



**FACULDADE DE TECNOLOGIA SENAI CIMATEC**  
**MESTRADO EM GESTÃO E TECNOLOGIA INDUSTRIAL**

**RONNIE RODRIGO REGO**

**INFLUÊNCIA DO USO DE DISTRIBUIÇÃO BIMODAL DE  
CLASSES DE GRANALHA NO PROCESSO DE *SHOT PEENING*  
SOBRE O PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS DE  
ENGRENAGENS**

Salvador

2011

**RONNIE RODRIGO REGO**

**INFLUÊNCIA DO USO DE DISTRIBUIÇÃO BIMODAL DE  
CLASSES DE GRANALHA NO PROCESSO DE *SHOT PEENING*  
SOBRE O PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS DE  
ENGRENAGENS**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Mestrado em Gestão e Tecnologia Industrial, Faculdade Tecnologia SENAI CIMATEC como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Gestão e Tecnologia Industrial.

Salvador  
2011

**RONNIE RODRIGO REGO**

**INFLUÊNCIA DO USO DE DISTRIBUIÇÃO BIMODAL DE  
CLASSES DE GRANALHA NO PROCESSO DE *SHOT PEENING*  
SOBRE O PERFIL DE TENSÕES RESIDUAIS DE  
ENGRENAGENS**

Dissertação de mestrado apresentada ao Programa de Mestrado em Gestão e Tecnologia Industrial, Faculdade Tecnologia SENAI CIMATEC como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Gestão e Tecnologia Industrial.

Área de Concentração:  
Comportamento Mecânico dos Materiais Metálicos

Orientador: Prof.Dr. Alexandre Martins Barros  
Co-Orientador: Prof.Dr. Jefferson de Oliveira Gomes

Salvador  
2011

## AGRADECIMENTOS

Este trabalho foi possível ser realizado graças à colaboração direta e indireta de várias pessoas. De forma particular, manifesto minha gratidão:

Em primeiro lugar à minha família e especialmente aos meus pais, que não apenas me apoiaram, como sempre cultivaram em minha cabeça a importância da educação como ferramenta de transformação da vida. Grande seria esse país se nossos políticos pensassem como eles.

A Mariana, que motivou meu ingresso no mestrado e que durante três anos teve paciência para entender as muitas horas que não pude dedicar a ela em função da dissertação. Apesar do curso que agora tomamos, a ela serei eternamente grato.

Ao Alexandre Barros, um exemplo de orientador que guardarei comigo para se porventura um dia me encontrar em seu lugar. Seu acompanhamento sempre próximo, seu interesse em discutir o assunto e seu respeito para com a minha jornada de trabalho foram sem dúvida grandes motivadores para que eu chegasse até o fim.

Ao Jefferson Gomes, meu co-orientador, que depositou grande confiança em meu potencial, fazendo-me acreditar que eu realmente poderia atingir esse objetivo.

Aos meus colegas de empresa, são muitos os agradecimentos. Aos meus supervisores ao longo desses três anos – Marcelo Cardamoni, Marcos Kawai e Vitorio Guarizo – que nunca criaram qualquer restrição à minha dedicação ao mestrado. Aos incentivadores e colaboradores do desenvolvimento da bancada de testes, Diogenes de Oliveira, Reginaldo Souza e Rodrigo Martins. Aos meus colegas de Taubaté que comigo trabalharam ativamente nos ensaios, Marcos Faria, Guilherme Souza, Francisco Eugênio e todo o time do departamento de tratamento térmico & *shot peening*.

Ao pessoal do SENAI, especialmente ao Valter Beal, por acreditar na ideia do desenvolvimento da bancada. Não podendo deixar de mencionar ainda os meus colegas do laboratório que passaram horas dedicadas à bancada: Érico, Eder, Wilson e Gabriel.

Ao meu colega da Eaton, Marco Perceguetti, pelas informações muito valiosas descritas sobre a bancada sem que, para isso, houvesse qualquer retorno.

Aos meus amigos da Bahia, da faculdade, colegial e aos vigilantes, com os quais pude contar para esquecer os momentos em que as dificuldades pareciam não ter fim.

## RESUMO

O desenvolvimento de novas tecnologias aplicadas aos motores automotivos transformou a capacidade de torque da transmissão em fator limitante para o desempenho dinâmico longitudinal do veículo. Em grande parte dos casos, a restrição está na limitação da vida útil da engrenagem motriz de primeira velocidade, submetida às mais agressivas tensões atuantes de contato e de flexão. A última etapa de manufatura da engrenagem é o jateamento de granalhas, também conhecido como *shot peening*. O propósito desse processo é induzir um estado de tensões residuais compressivas superficiais, que atua aumentando a vida em fadiga de contato. O processo é controlado por uma série de parâmetros, sendo um dos principais a classe da granalha, que é definida pelo seu diâmetro. O objetivo do estudo é verificar a influência da aplicação de uma distribuição bimodal de classes de granalha no perfil de tensões residuais da engrenagem de primeira marcha de uma transmissão automotiva. A proposta apóia-se na combinação dos efeitos de maior tensão residual, obtido pela classe de maior diâmetro, e homogeneização da superfície, em função da classe de menor diâmetro. A expectativa está no desenvolvimento de um processo que proporcione um perfil de tensões residuais que aponte vida útil superior à obtida com o *shot peening* convencional, mas com impacto à manufatura inferior ao criado pelo *dual peening*. A seleção das classes de granalhas e as proporções foram definidas através das teorias de plasticidade e tensão de contato e simuladas em modelo analítico-computacional. O escopo experimental de validação inclui medição de intensidade *Almen*, análise topográfica e medição do perfil de tensões residuais. Os resultados obtidos apontam para a criação de misturas que induzem perfis de tensão residual favoráveis ao aumento da vida em fadiga. Os dados experimentais coletados fundamentam essa afirmação através da combinação positiva de maior intensidade de jateamento, tensões residuais mais compressivas e similar qualidade de acabamento superficial, quando se comparando com o processo de referência.

Palavras-chave: *Shot Peening*; Tensões Residuais; Fadiga; Engrenagens.

## TITLE

### **“The influence of media class bimodal distribution for shot peening over gears residual stress profile”**

## ABSTRACT

New technologies being developed for automotive engines have taken transmission torque capacity as restriction factor for vehicle longitudinal dynamics performance. In general, restriction is defined by first speed driver gear lifetime, submitted to the most severe bending and contact stresses. The last manufacturing step of the gear is shot peening, that acts inducing a surface compressive residual stress profile, thus increasing contact fatigue life. This process is controlled by several parameters, being one of the most important the media class, defined by its diameter. The objective of this study is to verify the influence of introducing into shot peening process a bimodal distribution of media classes over transmission first speed gear residual stress profile. The proposal is supported by the effects of higher residual stress, due to higher diameter media class, and surface homogeneity, function of lower diameter media class. The expectative is to develop a process that generate a higher lifetime than the one taken by conventional shot peening, but with lower manufacturing impact when compared to dual peening. Media classes' selection and their percentage mass contribution are defined based on plasticity and contact stress theories, virtually simulated through analytical model. Validation experimental scope includes *Almen* intensity measurement, topography analysis and stress residual profile measurements. Collected data support this affirmation through a combination of higher peening intensity, more compressive residual stresses and similar surface quality, when results are compared to reference process.

Keywords: Shot Peening; Residual Stress; Fatigue; Gears

## LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Diferentes modos de falha de engrenagens. ....	26
Tabela 2 – Análise comparativa entre <i>pitting</i> e <i>spalling</i> . ....	36
Tabela 3 – Fenômenos de origem de tensões residuais para diferentes processos produtivos .....	39
Tabela 4 – Efeito da tensão residual no limite de fadiga. ....	45
Tabela 5 – Diferentes métodos de medição das tensões residuais e suas características .....	50
Tabela 6 – Seqüência do jateamento experimental. ....	105
Tabela 7 – Especificações e parâmetros iniciais. ....	112
Tabela 8 – Diâmetro equivalente à massa média das misturas a serem simuladas. ....	116
Tabela 9 – Propostas de mistura. ....	130
Tabela 10 – Resultados da intensidade de jateamento. ....	132
Tabela 11 – Resultados do corpo de prova NP. ....	142
Tabela 12 – Identificação dos componentes principais da bancada. ....	165

## LISTAS DE FIGURAS

Figura 1 – Diferentes composições de motopropulsor: (A) Disposição transversal e tração dianteira; (B) Disposição longitudinal e tração dianteira; (C) Disposição longitudinal e tração traseira; (D) Disposição longitudinal e tração integral ...	17
Figura 2 – Seção transversal da transmissão em estudo .....	18
Figura 3 – Gráfico de análise da dinâmica veicular longitudinal. ....	20
Figura 4 – Eixo de entrada da transmissão. ....	21
Figura 5 – Nomenclatura de engrenagem .....	22
Figura 6 – Usinagem do dentado de engrenagem de dentes helicoidais .....	22
Figura 7 – Ilustração fotoelástica das tensões atuantes em um dente de engrenagem em operação. ....	24
Figura 8 – Tensões hertzianas .....	25
Figura 9 – Limites para cada modo de falha da engrenagem.....	26
Figura 10 (a) – Flexão por impacto (à esq.); (b) Fadiga de flexão (à dir.).....	27
Figura 11 – <i>Scuffing</i> .....	28
Figura 12 – Falha por fadiga de contato. ....	29
Figura 13 – Comparação dimensional entre <i>pitting</i> e <i>spalling</i> .....	30
Figura 14 – Tensões atuantes no contato.....	30
Figura 15 – Simulação computacional da propagação da trinca que origina o <i>spalling</i> .....	32
Figura 16 – Imagens capturadas em MEV evidenciando a seqüência da propagação da trinca que origina o <i>spalling</i> .....	32
Figura 17 – Imagens capturadas em MEV correlacionando o mecanismo de colapso e a direção de rolamento.....	32
Figura 18 – Deslizamento decorrente das diferentes velocidades superficiais.....	33
Figura 19 – Direção de rolamento e deslizamento durante engrenamento .....	34

Figura 20 – Seqüência de propagação da trinca de <i>pitting</i> .....	35
Figura 21 – Metalografia de uma engrenagem com <i>pitting</i> .....	35
Figura 22 – Comparação entre os três níveis de tensão residual.....	38
Figura 23 – Origem e classificação de tensões residuais.....	40
Figura 24 – Método para mecanismo de formação das tensões residuais: Dois blocos metálicos com diferentes limites de escoamento. ....	41
Figura 25 – Blocos livres após deformação permanente.....	41
Figura 26 – Blocos unidos após deformação permanente.....	42
Figura 27 – Perfil de tensão residual: equilíbrio do sistema.....	43
Figura 28 – Superposição das tensões atuantes e residuais.....	43
Figura 29 – Propriedades benéficamente impactadas pela atuação de tensões residuais.....	44
Figura 30 – Perfil de tensão residual altamente compressivo na superfície.....	46
Figura 31 – Variação da profundidade de nucleação da trinca de fadiga.....	46
Figura 32 – Comparação da taxa de crescimento de uma trinca em função da tensão residual.....	47
Figura 33 – Influência dos principais parâmetros do perfil de tensão residual sobre o comportamento de fadiga.....	48
Figura 34 – Comparação da taxa de crescimento de uma trinca em função da tensão residual.....	49
Figura 35 – Comprimento de onda das diferentes radiações. ....	51
Figura 36 – Geometria para difração de raio-X.....	51
Figura 37 – Obtenção do ângulo de difração a partir da variação da orientação dos planos cristalinos.....	52
Figura 38 – Alteração da tensão residual com a remoção de camadas superficiais.....	54
Figura 39 - Mecanismo de indução de tensões residuais ao longo do processo de cementação.....	56

Figura 40 – Engrenagem posicionada para o processo de <i>shot peening</i> pneumático.....	58
Figura 41 – Comparação de engrenagens com e sem o processo de jateamento.....	58
Figura 42 – Turbina de uma máquina de jateamento de granalhas.....	60
Figura 43 – Configuração esquemática de um jateador com propulsão por turbina.....	61
Figura 44 – Corpo de prova Almen.....	62
Figura 45 – (a) Superfície parcialmente recoberta; (b) Superfície totalmente recoberta ...	63
Figura 46 – Relação entre intensidade de jateamento e tempo de exposição.....	64
Figura 47 – Mecanismo de formação de tensões residuais no processo de jateamento de granalhas.....	65
Figura 48 – Alongamento plástico superficial .....	65
Figura 49 – Tensões de contato de Hertz.....	66
Figura 50 – Perfil de tensões residuais após impacto de esfera metálica .....	67
Figura 51 – Medição das deformações residuais após impacto de esfera metálica.....	68
Figura 52 – Simulação das identações resultantes do jateamento de granalhas. ....	69
Figura 53 – Energias envolvidas no impacto de uma esfera .....	71
Figura 54 – Modelo de impacto proposto por Al-Obaid (1995). ....	72
Figura 55 – Representação do modelo e seu sistema de coordenadas .....	75
Figura 56 – Diagrama esquemático para cálculo da tensão residual. ....	77
Figura 57 – Alteração da intensidade de jateamento em função do ângulo de incidência .....	80
Figura 58 – (a) granalhas de arame cortado; (b) granalhas de arame cortado com posterior arredondamento; (c) granalhas de aço fundido; (d) granalhas feitas a partir de fibra ótica.....	82
Figura 59 – Acima, formatos desejáveis; Abaixo, formatos não-desejáveis .....	83
Figura 60 – Superfícies jateada por granalhas de formato indesejável (acima) e desejável (abaixo) .....	84

Figura 61 – Alteração da intensidade do jateamento em função das variações do processo (H <sub>S</sub> – dureza da granalha; H <sub>M</sub> – dureza do material; v – velocidade de jateamento; d – dimensão da granalha; C – recobrimento .....	86
Figura 62 – Perfil de tensão residual medido para jateamento com granalha de 0.3mm (a) e 0.6mm (b) .....	86
Figura 63 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. ....	87
Figura 64 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. ....	88
Figura 65 – Quadro de resultados da simulação do perfil de tensão residual jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. ....	89
Figura 66 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. ....	89
Figura 67 – Medição da intensidade de jateamento para processos com diferentes classes de granalhas.....	90
Figura 68 – Comparação entre os perfis de tensão residual com shot peening e dual peening.....	91
Figura 69 – Comparação dos perfis de distribuição da classe S230 e uma mistura das classes S230 e S170, identificada como “Mix” .....	92
Figura 70 – Fluxograma dos métodos a serem aplicados. ....	96
Figura 71 – Fluxograma de aplicação do método de Monte Carlo .....	100
Figura 72 – Lupa Binocular.....	101
Figura 73 – Exemplo de uma classe de granalhas: campo de medição e sua distribuição. ....	102
Figura 74 – Máquina utilizada para o jateamento dos corpos de prova.....	104
Figura 75 – Dispositivo de medição da intensidade <i>Almen</i> .....	106
Figura 76 – Microscópio estéreo.....	108
Figura 77 – Difrátômetro de raios-X.....	109

Figura 78 – Preparação e montagem dos corpos de prova para medição de tensão residual.....	110
Figura 79 – À esquerda, a área de incidência do feixe de radiação. À direita, a direção de movimentação do detector. ....	111
Figura 80 – Resultados medidos de diâmetro da granalha. Acima: classe S110; Abaixo: classe S230. ....	115
Figura 81 – Simulação do perfil de tensão residual para cada mistura, pelo método DEMM. ....	117
Figura 82 – Faixa de ocorrência dos picos de tensão residual. ....	119
Figura 83 – Simulação do perfil de tensão residual para cada mistura, pelo método DEMM. ....	120
Figura 84 – Análise dos perfis das misturas 10-90 e 20-80. ....	121
Figura 85 – Influência do diâmetro na plastificação durante o jateamento. ....	122
Figura 86 – Resultados da simulação pelo método MC, misturas “10-90” a “58-42”. ....	123
Figura 87 – Resultados da simulação pelo método MC, misturas “60-40” a “90-10”. ....	124
Figura 88 – Comparação dos mapas de probabilidade 2D e 3D para a mistura “80-20”. ....	125
Figura 89 – Efeitos da distribuição bimodal sobre o perfil.....	126
Figura 90 – Comparação dos resultados do método MC para classe S170 (à esquerda) e mistura 58-42 (à direita). ....	129
Figura 91 – Histograma de cada proposta. À esquerda, imagem da mistura. ....	131
Figura 92 – Média de intensidade <i>Almen</i> para os diferentes tempos de exposição da classe S230. ....	133
Figura 93 – Média de intensidade <i>Almen</i> para tratamentos de uma única classe e para <i>dual peening</i> . ....	134
Figura 94 – Média de intensidade <i>Almen</i> para as diferentes propostas de mistura.....	135
Figura 95 – Análise de normalidade da intensidade de jateamento. ....	136
Figura 96 – Gráfico <i>Boxplot</i> para comparação entre as propostas.....	137

Figura 97 – Imagem da topografia de cada tratamento de <i>shot peening</i> .....	139
Figura 98 – Exemplo de identificação das identificações.....	140
Figura 99 – Perfis de tensões residuais medidos das propostas de mistura. ....	143
Figura 100 – Perfis de tensões residuais medidos: comparação entre “NP” e “P4”. ....	145
Figura 101 – Perfis de tensões residuais medidos: comparação entre “DP”, “P1” e “NP”. .....	146
Figura 102 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P1. ....	147
Figura 103 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P2. ....	148
Figura 104 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P3. ....	149
Figura 105 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P4. ....	150
Figura 106 – Interface do supervisor de controle da bancada. ....	164
Figura 107 – Bancada dinamométrica de transmissões modelo “4-square”. ....	165
Figura 108 – Bancada dinamométrica em operação .....	166
Figura 109 – Sensores empregados na bancada .....	167

## LISTAS DE SIGLAS

DEMM – Método do Diâmetro Equivalente à Massa Média

DP – Dual Peening

IV – Infra-Vermelho

MC – Método de Monte Carlo

NP – Normal de produção

P1 – Proposta 01

P2 – Proposta 02

P3 – Proposta 03

P4 – Proposta 04

P5 – Proposta 05

RX – Raio-X

SP – *Shot Peening*

TR – Tensão Residual

UV – Ultra-Violeta

# SUMÁRIO

---

<b>1. INTRODUÇÃO</b> .....	13
<b>1.1. Objetivo</b> .....	14
<b>1.2. Justificativa e expectativa</b> .....	15
<b>2. REVISÃO DA LITERATURA</b> .....	16
<b>2.1. Fundamentos de transmissões e engrenagens</b> .....	16
2.1.1. <i>Transmissões automotivas</i> .....	16
2.1.2. <i>Dinâmica veicular longitudinal</i> .....	18
2.1.3. <i>Engrenagens</i> .....	21
<b>2.2. Falhas em engrenagens</b> .....	23
2.2.1. <i>Modos de falhas em engrenagens</i> .....	26
2.2.2. <i>Falhas por fadiga de contato</i> .....	29
2.2.2.1. <i>Spalling</i> .....	30
2.2.2.2. <i>Pitting</i> .....	33
<b>2.3. Tensões Residuais</b> .....	36
2.3.1. <i>Origens das tensões residuais</i> .....	39
2.3.2. <i>Mecanismos de formação das tensões residuais</i> .....	40
2.3.3. <i>Efeito das tensões residuais nas propriedades mecânicas dos materiais</i> .....	43
2.3.3.1. <i>Efeito das tensões residuais no comportamento de fadiga</i> .....	44
2.3.4. <i>Métodos de medição de tensão residual</i> .....	50
2.3.5. <i>Tensões residuais no processo de fabricação de engrenagens</i> .....	55
2.3.5.1. <i>Tensões residuais induzidas no processo de cementação</i> .....	55
2.3.5.2. <i>Tensões residuais induzidas no Jateamento de Granalhas</i> .....	57
<b>2.4. Jateamento de Granalhas</b> .....	57
2.4.1. <i>Processo</i> .....	59
2.4.2. <i>Controle do processo</i> .....	61
2.4.3. <i>Mecanismo de indução de tensões residuais</i> .....	64
2.4.4. <i>Dual peening</i> .....	69

2.4.5. <i>Predição da influência dos parâmetros de shot peening</i> .....	71
2.4.5.1. <i>Predição do perfil de tensões residuais após jateamento</i> .....	72
2.4.6. <i>Parâmetros de variação do processo</i> .....	79
2.4.6.1. <i>Propulsão</i> .....	80
2.4.6.2. <i>Tempo de exposição</i> .....	81
2.4.6.3. <i>Granalha</i> .....	81
2.4.6.3.1. <i>Influência da dimensão da granalha</i> .....	85
<b>3. MATERIAIS E MÉTODOS</b> .....	<b>94</b>
<b>3.1. Proposta de estudo</b> .....	<b>94</b>
<b>3.2. Seleção dos corpos de prova</b> .....	<b>96</b>
<b>3.3. Simulação das propostas de mistura</b> .....	<b>97</b>
3.3.1. <i>Método do Diâmetro Equivalente à Massa Média (DEMM)</i> .....	98
3.3.2. <i>Método de Monte Carlo (MC)</i> .....	99
3.3.3. <i>Levantamento do histograma de diâmetros</i> .....	101
<b>3.4. Submissão das amostras ao jateamento</b> .....	<b>102</b>
<b>3.5. Medição da intensidade de jateamento</b> .....	<b>105</b>
<b>3.6. Avaliação da superfície jateada</b> .....	<b>107</b>
<b>3.7. Medição da tensão residual</b> .....	<b>108</b>
<b>4. RESULTADOS E DISCUSSÕES</b> .....	<b>113</b>
<b>4.1. Definição das propostas</b> .....	<b>113</b>
4.1.1. <i>Resultados pelo método DEMM</i> .....	115
4.1.2. <i>Resultados pelo Método de Monte Carlo</i> .....	122
4.1.3. <i>Comparação dos resultados dos métodos DEMM e MC</i> .....	128
4.1.4. <i>Propostas e histogramas</i> .....	129
<b>4.2. Intensidade de jateamento</b> .....	<b>132</b>
<b>4.3. Análise topográfica e de rugosidade</b> .....	<b>138</b>
<b>4.4. Perfis de tensões residuais medidos</b> .....	<b>142</b>
<b>5. CONCLUSÕES</b> .....	<b>152</b>
<b>6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b> .....	<b>155</b>
<b>APÊNDICE A - Ensaio da vida útil em bancada dinamométrica</b> .....	<b>161</b>

<b>ANEXO A - Controle dimensional de granalhas, pela especificação SAE J444 .....</b>	<b>170</b>
<b>ANEXO B – Rotina de aplicação do algoritmo de predição do perfil de tensões residuais.....</b>	<b>171</b>
<b>ANEXO C – Procedimento experimental do jateamento dos corpos de prova .....</b>	<b>172</b>
<b>ANEXO D – Mapas de probabilidade do perfil de tensões residuais por gráficos de superfície tridimensional .....</b>	<b>173</b>
<b>ANEXO E – Teste de Hipótese pelo método LSD para análise dos resultados de intensidade de jateamento.....</b>	<b>178</b>

## 1. INTRODUÇÃO

O desenvolvimento de novas tecnologias aplicadas aos motores de combustão interna visa o aumento de torque e potência de projetos já correntes. O objetivo é a rápida implementação da melhoria do comportamento dinâmico longitudinal de um veículo. Esses avanços, entretanto, muitas vezes colidem com a limitação da capacidade de torque do sistema imediatamente a ele acoplado: a transmissão.

Na grande maioria dos casos de veículos com transmissões manuais, a limitação mencionada é a vida útil da engrenagem motriz de primeira velocidade, em função das altas tensões atuantes de contato e de flexão aplicadas (ASI, 2006; ALBAN, 2002). Essa limitação acaba por se refletir de duas formas: alteração do projeto de engrenagens aumentando suas dimensões para diminuir as tensões aplicadas; ou restrição do torque do motor, atuando-se diretamente na lógica de controle do módulo de injeção eletrônica. Ambas alternativas inviabilizam a obtenção de metas estipuladas para características dinâmicas como aceleração, retomada e consumo.

O modo de falha mais freqüente da utilização da total capacidade de torque na entrada da transmissão é a falha da engrenagem por fadiga de contato. A forma mais comum de reprodução dessa falha na engrenagem é o surgimento de erosões superficiais próximas à região do diâmetro primitivo da engrenagem. As erosões são originadas a partir da propagação de trincas de fadiga e chamadas de *pittings* ou *spallings* (ASLANTAŞ; TAŞGERIREN, 2004; DING, 2003).

As engrenagens de transmissões automotivas são normalmente manufaturadas por usinagem seguida de processo de tratamento térmico de cementação e submetidas a um processo de jateamento de granalhas, também conhecido como *Shot Peening*. O propósito do processo de jateamento de granalhas é induzir na camada superficial um estado de tensões residuais compressivas, que atue aumentando a vida em fadiga de engrenagens (SAE, 2001; KOSTILNIK, 1994).

O processo de jateamento de granalhas induz tensões residuais pela deformação plástica resultante do choque mecânico de partículas que são aceleradas pela energia

cinética imposta pelo propulsor da máquina. O perfil de tensões residuais é extremamente influenciado pelos parâmetros do jateamento e da máquina, mas destaca-se aqui as características referentes às esferas metálicas, como dimensão, dureza e formato (KRITZLER, WÜBBENHORST, 2002).

Para aumentar a eficiência do processo, é comum o uso da aplicação de *shot peening* em duas etapas, conhecido como *Dual Peening*. Na primeira etapa, com esferas maiores, o componente é jateado para induzir alta tensão residual compressiva com grande penetração. Na segunda etapa, esferas menores promovem a homogeneização do perfil de tensões ao longo da superfície do dente e reduzem a rugosidade, melhorando o acabamento superficial (SAE, 2001).

Embora proporcione vantagens sobre as propriedades mecânicas do produto jateado, o *Dual Peening* também induz perdas de produtividade. A realização desse processo está vinculada à necessidade de utilização de duas máquinas ou então de uma máquina especial adaptada às duas granalhas, mas ainda com o acréscimo de tempo de processo para a realização das duas etapas de jateamento.

### **1.1. Objetivo**

O objetivo do trabalho é estudar a influência, sobre o perfil de tensões residuais de uma engrenagem de transmissão automotiva, da realização do jateamento de granalhas de diferentes dimensões em apenas uma etapa, introduzindo ao processo uma mistura de distribuição bimodal.

No escopo teórico, o desenvolvimento do estudo estará fundamentado na proposta de um procedimento de definição das classes de granalha, baseado na simulação da curva de tensões residuais. No âmbito experimental, o estudo deverá ser conduzido até o nível de medição da tensão residual do componente em abordagem.

## 1.2. Justificativa e expectativa

O estudo se justifica principalmente pela necessidade de aumento da capacidade de torque da transmissão, para permitir melhorar atributos de desempenho dinâmico longitudinal do veículo. Numericamente, a remoção total dos limitadores de torque na entrada da transmissão significa uma redução de até 0,4s em um regime de aceleração partindo do repouso até a velocidade de 100km/h e um incremento de até 9% na capacidade de aclive de um veículo.

Ainda como motivação, o estudo ganha grande relevância por propor um processo de aumento da relação entre o benefício ao produto e o impacto na produtividade. O aumento da vida útil da engrenagem e um processo com tempo de operação inferior ao do *Dual Peening* são as bases para a otimização dessa relação.

Academicamente, sua importância se revela na ausência de referências bibliográficas que tenham abordado a mesma proposta de jateamento de granalhas de diferentes diâmetros em uma única etapa.

A expectativa está na obtenção de um processo que proporcione um perfil de tensões residuais associável a uma vida útil intermediária entre os atuais processos de *Shot Peening* e *Dual Peening*. Mas que traga o benefício suficiente à necessidade do produto sem decorrer em grandes impactos para a manufatura.

## 2. REVISÃO DA LITERATURA

### 2.1. Fundamentos de transmissões e engrenagens

#### 2.1.1. Transmissões automotivas

Em um veículo automotor, o sistema responsável pela geração de energia é o motor. A intensidade dessa energia e a forma como ela é disponibilizada não são capazes de suprir às necessidades dinâmicas e funcionais do veículo, sendo então necessário um conjunto de sistemas periféricos, entre eles uma unidade de transmissão. O sistema que compreende o motor e os componentes até a chegada nas rodas é denominado motopropulsor. A transmissão, de um modo geral, assume três funções principais na composição do sistema motopropulsor (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999):

1. Transmitir o torque de saída do motor para todas as rodas consideradas em tração;
2. Amplificar o torque de saída do motor para uma intensidade em que o veículo seja capaz de vencer as resistências ao avanço;
3. Permitir a variação de torque e rotação ao veículo para as diferentes condições de avanço.

Para cumprir com as funções mencionadas, diferentes soluções foram desenvolvidas, principalmente em relação à primeira e terceira funções.

Construtivamente, a transmissão pode assumir diferentes arquiteturas de forma a atender a necessidade de disposição do motopropulsor e à configuração trativa do veículo. A disposição pode ser longitudinal ou transversal ao veículo, ao que a transmissão deve seguir tal direção; A tração pode ser apenas no eixo dianteiro ou traseiro, ou ainda integral em ambos (WAGNER, 2001). A figura 1 exemplifica alguns tipos de arquitetura de motopropulsor e suas transmissões.

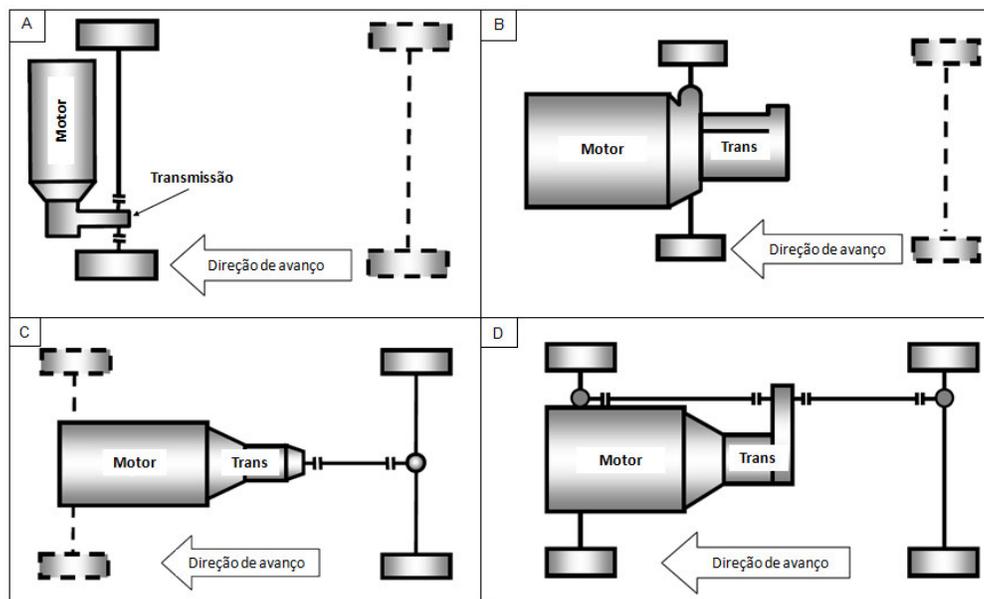


Figura 1 – Diferentes composições de motopropulsor: (A) Disposição transversal e tração dianteira; (B) Disposição longitudinal e tração dianteira; (C) Disposição longitudinal e tração traseira; (D) Disposição longitudinal e tração integral (WAGNER, 2001).

As transmissões são ainda diferenciadas por seu mecanismo de alteração de rotação e torque, sendo basicamente divididas entre manuais e automáticas. Destacam-se entre elas (KLUGER; LONG, 1999; WAGNER, 2001):

- Manual: transmissão com árvores de engrenagens paralelas, acoplada ao motor por meio de uma embreagem, com alteração de rotação por conjuntos sincronizadores, comandados diretamente pelo acionamento do motorista;
- Automatizada: transmissão de construção similar à Manual, porém com acionamento da embreagem e dos comandos de seleção e engate controlados por atuadores subordinados a um módulo de gerenciamento eletrônico;
- Automática convencional: transmissão com engrenagens em disposição epicicloidial, com acoplamento ao motor por meio de um conversor de torque (sistema de acoplamento viscoso formado por bomba, turbina e estator) e também controlado por módulo eletrônico;
- Continuamente variável: transmissão composta por um par de polias e correia, que se traciona com aplicação da resistência veicular, provocando a abertura e o fechamento das polias e permitindo uma faixa infinita de relações de transmissão;

- Toroidal: transmissão também de conceito continuamente variável, mas com transmissão por atrito entre um par de polias de formato de toróide e dois rolamentos montados perpendicularmente às polias;
- Dupla embreagem: transmissão similar à Manual, porém com dois pares de eixos de entrada e saída, além de duas embreagens. O conceito propõe o pré-engate do próximo par de engrenagens a ser utilizado, bastando apenas a troca de acoplamento das embreagens.

O estudo aqui apresentado compreenderá o caso de engrenagens de uma transmissão manual transversal para veículo de passeio de tração dianteira, sendo por isso o foco do trabalho desse ponto em diante. O fenômeno a ser estudado, porém, terá validade para engrenagens de todos os tipos de transmissão. A figura 2 mostra uma seção transversal da transmissão em estudo.

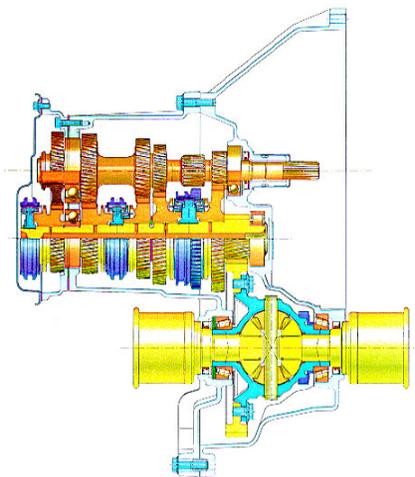


Figura 2 – Seção transversal da transmissão em estudo (COELHO; ARAÚJO; STRUBE, 2003).

### 2.1.2. Dinâmica veicular longitudinal

O perfil da curva de torque por rotação na saída de um motor de combustão interna não atende à demanda das resistências criadas durante o avanço do veículo. A transmissão funcionará como um conversor para esse torque de saída, objetivando

permitir o motor trabalhar constantemente na condição utópica de potência máxima, conhecida como curva equipotencial (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

Buscar um comportamento dinâmico que atenda às metas de projeto significa equalizar a força motriz, disponibilizada pelo motor e modificada pela transmissão, com as forças resistivas, que representam os obstáculos ao avanço do veículo. As forças resistivas são basicamente compostas por (WALLENTOWITZ, 2004; GILLESPIE, 1992; LECHNER; NAUNHEIMER, 1999):

- Resistência à rolagem: força que representa a perda de energia causada pela histerese mecânica do material do pneu quando da deflexão do pneu no contato com o piso;
- Resistência à rampa: define o aumento da resistência no momento em que o veículo não mais circula em um piso totalmente horizontal;
- Resistência aerodinâmica: representa a pressão do arrasto do ar que escoia ao redor dos contornos do veículo;
- Resistência inercial: composta por uma parcela translacional, relativa à força para que o veículo mude a intensidade de sua velocidade linear, e por uma parcela rotacional, que representa a força de mudança da velocidade angular dos componentes rotativos entre a saída do motor e as rodas (inclusive).

O equacionamento do equilíbrio dessas resistências com a força motriz é a base para a determinação da relação de transmissão de cada marcha. O resultado final será no comportamento de três principais características dinâmicas (WALLENTOWITZ, 2004; GILLESPIE, 1992):

- Aceleração: tempo para que o veículo saia do repouso até atingir determinada velocidade, passando pelo número de marchas que for necessário;
- Retomada: tempo para que o veículo saia de uma velocidade constante e, na mesma marcha, mude para uma velocidade constante ainda maior;
- Consumo: gasto de combustível em um determinado ciclo, geralmente definido pelo volume do combustível usado em um quilômetro.

A figura 3 exemplifica uma parte do estudo de determinação da relação da transmissão, por meio de uma simulação computacional fundamentada no estudo das

resistências dinâmicas anteriormente descritas. São dispostas em um gráfico as projeções para a curva do motor para as relações de transmissão de cada uma das marchas (em linha sólida colorida), assim como a curva da somatória das resistências ao avanço (linhas da cor marrom rotuladas com valor percentual), para diferentes intensidades de inclinações de rampa. O gráfico permite diversas interpretações como o valor da velocidade máxima, para cada marcha e nível de rampa. Esse valor é a projeção no eixo horizontal do encontro das curvas motriz e resistiva.

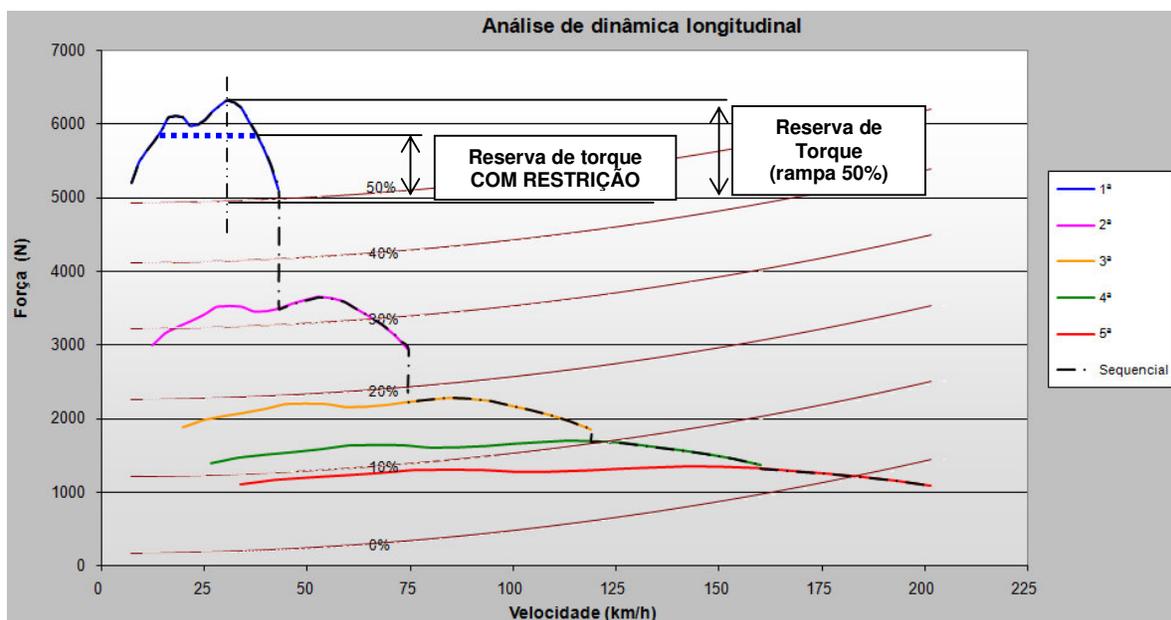


Figura 3 – Gráfico de análise da dinâmica veicular longitudinal.

A interpretação mais relevante da figura 3 para esse estudo está na análise da reserva de torque. A reserva de torque é definida como a diferença entre o torque motriz e a somatória dos torques resistivos. O conceito é similar tanto na análise de torques como de forças. Quanto maior a reserva, maior o torque disponível para mudanças de regime como uma aceleração. A necessidade de uma limitação de torque diminui a reserva e conseqüentemente a capacidade de o veículo acelerar. Tal limitação pode ser graficamente observada pela linha azul tracejada projetada sobre a curva de força motriz referente ao veículo em primeira velocidade.

### 2.1.3. Engrenagens

Engrenagens são definidas como membros dentados que transmitem rotação de um eixo para outro. Entre os demais elementos transmissores, que incluem correias e correntes, as engrenagens são em geral os mais robustos e duráveis (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

Em função das diferentes complexidades de sua utilização, existem diversos tipos de engrenagens, entre elas as cilíndricas de dentes retos e de dentes helicoidais, cônicas, hipoidais, epícicloidais, sem-fim e cremalheiras (DUBBEL, 1994).

As engrenagens cilíndricas de dentes helicoidais são as mais utilizadas em transmissões automotivas, pois não somente têm capacidade para altos carregamentos, como ainda apresentam um nível de ruído mínimo durante operação (ASI, 2006).

A figura 4 mostra a engrenagem cilíndrica de dentes helicoidais que será a base para o estudo aqui apresentado. Essa é a engrenagem motriz do par de primeira marcha da transmissão mostrada na figura 2 e é usinada diretamente no eixo de entrada dessa transmissão.

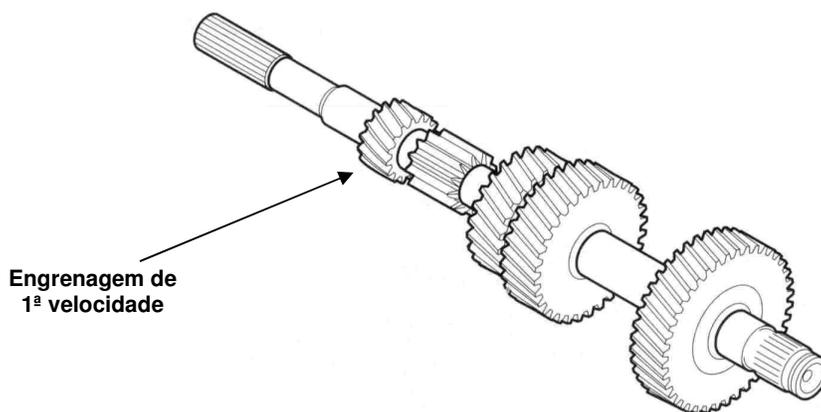


Figura 4 – Eixo de entrada da transmissão.

A nomenclatura das dimensões mais importantes de uma engrenagem é apresentada na figura 5, com destaque para o diâmetro primitivo e suas porções superior e inferior denominadas adendo e dedendo, respectivamente. O ângulo de hélice na figura central mostra claramente a diferenciação de uma engrenagem de dentes helicoidais para dentes retos.

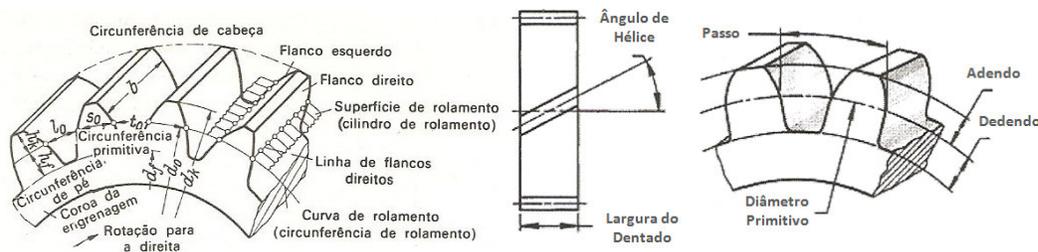


Figura 5 – Nomenclatura de engrenagem (NIEMANN, 1991; ALBAN, 2002).

A manufatura de uma engrenagem é basicamente definida por um processo de conformação geométrica com posterior tratamento térmico e conclusão com acabamento superficial. Mais especificamente para uma engrenagem de transmissão automotiva, o processo mais comum, e também utilizado na engrenagem desse estudo, é composto pelas seguintes principais etapas (DUBBEL, 1994; LECHNER; NAUNHEIMER, 1999):

1. Forjamento do material bruto: Obtenção das dimensões básicas do dentado como diâmetro da cabeça e largura;
2. Usinagem do dentado (figura 6): Formação do perfil da evolvente já considerando todas as características principais, como mostrado na figura 5;
3. *Shaving*: Refinamento da usinagem para melhor acabamento do perfil do dente, principalmente no que diz respeito às dimensões de curvatura do dentado;
4. Cementação: Tratamento térmico, por meio do depósito de uma quantidade adicional de carbono na superfície, para aumentar dureza superficial e resistência mecânica do produto final;
5. Jateamento de granalhas: Induzir camada de tensão residual compressiva e aumentar a vida de fadiga da engrenagem.



Figura 6 – Usinagem do dentado de engrenagem de dentes helicoidais (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

Variantes desse processo incluem a aplicação de nitretação ou carbonitretação como tratamento térmico, dependendo da especificação metalúrgica de desenho e de sua

complexidade de manufatura. A formação final do perfil do dentado pode ainda ser otimizada por meio da adição de um processo de retífica, normalmente utilizado para redução de ruído de contato entre as engrenagens durante operação.

Engrenagens podem ser construídas em uma diversa gama de materiais como ferro fundido, ligas sinterizadas, ligas não ferrosas e materiais não-metálicos. O aço, entretanto, é o material mais comumente utilizado devido sua alta relação de resistência e peso, sendo ainda relativamente barato. (ALBAN, 2002). Engrenagens de transmissões automotivas têm o aço como aplicação exclusiva.

