOR DIESEL**

RINALDO PERINI

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do
Grau de Mestre em Ciências na Área
de Tecnologia Nuclear – Materiais.**

Orientador:

Dr. Nelson Batista de Lima

SÃO PAULO

2008

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Autarquia associada à Universidade de São Paulo

**O USO DA DIFRAÇÃO DE RAIOS X PARA DETERMINAÇÃO DA TENSÃO
RESIDUAL INDUZIDA PELO PROCESSO DE ROLETEAMENTO EM UMA
CAMISA DE CILINDRO DE MOTOR DIESEL**

RINALDO PERINI

**Dissertação apresentada como parte
dos requisitos para obtenção do
Grau de Mestre em Ciências na Área
de Tecnologia Nuclear – Materiais.**

Orientador:

Dr. Nelson Batista de Lima

SÃO PAULO

2008

Esse trabalho é dedicado a minha esposa Cristina.

AGRADECIMENTOS

A direção da MWM International, representada pelo Sr. Marcelo Geoffroy, diretor da Engenharia do Produto, e pelo Sr. Celso Argachoy, gerente da Engenharia de Projeto de Motor, pelo apoio e incentivo.

Aos meus amigos do laboratório de difração de raio X, Amanda Abati Aguiar e Rene Ramos De Oliveira, pela amizade e pelo auxílio nas medições de tensão residual.

Aos meus amigos da MWM International, Alexandra Sílvia Matheisen Paroni, pelas suas aulas sobre metalurgia, que muito contribuíram para ampliar o meu conhecimento sobre o assunto e Alexandre Schalch Mendes, pelas suas valiosas informações sobre o teste de fadiga e análise estrutural, e a ambos pela amizade e companheirismo.

Ao Dr. Antônio Augusto Couto, pela nossa amizade.

E em especial, ao meu orientador Dr. Nelson Batista de Lima, pela sua dedicação e empenho durante todo o decorrer desse trabalho, principalmente durante o desenvolvimento e a validação da metodologia de medição da tensão residual, uma das fases mais complexa, por ter compartilhado comigo o seu tempo e conhecimentos, pela sua orientação precisa e pontual, mas principalmente pela nossa amizade e por ter acreditado no meu potencial de realização.

O USO DA DIFRAÇÃO DE RAIOS X PARA DETERMINAÇÃO DA TENSÃO RESIDUAL INDUZIDA PELO PROCESSO DE ROLETEAMENTO EM UMA CAMISA DE CILINDRO DE MOTOR DIESEL

RINALDO PERINI

RESUMO

Neste trabalho, comprovou-se através do teste de fadiga que a camisa de cilindro pode ter sua resistência à fadiga elevada pela tensão residual compressiva induzida pelo roleteamento do raio de concordância. Utilizando a metodologia do Planejamento de Experimentos (DOE), criou-se um experimento para estudar a contribuição individual na elevação da tensão residual compressiva de cada um dos parâmetros do processo de roleteamento (força, tempo e rotação). Com o emprego da difração de raios X, foi possível mediar a tensão residual em todas as camisas utilizadas no experimento do DOE. Técnicas de tratamento estatístico como Análise de Variância (ANOVA), gráfico de Pareto e o teste de normalidade Anderson-Darling foram aplicadas ao conjunto de resultados obtidos pelas medições de difração de raios X, permitindo assim determinar que a força é o parâmetro de maior influência para a elevação da tensão residual compressiva no raio de concordância. O teste de eficácia do sistema de medição de tensão residual por difração de raios X comprovou que esse método possui a acurácia necessária para detectar eventuais desvios do processo de produção, tornando-o assim, um substituto mais econômico para o teste de fadiga, método atualmente utilizado para inspecionar as camisas de cilindro.

THE USE OF X RAY DIFFRACTION TO DETERMINE THE RESIDUAL STRESS INDUCED BY THE COLD ROLLING PROCESS IN A CYLINDER LINER OF A DIESEL ENGINE

RINALDO PERINI

ABSTRACT

On this project, it was proved through the fatigue test that the cylinder liner endurance can be improved by the compressed residual stress induced by the cold rolling applied onto the filet radii. Using the methodology Design of Experiments (DOE) an experiment was created to study the individual contribution in the increase of the compressed residual stress of each parameter of the cold rolling process (force, time and speed). Applying the X-ray diffraction technique it was possible to measure the residual stress of all cylinder liners used on the DOE experiment. Statistical techniques as Analyze of Variance (ANOVA), Pareto chart and the Anderson-Darling normality test; were applied on the result group obtained by the X-ray diffraction measurement, making possible to determine that the force is the parameter with the highest influence to increase the compressed residual stress in the filet radii. The effectiveness test of the residual stress measurement by X-ray diffraction, proved that this methodology has enough resolution to detect production mismatch, making it a better substitute to the fatigue test, which is nowadays the method used to inspect the cylinder liners.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	12
2 OBJETIVO	14
3 REVISÃO DA LITERATURA	15
3.1 Ferro fundido	15
3.2 Fundição centrífuga	25
3.3 Tensão residual	30
3.4 Raios X	34
3.5 Teste de fadiga	41
3.6 Processos mecânicos para tratamento de superfícies	48
3.6.1 Shot peening	50
3.6.2 Laser peening	56
3.6.3 Ultrasonic peening	60
3.6.4 Roleteamento	66
3.7 Métodos de medição da tensão residual	69
3.7.1 Hole-drilling e ring-core	69
3.7.2 Difração de raios X	76
3.8 Planejamento de experimentos	82
4 MATERIAIS E MÉTODOS	85
4.1 Materiais	85
4.1.1 Camisa de cilindro	85
4.1.2 Máquina de roleteamento de camisa de cilindro	85
4.1.3 Dispositivo de fixação da camisa de cilindro e difratômetro de raios X	87
4.1.4 Bancada para teste de fadiga	89
4.2 Métodos	92
4.2.1 DOE	92
4.2.2 Teste de fadiga	98
4.2.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X	99
5 RESULTADOS	100
5.1 DOE	100
5.2 Teste de Fadiga	101
5.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X	102
6 DISCUSSÃO	103
6.1 DOE	103
6.2 Teste de fadiga	108
6.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X	109
7 CONCLUSÕES	112
APÊNDICE A - DOE Tensão Residual (MPa) Resultados Ponto a Ponto	113
APÊNDICE B - DOE Comprovação de Resultados – Tensão Residual (MPa)	
Resultados Ponto a Ponto	114
APÊNDICE C - Trabalhos Apresentados em Congressos	115
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	116

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1 - Coalbrookdale at night – 1801 - Philip James de Loutherbourg – óleo sobre tela – Museu de Ciências de Londres, (Wikipédia, 2007).	16
FIGURA 2 - A ponte de ferro Ironbridge Gorge sobre o rio Severn, (Casting Iron Art, 2008).	16
FIGURA 3 - Detalhes da ponte de ferro Ironbridge Gorge, (Casting Iron Art, 2008).	17
FIGURA 4 - Diagrama Fe-Fe ₃ C (Viecelli, 2007).	18
FIGURA 5 - Microestruturas das fases austenítica (a), ferrítica (b), perlita (c) constituinte eutetóide, (Viecelli, 2007).	19
FIGURA 6 - Micrografia de um ferro fundido cinzento mostrando a grafita em forma lamelar. Aumento: 100x; Sem ataque, (Paroni, 2005).	20
FIGURA 7 - Comparação gráfica do amortecimento, (MSPC, 2007).	20
FIGURA 8 - Influência do tipo de grafita na condutibilidade térmica relativa das ligas Fe-C, (Stefanescu, 2005).	21
FIGURA 9 - Micrografia de um ferro fundido nodular mostrando a grafita em forma de nódulos. Aumento: 100x; Sem ataque, (Paroni, 2005).	22
FIGURA 10 - Micrografia de um ferro fundido branco mostrando as fases: perlita e ledeburita. Aumento: 100x; Ataque: 3% Nital, (Paroni, 2005).	23
FIGURA 11 - Portão de entrada da Soho Foundry em 1809 – (Avery Weigh-Tronix, 2007)	26
FIGURA 12 - Vazamento do molde no processo De Lavaud, (Lobo, 2006).	26
FIGURA 13 - Reprodução do desenho original da máquina de fundição centrífuga, extraído da patente depositada por Lavaud em 1918 nos EUA. (Lavaud, 1920) ..	27
FIGURA 14 - Vista interna da Cia. Brasileira de Metalurgia, onde é possível ver alguns tubos centrifugados - década de 20. (Machado, 2006)	27
FIGURA 15 - Processo de fundição centrífuga (Techni-Cast Corporation, 2007). ..	28
FIGURA 16 - Ábaco para determinar a velocidade do molde, (Royer e Vasseur, 1998).	29
FIGURA 17- Viga-I com 12 m de comprimento que sofreu uma fratura espontânea devido à ação da tensão residual, (Wulpi, 1985).	31
FIGURA 18 - Tensão residual induzida pela deformação plástica, adaptado de Cullity e Stock, 2001.	32
FIGURA 19 - Nomenclatura das direções das tensões em eixos e chapas.	33
FIGURA 20 - Radiografia da mão esquerda da esposa Röntgen, produzida em 22 dezembro de 1895, o círculo preto ao centro representa o seu anel de casamento, (NASA, 2008)	35
FIGURA 21 - Espectro Eletromagnético, (UFRGS, 2008).	35
FIGURA 22 - Modelo do átomo de Urânio 238. Possui 92 prótons, 146 nêutrons, elétrons por camada K=2, L=8, M=18, N=32, O=18, P=13, Q=1, (USGS, 2008). ..	36
FIGURA 23 - Formação do raio X e a transferência de energia no interior do átomo (Cienfuegos e Vaitsman, 2000).	37
FIGURA 24 - Tipos de radiação em função da mudança do elétron, de camada energética, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000).	38
FIGURA 25 - Esquema de uma seção de um tubo de raio X selado a vácuo, (USGS, 2008).	40
FIGURA 26 - Dispositivo de teste de fadiga por flexão rotativa criado por Wöhler para investigar a falha em eixos ferroviários, (Dowling, 1999).	42

FIGURA 27 - Curva S-N, (Iberiza, 2008).....	43
FIGURA 28 - Sistema de roleteamento utilizado por Föppl em seus experimentos, (Kloos e Macherauch, 1987).	44
FIGURA 29 - Ciclos regulares de tensão, (Norton, 2000).	45
FIGURA 30 - Esquema de um sistema para teste de fadiga por flexão rotativa, (ASM, 2000).....	47
FIGURA 31 - Máquina servo-hidráulica para teste de fadiga por tração e compressão, (ASM, 2000).	47
FIGURA 32 - Formas mais usuais para corpos-de-prova utilizados em teste de fadiga, (ASM, 2000).	48
FIGURA 33 - Capacete de ouro do rei Meskalamdug, (OI, 2007).....	49
FIGURA 34 - Shot peening, (ICSP9, 2008).....	50
FIGURA 35 - A deformação plástica no ponto de impacto gera tensão de compressão (MIC, 2006).....	50
FIGURA 36 - Sistema de jateamento pressurizado, (MFS, 2008).....	51
FIGURA 37 - Sistema de jateamento centrifugo, (Rosler, 2008).....	52
FIGURA 38 - Comparação da área de jateamento entre o sistema centrifugo e o pressurizado, (Rosler, 2008).....	52
FIGURA 39 - Padrão de formas para jateamento, (MIC, 2006)	53
FIGURA 40 - Detalhe da superfície de uma peça que foi danificada (trinca superficial iniciada) por utilizar durante o jateamento, esferas fora do padrão aceitável, (ampliação 100X), (MIC, 2006)	54
FIGURA 41 - Aspecto da superfície e uma peça, corretamente jateada por esferas dentro do padrão aceitável (ampliação 100X), (MIC, 2006).....	54
FIGURA 42 - Esferas de alta qualidade (lote homogêneo), (MIC, 2006)	54
FIGURA 43 - Esferas de baixa qualidade, ou que foram excessivamente reutilizadas, (lote heterogêneo), (MIC, 2006).....	54
FIGURA 44 - Esquema de funcionamento do <i>laser peening</i> , (Breuer, 2007)	57
FIGURA 45 - Pás de um rotor de uma turbina a gás em processo de <i>laser peening</i> , (LSP, 2008).	57
FIGURA 46 - Perfil da tensão residual obtida em uma chapa de aço AISI 4340, temperada e revenida com dureza de 54 HRC e submetida ao laser peening com pulso simples e múltiplo, (VanAken, 2008).	58
FIGURA 47 - Perfil da tensão residual após o <i>laser peening</i> com raio laser de seção circular e quadrada, (Messe e Barreau, 1995).	59
FIGURA 48 - Profundidade da tensão residual, comparativo entre <i>shot peening</i> e <i>laser peening</i> , (Breuer, 2007).....	60
FIGURA 49 - Mecanismo de tratamento por impacto ultra-sônico, (Statnikov, 1999).....	62
FIGURA 50 - Interação durante o impacto entre o punção III e a peça em tratamento IV, (Statnikov, 1999).....	63
FIGURA 51 – Resultados dos testes de fadiga para juntas soldadas de aço Weldox 420, (Statnikov, 2004).	64
FIGURA 52 - Equipamento de tratamento por impacto ultra-sônico, (Statnikov, 1999, Fisher et al, 2000).	65
FIGURA 53 - Aspecto de uma solda não tratada e outra tratada por impacto ultra-sônico, (Haagense, 1998).	65
FIGURA 54 - Roleta de perfil variável, adaptado de Almen e Black, (1963).	67
FIGURA 55 - Detalhe em corte de uma roda, (Dezent, 2008).....	68

FIGURA 56 - Esquema de fixação do extensômetro e da furação para o <i>hole-drilling</i> e o <i>ring-core</i> , (Schajer et al., 1996).	70
FIGURA 57 - Instalação de um extensômetro e detalhe do modelo utilizado, (Fratina e Zuccarello, 2006).	72
FIGURA 58 - Detalhe da centralização da base da furadeira de precisão sobre o extensômetro, (Vishay, 2008).	72
FIGURA 59 - Detalhe da furadeira de precisão montada sobre a base, (Vishay, 2008).....	72
FIGURA 60 - Estado de tensão em P (R, α) antes da introdução do furo, (Vishay, 2007).....	73
FIGURA 61 - Estado de tensão em P (R, α) após a introdução do furo, (Vishay, 2007).....	74
FIGURA 62 - Variação da tensão aliviada (radial e tangencial) em relação à distância do centro do furo (R/R_0) – Tensão residual uniaxial, (Vishay, 2007).....	76
FIGURA 63 - O Difratômetro criado por Friedrich e Knipping e a primeira imagem fotográfica bem-sucedida de um fenômeno de difração, (Ewald, 1962).	77
FIGURA 64 - Difração de raios X pelos planos de átomos (A-A' e B-B'), (Callister, 2002).	78
FIGURA 65 - O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos, em qualquer direção, quando o material está livre de tensões, (François et al., 1996).	79
FIGURA 66 - O espaçamento interplanar varia em todas as direções na presença de uma tensão, (François et al., 1996).....	79
FIGURA 67 - Direções da tensão e deformação principais, (Rigaku, 2003).	80
FIGURA 68 - Modelo de um processo genérico, (Yang e El-Haik, 2003).	82
FIGURA 69 - Micrografia do ferro fundido GG 25 mostrando grafita na forma de veios, a matriz de perlita lamelar fina e rede fechada de steadita (fosfeto). Aumento: 900x; Ataque 3% Nital, (Paroni, 2005).	85
FIGURA 70 - Esquema dos principais componentes da máquina de roleteamento	86
FIGURA 71 - Contagem do tempo para atuação da carga do rolete	87
FIGURA 72 - Projeto tridimensional do dispositivo de fixação da camisa ao difratômetro de raios X.	88
FIGURA 73 - Camisa fixada ao dispositivo sobre o goniômetro do difratômetro de raios X.	88
FIGURA 74 - Detalhe do corpo-de-prova da camisa de cilindro para o teste de fadiga.	89
FIGURA 75 - Dispositivo para fixação da amostra da camisa de cilindro na bancada de teste de fadiga.	90
FIGURA 76 - Bancada utilizada no teste de fadiga.	91
FIGURA 77 - Sistema de controle e aquisição de dados da bancada de teste de fadiga, (Spectra, 2008).	91
FIGURA 78 - Comprimento desenvolvido da Camisa e do Rolete	93
FIGURA 79 - Detalhe do raio de concordância e do roleteamento.	95
FIGURA 80 - Roleteamento da camisa de cilindro.....	96
FIGURA 81 - O processo de roleteamento e seus fatores.....	96
FIGURA 82 - Processo de medição da tensão residual.....	97
FIGURA 83 - Ciclo de tensão repetida, (Norton, 2000).	98
FIGURA 84 - Descentralização do rolete.	99

FIGURA 85 - Teste de normalidade “Anderson-Darling” para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”	104
FIGURA 86 - Análise “Probabilidade Normal” - Fatores significativos para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”	104
FIGURA 87 - Análise de Pareto - Fatores significativos para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”	105
FIGURA 88 - Análise ANOVA – Efeito principal para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)” .	106
FIGURA 89 - Variação da tensão residual em função da carga do rolete.....	107
FIGURA 90 - Curva de Wöhler para o teste de fadiga da camisa com raio roleteado e não roleteado.	108
FIGURA 91 - Teste Anderson-Darling de normalidade dos dados.....	109
FIGURA 92 - Resultado das medições das camisas de cilindro.	110
FIGURA 93 - Gráfico padrão 2 theta (deg) x $\sin^2 \Psi$ - Rolete centralizado.	111
FIGURA 94 - Gráfico padrão 2 theta (deg) x $\sin^2 \Psi$ - Rolete descentralizado em 0,2 mm.	111

LISTA DE TABELAS

TAB. 1 - Condutibilidade térmica dos constituintes estruturais das ligas de ferro fundido (Stefanescu, 2005).	21
TAB. 2 - Comprimento de onda das radiações mais utilizadas em difração de raios X (em Angstrom), (Padilha e Ambrozio Filho, 2004).	40
TAB. 3 - Dimensão típica das esferas, (Schulze, 2006).	53
TAB. 4 - Material para jateamento (Schulze, 2006).	55
TAB. 5 - Parâmetros que influenciam no resultado do jateamento, (Schulze, 2006)	55
TAB. 6 - Resultados do teste de fadiga, (Atkin e Mezoff, 1956).	68
TAB. 7 - Detalhes da bancada utilizada no teste de fadiga.	90
TAB. 8 - Fatores e níveis de intensidade da máquina de roletear utilizados no DOE	92
TAB. 9 - Conversão de Volta para Tempo	94
TAB. 10 - Plano de execução do DOE	94
TAB. 11 - Parâmetros de regulação utilizados no difratômetro de raios X para a medição da tensão residual	98
TAB. 12 - Parâmetros utilizados no teste de fadiga.	99
TAB. 13 - Média da tensão residual compressiva para as amostras do DOE (valores de tensão expressos em módulo).	100
TAB. 14 - Resultado do teste de fadiga das camisas sem e com raio roleteado	101
TAB. 15 - Tensão compressiva média para as amostras do Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X	102

1 INTRODUÇÃO

O Brasil foi o primeiro país a adotar uma legislação específica para reduzir as emissões veiculares na América do Sul e o Programa de Controle da Poluição do Ar por Veículos Automotores (Proconve). Nos seus 20 anos de existência promoveu a redução de 98% de monóxido de carbono (CO), 95% de hidrocarbonetos (HC), 94% de monóxidos de nitrogênio (NOx) e de 92% de aldeídos. Antes da implantação do Proconve, a emissão média, por exemplo, de monóxido de carbono de um veículo movido à gasolina era de 54 g/km, hoje essa emissão é 0,4 g/km, (IBAMA, 2008, 2008a). A redução direta das emissões geradas pelos motores diesel geralmente é conseguida através da adoção do gerenciamento eletrônicos do sistema de injeção, da elevação das pressões de injeção de combustível e da pressão de combustão. Isso tudo faz com que o motor trabalhe em condições cada vez mais severas, (Hoppe, 2006). Nesse contexto, a camisa de cilindro é um dos componentes mais solicitados do motor por suportar toda a pressão de combustão.

Durante o projeto de uma camisa de cilindro, todas as forças atuantes no sistema devem ser levadas em conta. Como a estática, gerada pelo torque aplicado aos parafusos de fixação do cabeçote de cilindros, a dinâmica e a térmica, provenientes da combustão do diesel. O material empregado na sua fabricação deve possuir baixo coeficiente de atrito, ser um bom condutor de calor, pois é através dele que o líquido de arrefecimento retira a maior parte do calor gerado pela combustão, deve ainda dispor de um elevado fator de amortecimento de vibrações. Dentre os materiais economicamente viáveis, o ferro fundido cinzento atende plenamente esses requisitos, entretanto, esse material não possui boa resistência à fadiga.

Para que a camisa de cilindro resista a pressões de combustão entre 160 e 200 bar, exigidas para atingir os índices de emissão Euro IV, (Dieselnet, 2008), ela deve ter sua resistência à fadiga aumentada através da indução de

tensão residual de compressão em pontos específicos da peça. É sabido, que empregando a tecnologia do roleteamento do raio de concordância, é possível atingir o valor de resistência à fadiga desejado. No entanto, não se conhece claramente a influência que cada parâmetro do processo de roleteamento tem sobre a indução da tensão residual e nem como medi-la corretamente, tornando assim, difícil especificar em projeto os valores necessários para cada parâmetro do processo de roleteamento (força, velocidade e tempo).

A correta especificação dos parâmetros do processo de roleteamento bem como o desenvolvimento e padronização do processo de medição da tensão residual é muito importante para que o projeto das novas camisas de cilindro seja bem-sucedido.

2 OBJETIVO

Determinar através da utilização da difração de raios X qual parâmetro utilizado no processo de roleteamento tem maior influência na elevação da tensão residual compressiva no raio de concordância de uma camisa de cilindro de motor diesel e comprovar também que o método de difração por raios X pode substituir com vantagens o teste de fadiga, método atual utilizado para inspeção das camisas.

3 REVISÃO DA LITERATURA

3.1 Ferro fundido

O termo ferro fundido é utilizado para identificar um grande número de ligas ferrosas. Segundo Chiaverini (1988), o “ferro fundido é a liga ferro-carbono-silício, de teores de carbono geralmente acima de 2,0%, em quantidade superior à que pode ser retida em solução sólida na austenita, de modo a resultar carbono parcialmente livre, na forma de veios ou lamelas de grafita”. Sua microestrutura pode apresentar parte do carbono sob a forma de grafita ou cementita (Fe_3C). Em geral, o ferro fundido não possui ductilidade suficiente para operações de conformação, sendo assim, os componentes fabricados em ferro fundido somente são obtidos através do processo de fundição, (Moreira e Giampietri-Lebrão, 2008).

O ferro fundido apareceu inicialmente na China ao redor do ano 600 AC e o seu uso não se limitou apenas a aplicações práticas, há inúmeros exemplos de santuários chineses construídos em ferro fundido. Existe muita disputa a respeito da introdução do ferro fundido na Europa e a rota que ele tenha tomado. Há menos discordância sobre o fato de que ele tenha sido trazido do oriente. Há um consenso maior sobre a data da introdução na Europa que seria no século 15. No ocidente, a produção maciça do ferro fundido com o subsequente uso como importante material estrutural, teve início no século XIII em Coalbrookdale, FIGURA 1, que é um assentamento localizado na Inglaterra, considerado uma das pioneiras da Revolução Industrial, onde Abraham Darby criou um método que utilizava a Hulha (carvão mineral) como redutor de óxido de ferro (Goodway, 1992). Nesse método, primeiramente a Hulha sofria um processo de pirólise (destilação) gerando assim o coque (tipo de carvão poroso) que é a fração sólida do processo de pirólise, realizada sobre aquecimento de aproximadamente 1000°C e na presença de corrente de ar, (Schwanke, 2007). Darby foi bem-sucedido porque felizmente o minério de ferro local continha

suficiente manganês para neutralizar a ação do enxofre adicionada ao ferro pelo coque. A versatilidade e a facilidade de se produzir ferro fundido em abundância, facilitou a construção de vários elementos arquitetônicos na região sendo a ponte sobre o rio Severn chamada Ironbridge Gorge, FIGURA 2 e 3, um dos monumentos mais famosos da região de Coalbrookdale, sua estrutura foi fundida em ferro produzido por Abraham Darby em 1779, (Goodway, 1992).

FIGURA 1 - Coalbrookdale at night – 1801 - Philip James de Loutherbourg – óleo sobre tela – Museu de Ciências de Londres, (Wikipédia, 2007).

FIGURA 2 - A ponte de ferro Ironbridge Gorge sobre o rio Severn, (Casting Iron Art, 2008).

FIGURA 3 - Detalhes da ponte de ferro Ironbridge Gorge, (Casting Iron Art, 2008).

Historicamente, a primeira classificação do ferro fundido foi baseada na aparência da sua fratura, desse modo, dois tipos de ferro foram inicialmente reconhecidos, o branco e o cinzento. No ferro fundido branco a superfície da fratura é de um branco cristalino, porque ela ocorre ao longo das placas de carboneto de ferro, esse é o resultado da solidificação metaestável (Fe_3C eutético). Já no ferro fundido cinzento, a superfície da fratura é acinzentada, porque ela ocorre ao longo das placas de grafite; esse é o resultado da solidificação estável (eutético), (Stefanescu, 2005).

Para compreender melhor o ferro fundido, é necessário o estudo do diagrama $\text{Fe}-\text{Fe}_3\text{C}$, também conhecido como diagrama de fases, FIGURA 4. Entretanto, o diagrama $\text{Fe}-\text{Fe}_3\text{C}$ não constitui verdadeiramente um diagrama de equilíbrio, pois a fase grafita é mais estável do que a fase Fe_3C que é considerada como metaestável, mudando para estável com o passar do tempo, porque a velocidade de precipitação da grafita é extremamente lenta, (Viecelli, 2007). A grafita normalmente se separa no momento de solidificação do líquido, mas também pode resultar da decomposição da cementita $\text{Fe}_3\text{C} \rightarrow \text{Fe} + \text{C}$ (grafita). O silício é utilizado comumente para controlar a precipitação de grafite atuando, diretamente na decomposição da cementita, (Colpaert, 1983).

FIGURA 4 - Diagrama Fe-Fe₃C (Viecelli, 2007).

Para a interpretação do diagrama Fe-Fe₃C é necessário o correto entendimento dos vários campos que o compõem, bem como os nomes específicos para as microestruturas. A **ferrita (ferro α)** é a estrutura de ferro puro na temperatura ambiente (abaixo de 723°C). Ela é muito dúctil e ferro-magnético abaixo de 766°C. Possui estrutura cúbica de corpo centrado (CCC). A ferrita ao atingir 912°C experimenta uma transformação polimórfica para **austenita (ferro γ)**, que possui estrutura cúbica de face centrada (CFC) com espaçamentos interatômicos maiores que o da ferrita, possibilitando uma solubilidade máxima de carbono de até 2%. Não é ferro-magnética. Ao se atingir 1394°C a austenita é revertida novamente para uma fase com estrutura CCC conhecida como **ferro δ** . A **cementita**, assim como a ferrita, praticamente não solubilizam o carbono, formando então uma segunda fase, também chamada de carbeto de ferro (Fe₃C). É muito dura e sua presença junto com a ferrita aumenta a resistência mecânica

do material, porem é muito frágil. A **Perlita** é composta pela mistura das fases ferrita e cementita resultando em uma microestrutura de matriz de ferrita com lamelas de cementita. A liga Fe-C com 0,8%C é 100% perlítica. Na micrografia da FIGURA 5, é possível ver a microestrutura das fases austenítica e ferrítica assim como a perlita, que é composta por lamelas alternadas de ferrita e de cementita, (Callister, 2002; Viecelli, 2007).

FIGURA 5 - Microestruturas das fases austenítica (a), ferrítica (b), perlita (c) constituinte eutetóide, (Viecelli, 2007).

Após o desenvolvimento e a aplicação das técnicas de metalografia, observou-se uma rápida expansão no universo de conhecimento sobre o ferro fundido. Esse novo entendimento fez com que os pesquisadores criassem uma nova classificação para o ferro fundido, baseado no estado do carbono na sua microestrutura e não mais pela caracterização da sua fratura.

Ferro fundido cinzento – na sua microestrutura, o carbono está na forma de veios de grafita, circundado por uma matriz de perlita ou de ferrita (também pode ser uma combinação de ambas), FIGURA 6. Os veios de grafita definem seu comportamento mecânico. Eles são concentradores de tensão e podem iniciar pequenas deformações plásticas sob tensões relativamente baixas na peça e trincas sob esforços maiores. Uma peça de ferro fundido cinzento tem, na prática, ductilidade quase desprezível, mas dispõe de um elevado fator de

amortecimento de vibrações, característica importante no caso de máquinas operatrizes, (Moreira, 2008; MSPC, 2007, CETEC, 2008). A propriedade de amortecimento depende principalmente da forma e da quantidade de grafita; os ferros fundidos cinzentos de estrutura grosseira tem uma capacidade de amortecimento 5 vezes maior que os de grafita fina, 20 a 25 vezes maior que os nodulares e de 25 a 100 vezes maior que o aço, FIGURA 7, (Santos e Branco, 1991). A alta condutibilidade térmica dos ferros fundidos cinzentos está relacionada à anisotropia da grafita, onde a condução térmica paralela ao plano basal, que é a direção preferencial para o crescimento da grafita nos ferros fundidos cinzentos, é sete vezes maior que na direção perpendicular a ele, TAB. 1, FIGURA 8, (Vatavuk at al., 1994; Stefanescu, 2005).

FIGURA 6 - Micrografia de um ferro fundido cinzento mostrando a grafita em forma lamelar. Aumento: 100x; Sem ataque, (Paroni, 2005).

FIGURA 7 - Comparação gráfica do amortecimento, (MSPC, 2007).

TAB. 1 - Condutibilidade térmica dos constituintes estruturais das ligas de ferro fundido (Stefanescu, 2005).

Estrutura do constituinte	Condutibilidade térmica W/(cm•K)		
	0-100 °C	500 °C	1000 °C
Grafita			
Paralela ao plano basal	2,93-4,19	0,84-1,26	0,42-0,63
Perpendicular ao plano basal	~0,2		
Matriz			
Ferrita	0,71-0,80	0,42	0,29
Perlita	0,5	0,44	
Cementita	0,071-0,084

FIGURA 8 - Influência do tipo de grafita na condutibilidade térmica relativa das ligas Fe-C, (Stefanescu, 2005).

O ferro fundido cinzento apresenta algumas desvantagens estruturais devido aos veios de grafita que atuam como concentrador de tensão, reduzindo a resistência mecânica. Ele é quebradiço, pouco resistente a impactos e as características de usinagem variam com as dimensões da seção da peça. Faixas

típicas de composições: 2,5 - 4% C, 3% Si, 0,3 - 1% Mn, 0,05 - 0,25% S, 0,1 - 1% P, possuem limites de resistência à tração que variam de 140 a 410 MPa. Pode receber elementos de liga e ser tratado termicamente para melhores propriedades mecânicas, térmicas ou químicas (corrosão), (MSPC, 2007; CETEC, 2008).

Ferro fundido nodular – na sua microestrutura o carbono está na forma de grafita esferoidal devido à adição de magnésio (Mg), FIGURA 9. O tratamento de nodularização é realizado em uma panela intermediária entre o forno e a panela de vazamento. Ele é amplamente empregado por apresentar um bom compromisso entre custos e propriedades mecânicas. Possui boa ductilidade com alongamento que pode chegar a 18%. Limite de resistência à tração da ordem de 800 MPa. Faixas típicas de composições são: 3,2-4% C, 1,8-3% Si, 0,1-1% Mn, 0,005-0,02% S, 0,01-0,1% P. Para aumentar a dureza e propriedades mecânicas, pode-se acrescentar elementos de liga como níquel, molibdênio ou cromo. Algumas aplicações: válvulas para vapor e produtos químicos, cilindros para papel, virabrequins, engrenagens, (MSPC, 2007; CETEC, 2008).

FIGURA 9 - Micrografia de um ferro fundido nodular mostrando a grafita em forma de nódulos. Aumento: 100x; Sem ataque, (Paroni, 2005).

Ferro fundido branco – na sua microestrutura o carbono está na forma de cementita (Fe_3C) e pode representar até 30% do volume do produto, FIGURA 10. É extremamente duro e resistente ao desgaste, mas é quebradiço e de difícil usinagem. Suas aplicações são limitadas a casos onde a dureza e a resistência à abrasão são fundamentais, como cilindros de laminação, matrizes de

estampagem, etc. Em geral, é usado na forma mesclada, que por um efeito da velocidade de resfriamento e/ou de altos teores de Si, apresentam uma microestrutura final composta por ferro fundido branco na superfície (formado pela elevada velocidade de resfriamento) e ferro fundido cinzento no núcleo do componente. Neste caso, alguns elementos de liga, como níquel, cromo e molibdênio, podem ser adicionados para melhorar a resistência ao desgaste e à oxidação. Uma composição típica de ferro fundido branco é 3-3,6% C, 0,8% Si, 1,3% Mn, 3,3-5% Ni, 1,4-4% Cr, 1% Mo, 0,15% S, 0,3% P; (MSPC, 2007; CETEC, 2008).

FIGURA 10 - Micrografia de um ferro fundido branco mostrando as fases: perlita e ledeburita. Aumento: 100x; Ataque: 3% Nital, (Paroni, 2005).

Segundo Santos e Branco (1991) de forma geral, os ferros fundidos podem ser submetidos a diferentes tipos de tratamentos térmicos com a finalidade de se atingir os seguintes objetivos:

- alívio de tensões provocadas pela solidificação;
- obtenção de maior ductilidade e melhor usinabilidade;
- melhoria das propriedades mecânicas de resistência;
- decomposição de carbonetos, ou
- endurecimento.

Santos e Branco (1991) classificam os tratamentos térmicos como:

- recozimento - utilizado para obter alívio de tensão, ductilidade e usinabilidade em componentes onde não há necessidade de uma elevada resistência mecânica, pois esse tratamento altera sensivelmente a microestrutura e as propriedades mecânicas, visto que as temperaturas utilizadas podem variar de 700 a 900°C;
- alívio de tensões - é realizado para reduzir as tensões surgidas no material decorrentes da solidificação. Nesse tratamento não ocorrem alterações significativas na microestrutura nem nas propriedades mecânicas, pois utiliza temperaturas entre 510 a 680°C;
- normalização - é utilizada para aumentar as propriedades mecânicas de resistência, ou restituir as propriedades do estado bruto de fusão, alterada por outros tratamentos térmicos anteriores. As temperaturas desse tratamento variam entre 870 e 950°C;
- têmpera e revenimento - têm por objetivo obter-se uma estrutura com determinada dureza e ainda com resistência ao impacto. A têmpera eleva a dureza, mas eleva também as tensões residuais, que são aliviadas posteriormente pelo revenimento. A têmpera é realizada entre 850 a 930°C e o revenimento entre 370 e 510°C;
- martêmpera - é utilizada para obter uma estrutura martensítica associada a uma mínima distorção da peça;

- austêmpera - é empregada quando é necessário além da estrutura martensítica, também uma elevada dureza associada a uma resistência mais alta ao impacto, notadamente para os ferros fundidos nodulares.

3.2 Fundição centrífuga

O processo de fundição centrífuga foi desenvolvido e patenteado em Birmingham - Inglaterra em 1809 por A. G. Eckhardt, na Soho Foundry, FIGURA 11, e inicialmente foi utilizado para produzir tubos sem costura. A fundição centrífuga utiliza a força gerada pela rotação do molde para impelir o metal fundido contra suas paredes, e assim garantir a distribuição igualitária do metal ao longo de todo o seu comprimento. O enchimento se faz pelo centro do molde e a espessura da peça é determinada pela quantidade de metal vazado. Em meados do século XIX início do XX, o Brasil importava da Europa grandes quantidades de tubos de ferro fundido, para serem utilizados em seus programas de saneamento básico, essenciais ao combate às epidemias que assolavam o país. Em 1914 na cidade de Santos, Dimitri Sensaud de Lavaud vendo no porto de Santos o intenso movimento de importação de tubos de ferro fundido e analisando o enorme potencial econômico desse mercado, desenvolve um projeto para fabricar no Brasil, tubos de ferro fundido similares aos importados, porém utilizando um novo processo produtivo que reduziria drasticamente os custos de produção ao abandonar os seculares complexos e dispendiosos processos de fundição em moldes de areia. Esse novo processo consistia em fundir os tubos em moldes permanentes de aço, no qual a conformação do ferro fundido se daria pela ação da força centrífuga gerada pela rotação do molde metálico. Outro diferencial introduzido, foi à adição de uma camisa d'água externa ao molde para acelerar o arrefecimento do tubo fundido. Esse sistema de fundição passou a ser conhecido como processo De Lavaud, FIGURA 12, (Lobo, 2006; Machado, 2001; Upchurch et al, 2006).

Lavaud associou-se a Fernando Arens Jr., que era proprietário de uma fundição. Ele participou como co-autor e financiador do experimento. Juntos

construíram a primeira máquina de centrifugar tubos de ferro fundido. Em 1915 no Rio de Janeiro, depositaram o pedido de patente do invento que recebeu o número 8682. Em 12 de março de 1915, FIGURA 13. O sucesso obtido com o projeto levou Arens, ainda em 1915, a criar a Companhia Brasileira de Metalurgia instalada no bairro de Indianópolis na cidade de São Paulo, FIGURA 14. Em 1916, a indústria possuía cinco máquinas, das quais, três para produzir tubos de diâmetro de 100 mm por 1,5 m e duas, de 150 a 380 mm de diâmetro por 3 m, (Tambosco, 1998; Robert, 2005; Saint-Gobain, 2008).

FIGURA 11 - Portão de entrada da Soho Foundry em 1809 – (Avery Weigh-Tronix, 2007)

FIGURA 12 - Vazamento do molde no processo De Lavaud, (Lobo, 2006)

FIGURA 13 - Reprodução do desenho original da máquina de fundição centrífuga, extraído da patente depositada por Lavaud em 1918 nos EUA. (Lavaud, 1920)

FIGURA 14 - Vista interna da Cia. Brasileira de Metalurgia, onde é possível ver alguns tubos centrifugados - década de 20. (Machado, 2006)

Durante o vazamento, a superfície interna do molde é rapidamente aquecida chegando a aproximadamente 700°C após um segundo em contato com o metal fundido, enquanto a externa que é arrefecida por água através de um conjunto de aspersores, chega a 200°C máximo. O contato do metal fundido com a superfície interna do molde produz uma forte adesão mecânica entre o molde e a fina camada de metal que começa a se solidificar, essa adesão metal-metal resulta em uma alta taxa de transferência de calor. O calor é extraído pela parede arrefecida do molde, levando o metal solidificado a sofrer uma contração térmica e por consequência há a quebra da adesão com posterior liberação da peça, nesse momento, há uma queda abrupta da taxa de transferência de calor, FIGURA 15.

A velocidade de rotação do molde deve ser controlada, pois, caso ela se torne excessiva, poderá causar acúmulo de tensão e trincas na superfície externa do fundido. Utiliza-se como referência, de 50 a 100 g de força centrífuga relativa (FCR) para moldes de metal e de 25 a 50 g para moldes de areia, (Joshi, 2007). A velocidade do molde pode ser determinada utilizando-se o ábaco da FIGURA 16, que é baseado no diâmetro interno do fundido em polegadas (eixo das abscissas), e pela velocidade do molde em rpm (eixo das ordenadas). Recomenda-se como medida de segurança, que a força atuante no exterior do molde não passe de 200 G, (Royer e Vasseur, 1998). A fundição centrífuga produz fundidos livres de inclusões, de porosidade devida à retenção de gases e de impurezas mais leves que o metal. Impurezas não metálicas ficam alojadas no diâmetro interno que são facilmente removidas durante a usinagem. A densidade e resistência mecânica são comparadas à dos forjados. Possui maior produtividade quando comparada com o processo de fundição convencional. O componente fundido possui bom acabamento superficial, ausência de defeitos de

preenchimento e reduzidos vazios de contração, permitindo assim, que haja menos remoção de material durante a usinagem.

FIGURA 16 - Ábaco para determinar a velocidade do molde, (Royer e Vasseur, 1998).

3.3 Tensão residual

A tensão residual pode ser definida como qualquer tensão remanescente no volume de um material depois de cessada a aplicação de qualquer carga externa, (Almen e Back, 1963; Wulpi, 1985; James e Lu, 1996; Gurova et al., 2006). Diferentemente da tensão aplicada externamente ao corpo cujo efeito pode ser facilmente visualizado, medido e calculado, a tensão residual no material dificilmente pode ser visualizada, a sua medição exige o uso de técnicas especiais e o cálculo ainda tem alto grau de imprecisão. Um grão individual ou cristal em um corpo metálico reage à tensão aplicada seja ela externa ou interna ao corpo. Qualquer carga ou carregamento quando aplicada a um corpo, pode resultar em sérios problemas como fraturas ou distorções. Mesmo com toda dificuldade de medição da tensão residual, ela deveria ser considerada durante a fase de projeto de um componente ou em análise de falha. A tensão residual em excesso, pode causar uma falha inesperada, como o incidente ocorrido em 1934 na Bélgica, quando uma viga-I de 12 metros de comprimento sofreu uma fratura longitudinal espontânea que a dividiu em duas partes. Um dia antes do ocorrido, a viga havia sofrido um corte com maçarico em cada uma das suas extremidades. A fratura espontânea foi atribuída à tensão residual introduzida durante o processo de laminação à quente. Toda a energia armazenada na viga foi liberada quase que instantaneamente logo após as tensões atuantes na viga ficarem em desequilíbrio devido aos cortes a maçarico realizados nas extremidades, FIGURA 17, (Wulpi, 1985; Ramachandraw et al., 2005).