A maioria das engrenagens é feita em aço-carbono de baixa liga, o que inclui aços específicos para cementação e um número limitado de ligas para nitretação. Entre esses aços, encontram-se algumas ligas norma SAE como 4026, 4118, 4320, 4620, 4820, 8620 e 9310. Cada liga apresenta diferentes propriedades mecânicas e, portanto, representa um diferente propósito de aplicação. Ligas com menores quantidades de carbono permitem maior difusão de carbono durante tratamentos de cementação e conseqüente formação de uma superfície mais dura. Ligas com elementos como cromo e vanádio são utilizadas em aços a serem nitretados, pois propiciam a formação de nitretos (SILVA; MEI, 1988; ALBAN, 2002).

Em geral, os aços selecionados devem satisfazer dois conjuntos básicos de requisitos, nem sempre compatíveis: Requisitos de processo e de produto. Do lado processual, o material deve apresentar condições suficientes de usinabilidade e responder favoravelmente aos processos de forjamento e tratamento térmico. Do ponto de vista do produto, o material selecionado deverá atender às especificações relativas à capacidade de carregamento e vida útil pré-determinadas (ALBAN, 2002).

## **2.2. Falhas em engrenagens**

Engrenagens podem falhar em diferentes formas e, exceto pelo aumento no nível de ruído e vibração, geralmente a percepção da falha é muito difícil até que ocorra a falha total. Em geral, cada diferente modo de falha deixa marcas e indicações no dentado que permitem a investigação detalhada de sua causa raiz (ALBAN, 2002).

A figura 7 ilustra, por meio de um ensaio fotoelástico, a região das tensões atuantes no dente de uma engrenagem quando submetido a uma força “F” de engrenamento. Quanto mais próximas entre si encontram-se as linhas escuras, maior o nível de tensões. Da figura, é possível observar basicamente a existência de duas principais regiões de tensão (JUVINALL; MARSHEK, 2000):

1. O ponto de contato com a outra engrenagem do par, onde a força está atuando;
2. Ao redor do raio de arredondamento na região do diâmetro do pé da engrenagem.

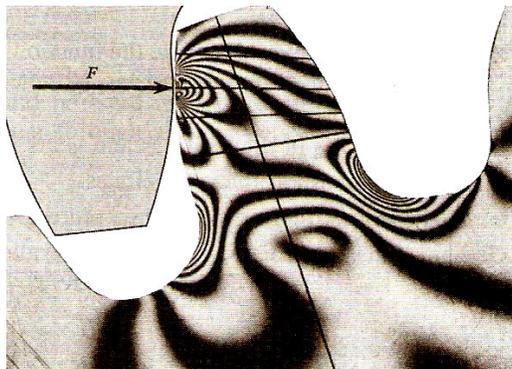


Figura 7 – Ilustração fotoelástica das tensões atuantes em um dente de engrenagem em operação (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

Assim como a análise de falha, o dimensionamento de uma engrenagem é diretamente ligado às interpretações da figura 7. A AGMA (*American Gear Manufacturing Association*) propõe pelo menos dois tipos de análises para que o projeto satisfaça às condições de aplicação: Critério de Lewis e Critério de Hertz (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

Também conhecido como “Critério da tensão máxima de flexão”, o critério de Lewis tem como objetivo criar uma aproximação para o cálculo das tensões atuantes no diâmetro do pé do dente. O critério é baseado nas seguintes premissas (JUVINALL; MARSHEK, 2000):

- Toda a carga do engrenamento é aplicada a um único dente;
- O vetor radial da decomposição da carga de aplicação é desconsiderado;
- A carga é distribuída uniformemente ao longo de toda a largura do dentado;
- Forças de atrito referentes ao deslizamento são desconsideradas;
- A concentração de tensões no raio de arredondamento do pé do dente é desconsiderada.

Esse critério, originalmente apresentado por Wilfred Lewis em 1892, foi posteriormente aprimorado com a inserção de fatores de correção. Os fatores foram introduzidos para melhor representar a precisão de manufatura, grau de recobrimento, pontos de concentração de tensão e as condições como a aplicação do carregamento ocorre (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

O Critério de Hertz, também denominado de “Critério da fadiga de contato” é destinado ao dimensionamento do dentado para suportar as tensões atuantes provenientes do contato com a outra engrenagem que compõe seu par. Assim como para qualquer outro elemento de máquina, o conceito das tensões hertzianas (figura 8) é utilizado para a determinação do perfil de pressão atuante quando do encontro de superfícies não planas, como esferas e cilindros. O nome é atribuído à publicação original de Heinrich Hertz, em 1881 (JUVINALL; MARSHEK, 2000).

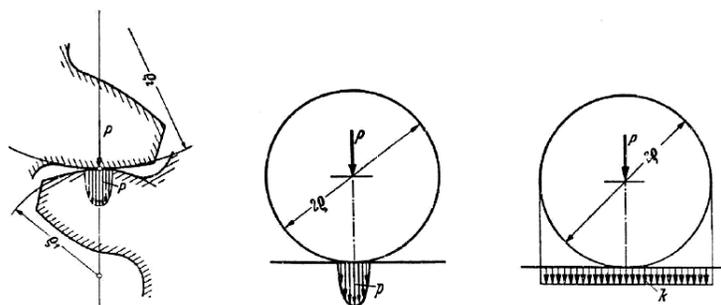


Figura 8 – Tensões hertzianas (NIEMANN, 1991).

Para o caso específico das engrenagens, a tensão real nos flancos não coincide exatamente com a tensão de Hertz. Os fenômenos coexistentes como deslizamento, rolamento e a pressão adicional do lubrificante dão origem a mudanças consideráveis na distribuição e na grandeza da sollicitação. Da mesma forma, também são propostos fatores de correção para refinar o conceito de Hertz às condições específicas de uma engrenagem (NIEMANN, 1991; JUVINALL; MARSHEK, 2000).

### 2.2.1. Modos de falha de engrenagens

O modo de falha de uma engrenagem é um tipo particular de falha que tem sua própria identificação descritiva. A superfície fraturada pode ou não apresentar um exclusivo modo de falha, pois a trinca pode iniciar em um modo, propagar em um segundo modo e finalmente fraturar por um terceiro modo (ALBAN, 2002).

A tabela 1 mostra, na seqüência decrescente de ocorrência, os diversos tipos de falha possíveis de serem encontrados em uma engrenagem. A figura 9 vai além, dispendo em uma escala qualitativa de torque pela velocidade circunferencial os limites aplicáveis a engrenagens no momento de seu dimensionamento.

Tabela 1 – Diferentes modos de falha de engrenagens (ALBAN, 2002).

Modo de falha	Tipo específico de falha
<b>Fadiga</b>	Flexão, Contato superficial(Pitting / Spalling), Contato de rolamento, Fadiga térmica
<b>Impacto</b>	Flexão, Cisalhamento, Lascamento, Esmagamento, Cisalhamento torsional
<b>Desgaste</b>	Abrasivo, Adesivo
<b>Tensão de ruptura</b>	Interna, Externa

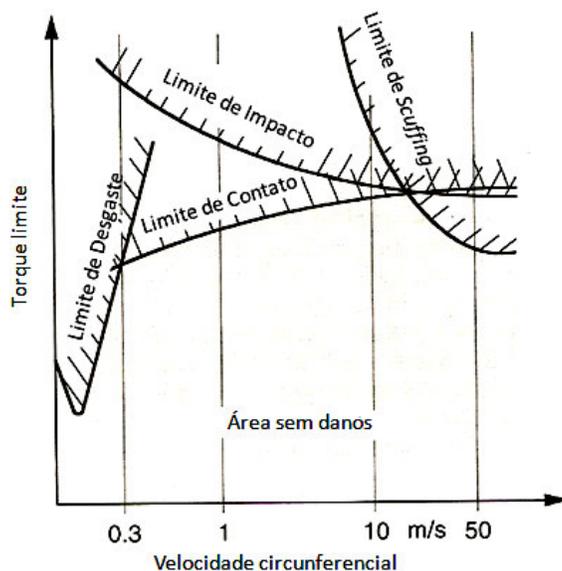


Figura 9 – Limites para cada modo de falha da engrenagem (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

Em uma análise composta de mais de 1500 estudos, os três mais comuns modos de falha de uma engrenagem, que juntos representam mais da metade das ocorrências estudadas são fadiga por flexão, fadiga de contato e desgaste abrasivo (ALBAN, 2002).

A falha por flexão no pé do dente é comumente caracterizada pelo desprendimento quase que completo do dente. Ela pode ocorrer tanto por sobrecarga, considerada a falha de flexão por impacto, ou ainda por acúmulo de ciclos de vibração/pulsção, também denominada fadiga de flexão (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

A falha de flexão por impacto é resultante da simples aplicação de uma sobrecarga breve, mas drástica. A falha, representada pela figura 10(a) pode ser basicamente natural de um erro no seu dimensionamento ou da aplicação de uma carga acima da especificada (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

Uma engrenagem de transmissão automotiva é geralmente submetida a um tipo de carregamento pulsante, com exceção das engrenagens livres, que sofrem carregamentos alternados, embora sendo de baixa intensidade. A tensão máxima ocorrerá no pé do dente. Se a intensidade freqüentemente ou ocasionalmente exceder sua resistência vibracional, isso pode levar à falha de fadiga de flexão, como ilustra a figura 10(b). Essa resistência é determinada pelo perfil da raiz do dente, pela rugosidade superficial e características intrínsecas ao tratamento térmico, entre outros (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

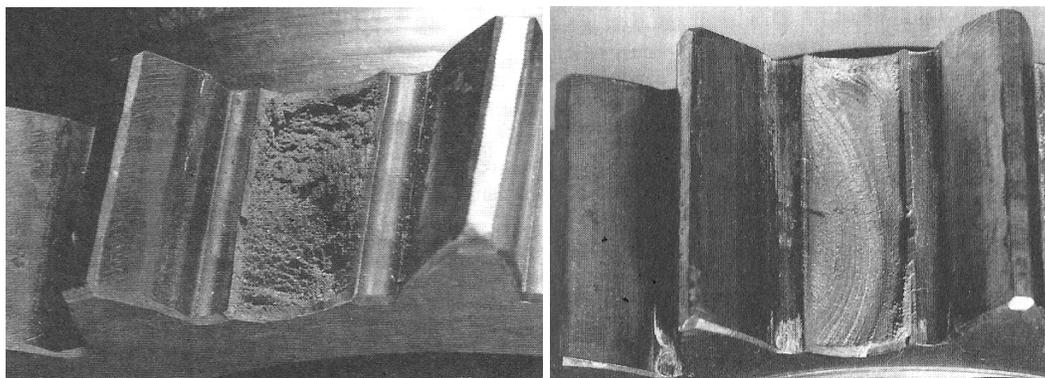


Figura 10 (a) – Flexão por impacto (à esq.); (b) Fadiga de flexão (à dir.) (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

As falhas por desgaste abrasivo ocorrem quando a lubrificação nos flancos dos dentes falha. Dependendo da velocidade circunferencial em que ocorrem, são classificadas entre *Scuffing* a frio e *Scuffing* a quente. A figura 9 os separa como “Limite

de Desgaste” para o primeiro modo e simplesmente como “Limite de *Scuffing*” para o segundo modo (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

A falha de *Scuffing* a frio ocorre em baixas velocidades circunferenciais (geralmente inferior a 5m/s) em engrenagens termicamente tratadas e de baixa qualidade de fabricação em sua superfície. São causadas puramente por desgaste e raramente ocorrem em engrenagens de transmissões automotivas (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

A falha por *Scuffing* a quente (deste ponto em diante apenas denominado *Scuffing*) ocorre quando a lubrificação falha por alta temperatura ou por tensão excessiva. Isso conduz à situação de contato metal-metal provocando tipos de falha como soldagem local e escamação dos flancos dos dentes. O *scuffing*, representado na figura 11, é formado pela composição de fenômeno físico, explicado pela teoria da lubrificação elasto-hidrodinâmica, e por fenômeno químico, que ocorre em filmes de baixa espessura e submetidos a altas pressões (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

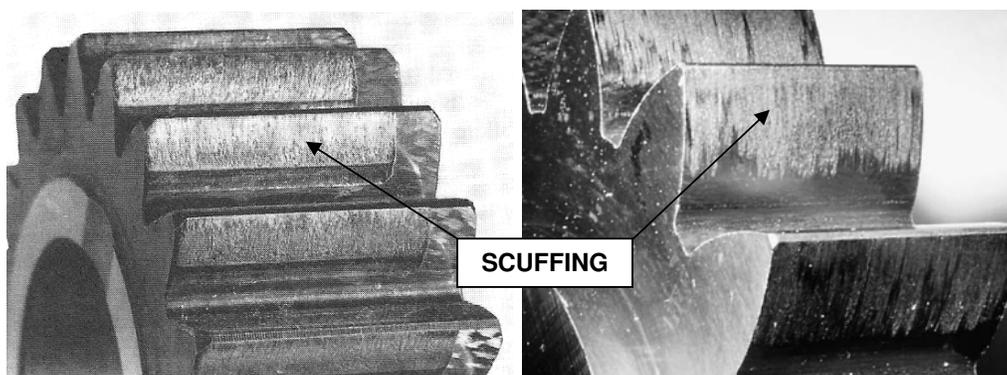


Figura 11 – *Scuffing* (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999; HÖHN; MICHAELIS, 2004).

O processo de formação do *scuffing* é criticamente afetado pelo aquecimento das engrenagens. O aumento da temperatura diminui o filme elasto-hidrodinâmico formado, diminui as forças de adesão no contato e aumenta a atividade química, influenciando a cinética das reações. O parâmetro crítico é a temperatura em que as engrenagens estão constantemente expostas, mesmo quando não engrenadas (HÖHN; MICHAELIS, 2004; LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

A falha se inicia no momento da quebra do filme de óleo, responsável pela proteção química nos flancos. A resistência desse filme depende da temperatura e as tensões atuantes são determinados pela Teoria de Hertz, anteriormente mencionadas. A

solução para transmissões com falha de scuffing nas engrenagens pode vir por meio da substituição do lubrificante por outro de maior viscosidade ou então pela introdução de aditivos de extrema pressão, também denominados aditivos EP (LECHNER; NAUNHEIMER, 1999).

### 2.2.2. Falhas por fadiga de contato

As fraturas por fadiga de contato são normalmente caracterizadas pelo desprendimento de pequenas porções de metal, que se separam da superfície (figura 12). No caso de engrenagens, existem basicamente dois modos de falha para fadiga de contato, denominados “*pitting*” e “*spalling*”. (WULPI, 2000; DING; RIEGER, 2003).



Figura 12 – Falha por fadiga de contato.

A primeira abordagem na busca de diferenciação entre os dois modos de falha está nas dimensões do material desprendido da superfície, como mostra a figura 13. O *pitting* é uma falha mais superficial, nunca ultrapassando a profundidade de 20 $\mu$ m. O *spalling*, por sua vez, costuma atingir profundidades entre 20 $\mu$ m e 100 $\mu$ m, em alguns casos alcançando até 180 $\mu$ m. Como referência para a superficialidade da falha, destaca-se que a profundidade de uma camada cementada é comumente especificada entre 500 $\mu$ m e 1000 $\mu$ m (ANTOINE; BESSON, 2002; DING; RIEGER, 2003; ASLANTAŞ, 2004, SILVA; MEI, 1988).

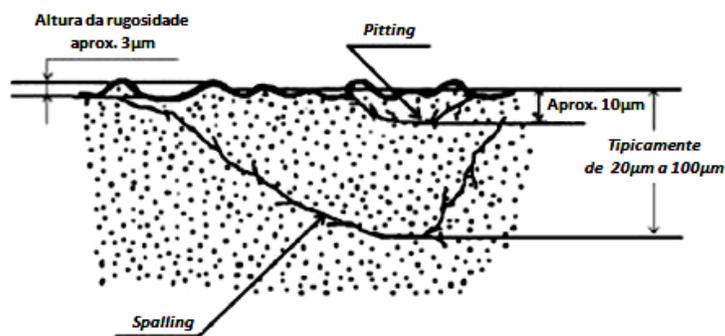


Figura 13 – Comparação dimensional entre *pitting* e *spalling* (DING; RIEGER, 2003).

Algumas literaturas, como o artigo publicado por Asi (2006), descrevem a diferença entre os dois modos de falha apenas limitando-se às suas características dimensionais. Mas artigos como os publicados por Ding e Rieger (2003) e ainda por Fadjiga, Glodež e Kramar (2006) mostram que as diferenças vão além, como mostram os tópicos a seguir.

### 2.2.2.1. *Spalling*

Trincas de fadiga normalmente se iniciam nas regiões de maior tensão atuante. Dependendo das diferentes combinações de atuação dos esforços de rolamento e deslizamento durante o engrenamento, as trincas podem ser iniciadas tanto na superfície como subsuperficialmente. A figura 14 ilustra os perfis de tensão atuante referentes aos esforços acima mencionados (FADJIGA; GLODEŽ; KRAMAR, 2006).

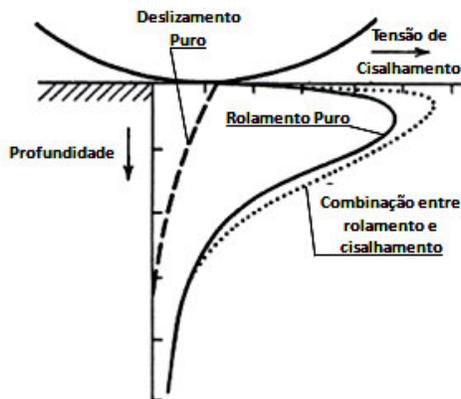


Figura 14 – Tensões atuantes no contato (ALBAN, 2002).

O diâmetro primitivo é, por teoria da cinética de engrenagens, a região em que apenas deveriam ocorrer esforços de rolamento. É conhecido, entretanto, que o rolamento puro é um fenômeno teórico já que sempre existirá pelo menos um pequeno grau de deslizamento devido à deformação elástica das partes em contato (WULPI, 2000).

De qualquer forma, como a parcela de deslizamento é bastante inferior à de rolamento nessa região, é possível afirmar que a tensão máxima ocorrerá abaixo da superfície, onde será propício o início de trincas. O *spalling*, portanto, caracteriza-se como uma falha que tem início subsuperficial e que provoca fraturas próximas ao diâmetro primitivo (WULPI, 2000; DING; RIEGER, 2003). Os estudos de Ding e Rieger relatam ainda a possibilidade de aparição de *spallings* na região do dedendo imediatamente próxima ao diâmetro primitivo, onde as tensões de rolamento ainda têm maior influência que as tensões de deslizamento.

Uma vez iniciada, a trinca de fadiga referente ao *spalling* tem como característica sua propagação predominantemente pelo modo de cisalhamento, ou modo II (KANETA; MURAKAMI, OKAZAKI, 1986). Esse modo provoca, no início da propagação, uma direção paralela à da superfície do dente (direção do plano de máxima tensão de cisalhamento). A direção se mantém até que o mecanismo de colapso por ligamento se instale, quando a trinca se propaga em direção à superfície. Primeiramente, a trinca irá se propagar na direção contrária a de rolamento em um ângulo de 18° a 33° até encontrar a superfície. Por fim, o lado oposto da trinca propaga-se em um ângulo próximo a 50° e, quando a trinca encontra-se com a superfície, o material é finalmente desprendido e a fratura é evidenciada (WULPI, 2000; DING; RIEGER, 2003; FADJIGA; GLODEŽ; KRAMAR, 2006).

A hipótese do mecanismo de colapso por ligamento estabelece que o plano de separação que forma a parede da cavidade deve ter uma caracterização de superfície bastante irregular, pois a formação desse plano de separação é devida a várias microtrincas pré-existentes que se unem entre si. Essas microtrincas se formariam ao longo da direção do plano de máxima tensão de cisalhamento, em momentos iniciais do contato (DING; RIEGER, 2003).

A figura 15 é o resultado de uma análise computacional simulando-se a propagação de uma trinca de fadiga de contato originada subsuperficialmente. A figura 16

é o resultado de um ensaio metalográfico que ilustra a seqüência de imagens da propagação de um *spalling*, mostrando como a trinca é iniciada abaixo da superfície. A figura 17, também ensaio metalográfico, mostra como seu mecanismo de colapso se inicia com a propagação da trinca pelo lado contrário ao do sentido de rolamento.

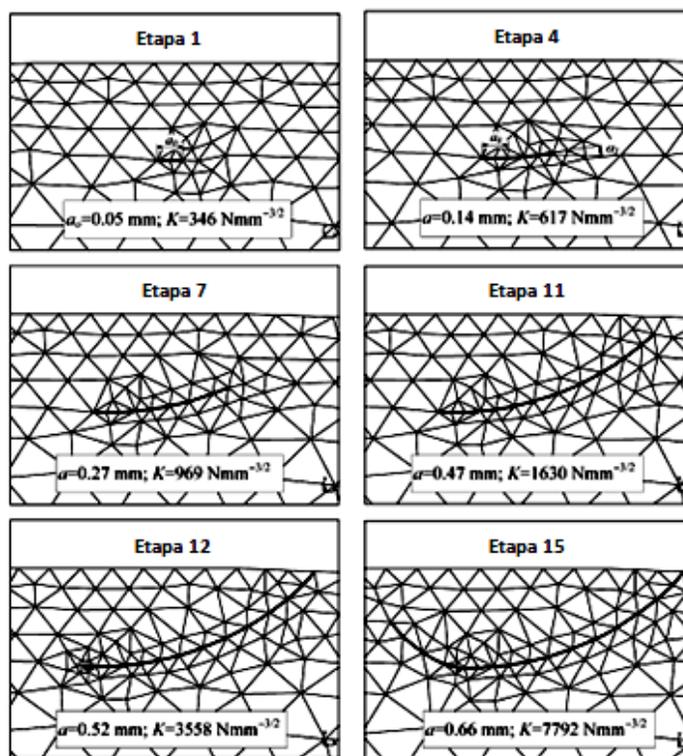


Figura 15 – Simulação computacional da propagação da trinca que origina o *spalling* (FADJIGA; GLODEŽ; KRAMAR, 2006).

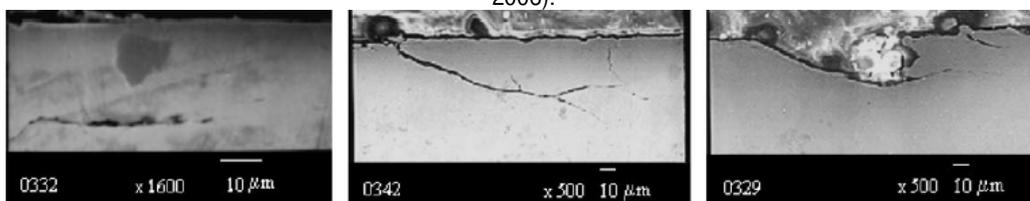


Figura 16 – Imagens capturadas em MEV evidenciando a seqüência da propagação da trinca que origina o *spalling* (DING; RIEGER, 2003).

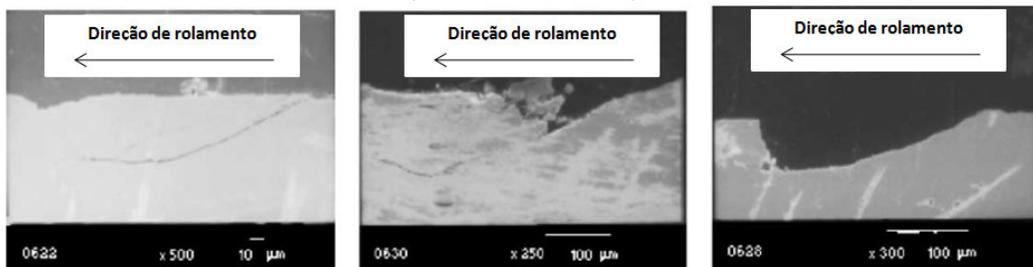


Figura 17 – Imagens capturadas em MEV correlacionando o mecanismo de colapso e a direção de rolamento (DING; RIEGER, 2003).

### 2.2.2.2. Pitting

Quando a parcela de esforços de deslizamento passa a ser significativa na combinação com os esforços de rolamento, uma configuração de circunstâncias totalmente diferente e mais complicada instala-se. A tensão máxima de cisalhamento não estará mais localizada subsuperficialmente, sendo agora transferida para a superfície (WULPI, 2000).

Durante a cinética de engrenamento, os esforços de rolamento e deslizamento variam de intensidade, dependendo da posição de contato. No encontro dos dentes na região do diâmetro primitivo, a velocidade superficial deveria ser a mesma e haver apenas rolamento, não fosse a deformação elástica durante o contato. Mas nas demais posições de contato, a velocidade superficial deixa de ser a mesma entre os dentes. Isto cria uma situação mais complexa, onde o entendimento da direção e sentido desses esforços é essencial para a análise das características do *pitting* (WULPI, 2000; WALTON; GOODWIN, 1998).

O sentido da direção de rolamento será sempre no oposto ao sentido de rotação. Na figura 18, se o disco menor gira no sentido anti-horário, a direção de rolamento será no sentido horário. O raciocínio é análogo para o disco maior. Na mesma figura, assume-se que o disco de maior diâmetro está rodando com uma maior velocidade superficial. A diferença de velocidades induz o surgimento do fenômeno de deslizamento, que tende a arrastar a superfície do rolo menor para esquerda e do rolo maior para a direita, com o aparecimento de uma pequena protuberância nessas regiões. A direção do deslizamento será no sentido da protuberância e, portanto, ambas estarão no sentido anti-horário (WULPI, 2000).



Figura 18 – Deslizamento decorrente das diferentes velocidades superficiais (WULPI, 2000).

A aplicação desse conceito para a superfície de engrenagens é exposta na figura 19, que ilustra a direção e sentido de rolamento e deslizamento. As figuras (a) e (c) mostram a composição de ambos e a diferenciação entre suas combinações no adendo e

dedendo. A figura (b) considera o contato na região do diâmetro primitivo, apenas com a componente de rolamento (WULPI, 2000; WALTON; GOODWIN, 1998).

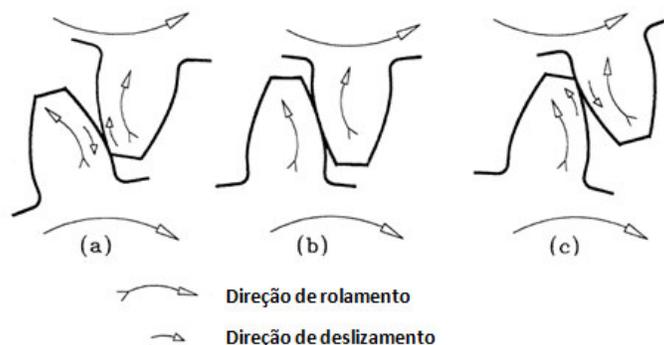


Figura 19 – Direção de rolamento e deslizamento durante engrenamento (WALTON; GOODWIN, 1998).

A análise se completa com a caracterização da relação deslizamento-rolamento. A relação é definida como positiva se as componentes estão no mesmo sentido e negativa se as componentes têm sentidos opostos. Se a relação é negativa, a oposição de sentido entre os esforços induz a maiores tensões de cisalhamento, térmicas e de atrito. A maior tensão é o requisito para a definição do local de iniciação da trinca. (WULPI, 2000; WALTON; GOODWIN, 1998).

As considerações anteriores resumem o local de iniciação da trinca do pitting. Na análise de profundidade, a trinca se inicia na superfície, e se considerada a área de contato do dentado, a região será a do dedendo (WULPI, 2000; WALTON; GOODWIN, 1998; DING; RIEBER, 2003).

A diferença dimensional e de origem entre o *pitting* e o *spalling* permite encontrar publicações em que o pitting é referido como “*micro-pitting*” ou “*pitting* de superfície” e o *spalling* denominado “*macro-pitting*” ou “*pitting* subsuperficial”, como nos textos de Fadjiga, Glodež e Kramar (2007), Antoine e Besson (2002), International Organization for Standardization (1995), Olver et al (2004) e ainda Zafošnik, Glodež, Ulbin e Flašker (2007). O estudo aqui apresentado manterá as denominações “*pitting*” e “*spalling*”, simplesmente.

A propagação da trinca do *pitting* segue da superfície em direção ao núcleo em uma inclinação que varia entre 20° e 40°, tomando-se como referência o plano da superfície (ANTOINE; BESSON, 2002; OLVER et al, 2004; ZAFOSNIK et al, 2007).

A controvérsia reside, porém, no modo de propagação da trinca. A teoria estabelecida por Way (1935), que por décadas se sustentou soberana, assume que o modo de abertura (modo I) é dominante no desenvolvimento da trinca de pitting. Estudos publicados por Bower (1988) e Keer e Bryant (1983) apontam para a predominância do modo de cisalhamento (modo II). Artigos como os de Olver et al (2004) e Zafošnik et al (2007) mencionam a existência dos dois modos de propagação sem menção ao modo predominante.

A figura 20 ilustra a simulação computacional da seqüência de propagação de uma trinca que resultará em um *pitting*. O estudo toma como base uma trinca iniciada superficialmente, de comprimento  $20\mu\text{m}$  e inclinação de  $20^\circ$ . A figura 21 é o resultado do ensaio metalográfico de uma engrenagem com falha por *pitting*.



Figura 20 – Seqüência de propagação da trinca de *pitting* (ZAFOSHNIK et al, 2007).

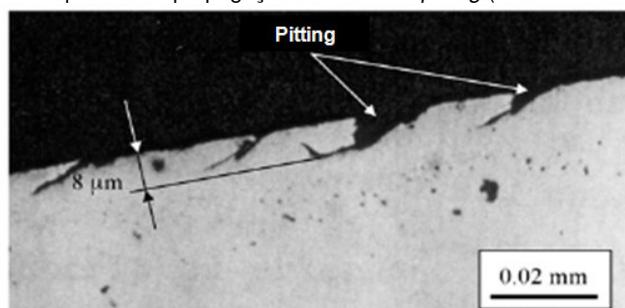


Figura 21 – Metalografia de uma engrenagem com *pitting* (FADJIGA; GLODEŽ; KRAMAR, 2006).

Todas as características aqui descritas tanto para o *pitting* como para o *spalling* encontram-se resumidas em forma de comparação na tabela 2.

Tabela 2 – Análise comparativa entre *pitting* e *spalling*.

Característica	<i>PITTING</i>	<i>SPALLING</i>
Dimensão	Tipicamente até 10 $\mu$ m. Encontrado até 20 $\mu$ m.	Tipicamente entre 20 $\mu$ m e 100 $\mu$ m. Encontrado até 180 $\mu$ m.
Origem da trinca	Superficial	Subsuperficial
Cinética de engrenamento associada	Combinação entre rolamento e deslizamento	Rolamento puro
Região da fratura	Dedendo	Diâmetro primitivo, ou na região do dedendo nas imediações da circunferência primitiva
Direção da trinca	Em direção ao núcleo, de 20° a 40° com relação à superfície.	Etapa 1 - Paralelo à superfície; Etapa 2: 18° a 33° em direção à superfície, contra à direção de rolamento Etapa 3 - 50° em direção à superfície, na direção de rolamento
Modo de propagação predominante	Modos de abertura (modo I) e de cisalhamento (modo II) coexistem. Predominância é controversa.	Modo de cisalhamento (modo II)

Independente das distinções entre ambos os modos de falha, tanto o *pitting* como o *spalling* são falhas por fadiga e, portanto, tem sua origem vinculada à região de máxima tensão. Ganha relevância nesse contexto o entendimento mais detalhado das tensões existentes nessa região. Sendo as tensões atuantes externas já descritas no capítulo 2.2., o próximo passo será a abordagem das tensões que com essas coexistem: as tensões residuais.

### 2.3. Tensões Residuais

Ainda que livre dos esforços externos provenientes do contato decorrente da transmissão de torque, uma engrenagem não está livre da atuação de tensões. Nesse momento de isenção de atuadores externos, existem em ação as chamadas tensões residuais.

Tensões residuais são definidas como tensões que permanecem aplicadas a componentes mecânicos que não estão submetidos a tensões externas. Essas tensões são o registro da história metalúrgica e mecânica de todo o processo de manufatura de cada ponto do componente (ALMEN; BLACK, 1963, LU, 2002; WITHERS; BADHESIA, 2001).

Inicialmente, podem-se classificar as tensões residuais pela escala em que elas aparecem se auto-equilibrando. Por esse critério, há três diferentes classes de tensões residuais (LU, 2002; WITHERS; BADHESIA, 2001):

- Nível I – Tensões macroscópicas: tensão residual aplicada continuamente ao longo de larga distância (vários grãos);
- Nível II – Tensões intergranulares: Criadas pela anisotropia e heterogeneidade da orientação de grãos vizinhos. Pequenas intensidades são quase sempre observadas em materiais policristalinos devido à diferença existente nas propriedades elásticas e térmicas entre grãos vizinhos. Intensidades mais significativas aparecem quando a microestrutura possui diversas fases ou então quando passa por transformação de fases.
- Nível III – Tensões atômicas: Incluem as tensões criadas nas interfaces de discordâncias ou de planos de escorregamento.

A figura 22 compara os três níveis de tensão residual. A interpretação da figura mostra como cada elevação de nível implicará a média do nível anterior, de uma forma integrada. O nível intergranular, por exemplo, porta-se como um valor médio da variação de tensões residuais de nível atômico (WITHERS; BADHESIA, 2001).

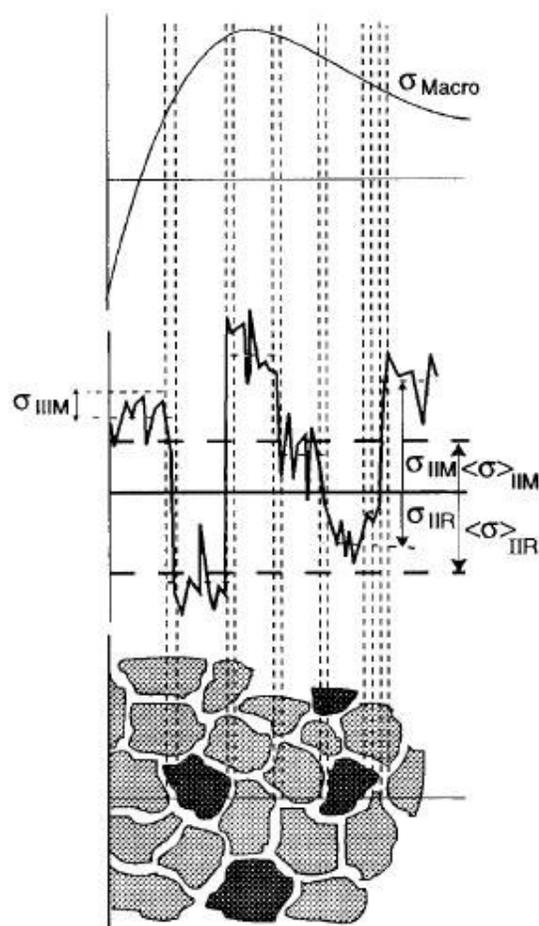


Figura 22 – Comparação entre os três níveis de tensão residual (WITHERS; BADHESIA, 2001)

A relevância de cada nível é diretamente ligada ao propósito de utilização desse fenômeno. Enquanto um projetista de materiais compósitos estará interessado no desenvolvimento das tensões de nível II, o comportamento das tensões de nível II e III não deve ser preocupação para estudos de materiais metálicos (WITHERS; BADHESIA, 2001).

O trabalho presente focará o estudo de origem e mecanismo das tensões residuais macroscópicas (nível I). A consideração vai ao encontro do objetivo de estudar o perfil das tensões ao longo de uma extensa profundidade, como a camada cementada dos dentes de uma engrenagem. Essa geralmente varia em torno de 1,0mm (SILVA; MEI, 1988).

### 2.3.1. Origens das tensões residuais

Tensões residuais são em geral originadas de variações dimensionais distribuídas heterogeneamente a partir de deformações plásticas também não homogêneas (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

Os fenômenos potenciais para criação de tensão residual seguem listados abaixo. A tabela 3 dispõe a estratificação desses fenômenos em seus campos de atuação térmico, mecânico e estrutural para diferentes processos produtivos (LU, 2002).

- Deformação plástica heterogênea resultante de tratamentos externos
- Deformação plástica heterogênea durante aquecimento e resfriamento
- Deformação estrutural durante processos de usinagem
- Diferentes tipos de tratamentos superficiais
- Em compósitos, diferença nos coeficientes de expansão térmica entre os elementos da composição do material.

Tabela 3 – Fenômenos de origem de tensões residuais para diferentes processos produtivos (LU, 2002).

PROCESSO	FENÔMENO		
	Mecânico	Térmico	Estrutural
Fundição	-	Gradiente de temperatura durante resfriamento	Transformação de fase
Extrusão, Forjamento, Shot Peening, Dobramento, Laminação	Deformação plástica heterogênea entre núcleo e superfície	-	Fenômeno depende do material
Torneamento, Fresamento, Retífica, Furação	Deformação plástica durante a remoção de cavacos	Gradiente de temperatura devido ao aquecimento durante a usinagem	Transformação de fase se a temperatura for alta o suficiente
Têmpera sem transformação de fase	-	Gradiente de temperatura	-
Têmpera com transformação de fase	-	Gradiente de temperatura	Mudança de volume devido à transformação de fase
Cementação, Nitretação	-	Incompatibilidade térmica	Nova composição química e alteração de volume
Soldagem	Contração	Gradiente de temperatura	Modificação estrutural

A figura 23 ilustra esquematicamente a união entre os conceitos de origem e classificação das tensões residuais.

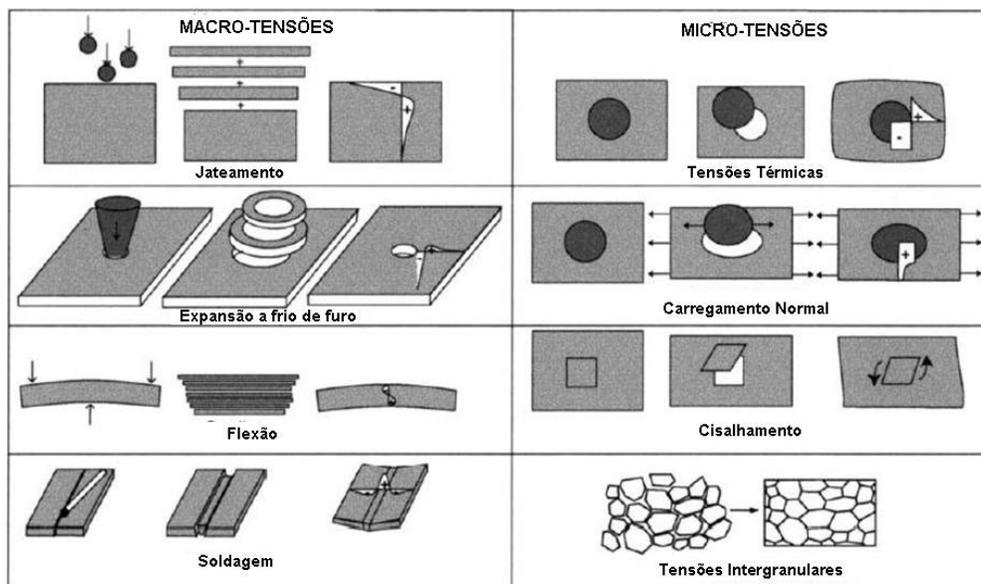


Figura 23 – Origem e classificação de tensões residuais (WITHERS; BADHESIA, 2001).

Dependendo do processo de manufatura, as deformações plásticas envolvidas assim como as transformações de fase ou fenômenos térmicos aplicados podem induzir tensões residuais trativas ou compressivas (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002). A direção dessas tensões (tração ou compressão) e sua magnitude podem ser definitivamente benéficas ou prejudiciais às propriedades mecânicas dos materiais, o que será mais detalhadamente abordado em um tópico posterior.

### 2.3.2. Mecanismos de formação das tensões residuais

Apesar da conhecida influência das tensões residuais, a previsão dos seus efeitos sobre casos específicos é considerada difícil. Uma das principais razões é a complexidade de prever, quantitativamente, a distribuição das tensões residuais nas três principais direções de tensão sem a realização de testes destrutivos. Os métodos não-destrutivos permitem apenas a determinação da tensão residual superficial (EBERT, 1978).

De qualquer forma, a predição conceitual já é amplamente estudada e o objetivo desse tópico é abordar uma visão geral do mecanismo de formação de tensões residuais, independente do processo produtivo ao qual o componente está sujeito.

Um método simples do entendimento desse mecanismo é proposto por Silva (1999). Nesse método, deve se imaginar dois blocos metálicos “A” e “B” com diferentes limites de escoamento (figura 24), submetidos a um ensaio de tração simultaneamente na mesma máquina. Ao aplicar primeiramente uma deformação marcada como “X” e remover a aplicação da tensão de tração, os dois blocos voltariam para a posição original, uma vez que só houve deformação elástica em ambos.

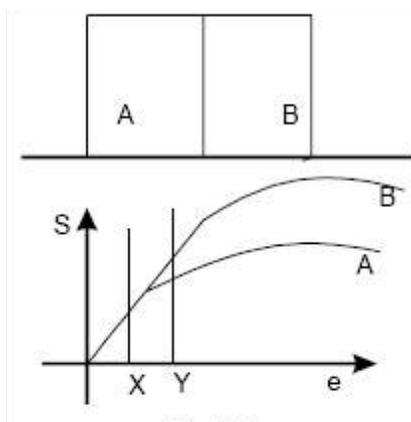


Figura 24 – Método para mecanismo de formação das tensões residuais: Dois blocos metálicos com diferentes limites de escoamento (SILVA, 1999).

Em uma segunda simulação, aplica-se nesse mesmo ensaio, uma deformação marcada como “Y” (figura 24). O resultado seria a deformação plástica nos dois blocos. Após o descarregamento, entretanto, os corpos A e B teriam diferentes comprimentos, ou seja, diferentes deformações permanentes (figura 25). Como os corpos estão supostamente livres entre si, mesmo tendo deformações permanentes diferentes, não existe a atuação de tensões na interface entre ambos. Em outras palavras, não existem tensões residuais macroscópicas (SILVA, 1999).

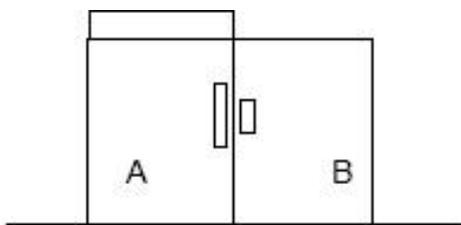


Figura 25 – Blocos livres após deformação permanente (SILVA, 1999).

Considera-se por fim a situação hipotética em que os corpos estão unidos por uma cola de resistência infinita ao cisalhamento. Ao submeter os corpos ao mesmo ensaio de tração também até a deformação “Y”, os corpos não mais estarão livres. Após o descarregamento, haverá forças atuando na interface entre os blocos, de forma a criar um sistema de equilíbrio na interface (SILVA, 1999).

Nesse sistema de equilíbrio, o bloco “A” não se expande mais porque o bloco “B” o está comprimindo. Analogamente, o bloco “B” não se comprime mais porque o bloco “A” o está tracionando, como se pode observar na figura 26. Esses esforços são justamente convertidos em tensões na interface entre os blocos, que nada mais são do que as tensões residuais macroscópicas. Nesse caso, o bloco “A” está sendo submetido a tensões residuais compressivas e o bloco “B” a tensões residuais trativas (SILVA, 1999).

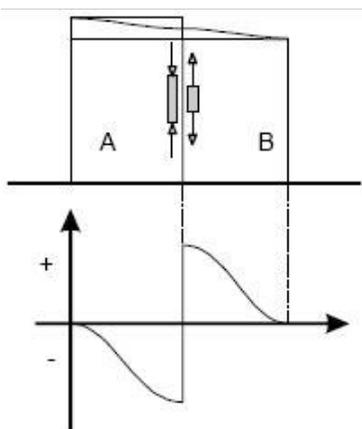


Figura 26 – Blocos unidos após deformação permanente (SILVA, 1999).

Em uma interpretação em que o bloco “A” seja a superfície de um componente e o bloco “B” o seu núcleo, ter-se-ia um estado de tensão residual superficial compressiva. Destaca-se que após o descarregamento, na ausência de esforços externos, o sistema deve se permanecer em equilíbrio. Para tanto, a somatória das tensões residuais compressivas ao longo da profundidade da superfície do componente deve ser igual à somatória das tensões residuais trativas, como mostra a figura 27 (SILVA, 1999).