Entretanto, é errado pensar que a tensão residual causa apenas danos às estruturas, na verdade, existem inúmeros processos cujo único propósito é induzir tensões residuais benéficas (tensão de compressão). Dentre os principais processos, destacam-se o roleteamento, o *shot peening* e o *laser peening*. No universo de processos que podem produzir tensões residuais prejudiciais (tensão de tração), os mais utilizados pela indústria são: a solda elétrica, processos de usinagem em geral, tratamentos térmicos e termoquímicos, a fundição e a conformação a frio e a quente, (Wulpi, 1985).

FIGURA 17- Viga-I com 12 m de comprimento que sofreu uma fratura espontânea devido à ação da tensão residual, (Wulpi, 1985).

A tensão residual é descrita em termos de tensões de tração e de compressão. Por convenção, a tensão de tração recebe o sinal positivo ($+\sigma$) e a de compressão recebe o sinal negativo ($-\sigma$). Para que ocorra o aparecimento da tensão residual, é necessário que o componente sofra alguma deformação plástica. Por exemplo, supondo que a barra ilustrada na FIGURA 18A está apoiada sobre dois pontos fixos, desprezando-se a ação da gravidade e assumindo que ela esteja livre de qualquer tensão ($\sigma=0$), aplica-se então uma força (F) de igual valor em cada extremidade. Em qualquer ponto situado entre os apoios, a tensão nas fibras externas é constante, sendo de tração ($+\sigma$) na parte superior e de compressão ($-\sigma$) na parte inferior. No diagrama de tensão, à direita na FIGURA 18A, é possível ver como a tensão varia ao longo da seção A-A', ela atinge seu valor máximo nas superfícies externas, decaindo a zero na linha neutra. Nessa situação, como a força aplicada à barra não foi suficiente para exceder o limite elástico do material, a barra retornara a sua condição inicial ($\sigma=0$), assim que a força (F) seja retirada. Imagine agora que o valor da força (F) foi elevado até que a tensão na barra ultrapasse o limite de elasticidade do material, não somente nas fibras mais externas, mas a uma profundidade bem

razoável. Então, ocorrerá o surgimento da deformação plástica, representado na FIGURA 18B pela região hachurada. Contudo, nas fibras, próximo ao centro da barra, o limite de elasticidade ainda não foi excedido e a deformação nesse ponto é apenas elástica. Toda tensão acima da linha neutra, tanto a elástica como a plástica, são de tração ($+\sigma$) e todas abaixo são de compressão ($-\sigma$). Quando a força (F) é removida, FIGURA 18C, a tensão elástica contida na barra tenta se liberar forçando a barra a se auto-endireitar. Devido à presença da deformação plástica, a ação dessas forças internas não são suficientes para reduzir as tensões à zero, mas são suficientes para inverter a direção das tensões nas regiões deformadas plasticamente. Desse modo, as regiões que durante a ação da força (F) estavam tracionadas ($+\sigma$), estão agora comprimidas ($-\sigma$) e as que estavam comprimidas ($-\sigma$), estão tracionadas ($+\sigma$), (Cullity e Stock, 2001). Esse princípio da inversão das tensões é utilizado por todos os processos mecânicos para tratamento de superfícies que visam aumentar a resistência à fadiga.

FIGURA 18 - Tensão residual induzida pela deformação plástica, adaptado de Cullity e Stock, 2001.

A tensão residual atua em um sistema balanceado. Isso quer dizer, se uma parte do sistema sofre uma alteração, o resto do sistema se ajusta para manter o balanceamento. Esse ajuste resulta em distorções ou mudanças dimensionais no componente envolvido. A distorção é utilizada para estimar a sua magnitude e a sua direção. A tensão residual tem influência tridimensional nos corpos. Por exemplo, em um eixo, ela existe nas direções longitudinal, tangencial (também chamada de circunferencial) e radial. Em uma superfície plana, ela atua nas direções longitudinal, transversal e normal ao plano, FIGURA 19. Geralmente, as direções radiais e normais ao plano são desprezadas devido a sua baixa influência em causar danos ou benefícios, (Wulpi, 1985).

FIGURA 19 - Nomenclatura das direções das tensões em eixos e chapas.

A tensão residual também pode ser classificada por três escalas de magnitude: macro, intergranular e atômica, (Wulpi, 1985).

Macro: nessa escala está compreendida toda seção transversal da peça. Por exemplo, se existir tensão residual compressiva em uma área próxima a superfície, então, a área próxima ao centro haverá tensão residual de tração, para que haja um balanceamento de forças, (Wulpi, 1985).

Intergranular: essa escala é utilizada para tratar da tensão residual em um grão individual ou grupo de grãos. Os grãos são afetados pelo campo de atuação da macro-tensão no qual estão localizados, mas cada grão está orientado aleatoriamente e seus micro-defeitos diferem dos grãos da vizinhança, (Wulpi, 1985).

Atômico: cada grão do material é composto por uma rede tridimensional de átomos, que é utilizada como um tensor para o cálculo da tensão residual. A distorção nessa rede não pode ser medida individualmente, então ela é tratada estatisticamente pela média, (Wulpi, 1985).

3.4 Raios X

Os raios X foram descobertos em 1895 pelo físico alemão Wilhelm Conrad Röntgen e recebeu esse nome devido a sua natureza ser desconhecida naquele momento. Uma semana após sua descoberta, Röntgen produz uma radiografia da mão esquerda de sua esposa e a apresenta ao professor Ludwing Zehnder do Instituto de Física da Universidade de Freiburg, FIGURA 20. Essa radiografia despertou grande interesse na comunidade científica por essa nova forma de radiação. Em março de 1896, o professor Henrique Morise da Escola Politécnica do Rio de Janeiro produziu as primeiras radiografias no Brasil. Diferente da luz comum, esses raios eram invisíveis, mas viajavam em linha reta e afetavam filmes fotográficos da mesma maneira como a luz. Por outro lado, eles eram muito mais penetrantes do que a luz e podiam facilmente passar através do corpo humano, madeira, peças finas de metal e outros objetos “opacos”. Mesmo sem o entendimento necessário sobre os possíveis efeitos nocivos que os raios X poderia ter; rapidamente os físicos passaram a utilizá-lo e pouco depois, também os engenheiros, que queriam estudar a estrutura interna dos objetos opacos. Colocando um emissor de raios X de um lado do objeto e um filme fotográfico do outro, uma imagem de sombra, ou radiográfica, podia ser produzida, a parte menos densa do objeto deixava passar mais radiação X que a parte mais densa. Dessa maneira, podia-se localizar facilmente a fratura em um osso quebrado ou a posição de uma trinca em uma peça de metal, (Bragg, 1922; Eward, 1962; Cullity e Stock, 2001; Padilha e Ambrozio Filho, 2004; Marcolin, 2005; NASA, 2008).

Hoje, sabe-se que o raio X possui elevada energia (alta frequência) e curtos comprimentos de onda (0.01 a 10 nm), e ocorre na região do espectro eletromagnético compreendido entre o ultravioleta e raios gama, FIGURA 21. Como toda radiação eletromagnética, o raio X, dependendo da situação, pode ser

considerado como onda de certo comprimento ou partícula de energia, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000; Postek et al, 2001).

FIGURA 20 - Radiografia da mão esquerda da esposa Röntgen, produzida em 22 dezembro de 1895, o círculo preto ao centro representa o seu anel de casamento, (NASA, 2008)

FIGURA 21 - Espectro Eletromagnético, (UFRGS, 2008)

Os elétrons de um átomo ocupam órbitas específicas em relação ao seu núcleo, conhecidas como níveis energéticos ou camadas energéticas. Por convenção, a camada que mais se aproxima do núcleo é denominada “camada K”, e em sequência, vêm as camadas L, M, N, O, P e Q, a mais afastada do núcleo. As camadas também representam os diferentes níveis de energia dos elétrons. Dessa forma, os elétrons contidos na camada K possuem menos energia que os da camada L, que por sua vez, possuem menos energia que os da camada M, e assim por diante, FIGURA 22, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000; Postek et al, 2001).

FIGURA 22 - Modelo do átomo de Urânio 238. Possui 92 prótons, 146 nêutrons, elétrons por camada K=2, L=8, M=18, N=32, O=18, P=13, Q=1, (USGS, 2008).

O elétron-volt (eV) é a unidade utilizada para caracterizar as energias das radiações X e as dos elétrons nos seus diferentes níveis de energia no átomo, e representa a variação de energia de um elétron quando acelerado num campo de 1 volt (1 kilo elétron-volt = 1 keV = 1000 eV, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000). Quando, elétrons com alta energia atingem um átomo, elétrons são ejetados de suas camadas. Como os elétrons sempre procuram se posicionar na camada de menor energia, os elétrons das camadas superiores são transferidos imediatamente para as camadas inferiores, que tiveram seus elétrons ejetados. Para que o equilíbrio eletrônico da camada receptora seja mantido, os elétrons durante o deslocamento perdem energia, emitindo radiação X. Para que o elétron

seja ejetado, é necessário que a energia atuante sobre ele seja pouco maior que a da própria linha de raio X emitida. As mudanças de níveis energéticos também podem ser provocadas por outros fótons X. Quando os elétrons orbitais são redistribuídos, têm-se diferentes radiações X características, dependendo da órbita de origem e da final. A energia dos fótons X depende da diferença de energia da órbita inicial e final, e do salto de energia entre uma e outra, FIGURA 23, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000; Postek et al, 2001).

FIGURA 23 - Formação do raio X e a transferência de energia no interior do átomo (Cienfuegos e Vaitsman, 2000).

Para identificar todos os tipos de raios X que podem ser gerados, foi criado um código alfanumérico. O raio X é primeiramente nomeado com a letra que representa a camada de onde o elétron foi ejetado. Assim, um raio X criado a partir de uma vacância na camada K é denominado como raio X K, uma vacância na camada L origina um raio X L. Depois, ele é identificado pela distância do salto do elétron. Uma vacância preenchida por elétron pertencente a uma camada adjacente é identificada pelo termo α . Se a distância do salto do elétron for de duas camadas, o termo usado é β , e se forem três camadas, o termo é γ . Então, um elétron saltando da cama L para a K, criará um raio X K_{α} ; se for da camada N to L, criará um raio X L_{β} , FIGURA 24, (Postek et al, 2001).

FIGURA 24 - Tipos de radiação em função da mudança do elétron, de camada energética, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000).

Os comprimentos de onda das linhas de raio X diminuem, ou seja, aumentam sua frequência e energia, quando o número atômico dos elementos aumenta. Os elementos chamados leves, de número atômico pequeno, possuem energias menores que correspondem a maiores comprimentos de onda. Radiações de elementos de número atômico maiores são chamadas pesadas ou duras. Os elementos, de número atômico maiores são chamados pesados porque eles têm mais níveis eletrônicos e maior série de limites de absorção K, L, M, etc. Os raios X característicos de cada elemento são expressos, geralmente, em termos de energia, em KeV, (Cienfuegos e Vaitsman, 2000). A energia das linhas K aumenta com o número atômico segundo a relação:

$$E(KeV) = h \nu \quad (1)$$

$$\nu = \frac{c}{\lambda} \quad (2)$$

Onde:

E = energia do raio X

λ = comprimento de onda do raio X

ν = frequência do raio X

c = velocidade da luz $\approx 3,0 \times 10^8$ m/s

h = constante de Planck $= 6,6262 \times 10^{-34}$ joule x seg.

Combinado as equações 1 e 2 e substituindo c e h pelos valores dados:

$$\lambda = \frac{hc}{E} = \frac{12,396}{E} \quad (3)$$

Por exemplo, $\text{Cu}_{\text{K}\alpha}$ tem energia de 8,047 KeV. Substituindo 8,047 na equação 18, tem-se o comprimento de onda em Angstroms do $\text{Cu}_{\text{K}\alpha}$ calculado.

$$\lambda = \frac{12,396}{8,047} = 1,540 \text{ \AA}$$

Os relacionamentos descritos nas equações acima são utilizadas para identificar e caracterizar o raio X em análise de elementos, (Postek et al, 2001).

Em um difratômetro, o raio X é originado dentro do componente chamado tubo de raio X. Nele, os elétrons são produzidos pelo filamento de tungstênio (catodo) e são acelerados contra o alvo metálico (ânodo). A aceleração dos elétrons ocorre devido a grande diferença de potencial existente entre o ânodo que é mantido aterrado (+) e o catodo (-), que é da ordem de 30.000 a 50.000 volts. A maior parte da energia cinética dos elétrons que atinge o alvo é dissipada em forma de calor, que é retirado pela água do sistema de arrefecimento. Ao redor do filamento de tungstênio existe a caneca de foco, por onde também está passando à mesma corrente elétrica do filamento, a sua função é repelir os elétrons e focalizá-los em uma pequena área no centro do alvo. O raio X é emitido em todas as direções e escapa do tubo por duas ou três janelas. Como as janelas têm dupla função que é manter a integridade do vácuo e ainda ser transparente ao raio X, elas são fabricadas de berílio, por possuir elevado ponto de fusão (1287°C) e extremamente permeável ao raio X. A sua espessura é de apenas 0,25 mm, contudo deve ser manuseado com muito cuidado por ser um material cancerígeno, FIGURA 25, (Cullity e Stock, 2001).

FIGURA 25 - Esquema de uma seção de um tubo de raio X selado a vácuo, (USGS, 2008).

O raio X gerado pelo tubo tem o comprimento de onda característico do material utilizado como alvo. Dessa forma, o comprimento de onda pode ser alterado de acordo com a necessidade, apenas trocando o tubo de raio X. Os materiais comumente utilizados como alvos são: molibdênio (Mo), cobre (Cu), cobalto (Co), ferro (Fe) e cromo (Cr). Os comprimentos de onda das radiações geradas por esses materiais estão descritos na TAB. 2, (Cullity e Stock, 2001).

TAB. 2 - Comprimento de onda das radiações mais utilizadas em difração de raios X (em Angstrom), (Padilha e Ambrozio Filho, 2004).

Elemento	$K\alpha^*$	$K\alpha_2$ (forte)	$K\alpha_1$ (muito forte)	$K\beta_1$ (fraca)
Cr	2,29100	2,293606	2,28970	2,08487
Fe	1,937355	1,939980	1,936042	1,75661
Co	1,790260	1,792850	1,788965	1,62075
Cu	1,541838	1,544390	1,540562	1,392218
Mo	0,710730	0,713590	0,709300	0,632288

* Média ponderada entre $K\alpha_1$ (peso 2) e $K\alpha_2$ (peso 1).

3.5 Teste de fadiga

Segundo a norma ASTM E1150 (1983), “A fadiga é um processo de mudança estrutural permanente, localizada e progressiva, que ocorre em um material submetido a condições que produzem tensões e deformações flutuantes em algum ponto (ou pontos), e que pode culminar em trincas ou fratura completa após um número suficiente de flutuações”.

Em linhas gerais, o objetivo do teste de fadiga, é determinar a resistência à fadiga ou a localização do ponto de dano em uma peça sujeita a uma seqüência pré-estabelecida de tensão e amplitude. No entanto não se deve confundir limite de resistência com o limite de fadiga. O limite de resistência é determinado pelo ensaio de tração que é a máxima carga estática suportada pelo material antes da sua ruptura. Já o limite de fadiga é a máxima tensão cíclica que um material pode suportar antes da sua ruptura, que geralmente ocorre com um valor de carga muito inferior ao do limite de resistência. A ruptura do metal ocorre quando a tensão cíclica, aplicada a ele, provoca uma flutuação maior que o valor do seu limite de fadiga ou quando o numero de ciclos de tensão ultrapassa o valor estabelecido para o material. No entanto, muitos outros fatores podem afetar o limite de fadiga, o que torna seu estudo muito extenso, (Weibull, 1961; Souza, 1982).

A análise da fadiga, como é conhecida hoje, teve início em 1837 quando Wilhelm Albert publicou o primeiro artigo sobre fadiga, estabelecendo a correlação entre o carregamento aplicado e a durabilidade. Dois anos mais tarde, em 1839, Jean-Victor Poncelet, projetista de eixos fundidos para laminadores, oficialmente utilizou o termo “fadiga” pela primeira vez em um livro sobre mecânica (Vervoort e Wurmman, 2008). O desenvolvimento dessas técnicas ocorreu em paralelo ao desenvolvimento das ferrovias. Em 1848, o *roll burnishing* (polimento por roleteamento) era empregado em eixos e munhões ferroviários para aumentar a seu limite de fadiga (Kloos e Macherauch, 1987). Já o estudo criterioso e sistemático da fadiga sob condições controladas teve início com Wöhler, que em 1871 publicou em Londres no “Engineering Journal” o seu famoso artigo sobre fadiga, onde apresentou pela primeira vez a relação entre

tensão e o número e ciclos, conhecida como a curva de Wöhler, ou curva S-N, onde S representa o símbolo de *stress* (tensão / carregamento) e N o número de ciclos. Dispositivo de teste de fadiga por flexão rotativa criado por Wöhler para investigar a falha em eixos ferroviários, pode ser visto na FIGURA 26, (Weibull, 1961; Schütz, 1996; Hoepfner, 1996; Dowling, 1999; Tóth e Yarema, 2006). Na curva S-N, os valores de N são colocados no eixo das abscissas e os de S no eixo das ordenadas. A escala logarítmica é utilizada como forma usual de apresentação dos dados em ambos os eixos, a utilização dessa escala facilita a comparação de dados, pois curvas de diferentes materiais podem ser apresentadas da mesma forma, além de diminuir a escala de N. Um exemplo de curva S-N pode ser visto na FIGURA 27, onde é possível notar que quanto menor o valor da tensão aplicada, maior é o numero de ciclos necessários para romper o material, (Souza, 1982).

FIGURA 26 - Dispositivo de teste de fadiga por flexão rotativa criado por Wöhler para investigar a falha em eixos ferroviários, (Dowling, 1999).

(a) Comprimento da amostra, (D) Polia, (P) Mola de carregamento, (G) Mancal de carregamento, (C) Árvore, (T) Cone de fixação da amostra, (S) amostra.

FIGURA 27 - Curva S-N, (Iberiza, 2008).

Föppl em 1929 estabelece a correlação entre superfície tratada mecanicamente e o limite de fadiga, indicando um aumento significativo no limite de fadiga em amostras com superfícies roleteadas. O dispositivo utilizado nos experimentos pode ser visto na FIGURA 28, onde a pressão dos roletes era facilmente ajustada pelos parafusos. Ao centro da figura estão os resultados gerais do teste de fadiga torcional reversa, realizado com amostras de aço roleteadas, comparadas com amostras polidas. Hoje, sabe-se que a deformação plástica inhomogênea requerida para gerar a tensão residual sempre envolve alterações locais no estado do material (encruamento, rugosidade superficial, micro-trincas, dureza), a qual pode afetar a resistência à fadiga do componente, (Kloos e Macherauch, 1987; Schulze, 2006).

O limite de fadiga determinado em laboratório utilizando corpos-de-prova usinados não pode ser utilizado diretamente no projeto de novos componentes, pois na prática as condições de trabalho a que o componente estará sujeito e o seu acabamento superficial final, geralmente diferem em muito das condições de laboratório. Essas diferenças influenciam diretamente no limite de fadiga. Desse modo, sempre que possível devemos promover ensaios de fadiga em componente que representem o projeto final, procurando reproduzir

mais fielmente possível as condições de trabalho a que ele estará sujeito, (Souza, 1982).

Resultados do teste de fadiga torcional
 Aço com $R_{\tau}=1200 \text{ N/mm}^2$. Diâmetro da amostra 12 mm.
 Aumento do limite de fadiga pelo roleteamento.
 $\approx 15\%$

Inicialização da trinca em amostras submetidas
 a ensaio de fadiga torcional

Amostra com a
 superfície polida, a
 trinca teve início na
 superfície.

Amostra com a
 superfície roleteada,
 a trinca teve início
 abaixo da superfície
 roleteada.

FIGURA 28 - Sistema de roleteamento utilizado por Föppl em seus experimentos, (Kloos e Macherauch, 1987).

Tanto em aplicações práticas como em testes de laboratório, os materiais estão sujeitos muitas vezes a ciclos constates onde a tensão varia entre os limites máximos e mínimos. Um ciclo de tensão é a menor parte da função tensão-tempo que é periódica e identicamente repetida, (Souza, 1982; Dowling, 1999). Entre os diversos ciclos de tensões possíveis para o teste de fadiga, os três principais são:

- ciclo de tensão reversa, onde o valor da tensão máxima de tração (+) é igual ao valor da tensão mínima de compressão(-), mas com sinais opostos, FIGURA 29a, (Norton, 2000);
- ciclo de tensão repetida, onde os valores das tensões máxima e mínima são diferentes, variando de um valor máximo de tração (+) até tensão mínima igual à zero, FIGURA 29b, (Norton, 2000);

- ciclo de tensão flutuante, onde os valores das tensões máxima e mínima são diferentes, variando de um valor máximo de tração (+) até um valor de tensão mínima também de tração (+) que representa a pré-carga inicial do ciclo, FIGURA 29c, (Norton, 2000).

FIGURA 29 - Ciclos regulares de tensão, (Norton, 2000).

A tensão máxima σ_{max} e a tensão mínima σ_{min} representam o maior e o menor valor algébrico da tensão no ciclo; $\Delta\sigma$ é a diferença algébrica entre σ_{max} e σ_{min} ; σ_a é chamado de amplitude da tensão e representa a metade de $\Delta\sigma$; σ_m é a tensão média, (Dowling, 1999; Norton, 2000).. As expressões matemáticas para essas definições são:

$$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min} \quad (4)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2} \quad (5)$$

$$\sigma_a = \frac{\Delta\sigma}{2} \quad (6)$$

$$\sigma_{max} = \sigma_m + \sigma_a \quad (7)$$

$$\sigma_{min} = \sigma_m - \sigma_a \quad (8)$$

O sinal para σ_a e $\Delta\sigma$ é sempre positivo. As tensões σ_{max} , σ_{min} e σ_m podem ser positivas ou negativas. A relação algébrica entre σ_{max} e σ_{min} é representada por R, e entre σ_a e σ_m é representada por A, (Dowling, 1999).

$$R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} \quad (9)$$

$$A = \frac{\sigma_a}{\sigma_m} \quad (10)$$

Outras relações usuais derivadas das equações acima são:

$$\Delta\sigma = 2\sigma_a = \sigma_{\max}(1 - R) \quad (11)$$

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max}}{2}(1 + R) \quad (12)$$

$$R = \frac{1 - A}{1 + A} \quad (13)$$

$$A = \frac{1 - R}{1 + R} \quad (14)$$

Os equipamentos para teste de fadiga dispõem de um sistema de aplicação de carga que permite ajustar a intensidade, a frequência e o sentido do esforço, possui ainda um contador de número de ciclos e um dispositivo que interrompe o teste assim que o corpo-de-prova se rompe, (ASM, 2000). A escolha do tipo de máquina de teste depende do tipo de solicitação que se deseja aplicar ao corpo-de-prova, que pode ser:

- torção;
- tração-compressão;
- flexão;
- flexão rotativa.

O teste de fadiga mais usual é o de flexão rotativa, nesse ensaio, o corpo-de-prova é submetido a solicitações de flexão, enquanto o mesmo é girado entorno de um eixo, por um sistema motriz, FIGURA 30. Uma máquina moderna do tipo servo-hidráulica para teste de fadiga tração-compressão pode ser vista na FIGURA 31, (ASM, 2000).

FIGURA 30 - Esquema de um sistema para teste de fadiga por flexão rotativa, (ASM, 2000)

FIGURA 31 - Máquina servo-hidráulica para teste de fadiga por tração e compressão, (ASM, 2000).

O corpo-de-prova deve ser usinado conforme a norma ASTM E-466 (2007), para que os resultados do teste não sejam prejudicados. A sua forma e dimensões são normalizadas, mas também podem ser determinadas pelo fabricante do equipamento utilizado, FIGURA 32. Desde que se disponha de máquinas apropriadas, a própria peça final ou seu protótipo pode ser utilizada diretamente com corpo-de-prova, (Souza, 1982; ASM, 2000).

FIGURA 32 - Formas mais usuais para corpos-de-prova utilizados em teste de fadiga, (ASM, 2000).

3.6 Processos mecânicos para tratamento de superfícies

A metalurgia é considerada uma das mais antigas ciências. O início da sua história remonta há 6000 anos AC (Cramb, 2008). Desde então, o homem desenvolveu inúmeras técnicas para a fabricação de componentes metálicos. O “*hammering*” (martelamento) é sem dúvida o mais antigo método mecânico utilizado para trabalhar o metal a frio. O capacete de ouro do rei Meskalamdug, FIGURA 33, encontrado em 1924 na cidade de Ur, e datado de 2700 anos AC, é um bom exemplo da utilização do *hammering* na conformação do metal (Bush et al., 1962; Kloos e Macherauch, 1987; Schulze, 2006). Até o início do século XX as técnicas metalúrgicas empregadas para elevar a resistência do metal eram todas empíricas. A utilização do *hammering* dependia exclusivamente do conhecimento do mestre artesão, fosse para a fabricação de espadas medievais ou em 1789 para elevar a resistência dos canos de canhões (Schulze, 2006).

FIGURA 33 - Capacete de ouro do rei Meskalamdug, (OI, 2007)

A laminação substituiu o martelamento não só como processo para obtenção de matéria-prima laminada, como para elevar a resistência à fadiga. De acordo com Bush et al. (1967), não há registros de quando a laminação a frio foi inventada. Aparentemente, ela ocorreu simultaneamente com o surgimento da laminação a quente como uma melhoria do martelamento. O primeiro registro do emprego da laminação foi em 1553 na França e foi utilizada para obter um material de espessura e densidade uniforme para ser empregado no processo de cunhagem.

Hoje os principais processos para tratamento superficial utilizados pela indústria são:

- Roleteamento;
- *Shot peening*;
- *Laser peening*;
- *Ultrasonic peening*.

3.6.1 Shot peening

O *Shot Peening* ou jateamento é um método de tratamento superficial que consiste basicamente no lançamento em alta velocidade, de partículas ou esferas dos mais diferentes tipos de materiais, sobre a superfície da peça a ser tratada, FIGURA 34. O impacto dessas esferas sobre a peça em tratamento age analogamente ao martelamento, causando um alongamento na superfície, onde imediatamente abaixo da superfície alongada, é gerada uma tensão residual compressiva ($-\sigma$) que contribui para elevar o limite de resistência à fadiga, FIGURA 35, (Bush, 1962; MIC, 2006; Schulze, 2006; MFS, 2008; Rosler, 2008).

FIGURA 34 - Shot peening, (ICSP9, 2008)

FIGURA 35 - A deformação plástica no ponto de impacto gera tensão de compressão (MIC, 2006).

Em 1927, E. G. Herbert publicou o primeiro material sobre *Shot Peening*, entretanto, naquele momento o foco do trabalho era sobre o aumento da dureza superficial e não sobre a resistência à fadiga. Normalmente utiliza-se dois métodos distintos para a aceleração das esferas. O primeiro, é o sistema pressurizado, que utiliza ar comprimido para acelerar e lançar as esferas sobre a superfície a ser tratada. Esse sistema é geralmente composto por um reservatório primário de esferas, que é atido a pressão ambiente e abastece, através de uma válvula reguladora, uma câmara secundária de alimentação, cuja pressão interna é mantida equalizada com a pressão utilizada no bico de jateamento. A liberação das esferas para a linha de pressão, é controlada pela válvula situada na parte inferior da câmara secundária. Após o jateamento, as esferas são recolhidas no fundo da câmara de jateamento por uma esteira que as transporta de volta para o reservatório de esferas, o esquema simplificado desse processo pode ser visto na FIGURA 36, (Bush, 1962; MIC, 2006; Schulze, 2006; MFS, 2008; Rosler, 2008).

FIGURA 36 - Sistema de jateamento pressurizado, (MFS, 2008)

O segundo processo utiliza a força centrífuga gerada por uma roda que gira em alta velocidade, a alimentação do sistema é feita pelo centro da roda e as esferas são lançadas por uma abertura situada na parte inferior da cobertura da roda, FIGURA 37. O sistema pressurizado pode ser utilizado para jateamento manual ou acoplado a braços robóticos, o que lhe confere extrema precisão e a possibilidade de jateamento de peças com geometria muito complexa. O sistema centrífugo é normalmente utilizado para peças com grandes dimensões e

geometria simples, pois a sua área de jateamento é dezenas de vezes maior quando comparado ao sistema pressurizado, FIGURA 38, (Bush, 1962; MIC, 2006; Schulze, 2006; MFS, 2008; Rosler, 2008).

FIGURA 37 - Sistema de jateamento centrífugo, (Rosler, 2008)

FIGURA 38 - Comparação da área de jateamento entre o sistema centrífugo e o pressurizado, (Rosler, 2008)

Outro aspecto importante na utilização do *Shot Peening* é o controle periódico das esferas, pois elas são danificadas a cada vez que atinge a superfície da peça. Os exemplos de perfis aceitáveis e não aceitáveis para as esferas podem ser vistos na FIGURA 39. As dimensões típicas das esferas utilizadas no *Shot Peening* estão descritas na TAB. 3. Para prevenir danos a superfície da peça em tratamento, o lote do material utilizado deve ser predominante do tipo aceitável. Pode-se ver na FIGURA 40, o detalhe da

superfície de uma peça que foi danificada (trinca superficial iniciada) por utilizar durante o jateamento, esferas fora do padrão aceitável. Já na FIGURA 41, vê-se em detalhe, o aspecto da superfície e uma peça, corretamente jateada por esferas dentro do padrão aceitável. Para obter um resultado consistente no jateamento, deve haver no lote de esferas, uniformidade tanto na forma como na dimensão do diâmetro. O lote de esferas visto na FIGURA 42 é um exemplo de uniformidade tanto na forma como nas suas dimensões (esferas homogêneas), já o lote da FIGURA 43 é um exemplo de um lote de esferas heterogêneas, tanto na forma como nas suas dimensões. A energia de impacto transferida para a superfície da peça é uma função que depende tanto da massa como da velocidade das esferas. Esferas grandes têm massa e energia de impacto maiores. Caso seja utilizado no equipamento de jateamento, um lote heterogênea de esferas (esferas de tamanhos muito diferentes), a camada de tensão residual obtida não será uniforme devido a diferença da energia de impacto entre as esferas grandes e pequenas. Desse modo, os resultados dos testes de fadiga poderão ser inconsistentes, (MIC, 2006).

FIGURA 39 - Padrão de formas para jateamento, (MIC, 2006)

TAB. 3 - Dimensão típica das esferas, (Schulze, 2006).

Material da esfera	Diâmetro (mm)
Aço	0,2 a 3
Cerâmica	0,15 a 1,5
Vidro	0,05 a 0,85

FIGURA 40 - Detalhe da superfície de uma peça que foi danificada (trinca superficial iniciada) por utilizar durante o jateamento, esferas fora do padrão aceitável, (ampliação 100X), (MIC, 2006)

FIGURA 41 - Aspecto da superfície e uma peça, corretamente jateada por esferas dentro do padrão aceitável (ampliação 100X), (MIC, 2006).

FIGURA 42 - Esferas de alta qualidade (lote homogêneo), (MIC, 2006)

FIGURA 43 - Esferas de baixa qualidade, ou que foram excessivamente reutilizadas, (lote heterogêneo), (MIC, 2006)

O material de jateamento pode ter a forma de esferas, anel, granulado cilíndrico ou mesmo amorfo (geralmente para material orgânico). A classificação

do material é feita entre metálico ferroso e não ferroso, inorgânico não metálico e orgânico, TAB. 4. O material para o jateamento, deve ter aproximadamente a mesma dureza da superfície da peça em tratamento, e o tamanho das esferas / partículas, deve ser suficientemente pequena para que possa atingir todas as reentrâncias da peça, evitando assim que detalhes muito pequenos da peça não sofra tratamento. Peças fabricadas em aço são tratadas geralmente com esferas de aço. Esferas de vidro são utilizadas para um tratamento de baixa intensidade ou para materiais que não possam sofrer contaminação como titânio ou alumínio, (Schulze, 2006). Os parâmetros que influenciam diretamente no resultado final do jateamento e que devem ser considerados no emprego dessa técnica estão descritos na TAB. 5.

TAB. 4 - Material para jateamento (Schulze, 2006).

Metálico ferroso	Granulado de arame de aço Esferas de aço fundido e de aço endurecidas; Granalha de aço	Metálico não ferroso	Granalha de alumínio; Esferas de bronze; Esferas de zinco; Granulado de arame de alumínio; de latão; de bronze e de zinco
Inorgânico não metálico	Esferas de vidro; Esferas / cilindros de cerâmica; Carbetos de silício; óxido de zircônio,	Orgânico	Coletor de polivinil (PVC); Poliamida; Poliestireno; Expandido (EPS); Cascas de nozes; Carvão de frutas; Madeira dura; Cascas de arroz

TAB. 5 - Parâmetros que influenciam no resultado do jateamento, (Schulze, 2006)

Material de jateamento	Perfil; Dureza; Massa; Tamanho; Material; Estado de desgaste; Área de distribuição;	Peça em tratamento	Geometria; Comportamento da deformação elástica e plástica; Dureza; Composição química; Estrutura cristalina; Temperatura; Pré-tensionamento
Equipamento	Velocidade da esfera; Ângulo de impacto; Massa (fluxo de esferas) kg/h; Tempo de jateamento; Cobertura total (área de aplicação); Diâmetro do bico; Cobertura do bico		

3.6.2 Laser peening

O *laser peening* é um dos mais novos processos utilizados para a indução de tensão residual compressiva e ao contrário do que pode-se pensar, trabalha exercendo uma força mecânica sobre a superfície da peça e não a afeta termicamente. Entretanto, parâmetros do processo podem ser ajustados para se obter efeitos térmicos limitados, (Clauer, 2002). Esse processo foi desenvolvido em 1965 nos Estados Unidos pelo laboratório Bettelle, o primeiro protótipo foi desenvolvido nos anos 70, mas não foi comercializado devido a falta de confiabilidade dos lasers disponíveis na época. Em 1974 o laboratório Bettelle patenteia o processo de indução de tensão residual por laser pulsado (US1982000378975). Na década de 90, a Metal Improvement Company (MIC), o Lawrence Livermore National Laboratory (LLNL) e a University of Califórnia, Davis (UC Davis), foram decisivas para o desenvolvimento do Laser Peening. A MIC, juntamente com a LLNL fundaram a Cooperative Research and Development Agreement (CRADA). A CRADA era focada no estudo do laser de estado sólido para aplicação em tratamento superficial. O grupo da UC Davis desenvolveu *expertise* em medição de tensão residual e aplicou esses conhecimentos para melhor entender os efeitos da variação dos parâmetros do *laser peening*. A primeira aplicação comercial (militar) do *laser peening* foi em 1997 pela GE Aircraft Engines (Cincinnati, Ohio) para mitigar danos por fadiga em pás de turbina de jatos militares e em 2001 a primeira aplicação comercial (civil) pela Rolls-Royce também em pás de turbina a jato, (Anderholm, 1970; Hill et al, 2003; Billingsley, 2006, VanAken, 2008).

O processo do *laser peening* utiliza um laser “Q-switched neodymium-glass” que produz um pulso extremamente curto, 15 a 30 nanosegundos, com um comprimento de onda de 1,06 μm e energia por pulso de 25 a 50 joules ou mais. A área da peça a ser tratada é coberta com uma camada de ablação opaca ao laser, geralmente é utilizada tinta preta, e sobre ela uma camada transparente ao laser, chamada de camada de recalque inercial, geralmente utiliza-se vidro ou água, FIGURA 44a. Quando o raio laser é posicionado sobre a área a ser tratada, ele passa diretamente através da camada translúcida atingindo a camada de ablação que é vaporizada imediatamente. Esse vapor absorve a energia vinda do

raio laser e rapidamente aquece formando um plasma de alta pressão que se expande contra a superfície da peça e da camada de recalque inercial. A camada de recalque inercial age como uma barreira para a expansão térmica do plasma, fazendo com que a pressão atinja valores da ordem de 6 a 10 GPa, muito maiores do que seria possível atingir sem a presença da camada de recalque inercial. O repentino aumento de pressão sobre a superfície da peça causa uma onda de choque que se propaga pelo material. Se esse pico de pressão for superior ao limite de elasticidade do material, haverá uma deformação plástica e conseqüentemente o surgimento da tensão residual compressiva, FIGURA 44b. A aplicação do laser peening nas pás de um rotor de uma turbina a gás pode ser vista na FIGURA 45, (Anderholm, 1970; Messe e Barreau, 1995; Clauer, 2002; Hill at al, 2003; Breuer, 2007; VanAken, 2008).

FIGURA 44 - Esquema de funcionamento do *laser peening*, (Breuer, 2007)

FIGURA 45 - Pás de um rotor de uma turbina a gás em processo de *laser peening*, (LSP, 2008).

A profundidade máxima da tensão residual compressiva depende da atenuação da onda de choque, que por sua vez, é dependente das propriedades do material da peça. Materiais duros não atenuam rapidamente as ondas de choque, desse modo, a tensão residual tende a ser mais profunda nesses materiais. Múltiplos pulsos podem ser utilizados para aprofundar as zonas de tensão residual. Um exemplo comparativo da técnica de múltiplos pulsos pode ser visto na FIGURA 46, onde uma chapa de aço AISI 4340, temperada e revenida com dureza de 54 HRC foi submetida ao *laser peening*, evidenciando que, com cinco pulsos conseguiu-se induzir tensão residual mais profundamente, (VanAken, 2008).

FIGURA 46 - Perfil da tensão residual obtida em uma chapa de aço AISI 4340, temperada e revenida com dureza de 54 HRC e submetida ao laser peening com pulso simples e múltiplo, (VanAken, 2008).

O raio laser de seção circular produz uma falha na indução da tensão residual, esta falha está localizada no centro da zona tratada e se deve ao fato de haver uma focalização simultânea das ondas emitidas da borda da área de impacto. Para eliminar esse efeito, utiliza-se raio laser de seção quadrada, FIGURA 47, (Messe e Barreau, 1995).

Basicamente, a diferença entre o *shot peening* e o *laser peening* é que o *shot peening* é um processo randômico onde um spray de esferas cobre toda a área da peça em tratamento, o *laser peening* é controlado por computador, onde

o canhão de laser geralmente é fixado em um braço robótico que controla o posicionamento de cada pulso sobre a peça. Os pulsos são aplicados lado a lado um dos outros, mantendo um pequeno recobrimento entre eles. A área de atuação de cada pulso é de 3x3 mm até 5x5 mm. A aplicação de cada pulso ocorre a uma taxa entre 3 e 6 Hz. Tipicamente o *laser peening* consegue atingir profundidades de quatro a dez vezes mais profundas que o *shot peening*, FIGURA 48. O *laser peening*, gera uma onda de choque, mas efetivamente, não há contato físico com a superfície da peça, desse modo, o dano a superfície é mínimo permitindo que esse processo possa ser utilizado em peças onde a superfície já esteja com acabamento superficial finalizado, (Breuer, 2007).

FIGURA 47 - Perfil da tensão residual após o *laser peening* com raio laser de seção circular e quadrada, (Messe e Barreau, 1995).

FIGURA 48 - Profundidade da tensão residual, comparativo entre *shot peening* e *laser peening*, (Breuer, 2007).

3.6.3 Ultrasonic peening

O *ultrasonic peening* ou *ultrasonic impact treatment* (UTI) (tratamento por impacto ultra-sônico) é convencionalmente classificado como sendo a técnica de deformação direta da superfície com o uso da vibração ultra-sônica. Ele foi desenvolvido para aumentar a qualidade e a resistência à fadiga de juntas soldadas em estruturas metálicas, que devam ter uma expectativa de vida em serviço de muitos anos. Nos anos 50, muitos cientistas acreditavam ser possível utilizar a energia do ultra-som para induzir tensão residual compressiva em superfícies metálicas. O desafio era produzir um transdutor leve e econômico, pois o primeiro transdutor produzido além de muito grande e pesado, consumia muita energia para ser excitado. Esse transdutor possuía na sua extremidade de saída uma ponta fabricada em diamante artificial, que entrava em contato diretamente com o material a ser tratado. Os cientistas russos I.I. Mukhanov e A.V. Mordvintseva foram os precursores no desenvolvimento dessa tecnologia, (Statnikov, 1999; Huo et al, 2000; Statnikov, 2004; Applied Ultrasonics, 2008).

No final dos anos 60, Dr. Krylov et al. introduziram uma massa intermediária na forma de uma bola livre entre a extremidade de saída do transdutor e o material a ser tratado. Esse método fez com que o sistema replicasse a oscilação contínua do transdutor ultra-sônico. O Dr. Krylov proporcionou um grande avanço científico, mas o excesso de liberdade da bola produzia um deslocamento randômico que causava uma inconsistência no resultado final do tratamento da peça. Com base no trabalho do Dr. Krylov, um time de cientistas, liderado pelo Dr. Statnikov, iniciaram os estudos de um transdutor alternativo e um mecanismo que fosse capaz de transmitir a energia ultra-sônica para a superfície da peça a ser tratada, em 1972, o Dr. Statnikov propôs um novo transdutor muito menor e com consumo significativamente menor de energia para ser excitado. Ele também propôs um novo método de tratamento por impacto ultra-sônico, esse método difere fundamentalmente do proposto pelo Dr. Krylov por utilizar agulhas livres como elementos de impacto, movendo-se ao longo do eixo do sistema de oscilação, e assim, normalizando relativamente os comprimentos de onda da frequência ultra-sônica, (Haagense, 1998; Statnikov, 2004; Applied Ultrasonics, 2008).