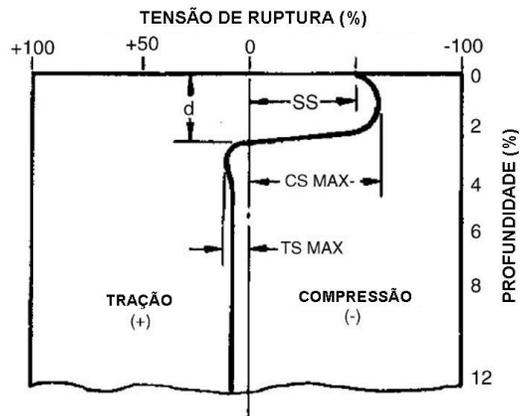


Figura 27 – Perfil de tensão residual: equilíbrio do sistema (SAE, 2001).

### 2.3.3. Efeito das tensões residuais nas propriedades mecânicas dos materiais

O formato final do perfil de tensões de um componente submetido a uma tensão externa é definido pela soma dos perfis de tensões atuantes e residuais, como mostra a figura 28. Superpondo-se os dois tensores, chega-se ao perfil de tensão real. Dele, é possível entender como as variações de tensões residuais podem influenciar no comportamento mecânico do componente em estudo (LU, 2002).

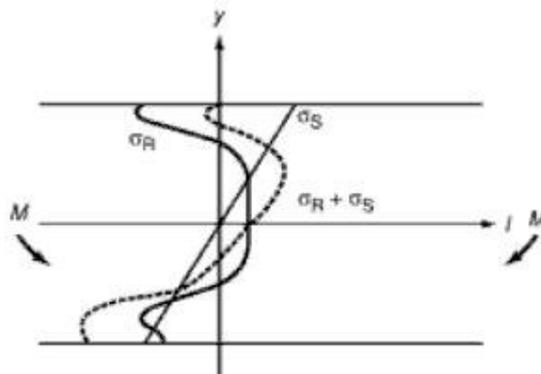


Figura 28 – Superposição das tensões atuantes e residuais (LU, 2002).

Conforme mencionado anteriormente, a aplicação de tensões residuais pode ser benéfica ou prejudicial às propriedades mecânicas de um componente dependendo de seu sinal e sua magnitude. Os benefícios da indução de tensões residuais abrangem diversas propriedades mecânicas, como mostra a figura 29.

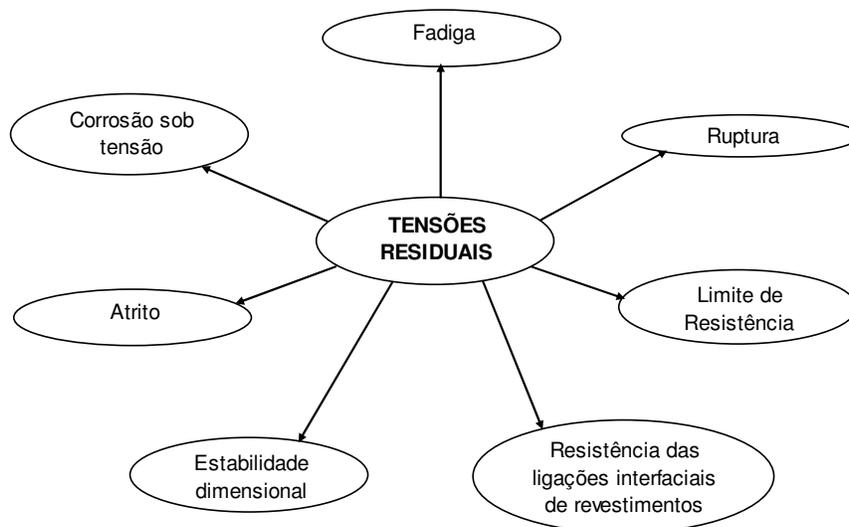


Figura 29 – Propriedades beneficemente impactadas pela atuação de tensões residuais (LU, 2002).

Em consideração à particular justificativa de realização desse estudo basear-se na vida útil de engrenagens, esse tópico será detalhadamente explorado com relação aos efeitos no comportamento de fadiga dos materiais.

### *2.3.3.1. Efeito das tensões residuais no comportamento de fadiga*

A indução de tensões residuais em um material tem efeitos tanto para a nucleação como para a propagação de trincas de fadiga. Uma trinca de fadiga sempre será nucleada em um componente submetido a um regime de tensões trativas. Em consideração a sua propagação, ela sempre será perpendicular ao plano de maior tensão principal de tração. Dessa forma, as tensões residuais têm papel extremamente importante na resistência à fadiga dos materiais (LU, 2002).

Para processos como o jateamento de granalha, que induzem a tensões residuais de baixa profundidade, a avaliação da influência sobre a fadiga costuma ser feito com modelos de nucleação da trinca ou vida útil total (WEBSTER; EZEILO, 2001).

No caso da nucleação de trincas, a tensão residual deve ser considerada como um valor estático e médio a ser superposto à tensão cíclica atuante. Tem-se então que, quanto maior for essa tensão residual, maior também será a tensão cíclica atuante. Isso

promove ao fenômeno das tensões residuais um caráter prejudicial à vida útil de um componente. Em raciocínio análogo, a indução de tensões residuais compressivas significará uma redução direta da tensão cíclica atuante, comportando-se como um elemento benéfico na extensão da vida útil de um componente (LU, 2002).

Essa atuação das tensões residuais pode ser matematicamente representada, por exemplo, pela eq.(1). No algoritmo, o modelo de tensão alternada de Goodman é corrigido com a inserção do valor de tensão residual, conforme proposto por Lu (2002).

$$\sigma_a = \sigma_N - \frac{\sigma_N}{\sigma_f} (\sigma_m + \sigma_R) \quad (1)$$

Onde:

$\sigma_a$  - Tensão alternada admissível;

$\sigma_N$  - Tensão de fadiga para um determinado número de ciclos;

$\sigma_f$  - Limite de fadiga do material;

$\sigma_m$  - Tensão média;

$\sigma_R$  - Tensão residual.

Como exemplo dessa atuação, a tabela 4 apresenta resultados de limite de fadiga de materiais submetidos a diferentes tensões residuais (através do tratamento de têmpera). Pode-se confirmar que quanto maior é o valor da tensão residual compressiva induzida (ou então quanto menor é o valor absoluto), maior o limite de fadiga do material.

Tabela 4 – Efeito da tensão residual no limite de fadiga (LU, 2002).

Representação	Tratamento Térmico	Profundidade do tratamento a 45HRC (mm)	Dureza superficial (HRC)	Limite de fadiga após 500.000 ciclos		Tensão residual no limite de fadiga (MPa)	
				$\sigma_m$ (MPa)	$\sigma_a$ (MPa)	Longitudinal	Transversal
A	Têmpera por indução	2.7	55 - 56	596	584	-128 / -243	-468 / -571
B	Têmpera por indução	4.2	55 - 56	623	610	-273 / -341	-583 / -676
C	Têmpera por indução	4.7	54 - 59	670	660	-655	-603
D	Têmpera com água sem revenimento	3.5	60 - 61	780	750	-863 / -777	-1132 / -1156

A importância da tensão residual na nucleação de uma trinca de fadiga não se limita apenas ao seu valor superficial a ser descontado do valor de tensão cíclica atuante. Esse fenômeno tem ainda um papel de extrema importância na determinação do local de nucleação da trinca. As tensões residuais fazem parte de um sistema sem aplicação de esforços externos e obrigatoriamente sob equilíbrio, sendo que a somatória das tensões

residuais ao longo da profundidade do material deve ser nula (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

Dessa forma, a aplicação de uma tensão residual compressiva excessivamente elevada na superfície pode criar uma região trativa logo abaixo da superfície, promovendo nucleação de trincas subsuperficiais, mais difíceis de serem detectadas (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002). A figura 30 mostra o caso de um perfil de tensões residuais em que o alto valor compressivo na superfície remete a um estado trativo subsuperficial quase que imediato. A figura 31 mostra a variação da profundidade de nucleação de trincas em função da tensão residual induzida.

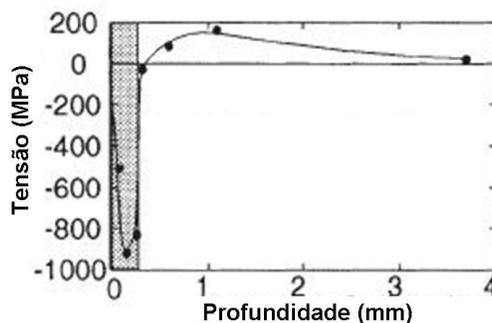


Figura 30 – Perfil de tensão residual altamente compressivo na superfície (WITHERS; BADHESIA, 2001).

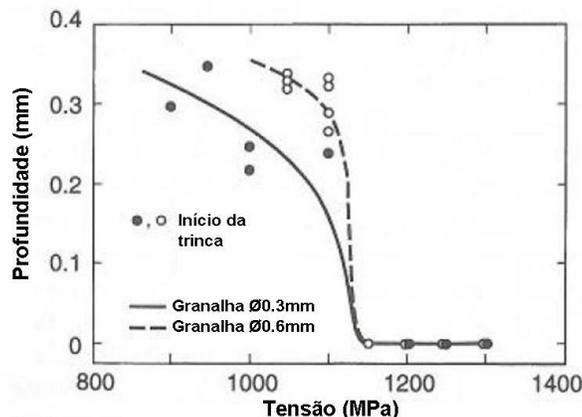


Figura 31 – Variação da profundidade de nucleação da trinca de fadiga (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

Para efeito da propagação da trinca, o conceito não se altera. A propagação da trinca, assim como a nucleação, é possibilitada quando em uma região submetida a carregamentos trativos. E a trinca tende a se propagar em uma direção macroscópica perpendicular ao plano de maior tensão principal de tração. A partir da equação de *Paris*, eq.(2), é possível concluir que carregamentos com fatores de intensificação de tensão

constantes apresentarão taxa de propagação da trincas também constantes, como ocorre em um material livre de tensões residuais (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

$$\frac{da}{dN} = C * (\Delta K)^m \quad (2)$$

Onde:

$\frac{da}{dN}$  - Taxa de crescimento da trinca ao longo do número de ciclos;

C – Constante do material;

$\Delta K$  - Fator de intensificação da tensão;

m - Constante do material.

Em uma mesma seqüência de raciocínio, se a trinca se propagar em um meio de tensão residual compressiva, a taxa de propagação da trinca será consideravelmente menor. A figura 32 mostra a comparação entre componentes livres das tensões residuais e com tensões residuais compressivas induzidas. Percebe-se a partir do gráfico que a taxa de crescimento da trinca é consideravelmente menor em uma região de tensão residual compressiva. Isso ocorre principalmente quanto menor for a relação do tamanho da trinca com a espessura do material, região em que passam a ter maior efeito as tensões residuais intergranulares (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

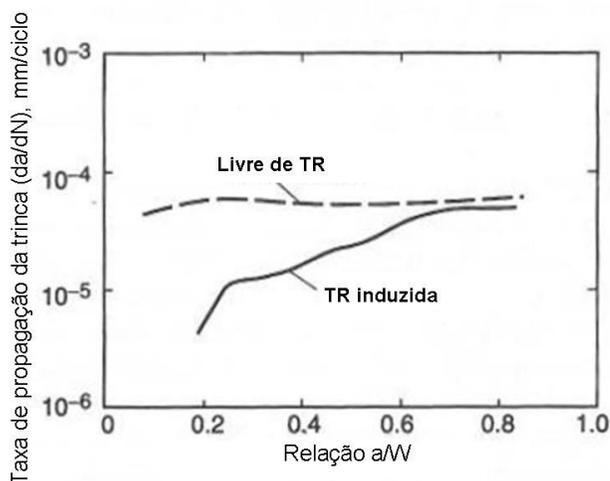


Figura 32 – Comparação da taxa de crescimento de uma trinca em função da tensão residual (LÖHE; LANG; VÖHRINGER, 2002).

A consideração do valor máximo de tensão não é a única a ter relevância para a alteração da vida útil do componente. Embora essa magnitude seja o mais relevante parâmetro do perfil, a profundidade desse ponto e a profundidade compressiva também exercem influência sobre o comportamento de fadiga, como mostra a figura 33 (MITSUBAYASHI; MIYATA; AIHARA, 2004).

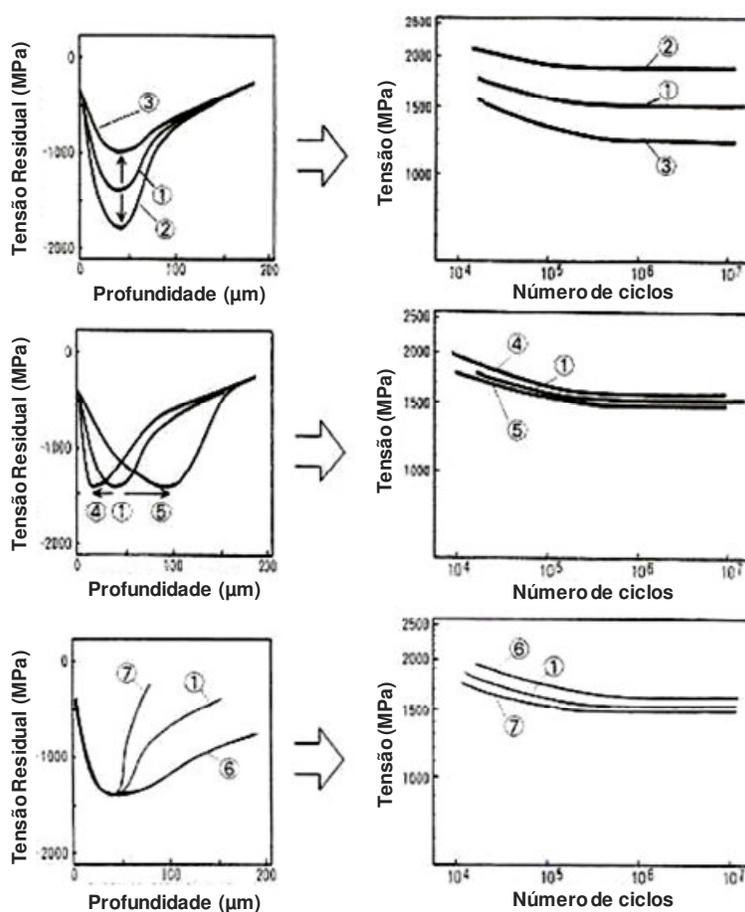


Figura 33 – Influência dos principais parâmetros do perfil de tensão residual sobre o comportamento de fadiga (MITSUBAYASHI; MIYATA; AIHARA, 2004).

O gráfico (b) da figura 33 exemplifica a preocupação externada anteriormente sobre a redução excessiva da profundidade do valor compressivo máximo. O resultado apontado é para a redução da vida útil, uma vez que, para manter o equilíbrio, a região com profundidades ligeiramente superiores passar a ter baixos valores compressivos.

A complementação dessa explicação fundamenta-se no fato de a trinca propagar-se com menor velocidade justamente nas regiões mais compressivas, como mostra a figura 34 (MITSUBAYASHI; MIYATA; AIHARA, 2004).

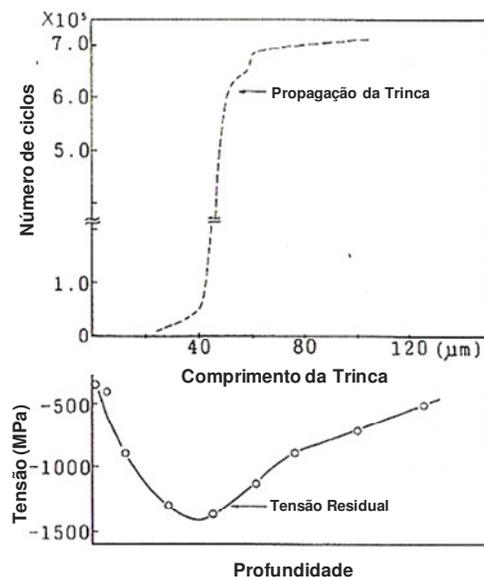


Figura 34 – Comparação da taxa de crescimento de uma trinca em função da tensão residual (MITSUBAYASHI; MIYATA; AIHARA, 2004).

Objetivando transpor numericamente a influência da tensão residual para a vida útil do componente, a publicação de Almer, Cohen e Moran (2000) propõe a utilização da relação representada pela eq. (3)

$$N_f = \left( \frac{\Delta\sigma}{\sigma_f - (\sigma_a + \sigma_{res})} \right)^{\frac{1}{b}} \quad (3)$$

Onde

$N_f$  – vida útil;

$\Delta\sigma$  – tensão no concentrador da trinca, durante a nucleação;

$\sigma_f$  – limite de fadiga;

$\sigma_m = \sigma_a + \sigma_{res}$  – tensão média;

$\sigma_{res}$  – tensão residual;

$b$  – coeficiente de fadiga do material.

### 2.3.4. Métodos de medição de tensão residual

Os métodos de medição de tensão residual podem ser divididos entre destrutivos, semi-destrutivos e não-destrutivos (RUUD, 2002). A tabela 5 faz um breve sumário de diferentes técnicas incluindo penetração e precisão de cada uma delas.

Tabela 5 – Diferentes métodos de medição das tensões residuais e suas características (WITHERS; BADHESIA, 2001).

Método	Penetração	Resolução espacial	Acurácea
Furo cego	~1.20 * diam (furo)	50 $\mu$ m de profundidade	$\pm$ 50MPa
Curvatura	de 10% a 50% da espessura	5% da espessura. Sem resoução lateral	Limitado pela curvatura mínima que pode ser medida
Difração de raio-X	<50 $\mu$ m (Todos); <5 $\mu$ m (Ti) <1.0mm (com remoção de camada)	1.0mm lateralmente 20 $\mu$ m de profundidade	$\pm$ 20MPa
Nêutrons	200mm (Al); 25mm (Fe); 4mm (Ti)	500 $\mu$ m	$\pm$ 50MPa
Ultra-som	>10cm	5mm	10%
Magnético	10mm	1mm	10%
Raman	<1 $\mu$ m	<1 $\mu$ m aprox.	$\pm$ 50MPa

Apesar da ampla diversidade de técnicas, esse estudo se limitará a descrever apenas o método de difração por raio-X, uma vez que essa será a técnica utilizada para a realização dos ensaios programados. Considerado não-destrutivo, o método de medição por difração de raio-X é o mais aplicado na medição de tensões residuais em engrenagens. O ensaio é também conhecido como XRD (“*X-Ray Diffraction*”).

A difração pode ser definida como uma radiação espalhada por um conjunto regular de centros de difusão, em que o espaçamento entre eles é da ordem de grandeza do comprimento de onda. Dessa forma, é possível direcionar um feixe de luz com forte intensidade para uma direção específica. Íons e átomos possuem dimensão da ordem de 0.1nm. A radiação X, como mostra a figura 35, tem comprimento de onda compatível com essa dimensão. Dessa forma, a difração de raio-X é capaz de caracterizar a estrutura cristalina (SHACKELFORD, 2008).

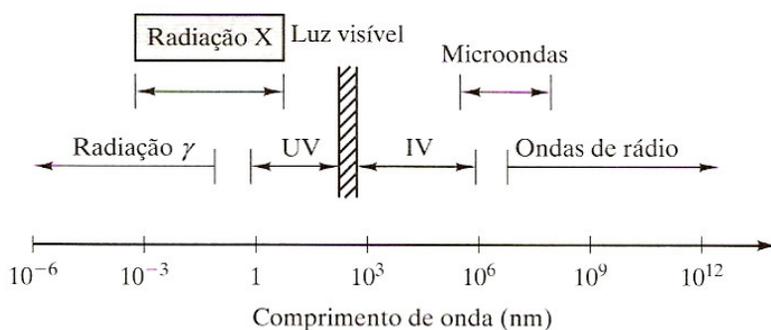


Figura 35 – Comprimento de onda das diferentes radiações (SHACKELFORD, 2008).

Como mostra a figura 36, o cristal tem a função de uma grade de difração tridimensional e o empilhamento dos planos cristalinos atua como as linhas paralelas dessa figura. Para que haja difração, os feixes de raios-X espalhados pelos planos cristalinos precisam estar em fase, pois, do contrário, haverá interferência destrutiva. Nesse caso, o espalhamento dos feixes impedirá qualquer medição (SHACKELFORD, 2008).

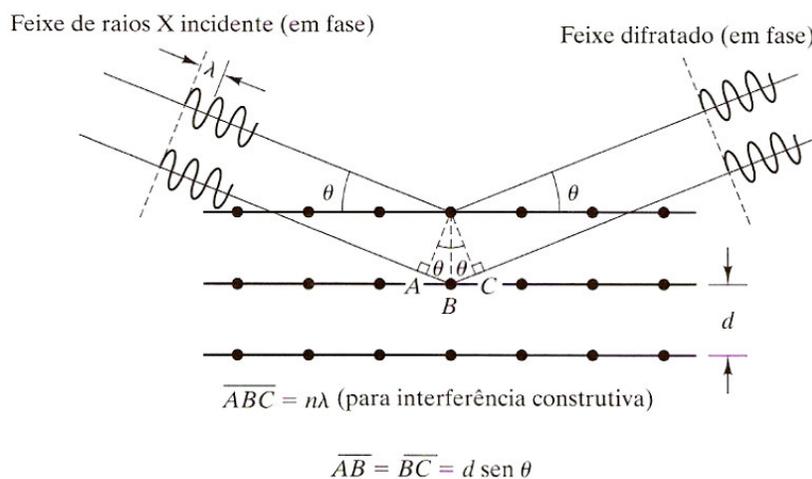


Figura 36 – Geometria para difração de raio-X (SHACKELFORD, 2008).

Para haver interferência construtiva, a diferença de caminho entre os feixes de raio-X pode ser algum número inteiro de comprimento de ondas, como pode ser representado pela equação de Bragg, eq.(4) (SHACKELFORD, 2008; THOMSEN et al., 1998).

$$n * \lambda = 2 * d * \sin \theta \quad (4)$$

Onde:

$n$  – número inteiro;

$\lambda$  - comprimento de onda do raio-X;

$d$  – distância entre os planos cristalinos;

$\theta$  - Ângulo de Bragg (ângulo de difração é definido como  $2\theta$ ).

Nessa equação, o ângulo de Bragg é a grandeza a ser medida experimentalmente. O comprimento de onda é conhecido, em função do material do tubo de raios e do filtro. A distância interplanar é obtida pela determinação do índice de Miller, através da eq. (5). O índice de Miller é identificado experimentalmente a partir do plano em que aparece o maior ângulo difratado (SHACKELFORD, 2008; CULLITY, 1978).

$$d = \frac{a}{\sqrt{h^2 + k^2 + l^2}} \quad (5)$$

Onde:

$a$  – parâmetro de rede (dimensão da aresta da célula unitária);

$h, k, l$  – índices de Miller.

A realização da medição deve ocorrer pela incidência do feixe de raios-X em pelo menos dois conjuntos de planos cristalinos de diferentes orientações (diferentes  $\Psi$ ), como ilustra a figura 37(a). A leitura do ângulo de difração ( $2\theta$ ) para cada conjunto de planos é então disposta em um gráfico em função do valor quadrático de seno do ângulo de orientação do plano cristalino. A inclinação desse gráfico, exemplificado na figura 37(b), é a parte variável do algoritmo de obtenção da tensão residual (CULLITY, 1978; WITHERS, 2007; RUUD, 2002).

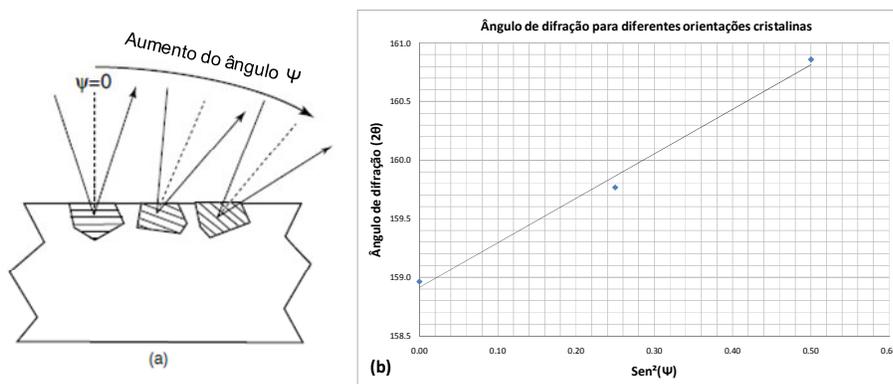


Figura 37 – Obtenção do ângulo de difração a partir da variação da orientação dos planos cristalinos (WITHERS, 2007).

O algoritmo para obtenção da tensão residual é, finalmente, complementado por constantes do material, como mostra a eq.(6). O ângulo  $\theta_0$  é tabelado em função do parâmetro de rede e do índice de Miller. O cálculo da tangente, parte final da equação, é justamente a parte obtida pelo gráfico da figura 37(b) (CULLITY, 1978).

$$\sigma_{res} = -\frac{E}{2*(1+\nu)} * \cot g(\theta_0) * \frac{\pi}{180} * \operatorname{tg}\left(\frac{2\theta}{\operatorname{sen}^2(\Psi)}\right) \quad (6)$$

Onde:

$\sigma_{res}$  – tensão residual;

E – módulo de elasticidade longitudinal;

$\nu$  - coeficiente de Poisson

$\theta_0$  – tabelado em função do parâmetro de rede e do índice de Miller;

$\Psi$  – orientação do plano cristalino.

A limitação desse método, entretanto, está na profundidade de penetração do raio-X até a qual se é possível medir a deformação. Dessa forma, para se obter a medição da tensão residual até camadas mais profundas do material, é necessário remover finas camadas da superfície do material e repetir o método de difração. No fim, acaba se tendo um método destrutivo, carregando consigo as imprecisões advindas da indução das tensões residuais características do processo de remoção e do próprio relaxamento de tensões decorrente de cada remoção de camada, como é possível observar na figura 38 (RUUD, 2002).

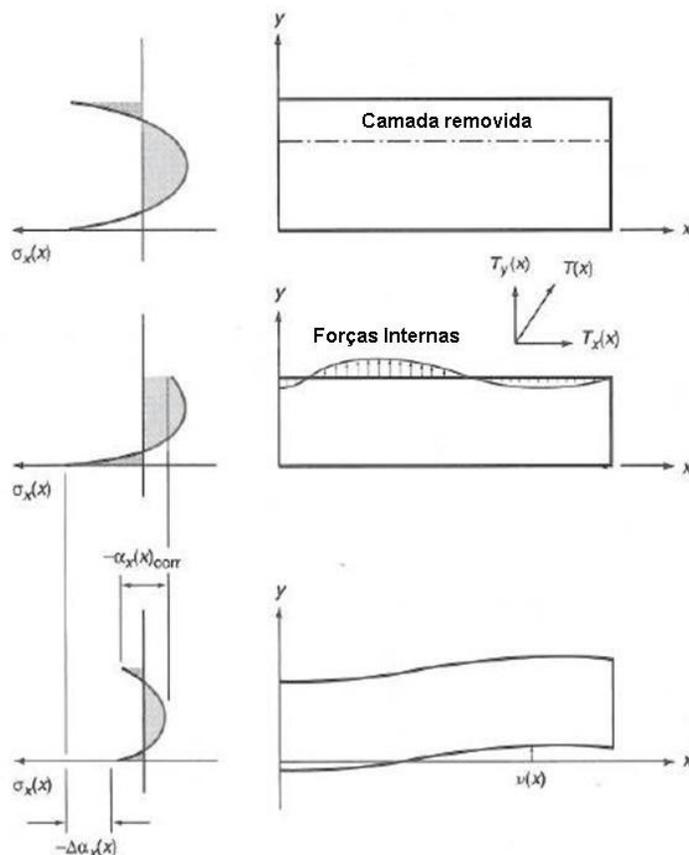


Figura 38 – Alteração da tensão residual com a remoção de camadas superficiais (RUUD, 2002).

A remoção dessas camadas pode ser feita por diversos processos como fresa de alta precisão, retífica, corte com plasma ou laser. Os únicos que induzem pouco impacto na leitura de tensões residuais durante a remoção são o polimento químico e eletrolítico. (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002). Especificamente para o polimento eletrolítico, os estudos de Humpreys (2004) mostram um erro adicional ao do próprio método em  $\pm 50\text{MPa}$ .

Existem, de qualquer forma, diversos e complexos procedimentos para corrigir o valor da tensão residual medida em função das variações decorrentes da remoção de camada, como os propostos por Pickel, Johanssen e Sikarskie, que se encontram com maiores detalhes na referência (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

### *2.3.5. Tensões residuais no processo de fabricação de engrenagens*

Após apresentados os conceitos básicos sobre tensões residuais, passando por definição, classificação, mecanismos, efeitos nas propriedades mecânicas e métodos de medição, é necessário enfim aplicar essas informações para os casos dos processos produtivos envolvidos na fabricação de engrenagens.

#### *2.3.5.1. Tensões residuais induzidas no processo de cementação*

A cementação tem como objetivo básico aumentar a dureza superficial de um material. Nesse processo, o material é submetido a uma atmosfera rica em carbono, na qual monóxidos de carbono e hidrocarbonetos se decompõem para que o carbono seja introduzido, por difusão atômica, na superfície do material. Para que essa difusão seja viável, é necessário submeter o material a uma temperatura superior a de austenitização para que o material possa se transformar para uma estrutura de corpo de face centrada, denominada “CFC” (RÉTI, 2002).

Em geral, a cementação induz a tensões residuais superficiais compressivas. Mas dependendo de variáveis como quantidade de carbono, composição química, temperatura e tempo de resfriamento, a cementação também pode induzir a estados de tensão trativa na superfície do material (EBERT, 1978).

Nesse caso, o estudo visa trabalhar com um caso mais genérico de cementação, em que o mecanismo de indução das tensões residuais será explicado com base na figura 39.

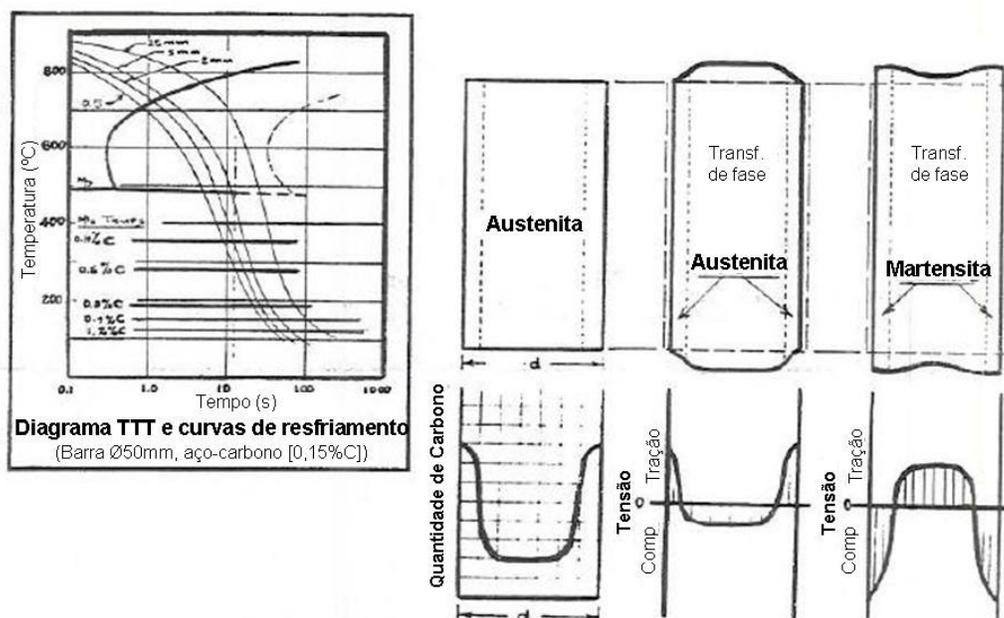


Figura 39 - Mecanismo de indução de tensões residuais ao longo do processo de cementação (EBERT, 1978).

A figura 39 aponta à esquerda para uma curva TTT (Transformação Tempo e Temperatura – usada para processos em que o resfriamento é contínuo e não isotérmico). As curvas que varrem esse mapa da esquerda para a direita simbolizam o resfriamento de diferentes posições radiais do material. Para a interpretação, supõe-se considerar um aço com 0,8% de carbono na superfície. Ao observar, por exemplo, o que ocorre em um tempo marcado em dez segundos, é possível ver claramente que o núcleo, de mais baixo carbono, transforma-se de austenítico antes que a camada superficial, mais enriquecida de carbono (EBERT, 1978).

Sabe-se que a estrutura austenítica é de corpo de face centrada (CFC) e possui maior fator de empacotamento que a estrutura de corpo de cubo centrado (CCC), que caracteriza as fases ferrita e cementita, e também maior que a estrutura tetragonal, que caracteriza a fase da martensita (SILVA; MEI, 1988). Considerando que o núcleo deverá se transformar primeiramente, deverá ocorrer uma expansão do volume na região do núcleo conforme esquema central da figura 39 (EBERT, 1978).

Nesse momento, a superfície não tem tendência a mudar de volume e a temperatura é suficientemente alta para permitir deformações que mantenham a compatibilidade com o núcleo, agora mais largo. O núcleo teria condições de se expandir mais, caso fosse um corpo livre. Mas como há interface com a camada superficial, essa

camada impede que o núcleo continue aumentando e o núcleo projeta uma tensão trativa à região superficial. Da mesma forma, para equilíbrio do sistema, a região central passa a ser comprimida pela camada, resultado que pode ser visto ainda no esquema central da figura 39 (EBERT, 1978).

Continuando o processo de resfriamento, a camada superficial irá se submeter à transformação de fase. Ao sair da fase austenítica, a superfície tende a se expandir. Mas o núcleo, agora resfriado e rígido, cria um obstáculo a essa expansão. Essa restrição se dá pelo fato de o núcleo estar comprimindo a superfície, sendo que a mesma vai se expandir menos que ocorreria se fosse um corpo livre, como é possível ver nos esquemas da parte direita da figura 39. De forma análoga, o núcleo passa a estar submetido a um estado de tensões residuais trativas para equilibrar o sistema, que no fim não estará mais submetido a qualquer esforço externo ou gradiente de temperatura (EBERT, 1978).

#### *2.3.5.2. Tensões residuais induzidas no Jateamento de Granalhas*

Após o processo de cementação, a próxima etapa da produção das engrenagens desse estudo é a aplicação do processo de jateamento de granalhas. O item que segue tem o objetivo de fazer uma revisão geral sobre o processo de jateamento, desde a sua descrição e objetivo até o mecanismo de indução de tensões residuais .

### **2.4. Jateamento de Granalhas**

O processo de jateamento de granalhas, também conhecido como *“shot peening”*, é definido como um tipo de tratamento superficial a frio em que uma nuvem de pequenas partículas (granalhas), em geral metálicas e esféricas, é propulsionada em alta velocidade e sob condições controladas contra a superfície de um componente localizada dentro da máquina em uma bandeja rotativa, como é possível observar na figura 40 (SAE, 2001; KOSTILNIK, 1994).



Figura 40 – Engrenagem posicionada para o processo de *shot peening* pneumático.

O propósito básico desse processo é induzir um estado de tensões residuais compressivas em uma camada superficial do material exposto. Conforme já mencionado, a atuação da camada superficial compressiva funciona aumentando a vida em fadiga, como mostra o gráfico da figura 41 (SAE, 2001; KOBAYASHI; HASEGAWA, 1990; KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002, KOSTILNIK, 1994, ADACHI; SUMIDA, 2006).

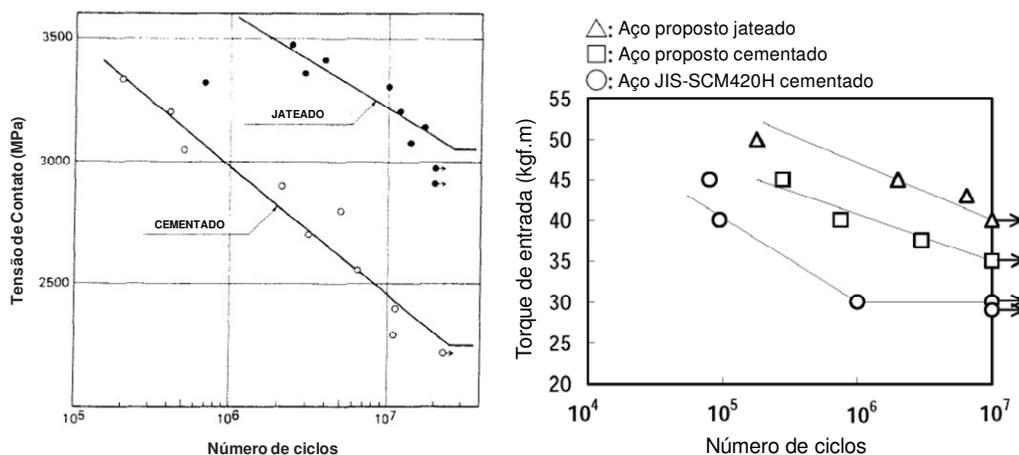


Figura 41 – Comparação de engrenagens com e sem o processo de jateamento (KOBAYASHI; HASEGAWA, 1990; ADACHI; SUMIDA, 2006).

Ainda é possível identificar como uma das principais vantagens do processo de *shot peening* a melhoria da distribuição das tensões residuais criadas durante processos

anteriores como usinagem e tratamento térmico, a exemplo do caso em questão (KOSTILNIK, 1994).

Ademais, o processo de jateamento de granalhas também tem contribuição benéfica para (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002):

- Reduzir modos de falha como corrosão sob tensão, fadiga de corrosão, corrosão por atrito, fragilização por hidrogênio e cavitação;
- Texturização de superfícies;
- Fechamento de cavidades de porosidade;
- Verificação de aderência de camadas superficiais.

#### 2.4.1. Processo

O processo de *shot peening* é realizado dentro de uma cabine fechada para que as partículas metálicas jateadas possam ser coletadas para re-uso e ainda para proteger a entrada de detritos do meio ambiente no reservatório de partículas. Dentro dessa cabine, a peça em geral é colocada sobre um disco rotativo de forma que a superfície de todo o perímetro da peça esteja submetida a condições similares.

O jateamento pode ser feito na forma da propulsão por ar ("*air peening*"), propulsão por vapor ("*wet peening*"), ou então na forma mais popular, que é a de propulsão por força centrífuga em que as granalhas são jateadas por meio da utilização de uma espécie de roda laminada ou turbina, que têm velocidade tangencial da ordem de 60m/s, como é possível observar nas ilustrações da figura 42 (SAE, 2001).

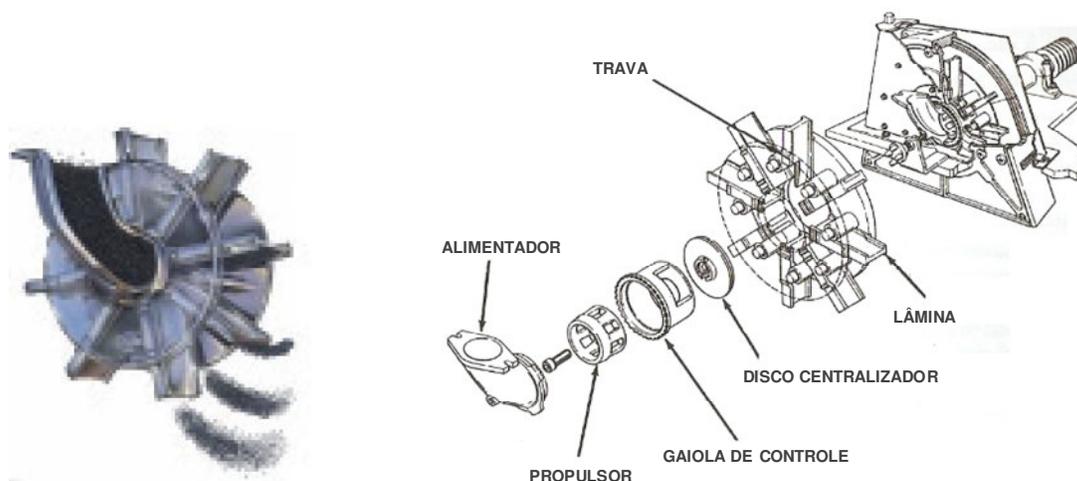


Figura 42 – Turbina de uma máquina de jateamento de granalhas (SAE, 2001; THE WHEELABRATOR CORPORATION, 1977).

Em uma máquina de jateamento por propulsão, como a que será usada nesse estudo, as granalhas são aceleradas pelas pás da turbina sob a imposição da combinação de esforços radiais e tangenciais. Entre as vantagens da máquina de jateamento por força centrífuga está a facilidade de controle da velocidade da turbina, a alta capacidade de produção e o menor consumo de energia, quando comparada com o jateamento pneumático (KOSTILNIK, 1994).

Uma máquina desenvolvida para o processo de jateamento de granalhas possui os seguintes principais componentes (SAE, 2001):

- Mecanismo de propulsão, que tem o objetivo de acelerar as granalhas metálicas até a velocidade desejada;
- Elevador, que deve trazer as partículas metálicas recém jateadas para novo filtro no separador;
- Separador, onde as granalhas quebradas ou que tenham dimensão fora do projetado para novo jateamento são removidas da máquina;
- Mecanismo de adição de partículas, utilizado para repor as partículas removidas pelo separador;
- Mesa de trabalho, composta por um disco, geralmente rotativo, onde são colocadas as peças a serem submetidas ao jateamento;
- Cabine, para proteção do ambiente de trabalho;

- Coletor de pó, para onde vai o pó resultante do processo de jateamento.

A figura 43 ilustra a configuração esquemática de uma máquina de *shot peening* com propulsão por turbina.

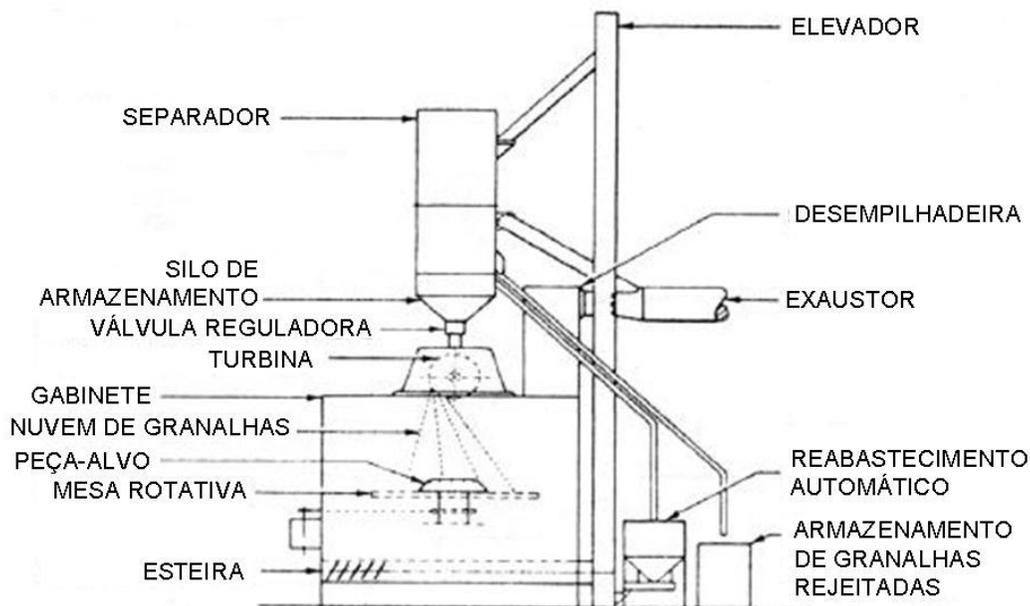


Figura 43 – Configuração esquemática de um jateador com propulsão por turbina (SAE, 2001).

#### 2.4.2. Controle do processo

O método mais utilizado para o controle o processo de *shot peening* é o da chapa “*Almen*”, que mede a intensidade do jateamento. O nome do processo é uma homenagem ao engenheiro que propôs o método: *John Otto Almen*.

A intensidade do jateamento é expressa pela medida da curvatura do corpo de prova *Almen* após a saturação do processo. A intensidade de jateamento representa a somatória dos efeitos de magnitude da tensão residual, profundidade da camada compressiva e recobrimento (ALMEN; BLACK, 1963).