Desde o final da década de 70, o programa naval russo vem utilizando extensivamente o tratamento por impacto ultra-sônico na fabricação de navios e submarinos e no programa aeroespacial para melhorar a resistência à fadiga. A primeira apresentação para o ocidente dessa tecnologia ocorreu em 1994 na conferência do Instituto Internacional de Soldagem (IIW). As técnicas de utilização e as especificações utilizadas atualmente, foram criadas em 1996 nos laboratórios da NSTC in Severodvinsk, Rússia e no E.O. Paton Electric Welding Institute in Kiev, Ucrânia (Haagense, 1998; Statnikov, 1999; Applied Ultrasonics, 2008).

O mecanismo de operação do sistema de tratamento por impacto ultra-sônico pode ser visto na FIGURA 49 e 50. Durante a operação do sistema, ocorrem a seguinte seqüência de efeitos:

- O transdutor ultra-sônico I cria a onda oscilatória 1;
- Transferência da oscilação ultra-sônica 1 para o concentrador de oscilação (guia de onda) II;

- Impacto da saída do guia de onda II sobre a punção III;
- Impacto da punção III sobre a superfície em tratamento IV;
- Transformação da oscilação 1 em força de impulso 2 até a saída do guia de ondas II e superfície IV, durante o impacto da punção II na superfície IV.

Impactos da punção III sobre a superfície IV são acompanhados por uma das seguintes interações:

- Força ultra-sônica de oscilação periódica 3_{po} da punção III sobre a superfície IV com o contato contínuo entre elas;
- Força ultra-sônica de oscilação não periódica 3_{np} da punção III com o afastamento da superfície IV;
- Contato simples da punção III com o rechaço da superfície IV.

FIGURA 49 - Mecanismo de tratamento por impacto ultra-sônico, (Statnikov, 1999).

FIGURA 50 - Interação durante o impacto entre o punção III e a peça em tratamento IV, (Statnikov, 1999).

O experimento comparativo entre vários métodos de tratamento superficial conduzido pelos professores Trufyakov e Mikheev do Paton Institute de Kiev (Ucrânia) provou que o tratamento por impacto ultra-sônico é o método de tratamento de juntas soldadas que obteve melhor resultado no teste de fadiga. Um sumário desse teste de fadiga para juntas soldadas de aço Weldox 420 pode ser visto na FIGURA 51, nela, estão representados os resultados dos testes para a junta como soldada, e para as juntas com seguintes tratamentos: impacto ultra-sônico com punção de 3 e 5 mm, martelamento, *shot peening*, TIG-Dressed, TIG-Dressed mais impacto ultra-sônico com punção de 5 mm e por impacto ultra-sônico com punção de 3 mm, (Statnikov, 2004). O tratamento TIG-Dressed visa melhorar as características mecânicas da junta soldada e consiste em derreter novamente a borda do cordão de solda utilizando para isso um equipamento manual de soldagem, entretanto, sem adicionar material, (Hoeppner, 1978).

FIGURA 51 – Resultados dos testes de fadiga para juntas soldadas de aço Weldox 420, (Statnikov, 2004).

O equipamento de tratamento por impacto ultra-sônico consiste de um gerador ultra-sônico e um marteleiro com transdutor que opera nas frequências de 27, 36 e 44 kHz. O marteleiro de uso manual pode ser visto na FIGURA 52, mas também podem ser projetados equipamentos automáticos que utilizem braços robóticos para produção seriada. Na FIGURA 53, vê-se o aspecto de uma solda sem e com tratamento por impacto ultra-sônico (Haagense, 1998; Statnikov, 1999).

FIGURA 52 - Equipamento de tratamento por impacto ultra-sônico, (Statnikov, 1999, Fisher at al, 2000).

FIGURA 53 - Aspecto de uma solda não tratada e outra tratada por impacto ultra-sônico, (Haagense, 1998).

3.6.4 Roleteamento

O roleteamento é baseado em uma combinação simultânea de três efeitos físicos:

- uma camada profunda de tensão residual compressiva é obtida na superfície da peça tratada;
- aumento da resistência mecânica através do trabalho a frio;
- a eliminação de micro fissuras e a melhora do acabamento superficial.

Esse processo é empregado comumente na solução dos seguintes problemas:

- fadiga do material causada por carregamentos cíclicos;
- micro-fissuras causadas pela alteração na seção transversal, transições com cantos vivos e marcas de usinagem;
- fadiga causada por tensões residuais advindas dos processos de produção preliminares;
- tensões causadas por carregamentos externos. Por exemplo, montagens de componentes, onde uma das peças é aquecida devido à necessidade de um alto grau de interferência do ajuste;
- trincas;
- deformações superficiais causadas por atrito.

Em 1938 Horger e Neifert, trabalhando para a Timken Roller Bearing Co, registraram nos Estados Unidos a primeira patente de um dispositivo para roleteamento para eixo de mancal (Horger e Neifert, 1938; Kloos e Macherauch, 1987). A montadora de carros Buick, em 1944, passou a roletear os raios de concordância dos virabrequins dos seus motores, após ocorrer uma falha em um teste de durabilidade. Esse roleteamento teve o suporte técnico do senhor Almen, que também forneceu os roletes (Bush at all, 1967). Jackman, em 1944 trabalhando para a General Motors, registrou a patente do rolete de perfil variável,

FIGURA 54, que é hoje, o modelo mais utilizado nos dispositivos de roleteamento, (Jackman, 1944; Almen, 1962; Almen e Black, 1963). Nesse tipo de rolete, a porção mais larga trabalha as extremidades do raio da peça e a porção mais estreita trabalha no centro do raio e as demais áreas do rolete trabalham os pontos intermediários do raio. Devido aos inúmeros pontos de contato existentes entre o rolete e o raio da peça, ambos são virtualmente idênticos em área e a força aplicada é igualmente distribuída na periferia do rolete. Para que a tensão residual seja distribuída de forma homogênea no raio roleteado, é recomendado que o diâmetro do rolete seja assíncrono em relação ao diâmetro da peça, isso assegura que toda superfície do raio sofra a mesma deformação. Para que isso ocorra, é necessário que o diâmetro do rolete não seja um múltiplo do diâmetro da camisa. Caso eles fossem sincronizados, teríamos sempre os mesmos pontos da superfície do rolete e da superfície da camisa de cilindro se tocando, e a deformação superficial da camisa não seria homogênea, (Jackman, 1944; SAE J811, 1981).

FIGURA 54 - Rolete de perfil variável, adaptado de Almen e Black, (1963).

Utilizando a técnica de roleteamento, Atkin e Mezoff (1956) elevaram em mais de dez vezes a resistência à fadiga de uma roda de magnésio destinada ao uso militar, na FIGURA 55 vê-se uma roda em corte e sua nomenclatura típica. Foram utilizados nos testes rodas de magnésio de dimensões 20"X7.50", liga SAE

505-T4 [UNS M11810 (AZ81A)]; com pneus inflados com 8000 lb e os resultados podem ser vistos de forma simplificada na TAB. 6.

FIGURA 55 - Detalhe em corte de uma roda, (Dezent, 2008).

TAB. 6 - Resultados do teste de fadiga, (Atkin e Mezoff, 1956).

Descrição da roda testada	Total de ciclos até a falha	Localização da fratura
Não roleteada	$3,26 \cdot 10^5$	Raio de concordância
Base de assentamento e raio de concordância roleteados	$2 \cdot 10^6$	Canaleta fraturada Base de assentamento e raio de concordância sem fraturas.
Base de assentamento, raio de concordância e canaleta roleteados.	$3,9 \cdot 10^6$	Sem fraturas, teste interrompido.

Verificou-se no experimento de Atkin e Mezoff (1956), que toda vez que uma nova região da roda era tratada com o roleteamento, o ponto de nucleação da fratura se deslocava para a região imediatamente posterior ao fim da região tratada, desse modo, conclui-se que o roleteamento contribui definitivamente para o aumento da resistência à fadiga em componentes metálicos.

3.7 Métodos de medição da tensão residual

3.7.1 Hole-drilling e ring-core

O *hole-drilling* e o *ring-core* são os dois métodos mais comuns para a medição da tensão residual. Ambos os métodos são considerados semidestrutivos, pois envolvem remoção localizada de material tencionado e a medição da tensão residual é feita por extensômetros, (Schajer et al., 1995). Ao se realizar um furo em uma superfície tencionada, a tensão é aliviada nesse ponto. Isso ocorre porque toda tensão perpendicular a uma superfície livre (nesse caso, a superfície do furo) é necessariamente o eixo principal onde a tensão distribuída e a normal são zero. Essa alteração na tensão superficial ocorrida após a introdução do furo é fundamental para a medição da tensão residual pelos métodos *hole-drilling* e *ring-core*, (Vishay, 2007).

Em 1934, Mathar inicia suas pesquisas sobre o *hole-drilling* realizando a medição da tensão residual através do uso de extensômetros mecânicos ao redor de um furo circular em uma placa tencionada. Em 1950, utilizando extensômetros eletrônicos, Soete e Vancrombrugge conseguem melhorar significativamente a precisão na medição da tensão residual. Milbradt, em 1951, introduz o método *ring-core* como sendo um método mais sensível do que o *hole-drilling*, Gunnert, em 1958, desenvolve o método. Rendler e Vigness desenvolvem em 1966 um método sistemático para o uso do *hole-drilling* que era fácil de ser reproduzido, acabando por definir a norma ASTM E837 que trata da aplicação do *hole-drilling* com o uso de extensômetros do tipo roseta. Schajer, em 1981, desenvolve a primeira análise de elementos finitos para o *hole-drilling*, (Schajer et al., 1996).

A utilização do método do *hole-drilling* requer um furo de 0,8 a 4,8 mm de diâmetro a uma profundidade geralmente igual ao diâmetro da broca. É necessário o uso de um extensômetro especializado do tipo roseta para medir a tensão residual liberada ao redor do furo, devido ao alívio de tensão superficial ocorrido com a remoção de material. O *ring-core* também utiliza extensômetro para medir o alívio de tensão, entretanto, nesse método o alívio de tensão é

conseguido através de um corte circular feito ao redor do extensômetro, isolando assim a porção da superfície da peça a ser medida. Tipicamente o *role-drilling* utiliza cortes de 15 a 150 mm de diâmetro com profundidade relativa entre 25 a 150%, FIGURA 56. Apesar de o *ring-core* ser um método bastante preciso por conseguir aliviar totalmente a tensão residual sobre a superfície de medição, e pela medição, sofrer pouca variação devido à excentricidade do posicionamento do extensômetro, em relação ao corte circular, ele é empregado apenas em equipamentos de dimensões muito grandes, como os usados em mineração, pois os danos causados a estrutura são maiores, quando comparados aos do *hole-drilling*, (Schajer at al., 1996; Vishay, 2007).

FIGURA 56 - Esquema de fixação do extensômetro e da furação para o *hole-drilling* e o *ring-core*, (Schajer at al., 1996).

Diferentemente do *core-ring*, o *hole-drilling* consegue medir a tensão residual em um ponto muito bem localizado, o dano provocado na superfície é muito menor e a conexão elétrica do extensômetro não necessita ser desconectada durante a operação de perfuração. Entretanto, nesse método, a sensibilidade relativa é menor, porque há um decaimento muito rápido da tensão residual em função da distância entre a borda do furo e o extensômetro. Tipicamente, os extensômetros medem de 25 a 40% da tensão residual liberada pelo furo e qualquer erro no diâmetro ou excentricidade entre o furo e o

extensômetro, pode induzir erros significantes na medição da tensão residual, (Schajer et al., 1996).

O atual estágio de desenvolvimento do *hole-drilling* faz com que ele seja a primeira escolha para a medição de tensão residual quando ela se encontra bem distribuída ao longo da profundidade do furo, pois sua teoria e metodologia estão bem estabelecidas pela norma ASTM E837, (Schajer et al., 1996; Vishay, 2007).

A utilização do método do *hole-drilling* segue geralmente os seguintes passos, (Vishay, 2007):

- instalação de um extensômetro tipo roseta com três ou seis elementos sobre o ponto da superfície onde a tensão residual deve ser determinada;
- soldar os cabos elétricos ao extensômetro e conectá-los ao sistema de aquisição de dados, FIGURA 57;
- a base da furadeira de precisão é fixada a superfície da peça é centralizada sobre o alvo do extensômetro com o auxílio de uma lupa especial instalada, FIGURA 58;
- após zerar no sistema de aquisição de dados, o valor de tensão residual apontado pelo extensômetro, acoplar a furadeira de precisão e furar a superfície do material, FIGURA 59;
- a tensão é aliviada e a leitura indicada no sistema de aquisição de dados, corresponde ao valor da tensão residual inicial;
- a tensão residual principal e seu ângulo de orientação, são calculados a partir dos dados coletados pelo extensômetro, pelo sistema de aquisição de dados.

FIGURA 57 - Instalação de um extensômetro e detalhe do modelo utilizado, (Fratina e Zuccarellob, 2006).

FIGURA 58 - Detalhe da centralização da base da furadeira de precisão sobre o extensômetro, (Vishay, 2008).

FIGURA 59 - Detalhe da furadeira de precisão montada sobre a base, (Vishay, 2008)

A maioria das aplicações praticas do hole-drilling utiliza o furo-cego (não transpassando a espessura do material), por ele ser menos danoso ao componente e também quando possível é mais fácil de ser reparado. Através da teoria da elasticidade é possível calcular diretamente a tensão residual a partir da tensão medida. Entretanto, os cálculos foram desenvolvidos primeiramente para o furo-passante e posteriormente devido à sua complexidade estendidos para o furo-cego, (Schajer et al., 1996; Vishay, 2007).

O cálculo da tensão residual para o furo-passante baseia-se em uma placa fina com um furo-passante submetida a uma tensão residual constante σ_x . Na FIGURA 60 vê-se uma chapa fina submetida a uma tensão constante σ_x e o estado de tensão em qualquer ponto P (R, α) pode ser expresso em coordenadas polares pelas equações abaixo, (Schajer et al., 1996; Vishay, 2007).

$$\sigma'_r = \frac{\sigma_x}{2} (1 + \cos 2\alpha) \quad (15a)$$

$$\sigma'_\theta = \frac{\sigma_x}{2} (1 - \cos 2\alpha) \quad (15b)$$

$$\tau'_{r\theta} = \frac{\sigma_x}{2} \sin 2\alpha \quad (15c)$$

FIGURA 60 - Estado de tensão em P (R, α) antes da introdução do furo, (Vishay, 2007).

A mesma chapa fina, após a introdução de um furo passante, pode ser vista na FIGURA 61. A tensão ao redor do furo foi alterada, pois o valor de σ_r e $\tau_{r\theta}$ é zero em qualquer ponto da superfície do furo. A solução para esse caso foi obtida em 1898 por G. Kirsch. O estado de tensão em qualquer ponto P (R, α) é expresso pelas equações abaixo, (Schajer et al., 1996; Vishay, 2007).

$$\sigma''_r = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} - \frac{4}{r^2} \right) \cos 2\alpha \quad (16a)$$

$$\sigma''_\theta = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{1}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} \right) \cos 2\alpha \quad (16b)$$

$$\tau''_{r\theta} = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{3}{r^4} + \frac{2}{r^2} \right) \sin 2\alpha \quad (16c)$$

Onde:

$$r = \frac{R}{R_0} \quad (R \geq R_0)$$

R_0 = Raio do furo

R = Raio arbitrário medido a partir do centro do furo

FIGURA 61 - Estado de tensão em P (R, α) após a introdução do furo, (Vishay, 2007).

O valor da alteração da tensão no ponto P (R, α), é obtido subtraindo a tensão inicial da tensão final (após a furação).

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r'' - \sigma_r' \quad (17a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma_\theta'' - \sigma_\theta' \quad (17b)$$

$$\Delta\tau_{r\theta} = \tau_{r\theta}'' - \tau_{r\theta}' \quad (17c)$$

A expressão completa para a tensão aliviada é dada pela substituição das equações (15) e (16) nas equações (17). Considerando que o material é isotrópico e linear-elástico, essas equações podem ser substituídas na equação da lei de Hooke (biaxial) para solucionar o valor da tensão aliviada no ponto P (R, α), como segue, (Schajer et al., 1996; Vishay, 2007):

$$\varepsilon_r = \frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[\frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha + \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (18a)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left[-\frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha - \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right] \quad (18b)$$

O valor da tensão aliviada decai com o aumento da distância da borda do furo. A FIGURA 62 ilustra essa variação para $\alpha=0^\circ$ e $\alpha=90^\circ$. Desse modo, para que se possa obter o melhor sinal de saída do extensômetro é conveniente que a medida seja feita o mais perto possível da borda do furo. Estudos analíticos e práticos considerando aspectos do projeto de extensômetros e as necessidades da aplicação em selecionar o melhor raio (R) para sua localização, determinaram que o valor da variável $r = R/R_0$, que é a relação entre o raio do furo (R_0) e o raio do dentro do extensômetro (R) deve ser $0,3 < r < 0,45$, (Vishay, 2007).

FIGURA 62 - Variação da tensão aliviada (radial e tangencial) em relação à distância do centro do furo (R/R_0) – Tensão residual uniaxial, (Vishay, 2007).

3.7.2 Difração de raios X

Somente em 1912 é que a exata natureza dos raios X foi estabelecida. Naquele ano, Laue intuiu que um cristal era composto por espaços atômicos regulares e que poderia difratar os raios X, se esses fossem uma onda eletromagnética e com comprimento similar a distância interatômica do cristal. Essa hipótese foi comprovada pelo experimento de Friedrich e Knipping, conduzido sob a supervisão de Laue, onde um feixe de raios X difratou em um cristal de sulfato de cobre o que permitiu a eles obter a primeira imagem de um padrão de pontos, FIGURA 63. O descobrimento do fenômeno da difração de raios X por um cristal fez com que simultaneamente se comprovasse a natureza ondulatória dos raios X. Hoje, a radiografia tem um vasto campo de aplicação, pois com sua resolução de 10^{-3} mm, a torna uma importante ferramenta de análise, não só na medicina como também na engenharia. Já a difração, possui uma resolução na ordem de 10^{-7} mm, o que a torna particularmente útil para a investigação da estrutura da matéria, (Bragg, 1922; Eward, 1962; Cullity e Stock, 2001).

FIGURA 63 - O Difrator criado por Friedrich e Knipping e a primeira imagem fotográfica bem-sucedida de um fenômeno de difração, (Eward, 1962).

O fenômeno da difração é definido como um fenômeno de espalhamento de radiação eletromagnética por um arranjo periódico de centros de espalhamento, com espaçamento da mesma ordem de magnitude do comprimento de onda da radiação incidente, (Lima, 2007). Na FIGURA 64, é possível ver as condições necessárias para que ocorra a difração de raios X por um arranjo periódico de átomos A-A' e B-B' que possuem os mesmos índices de Miller hkl , e que estão separados por um espaçamento interplanar d_{hkl} . Supondo que um feixe de raios X paralelo, monocromático e coerente (em fase), com comprimento de onda λ esteja incidindo sobre esses dois planos, de acordo com o ângulo θ , dois raios nesse feixe, chamados 1 e 2, são dispersos pelos átomos P e Q. Caso a diferença entre os comprimentos das trajetórias entre 1-P-1' e 2-Q-2' (isso é $\overline{SQ} + \overline{QT}$) seja igual a um número inteiro, n , de comprimentos de onda, uma interferência construtiva dos raios dispersos 1' e 2' também irá ocorrer em um ângulo de θ em relação aos planos, (Callister, 2002). Sendo assim, a condição para a difração é:

$$n\lambda = \overline{SQ} + \overline{QT} \text{ ou } n\lambda = 2d \sin \theta \quad (19)$$

FIGURA 64 - Difração de raios X pelos planos de átomos (A-A' e B-B'), (Callister, 2002).

Em um material policristalino (metal ou cerâmica) livre de tensão, o espaçamento interplanar d_0 para uma determinada família de planos não varia com a orientação desses planos, FIGURA 65. Se o material é submetido a uma tensão, durante a deformação elástica, o espaçamento interplanar varia de acordo com a orientação dos planos, relativa à direção da tensão aplicada e diminuirá para os planos paralelos à direção da tensão aplicada e aumentará para os planos perpendiculares à direção da tensão aplicada, devido ao efeito Poisson, FIGURA 66. A tensão em um cristal pode ser definida pela variação do espaçamento interplanar $d-d_0$, medida pela posição dos picos de difração (lei de Bragg) (François et al., 1996).