O procedimento de verificação (figura 44) com o corpo de provas *Almen* se inicia com a fixação de uma chapa retangular (conforme norma SAE J442) em um dispositivo por quatro pontos. Essa peça é então jateada apenas desse lado até exceder o ponto de

saturação. A deformação decorrente do jateamento induz uma flexão ao longo de seu comprimento e a medida da deflexão desse corpo após ele ser liberado do mecanismo de fixação indica a intensidade de jateamento e a eficiência do processo (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

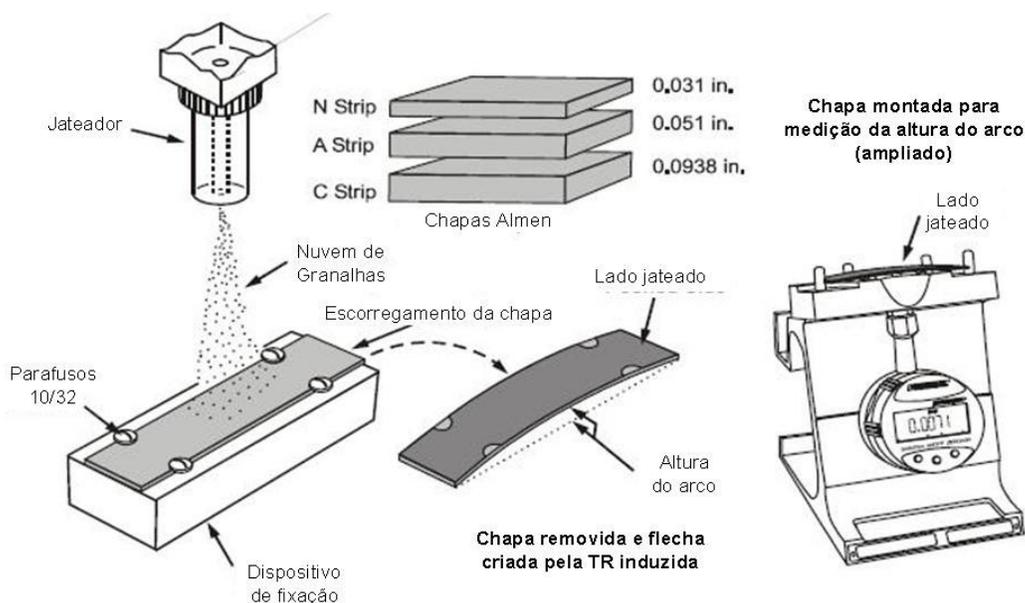


Figura 44 – Corpo de prova Almen (SAE, 2001).

Existem três tipos de corpos de prova (“N”, “A” e “C”), sendo sua espessura a diferenciação, como ilustra a figura 44. Eles são usados dependendo da profundidade da camada compressiva que se deseja induzir (ALMEN; BLACK, 1963; KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002). Mais detalhes sobre os corpos *Almen* e sobre o procedimento são apresentados na especificação SAE J442, disponível em SAE (2001).

O objetivo da aplicação desse recurso será importante como uma primeira resposta sobre a eficiência do jateamento com a nova proposta, principalmente se comparado com uma chapa referência do processo atual. Imagina-se ainda sua relevância para regular e verificar a necessidade de alteração do tempo de processo a cada vez que um dos parâmetros do processo for alterado.

O controle do processo de jateamento é completado pela medição do recobrimento da superfície do material jateado e pela saturação, dois conceitos com forte vínculo à variação do tempo de exposição da peça ao jateamento.

O recobrimento é a medida para avaliar a parcela da área impactada pelo jateamento. Recobrimento completo será quando de 98% a 100% da área apresenta marcas de deformação sobrepostas pela atuação de diferentes granalhas. No caso em que a peça jateada tem dureza superior à da granalha, o método de medição passa a ser mais complexo, devendo empregar a utilização de lentes de aumento de 10X ou então a aplicação de um líquido fluorescente sensível à luz ultravioleta (SAE, 2001). A figura 45 mostra o comparativo entre superfícies com diferentes níveis de recobrimento.

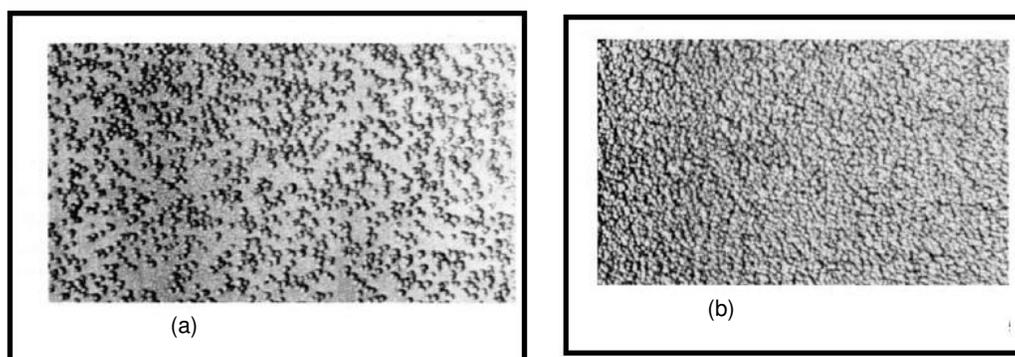


Figura 45 – (a) Superfície parcialmente recoberta; (b) Superfície totalmente recoberta (SAE, 2001).

Apesar da indicação percentual, define-se uma relação numérica, eq.(7), para o recobrimento e o tempo de exposição (SAE, 2001):

$$C_n = 1 - (1 - C_1)^n \quad (7)$$

Onde:

$n$  – número de ciclos

$C_1$  – recobrimento após a aplicação de 1 ciclo;

$C_n$  – recobrimento após a aplicação de  $n$  ciclos.

A saturação do jateamento é o ponto em que a extensão do tempo de exposição do material ao processo, sob as mesmas condições de aplicação, não mais alteram a intensidade do jateamento. Em termos quantitativos, e como é possível observar no gráfico da figura 46, a saturação se define no ponto em que o aumento do tempo de exposição em 100% resultará em um aumento da intensidade de no máximo 10% (SAE, 2001).

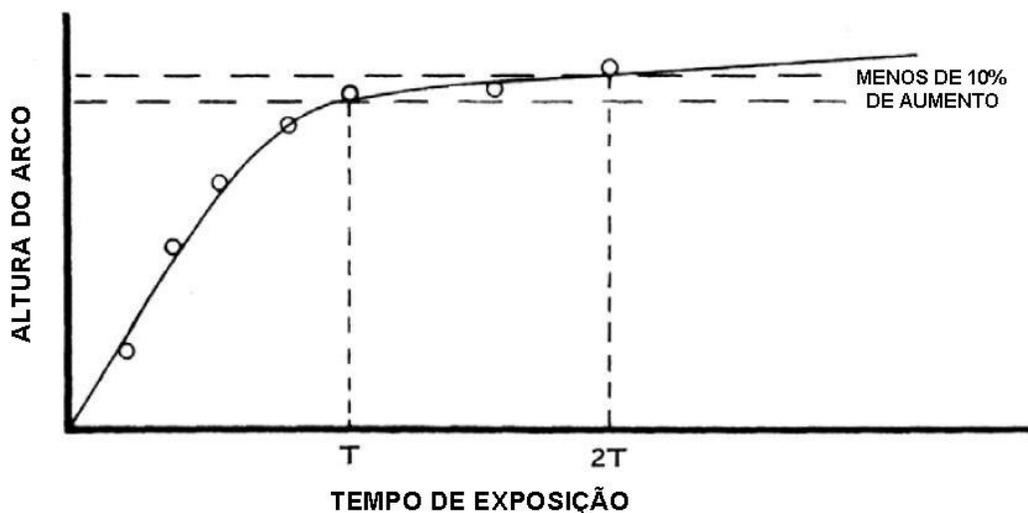


Figura 46 – Relação entre intensidade de jateamento e tempo de exposição (SAE, 2001).

#### 2.4.3. Mecanismo de indução de tensões residuais

Quando cada granalha é jateada em alta velocidade em direção à superfície do material exposto ao processo de *shot peening*, elas produzem leves e arredondadas depressões nessa superfície, induzindo a um estiramento radial e causando deformação plástica localizada no instante do impacto (KOSTILNIK, 1994).

Considerando que o processo de jateamento de granalhas é formado pelo jateamento de uma grande quantidade de granalhas, a superfície passa a sofrer uma larga seqüência de estiramentos, de forma a criar uma tendência de expansão dimensional na direção paralela à camada superficial.

Por outro lado, essa camada superficial impactada está ligada a um núcleo não afetado pelo processo e rígido que impede a superfície de se movimentar na intensidade que ocorreria se a superfície e o núcleo fossem corpos livres. Analogamente ao discutido para a formação geral das tensões residuais, o núcleo está então comprimindo a camada superficial, que por sua vez reage tracionando o núcleo (SILVA, 1999), como é possível observar no esquema da figura 47.

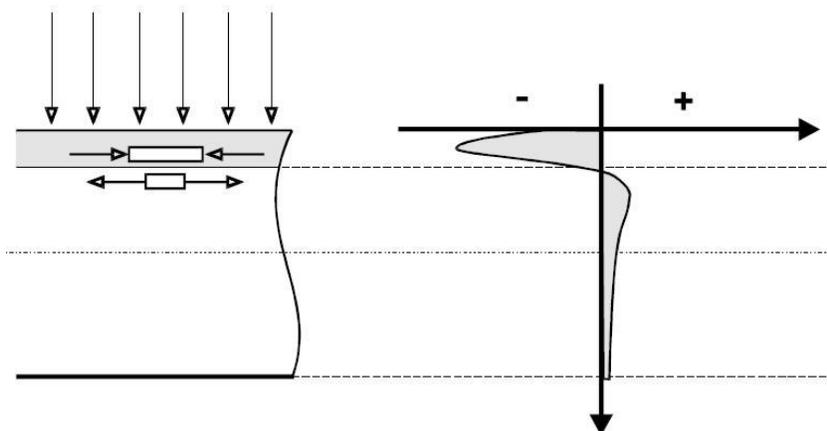


Figura 47 – Mecanismo de formação de tensões residuais no processo de jateamento de granalhas (SILVA, 1999).

Em uma abordagem menos macroscópica, é importante também entender os fenômenos que ocorrem no impacto de forma a proporcionar o mecanismo citado acima. O jateamento promove a existência de dois fenômenos físicos no impacto: o alongamento plástico superficial e as tensões de contato de Hertz (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

Do primeiro fenômeno, ilustrado pela figura 48, observa-se que o alongamento plástico superficial é considerável e decrescente com o aumento da profundidade do material. A única camada plasticamente deformada tem restrição de movimento pelas camadas inferiores deformadas apenas elasticamente. Dessa forma, após o impacto a camada superficial será compressiva e o núcleo se comportará de forma trativa (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

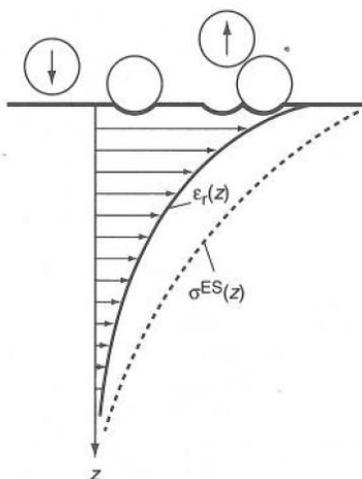


Figura 48 – Alongamento plástico superficial (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

De acordo com a teoria de Hertz para tensões de contato, a máxima tensão atuante ocorrerá subsuperficialmente, assim como a máxima tensão residual após o impacto da granalha (figura 49). E como os dois fenômenos ocorrerão sempre, em maior ou menor intensidade em função das variações dos parâmetros do processo, o perfil final da tensão residual será a soma de ambos os perfis, o que explica a caracterização de um perfil normal de tensões residuais em que o máximo valor vai ocorrer abaixo da superfície (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

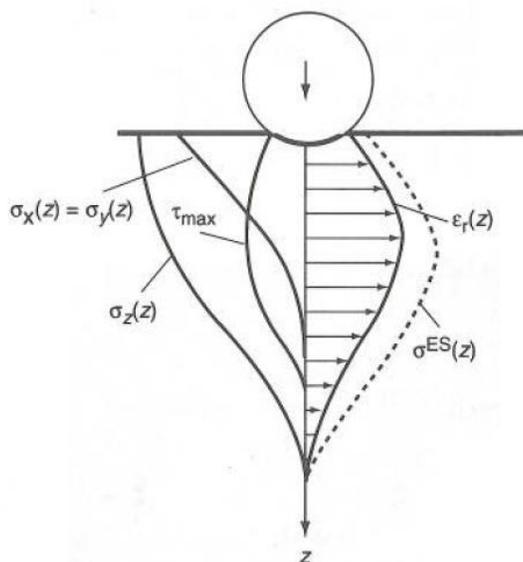


Figura 49 – Tensões de contato de Hertz (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

Há diversos trabalhos publicados com o objetivo de entender ou prever a formação do perfil de tensões residuais a partir do impacto de esferas, tanto na forma virtual ou numérica como na forma experimental. Ademais a variação desses trabalhos ainda considera a questão do impacto de uma única esfera ou de múltiplos impactos. Com o objetivo de estudo de dano do impacto de esferas em aeronaves, Boyce et al. (2001) desenvolveu um método numérico para verificar o perfil de tensões a partir do impacto de uma única esfera, com resultado apresentado na figura 50, em que cada linha representa uma relação de tensão sobre o limite de escoamento do material-base.

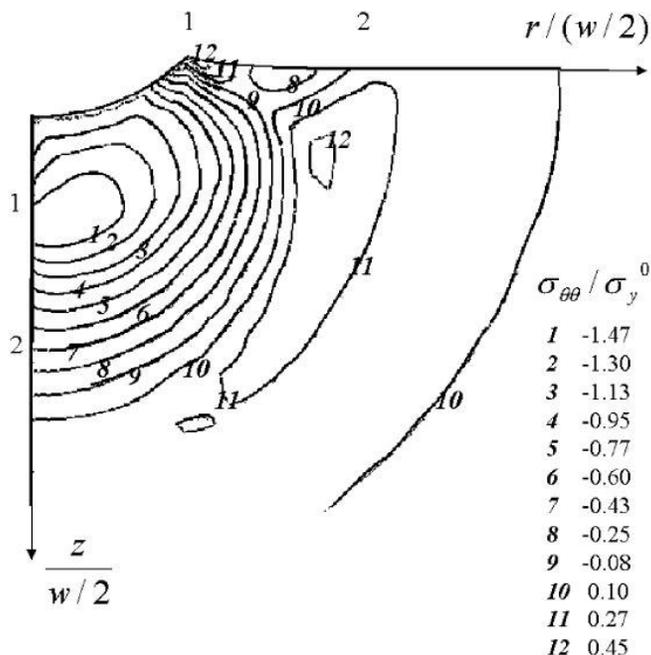


Figura 50 – Perfil de tensões residuais após impacto de esfera metálica (BOYCE et al., 2001).

É possível observar a formação de uma significativa camada de tensão residual compressiva abaixo da superfície do material, o que vai a favor do modelo proposto por Hertz. O valor máximo da tensão estaria a uma distância aproximadamente igual ao raio da depressão para baixo da superfície impactada (BOYCE et al., 2001).

Como forma de equilibrar o sistema, é possível observar um campo de tensões residuais trativas a uma distância pouco superior ao raio da depressão, mas o que mais ressalta o modelo é o aparecimento de uma pequena, mas intensa, região trativa imediatamente ao redor da superfície em que a esfera é impactada (BOYCE et al., 2001; KOBAYASHI; MATSUI; MURAKAMI, 1998).

Esse resultado também é conclusão das pesquisas de Kobayashi, Matsui e Murakami (1998), que vai além mostrando ser essa a diferença de se usar um modelo estático e um dinâmico para a aproximação do perfil de tensões residuais do material. Em outras palavras, esse perfil diverge do resultado obtido de quando se simula a aplicação estática de uma ponta esférica comprimida sobre a superfície do material, quando esse campo de regiões trativas não aparece. A diferença é atribuída a uma provável onda de tensões criada durante o impacto, que se propaga da superfície para o interior. Ao longo da profundidade, a mudança do limite de escoamento e a taxa de deformação inerente à dinâmica do impacto criam diferentes formatos e dimensões de zonas plásticas. Essas

diferentes zonas acabam por induzir um diferente comportamento de tensões residuais, quando se comparando com o perfil estaticamente medido.

Como complemento de sua análise numérica, Boyce et al. (2001) ainda realizou a medição das deformações residuais pelo método de difração por raio-X (figura 51), mostrando que o perfil medido é coerente com o calculado.

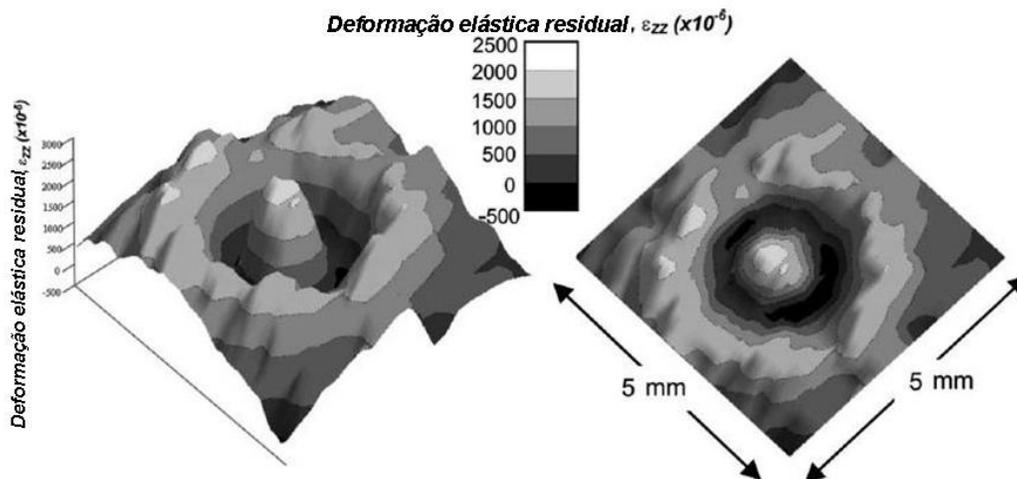


Figura 51 – Medição das deformações residuais após impacto de esfera metálica (BOYCE et al., 2001).

A grande densidade de granalhas sendo jateadas modifica esse estado trativo pontual eliminando-o e transformando a superfície em uma região puramente compressiva, o que é mais importante para esse estudo e que converge com as teorias até então apresentadas (BOYCE et al., 2001; KOBAYASHI; MATSUI; MURAKAMI, 1998).

O processo de jateamento de granalhas acaba atuando na criação de uma camada compressiva distribuída quase que uniformemente, sendo o perfil o resultado da superposição das tensões residuais produzidas por repetidos impactos em regiões próximas.

Essa conclusão está na mesma direção do que foi mencionado na parte de controle do processo, o recobrimento apenas parcial da superfície ao fim do jateamento poderá ser prejudicial ao material, que pode conter pontos localizados de tensões residuais trativas, possibilitando a nucleação de futuras trincas de fadiga (WOHLFART, 1982).

#### 2.4.4. Dual peening

O processo de duplo jateamento, conhecido como “*dual peening*”, é definido como um processo de *shot peening* realizado em duas etapas. A forma mais comum de sua concepção é a utilização de duas classes diferentes de granalhas, uma em cada fase. Em uma primeira etapa, a granalha de maior dimensão é jateada, sendo seguida pela granalha de menor dimensão na segunda fase (SAE, 2001).

O *dual peening* também pode ser concebido por duas etapas com diferentes velocidades de jateamento. Nesse procedimento, o componente a ser jateado é primeiramente submetido ao processo com maior velocidade. Finalmente, o processo se completa com o jateamento em velocidade de menor intensidade (SAE, 2001).

Independentemente do parâmetro em variação, a seqüência das etapas é definida pela energia cinética da partícula em jateamento. Tanto a dimensão (massa) como a velocidade são diretamente proporcionais ao valor da energia cinética. Considerando que essa energia se transformará, entre outros, em energia de deformação na superfície do material identado, o objetivo do processo é o mesmo (SAE, 2001; AHMAD; CROUCH JR, 2002):

- Primeira etapa - Aumentar a intensidade da tensão residual;
- Segunda etapa - Homogeneizar o perfil de tensões residuais ao longo da superfície

O entendimento da necessidade do dual peening de duas classes de granalhas é facilitado pela observação da figura 52. A figura simula as várias indentações de um jateamento de uma única classe de granalha e destaca as regiões do entorno da indentação.

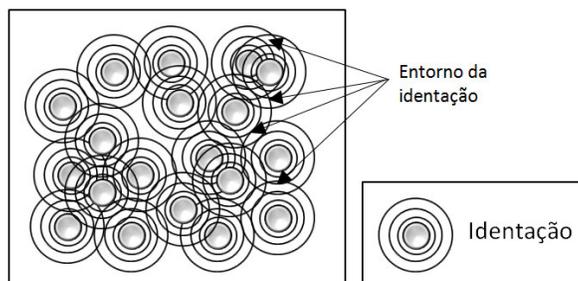


Figura 52 – Simulação das indentações resultantes do jateamento de granalhas.

Por mais que o componente jateado esteja com recobrimento saturado, pequenas regiões não identadas, identificadas como “entorno”, são constantemente presentes na superfície jateada, como mostra a figura 45(b) (AHMAD; CROUCH JR, 2002).

O incremento da dimensão da granalha induzirá ao aumento da intensidade de jateamento e da tensão residual. Esse incremento dimensional não será infinitamente proporcional, entretanto, ao aumento de vida útil do componente jateado. Isso ocorre porque, de acordo com a figura 51, a identificação cria ao seu redor uma zona de tensões pouco compressivas ou mesmo trativas. E quanto maior a granalha, maior será a identificação e por conseqüência a área e a intensidade dessa tensão desfavorável à fadiga (BIRD; SAYNOR, 1984, BOYCE et al., 2001).

A aplicação de um jateamento de granalhas de maior dimensão poderá, portanto, gerar concentradores de tensão que propiciem a iniciação de uma trinca precocemente. Nesse contexto, introduz-se a justificativa para o *dual peening*. Após a aplicação de uma granalha que induza a intensidade necessária de compressão na superfície, uma segunda classe de granalhas, de menor dimensão, é jateada para aumentar a probabilidade de identificação das regiões dos entornos da primeira etapa de jateamento. A superfície passa a ter um perfil de tensões residuais melhor distribuído em sua área, além de um melhor acabamento superficial, que pode ser comprovado pela aferição da rugosidade (SAE, 2001; AHMAD; CROUCH JR, 2002).

Além da melhor distribuição ao longo da superfície, o *dual peening* promove homogeneização do perfil na direção da profundidade. Enquanto as granalhas da primeira etapa trabalham na indução de compressão em maiores profundidades, as granalhas da segunda etapa atuarão na atribuição do perfil compressivo também na superfície (SAE, 2001).

Embora traga vantagens ao produto, o dual peening traz desvantagens ao processo de fabricação da engrenagem. Para a sua viabilização, o componente terá um aumento do tempo de manufatura, já que terá que ser submetido a uma etapa adicional. Além disso, o processo demanda recursos de investimentos para a aquisição de uma nova máquina ou então para a conversão da máquina existente para suportar os dois diferentes processos e insumos.

### 2.4.5. Predição da influência dos parâmetros de shot peening

A forma mais simples de abordar a influência dos parâmetros do processo de jateamento consta na análise das energias envolvidas durante o impacto. Em uma primeira interpretação, o processo de jateamento de granalhas fora definido como a transformação da energia cinética da granalha incidente em energia de deformação na superfície da peça sob processo. É possível observar na figura 53 que ainda devem ser consideradas a energia térmica, a de deformação também na esfera, assim como a própria energia cinética após o impacto (BAIKER; HAFEEZ, 2006).

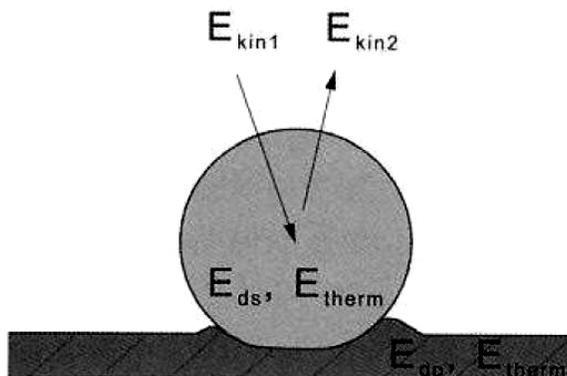


Figura 53 – Energias envolvidas no impacto de uma esfera (BAIKER; HAFEEZ, 2006).

A partir desse modelo, pode-se entender como a energia cinética de incidência transforma-se em diversas outras energias (eq. (8)). Desse modo, é possível isolar a parcela da energia de deformação (eq. (9)) como objetivo de estudo para futuros levantamentos e decisões sobre prioridade de ensaio entre todas as possibilidades de variação dos parâmetros (BAIKER; HAFEEZ, 2006).

$$E_{kin1} = E_{dp} + E_{therm} + E_{ds} + E_{kin2} \quad (8)$$

$$E_{dp} = E_{kin1} - E_{therm} - E_{ds} - E_{kin2} \quad (9)$$

Onde:

$E_{dp}$  – energia de deformação no material da peça exposta ao processo;

$E_{ds}$  – energia de deformação da granalha;

$E_{kin1}$  – energia cinética antes do impacto;

$E_{kin2}$  – energia cinética após o impacto;

$E_{\text{therm}}$  – energia térmica dissipada no impacto

E da mesma forma como o equacionamento permite verificar a variação da energia de deformação no material base, pode-se isolar diferentes parcelas para se obter por exemplo o aumento da temperatura durante o impacto, a velocidade da granalha após o impacto ou mesmo a deformação da granalha após o impacto.

#### 2.4.5.1. Predição do perfil de tensões residuais após jateamento

Prever a variação do perfil de tensões residuais para os diferentes parâmetros do processo permite ao projetista encontrar as propriedades mecânicas desejadas por meio de um número reduzido de experimentos. É usual encontrar simulações computacionais pelo método dos elementos finitos como nas publicações de Hong, Ooi e Shaw (2008), Frija et al (2006), Guagliano e Vergani (2004) e Schiffner e Helling (1999). O trabalho aqui apresentado dará foco às simulações analíticas.

O método proposto por Al-Obaid (1995) se apóia nas teorias de Hertz e de plasticidade para propor um algoritmo de predição da zona plasticamente afetada assim como da própria distribuição das tensões residuais ao longo da profundidade do material sob jateamento (figura 54).

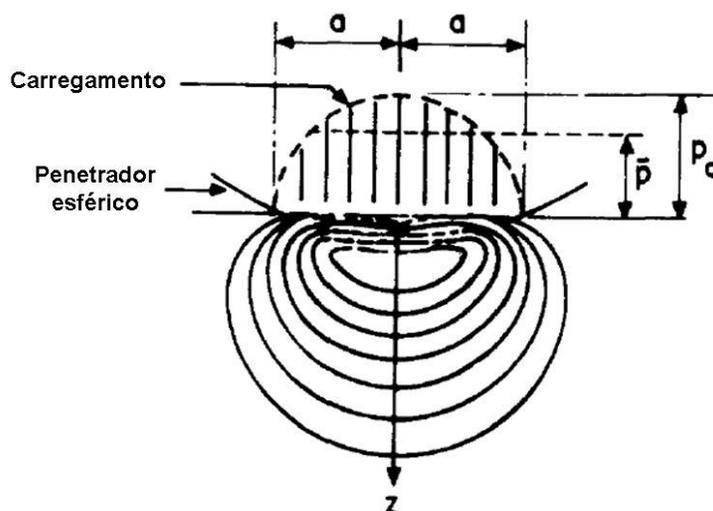


Figura 54 – Modelo de impacto proposto por Al-Obaid (1995).

A partir dessas duas teorias, e assumindo um impacto independente da influência da inércia na plasticidade local, a proposta começa com as definições das equações (10) e (11) para encontrar a relação (12):

$$h_p = 2,3 * a \quad (10)$$

$$a^2 = 2 * \bar{Z} * R \quad (11)$$

$$\frac{h_p}{R} = 3,25 * \left[ \frac{\bar{Z}}{R} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (12)$$

Onde:

$h_p$  - profundidade da camada plasticamente afetada;

$a$  - raio do contato (figura 54);

$R$  - raio da granalha;

$\bar{Z}$  - profundidade da depressão.

Os resultados seriam melhor correlacionados ao se trocar o coeficiente 3,25 por 3,0. A partir do momento em que a inércia, e conseqüentemente a velocidade de jateamento, é considerada para a plasticidade local do campo impactado o modelo sofre alterações e a camada plasticamente afetada acaba por ser representada pela equação (13) (AL-OBAID, 1995).

$$\frac{h_p}{R} = 3 * \left( \frac{2}{3} \right)^{\frac{1}{4}} * \left[ \frac{\rho * V_0^2}{\bar{p}} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (13)$$

Onde:

$\rho$  - densidade de jateamento;

$V_0$  - velocidade de impacto

$\bar{p}$  - pressão média no impacto

A equação 13 mostra-se convergir com os resultados experimentais das referências até aqui propostas já que a profundidade aumentaria com a dimensão da granalha, a densidade de jateamento e a velocidade de jateamento, diminuindo apenas

com o aumento da dureza superficial do material-base, já que a pressão média está diretamente ligada à dureza do material (AL-OBAID, 1995).

Enfim, é proposto ainda na mesma base teórica um algoritmo para prever a distribuição das tensões residuais ao longo da profundidade, como mostram as equações (14) e (15). As relações diferem-se entre os casos em que a profundidade está entre o raio da granalha e o recobrimento e entre o recobrimento e a profundidade até o núcleo, respectivamente (AL-OBAID, 1995).

$$\frac{\sigma_R}{Y} = -2 * \ln\left(\frac{C}{r}\right) - \frac{2}{3} * \left(1 - \frac{C^3}{b^3}\right) \quad (R \leq r \leq C) \quad (14)$$

$$\frac{\sigma_R}{Y} = -\frac{2}{3} * \frac{C^3}{b^3} \left(\frac{b^3}{r^3} - 1\right) \quad (C \leq r \leq b) \quad (15)$$

Onde:

$\sigma_R$  - Tensão residual radial na posição “r”;

Y – limite de escoamento;

C – recobrimento;

r – distância a partir da superfície onde se quer calcular a tensão;

b – espessura do material (distância da superfície até o núcleo).

Os artigo de Li, Mei e Duo (1991) e Franchim et al (2009) propõem modelo fundamentado também na teoria de Hertz e complementado pelos conceitos de encruamento e escoamento reverso. Conforme figura 55, o modelo parte do princípio de que uma esfera elástica é impactada contra a superfície do material a ser jateado. As tensões de contato são representadas pelas equações (16) a (19), provenientes da teoria de Hertz. O método assume ainda que granalha e superfície sejam construídas com o mesmo material (LI; MEI; DUO, 1991).

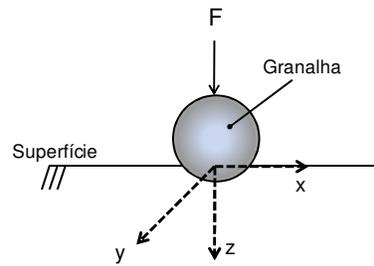


Figura 55 – Representação do modelo e seu sistema de coordenadas (LI; MEI; DUO, 1991).

$$\sigma_x^e = \sigma_y^e = -q_0 \left[ -\frac{1}{2}A + (1+\nu)B \right] \quad (16)$$

$$\sigma_z^e = -q_0 A \quad (17)$$

$$A = \left[ 1 + \left( \frac{z}{a} \right)^2 \right]^{-1} \quad (18)$$

$$B = 1 - \left( \frac{z}{a} \right) \tan^{-1} \left( \frac{a}{z} \right) \quad (19)$$

Onde:

$\sigma_x^e$ ,  $\sigma_y^e$ ,  $\sigma_z^e$  - tensões principais;

$q_0$  – máxima pressão de contato;

$a$  – raio da área de contato elástico;

$\nu$  – coeficiente de Poisson do material;

$z$  – profundidade.

A introdução dos parâmetros do processo de jateamento é realizada por meio das relações que representarão a máxima pressão de contato e o raio da área de contato elástico, conforme definido por eq.(20) e eq.(21), também propostas por Li, Mei e Duo (1991).

$$a = \left( \frac{3}{4} RF \frac{2(1-\nu^2)}{E} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (20)$$

$$q_o = \left( \frac{6FE}{4\pi R^2 (1-\nu^2)^2} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (21)$$

Onde:

R – raio da granalha;

F – força de jateamento (figura 55);

E – módulo de elasticidade longitudinal do material.

A parte elástica do modelo se complementa com eq.(22) e eq. (23), que representam a tensão equivalente atuante, pelo conceito de Von Mises, e a deformação equivalente a essa tensão (LI; MEI; DUO, 1991, FRANCHIM et al, 2009).

$$\sigma_i^e = \left\{ \left[ (\sigma_x^e - \sigma_y^e)^2 + (\sigma_y^e - \sigma_z^e)^2 + (\sigma_z^e - \sigma_x^e)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \right\} / 2^{\frac{1}{2}} \quad (22)$$

$$\varepsilon_i^e = \frac{\sigma_i^e}{E} \quad (23)$$

Onde:

$\sigma_i^e$  - tensão equivalente atuante (elástica);

$\varepsilon_i^e$  - deformação elástica.

O modelo segue então para uma fase elasto-plástica, baseado no diagrama “ $\sigma_i \times \varepsilon_i$ ” da figura 56. A relação tensão-deformação é simplificada de forma multilinear, sendo que  $S_b$  é a tensão real correspondente à máxima tensão de uma curva de tração de engenharia (LI; MEI; DUO, 1991).

Quando a tensão excede o limite de escoamento ( $\sigma_s$ ), a superfície do material entra em um estágio de deformação elasto-plástico. O autor propõe então a simplificação do cálculo da deformação plástica a partir de um fator modificador “ $\alpha$ ”, através da eq. (24). Esse fator correlaciona pela eq.(25) os raios de contato elástico e plástico. O diâmetro plástico pode ser experimentalmente obtido pela indentação de uma esfera de diâmetro igual ao da granalha e submetido a carregamento similar ao da eq.(21) (LI; MEI; DUO, 1991).

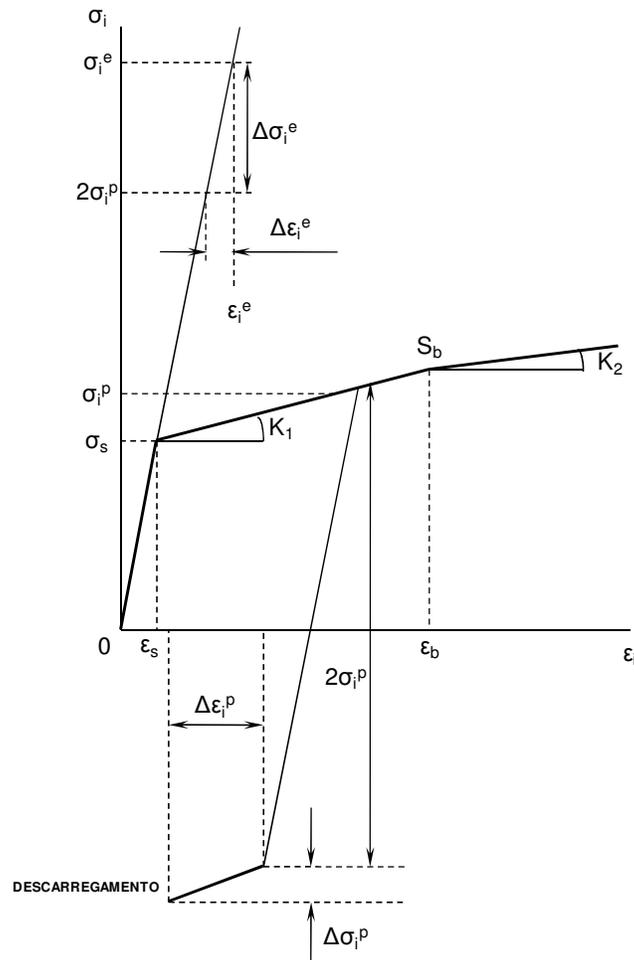


Figura 56 – Diagrama esquemático para cálculo da tensão residual (LI; MEI; DUO, 1991).

$$\epsilon_i^p = \begin{cases} \epsilon_i^e, \epsilon_i^e \leq \epsilon_s \\ \epsilon_s + \alpha(\epsilon_i^e - \epsilon_s), \epsilon_i^e > \epsilon_s \end{cases} \quad (24)$$

$$\alpha = \frac{D_p}{D_e} \quad (25)$$

Onde:

$\epsilon_i^p$  - deformação plástica;

$\epsilon_s$  - deformação de escoamento

$\alpha$  – coeficiente modificador de contato;

$D_p$  – diâmetro de contato plástico;

$D_e$  – diâmetro de contato elástico – eq.(20).

O cálculo da tensão plástica é de acordo com a figura 56, sendo representado pela eq. (26):

$$\sigma_i^p = \begin{cases} \sigma_i^e, \varepsilon_i^p \leq \varepsilon_s \\ \sigma_s + k_1 * (\varepsilon_i^p - \varepsilon_i^e), \varepsilon_s \leq \varepsilon_i^p < \varepsilon_b \\ S_b + k_1 * (\varepsilon_i^p - \varepsilon_b), \varepsilon_i^p \geq \varepsilon_b \end{cases} \quad (26)$$

Onde:

$\sigma_s$  - tensão de escoamento;

$S_b$  – tensão real correspondente à máxima tensão de uma curva de tração de engenharia.

Para o cálculo da tensão residual após o descarregamento, Li, Mei e Duo (1991) e Franchim et al (2009) assumem que:

1. Deformação tem baixo valor;
2. Descarregamento é um processo elástico até que se inicie o regime de escoamento reverso (histerese);
3. Tensões hidrostáticas não introduzem deformação plástica.

Quando a tensão atuante é maior do que o dobro do valor da tensão plástica, aparecem os fenômenos de encruamento e escoamento reverso, como mostra a figura 56. Primeiramente uma tensão equivalente ao dobro da tensão plástica é descarregada e então o escoamento reverso se inicia. Nesse ponto, ainda há duas parcelas de tensão que não foram descarregadas, obtidas por meio das eq.(27) a (30) (LI; MEI; DUO, 1991, FRANCHIM et al, 2009).

$$\Delta\sigma_i^e = \sigma_i^e - 2\sigma_i^p \quad (27)$$

$$\Delta\varepsilon_i^e = \frac{\Delta\sigma_i^e}{E} \quad (28)$$

$$\Delta\varepsilon_i^p = \alpha\Delta\varepsilon_i^e \quad (29)$$

$$\Delta\sigma_i^p = k\Delta\varepsilon_i^p \quad (30)$$

Onde:

k – constante do material, obtida pela curva de tração.

Definidas todas as tensões envolvidas, é possível fazer o cálculo da tensão transresidual, por meio da eq. (31). A tensão transresidual é a definição da tensão residual para o impacto de apenas uma granalha (LI; MEI; DUO, 1991, FRANCHIM et al, 2009).

$$\sigma_x^r = \begin{cases} 0, \sigma_i^e \leq \sigma_s \\ \frac{1}{3}(\sigma_i^p - \sigma_i^e), \sigma_s \leq \sigma_i^e \leq 2\sigma_i^p \\ \frac{1}{3}(-\Delta\sigma_i^p - \sigma_i^p), \sigma_i^e > 2\sigma_i^p \end{cases} \quad (31)$$

Onde:

$\sigma_x^r$  – tensão transresidual.

Com a superfície com 100% de recobrimento, assume-se que a deformação plástica é constante e contínua. Tem-se enfim a eq. (32), que representa a tensão residual em função da profundidade da superfície do material jateado (LI; MEI; DUO, 1991, FRANCHIM et al, 2009).

$$\sigma_x^R = \left[ \frac{(1+\nu)}{(1-\nu)} \right] \sigma_x^r \quad (32)$$

Onde:

$\sigma_x^R$  – tensão residual.

#### 2.4.6. Parâmetros de variação do processo

### 2.4.6.1. Propulsão

Tendo-se em foco a propulsão da granalha, o processo pode ser controlado por meio da velocidade da turbina e do ângulo de incidência do jateamento. A velocidade do jato deve permanecer constante para proporcionar um jateamento mais uniforme com recobrimento mais homogêneo (SAE, 2001).

A intensidade do jateamento aumentará com o aumento da velocidade. O aumento da velocidade pouco alterará o valor da tensão superficial, mas proporcionará aumento da profundidade de camada compressiva, aumento da tensão residual compressiva máxima assim como aumento da profundidade da mesma. Há de se ressaltar, porém, que a vida útil da granalha diminuirá e inspeções deverão ser feitas mais freqüentemente (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002; KOSTILNIK, 1994).

O ângulo de incidência é definido como o ângulo entre o plano da face do material e a direção do jateamento. À medida que se decresce esse ângulo (a partir de  $90^\circ$ ), a intensidade do jateamento decresce também. Isso é explicado uma vez que a componente vertical do esforço normal durante o impacto será menor quanto mais inclinado for o jateamento. A figura 57 mostra como a variação da incidência pode diminuir a intensidade do jateamento em 50% (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002; KOSTILNIK, 1994).

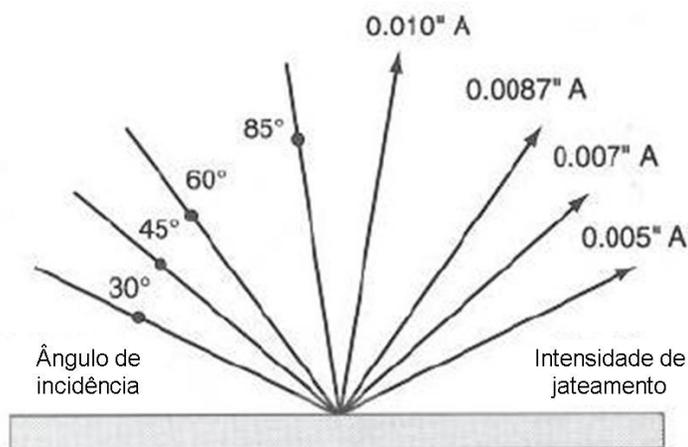


Figura 57 – Alteração da intensidade de jateamento em função do ângulo de incidência (KRITZLER, WÜBBENHORST, 2002).

#### *2.4.6.2. Tempo de exposição*

A influência do parâmetro de tempo de exposição ao jateamento segue a lógica do conceito de saturação do processo. Dessa forma, pode-se concluir que o aumento do tempo de exposição aumenta, sim, a intensidade do jateamento, porém apenas até o ponto definido como de saturação, ilustrado na figura 46.

#### *2.4.6.3. Granalha*

Entre os vários parâmetros, pode-se destacar os relativos à granalha, que incluem formato, dimensão, material e dureza.

Em relação ao material, a granalha pode ser classificada entre materiais ferrosos e não-ferrosos. No primeiro grupo classificam-se as granalhas produzidas a partir de aço fundido, ferro fundido ou a partir de arame de aço cortado. No outro grupo, encontram-se as granalhas de vidro e as de cerâmica (SAE, 2001).

A granalha de aço fundido é produzida por atomização seguida de rápida solidificação. As partículas de alto carbono, que seguem à especificação SAE J827, são ainda austenitizadas e revenidas para alcançar a dureza superficial pretendida, que pode chegar a 67HRC. Por outro lado, as granalhas de baixo carbono, padronizadas pela especificação SAE J2175, estão prontas diretamente após a solidificação, tendo dureza superficial variando entre 40HRC e 50HRC.

A utilização de granalhas feitas a partir de ferro fundido têm sido significativamente reduzida no passado recente. Esse material é composto por entre 2,50% a 3,50% de carbono com dureza superficial variando entre 55HRC e 66HRC. Existe ainda uma variação chamada de ferro fundido maleável, em que o material ainda passa por uma etapa de recozimento, possuindo uma dureza superficial mais baixa, entre 22HRC e 40HRC (SAE, 2001).

Ainda entre os ferrosos, existem as granalhas produzidas a partir do corte a frio de arame em larguras de dimensão praticamente igual ao diâmetro do arame. Após o corte, essas partículas ainda são arredondadas para remover as arestas, chegando-se a produzir variações em que a granalha sai quase que esférica. Padronizadas pela especificação SAE J441, essas granalhas podem ser feitas a partir de aço-carbono ou aço-inoxidável.

Já entre os não-ferrosos, um dos tipos existentes é fabricado a partir do corte de fibra ótica, posteriormente arredondada para remoção das arestas. Essas granalhas, padronizadas pela SAE J1173 e com dureza superficial média de 45HRC são de importância nas aplicações que requerem resistência à umidade, aos diluentes ácidos e alcalinos (SAE, 2001).

As partículas não-ferrosas podem ser ainda cerâmicas, produzidas por fusão de óxidos. Normalizada pela especificação SAE J1830, possuem dureza superficial entre 57HRC e 63HRC.

Pode-se classificar a vida útil de cada material de forma decrescente na seguinte ordem: arame cortado, aço fundido, cerâmica e vidro (SAE, 2001). A figura 58 mostra as fotos de algumas das granalhas descritas.