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{d_0} = \frac{\Delta d}{d_0} = -(\theta - \theta_0) \cot g \theta_0 = -\Delta \theta \cot g \theta_0 \quad (20)$$

Onde θ é a posição do pico de difração para o espaçamento interplanar d (material sobre tensão) e θ_0 é a posição correspondente para d_0 (material livre de tensão). A rede cristalina (os planos cristalográficos) é utilizada como extensômetro que pode ser lido através de experimentos de difração. Como em qualquer método de extensometria a tensão pode ser calculada a partir da

medição da deformação em varias direções mais a constante elástica do material, (François at al., 1996).

FIGURA 65 - O espaçamento interplanar d_0 é o mesmo para todas as famílias de planos, em qualquer direção, quando o material está livre de tensões, (François at al., 1996).

FIGURA 66 - O espaçamento interplanar varia em todas as direções na presença de uma tensão, (François at al., 1996).

O cálculo da tensão residual utilizando difratometria de raios X baseia-se na determinação de duas componentes de deformação $\varepsilon_{\phi\psi 1}$ e $\varepsilon_{\phi\psi 2}$ nas direções determinadas pelos ângulos ϕ e ψ de um sistema de coordenadas esféricas, (Assis at al, 2008). Definindo a relação entre o plano da tensão e a distorção da superfície da amostra, podemos calcular a relação da tensão para um dado grau de inclinação da superfície da amostra. A inclinação do plano de difração e o plano da amostra são definidos como ψ (psi). Tomando um ponto qualquer na superfície da amostra 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. Devido ao plano de tensão, o valor de σ_3 para o eixo Z é 0, FIGURA 67, (Rigaku, 2003).

FIGURA 67 - Direções da tensão e deformação principais, (Rigaku, 2003).

A deformação $\varepsilon_{\phi\psi}$ pode ser determinada através da equação (21) da teoria da elasticidade para o estado biaxial de tensões, (Assis et al, 2008):

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \left(\frac{1+\nu}{E} \right) \sigma_{\phi} \cdot \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \quad (21)$$

Neste caso a diferença entre as duas componentes da deformação será:

$$\varepsilon_{\phi\psi 2} - \varepsilon_{\phi\psi 1} = \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\phi} (\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1) \quad (22)$$

Onde E (módulo de elasticidade) e ν (Poisson) são as constantes elásticas do material, ψ e ϕ são os ângulos polares e azimutais, σ_{ϕ} a componente média da tensão, σ_1 e σ_2 as tensões principais. A componente σ_{ϕ} da equação (22) pode ser descrita como:

$$\sigma_{\phi} = \left(\frac{E}{1+\nu} \right) \frac{\varepsilon_{\phi\psi 2} - \varepsilon_{\phi\psi 1}}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1} \quad (23)$$

Usando a lei de Bragg, a deformação $\varepsilon_{\phi\psi}$ pode ser determinada como:

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \frac{d_{\phi\psi} - d_0}{d_0} = -\cot \theta_0 (\theta_{\phi\psi} - \theta_0) \quad (24)$$

Onde $d_{\phi\psi}$, d_0 e $\theta_{\phi\psi}$, θ_0 são as distâncias interplanares e os ângulos de difração para materiais com e sem tensão respectivamente. A equação final para o cálculo da componente de tensão σ_ϕ na direção escolhida é:

$$\sigma_\phi = \left(-\frac{E}{1+\nu} \right) \frac{\cot \theta_0 (\theta_{\phi\psi_2} - \theta_{\phi\psi_1})}{\sin^2 \psi_2 - \sin^2 \psi_1} \frac{\pi}{180} \quad (25)$$

Assim, para determinar qualquer componente de tensão é necessário medir os ângulos de difração correspondentes às reflexões dos planos cristalinos com normais caracterizadas por ângulos ψ_1 e ψ_2 , (Assis et al, 2008). A equação (25) pode ser escrita em função de $\sin^2 \psi$.

$$\phi_{\phi\psi} = \frac{180}{\pi} \frac{-\sigma_\phi}{\cot \theta_0} \left(\frac{1+\nu}{E} \right) \sin^2 \psi + \theta_{\phi\psi_0} \quad (26)$$

Para se obter resultados com maior precisão, é necessário que a medição do ângulo θ seja realizada em mais que duas posições ψ ($\psi_1, \psi_2, \psi_3, \psi_n$). Os valores angulares de θ_n ($\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_n$), correspondentes a cada ângulo ψ_n , são plotados em função de $\sin^2 \psi$. O coeficiente angular de ajuste da função, $y=ax+b$

$$\sigma_\phi = a \cdot \cot \theta_0 \cdot \frac{E}{(1+\nu)} \quad (27)$$

3.8 Planejamento de experimentos

O Planejamento de Experimentos ou como é mais conhecido *Design of Experiments* (DOE) é uma equação algébrica que expressa a relação entre a resposta de interesse com os fatores do experimento e suas variações empíricas. O seu propósito é encontrar para um processo determinado a relação causa e efeito entre a resposta e os fatores controlados. O esquema de um processo genérico é mostrado na FIGURA 68, (Yang e El-Haik, 2003).

FIGURA 68 - Modelo de um processo genérico, (Yang e El-Haik, 2003).

O DOE foi inicialmente desenvolvido como uma ferramenta de pesquisa para modelar experimentos agrícolas relacionados ao rendimento das plantações. Em 1930, Ronald Fisher, um professor da Universidade de Londres, utilizou o DOE pela primeira vez na Estação Agrícola Experimental de Rothamsted em Londres, onde usualmente a variável resposta Y dos experimentos era o rendimento de uma determinada colheita. Os fatores controlados $X_1...X_n$ poderiam ser tipos de fertilizantes, seleção de sementes e distribuição de água. Os fatores não controlados $Z_1...Z_n$ normalmente eram fatores climáticos, tipos de solo. Naquele momento, os experimentos buscavam identificar a relação causa e efeito entre o rendimento e os fatores controlados, especificamente, como diferentes tipos de fertilizantes, quantidades aplicadas,

distribuição de água e tipos de sementes, iriam influenciar no rendimento da colheita, (Yang e El-Haik, 2003).

Em qualquer experimento DOE, variam-se intencionalmente os valores dos fatores controlados e observa-se seu efeito na variável resposta. Os dados obtidos no experimento irão ser utilizados para ajustar um modelo empírico relacionando a saída Y com os fatores do experimento. Matematicamente busca-se encontrar a seguinte função de relacionamento:

$$Y = f(X_1, X_2, \dots, X_n) + \varepsilon \quad (28)$$

Onde ε é o erro experimental, ou variação experimental. A existência de ε significa que talvez não haja uma função de relacionamento exata entre Y e $(X_1, X_2, \dots, X_n)$. Isso é devido aos fatores não controlados $(Z_1, Z_2, \dots, Z_n)$ que irão influenciar na resposta Y mas não são consideradas na equação (28). Deve-se ainda considerar a existência de erros experimentais e de medição na saída Y e nas variáveis $(X_1, X_2, \dots, X_n)$, (Yang e El-Haik, 2003; Buchaim e Neto, 2007).

Experimentos industriais (DOE), freqüentemente utilizam dois ou mais fatores controlados (X_n) , e para cada fator, dois níveis de intensidade. A isso chamamos de experimento fatorial 2^K . Onde o número 2 representa os dois níveis de intensidade que o fator pode assumir durante o experimento e o expoente K representa o número de fatores utilizados no experimento. Esses dados determinam a quantidade de experimentos a serem realizados. Por exemplo, para que seja possível avaliar em um experimento fatorial 2^3 completo a influência individual de todos os fatores com seus respectivos níveis de intensidade e a interação entre eles serão necessários 8 experimentos.

Segundo Yang e El-Haik (2003), a realização de um DOE deve seguir os seguintes passos:

1. Definição do problema
2. Selecionar a variável resposta a ser estudada (Y)

3. Escolher os fatores e seus níveis alto e baixo (X_n)
4. Selecionar o tipo de experimento (2^k)
5. Realizar os experimentos e coletar os dados
6. Analisar os dados
7. Avaliar os resultados, conclusões.

4 MATERIAIS E MÉTODOS

4.1 Materiais

4.1.1 Camisa de cilindro

A camisa de cilindro utilizada no experimento foi fabricada em ferro fundido cinzento GG25 pelo processo de fundição centrífuga. Devido a sua elevada capacidade de transferência de calor, de autolubrificação e de atenuação de ruído, o ferro fundido cinzento é amplamente utilizado na fabricação de motores. A microestrutura do GG25 pode ser vista na FIGURA 69.

FIGURA 69 - Micrografia do ferro fundido GG 25 mostrando grafita na forma de veios, a matriz de perlita lamelar fina e rede fechada de steadita (fosfeto). Aumento: 900x; Ataque 3% Nital, (Paroni, 2005).

4.1.2 Máquina de roleteamento de camisa de cilindro

Devido a questões relativas a propriedade intelectual, não foi possível fotografar a máquina de roleteamento, mas na FIGURA 70 pode-se ver seu esquema de funcionamento. Após a colocação de uma camisa de cilindro no

mandril hidráulico o operador aciona a máquina de roleteamento que entra em um processo automático, onde primeiro ela envia pressão hidráulica para o mandril, fixando firmemente a camisa de cilindro, depois aciona o motor hidráulico e após esse atingir a velocidade programada, aciona o pistão hidráulico, avançando o rolete sobre a camisa de cilindro. Então uma célula de carga situada na haste do pistão hidráulico identifica a força aplicada no rolete e envia um sinal para a central de comando que compara a força atual com a programada (C_p). Havendo uma igualdade entre as forças, o sistema começa então contar o tempo (T_0), ao final do tempo programado (T_f), a central de comando retira a pressão hidráulica do cilindro hidráulico, afastando o rolete da camisa de cilindro, FIGURA 70. O motor hidráulico é parado, o mandril libera a camisa e o processo se inicia novamente após a colocação de uma nova camisa de cilindro.

FIGURA 70 - Esquema dos principais componentes da máquina de roleteamento

FIGURA 71 - Contagem do tempo para atuação da carga do rolete

4.1.3 Dispositivo de fixação da camisa de cilindro e difratômetro de raios X

O projeto do dispositivo de fixação foi baseado em um modelo tridimensional dos principais componentes do difratômetro, criado com o auxílio do *software* de CAD IDEAS versão 10 para que fosse possível dimensionar com a máxima exatidão o ponto de incidência do feixe de raios X. Com base nessas dimensões, o dispositivo foi pré-calibrado em uma máquina de medir coordenadas Mitutoyo modelo Strato. Detalhes do dispositivo de fixação e do ponto de incidência do feixe de raios X podem ser vistos na FIGURA 72. Pode-se ver na FIGURA 73 a camisa de cilindro fixada ao dispositivo, que por sua vez está fixo ao goniômetro do difratômetro de raios X, Rigaku modelo Dmax 2000, com seus principais componentes e uma representação do feixe difratado de raios X.

FIGURA 72 - Projeto tridimensional do dispositivo de fixação da camisa ao difratômetro de raios X.

FIGURA 73 - Camisa fixada ao dispositivo sobre o goniômetro do difratômetro de raios X.

4.1.4 Bancada para teste de fadiga

Os corpos-de-prova para a realização do teste de fadiga foram cortados a partir de camisas de cilindro com e sem raio roleteado, conforme descrito na FIGURA 74. Para fixação do corpo-de-prova à bancada de teste foi desenvolvido um dispositivo com o auxílio do *software* de CAD IDEAS versão 10, para que fosse possível representar a mesma fixação da camisa de cilindro ao bloco do motor, FIGURA 75. O teste de fadiga foi realizado nos laboratórios da Spectra Tecnologia. Os componentes da bancada de teste estão descritos na TAB. 7, a bancada utilizada no teste de fadiga com o corpo-de-prova montado pode ser visto na FIGURA 76, e o seu sistema de controle e aquisição de dados estão descritos na FIGURA 77.

FIGURA 74 - Detalhe do corpo-de-prova da camisa de cilindro para o teste de fadiga.

FIGURA 75 - Dispositivo para fixação da amostra da camisa de cilindro na bancada de teste de fadiga.

TAB. 7 - Detalhes da bancada utilizada no teste de fadiga.

Equipamento	Modelo	Número de série	Fabricante
Atuador hidráulico	244-02	0192691	MTS
Transdutor de força 10 KN	661.19C-02	4255	MTS
Controlador PID	ST-7090M	ST-70.2.001	Spectra Tecnologia

FIGURA 76 - Bancada utilizada no teste de fadiga.

FIGURA 77 - Sistema de controle e aquisição de dados da bancada de teste de fadiga, (Spectra, 2008).

4.2 Métodos

4.2.1 DOE

A metodologia utilizada no experimento foi baseada nos 7 passos do DOE para experimentos fatoriais 2^k , (Yang e El-Haik, 2003).

Definição do problema: Determinar qual fator do processo de roleteamento tem maior influência para gerar tensão residual compressiva no raio de concordância da camisa de cilindro.

Seleção da variável resposta (Y): Valor médio da tensão residual, medido no raio de concordância da camisa de cilindro em 4 pontos equidistantes.

Escolha dos fatores e seus níveis de intensidade (X_n): TAB. 8

TAB. 8 - Fatores e níveis de intensidade da máquina de roletear utilizados no DOE

Fator	Nível alto	Nível baixo
Carga no rolete	125 kgf	75 kgf
Número de voltas do rolete	2	1
Rotação da máquina	208 RPM	162 RPM

Seleção do experimento (2^k). O tipo de DOE utilizado será 2^3 com réplica para que se tenha uma melhor definição dos resultados. Desse modo, a matriz do plano experimental terá 16 ensaios no total. Os recursos utilizados na realização do DOE foram: Máquina de roletear, suprimento de peças (camisas de cilindro) e operador. Na inexistência de um contador de número de voltas do rolete na máquina de roleteamento, optou-se por calcular o tempo necessário para que o rolete realizasse as voltas desejadas, pois o fator tempo é

perfeitamente controlado durante a realização dos experimentos através de um relê de tempo disponível na máquina. O cálculo do tempo necessário para que ocorram as voltas desejadas é uma derivada da relação entre o modelo escolhido de rolete, seu comprimento desenvolvido, o comprimento desenvolvido da região a ser roleteada e da velocidade em RPM da máquina. O modelo do rolete utilizado no experimento foi o de perfil variável, FIGURA 54, e assíncrono com o diâmetro da camisa de cilindro. Vê-se na FIGURA 78, o desenvolvimento da camisa de cilindro representado pelo segmento de reta ab e o desenvolvimento do rolete representado pelo segmento de reta cd. Como os diâmetros são assíncronos, nota-se que são necessárias pouco mais de duas voltas do rolete para percorrer o perímetro total da camisa. Assim, pode-se considerar a medida de 0,88 mm como sendo o passo e dessa forma, calcular quantas revoluções da camisa de cilindro serão necessárias para obtermos uma volta completa do rolete sobre a camisa, nesse caso $183,783 / 0,88 = 209$. Isso significa que serão necessárias 209 revoluções na camisa de cilindro para que ocorra uma volta completa do rolete sobre ela.

FIGURA 78 - Comprimento desenvolvido da Camisa e do Rolete

Foi criada uma tabela de relacionamento entre o número de voltas do rolete, da RPM da máquina e do tempo (em segundos) utilizado no experimento para controlar as voltas, TAB. 9. O plano de execução do DOE foi montado

utilizando-se o *software* MINITAB versão 14.1 e para minimizar os efeitos de possíveis variáveis perturbadoras, foi introduzido o fator de aleatoriedade na ordem de execução dos experimentos, TAB. 10.

TAB. 9 - Conversão de Volta para Tempo

Número de Voltas do rolete	Número necessário de revoluções na camisa de cilindros	Tempo (s) para atingir as revoluções necessárias em função da velocidade da máquina	
		208 RPM	162 RPM
1	209	60	77
2	418	120	154

TAB. 10 - Plano de execução do DOE

Ordem seqüencial	Ordem de execução	Força (kg)	Velocidade	Numero de volta	Tempo (s)
4	1	125	208	1	60
9	2	75	162	1	77
12	3	125	208	1	60
7	4	75	208	2	120
2	5	125	162	1	77
6	6	125	162	2	154
1	7	75	162	1	77
15	8	75	208	2	120
13	9	75	162	2	154
10	10	125	162	1	77
11	11	75	208	1	60
14	12	125	162	2	154
5	13	75	162	2	154
8	14	125	208	2	120
3	15	75	208	1	60
16	16	125	208	2	120

Realização do experimento e coletar os dados: Analisando o projeto da camisa, FIGURA 79, é possível notar que na transição do corpo para o flange há uma brusca mudança na sua geometria. Essa descontinuidade age como um forte concentrador de tensões que é intensificado ainda mais pelos veios de grafita presentes no material. Sendo assim, essa região de transição é a mais susceptível a falha e é nesse ponto em que o processo de roleteamento é utilizado com a finalidade de aumentar sua resistência à fadiga.

O experimento foi realizado conforme o plano de execução descrito na TAB. 10. O roleteamento da camisa de cilindro pode ser visto na FIGURA 80. O esquema do processo de roleteamento utilizado no DOE com suas entradas, seus fatores controláveis e não controláveis e a sua saída está demonstrado na FIGURA 81. Devido à natureza da saída Y, não é possível a coleta os valores de tensão residual diretamente na máquina de roleteamento desse modo, podemos definir a medição dos valores de tensão residual como sendo um sub-processo dentro do projeto do experimento, FIGURA 82.

FIGURA 79 - Detalhe do raio de concordância e do roleteamento.

FIGURA 80 - Roleteamento da camisa de cilindro

FIGURA 81 - O processo de roleteamento e seus fatores.

FIGURA 82 - Processo de medição da tensão residual

É possível observar no detalhe ampliado da FIGURA 79 o rolete sobre o raio de concordância e o sentido de aplicação da carga e para que a medição da tensão residual seja realizada corretamente, o feixe de raios X deve ser posicionado exatamente na mesma linha de centro utilizada pelo rolete. O posicionamento da camisa no difratômetro de raios X é garantido pelo dispositivo de fixação que foi confeccionado especificamente para esse fim. Os parâmetros de regulação do difratômetro utilizados para a medição da tensão residual estão descritos na TAB. 11. A área de abrangência do feixe de raios X sobre a camisa de cilindro deve ser de apenas 1 mm^2 , para isso foi utilizada uma fenda colimadora de raios X com abertura apropriada e o “foco ponto” no difratômetro. Assim garante-se que a tensão residual medida será apenas a da região de ação do rolete não havendo influência no resultado de regiões não roleteadas. A tensão residual foi medida em 4 pontos equidistantes 90° , em cada uma das 16 camisas do DOE.

TAB. 11 - Parâmetros de regulação utilizados no difratômetro de raios X para a medição da tensão residual

Parâmetro	Valores
Comprimento de onda dos raios X	Cr
Método de cálculo do pico	Peak-top
Smooth	Sim
Módulo de elasticidade - E (MPa)	120000
Poisson - ν	0.28
Varredura em 2θ	154,5° a 157,7° passo 0,2°
Tempo de contagem	5 seg.
Plano cristalino	(211)
Correção de $K\alpha_2$	Sim
Variação do ψ	-60° a 60° passo de 10°
Potência	40 Kv, 20 mA

4.2.2 Teste de fadiga

A eficácia do roleteamento foi comprovada através da realização de testes de fadiga cujo objetivo foi identificar por comparação qual a carga máxima que pode ser aplicada aos corpos-de-prova com raio roleteado e não roleteado, para que eles resistissem no mínimo $2 \cdot 10^6$ ciclos. Foi utilizado o ciclo de tensão repetida, FIGURA 83, com $\sigma_{\min}$ sempre igual a zero e a $\sigma_{\max}$ decaindo a cada teste (após cada ruptura do corpo-de-prova) até que ele resista a $2 \cdot 10^6$ ciclos, (ISO 12107, 2003). Os parâmetros utilizados para a realização do teste estão descritos na TAB. 12.

FIGURA 83 - Ciclo de tensão repetida, (Norton, 2000).

TAB. 12 - Parâmetros utilizados no teste de fadiga.

	Raio sem roleteamento	Raio roleteado
Carga inicial aplicada	De 0 a 2500 N	De 0 a 2.700 N
Frequência	Frequência 40 Hz	
Duração	Até fratura ou $2 \cdot 10^6$ de ciclos	

4.2.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X

Para o teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X, mediu-se a tensão residual conforme descrito no item 4.2.1 em 10 camisas de cilindros retiradas aleatoriamente da linha de produção para determinar a variação esperada do processo de roleteamento e definir o padrão de medição. Com o objetivo de avaliar a capacidade do sistema de medição em detectar pequenos desvios de processo, foram roleteadas outras 10 camisas de cilindros com o rolete descentralizado em 0,2 mm, FIGURA 84, e em seguida mediu-se a tensão residual nas 10 camisas.

FIGURA 84 - Descentralização do rolete.

5 RESULTADOS

5.1 DOE

As médias dos valores de tensão residual compressiva para as 16 camisas de cilindro utilizadas no DOE estão descritas na TAB. 13. Os resultados das medições ponto a ponto podem ser vistos no apêndice A.