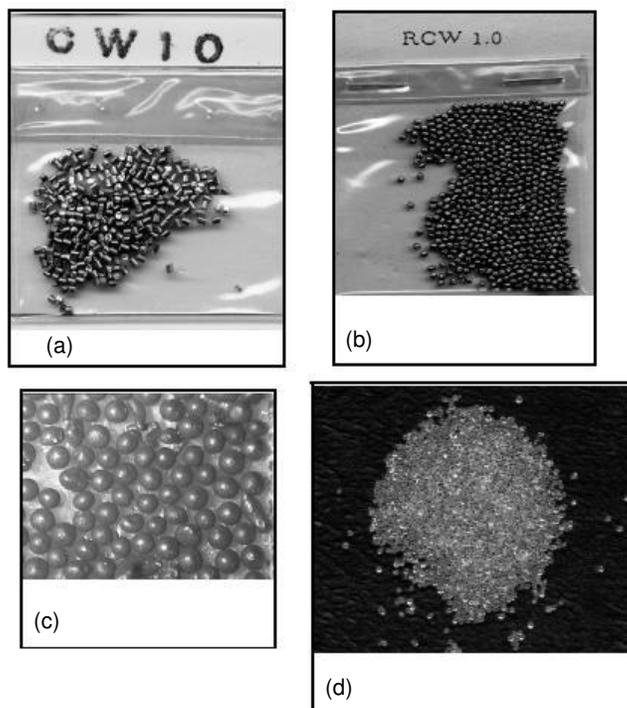


Figura 58 – (a) granalhas de arame cortado; (b) granalhas de arame cortado com posterior arredondamento; (c) granalhas de aço fundido; (d) granalhas feitas a partir de fibra ótica (CHAMPAIGNE, 2001).

O material da granalha deve ter dureza no mínimo igual ou maior ao material exposto ao jateamento de granalhas. A exceção aplica-se aos casos em a que rugosidade da superfície seja um fator decisivo (KRITZLER; WÜBBENHORST, 2002).

Do ponto de vista da dimensão nominal, as granalhas têm valores controlados e classificados pela especificação SAE J444, em a designação numérica aponta para a dimensão em polegadas em um valor a ser dividido por dez mil. Como exemplo, uma granalha do tamanho S70 terá valor dimensional de 0.007pol (0,1778mm) (SAE, 2001).

Para manter a intensidade do jateamento no nível desejado, a máquina deve conter um separador para remover as partículas quebradas e desgastadas a uma dimensão inferior à padronizada. A porcentagem de partículas na dimensão nominal não deve ser nunca inferior a 85% do total de granalhas circulando no sistema. Granalhas quebradas, além de terem menores dimensões, representam partículas com arestas que potencialmente criam riscos na superfície, que se caracterizarão como concentradores de tensão (KOSTILNIK, 1994). A tabela do Anexo "A", proveniente da norma SAE J444 (SAE, 2001) mostra detalhadamente como se deve manter o controle dimensional das granalhas.

Na análise exclusiva da granalha, a uniformidade do resultado do jateamento não se restringe apenas à sua dimensão. Novamente, o formato deve ser o mais arredondado possível, evitando-se arestas e descontinuidades acentuadas. Concentradores de tensão atuam especialmente na heterogeneização do perfil de tensões residuais (METAL IMPROVEMENT COMPANY, 19-?). A figura 59 exemplifica os tipos de formatos desejáveis e não desejáveis, enquanto que a figura 60 mostra um comparativo entre as seções de superfícies impactadas por granalhas de formatos desejáveis e de formatos não-desejáveis.

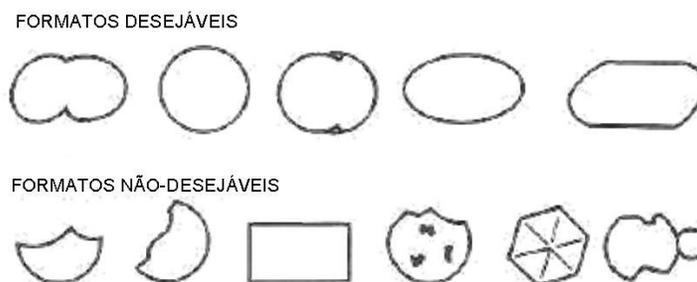


Figura 59 – Acima, formatos desejáveis; Abaixo, formatos não-desejáveis (METAL IMPROVEMENT COMPANY, 19-?).

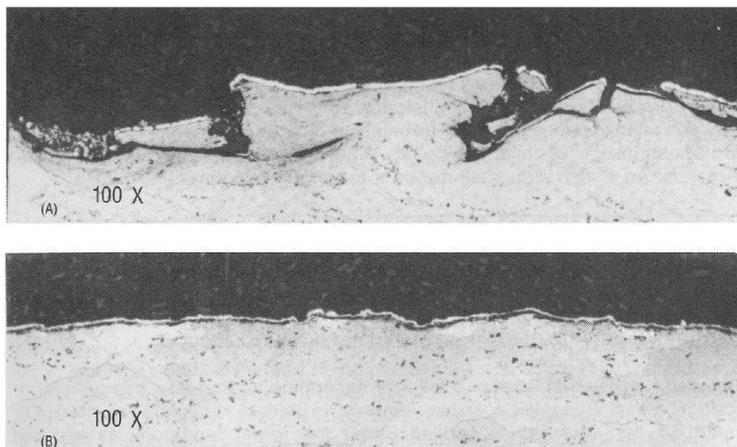


Figura 60 – Superfícies jateadas por granalhas de formato indesejável (acima) e desejável (abaixo) (SAE, 2001).

#### 2.4.6.3.1. Influência da dimensão da granalha

A dimensão da granalha é um dos parâmetros mais relevantes ao processo de *shot peening*. Alterações de seu diâmetro, no caso de granalhas esféricas, promovem influência sobre propriedades mecânicas como intensidade *Almen*, tensão residual, rugosidade e limite de fadiga. Seu estudo é abordado em publicações dos principais periódicos das áreas de engenharia mecânica e metalúrgica. Entre eles, dois dos mais relevantes trabalhos são o de Kritzler e Wübbenhorst (2002) e Kostilnik (2002).

Para os dois artigos, se as demais variáveis do processo são mantidas, o aumento da dimensão da granalha resultará em aumento da intensidade de jateamento e da profundidade da camada compressiva, mas também uma diminuição do recobrimento do jateamento no componente. A alteração da dimensão da granalha impactará diretamente na distribuição das tensões residuais assim como na rugosidade da peça. Sendo o jateamento um processo de impacto, a superfície jateada sofre alterações microscópicas que serão de maior magnitude quanto maior a massa da granalha. Para materiais submetidos a altas tensões trativas, o aumento da dimensão fará com que a profundidade da camada compressiva aumente substancialmente. Na superfície, a tensão residual deve permanecer a mesma, porém o valor máximo da tensão residual compressiva assim como a sua profundidade irão aumentar.

A figura 61, publicada por Kritzler e Wübbenhorst (2002), ilustra a influência do diâmetro da granalha para o perfil de tensões residuais. A figura ainda representa um resumo de como os demais parâmetros do jateamento podem modificar o perfil do componente jateado.

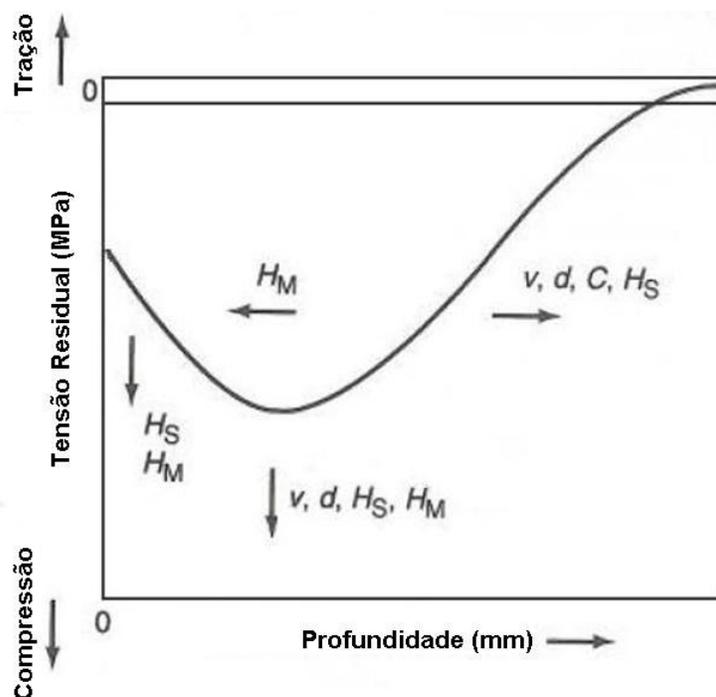


Figura 61 – Alteração da intensidade do jateamento em função das variações do processo ( $H_S$  – dureza da granalha;  $H_M$  – dureza do material;  $v$  – velocidade de jateamento;  $d$  – dimensão da granalha;  $C$  – recobrimento (KRITZLER, WÜBBENHORST, 2002).

O estudo de Guagliano e Vergani (2004) explora experimentalmente dois diferentes jateamentos, diferenciados pelo diâmetro da granalha. No trabalho em que se utilizaram granalhas de diâmetro de 0.3mm e 0.6mm, os resultados apresentam considerável convergência com o que foi postulada acima. Como mostra a figura 62, o perfil de tensões residuais com a maior granalha (b) tem um valor máximo de tensão compressiva mais intenso e mais profundo do que o perfil relativo à menor granalha (a). A divergência encontra-se apenas no valor da tensão superficial, onde foi registrada maior intensidade para o perfil da maior granalha.

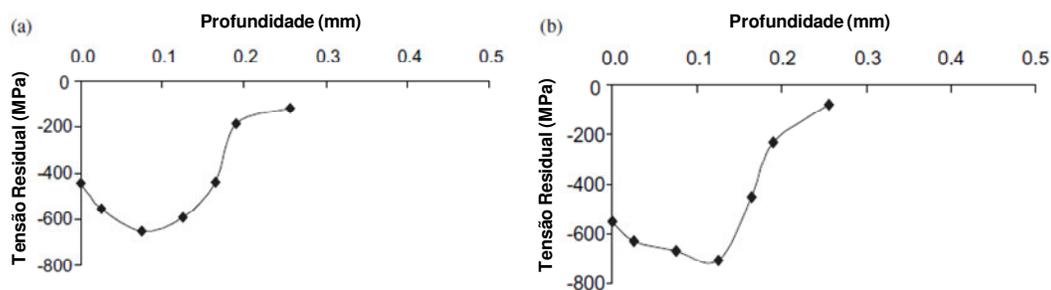


Figura 62 – Perfil de tensão residual medido para jateamento com granalha de 0.3mm (a) e 0.6mm (b). (GUAGLIANO, VERGANI, 2004).

O estudo ainda registra a influência da granalha sobre o limite de fadiga. O componente jateado com a granalha de maior diâmetro apresenta limite de fadiga 13,5% superior ao do componente jateado com a granalha menor.

No mesmo sentido encontram-se os resultados da publicação de Shivpuri, Cheng e Mao (2009). O trabalho desenvolve uma simulação do jateamento pelo método de elementos finitos, simulando a variação de diferentes parâmetros do processo, como o diâmetro da granalha. O gráfico da figura 63 ilustra a compilação dos perfis de tensão residual para jateamentos com granalhas de diâmetros 0.7mm, 1.0mm e 1.3mm. Tanto a magnitude como a profundidade do valor de maior tensão residual compressiva aumentam com a classe da granalha.

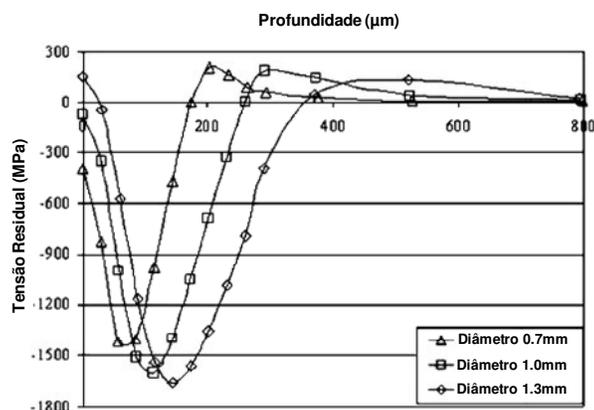


Figura 63 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. (SHIVPURI, CHENG, MAO, 2009).

Os autores justificam o resultado em função da energia de jateamento, que aumenta com o incremento da dimensão da granalha. Quanto maior a energia, mais profunda a zona plasticamente deformada, induzindo maior intensidade e profundidade à tensão residual.

Entretanto, nem todos os trabalhos convergem sobre a alteração do perfil em função do diâmetro da granalha. Ainda no campo computacional, as publicações de Hong, Ooi e Shaw (2008), Schiffner e Helling (1999), e a dissertação de Stranart (2000) encontram resultados similares para a modificação da profundidade do pico de tensão residual. Mas os resultados dos três artigos divergem sobre a variação da intensidade desse valor máximo.

A figura 64 mostra o resultado da simulação realizada por Hong, Ooi e Shaw (2008) para o perfil de tensões residuais para jateamentos com quatro diferentes classes de

granalhas. No gráfico, o eixo vertical normaliza a tensão residual pelo limite de escoamento do material jateado, que é o mesmo nas três simulações. Apesar de as curvas estarem sobrepostas, a profundidade também está normalizada, para cada diâmetro. Portanto, o trabalho conclui que a profundidade do ponto de valor de máxima tensão aumenta linearmente com o aumento do diâmetro da granalha. A intensidade desse ponto, porém, não se altera nas simulações das diferentes granalhas.

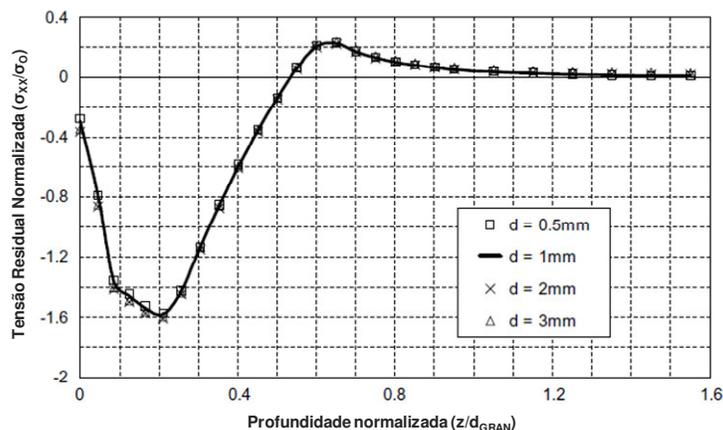


Figura 64 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. (HONG; OOI; SHAW, 2008).

As simulações de Schiffner e Helling (1999) são resumidas no quadro da figura 65. Novamente, um estudo que expressa a não alteração da magnitude do ponto de maior tensão compressiva para granalhas de diferentes diâmetros. O trabalho, porém, mostra convergência não apenas com os resultados da profundidade do pico de tensões mas também com relação à tensão superficial. Os resultados apontam que o diâmetro da granalha não intervém na alteração dessa grandeza. Lista-se abaixo a descrição das abreviações da figura 65.

- Profundidade da camada plasticamente deformada –  $z_P$ ;
- Tensão residual superficial –  $\sigma_{SURF}$ ;
- Tensão residual máxima –  $\sigma_{MAX}$ ;
- Profundidade da tensão residual máxima –  $z_{MAX}$ ;
- Raio de contato –  $a$ .

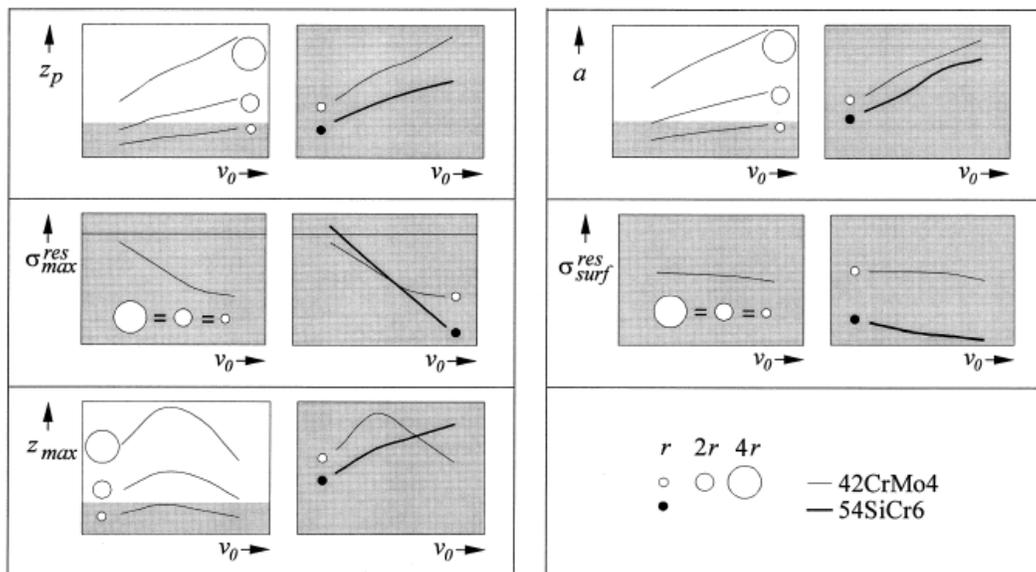


Figura 65 – Quadro de resultados da simulação do perfil de tensão residual jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. (SCHIFFNER; HELLING, 1999).

A figura 66 apresenta o resultado do terceiro trabalho mencionado, simulação computacional proposta por Stranart (2000). O perfil encontrado aponta para o mesmo resultado da figura 64, com a única diferença de não dispor a profundidade de forma normalizada com o diâmetro.

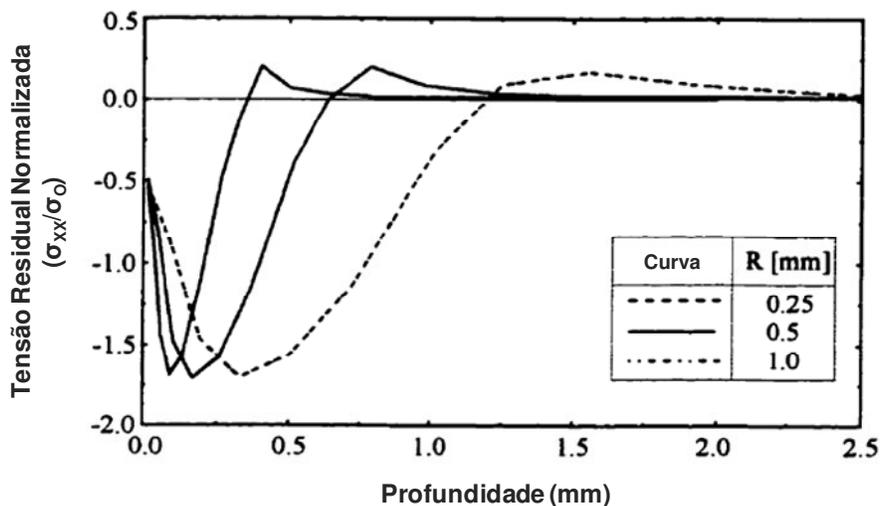


Figura 66 – Simulação do perfil de tensão residual do jateamento com granalhas de diferentes diâmetros. (STRANART, 2000).

Experimentalmente, apenas uma publicação encontrada registrou o mesmo resultado dos últimos três estudos. Benedetti et al (2002) promoveu a alteração de

diversos parâmetros do processo para estudar o perfil de tensões residuais resultantes. Os autores atribuíram ao diâmetro o aumento da profundidade do valor máximo da tensão residual. Mas atribuíram à dureza da granalha o aumento da magnitude dessa tensão. Há de se remarcar, porém, que os testes foram realizados sem o isolamento individual de cada parâmetro, tendo sido avaliados ainda a velocidade de jateamento e o tempo de exposição.

Objetivando a influência direta para a vida útil, o trabalho de Mahagaonkar, Brahmankar e Seemikeri (2009) aplica a técnica de DOE para parâmetros do processo de jateamento. Os autores concluem que a relevância dos parâmetros isoladamente para a vida útil de um componente em aço SAE 1045 é, em ordem decrescente: distância do propulsor, tempo de exposição, diâmetro da granalha e pressão de jateamento do propulsor. Em análise da interface entre os parâmetros, é concluído que o diâmetro da granalha induz ao aumento de vida útil quando combinado com o aumento da pressão de jateamento do propulsor.

Para estudar apenas a classe da granalha, Bird e Saynor (1984) realizaram trabalho experimental com as classes S70, S110, S230, S330, S460 e S550. A figura 67 expõe claramente como a intensidade de jateamento cresce com o aumento do diâmetro da granalha. Os resultados vão ao encontro com o que foi postulado por Almen e Black (1963).

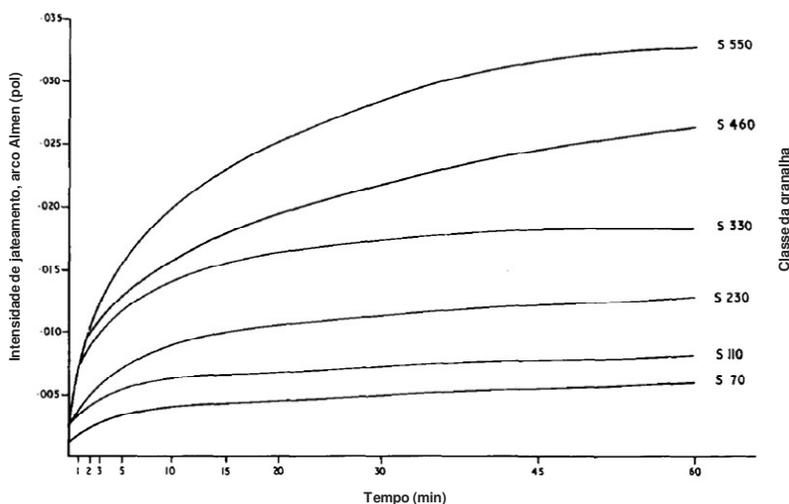


Figura 67 – Medição da intensidade de jateamento para processos com diferentes classes de granalhas (BIRD, SAYNOR, 1984).

O resultado para a vida de fadiga não se comportou da mesma forma, entretanto. O limite de fadiga aumenta com o aumento do diâmetro, encontrando estabilização nas classes intermediárias. A partir desse ponto, a vida útil decresce, sendo o pior resultado aquele relativo ao jateamento com as granalhas de classe S550.

Considerando que a explicação para esse fenômeno passa a encontrar ligação na homogeneidade superficial após o tratamento, Ahmad e Crouch Jr (2002) e Parizani, Zambon e Munhoz Jr (2007) promoveram testes com o processo de *Dual Peening*.

Os experimentos de Ahmad e Crouch Jr (2002) envolveram o jateamento com a classe S230 em uma primeira etapa, seguido de uma segunda etapa de diferentes configurações, utilizando-se a classe S110H e granalhas de fibra de vidro. Para todos os experimentos, foi evidenciado um valor de tensão residual máxima mais profundo e de maior magnitude.

O estudo de Parizani, Zambon e Munhoz Jr (2007) fundamenta-se em um DOE para comparação do processo comum de jateamento com o *dual peening*. O teste é realizado com as granalhas de classe S230 e S170, nessa ordem. Os principais resultados são o aumento de 62% na tensão residual superficial e 33% da tensão residual sub-superficial no processo de *dual peening*. O trabalho explicita, na justificativa dos resultados, a importância da homogeneidade superficial dos componentes jateados.

Apesar da concordância com os resultados de superfície, os trabalhos de Molzen e Hornbach (2000) e Metal Improvement Company (2005) não apresentam os mesmos resultados para a intensidade de máximo valor da tensão residual. Em ambos, como mostra a figura 68, o dual peening não introduz alterações de intensidade ao valor de máxima tensão residual compressiva.

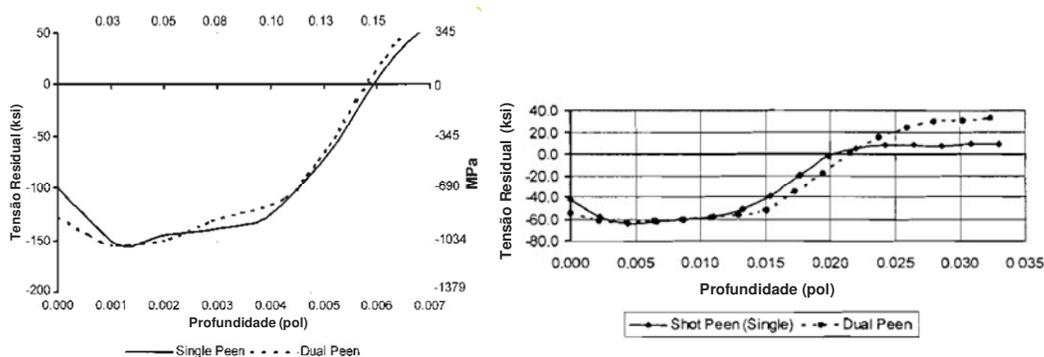


Figura 68 – Comparação entre os perfis de tensão residual com shot peening e dual peening (METAL IMPROVEMENT COMPANY, 2005; MOLZEN; HORNBAACH, 2000).

O estudo de Harada, Fukaura e Haga (2007) não teve o *dual peening* como escopo, mas abordou a importância da homogeneidade através da experimentação do processo nomeado como “*microshot peening*”. Nesse experimento, foram utilizadas granalhas de diâmetro inferior à menor especificada pela norma SAE J444 (classe S70), em uma faixa variando entre 0.03mm e 0.15mm. Na conclusão do artigo, os autores atribuem à baixa rugosidade superficial grande parte da responsabilidade pelo aumento da vida em fadiga observada. Os mesmos resultados foram encontrados em estudo similar, publicados por Kennedy, Vahey e Hanney (2004), em que o processo foi denominado “*micro shot blasting*”.

Outra forma identificada de estudar a influência dimensional da granalha é exposta por George, Pillai e Shah (2004). O estudo propõe a utilização da técnica de Taguchi para a interpretação dos resultados de intensidade Almen produzido por cada variação do processo. Entre os parâmetros analisados, é estudada a comparação entre o jateamento com a classe S230 e uma mistura das classes S230 e S170.

Dentre as características analisadas, a conclusão de relevância para a intensidade de jateamento é, na ordem decrescente: distância para o propulsor, diâmetro da granalha, vazão de jateamento e tempo de exposição.

Para a análise do fator classe de granalha, encontrou-se maior intensidade Almen para o processo com a granalha S230. Nenhum resultado de tensão residual, rugosidade ou fadiga é apresentado. Apesar da utilização de duas classes de granalha no mesmo processo, a mistura não apresenta uma distribuição bimodal, como mostra a figura 69.

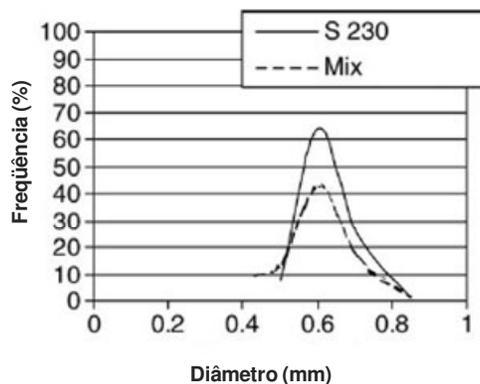


Figura 69 – Comparação dos perfis de distribuição da classe S230 e uma mistura das classes S230 e S170, identificada como “Mix” (GEORGE; PILLAI; SHAH, 2004).

Não há também qualquer explicação para a utilização de uma mistura de duas classes ou mesmo uma ligação com o processo de *dual peening*. Mas essa utilização vai, de certo modo, contra a recomendação apresentada por Metal Improvement Company (2005) e SAE (2001). Ambos destacam que o processo deve apresentar granalhas em uniformidade dimensional, para que os objetivos de incremento de vida útil sejam atingidos.

### 3. MATERIAIS E MÉTODOS

#### 3.1. Proposta de estudo

A revisão da literatura até aqui apresentada aponta que o incremento do diâmetro da granalha contribui para o aumento da vida útil da peça jateada. Mas esse comportamento da vida útil não é linear com o diâmetro da granalha. Classes com diâmetros altos passam a deteriorar a vida em fadiga da peça, o que é normalmente atribuído à heterogeneidade das tensões residuais ao longo da superfície. Nesse contexto, aparecem tratamentos que se utilizam também de granalhas menores, como o *microshot peening* e o *dual peening*. A homogeneidade é atribuída à granalha menor e permite ao processo se utilizar de granalhas de maior diâmetro para aumentar não apenas a intensidade de jateamento e a tensão residual, como também a vida útil.

A aplicação de duas classes de granalha em etapas diferentes é largamente conhecida e com razoável quantidade de publicações (AHMAD; CROUCH JR, 2002; PARIZANI; ZAMBON; MUNHOZ JR, 2007; MOLZEN; HORNBACH, 2000; METAL IMPROVEMENT COMPANY, 2005) . Não há, entretanto, publicações que relatem o efeito da aplicação das mesmas duas classes, em uma única etapa, para o perfil de tensões residuais e vida em fadiga. O estudo que mais se aproximou foi o de George, Pillai e Shah (2004), que se restringiu a apresentar o efeito de uma mistura sobre a intensidade *Almen* sem expor a justificativa da aplicação ou o critério da seleção das classes de granalha, como apresentado no último capítulo.

A proposta desse estudo é verificar a influência, sobre o perfil de tensões residuais de uma engrenagem de transmissão automotiva, da realização do jateamento de granalhas de diferentes classes em apenas uma etapa. A mistura dessa proposta apresenta uma característica peculiar: uma distribuição bimodal.

A caracterização bimodal dessas misturas exerce papel fundamental na proposta desse estudo. A recomendação apresentada por Metal Improvement Company (2005) e SAE (2001) é de que o processo deve apresentar granalhas em uniformidade dimensional, para que os objetivos de incremento de vida útil sejam atingidos. Por um lado, o formato esférico, sem arestas, evita a formação de concentradores. Por outro, uma pequena faixa de valores na distribuição de diâmetros permite maior controle do perfil de tensões residuais.

Uma simples mistura com granalhas de classes consecutivas geraria uma distribuição normal, com uma moda, mas com ampla faixa de variação. Esse efeito é notável na figura 69, estudo de George, Pillai e Shah (2004). Essa distribuição teria o mesmo efeito de heterogeneidade condenado por Metal Improvement Company (2005) e SAE (2001).

A proposta de uma distribuição bimodal remete à seleção de duas classes nitidamente distintas, ou seja, um histograma com duas modas. Em não havendo superposição acentuada no histograma, a mistura poderá funcionar com duas classes trabalhando com efeitos também distintos. Uma classe bem controlada, de maior diâmetro, atuando especificamente para .aumentar a intensidade da tensão residual; Uma classe bem controlada, de menor diâmetro, para homogeneizar essas tensões ao longo da superfície da peça.

A validação da proposta apresentada, fundamentada pela teoria até aqui revisada, foi baseada em uma abordagem metodológica experimental. Esse capítulo descreve cada etapa do procedimento aplicado para atender o objetivo do estudo. Para melhor visualizar o processo como um todo, a figura 70 sumariza em um fluxograma cada atividade realizada.

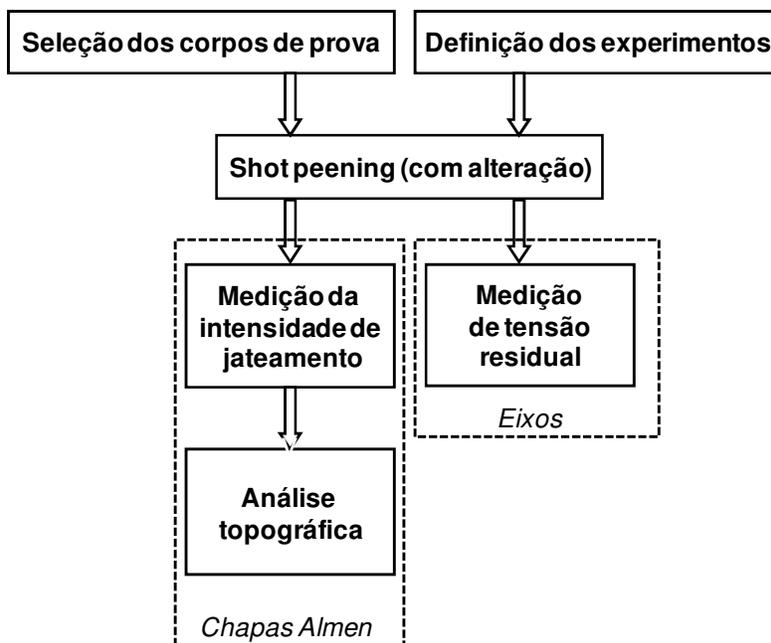


Figura 70 – Fluxograma dos métodos a serem aplicados.

### 3.2. Seleção dos corpos de prova

Para a realização de cada uma das etapas da figura 70, separou-se um total de vinte eixos de entrada de uma transmissão manual transversal, com capacidade de torque 154N.m em primeira marcha. Os eixos são fabricados em aço SAE 4120 cementado, sendo a camada especificada entre 0.5mm e 1.0mm. Optou-se pela utilização da engrenagem referente a um modelo que possuísse as maiores resistências ao avanço e, por conseqüência, maior criticidade com relação à vida em fadiga. A engrenagem de primeira velocidade é helicoidal e, nesse modelo, possui treze dentes.

A saída da etapa de jateamento foram corpos de provas na forma de eixos e as chapas *Almen* que controlaram o processo. As chapas *Almen* foram utilizadas na medição da intensidade de jateamento e na análise topográfica. Os eixos foram destinados à medição de tensão residual. Uma quantidade adicional de setenta eixos foi reservada para ensaios extraordinários ao escopo e pertencentes ao projeto de continuidade desse estudo, conforme descrito no Apêndice A.

Para que os ensaios permitam analisar os resultados com foco apenas nas variáveis do processo de *Shot Peening*, os eixos selecionados foram usinados a partir do lote de um mesmo turno. Ainda mais relevante, todos os eixos foram introduzidos no processo de cementação simultaneamente. O processo de cementação é realizado em um forno contínuo, sendo antecedido de uma etapa de lavagem e outra de pré-aquecimento. Dentro do forno, os componentes são submetidos a seis diferentes zonas, em que são variados parâmetros como a temperatura, o volume dos gases de cementação e o potencial de carbono. Os componentes são posteriormente temperados, revenidos, e enfim disponibilizados para o processo de *shot peening*.

### 3.3. Simulação das propostas de mistura

Em função da infinita quantidade de misturas possíveis de serem criadas, foi necessário aplicar um critério de fundamentação científica na definição das propostas.

A ferramenta utilizada foi a simulação da construção dos perfis de tensão residual apresentado por Li, Mei e Duo (1991) e Franchim et al (2009). O modelo é descrito pelo algoritmo de eq.(16) a eq.(32). O modelo foi desenvolvido em *software "Microsoft Excel 2007"*, tendo como dados de entrada os parâmetros do processo.

A criação de cada proposta de mistura foi definida sobre intervalos de 10% na contribuição em massa de cada classe para a distribuição como um todo. Foram, portanto, criadas distribuições com 90% da massa total sendo da classe maior e 10% da classe menor, 80% da classe maior e 20% da classe menor e assim subseqüentemente até a inversão da proporção das classes da primeira distribuição mencionada. Ao todo, nove propostas foram simuladas e analisadas em histogramas, já que deveriam sempre resultar em uma distribuição bimodal. A massa foi utilizada como grandeza de proporção, uma vez que a energia de deformação é diretamente vinculada a ela.

A necessidade de uma distribuição bimodal de classes de granalhas induziu a uma consideração específica em relação ao modo de introdução do diâmetro da granalha no modelo, que aparece nas relações eq.(20) e eq. (21). Sendo a principal diferenciação

desse estudo para o modelo apresentado, o diâmetro foi introduzido ao algoritmos por dois diferentes métodos: método do Diâmetro Equivalente à Massa Média (DEMM) e método de Monte Carlo (MC).

### 3.3.1. Método do Diâmetro Equivalente à Massa Média (DEMM)

Conforme apresentado na revisão do item 2.4.6.3, a tensão residual induzida é proporcional à dimensão da zona plasticamente afetada pelo impacto da granalha. A zona plástica é diretamente amplificada pela energia de colisão da granalha. E a energia, majoritariamente cinética, é diretamente proporcional à massa da granalha.

Nesse método, o diâmetro foi então considerado como o diâmetro equivalente à massa média da distribuição em análise. Para cada mistura proposta, foi criado um histograma para a distribuição dos diâmetros. A massa total desse histograma foi dividida pela quantidade de granalhas consideradas para obtenção da massa média. E de posse da densidade do material, foi possível obter o diâmetro equivalente a essa massa, como se observa nas equações eq.(33) e eq.(34).

$$m = \rho * \frac{4}{3} \pi r^3 \quad (33)$$

$$DEMM = \sqrt[3]{\left(\frac{6 * \bar{m}}{\rho * \pi}\right)} \quad (34)$$

Onde:

m – massa;

r – raio da granalha;

$\rho$  – densidade da granalha;

$\bar{m}$  – massa média;

DEMM – Diâmetro Equivalente à Massa Média.

O método busca evidenciar a diferença entre o processo alimentado com a mistura e o processo com apenas uma das classes dessa mistura, fundamentando-se no conceito de densidade de jateamento. Mesmo que a granalha de maior diâmetro seja a responsável por induzir os valores de tensão compressiva máxima, a probabilidade de indução de tensões normalmente criadas por granalhas do seu diâmetro nominal será menor em função de sua menor participação na composição do material de jateamento.

### *3.3.2. Método de Monte Carlo (MC)*

O método DEMM introduz na sua justificativa o conceito de probabilidade de indução do perfil de tensões residuais, mas é concebido apenas por uma simulação e apresentado por meio de uma única curva para cada mistura. O método de Monte Carlo é então proposto com o intuito de criação de um mapa de probabilidade.

O método de Monte Carlo descreve quantitativamente a grandeza da incerteza que é passada das variáveis de entrada para a saída desejada. É uma simulação estática e estocástica em que o propósito central é representar probabilisticamente a solução matemática de uma distribuição hipotética ou real dos parâmetros de entrada. Sua aplicação, conforme ilustrado no fluxograma da figura 71, é baseada na repetição por diversas vezes da aplicação do algoritmo que correlaciona as entradas à saída. Para cada repetição, um valor aleatório é obtido a partir da distribuição dos parâmetros em estudo (LEWERENZ, 2002; RUBINSTEIN; KROESE, 2008; GRECO; CARRAVETTA; DELLA MORTE, 2004).

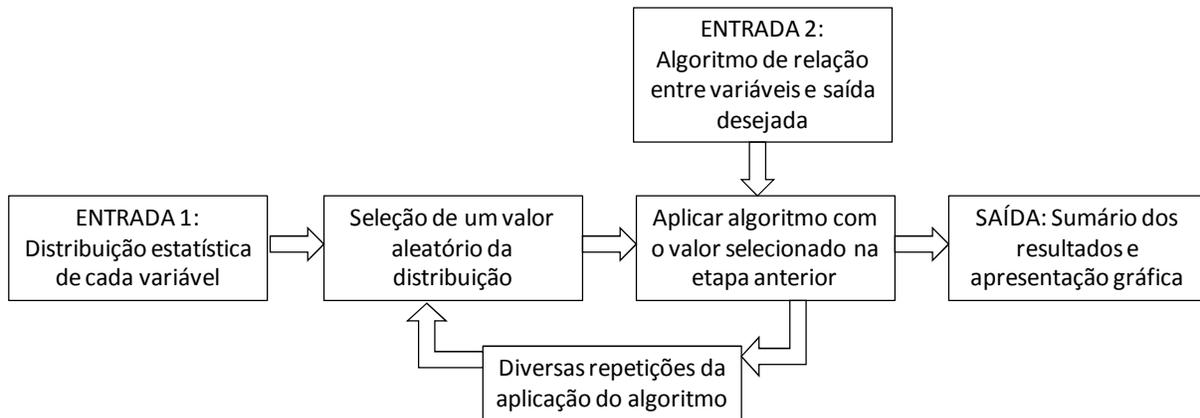


Figura 71 – Fluxograma de aplicação do método de Monte Carlo (GRECO; CARRAVETTA; DELLA MORTE, 2004).

A aplicação do método nesse estudo considerou o diâmetro com o único parâmetro de entrada. Cada valor de diâmetro foi aleatoriamente selecionado a partir dos histogramas de cada mistura. O mesmo algoritmo de predição do perfil de tensões residuais foi aplicado, em um total de 15.000 repetições. A saída foi um mapa de probabilidade do perfil de tensão residual para cada mistura.

Uma rotina de cálculo foi criada no *software* “*Visual Basic for Applications*”, na base do *software* “*Microsoft Excel 2007*”, para repetição do algoritmo e montagem de uma matriz de probabilidade. A matriz foi formada pelo valor de profundidade no eixo “x”, a tensão residual no eixo “y” e a porcentagem de ocorrências da faixa de tensões residuais na profundidade em questão, dentro do espaço amostra de possíveis valores de tensão para essa mesma profundidade. O conteúdo da rotina está exposto no Anexo B. A matriz de saída foi a fonte de dados para construção dos mapas de probabilidade, realizado no *software* “*Minitab 14*”. Os eixos do gráfico construído são os mesmos do que foi descrito para a matriz de saída da rotina criada.

### 3.3.3. Levantamento do histograma de diâmetros

Os dados de entrada para a simulação das distribuições foram obtidos pelo levantamento experimental das amostras das classes de granalhas a serem estudadas. O procedimento realizado foi a medição do diâmetro das granalhas em uma lupa binocular, com aumento de 25x. A lupa utilizada é do fabricante *Heerbrugg Switzerland*, modelo *Wild M3C*, auxiliada por câmera JVC, modelo TK-C1380. A figura 72 mostra uma lupa similar à utilizada.



Figura 72 – Lupa Binocular.

Cada classe em estudo foi analisada em dez campos de diferentes granalhas. Por campo, foram realizadas cinquenta medições de diâmetro aleatoriamente, totalizando uma base de dados de quinhentas medições. Um exemplo de medição é exposto na figura 73.

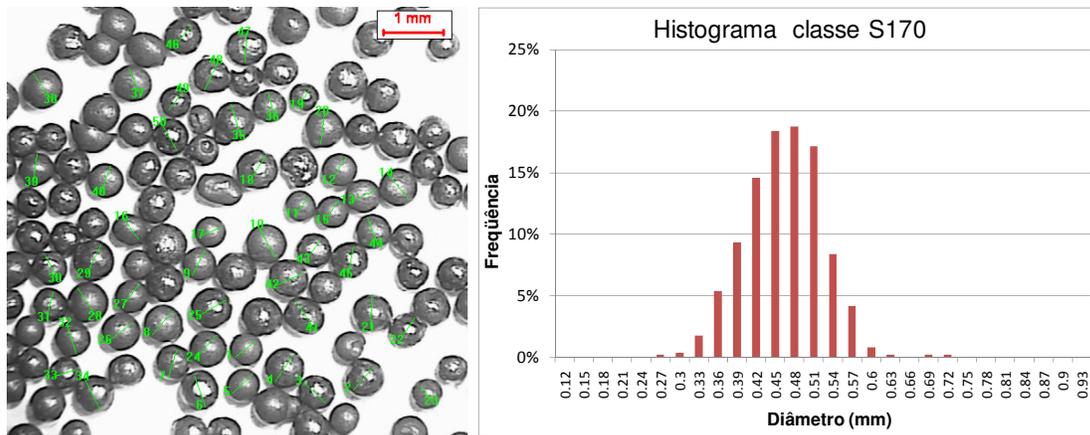


Figura 73 – Exemplo de uma classe de granalhas: campo de medição e sua distribuição.

Em um momento posterior, durante a fase de jateamento, foram coletadas amostras de 200g de granalhas, já de cada proposta de mistura em teste. As amostras foram submetidas ao mesmo procedimento de medição da distribuição para validação do modelo simulado.

### 3.4. Submissão das amostras ao jateamento

Das nove misturas propostas, quatro delas foram escolhidas para a parte experimental. A simulação da tensão residual e a base de dados do atual processo permitiram a comparação e a seleção das combinações que apresentavam maior potencial de elevação da atual vida em fadiga das engrenagens.

Cada uma das propostas foi reproduzida pelo jateamento de quinze eixos. A expectativa de resultado para esse trabalho envolve uma abordagem comparativa das propostas com o processo de jateamento simples e o *dual peening*. Dessa forma, como referência, quinze eixos foram produzidos na configuração atual de processo, jateados com a granalha S170, e mais quinze com o jateamento de cada granalha em etapas diferentes, representando o processo de *dual peening*.

As referências na área de estatística como Montgomery (2001) postulam algoritmos para cálculo de espaço amostral apenas quando mais variáveis são conhecidas, como no caso da média de um lote de diversas amostras. Nesse caso, o espaço amostral de quinze unidades por tratamento foi definido a partir da observação das publicações que envolvem os ensaios a serem realizados nesse estudo. Responsável pela maior parte dos corpos de prova, o teste de fadiga, planejado como continuidade desse projeto e apresentado no Apêndice “A”, envolve um número de pontos que varia de quatro a dez por tratamento, como mostram os gráficos da figura 41.

O tempo de exposição ao jateamento foi dobrado para garantir a condição de saturação de jateamento em todas as propostas. Os únicos corpos de prova não jateados com o tempo maior foram os eixos representando a configuração atual de processo, já conhecidamente saturado.

Todos os demais parâmetros do processo foram mantidos inalterados. A própria fabricação das novas classes de granalha em teste seguiu estritamente as especificações da granalha atual de processo, exceto pelo diâmetro nominal. Para evitar a introdução de variáveis externas ao estudo, todas as granalhas foram adquiridas junto ao mesmo fabricante: a empresa Tupy, de Joinville-SC.

Os testes foram todos realizados na mesma máquina de shot peening. A máquina, que aparece na figura 74, é do modelo EP-1863 F *Rotoblast*, fabricante *Pangborn*.



Figura 74 – Máquina utilizada para o jateamento dos corpos de prova.

Para a realização do jateamento, foram disponibilizados 1.500kg de cada classe de granalhas. Considerando que o processo de dual peening experimentaria uma classe por vez, a quantidade foi definida por ser a mínima recomendada na máquina utilizada.

As misturas de granalhas eram realizadas diretamente no reservatório da máquina. Ao fim da adição das massas correspondentes, a máquina funcionava por cerca de cinco minutos para circulação das granalhas e certificação de uma mistura mais homogênea. Em função da adição de granalhas diferentes do atual processo, o filtro foi removido durante os testes.

A tabela 6 resume a seqüência de experimentos realizados. Além da contribuição em massa, a tabela expõe como referência a participação em unidades de cada classe, se considerada uma quantidade total de cinco mil granalhas como amostra. O tempo de jateamento foi o mesmo para todas as amostras, no valor de 44 segundos.

Tabela 6 – Seqüência do jateamento experimental.

Teste#	1 - DP convencional			2 - Proposta 01			3 - Proposta 02		
Classe	massa (kg)	Participação (em massa)	Quantidade (em 5000 unid)	massa (kg)	Participação (em massa)	Quantidade (em 5000 unid)	massa (kg)	Participação (em massa)	Quantidade (em 5000 unid)
S230	1500	N/A	N/A	1350	90.0%	3215	1350	80.0%	2222
S110	1500	N/A	N/A	150	10.0%	1785	338	20.0%	2778
Total	3000			1500		5000	1688		5000
Teste#	4 - Proposta 03			5 - Proposta 04					
Classe	massa (kg)	Participação (em massa)	Quantidade (em 5000 unid)	massa (kg)	Participação (em massa)	Quantidade (em 5000 unid)			
S230	1350	70.0%	1591	1350	58.7%	1108			
S110	578	30.0%	3409	950	41.3%	3892			
Total	1928		5000	2300		5000			

O processo de *dual peening* foi abreviado com “DP”. Observa-se também que a “proposta 04” não segue exatamente o espaçamento de 10% na participação em massa, como mencionado no sub-capítulo anterior. A distribuição dessa proposta foi ligeiramente alterada uma vez que essa participação gera um diâmetro equivalente à massa média da atual granalha de processo, conforme observado após a medição dos campos de granalhas na lupa binocular.

Os eixos com a configuração do processo de referência (granalhas S170) foram jateados imediatamente antes da parada da máquina para início dos testes, e não aparecem na tabela 6. O procedimento como um todo está disponível no Anexo C.

Os eixos, após o jateamento foram identificados com um código registrado em lápis elétrico na engrenagem de quarta velocidade.

### 3.5. Medição da intensidade de jateamento

A intensidade de jateamento traz como propósito básico uma resposta imediata às alterações dos mais relevantes parâmetros do processo, como o diâmetro da granalha. Os resultados, além de sua importância no contexto da formação de tensões residuais, poderiam proporcionar uma triagem às propostas até então apenas teoricamente avaliadas.

A medição da intensidade de jateamento seguiu a norma SAE J442, utilizando-se de chapas *Almen* “A”. A máquina de jateamento dispõe de um dispositivo em que é possível fixar três chapas *Almen* simultaneamente. As chapas variam de posição na direção vertical, possibilitando a leitura de intensidade nas posições inferior, central e média.

Cada experimento de jateamento foi submetido à medição antes do jateamento dos eixos. A medição foi realizada três vezes, totalizando nove chapas *Almen* por experimento. Cada chapa, antes da medição, foi identificada com um código registrado em lápis elétrico na face oposta à jateada.

A medição foi realizada em um equipamento de fabricação própria da empresa (figura 75). O equipamento foi devidamente calibrado com um corpo de prova padrão imediatamente antes do início das leituras das chapas desse conjunto de testes.



Figura 75 – Dispositivo de medição da intensidade *Almen*.

Os resultados encontrados foram analisados estatisticamente para verificação da hipótese de diferenciação entre as propostas. Para verificar a hipótese, foi executada uma análise de variância do tipo “*One-way*” com o auxílio do programa “*Minitab 14*”. O teorema

utilizado para a comparação individual das médias foi o da Diferença Mínima Significativa (LSD – “*Least Significance Difference*”), também conhecido como teorema de Fischer.

O teorema de Fischer é utilizado para a simples comparação entre a diferença observada entre as médias de cada proposta em comparação com o correspondente valor de LSD, exposto na eq. (35) (MONTGOMERY, 2001).

$$LSD = t_{\frac{\alpha}{2}, N-a} * \sqrt{\frac{2 * MS_E}{n}} \quad (35)$$

Onde:

LSD – Diferença Mínima Significativa;

$t_{\frac{\alpha}{2}, N-a}$  - Valor da Distribuição “t” para nível de significância  $\alpha$  e “N-a” graus de liberdade;

$\alpha$  – nível de significância;

a – número de tratamentos (propostas);

n – número de repetições;

N = n\*a – número de graus de liberdade;

MS<sub>E</sub> – Erro quadrático médio.

Se o valor absoluto da diferença das médias é superior ao valor de LSD, é possível concluir que as propostas são diferentes entre si. Para todas as análises, foi utilizado um nível de significância de 5%, usual na aplicação industrial (MONTGOMERY, 2001).

### 3.6. Avaliação da superfície jateada

A proposta da introdução de uma distribuição bimodal de classes de granalha tem relação direta com a homogeneidade superficial. A avaliação da superfície foi inserida no escopo experimental de forma qualitativa, por meio da análise topográfica.

Os corpos de prova utilizados foram as próprias chapas *Almen*. As chapas foram submetidas a limpeza em ultra-som com desengraxante alcalino, para evitar a influência da possível oxidação nos resultados.

Imagens da superfície de cada chapa foram capturadas com aumento de 50x por um microscópio estéreo Olympus BX51M, que aparece na figura 76. As imagens foram registradas na face jateada em uma região fixa para padronização dos experimentos. O equipamento se utilizou do programa *analysis auto* para permitir que fotografias em diferentes ângulos fossem realizadas, com o intuito de criar uma percepção de profundidade.



Figura 76 – Microscópio estéreo.

### 3.7. Medição da tensão residual

A medição de tensão residual foi, como mencionado anteriormente, realizada através do método de difração por raio-x. Os ensaios foram realizados no Centro Tecnológico da Mahle América do Sul, localizado na cidade de Jundiaí, interior do estado de São Paulo. O equipamento utilizado (figura 77) caracteriza-se como um Difratorômetro de Raios-X JEOL JDX 11 3PA.



Figura 77 – Difratômetro de raios-X.

O equipamento é formado basicamente por torre do anodo, *soller*, detector, filtro  $k\text{-}\beta$  e goniômetro. O anodo, fonte da radiação, é fabricado em cobalto, sendo a radiação utilizada do tipo  $\text{CoK}\alpha_1$ , com comprimento de onda  $1,78892\text{\AA}$ . O *soller*, anexado à torre, funciona como um controle de divergência para garantir o paralelismo do feixe de raios-X. O filtro  $k\text{-}\beta$  utilizado é construído em ferro, material compatível com o do anodo.

Para viabilizar a fixação do corpo de prova no difratômetro, foi necessário o corte e usinagem dos eixos jateados. O processo separou a engrenagem de primeira velocidade do eixo e ainda promoveu a remoção de dois de seus dentes, como mostra a figura 78. Cada corpo de prova foi identificado com uma etiqueta com o código do experimento. Aplicou-se uma fita adesiva vermelha para evitar que a medição fosse realizada em áreas não desejada, como ainda mostra a figura 78.

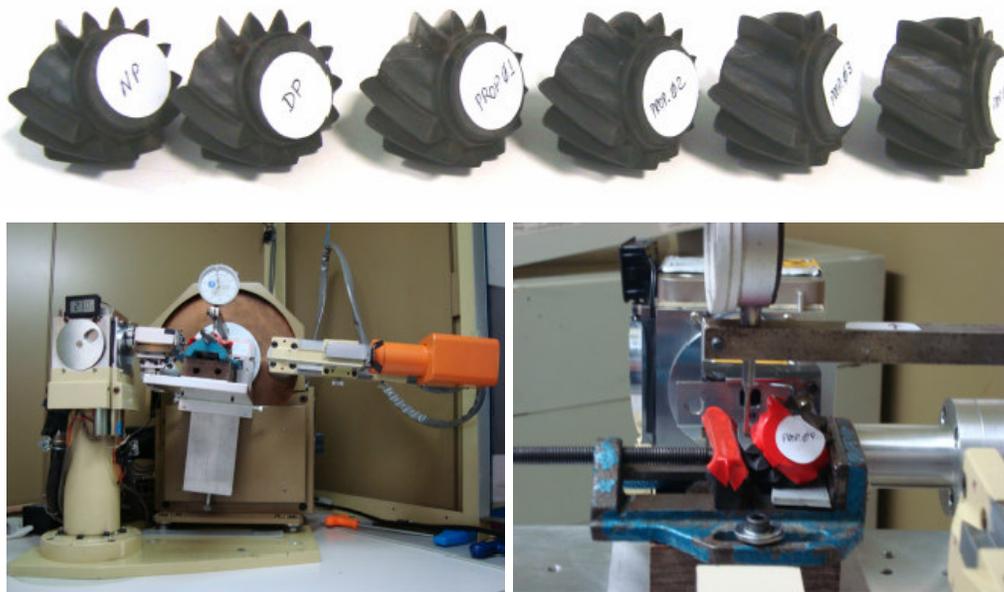


Figura 78 – Preparação e montagem dos corpos de prova para medição de tensão residual.

O procedimento de medição se inicia com o posicionamento do corpo de prova por ajuste com auxílio de um relógio comparador. O operador então introduz ao programa de controle os parâmetros intrínsecos ao corpo de prova e toda a medição é realizada automaticamente, em um processo que demanda um tempo aproximado de quarenta minutos.

O plano identificado para o maior ângulo refratado foi o correspondente ao índice de Miller  $\{310\}$ . O ângulo  $\theta_0$  tabelado para esse índice e para o parâmetro de rede teve valor de  $80,67^\circ$ . As medições foram realizadas a partir de um ângulo de Bragg inicial  $2\theta = 152^\circ$  até um ângulo final  $2\theta = 164^\circ$ . Essa varredura teve um espaçamento angular de  $0,25^\circ$ , cada etapa com uma duração de vinte segundos. Para levantamento do gráfico da variação do ângulo de Bragg em função da orientação do plano cristalino, utilizou-se  $\Psi$  nos valores de  $0^\circ$ ,  $30^\circ$  e  $45^\circ$ , com relação ao plano formado pela superfície.

A área de incidência do feixe de raios-X foi em uma espessura de 1,20mm por um comprimento da dimensão da altura do dente da engrenagem, como mostra a figura 79. A movimentação do detector foi paralela ao ângulo de hélice sendo a leitura de tensão residual na direção tangencial à superfície, também ilustrado na figura 79.

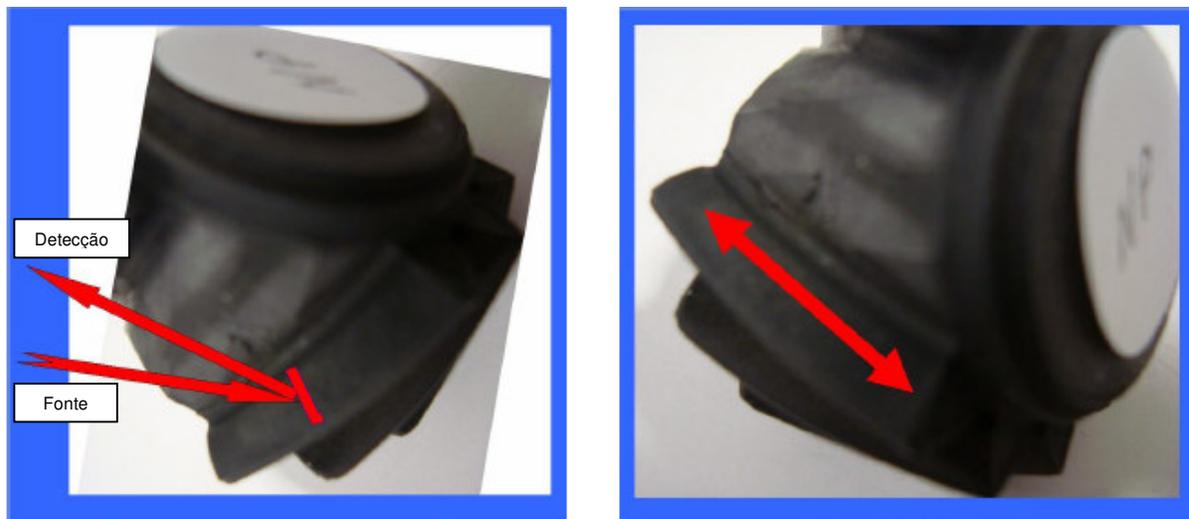


Figura 79 – À esquerda, a área de incidência do feixe de radiação. À direita, a direção de movimentação do detector.

Cada engrenagem foi submetida a dez pontos de medição, em função da variação da profundidade de medição. Os nove primeiros pontos foram realizados no espaçamento de  $10\mu\text{m}$ , a partir da superfície. O décimo ponto em uma profundidade de  $105\mu\text{m}$ .

Considerando a limitação de profundidade dessa técnica de medição, foi necessária a remoção de uma camada superficial para cada valor de profundidade a ser medido. A remoção foi realizada por meio da técnica de decapagem eletrolítica. A solução utilizada era composta de 15% de ácido nítrico e 1% de uréia.

Os corpos de prova eram isoladamente imersos na solução até uma altura próxima à metade da engrenagem. A solução apresentou velocidade de decapagem da ordem de  $10\mu\text{m}/\text{min}$ . Após a decapagem, cada amostra era submetida a uma limpeza com água e detergente, com o auxílio de uma escova. A aferição da profundidade decapada foi controlada por meio de um relógio comparador, de fundo de escala de  $\pm 60\mu\text{m}$ . A medição tem consideração de erro de  $\pm 1.0\mu\text{m}$ .

Para cada ponto, o ensaio teve como saída o valor do ângulo de difração ( $2\theta$ ) sob as três diferentes orientações de planos cristalinos ( $\Psi$ ). Os três valores foram dispostos no eixo vertical de um gráfico em que o eixo horizontal assume o valor quadrático de seno do ângulo  $\Psi$ , conforme exemplo da figura 37(b). O valor calculado como a inclinação de uma linha de tendência linear para esses três dados foi utilizado para o cálculo da tensão residual naquele ponto, por meio da eq. (6).

A representação gráfica dos resultados de cada amostra foi concluída então com o levantamento do perfil de tensões residuais. No gráfico, o valor da tensão residual é representado no eixo das ordenadas em função da profundidade, grandeza atribuída ao eixo das abscissas. Para efeito de análise comparativa, os perfis de todas as amostras foram compilados dentro de um mesmo gráfico.

O erro de leitura atribuído ao equipamento é de  $\pm 34\text{MPa}$ , para todos os pontos de profundidade medidos. A esse erro foi adicionado um valor referente à incerteza criada pela decapagem, conforme estudos de Humpreys (2004). O valor, de até  $\pm 50\text{MPa}$ , foi gradualmente adicionado ao longo da profundidade de medição à mencionada margem de erro primária do equipamento.

A tabela 7 apresenta um resumo das especificações dos equipamentos do difratômetro e da calibração dos parâmetros iniciais.

Tabela 7 – Especificações e parâmetros iniciais.

Parâmetro	Símbolo	Valor / Especificação	Unidade
Tubo de Raios-X		Cobalto	
Radiação Utilizada:		CoK $\alpha$ 1	
Comprimento de Onda	$\lambda$	1.78892	Å
Filtro de K $\beta$		Ferro	
Parâmetro de Rede, a:	a	2.8664	Å
Modulo de Elasticidade, E:	E	22,449.0	Kgf/mm <sup>2</sup>
Coefficiente Poisson, v:	v	0.28	
Plano Cristalográfico, h k l:	hkl	(3 1 0)	
Ângulo Teta Difrato, $\theta_0$ :	$\theta_0$	80.67	°
Ângulo de Difração de Varredura Inicial	$2\theta_i$	152.00	°
Ângulo de Difração de Varredura Final	$2\theta_f$	164.00	°
Fração do Ângulo de Difração (Step)		0.25	°
Tempo de aquisição por Step		20	s
Inclinações de planos cristalográficos	$\Psi$	3 (0°, 30° e 45°)	
$K = [-E/(2*(1+v))*\cotg(\theta_0)*\pi/180]$		-25.15	
Composição solução de decapagem		15%Ac. Nítrico e 1%Uréia	
Velocidade de decapagem	v	10.0	$\mu\text{m}/\text{Min.}$

## 4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

### 4.1. Definição das propostas

A proposta do trabalho aqui apresentado é baseada na introdução de uma distribuição bimodal de classes de granalha no processo de jateamento. A definição dos experimentos foi, portanto, a definição das classes de granalha a serem utilizadas e a proporção de cada uma delas na mistura.

As premissas usadas na definição foram:

1. Distribuição bimodal: a combinação das duas diferentes classes deveria permitir a clara observação de duas modas em um histograma. Cada classe tem padronização de normalidade pela especificação SAE J444 (Anexo "A") e a combinação deve evitar superposição acentuada das curvas de cada classe.
2. O perfil de tensões residuais criado deve associar teoricamente ao aumento da vida em fadiga da engrenagem. O critério utilizado foi, portanto, o aumento da intensidade e profundidade do valor de maior compressão. A profundidade desse ponto, em adicional, deve ponderar as características de profundidade tanto do *pitting* como do *spalling*.
3. A homogeneidade da superfície deve ser de qualidade igual ou superior ao do atual processo. Dessa forma, a classe de granalha menor não pode ser de diâmetro superior à da classe do processo de referência (S170).

A seleção da classe de granalha de maior diâmetro foi principalmente direcionada pela segunda premissa. Considerando os resultados experimentais de Guagliano e Vergani (2004) e Mahagaonkar, Brahmankar e Seemikeri (2009), a vida em fadiga observada aumenta com o aumento do diâmetro da granalha. Dessa forma, seria

necessário aumentar o diâmetro da classe do atual processo.

As informações dos resultados obtidos por Bird e Saynor (1984) complementaram a decisão. Embora o aumento do diâmetro resulte em aumento da vida em fadiga, essa relação não é sempre linear. Os seus testes mostraram que, ao aumentar o diâmetro da granalha, o limite de fadiga aumenta, porém encontra estabilização ao atingir as classes intermediárias, chegando a inverter a relação e mostra redução da vida útil com as maiores granalhas, como a S550.

A ponderação dos artigos analisados induziu a pré-seleção da classe S230, de diâmetro nominal 0.584mm. A confirmação da mistura como um todo seria apenas após a simulação da tensão residual ao longo da profundidade. As demais características da granalha, como a dureza, foram mantidas exatamente como a especificação em vigor no processo.

A seleção da classe de menor diâmetro atentou especialmente à terceira premissa. Considerando a necessidade de contrabalancear a identificação da granalha S230 de forma a permitir homogeneização superficial, foi necessária a seleção de uma classe de granalhas inferior à atualmente utilizada. A menor classe que atende a essa necessidade e que se mostrou disponível em mercado foi a classe S110, de diâmetro nominal 0.279mm.

A seleção combinada descrita cria um intervalo de uma classe, a S170. Esse distanciamento existente induziria uma alta possibilidade de criação de uma distribuição bimodal, atendendo enfim à primeira premissa. A confirmação dependeria ainda da proporção de cada classe utilizada na mistura.

Amostras das duas classes foram então analisadas em lupa binocular para levantamento do histograma real, como ilustra a figura 80. Esse dado é entrada para a simulação do perfil de tensões residuais.

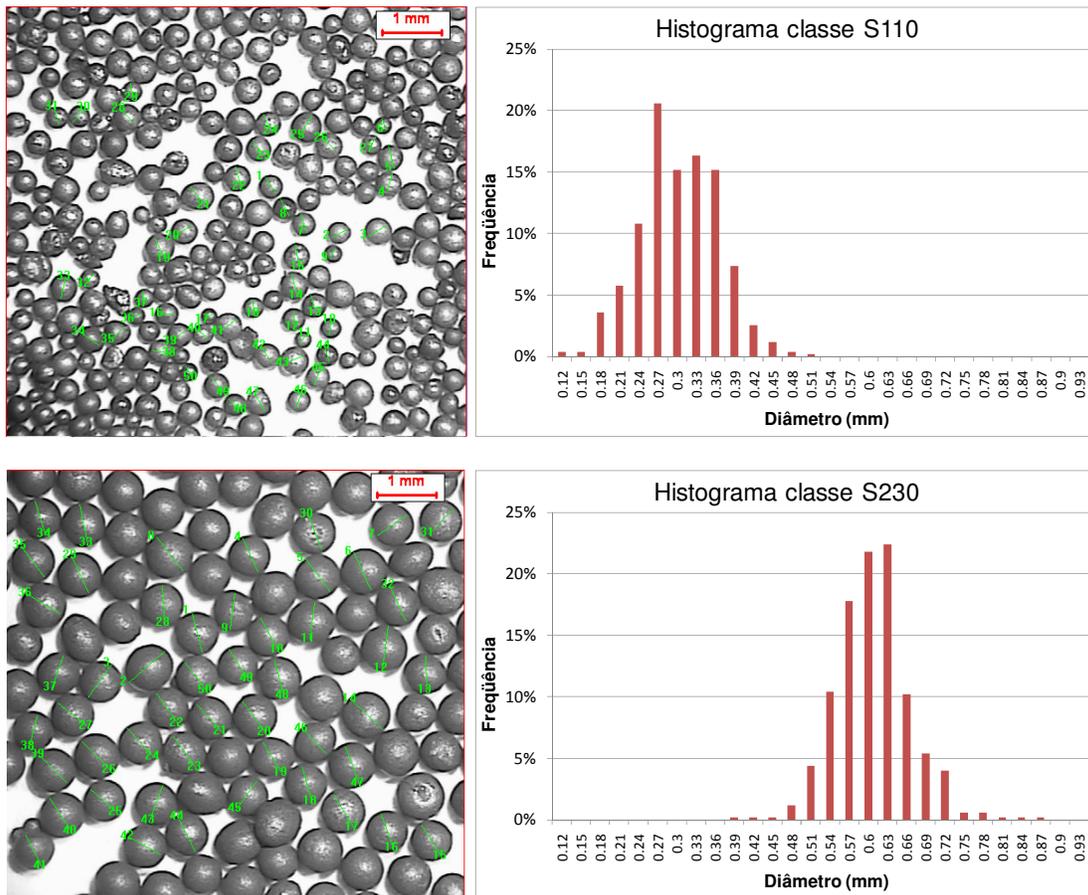


Figura 80 – Resultados medidos de diâmetro da granalha. Acima: classe S110; Abaixo: classe S230.

As informações das duas classes foram então combinadas para a criação de cada mistura. Ao todo, nove propostas sobre intervalos de 10% na contribuição em massa de cada classe foram simuladas pelos métodos DEMM e MC.

#### 4.1.1. Resultados pelo método DEMM

Os histogramas para as nove misturas pré-identificadas foram utilizados na determinação do valor do diâmetro equivalente à massa média. Foram aplicadas as equações eq. (33) e eq. (34) e os valores aparecem expostos na tabela 8.

Tabela 8 – Diâmetro equivalente à massa média das misturas a serem simuladas.

Granalha: contribuição em massa (%)		Diâmetro equivalente à massa média (mm)
S230	S110	
10	90	0.359
20	80	0.370
30	70	0.383
40	60	0.398
50	50	0.414
60	40	0.435
70	30	0.460
80	20	0.491
90	10	0.534
Referências: diâmetro nominal (mm)		
S110		0.279
S170		0.432
S230		0.584

Os perfis de tensão residual resultantes da aplicação do método DEMM aparecem compilados no mesmo gráfico, na figura 81. Na legenda do gráfico, cada mistura possui um rótulo para identificação da mistura. Os dois primeiros dígitos registram a contribuição percentual em massa da classe S230. Analogamente, os dois últimos dígitos referem-se à classe S110.

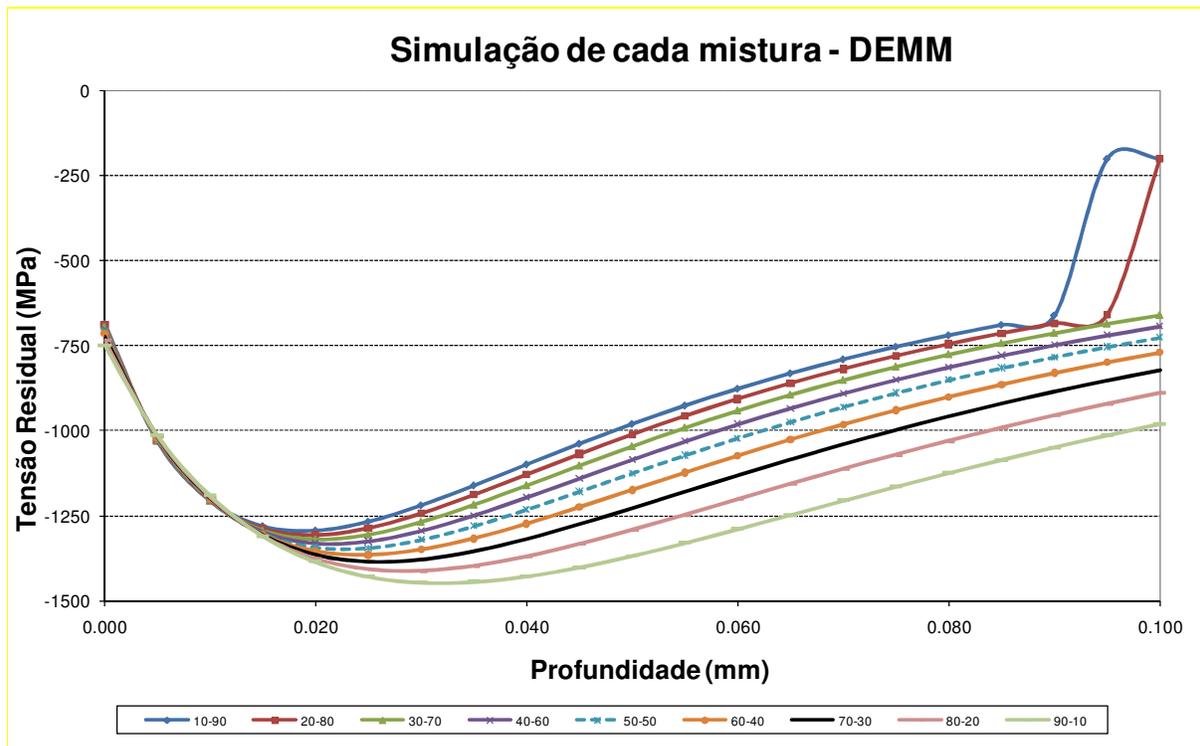


Figura 81 – Simulação do perfil de tensão residual para cada mistura, pelo método DEMM.

A observação da figura 81 induz à conclusão primária do aumento de intensidade e profundidade do ponto de máxima tensão residual compressiva em função do aumento da participação da classe de maior diâmetro. O resultado converge com a teoria exposta por Kritzler e Wübbenhorst (2002) e Kostilnik (2002), trabalhos muito relevantes nessa linha de pesquisa. O resultado também pode ser sustentado pelos experimentos realizados por Guagliano e Vergani (2004) e pelas simulações de Shivpuri, Cheng e Mao (2009).

A justificativa física atribuída a esse fenômeno é a mesma que a explicitada por Kritzler e Wübbenhorst (2002) e utilizada no fundamento do método DEMM. A maior massa da granalha resulta em maior energia cinética da partícula. Durante a colisão, esse montante adicional de energia é transformado em mais força, promovendo uma plastificação em maior intensidade. Matematicamente, o resultado é apoiado nas relações eq.(16), eq. (17) e eq. (21). As tensões principais atuantes são diretamente proporcionais à pressão de contato. A pressão de contato " $q_0$ " é diretamente proporcional à força de jateamento " $F$ " e inversamente proporcional ao valor quadrático do raio " $R$ ", se considerado apenas o algoritmo dentro da raiz quadrada. Mas a força " $F$ " é proporcional à

massa que, por sua vez, tem relação com o valor cúbico do raio “R”. No cancelamento dos expoentes, a equação eq. (21) passa então a uma proporcionalidade simples entre “ $q_0$ ” e “R”, dentro da raiz.

O entendimento é análogo para os maiores valores de profundidade observados. O artigo de Shivpuri, Cheng e Mao (2009) destaca que o aumento da energia de jateamento, e por consequência da força de colisão, leva a uma zona plasticamente deformada maior. Essa maior intensidade de deformação não ocorre apenas na superfície. Os níveis de deformação aumentam com a profundidade e o mesmo ocorre com o valor da tensão residual.

E da mesma forma como observado na revisão da bibliografia, a variação da tensão residual superficial é minimamente influenciada pelo diâmetro da granalha. A observação matemática está nas relações eq.(18) e eq. (19). Enquanto a profundidade é nula, os valores de “A” e “B” serão sempre unitários. Nesse caso, a variação da tensão residual na superfície fica restrita apenas à variação de “ $q_0$ ” na eq. (21).

O gráfico permite concluir também o cumprimento da parte final da segunda premissa. Apesar do aumento da profundidade do ponto de máxima tensão, esse ponto ainda ocorre em uma profundidade intermediária às de maior ocorrência de *pitting* e *spalling*. Isso evita o efeito colateral de maior ocorrência de um dos modos de falha em detrimento da proteção contra o outro modo. O efeito está destacado no gráfico da figura 82. Na mesma figura, a disposição das regiões de profundidade de cada modo de falha leva à conclusão que a variação do diâmetro é influente apenas para a região de aparecimento do *spalling*. O comportamento observado na superfície se reflete para profundidades de até 15. A simulação, portanto, não confere efeitos significativos da tensão residual em função da variação da dimensão da granalha para o específico modo de falha por *pitting*. Conforme será discutido no tópico referente às medições de tensão residual, o processo que mostra maior efetividade na contenção do modo de falha por *pitting* é o processo de *Dual Peening*.

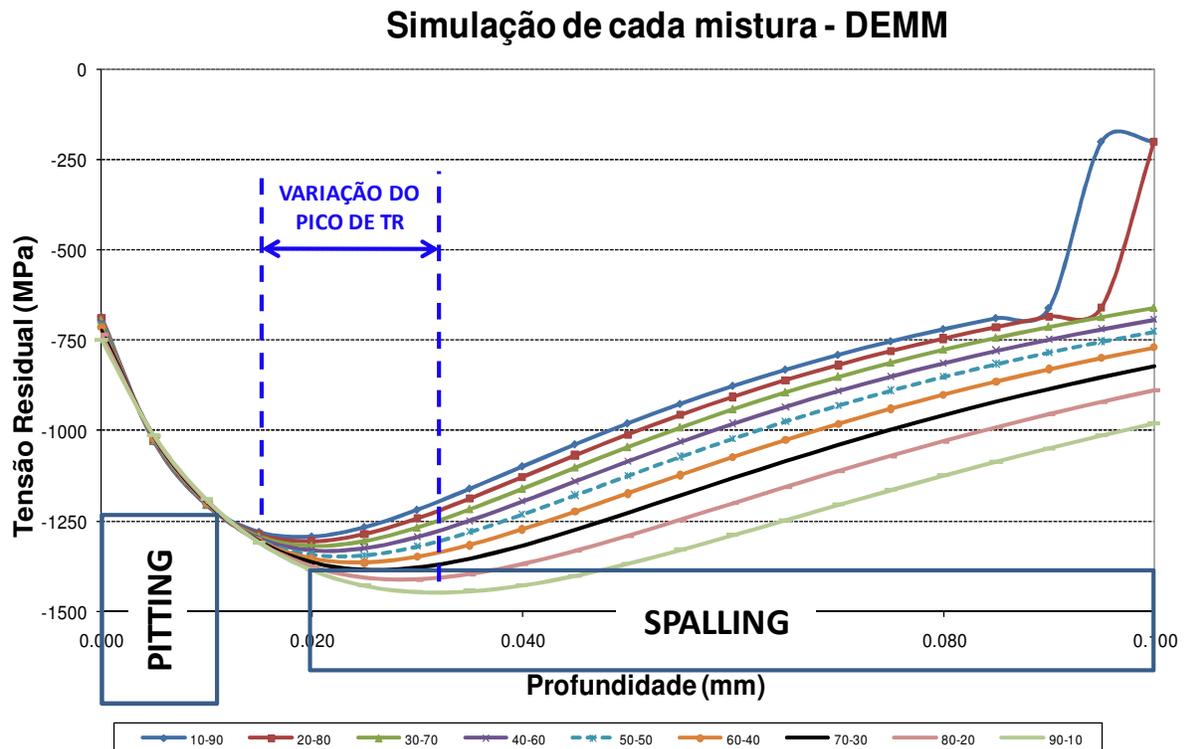


Figura 82 – Faixa de ocorrência dos picos de tensão residual.

Observa-se ainda que o distanciamento do perfil de cada mistura passa a ser evidenciado a partir das curvas “50-50”. A granalha S110 é comumente empregada em limpeza de superfícies, em um processo também conhecido com “*shot blasting*”, justamente por não induzirem elevados valores de tensão residual. As misturas que tenham maior contribuição em massa da granalha S110 atuarão da mesma forma e pouco influirão no comportamento do perfil. O entendimento matemático do fenômeno é obtido em duas frentes de análise. A primeira encontra a resposta pela eq.(18). A variação do diâmetro da granalha aparece representada pelo valor do raio de contato elástico (“a”). Esse valor está inserido na equação por meio de um incremento quadrático. A segunda explicação está na própria relação entre diâmetro e massa. O raio é uma função cúbica da massa, como exposto na eq. (33). O fácil entendimento pode ser feito pela ilustração da variação do DEMM entre as diferentes misturas, como mostra a figura 83. Para permitir a comprovação da tendência por meio de uma equação, os rótulos das misturas foram substituídos pelo valor da contribuição em massa da granalha S230. Ou seja, onde o eixo das abscissas marca 10%, deve ser lido como uma mistura “10-90”.

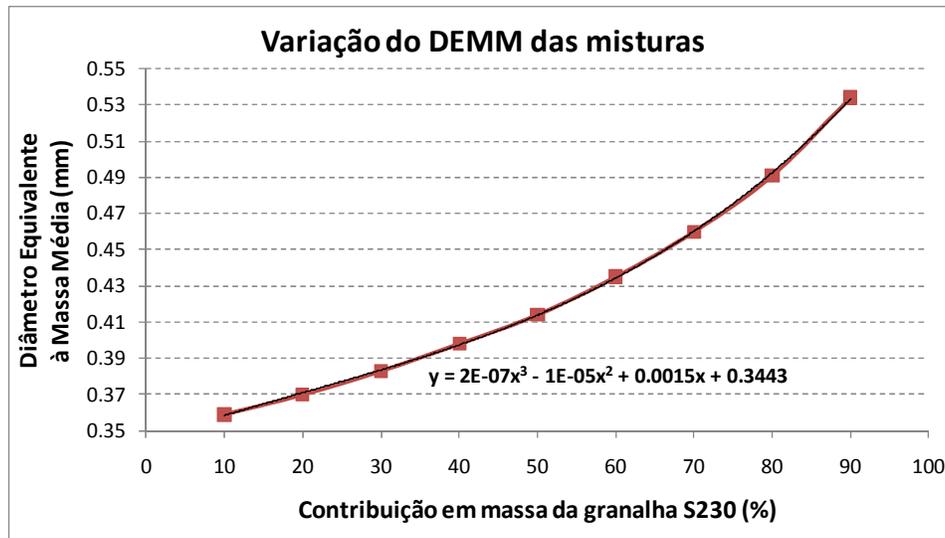


Figura 83 – Simulação do perfil de tensão residual para cada mistura, pelo método DEMM.

Os perfis das misturas “10-90” e “20-80” foram isolados no gráfico da figura 84. À direita do gráfico, duas misturas induziram a uma abrupta mudança de comportamento. As duas curvas possuem as maiores participações da classe S110 e, portanto, menor diâmetro equivalente à massa média. Esse diâmetro passa a ser muito reduzido, chegando a um ponto em que as tensões atuantes calculadas não ultrapassam o limite de escoamento em regiões mais profundas. Matematicamente, é possível compreender o fenômeno através das relações de tensão transresidual da eq. (31). A tensão transresidual é definida entre três possíveis condições. As misturas “10-90” e “20-80” viabilizam a indução de duas dessas condições, expostas na própria figura 84. É importante destacar que esse equacionamento não provê ainda o valor final representado para o gráfico. A tensão residual é resultante do emprego da tensão transresidual por meio da eq. (32), adicionado-se ainda o valor de tensão residual compressiva induzido pelo processo anterior, a cementação.

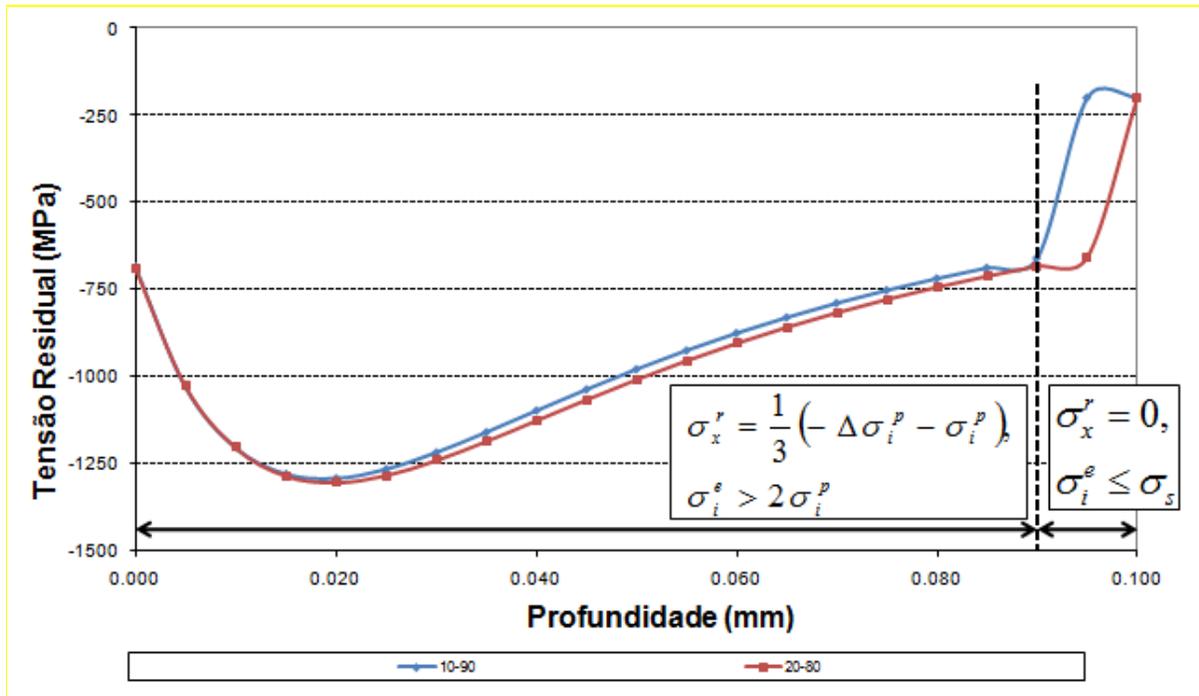


Figura 84 – Análise dos perfis das misturas 10-90 e 20-80.

Nesse método de simulação, a mistura só não terá esse fenômeno inserido no seu perfil quando o diâmetro equivalente for de pelo menos 0,3785mm. Essa constatação leva a concluir que um jateamento convencional com a classe S110 realmente mostraria sérias limitações para ser empregado com a finalidade de aumento de vida útil de um componente. O diâmetro nominal da classe S110 é de 0,279mm. A figura 85 mostra o perfil da classe S110 e o perfil de duas misturas com DEMM no limite para indução do fenômeno na profundidade de até 100 $\mu$ m.

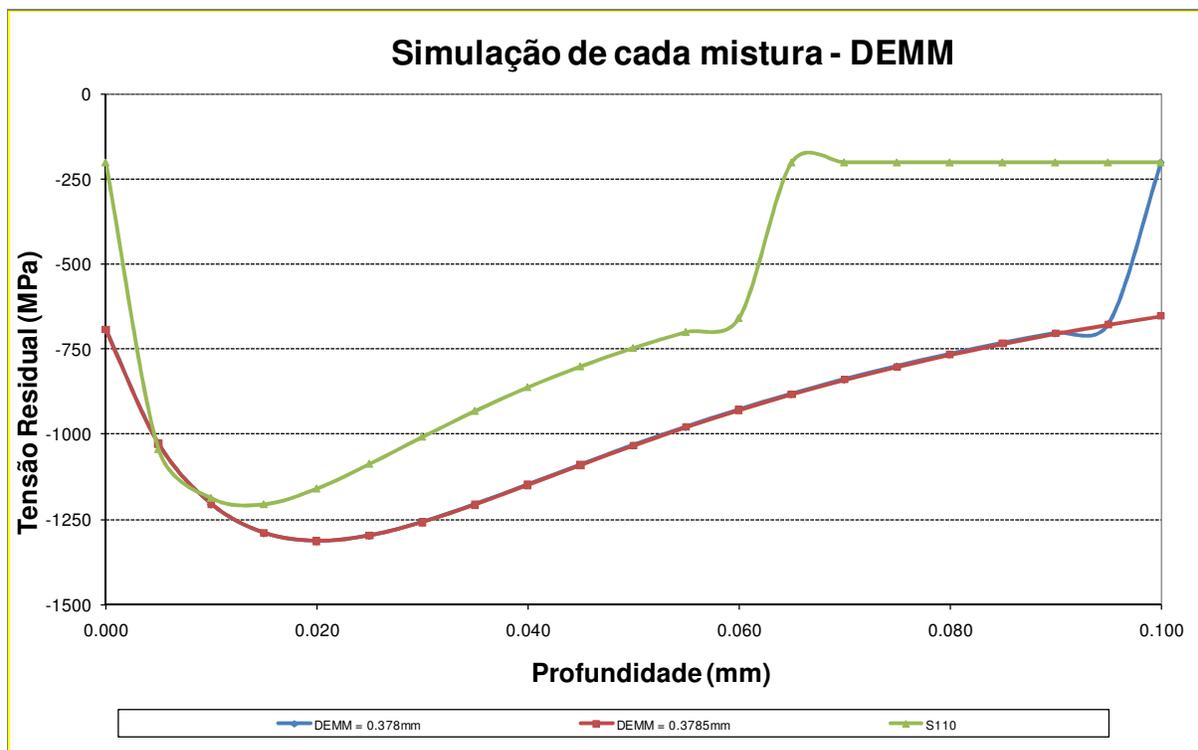


Figura 85 – Influência do diâmetro na plastificação durante o jateamento.

Por fim, identificou-se que a mistura com distribuição de 58,7% em massa da classe S230 e 41,3% em massa da classe S110 tem diâmetro equivalente ao diâmetro nominal da classe S170. Como esse foi o critério de alimentação do modelo, as curvas de tensão residual simuladas para o jateamento de referência seriam exatamente iguais.