TAB. 13 - Média da tensão residual compressiva para as amostras do DOE (valores de tensão expressos em módulo).

Amostra	Média para as 4 medições (Mpa)		Média entre (+ ψ) e (- ψ) (MPa)	Amostra	Média para as 4 medições (Mpa)		Média entre (+ ψ) e (- ψ) (MPa)
1	+ ψ	159,95	154,70	9	+ ψ	170,15	162,04
	- ψ	149,45			- ψ	153,94	
2	+ ψ	150,53	138,78	10	+ ψ	156,59	140,29
	- ψ	127,03			- ψ	124,00	
3	+ ψ	173,60	158,69	11	+ ψ	178,44	168,65
	- ψ	143,79			- ψ	158,87	
4	+ ψ	186,41	167,48	12	+ ψ	140,41	130,98
	- ψ	148,56			- ψ	121,55	
5	+ ψ	173,34	153,59	13	+ ψ	172,01	167,65
	- ψ	133,85			- ψ	163,29	
6	+ ψ	138,94	124,32	14	+ ψ	148,05	143,00
	- ψ	109,71			- ψ	137,94	
7	+ ψ	199,26	172,56	15	+ ψ	173,54	151,94
	- ψ	145,87			- ψ	130,34	
8	+ ψ	180,00	163,50	16	+ ψ	127,76	115,64
	- ψ	147,01			- ψ	103,53	

5.2 Teste de Fadiga

Os resultados do teste de fadiga para os corpos-de-prova retirados das camisas não roleteadas e das camisas roleteadas estão descritos na TAB. 14.

TAB. 14 - Resultado do teste de fadiga das camisas sem e com raio roleteado

Camisa sem raio roleteado			Camisa com raio roleteado		
Amostra	Carga aplicada (N)	Total de ciclos até a falha	Amostra	Carga aplicada (N)	Total de ciclos até a falha
P2. 2	2500	2158	P7.5	2700	157950
P3. 5	2500	2328	P6.3	2700	30622
P1. 5	2300	1347	P8.2	2700	39515
P4. 6	2000	17342	P8.3	2700	78060
P1. 1	1800	19037	P8.4	2600	130336
P2. 6	1500	55478	P8.5	2600	117590
P1. 6	1400	61035	P6.4	2600	245300
P3. 3	1400	61800	P6.5	2500	425300
P4. 1	1400	559669	P5.2	2500	428750
P1. 2	1300	248088	P5.4	2450	86515
P2. 1	1300	690333	P7.4	2450	411372
P1. 3	1300	566818	P6.1	2450	55153
P1. 4	1200	$2 \cdot 10^6$ (abortado)	P5.5	2450	537677
			P5.6	2450	47401
			P7.2	2400	$2 \cdot 10^6$ (Abortado)

5.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X

As médias dos valores de tensão residual compressiva para as 10 camisas de cilindro com roleteamento descentralizado e para as 10 com roleteamento centralizado estão descritas na TAB. 15.

TAB. 15 - Tensão compressiva média para as amostras do Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X

Roleteamento descentralizado				Roleteamento centralizado			
Amostra	Média para as 4 medições (Mpa)		Média entre (+ ψ) e (- ψ) (MPa)	Amostra	Média para as 4 medições (Mpa)		Média entre (+ ψ) e (- ψ) (MPa)
1	+ ψ	-151,94	-106,35	1	+ ψ	-176,04	-142,54
	- ψ	-60,77			- ψ	-109,04	
2	+ ψ	-147,10	-101,62	2	+ ψ	-202,65	-154,72
	- ψ	-56,13			- ψ	-106,80	
3	+ ψ	-182,42	-122,68	3	+ ψ	-195,01	-156,17
	- ψ	-62,93			- ψ	-117,32	
4	+ ψ	-164,76	-114,30	4	+ ψ	-197,90	-155,28
	- ψ	-63,84			- ψ	-112,67	
5	+ ψ	-156,33	-111,18	5	+ ψ	-208,76	-171,66
	- ψ	-66,04			- ψ	-134,57	
6	+ ψ	-171,45	-121,40	6	+ ψ	-198,53	-169,73
	- ψ	-71,36			- ψ	-140,94	
7	+ ψ	-183,31	-116,24	7	+ ψ	-191,16	-152,72
	- ψ	-49,18			- ψ	-114,29	
8	+ ψ	-166,70	-111,52	8	+ ψ	-200,61	-166,67
	- ψ	-56,34			- ψ	-132,73	
9	+ ψ	-190,68	-123,28	9	+ ψ	-197,01	-163,43
	- ψ	-55,88			- ψ	-129,85	
10	+ ψ	-163,59	-106,79	10	+ ψ	-204,05	-162,59
	- ψ	-59,99			- ψ	-121,77	

6 DISCUSSÃO

6.1 DOE

Analisar os dados do DOE: Utilizando o *software* Minitab versão 14.1, aplicou-se aos resultados das medições “Média entre (+ ψ) e (- ψ)” o teste de normalidade “Anderson-Darling”. Ele é utilizado para verificar se um determinado conjunto de dados segue uma distribuição normal. Caso o valor encontrado de “P-Value” (valor da probabilidade) for menor do que o nível de significância pré-determinado de 0,1, pode-se afirmar que os dados analisados não seguem uma distribuição normal. O valor AD (Anderson-Darling) também pode ser utilizado para determinar a normalidade dos dados, sendo que valores de $AD > 1$ comprovam que os dados analisados não seguem uma distribuição normal. Os resultados obtidos no teste foram: “P-Value” = 0,276, $AD = 0,426$, μ (média) = 151,4 e σ (desvio padrão) = 16,85, FIGURA 85. Segundo Aguiar (2002), Minitab (2005), quando “P-value” é $> 0,1$ isso comprova que todas as medições estão dentro de uma distribuição normal, desse modo, pode-se afirmar que os processos de roleteamento e de medição da tensão residual estão estáveis e não apresentam nenhuma irregularidade ou desvio. A análise “Probabilidade Normal”, FIGURA 86, onde a “força” (fator A) possui o efeito mais significativo (-2,38), por isso, está mais afastada da reta de referência. No gráfico de Pareto, FIGURA 87, é possível ver a proporção da contribuição do efeito de cada parâmetro do processo e das suas interações de segunda ordem têm sobre a saída “Y = Tensão residual”, e o único fator que cruzou com linha de referência $\alpha=0,05$ (2,262) foi a “força”. Desse modo, pode-se afirmar que a “força” é o único parâmetro do processo de roleteamento que tem influência significativa na elevação dos valores de tensão residual.

FIGURA 85 - Teste de normalidade “Anderson-Darling” para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”

FIGURA 86 - Análise “Probabilidade Normal” - Fatores significativos para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”

FIGURA 87 - Análise de Pareto - Fatores significativos para “Média entre (+ ψ) e (- ψ)”

Utilizando a análise de variância ANOVA, pode-se avaliar a contribuição de cada fator (X) e seus respectivos níveis de intensidade têm sobre a variável resposta (Y). Analisando o gráfico “Efeito Principal para Média entre (+ ψ) e (- ψ)”, FIGURA 88 conclui-se que o fator “força” com nível de intensidade baixo (75) é a condição que possui a maior contribuição para a elevação da tensão residual.

FIGURA 88 - Análise ANOVA – Efeito principal para “Média entre (+ψ) e (-ψ)”

Como a força com o nível de intensidade baixo (75 kgf) teve maior contribuição na elevação da tensão residual, quando o esperado era que a força com nível de intensidade alta (125 kgf) tivesse esse papel, decidiu-se realizar um estudo para entender esse fenômeno. Foram fabricadas 7 novas camisas de cilindro, sendo a primeira sem roleteamento que representa carga zero, a segunda roleteada com 50 kgf e as demais com incremento sucessivos de 50 kgf, até atingir 300 kgf, que é o limite da máquina de roleteamento. O resultado desse experimento pode ser visto na FIGURA 89. A tabela completa com os resultados ponto a ponto está disponível no apêndice B. O valor da tensão média aumenta de forma linear até a carga atingir 100 kgf, e diminui bruscamente com a carga de 150 kgf, há uma elevação com a carga de 200 kgf, e fica praticamente estabilizada até 300 kgf. O valor da força, para intensidade alta escolhido no experimento do DOE foi de 125 kgf, justamente localizado na faixa onde ocorre o fenômeno de queda de tensão. Isso explica o resultado encontrado no DOE que indica o valor de 75 kgf como o que tem maior influência na elevação da tensão residual.

Como a investigação desse fenômeno não faz parte do escopo desse trabalho, ele poderá ser abordado em futuros estudos. Entretanto, entende-se que fato do material da camisa de cilindro apresentar uma queda no valor da tensão residual quando submetida a uma força de roleteamento acima de 100 kg, não invalida o experimento do DOE, pois mesmo assim, ele identificou que a força é o parâmetro do processo de roleteamento que possui maior influência na elevação da tensão residual. Também foi possível constatar que a elevação da tensão residual tem uma relação linear com a elevação da força até um determinado ponto, a partir do qual essa relação é alterada.

FIGURA 89 - Variação da tensão residual em função da carga do rolete

6.2 Teste de Fadiga

Comparando os resultados do teste de fadiga apresentados na TAB. 14, pode-se afirmar que o corpo-de-prova que utilizava o raio roleteado suportou $2 \cdot 10^6$ ciclos com o dobro da carga aplicada ao corpo-de-prova sem o raio roleteado. Na curva de Wöhler, FIGURA 90, pode-se confirmar graficamente o resultado do teste de fadiga.

FIGURA 90 - Curva de Wöhler para o teste de fadiga da camisa com raio roleteado e não roleteado.

Segundo a SAE J811 (1981) a confiabilidade das peças roleteadas depende da capacidade de se produzir em serie, peças tão boas quanto às produzidas durante a fase de desenvolvimento. Como é muito difícil medir a tensão residual, o método mais prático utilizado pelas indústrias para garantir a confiabilidade das peças produzidas, consiste em manter os parâmetros de processo do roleteamento (força, rotação e tempo) controlados dentro dos valores estipulados e aprovados durante o desenvolvimento e realizar ensaios freqüentes de fadiga com amostras retiradas da linha de produção. Entretanto, a realização de testes de fadiga periódicos como meio de controle da qualidade da tensão residual não se mostra muito prático e econômico, pois para cada corpo-de-prova utilizado no teste de fadiga, é preciso que uma camisa de cilindro seja destruída e

ao menos 48 horas para a obtenção dos resultados, despendidas entre a preparação do corpo de prova e a ciclagem. E nesse intervalo de tempo, milhares de peças serão produzidas, e caso o teste aponte um desvio entre o valor de ciclos esperado e o encontrado, os custos para o retrabalho ou reposição dessas peças serão muito elevados.

6.3 Teste de eficácia do sistema de medição por difração de raios X

Utilizando o *software* Minitab versão 14.1, aplicou-se aos resultados das medições o teste de normalidade “Anderson-Darling” obtendo para os 4 testes P-Value > 0,1 o que comprova que todas as medições estão dentro de uma distribuição normal, FIGURA 91.

FIGURA 91 - Teste Anderson-Darling de normalidade dos dados.

Os valores de tensão residual encontrados para cada camisa de cilindro podem ser vistos simultaneamente na FIGURA 92, onde cada ponto do gráfico corresponde à média de quatro medições realizadas na mesma camisa

distantes 90° umas das outras. Os resultados dessas medições apontam para um processo de roleteamento e de medição estáveis, pois aplicando a cada ponto do gráfico, um desvio de ± 15 a 20 MPa que segundo Cullity (2001) são estimativas conservadoras para medição de tensão residual através da difração de raios X, vê-se que todos os resultados estarão dentro da faixa de tolerância prevista.

O valor médio da tensão residual obtido para $(+\Psi)$ e $(-\Psi)$ com o roleteamento centralizado foi de -197 MPa e de -122 MPa e com o roleteamento descentralizado foi de -168 MPa e de -59 MPa respectivamente. Comparando os resultados das médias é possível verificar que a descentralização causou em $(-\Psi)$ uma redução de 48% nos valores de tensão residual e a diferença entre a média de $(+\Psi)$ e $(-\Psi)$ aumentou de 61 % para 185%.

FIGURA 92 - Resultado das medições das camisas de cilindro.

No gráfico $(2\theta \text{ (deg)} \times \sin^2 \Psi)$ gerado pelo difratômetro de raios X, para as camisas produzidas com o rolete centralizado, FIGURA 93, as curvas de $(+\Psi)$ e $(-\Psi)$ estão dispostas simetricamente indicando uma distribuição homogênea da tensão residual para ambos os lados. Já, para o gráfico gerado para as camisas produzidas com o roleteamento descentralizado, FIGURA 94, as curvas de $(+\Psi)$ e $(-\Psi)$ estão dispostas assimetricamente indicando uma distribuição heterogênea da tensão residual.

FIGURA 93 - Gráfico padrão 2 theta (deg) x $\sin^2 \Psi$ - Rolete centralizado.

FIGURA 94 - Gráfico padrão 2 theta (deg) x $\sin^2 \Psi$ - Rolete descentralizado em 0,2 mm.

7 CONCLUSÕES

Com base nas medições de tensão residual e das análises estatísticas, foi possível concluir que a “força” é o único fator do processo de roleteamento que tem influência significativa para a elevação da tensão residual compressiva no raio de concordância da camisa de cilindro. Naumann (1967) e a SAE J811 (1981) contribuem para reforçar a conclusão do trabalho, pois ambos relatam não haver relação direta entre a velocidade de roleteamento e o aumento da tensão residual.

Como ficou evidenciado na análise dos resultados do DOE, a linearidade na relação entre a elevação da carga de roleteamento com conseqüente elevação da tensão residual é válida para o ferro fundido GG25 apenas até 100 kgf de carga de roleteamento, após o qual a curva sofre uma inversão, e sendo essa uma característica intrínseca de cada material, é importante que esse ponto de inflexão da curva seja descoberto para que não se corra o risco de especificar no projeto do produto valores de carga de roleteamento inadequados.

Os resultados dos testes de fadiga comprovaram que o roleteamento da camisa de cilindro, aumenta consideravelmente a sua resistência à fadiga. No entanto, o teste de fadiga se mostra pouco prático como meio de controle de qualidade do roleteamento. Já empregando a difração de raios X, o tempo gasto para a obtenção dos resultados é de apenas 2 horas, sendo bem menor a quantidade de peças produzidas nesse intervalo do que no intervalo de 48 horas do teste de fadiga, tendo ainda a vantagem do teste não ser destrutivo (SAE HS-784, 2003). As diferenças encontradas entre os resultados das medições de tensão residual realizadas nas camisas roleteadas com o rolete centralizado e descentralizado comprovam que a difração de raios X possui resolução suficiente para identificar alterações no padrão de tensão residual causadas por desvios no processo de produção e que uma vez estabelecida a sua correlação com o teste de fadiga, ela pode substituí-lo com vantagens como método de inspeção.

APÊNDICE A - DOE Tensão Residual (MPa) Resultados Ponto a Ponto

Amostra	Medição das camisas de cilindro do DOE											
		Ponto A	Reliability	Ponto B	Reliability	Ponto C	Reliability	Ponto D	Reliability	$\mu (+) \psi$	$\mu (-) \psi$	$\mu \psi$
1	(+) ψ	170,46	11,01	165,64	7,90	145,06	11,09	158,64	5,78	159,95		
	(-) ψ	146,09	12,61	138,08	10,77	170,17	11,91	143,46	18,18		149,45	154,70
2	(+) ψ	143,64	6,81	133,31	13,47	146,71	6,05	178,44	16,19	150,53		
	(-) ψ	102,77	13,15	143,12	10,00	126,44	18,29	135,80	12,47		127,03	136,78
3	(+) ψ	144,47	12,48	217,08	17,12	173,44	13,79	159,40	7,08	173,60		
	(-) ψ	119,00	15,06	156,03	19,29	157,19	9,93	142,92	6,64		143,79	156,69
4	(+) ψ	231,90	15,64	182,42	10,05	164,19	6,88	167,11	9,64	186,41		
	(-) ψ	157,64	13,67	144,86	11,27	143,96	5,20	147,76	11,06		148,56	167,48
5	(+) ψ	191,09	14,74	151,02	25,60	174,12	11,72	177,11	9,56	173,34		
	(-) ψ	131,06	14,38	115,99	15,13	152,54	13,91	135,82	2,80		133,85	153,59
6	(+) ψ	142,96	11,17	167,05	16,79	114,25	6,84	131,48	10,66	138,94		
	(-) ψ	102,83	21,96	126,82	6,59	107,64	13,78	101,53	16,56		109,71	124,32
7	(+) ψ	171,93	5,88	243,09	15,10	175,31	8,14	206,70	11,26	199,26		
	(-) ψ	142,38	11,79	156,29	11,77	120,38	10,08	164,41	14,25		145,87	172,56
8	(+) ψ	180,89	8,98	171,45	6,63	214,01	9,05	153,64	10,13	180,00		
	(-) ψ	156,40	9,04	127,86	3,60	172,95	13,04	131,02	10,70		147,01	163,50
9	(+) ψ	165,90	15,88	178,53	11,91	137,96	12,77	198,19	9,48	170,15		
	(-) ψ	148,53	11,06	169,23	16,34	124,65	10,76	173,34	10,24		153,94	162,04
10	(+) ψ	181,14	11,09	135,29	6,57	173,91	8,10	136,00	9,23	156,59		
	(-) ψ	139,62	4,40	113,38	16,38	145,39	13,18	97,60	9,86		124,00	140,29
11	(+) ψ	180,24	13,33	196,99	10,00	161,15	11,74	175,38	8,25	178,44		
	(-) ψ	150,67	11,98	181,04	14,94	138,57	17,13	165,18	7,12		158,87	168,65
12	(+) ψ	134,65	21,31	125,96	2,82	153,63	6,54	147,41	9,54	140,41		
	(-) ψ	98,52	4,82	100,37	7,76	148,23	12,48	139,07	11,72		121,55	130,98
13	(+) ψ	160,58	8,05	214,19	14,72	140,34	11,92	172,93	5,85	172,01		
	(-) ψ	139,46	12,01	197,00	11,74	140,87	4,95	175,81	19,00		163,29	167,65
14	(+) ψ	165,95	16,95	128,11	11,90	172,60	17,88	125,54	9,47	148,05		
	(-) ψ	168,43	12,50	99,80	12,43	167,78	6,34	115,76	6,57		137,94	143,00
15	(+) ψ	149,02	8,49	182,32	3,19	155,81	8,92	207,00	8,17	173,54		
	(-) ψ	105,46	15,35	154,36	9,97	121,50	13,23	140,04	16,94		130,34	151,94
16	(+) ψ	136,97	8,88	122,87	11,66	144,30	9,30	104,89	10,59	127,76		
	(-) ψ	104,08	10,15	99,66	5,70	116,21	14,46	94,15	7,87		103,53	115,64

APÊNDICE B - DOE Comprovação de Resultados – Tensão Residual (MPa)
Resultados Ponto a Ponto

Amostra	Medição das amostra										Desvio Padrão		
		Ponto A	Ponto B	Ponto C	Ponto D	$\mu (+) \psi$	$\mu (-) \psi$	$\mu \psi$	$\mu (+) \psi$	$\mu (-) \psi$	$\mu (+) \psi$	$\mu (-) \psi$	$\mu \psi$
Não Roletado	(+) ψ	318,22	196,95	277,55	217,00	252,43			55,66				
	(-) ψ	52,55	40,19	61,74	157,92		78,10			53,94			
	$\mu \psi$	185,39	118,57	169,65	187,46			165,27					32,13
50K	(+) ψ	219,08	173,58	222,65	249,90	216,30			31,63				
	(-) ψ	132,79	149,20	139,20	155,65		144,21			10,19			
	$\mu \psi$	175,94	161,39	180,93	202,78			180,26					17,15
100K	(+) ψ	265,24	182,57	214,50	193,52	213,96			36,67				
	(-) ψ	199,34	173,09	171,83	158,54		175,70			17,08			
	$\mu \psi$	232,29	177,83	193,17	176,03			194,83					26,13
150K	(+) ψ	194,16	222,51	168,01	181,79	191,62			23,20				
	(-) ψ	191,31	119,38	166,38	113,07		147,54			37,65			
	$\mu \psi$	192,74	170,95	167,20	147,43			169,58					18,57
200K	(+) ψ	198,55	175,85	219,60	211,31	201,33			19,06				
	(-) ψ	154,35	161,36	191,10	151,71		164,63			18,11			
	$\mu \psi$	176,45	168,61	205,35	181,51			182,98					15,83
250K	(+) ψ	172,37	209,24	176,94	204,14	190,67			18,71				
	(-) ψ	153,12	173,88	145,92	174,21		161,78			14,46			
	$\mu \psi$	162,75	191,56	161,43	189,18			176,23					16,37
300K	(+) ψ	204,40	217,73	182,46	183,64	197,06			17,07				
	(-) ψ	176,33	151,79	160,45	157,92		161,62			10,46			
	$\mu \psi$	190,37	184,76	171,46	170,78			179,34					9,77

APÊNDICE C - Trabalhos Apresentados em Congressos**63ª CONGRESSO ANUAL DA ABM, DE 28 JULHO A 1ª DE AGOSTO DE 2008, SANTOS – SÃO PAULO.**

O Uso Da Difração De Raios X Para Determinação Da Tensão Residual Induzida Pelo Processo De Roleteamento Em Uma Camisa De Cilindro De Motor Diesel

XVII CONGRESSO E EXPOSIÇÃO INTERNACIONAIS DE TECNOLOGIA DA MOBILIDADE SAE BRASIL 2008 DE 7 A 9 DE OUTUBRO DE 2008, SÃO PAULO – SÃO PAULO.