#### 4.1.2. Resultados pelo Método de Monte Carlo

Os resultados da aplicação do método de Monte Carlo estão disposto de duas formas: gráficos de curvas de contorno e gráficos de superfície 3D. As figuras 86 e 87 mostram, para cada mistura, um mapa de probabilidade representado por um gráfico de curvas de contorno. Nesses gráficos, a intensidade da probabilidade de ocorrência das faixas de tensão é representada em uma escala de tons de cinza, sobre uma base

formada pelo valor de profundidade no eixo horizontal e a tensão residual no eixo vertical. A intensidade vai de branco (menor probabilidade) a preto (maior probabilidade) e é quantificada por valores percentuais em uma escala de 0 a 1. A identificação de cada amostra aparece no canto direito superior de cada gráfico. Assim como disposto no método anterior, os dois primeiros dígitos registram a contribuição percentual em massa da classe S230. Analogamente, os dois últimos dígitos referem-se à classe S110.

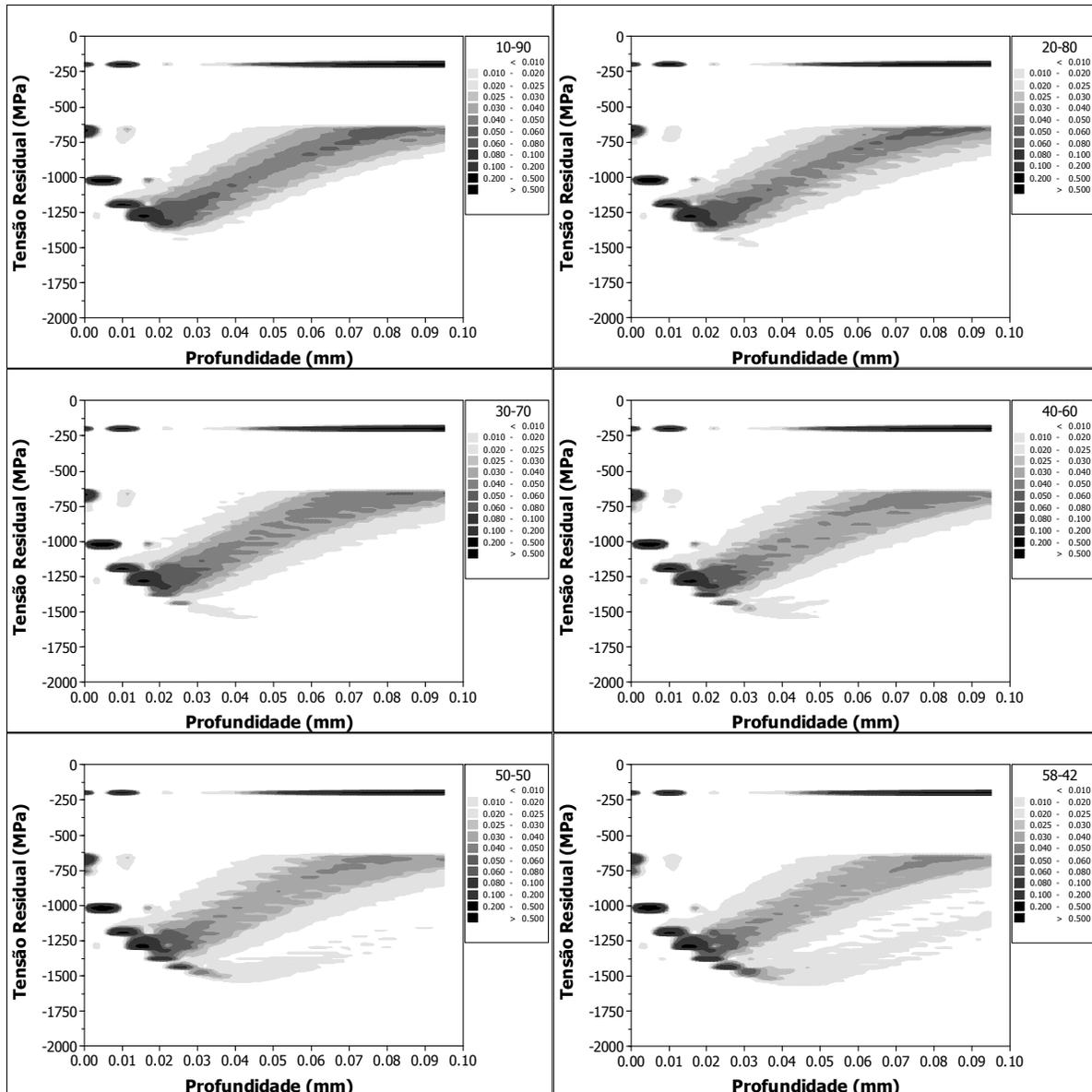


Figura 86 – Resultados da simulação pelo método MC, misturas “10-90” a “58-42”.

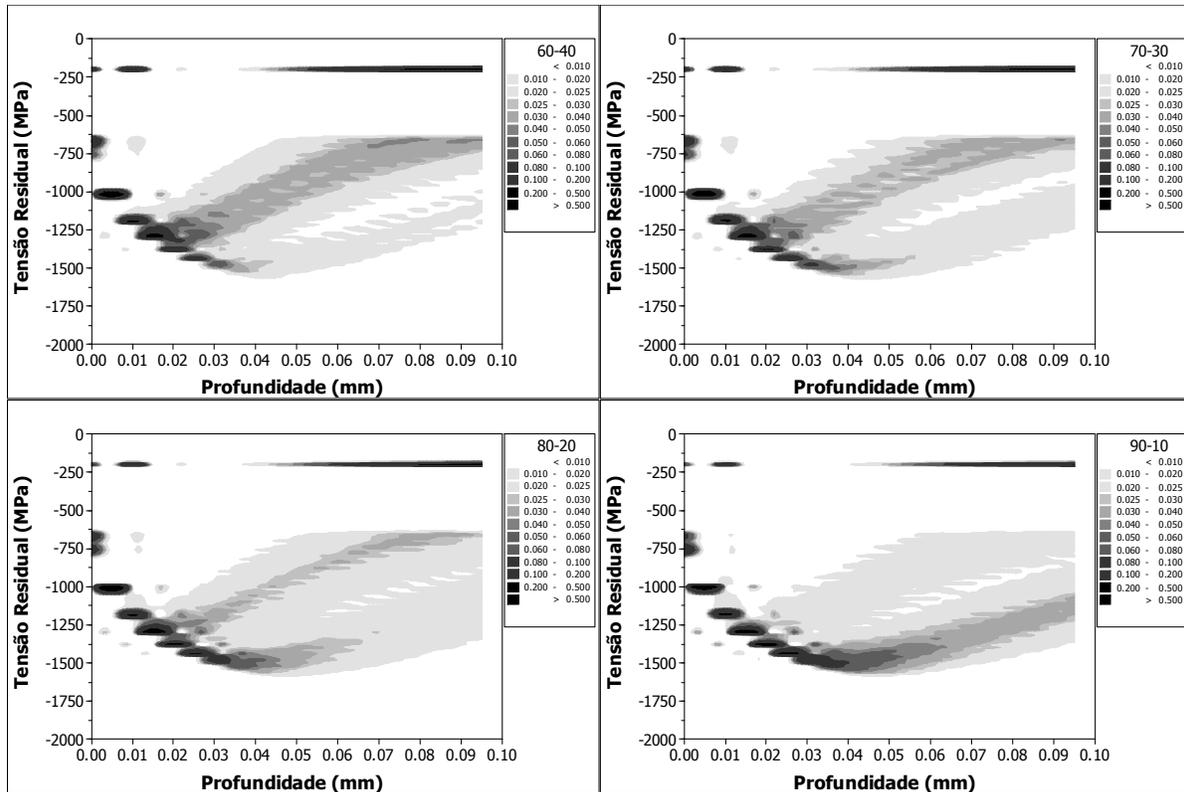


Figura 87 – Resultados da simulação pelo método MC, misturas “60-40” a “90-10”.

Para melhor suportar as análises, os mesmos resultados foram usados para a criação de gráficos de superfície de três dimensões, apresentados no Anexo “D”. Nos gráficos, a representação também é feita na base formada pelo valor de profundidade no eixo “x” e a tensão residual no eixo “y”. A diferença é que a intensidade varia em uma terceira dimensão (eixo “z”), criando um mapa tridimensional da probabilidade de ocorrência das faixas de tensão por cada valor de profundidade. Um exemplo comparando os mapas de duas e três dimensões aparece na figura 88. Cabe observar que uma região de tensões ao redor de -200MPa foi removida dos mapas 3D para melhor visualização das demais regiões. Essa região removida tem menor relevância no estudo, tendo já sido explicada pela figura 84, no método DEMM, e a ser também abordada no método de Monte Carlo, na seqüência.

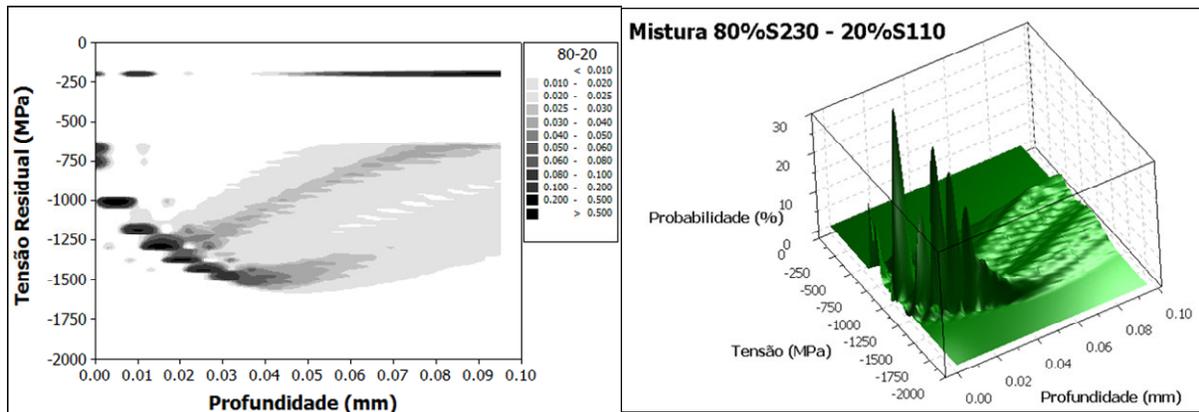


Figura 88 – Comparação dos mapas de probabilidade 2D e 3D para a mistura “80-20”.

A primeira observação é de que os mapas são divididos em duas regiões principais: uma região mais superficial, em que há grandes concentrações pontuais de resultados; e outra região mais profunda em que a probabilidade se espalha ao longo das faixas de tensão residual.

Na primeira região, situada a uma profundidade de até  $10\mu\text{m}$ , os valores bastante elevados da probabilidade indicam que o diâmetro da granalha pouco interfere no comportamento do perfil. Esse é um resultado de consenso da revisão da literatura. A mesma conclusão foi obtida a partir de resultados virtuais e experimentais, por estudos como os de Kritzler e Wübbenhorst (2002), Kostilnik (2002), Stranart (2000) e Schiffner e Helling (1999). A explicação matemática é similar à do método DEMM, fundamentando-se nas relações eq.(18) e eq. (19). Mas cabe observar em adicional que até  $10\mu\text{m}$ , os valores de “A” e “B” não serão sempre unitários. Mas serão muito próximo a isso, já que nessa profundidade a parcela ( $z/a$ ) ainda será muito pequena.

Ainda cabe observar, na primeira região, que as elevadas concentrações não são contínuas mas pontuais em função do método de simulação. O algoritmo foi calculado para profundidades espaçadas entre si no valor de  $5\mu\text{m}$  e o software se encarregou de interpolar os resultados para as regiões intermediárias. Essa discretização é, na verdade, um comportamento que se reproduz ao longo de todo mapa, mas se evidencia nessa primeira região.

A partir da profundidade de  $20\mu\text{m}$ , porém, o mapa se espalha e os valores da probabilidade diminuem, ocupando um tom majoritariamente cinza claro. O mencionado

“espalhamento” é bem representado pelas figuras do anexo D. Esse comportamento permite concluir que, a partir desse ponto, o diâmetro da granalha passa a ter influência significativa ao valor da tensão residual.

A análise da segunda região do mapa vai além. A partir do gráfico relativo à mistura “50-50”, é nítido o aparecimento de uma bifurcação nessa região de profundidade 20 $\mu$ m. Criam-se dois caminhos distintos, que são atribuídos às diferentes classes da mistura. Um caminho mais compressivo, induzido pela classe S230 e um caminho menos compressivo, induzido pela classe S110. Naturalmente, conforme aumenta a participação da classe S230 na mistura, aumenta também a intensidade da probabilidade em regiões de tensões mais compressivas, resultado também esperado pela revisão da literatura.

A disposição dos caminhos evidencia também a distribuição bimodal do histograma de diâmetros. Os dois caminhos aparecem com um tom mais escuro na sua região central, seguido de tons gradualmente mais claros ao redor. As regiões mais escuras são as atribuídas à moda das duas diferentes classes e a gradação de cores remete ao formato da distribuição normal de cada classe. A figura 89 destaca a mudança de tonalidades por meio das setas verdes e a percepção das duas modas pelas linhas tracejadas. É utilizado como base o mapa de probabilidade da mistura “70-30”, que ainda permite a observação das duas modas no mesmo gráfico.

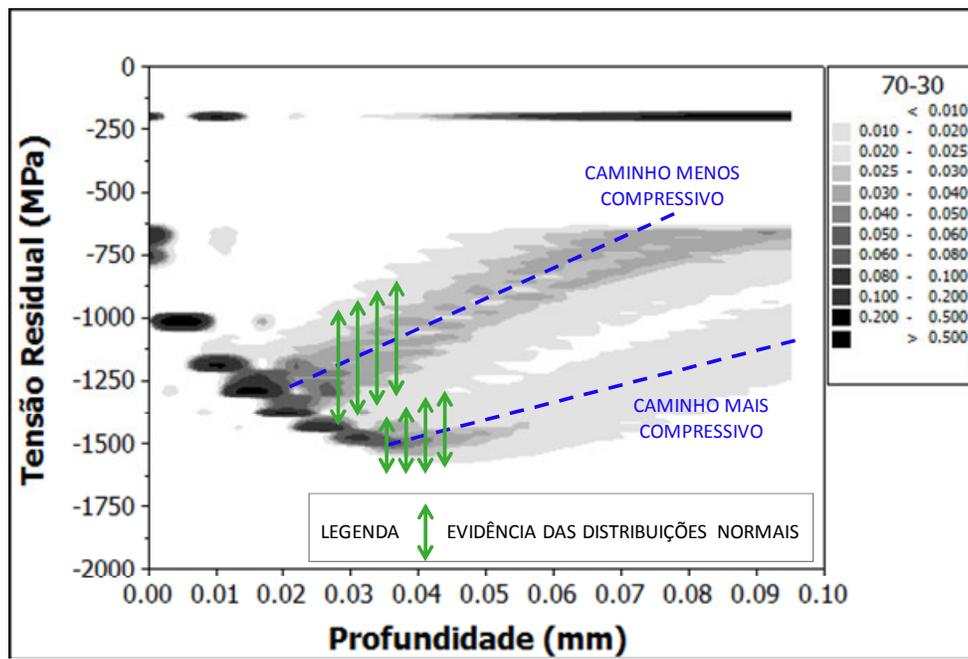


Figura 89 – Efeitos da distribuição bimodal sobre o perfil.

O caminho menos compressivo, representado pela atuação da classe S110, é significativamente mais intenso nas misturas de “10-90” até “60-40”. A observação oposta, favorável à classe S230, ocorre para a mistura “90-10”. Nas misturas “70-30” e “80-20”, ambos os caminhos apresentam similares intensidades de probabilidade. Isso permite que o comportamento da tensão residual nessa região para essas misturas seja composto de valores dos dois caminhos, criando um efeito de zigue-zague.

Os mapas da figura 86 e 87 ainda permitem sustentar a segunda premissa da definição das propostas. Os picos se intensificam e se aprofundam com o aumento da contribuição da classe S230. Observa-se que no mapa da mistura “10-90”, o pico de tensão residual é na ordem de -1400MPa, situado em região próxima dos 25 $\mu$ m. Para o mapa da mistura “90-10”, esse pico é da ordem de -1600MPa a uma profundidade de 50 $\mu$ m. Esse incremento de profundidade e intensidade é atribuído ao aumento da massa média da mistura. Para traduzir esse efeito para o que é exposto na revisão da literatura, mais uma vez é necessário pensar no conceito de um diâmetro equivalente. Nesse caso, os resultados encontrados mostram o aumento desse pico em função do aumento do diâmetro. A conclusão converge com o que foi postulado por Kritzler e Wübbenhorst (2002) e Kostilnik (2002) e experimentado por Guagliano e Vergani (2004).

Em todos os casos, a profundidade do pico irá variar entre os valores de 25 $\mu$ m e 50 $\mu$ m. Essa regiões são, conforme os estudos de Ding e Rieger (2003), Antoine e Besson (2002) e Aslantaş (2004), intermediárias às usuais ocorrências de *pitting* e *spalling*.

Existe ainda uma terceira região formada por elevadas concentrações em um valor quase que constante ao longo da profundidade e próximo a -200MPa. Essa região é o equivalente ao que foi explicado para o método DEMM nas figuras 84 e 85, sendo o valor atribuído às tensões induzidas apenas até o processo de cementação. O histograma das misturas é bem amplo, contendo granalhas da extremidade inferior da especificação S110. A massa dessas granalhas não induz a uma energia cinética suficiente para causar a plastificação da superfície, sendo o valor do gráfico o próprio valor induzido pelo processo de cementação, já considerado no algoritmo de predição das tensões residuais.

Mas há uma observação peculiar ao método de Monte Carlo. Considerando puramente a interpretação matemática, a probabilidade que consta no gráfico é real e advinda do algoritmo de predição do perfil. Fisicamente, porém, é importante ressaltar que

a colisão de uma granalha S230 sobreporia a tensão residual induzida por uma granalha S110. Isso, na realidade, diminuiria a probabilidade de ocorrência do fenômeno dessa terceira região. Uma forma prática de interpretar os gráficos é analisar se na profundidade em questão existe grande probabilidade de existência do perfil relativo à classe S230. Caso afirmativo, o fenômeno teria suas chances reduzidas pelo advento da colisão de uma dessas granalhas de maior diâmetro.

#### *4.1.3. Comparação dos resultados dos métodos DEMM e MC*

Ambos os métodos mostram convergência com relação à baixa interferência do diâmetro em regiões superficiais. Ainda convergem na análise de que maiores diâmetros deverão induzir maiores intensidades de tensão residual. Essa análise é fundamentada pelo fato de ser utilizado o mesmo algoritmo por trás dos dois métodos.

Mas a forma como mostram que maiores diâmetros induzem tensões residuais mais intensas é diferente. Pelo método DEMM, há uma clara movimentação da curva no sentido de aumento da intensidade e profundidade do pico compressivo. Nos mapas do método MC, a faixa abrangendo as intensidades possíveis é a mesma e o que vai sendo alterado é a probabilidade de ocorrência dessas faixas. Na verdade, a faixa só não é sempre a mesma, pois a faixa de probabilidades contida nos gráficos das misturas 10-90, 20-80 e 30-70 praticamente não absorve a região de indução da classe S230.

Essa observação permite uma forma diferente de leitura dos resultados. Pelos gráficos do método DEMM, é possível ler que o perfil vai obrigatoriamente mudando de comportamento com a mudança da mistura. Pelo método MC, a leitura é de que a probabilidade de formação de um determinado perfil é influenciada pelas diferentes misturas. Em um exemplo prático, conclui-se pelo método DEMM que o pico de tensão residual é mais intenso e mais profundo com o aumento da participação da classe S230, enquanto que, pelo método MC, a probabilidade de o pico ser mais intenso e profundo seria maior, com o aumento da participação da classe S230.

A compreensão do método DEMM é de que se interpreta uma tensão média, relativa ao diâmetro da massa média. A tensão média seria correlacionada a uma região mediana dentro do mapa de probabilidades criado pelo método MC.

A diferenciação da compreensão dos métodos é destacada na análise da mistura 58-42. Para o método DEMM, não existe diferenciação entre a simulação dessa mistura e de uma classe de granalhas S170. Para o método MC, isso não é aplicável. O mapa da mistura é bastante espalhado entre as regiões de influência de cada classe e o mapa da classe S170 é concentrado em uma única região, e intermediária às regiões de influência das classes S230 e S110. A figura 90 expõe a comparação do método MC aplicado à mistura 58-42 e à classe S170. Essa observação seria, por si própria, suficiente para conclusão de que o método de Monte Carlo é mais preciso no entendimento do fenômeno físico do jateamento de uma mistura de granalhas com distribuição bimodal.

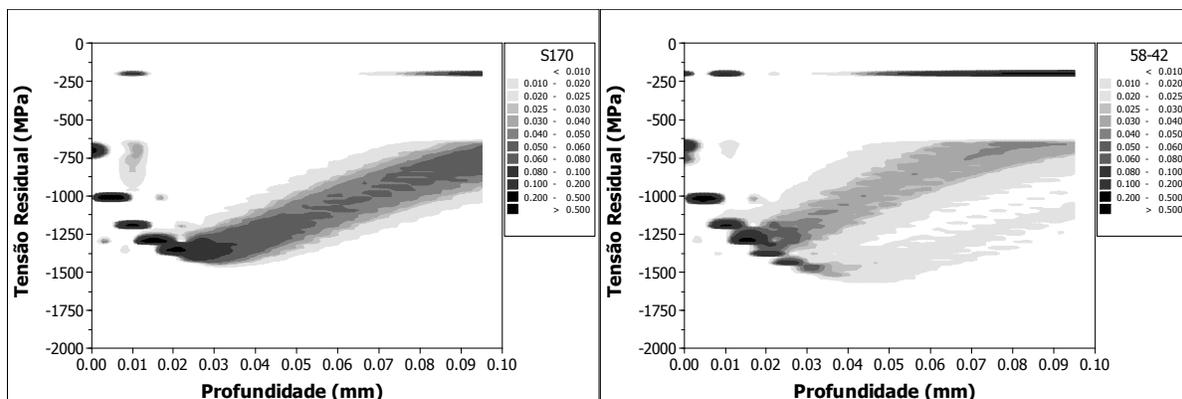


Figura 90 – Comparação dos resultados do método MC para classe S170 (à esquerda) e mistura 58-42 (à direita).

#### 4.1.4. Propostas e histogramas

A definição das propostas foi baseada em duas das observações dos resultados simulados: baixa influência sobre o perfil de tensões residuais das misturas com igual ou maior contribuição em massa da granalha S110; equivalência do diâmetro nominal da classe S170 ao diâmetro equivalente à massa média da mistura 58-42. Definiu-se

portanto que as propostas de mistura seriam as com contribuição em massa de granalha S230 superior a 60%. Dessa forma, seriam aumentadas as possibilidades de aumento da vida em fadiga e diferenciação real no resultado experimental entre os tratamentos. Para efeito de referência, a proposta de menor participação da classe S230 seria exatamente a com contribuição de 58% em massa. A tabela 9 resume as propostas criadas e sua identificação desde ponto em diante.

Tabela 9 – Propostas de mistura.

Proposta #	Contribuição em massa (%)	
	S230	S110
P1	90	10
P2	80	20
P3	70	30
P4	58	42

A validação da primeira premissa pode então ser finalizada a partir dos histogramas das quatro propostas, dispostos na figura 91. A mesma figura expõe as imagens de cada proposta. As amostras para medição foram coletadas após a circulação das granalhas na correta proporção dentro da própria máquina de *shot peening*.

Os gráficos evidenciam a identificação de duas diferentes modas nas quatro propostas. Com as premissas validadas e os corpos de prova já preparados, foi iniciada a etapa de jateamento, tendo sido o próximo passo a medição da intensidade *Almen* para cada proposta.

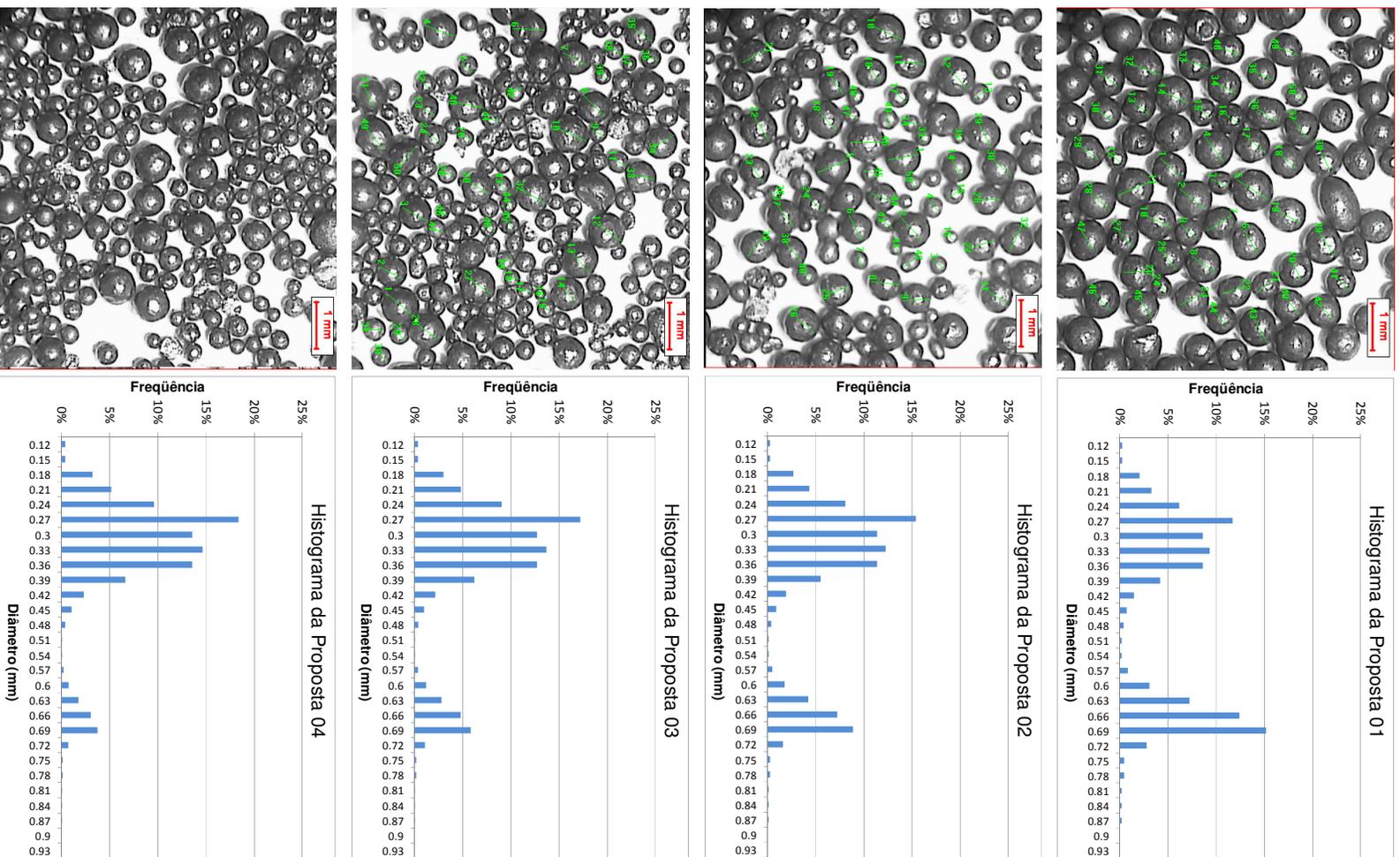


Figura 91 – Histograma de cada proposta. À esquerda, imagem da mistura.

## 4.2. Intensidade de jateamento

O jateamento de cada eixo foi precedido pela fabricação dos corpos de prova *Almen*. Cada proposta de distribuição bimodal foi vinculada ao jateamento de nove chapas *Almen*, representando a repetição em três vezes do jateamento com a árvore que possui três chapas fixadas simultaneamente em diferentes posições: inferior, central e intermediária. Com o montante restante de granalhas, apenas para essa experimentação, foi introduzida uma quinta proposta (“P5”), com 40% da granalha S230 e 60% da granalha S110.

Como referência, foi realizada também uma bateria de medições para os experimentos relativos ao processo normal de produção (“NP”), ao dual peening, e às classes S230 e S110 isoladamente. A medição da classe S230 foi feita para dois diferentes tempos para verificação de saturação no processo. Os resultados individuais são apresentados na tabela 10.

Tabela 10 – Resultados da intensidade de jateamento.

Medição da intensidade de jateamento (mm Almen A)											
Passagem	Posição	S110	NP (S170)	S230 (22s)	S230	DP	P1	P2	P3	P4	P5
1	Superior	0.354	0.406	0.527	0.556	0.552	0.548	0.537	0.518	0.496	0.452
	Central	0.364	0.417	0.539	0.574	0.577	0.562	0.555	0.575	0.513	0.464
	Inferior	0.334	0.371	0.484	0.501	0.514	0.512	0.521	0.515	0.471	0.455
	Média	0.351	0.398	0.517	0.544	0.548	0.541	0.538	0.536	0.493	0.457
2	Superior	-	-	-	-	-	0.53	0.529	0.546	0.481	0.431
	Central	-	-	-	-	-	0.56	0.579	0.565	0.517	0.483
	Inferior	-	-	-	-	-	0.538	0.531	0.521	0.506	0.413
	Média						0.543	0.546	0.544	0.501	0.442
3	Superior	-	-	-	-	-	0.529	0.538	0.538	0.487	0.442
	Central	-	-	-	-	-	0.584	0.576	0.594	0.528	0.467
	Inferior	-	-	-	-	-	0.531	0.528	0.512	0.485	0.417
	Média						0.548	0.547	0.548	0.500	0.442
<b>Média Total</b>		<b>0.351</b>	<b>0.398</b>	<b>0.517</b>	<b>0.544</b>	<b>0.548</b>	<b>0.544</b>	<b>0.544</b>	<b>0.543</b>	<b>0.498</b>	<b>0.447</b>
<b>Desvio Padrão</b>		<b>0.015</b>	<b>0.024</b>	<b>0.029</b>	<b>0.038</b>	<b>0.032</b>	<b>0.022</b>	<b>0.021</b>	<b>0.030</b>	<b>0.019</b>	<b>0.023</b>

A primeira importante verificação é a confirmação da saturação do processo pela comparação da intensidade dos tratamentos com a granalha S230. O aumento do tempo em 100% induziu a um aumento de intensidade de 5,2%, menor do que os 10% considerados para a condição de saturação. O resultado, em acordo com a definição disponível por SAE (2001), permite garantir que as propostas de mistura também trarão resultados já com saturação, colocando-as no mesmo nível para comparação com as outras classes desse estudo. As médias gerais de cada tratamento estão dispostas na figura 92.

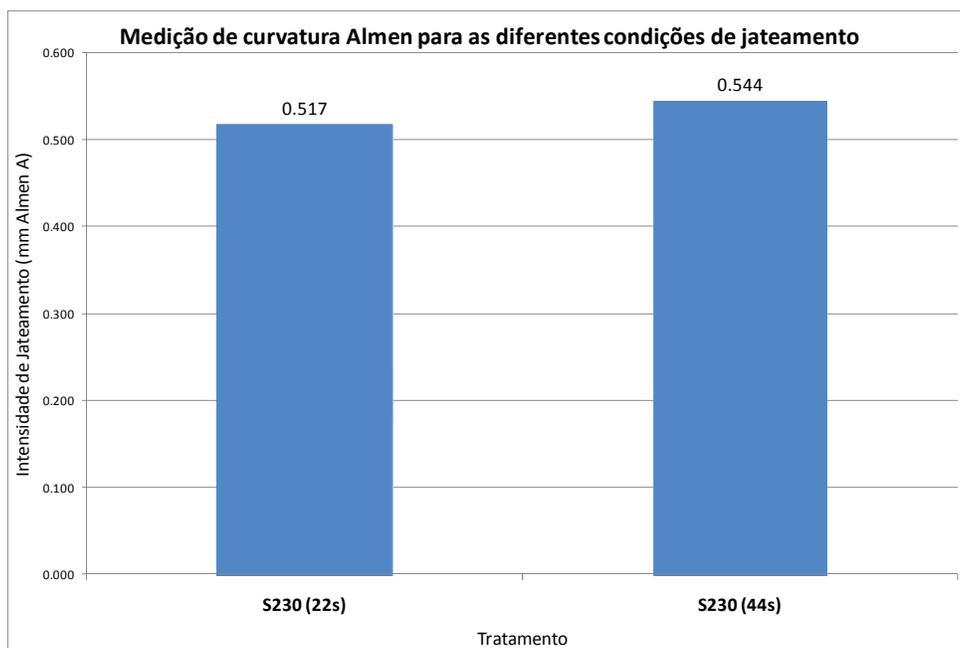


Figura 92 – Média de intensidade *Almen* para os diferentes tempos de exposição da classe S230.

A análise dos tratamentos com uma única classe de granalha mostra o incremento da intensidade com o aumento do diâmetro, conforme figura 93. Os resultados convergem com o que foi publicado por Bird e Saynor (1984) e SAE (2001). O resultado é coerente com o fenômeno físico envolvido, uma vez que a massa da granalha é diretamente proporcional à energia de deformação. Como o valor da intensidade representa a curvatura da chapa, quanto maior a deformação plástica de contato, maior será a deflexão da chapa e a intensidade *Almen*, por conseqüência.

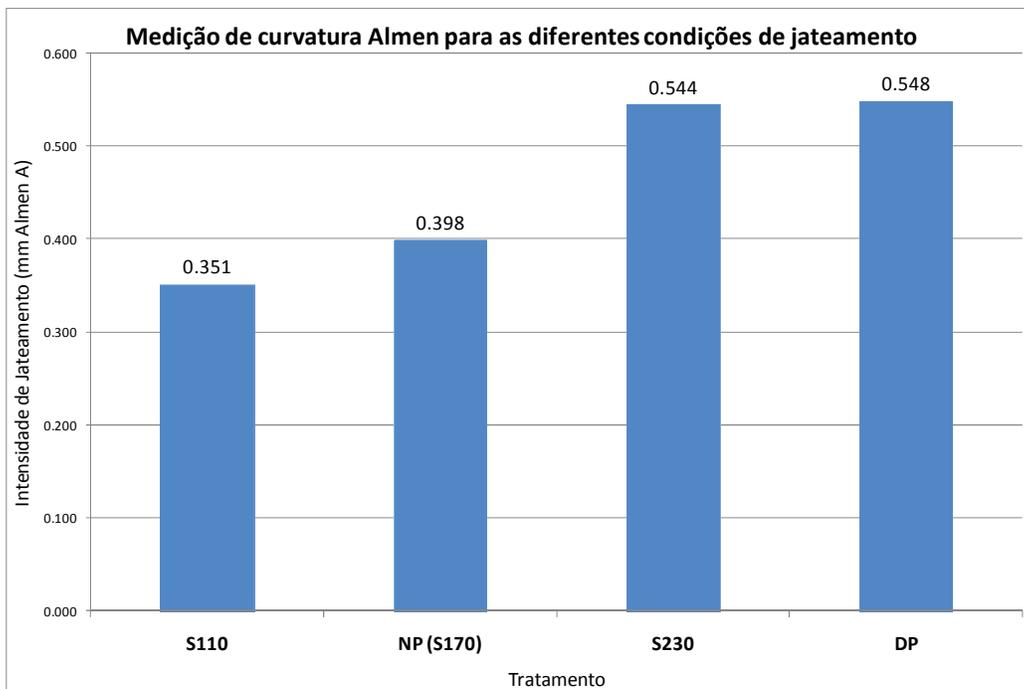


Figura 93 – Média de intensidade *Almen* para tratamentos de uma única classe e para *dual peening*.

O jateamento por *Dual Peening*, identificado como “DP”, apresenta a maior intensidade de jateamento, 36,6% acima do tratamento “NP” (normal de produção). Considerando a ligação direta da intensidade de jateamento com o valor de tensão residual, pode-se dizer que o Dual Peening possui uma tendência à elevação da compressão residual. A conclusão vai ao encontro com os resultados de Ahmad e Crouch Jr (2002) e Parizani, Zambon e Munhoz Jr (2007). A explicação é análoga à da observação anterior. A intensidade é definida na primeira etapa, sendo minimamente influenciada pela granalha S110. A conclusão pode ser suportada pela similaridade numérica do “DP” com o resultado do tratamento com a granalha S230, por 44 segundos, apresentada na figura 93.

Na mesma ordem de grandeza, encontram-se as propostas “P1”, “P2” e “P3”, dispostas na figura 94. Para esses tratamentos, a granalha S110 parece não exercer significativa influência no resultado. Nesses casos, a justificativa estaria na ainda alta probabilidade de as granalhas da classe S230 estarem em quantidade suficiente para recobrir grande parte da superfície. Na análise da deformação da chapa, ainda existiria energia suficiente no jateamento para gerar alta deflexão. Mas o alto valor ainda não seria

uma garantia para o aumento da vida útil já que uma superfície não homogênea pode levar à aparição de regiões de tensão pouco compressivas ou até trativas. Nesse ponto, ratifica-se a necessidade de submeter as propostas à medição de tensão residual.

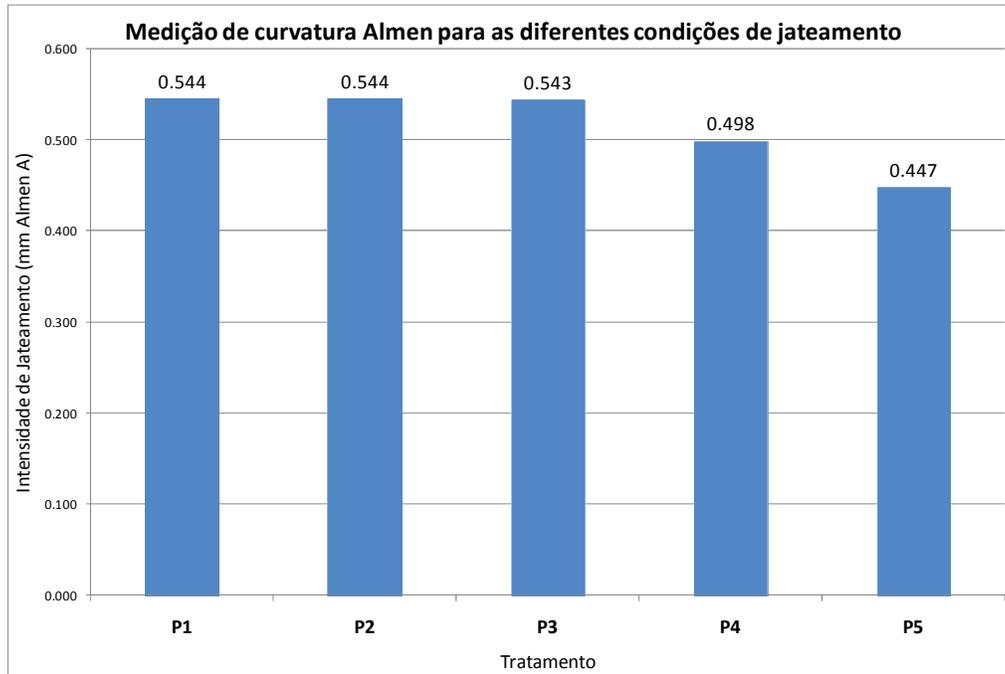


Figura 94 – Média de intensidade *Almen* para as diferentes propostas de mistura.

A diminuição da intensidade *Almen* começa apenas a partir da proposta “P4”. A comparação das últimas duas propostas com as duas primeiras podem inclusive sustentar a representação da distribuição por meio de um diâmetro equivalente à massa média. No estudo de George, Pillai e Shah (2004), a intensidade também se mostrou maior para o tratamento exclusivo com a classe S230, quando comparado com o resultado da mistura (não-bimodal) das classes S230 e S170. O resultado aqui encontrado, e sua convergência com os experimentos encontrados na literatura, mostram a forte ligação entre a massa média da mistura e a deformação criada pelo jateamento. Essa ligação evidencia o potencial de cumprimento do objetivo de aumento da intensidade compressiva da tensão residual induzida a partir de classes com diâmetro equivalente à massa média superior ao diâmetro nominal da classe de referência do processo.

Observa-se em geral uma intensidade máxima, por volta de 0.540A, em que diferentes tratamentos se encontram. Uma possível explicação para a não diferenciação

entre esses resultados maiores pode estar na limitação de curvatura da chapa *Almen* utilizada nos experimentos. A verificação dessa hipótese poderia ser executada por meio da repetição dos ensaios utilizando a chapa *Almen C*. Enquanto a chapa *Almen A* tem espessura de 1,29mm, a chapa *Almen C* tem espessura de 2,38mm. Os testes porém, foram planejados para a utilização da chapa *Almen A*, que é base da especificação do processo de referência.

Entretanto, independentemente da suspeita de limitação da chapa *Almen A*, os resultados permitem uma conclusão importante dentro dos objetivos desse estudo. Uma mistura com pelo menos 70% de contribuição em massa da classe S230 (“P3”) é capaz de assegurar uma intensidade de jateamento 36,4% superior ao de uma classe S170. Esse resultado une-se com as observações dos perfis simulados aumentando o nível de confiança de que as misturas possam gerar perfis de tensão residual mais compressivos do que o do processo de referência.

Para confirmar a interpretação dos resultados, executou-se uma análise de variância do tipo “*One-way*”, com auxílio do *software* “Minitab 14”. Para tanto, a primeira verificação necessária foi a de normalidade dos resultados, realizada com suporte na curva de probabilidade da figura 95. O comportamento dos dados dentro das linhas azuis e o valor de “*P-value*” acima do nível de significância permite confirmar a normalidade dos valores medidos.

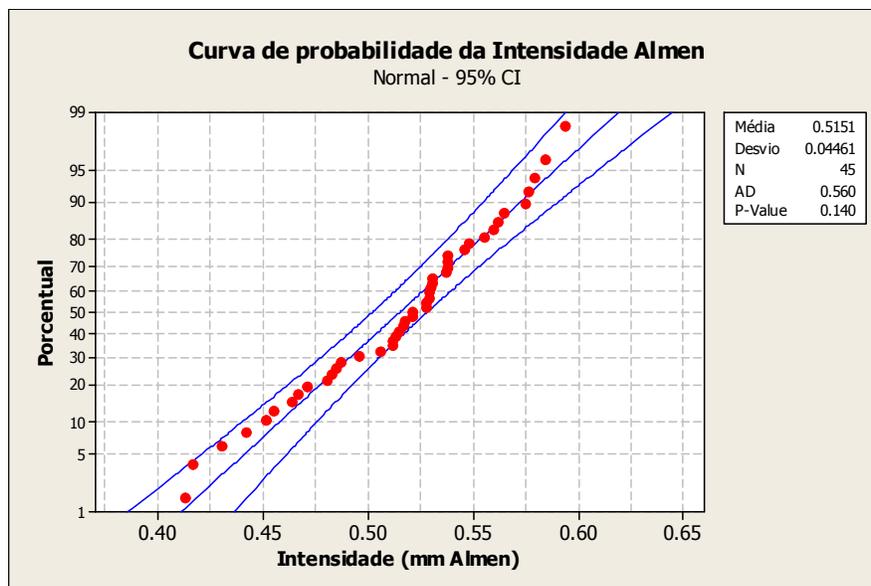


Figura 95 – Análise de normalidade da intensidade de jateamento.

A verificação de diferenciação entre as propostas inicia-se com a criação do gráfico “*Boxplot*” para cada proposta, conforme figura 96. Na figura, as propostas são mais uma vez colocadas em comparação com a referência do processo normal de produção (“NP”) e o processo Dual Peening (“DP”).