Using X-Ray Diffraction Method And DOE Analyzes To Determining On The Deep Rolling Process The Main Factor To Increases The Residual Stress At Diesel Engines Cylinder Liners.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

AGUIAR, S. ***Integração das ferramentas da qualidade ao PDCA e ao programa seis sigma***. Belo Horizonte: Editora de Desenvolvimento Gerencial, 2002. p.47.

ALMEN, J.O. ***Effect of residual stress on rolling bodies***. in: J.B. Bidwell (Ed.), *Rolling Contact Phenomena*, Elsevier, Amsterdam, 1962. p. 400-424.

ALMEN, J. O.; Black, P. H. ***Residual stresses and fatigue in metals***. New York: McGraw-Hill, 1963. cap. 6, p.61-62, apêndice A-12, p. 200-201.

ANDERHOLM, N. C. ***Laser-generated stress waves***. in *Applied Physics Letters Journal*, fev. 1970. vol. 16, p. 113-115,

Applied Ultrasonics, ***Technology history***. Disponível em:
<<http://www.appliedultrasonics.com/research.html>>. Acesso em: 20 jun. 2008.

ASM. ***Tatigue and fracture mechanics***. In: ASM Handbook Volume 8 *Mechanical Testing and Evaluation*, ASM International, 2000

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.sbmec.org.br/bol/boletim_2002/assis-monim-souza-weidlich-4emc.pdf>. Acesso em: 20 fev. 2008.

ASTM E466. ***Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials***. ASTM International, West Conshohocken, PA, 2007. 5 p.

ASTM E1150. ***Definitions of terms relating to fatigue***. ASTM International, West Conshohocken, PA, 1993. 22 p.

ATKIN, R. L.; MEZOFF, J. G. ***Development and testing of magnesium alloy wheels***. Third Sangamore Ordnance Materials Research Conference, December 1956, Syracuse University Research Institute.

AVERY WEIGH-TRONIX. ***The soho foundry***. Disponível em:
<<http://www.averyweigh-tronix.com/main.aspx?p=1.1.3.2&title=The+Soho+Foundry>>. Acesso em: 05 jan. 2007.

BILLINGSLEY, E. **LLNL's laser peening technology scores big at Curtiss-wright's metal improvement company**. Innovation: America's. In Arresting Metal Fatigue, Journal of Technology Commercialization, fev./mar. 2006.

BRAGG, W. L. **The diffraction of x-rays by crystals, nobel lecture**, September 6, 1922,.13 p.

BREUER, D. **Laser peening – advanced residual stress technology**, Industrial Heating the International Journal of Thermal Technology, Jan. 2007. Disponível em: <http://www.industrialheating.com/Articles/Feature_Article/BNP_GUID_9-5-2006_A_10000000000000035766>. Acesso em: 17 jun.2008.

BUCHAIM, J. G.; NETO, P. R B.; **DOE planejamento de experimentos**. QPB Consultoria e Treinamento, Notas e aula, 2007.

BUSH, G. F.; ALMEN, J. O.; DANSE, L. A.; HEISE, J. P. **How, when and by who was mechanical prestressing discovered**: Society of Automotive Engineers ISTC, Div. 20 meeting, SAE, Colorado Springs, Colorado, 1962. 14 p.

CALLISTER, W. D. JR. **Ciência e engenharia de materiais, uma introdução**; Quinta Edição, Rio de Janeiro, LTC, 2002.

Casting Iron Art. **Why Ironbridge**, Disponível em. <<http://www.ironbridge06.org/whyironbridge.htm>>. Acesso em: 01 jun. 2008.

CETEC. **Ciência dos materiais, estruturas longe das condições de equilíbrio**. Disponível em. <<http://www.cienciadosmateriais.org/index.php?acao=exibir&cap=13>>. Acesso em: 01 jun. 2008

Chiaverini, V. **Aços e ferros fundidos**. ABM -. Associação Brasileira de Metais, São Paulo, 1988.

Cienfuegos, F; Vaitsman, D. **Análise instrumental**. Interciência, Rio de Janeiro, 2000. cap. 13, p.461-465.

Clauer, A. H. **Laser shock processing**. In Technical Bulletin No. 1, LSP Technologies, Inc, 2002. 24 p. Disponível em: <<http://lsptechnologies.com/wp-content/uploads/2007/07/laser-shock-processing-rev-tech-bull-1.pdf>>. Acesso em: 20 jun. 2008

Colpaert, H. **Metalografia dos produtos siderúrgicos comuns**. Instituto de pesquisas Tecnológicas, São Paulo, Edgard Blücher, 1983. 3ª ed.

Cramb, A. W. **A short history of metals**. Department of Materials Science and Engineering, Carnegie Mellon University. Disponível em: <<http://neon.mems.cmu.edu/cramb/Processing/history.html>>. Acesso em: 30 jan. 2008.

Cullity, B. C.; Stock, S. R. **Elements of X-Ray diffraction**. Third Edition, Upper Saddle River, New Jersey: Prentice Hall, 2001. Cap 1, p. 1 cap 15, p.435-469.

Dezent. **Components of an alloy wheel**. Imagem disponível em: <http://www.dezent-wheels.com/5550_EN.jpeg>. Acesso em: 02 fev. 2008.

Dieseelnet. **Heavy-duty diesel truck and bus engines**. In: Emission Standards, European Union. Disponível em: <<http://www.dieselnet.com/standards/eu/hd.php#stds>>. Acesso em: 25 fev. 2008.

DOWLING, N. E. **Mechanical behavior of materials**, Prentice Hall, New Jersey, 1999. cap. 9.

EWARD, P. P. **Fifty years of X-Ray diffraction**. International Union of Crystallography by N.V.A. Oosthoek's Uitgeversmaatschappij Utrecht, the Netherlands, 1962. cap. 4.

FISHER, J. W. STATNIKOV, E.; TECHINI, L. **Fatigue strength enhancement by means of weld design change and the application of ultrasonic impact treatment**, 2000. 14 p.

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.

FRATINIA, L.; ZUCCARELLO, B. **An analysis of through-thickness residual stresses in aluminium FSW butt joints**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 46 (2006) 611–619, 2006. 9 p.

GOODWAY, M. **History of casting**. In: ASM Handbook, Casting, v. 15, versão eletrônica, 1992. p.12-29.

GUROVA, T.; QUARANTA, F.; ESTEFEN, S. **Monitoramento do estado das tensões residuais durante a fabricação de navios**. In: 21 Congresso Nacional de Transportes Marítimos, Construção Naval e Offshore, 27.11-01.12.2006, Rio de Janeiro, 2006, p.1-9.

HAAGENSE, P. J.; STATNIKOV, E. S.; LOPEZ-MARTINEZ, L. **Introductory fatigue tests on welded joints in high strength steel and aluminum improved**

by various methods including ultrasonic impact treatment (UTI). International Institute of Welding, IIW Document XIII-1748-98, 1998. 12 p.

HILL, M.R.; DEWALD, A. T.; DEMMA, A. G; HACKEL, L. A.; CHEN, H.; DAE, C. B. SPECHT, C. R.; HARRIS, F. B. Laser peening technology. In: **Advanced materials & process**. ASM International Publication, ago. 2003. v. 161, n. 8.

HOEPPNER, D. W. **Fatigue testing of weldments STP 648**. ASTM International, 1978. p.114.

HOEPPNER, D. W. **Industrial Significance of Fatigue Problems**. In: ASM Handbook. v. 19, Fatigue and Fracture, ASTM International, 1996

HOPPE, STEFFEN; FRITSCH, ERIC. **High performance Cylinder Liners For Diesel Engines**. MTZ , Feb 2006. v. 67, p23-24.

HORGER, OSCAR J., NEIFERT, HARRY R. **Apparatus for cold rolling axle journals**. Patent 2114978, apr. 1938. Disponível em: <<http://www.freepatentsonline.com/2114978.html>>. Acesso em: 10 nov. 2007.

HUO, L.; WANG, D.; ZHANG Y.; CHEN, J. **Investigation on improving fatigue properties of welded joints by ultrasonic peening method**. Key Engineering Materials, 2000. v. 183-187, p. 1315-1320.

IBAMA. **Notícias: Proconve alcança redução de 98% na emissão de monóxido de carbono dos veículos**. Disponível em: <http://www.ibama.gov.br/df/index.php?id_menu=97&id_arq=48>. Acesso em: 20 jan. 2008.

IBAMA. **Programa PROCONVE/PROMOT**. Disponível em: <<http://www.ibama.gov.br/qualidade-ambiental/areas-tematicas/control-de-emissoes/programa-proconvepromot/>>. Acesso em: 20 jan. 2008.

IBERISA, imagem disponível em: <http://www.iberisa.com/images/curva_SN.gif>. Acesso em: 30 jan. 2008.

ICSP9, Imagem disponível em: 9th International Conference and Exhibition on Shot Peening September 6-9, 2005 , Paris, Marne la Vallée, France <<http://icsp9.iift.com/images/engrenage.jpg>>. Acesso em: 20 jun. 2008

ISO 12107. **Metallic materials -- Fatigue testing -- Statistical planning and analysis of data**. International Organization for Standardization, 2003. 26 p.

JACKMAN, CHARLES W. **Bearing fillet roller**. Patent 2357515, set. 1944.
Disponível em: <<http://www.freepatentsonline.com/2357515.html>>. Acesso em: 10 nov. 2007.

JAMES, M. R.; LU, J. INTRODUCTION. IN: LU, J. **Handbook of measurement of residual stresses**. Society for Experimental Mechanics, Fairmont Press, Dec. 1996. cap. 1.

JOSHI, A. M. **Centrifugal casting**. (B.Engg. Mechanical, A.M.I.Prod.E, A.I.E) Dept. of Metallurgical Engg. & Material Science, Indian Institute of Technology – Bombay, India, 2007. 8 p.

KLOOS, K H; MACHERAUCH, E. **Development of mechanical surface strengthening processes from the beginning until today**. Shot Peening: Science, Technology; Application, Garmisch-Partenkirchen, FRG;, 1987. p. 3-27.

LAVAUD, D. S. **Rotary casting**. Patente US1329754, Estados Unidos, 3 fev. 1920.

LIMA, N. B. **Aplicações de difratometria de raios x em análises de materiais**. Curso de Técnicas Avançadas de Difração de Raios x Aplicadas a Materiais Nucleares, IPEN, Notas de aula. 2007.

LOBO, C. **Processos tecnológicos – módulo de fundição**. Instituto Superior de Engenharia do Porto – Departamento de Engenharia Mecânica; Cap. 3, 2003/2004. revisão 2005/2006.

LSP, LSP Technologies, Inc. Imagen disponível em:
<<http://www.dodsbir.net/SuccessStories/lsp.htm>>. Acesso em: 15 jun. 2008.

MACHADO, I. **Introdução à manufatura mecânica PMR 2202 - processo de fundição e sinterização (metalurgia do pó)**. Escola Politécnica USP - Departamento de Engenharia Mecatrônica E Sistemas Mecânicos, 2001, notas de aula 30 p.

MARCOLIN, N. **The invisible revealing radiation 110 years ago, wilhelm röntgen discovered x-rays**. Pesquisa FAPESP, Revista, Nov. 2005. ed. 117.

MESSE, J. E.; BARREAU, G. **Laser generation of stress waves in metal**. Surfasse and Coatings Technology, 1995. p. 231-234.

MIC. **Shot peening applications**. Metal Improvement Company – 9ª ed., 62p. Disponível em:
http://www.metalimprovement.com/premium/PDF/greenbook_v9/english/MIC%20Green%20Book%20-%209th%20edition%20-%20Complete%20Book.pdf.
 Acesso em: 15 mai. 2006.

MINITAB. **Meet minitab, release 14 for Windows september 2003**. USA, Minitab Inc, Revised Printing, Oct 2005. cap. 3, p.3-6, cap. 5, p.5-8.

MOREIRA; M. F.; GIAMPIETRI-LEBRÃO; S M.; **Curso de materiais de construção mecânica - ferros fundidos**, Escola de Engenharia Mauá, Notas de aula, 2008. 19p.

MSF. **Metal finishing systems, inc. blasting tech tips**. Imagem disponível em:
<http://www.metalfinishingsystems.com/tt-blasting.html>. Acesso em 20: jun. 2008.

MSPC. **Ferros & aços ii-40: ferros fundidos**. Disponível em:
<http://www.mspc.eng.br/ciemat/aco240.shtml>. Acesso em: 10 nov. 2007.

NASA. **The electromagnetic spectrum**. National Aeronautics And Space Administration. Disponível em:
<http://science.hq.nasa.gov/kids/imagers/ems/xrays.html>. Acesso em: 20 jan. 2008.

NAUMANN, H. j. **Roller finishing of cylindrical components**. American Society of Tool and Manufacturing Engineers, Dearborn, Michigan, 1967. 17p.

NORTON, R. L. **Machine design - an integrated approach**, Prentice-Hal I, 2000. 2 ed, cap. 6.

OI, **Lost treasures from iraq**. In: The Oriental Institute of the University of Chicago. Imagem disponível em:
http://oi.uchicago.edu/OI/IRAQ/SLIDESHOW/slideshow_10.html. Acesso em: 03 jan. 2007.

PADILHA, A. F.; AMBROZIO FILHO, F. **Técnicas de análise micro estrutural**. Hemus, 1ª ed., 2004. cap. 2.

PARONI, A. S. M. **Ferros fundidos**. Apresentação do Laboratório Metalográfico, MWM International Motores, 2005. 38p.

POSTEK, M. T.; HOWARD, K. S.; JOHNSON, A.; MICHAEL, K. L. **Scanning electron microscopy a student's handbook**. Ladd Research, Vermont, 2001. cap. 4, p. 69-74.

RAMACHANDRAW, V.; RAGHURAM, A. C.; KRISHNAN, R. V.; RHAUMIK, S. K. **Failure analysis of engineering structures: methodology and case histories**. ASM American Society for Metal, Ohio, USA, 2005. cap. 2.

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

ROBERT, M. H. **Processos metalúrgicos de fabricação – fundição** - EM 731 / ES 365 DEF/FEM/UNICAMP; notas de aula, 2005. 146 p.

ROSLER. **Rosler metal finishing**, Process technology. Imagem disponível em: <http://www.rosler.com/www_roesler2004/process_technology_903_176_0_f.htm>. Acesso em: 20 jun. 2008.

ROYER, A. VASSEUR, S. **Centrifugal casting**. In: ASM handbook casting, v. 15, 1998. versão eletrônica, p.632-658.

SAE HS-784. **Residual stress measurement by x-ray diffraction**. Society of Automotive Engineers, 2003. 150 p.

SAE J811. **Surface rolling and other methods for mechanical prestressing of metals**. Surface Vehicle Information Report, Society of Automotive Engineers, 1981. 76 p.

SAINT-GOBAIN. **90 anos evoluindo com o saneamento no brasil**. Disponível em: <<http://www.saint-gobain-canalizacao.com.br/institucional/tempo.asp>>. Acesso em: 10 jun. 2008.

SANTOS, A. B. S.; BRANCO, C. H. C. **Metalurgia dos ferros fundidos cinzentos e nodulares**. IPT – Instituto de Pesquisas Tecnológicas, São Paulo, 1991.

SCHAJER, G. S.; FLAMAN, M. T.; ROY, G.; LU, J. Hole-drilling and ring core methods. In: Lu, J. **Handbook of measurement of residual stresses**. Society for Experimental Mechanics, Fairmont Press, dec. 1996. cap. 5.

SCHULZE, V. **Modern mechanical surface treatment: states, stability, effects**. Weinheim, Wiley-VCH, 2006, cap. 1-3.

SCHÜTZ, W. **A history of fatigue**. Engineering Fracture Mechanics, 1996. v. 54, numero 2, p. 263-300.

SCHWANKE, C. **Engenharia em energia e desenvolvimento sustentável – máquinas térmicas – carvão**. Universidade federal do Rio Grande do Sul, Notas de aula, 2007, 86p.

SOUZA, S. A. **Ensaaios mecânicos de materiais metálicos fundamentos teóricos e práticos**, Blucher, 5ª ed., São Paulo, 1982. cap. 8.

SPECTRA, Imagem disponível em:

<<http://www.spectratecnologia.com.br/Bprodutos/B3shidraulica/011diagrama.htm>>

. Acesso em: 15 jun. 2008

STATNIKOV, E. **Physics and mechanism of ultrasonic impact treatment**. International Institute of Welding, IIW document XIII-2004-04, 2004. 30p.

STATNIKOV, E. **Guide for application of ultrasonic impact treatment improving fatigue life of welded structures**. International Institute of Welding, IIW/IIS document XIII-1757-99, Lisboa, Portugal, 1999. 17p.

STEFANESCU, D. M. **Classification and basic metallurgy of cast iron**. In: ASM Handbook, Properties and Selection, Iron, Steels and High Performance Alloys, v. 1, 2005. p.17-33 e 102-129, versão eletrônica.

TAMBOSCO, J. C. V. **Um capítulo da história do saneamento urbano no Brasil: invenção do tubo de ferro fundido centrífugo**. In: Revista do Mestrado de História / Mestrado em História, Universidade Severino Sombra, Vassouras, 1998. v. 1.

TECHNI-CAST CORPORATION. **Casting process**. Disponível em: <<http://www.techni-cast.com/casting.htm>>. Acesso em: 05 jan 2007.

TÓTH, L.; YAREMA, S. YA. **Formation of the science of fatigue of metals. part 1. 1825-1870**. Materials Science, 2006. v. 42, n. 5.

UFRGS, Imagem disponível em:

<<http://penta3.ufrgs.br/CESTA/fisica/calor/espectroeletromagnetico.html>>. Acesso em: 05 fev. 2008.

UPCHURCH, T. H.; LYNCHBURG, B. JR.; MADISON, H. G. A. **Control of centrifugal pipe casting operation**. Patente US4370719. Estados Unidos, 25 jan 1983.

USGS, Imagem disponível em:

<<http://pubs.usgs.gov/of/2001/of01-041/html/docs/images/xrdtube.jpg>>.

Acesso em 23 mar. 2008.

VANAKEN, D. ***Laser shock processing***. In Engineering Concepts. 2 p., 2001. Disponível em:
<<http://www.industrialheating.com/Articles/Column/a67e6f835cbb7010VgnVCM10000f932a8c0>>. Acesso em: 20 jun. 2008

VATAVUK, J.; DEMARCHI, V. ; GARCIA, M. B. ***Estudo da utilização do ferro fundido nodular em camisas de cilindro de motores de combustão interna***. 1994. 11p.

VERVOORT , S; Wurmman, G. ***History of fatigue***. Disponível em:
<<http://www.atzonline.de/index.php;do=show/site=a4e/sid=43948290847dcf9d80c35c370210935/alloc=38/id=61/special=Special+Simulation>>. Acesso em: 30 jan. 2008.

VIECELLI, A. ***Curso de extensão em ciência dos materiais preparatório para o mestrado em ciência dos materiais***. Universidade Caxias do Sul, Notas de Aula, 1997. 12 p.

VISHAY. ***Measurement of residual stresses by the hole-drilling strain gage method, vishay micro-measurements, strain gages and instruments, tech note tn-503***, 2007.

VISHAY. ***Strain gages and instrumentation for residual stress measurements***. Disponível em:
<<http://www.vishay.com/company/brands/measurements-group/guide/inst/rs200/rs200.htm>>. Acesso em: 10 fev. 2008.

WEIBULL, W. ***Fatigue testing and analysis of results***. Bockamollan Brösarps Station Sweden, 1961. cap. II seção 20, fatigue testing methods, cap. VIII seção 80, presentation of results.

WIKIPÉDIA. Imagem disponível em:
<http://pt.wikipedia.org/wiki/Imagem:Philipp_Jakob_Loutherbourg_d._J._002.jpg>. Acesso em: 25 jan. 2007.

WULPI, D. J. ***Understanding how components fail***, ASM American Society for Metal, Ohio, USA, 1985. cap. 7.

YANG, KAI ; EI-HAIK, B. S. ***Design for six sigma : a roadmap for product development***. New York: McGraw-Hill, 2003. 1 ed., cap. 12.