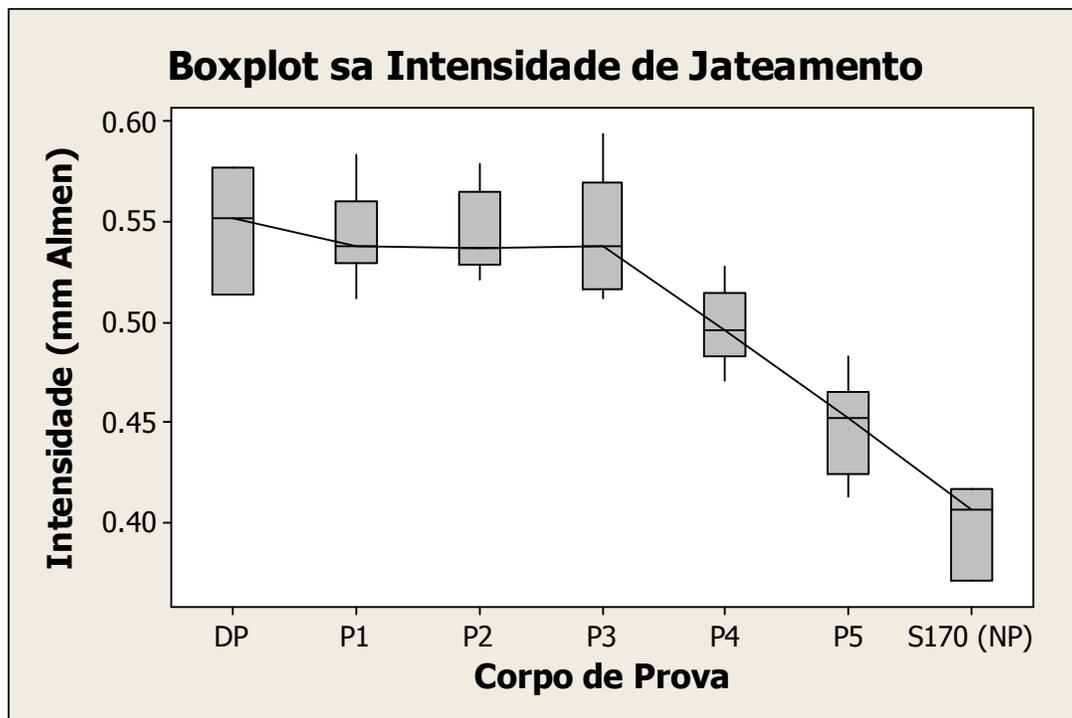


Figura 96 – Gráfico *Boxplot* para comparação entre as propostas.

A confirmação final da diferenciação entre os resultados é realizada pelo método de Fischer. O valor LSD encontrado para as amostras, conforme eq. (35) foi de 0,0222. Portanto, a afirmação de diferença entre os resultados só é possível caso o valor absoluto da diferença entre as médias seja maior que 0,0222.

Os resultados das diferenças são mostrados no Anexo “E”. Os valores indicam que as propostas “DP”, “P1”, “P2” e “P3” podem ser consideradas iguais entre si e ainda diferentes de “P4”, “P5” e “NP”. As três últimas, “NP”, “P4” e “P5”, além de diferentes das quatro primeiras, podem ser consideradas também diferentes entre si.

Por fim, a análise das medições por posição mostra como, em todos os casos, a chapa posicionada no centro apresenta maior intensidade (tabela 10). A análise se

completa pela diferença da intensidade da posição central para a de mínimo valor, que é aproximadamente 10% em quase todos os casos. Essa interpretação é um resultado positivo para o controle do processo, especificamente para o parâmetro de “ponto quente”. O resultado aponta centralização e controle da divergência da nuvem de granalhas.

De modo geral, o resultado do ensaio é positivo já que todas as propostas apresentaram intensidade superior a NP. Essa informação aumenta o nível de confiança no caminho de atingir o objetivo de aumento da vida útil. Positivo ainda é observar que a proposta “P3” possui intensidade 36% acima da amostra “NP”. Aliada a essa grande diferença, “P3” tem vantagem de causar, teoricamente, menor impacto à homogeneidade superficial. A confirmação sobre a qualidade superficial será discutida no sub-capítulo seguinte.

### **4.3. Análise topográfica**

O método utilizado para avaliação da superfície foi a análise da topografia da superfície. A avaliação, de conceito qualitativo, permite uma abordagem sobre o efeito da distribuição bimodal na identificação da superfície. O ensaio foi realizado nas mesmas chapas *Almen* utilizadas para medição da intensidade de jateamento.

As imagens foram registradas por lupa binocular e tratadas sob um mesmo padrão de alteração de cor e contraste para enfatizar as marcas das identificações na superfície. A figura 97 apresenta no alto o resultado sobre a chapa normal de produção. Na seqüência, um emparelhamento entre as imagens dos corpos submetidos a dual peening e ao jateamento apenas da classe S230. Por fim, as imagens das quatro propostas são apresentadas.

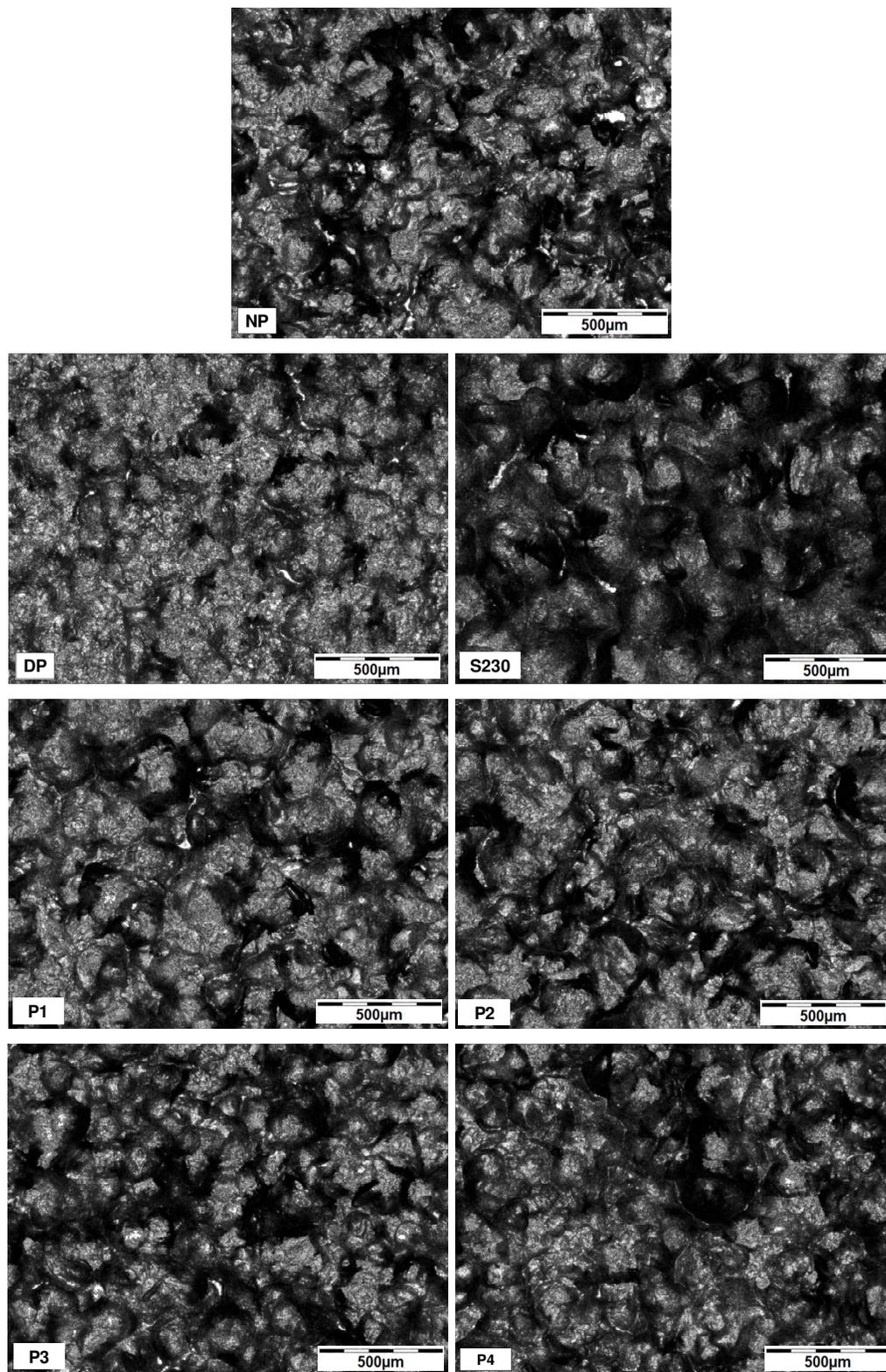


Figura 97 – Imagem da topografia de cada tratamento de *shot peening*.

A homogeneidade de cada imagem pode ser interpretada por dois critérios básicos. O primeiro e mais intuitivo é a variedade e a média das dimensões de indentação. As indentações podem ser identificadas nas figuras pelas regiões de contorno aproximadamente circulares. Por essa análise, pode-se observar a contribuição de cada classe na formação da superfície. A figura 98 é um exemplo de observação das indentações, onde algumas delas estão destacadas com as linhas tracejadas. A figura é uma ampliação da imagem da proposta “P3”.

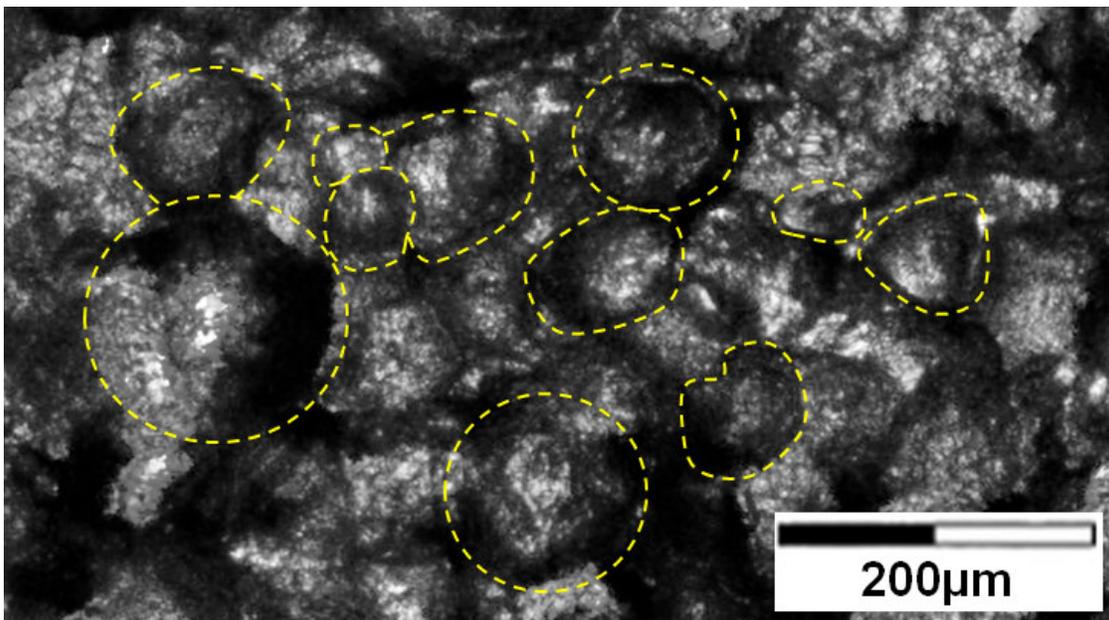


Figura 98 – Exemplo de identificação das indentações.

O segundo critério baseia-se na diferenciação de claridade ao longo da área da imagem. Novamente, as regiões de contorno são o parâmetro do critério. Essas regiões aparecem com tonalidade mais escura, evidenciando a sombra de uma elevação de material próxima. Observe ainda na figura 98 como as indentações destacadas são cercadas por alterações de tonalidade.

Uma indentação de fácil visualização é aquela que tem uma distinção de claridade bem visível, com regiões bastante escurecidas no seu contorno. Esse tipo de indentação aponta para uma elevação acentuada de material. Portanto, quanto menos homogênea a claridade, mais rugosa será a superfície. Um melhor entendimento desse critério pode ser alcançado pela observação da figura 60.

A primeira observação da figura 97 pode ser tomada para chapa submetida ao Dual Peening. A chapa “DP” mostra, entre todas as demais, a menor diferenciação de claridade, possuindo menos regiões muito escurecida. Essa observação mostra maior homogeneidade das alturas do perfil topográfico e vai ao encontro do propósito básico desse processo. O resultado converge ainda com a conclusão do estudo de Fukaura e Haga (2007). O estudo apresentou melhores acabamentos superficiais quando os componentes foram jateados com granalhas de pequeno diâmetro, como 0,03mm e 0,15mm.

Na comparação da chapa “DP” com a chapa “S230”, é possível observar, porém, que as duas aparentam apresentar dimensões de indentação similares, sendo a única diferença a fácil identificação das regiões no entorno da indentação para a imagem do jateamento com apenas a granalha S230. A indentação é o registro da plasticidade provocada pelo choque da granalha. A não ser que um próximo impacto induza uma maior energia de deformação no mesmo local, essa indentação não deverá se tornar mais profunda ou intensa. A segunda etapa do dual peening é definida pelo jateamento de uma granalha de menor diâmetro e, portanto, com menor energia. Se essa granalha incidir no exato ponto da indentação da classe anterior, a deformação criada não ultrapassará o novo limite de escoamento criado pelo encruamento induzido pelas granalhas da primeira etapa. Dessa forma, não haverá efeito sobre a superfície. Mas como a granalha é menor, a nuvem consegue atingir uma maior área da superfície, inclusive as regiões ao entorno da indentação da classe anterior. Essas regiões, menos deformadas, ainda são passíveis a plasticidade, mesmo pelas granalhas menores. Portanto, a classe da segunda etapa provoca apenas o efeito de homogeneização do perfil de alturas da superfície, sem alterar as dimensões de indentação originadas na primeira etapa do processo.

A observação das propostas, por fim, permite o entendimento de uma tendência de redução das indentações maiores. A proposta P1 tem grande parte da superfície recoberta por grandes indentações. A proposta P4, por outro lado, mostra poucas regiões com o aparecimento de indentações maiores, referentes à classe S230. A observação é coerente com o esperado, já que a proposta P4 é a que menos possui contribuição em massa da classe S230.

A própria comparação da claridade entre as figuras P1 e P4 permite observar como

a primeira possui mais regiões com marcas mais escuras e mais claras do que a última. A observação converge com o resultado esperado de maior homogeneidade com o aumento da contribuição da classe S110.

Por fim, pode-se arriscar afirmar que a qualidade da superfície da chapa normal de produção é similar à das chapas P3 e P4. Considerando-se os resultados da intensidade de jateamento, a afirmação é bastante positiva, pois permitiria concluir que para uma mesma qualidade superficial, as propostas de distribuição bimodal são capazes de induzir maior intensidade de jateamento.

#### 4.4. Perfis de tensões residuais medidos

Cada corpo de prova foi submetido ao ensaio de difração por trinta vezes, quantidade relativa aos dez níveis de profundidade e três diferentes orientações dos planos cristalográficos ( $\Psi$ ). Os valores do ângulo de difração medidos para cada profundidade foram usados para o cálculo da inclinação em função do seno quadrático de " $\Psi$ ". O valor de inclinação foi aplicado à eq.(6) para determinação do valor de tensão residual. A tabela 11 mostra o exemplo da planilha de resultados para a proposta NP.

Tabela 11 – Resultados do corpo de prova NP.

$\psi$ (°)	$\text{sen}^2\psi$	Ângulo de difração ( $2\theta$ ), em graus, para cada valor de profundidade, em mm									
		0.000	0.010	0.020	0.030	0.040	0.050	0.060	0.070	0.080	0.105
0.00	0.00	158.894	158.504	158.615	158.558	158.605	158.231	158.466	158.724	158.685	158.662
30.00	0.25	160.196	159.644	159.901	159.766	159.875	159.404	159.794	159.876	160.316	160.214
45.00	0.50	160.790	160.665	160.845	160.771	161.300	160.563	160.511	160.446	160.959	160.855
<b>Inclinação Curva (<math>Tg(2\theta/\text{sen}^2\Psi)</math>)</b>		3.792	4.322	4.460	4.426	5.390	4.664	4.090	3.444	4.548	4.386
<b>Tensão Residual (MPa)</b>		<b>-935.1</b>	<b>-1065.7</b>	<b>-1099.8</b>	<b>-1091.4</b>	<b>-1329.1</b>	<b>-1150.1</b>	<b>-1008.5</b>	<b>-849.2</b>	<b>-1121.5</b>	<b>-1081.5</b>

Os valores medidos para cada corpo de prova foram graficamente representados em função da profundidade. Todas as medições das propostas ("P1", "P2", "P3" e "P4") foram compiladas em um mesmo gráfico, exposto na figura 99.

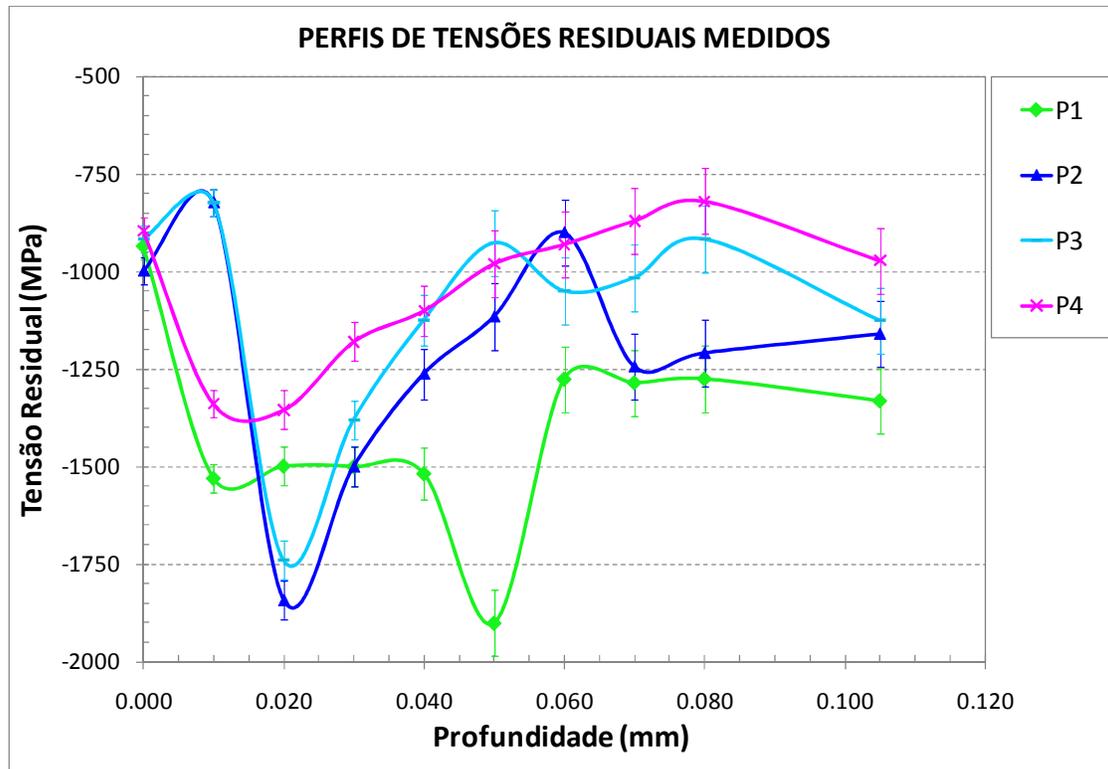


Figura 99 – Perfis de tensões residuais medidos das propostas de mistura.

A análise das quatro propostas na figura 99 permite concluir que o pico de tensão residual foi mais intenso e mais profundo a partir do aumento da contribuição em massa da granalha S230. Observa-se, portanto, que o maior e mais profundo pico é relativo à proposta “P1”, seguido de “P2”, “P3” e “P4”, nessa ordem. Esse resultado vai ao encontro da teoria exposta por Kritzler e Wübbenhorst (2002) e Kostilnik (2002) e converge qualitativamente com ambos os métodos de simulação realizados (DEMM e MC).

Os resultados ajudam também na discussão sobre a controvérsia do aumento do pico compressivo em função do diâmetro. O resultado, que convergiu com as literaturas de referência acima mencionadas e com outros experimentos publicados como o de Guagliano e Vergani (2004), diverge com o que foi publicado por Shivpuri, Cheng e Mao (2009), Hong, Ooi e Shaw (2008), Schiffner e Helling (1999) e Stranart (2000). Os últimos quatro artigos concluem que o aumento de diâmetro não eleva a intensidade da tensão residual no local de seu valor máximo. Mas nenhum desses estudos comprova a conclusão por medições, fundamentando-se apenas em simulações virtuais. Uma explicação para o que ocorreu com esses modelos pode estar vinculada com a forma

como a força de jateamento foi introduzida ao equacionamento da pressão de contato e do raio de contato elástico. No artigo de Franchim et al (2009) essas equações se inter-relacionavam permitindo o cancelamento do parâmetro “R” (raio da granalha). Isso nitidamente desligava do cálculo do perfil a variação da dimensão da granalha. Apesar de ter sido uma das bases para o algoritmo de predição do perfil, nesse caso apenas as equações de Li, Mei e Duo (1991) foram consideradas.

O incremento da intensidade compressiva do perfil, portanto, mostrou-se uma função do aumento da contribuição em massa da granalha S230 na mistura. Convertendo a informação da contribuição em massa das granalhas para o diâmetro equivalente à massa média, conclui-se que o incremento da intensidade do perfil é também função do diâmetro da granalha. Essa constatação permite, com base na literatura, a previsão sobre o comportamento de vida útil da peça. Nesse contexto, seria possível então prever que o aumento do diâmetro irá remeter ao aumento da vida útil do componente jateado. A ligação do perfil com a vida útil é vastamente estudada na literatura, mas especialmente explicitada no estudo de Mitsubayashi, Miyata e Aihara (2004), resumido na figura 33. Pela figura, a vida útil é bastante sensível ao aumento da intensidade compressiva do pico.

Os picos encontram-se ainda em uma região de 20 $\mu$ m a 50 $\mu$ m. O resultado aponta para uma faixa muito próxima a que foi observada nos mapas de probabilidade, pelo método de Monte Carlo. Essa região é intermediária às de maior ocorrência de *pitting* e *spalling*, evitando favorecimento específico a um determinado modo de falha. O resultado também permite uma conjectura sobre a positiva influência das propostas para o aumento da vida útil. No gráfico da figura 34, retirado do estudo de Mitsubayashi, Miyata e Aihara (2004), a trinca apresenta taxa de propagação especialmente baixa na região do pico de tensão residual. Sendo a região do pico próxima à de ocorrência dos modos de falha de fadiga de contato, aumenta-se o nível de confiança sobre a predição de aumento da vida útil com as propostas de mistura apresentadas.

Ainda na figura 99, observa-se entre as propostas a similaridade dos valores de tensão medidos na superfície. O resultado era esperado com base nas simulações realizadas e em todas as publicações que buscaram investigar a influência do diâmetro da granalha sobre o perfil de tensões residuais, em um processo de jateamento

convencional.

A figura 100 ilustra a comparação entre a proposta “P4” e o corpo de prova de referência (“NP”). O valor do pico compressivo do corpo de prova “NP” é similar ao da proposta “P4”. No contexto do método DEMM, esse era um resultado esperado. A divergência ocorreu na profundidade desse pico, mais superficial no caso da proposta “P4”. A provável justificativa pode ser encontrada nos resultados do método de Monte Carlo, especificamente na comparação exposta na figura 105. Para a mistura existe a probabilidade de dois caminhos ao longo da profundidade, ou seja, dois perfis distintos. Possivelmente, tenha havido uma inflexão anterior à profundidade máxima do pico que a mistura tem potencial de induzir.

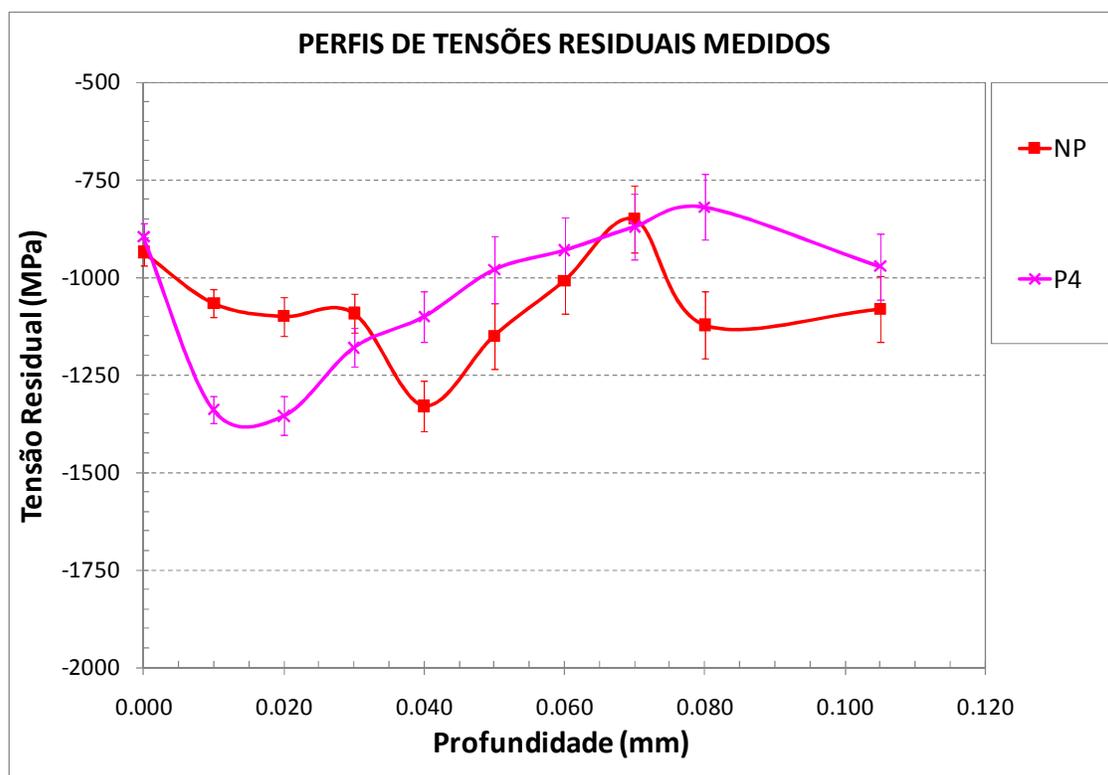


Figura 100 – Perfis de tensões residuais medidos: comparação entre “NP” e “P4”.

Comportamento similar é observado na comparação entre a amostra “DP” e a proposta “P1”, conforme mostrado na figura 101. O pico da proposta “P1” é similar em intensidade ao pico da amostra “DP”, considerando-se as barras de erro. Novamente a

divergência ocorreu no valor da profundidade, mais superficial no caso da amostra “DP”.

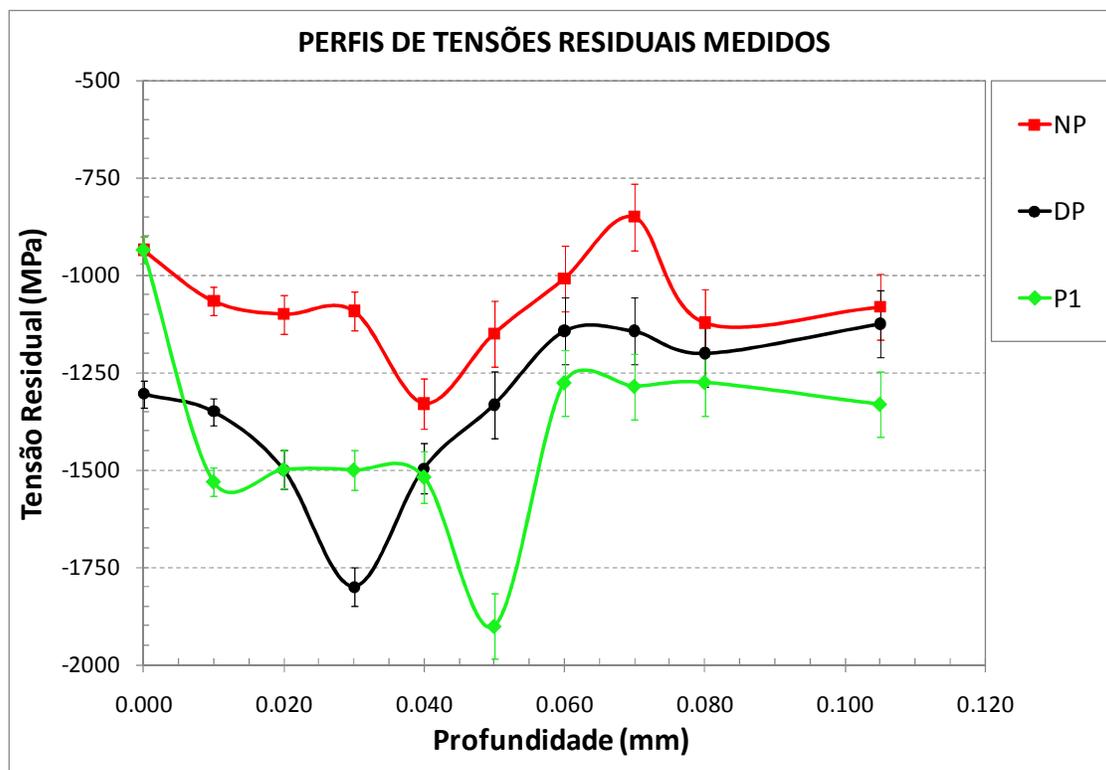


Figura 101 – Perfis de tensões residuais medidos: comparação entre “DP”, “P1” e “NP”.

A análise da figura 101 também permite concluir que, entre todos os resultados, a amostra “DP” foi a única que teve expressiva diferença na tensão residual superficial. Esse valor foi superior ao da amostra com classe S170 (“NP”) em aproximadamente 39%. O resultado converge com o postulado por Metal Improvement Company (2005). Entre os estudos experimentais esse valor foi da ordem de 22% para Molzen e Hornbach (2000) e 62% para Parizani, Zambon e Munhoz Jr (2007). O estudo de Molzen e Hornbach atribui à homogeneidade da superfície a razão pela superioridade numérica. Quando a superfície não é homogênea regiões de contorno, representadas por elevações de material, apresentam tensões menos compressivas. Essas regiões influem diretamente na medição, realizada sobre a média de uma determinada região. No dual peening, a classe de granalhas de menor diâmetro compacta as identações criada pela classe anterior e o efeito dos contornos reduz significativamente.

Mais detalhadas análises, incluindo as comparações com as simulações, são suportadas pelos gráficos das figuras 102 a 105. Nesses gráficos, o mapa gerado pelo método de Monte Carlo foi reconstruído deixando-se apenas as linhas de contorno de cada faixa de probabilidade. Esse mapa serviu como base para sobreposição dos perfis de tensão residual medidos.

Na comparação da figura 102, observa-se que a maior parte dos pontos medidos encontra-se sobreposta à região do mapa de probabilidades. No caso, os pontos medidos seguiram sempre o caminho mais compressivo. A mistura 90-10 é a com maior contribuição em massa da classe S230. Portanto, é cabível inferir que essa participação é suficiente para manter a mistura no caminho compressivo. Essa conclusão aproxima a proposta P1 do que seria o perfil de tensões de um jateamento convencional com a granelha S230.

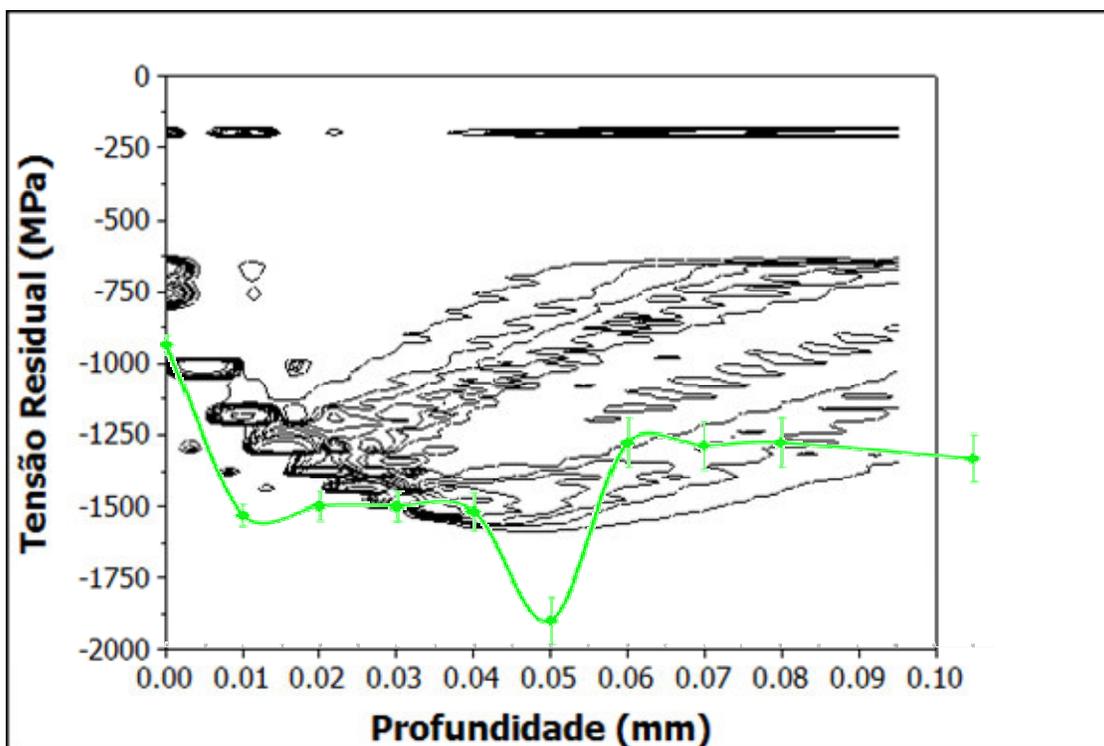


Figura 102 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P1.

A convergência da medição com o mapa de probabilidade também pode ser aplicada à proposta P2, na figura 103. Especificamente nesse caso, observa-se uma tendência de o perfil acompanhar o caminho referente à classe S230 até a profundidade

de 30 $\mu$ m. A partir desse ponto, o gráfico sofre uma acentuada inflexão e as medições passam a acompanhar o caminho relativo à classe de menor diâmetro, S110. A inflexão ocorre novamente na profundidade de 60 $\mu$ m, quando perfil medido retoma o caminho mais compressivo. O entendimento da segunda inflexão exige ainda a explicação das outras propostas, como segue.

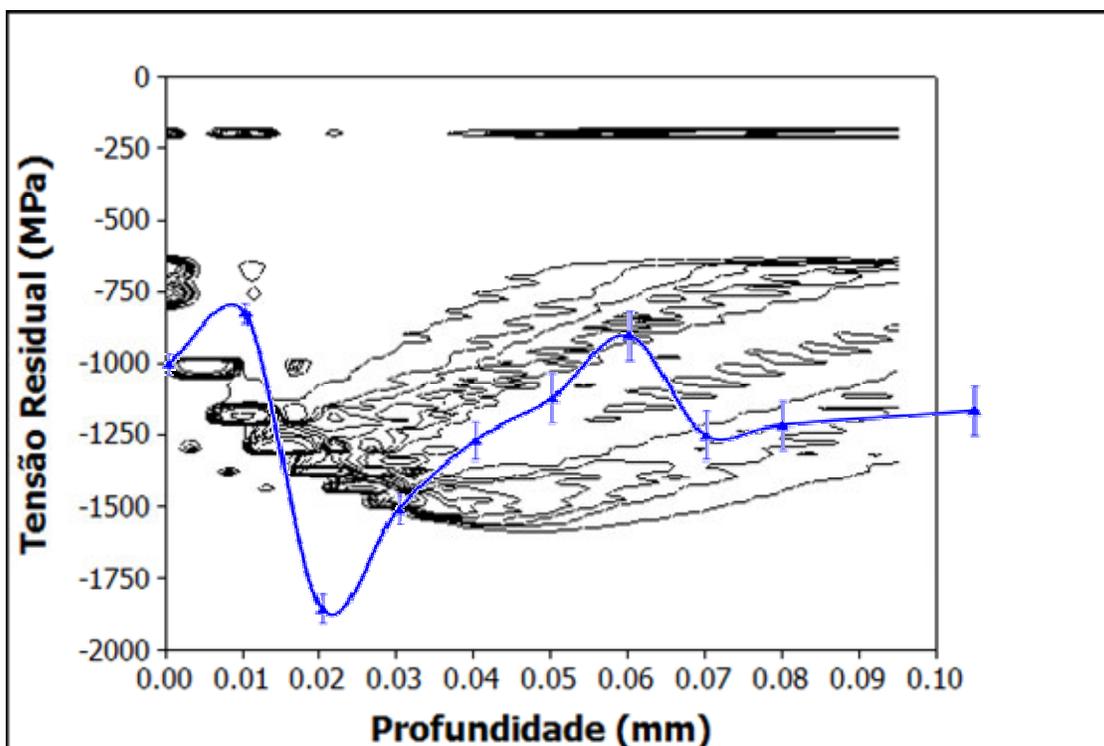


Figura 103 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P2.

A análise da proposta “P3”, na figura 104, é similar à da proposta “P2”. Há convergência da medição com o mapa de probabilidade e o perfil tende a acompanhar o caminho referente à classe S230 até a profundidade de 30 $\mu$ m. A partir desse ponto, o gráfico sofre uma acentuada inflexão e as medições passam a acompanhar o caminho relativo à classe de menor diâmetro, S110. A diferença ocorre no fato de que não há nova inflexão e esse caminho menos compressivo é mantido até a maior profundidade.

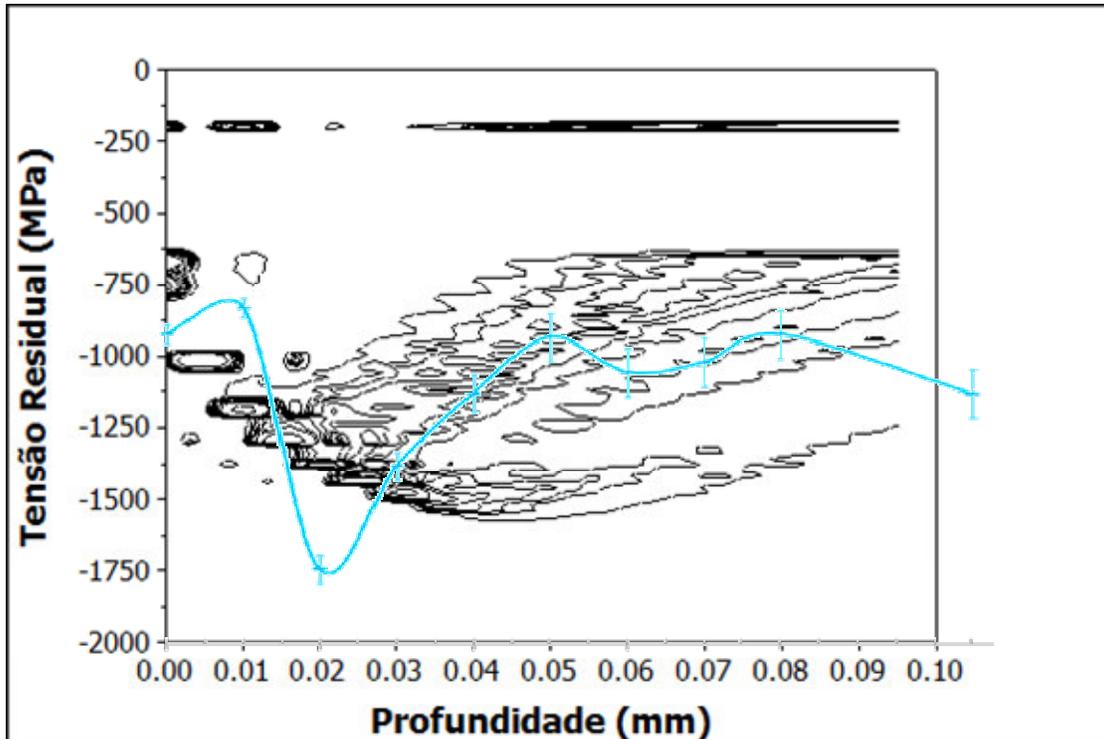


Figura 104 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P3.

A inferência é de que a mistura “P3” teria ainda insuficiente contribuição em massa da classe S230 para sustentar o caminho mais compressivo até regiões de maior profundidade. Esse argumento é sustentado pela observação do gráfico da proposta “P1”, na figura 102. A elevada contribuição da classe S230 na mistura sustenta o perfil nas proximidades do caminho mais compressivo, mesmo após a inflexão seguida ao pico.

Os mesmos argumentos possivelmente também expliquem o comportamento em zigue-zague da proposta “P2”, observado anteriormente na figura 103. A proposta P2 teria uma contribuição da classe S230 em um valor limite, tornando-a sensível a qualquer variabilidade do ensaio. Essa sensibilidade permitiria ao perfil estar sujeito a alternar-se entre os caminhos ao longo da profundidade.

A proposta “P4”, na figura 105, mostrou a maior compatibilidade entre os resultados. O perfil se manteve sempre em regiões de moderada a alta probabilidade, especificamente sobre o caminho menos compressivo. Mais uma vez o argumento exposto para as demais propostas pode ser aplicado. Assim como já ocorreu na proposta

“P3”, a participação da classe S230 está aquém do necessário para sustentar o perfil no caminho mais compressivo.

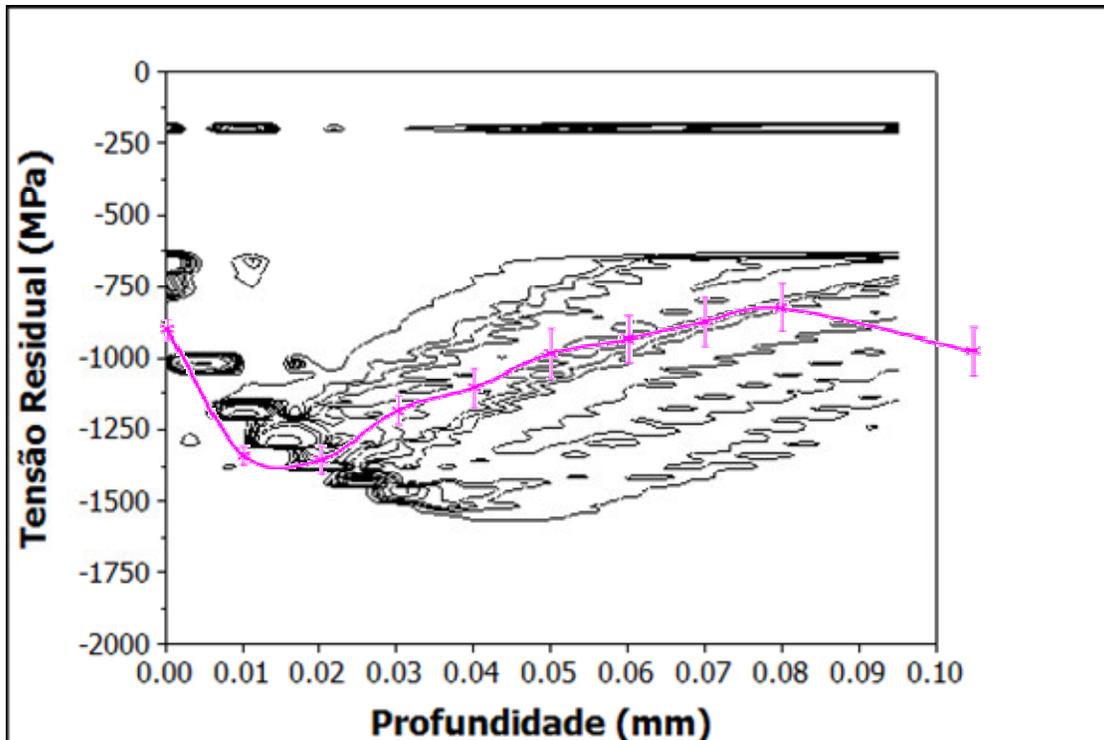


Figura 105 – Comparação entre mapa de probabilidade simulado e tensão medida (linha sólida) para proposta P4.

Em geral, conclui-se que existe boa concordância entre os valores medidos e os simulados pelo método de Monte Carlo. Essa afirmação proporciona o estabelecimento de uma alternativa ao estudo do jateamento de granalha por um método mais simples do que a simulação pelo método dos elementos finitos (MEF), publicados por Hong, Ooi e Shaw (2008), Shivpuri, Cheng e Mao (2009), Schiffner e Helling (1999) e Stranart (2000), entre outros.

Os resultados coerentes e a concordância com a leitura permitem a mais importante conclusão, dentro do contexto desse estudo. Usando-se como referência a amostra “NP”, pelo menos as propostas “P1”, “P2” e “P3” geraram perfis com maiores intensidades e profundidades de tensão residual. O comportamento mencionado é especialmente observado na zona de profundidade de maior ocorrência de falhas por fadiga de contato. Essa afirmação provê uma base bastante robusta para a conjectura

relativa à vida útil da engrenagem. Nesses três casos, seria então possível prever um aumento da vida útil das engrenagens, justificativa principal da realização desse estudo.

## 5. CONCLUSÕES

Os resultados obtidos permitem concluir que:

- A seleção de misturas entre as granalhas S230 e S110 mostrou satisfazer as três principais premissas do estudo: formação de uma distribuição bimodal; criação de um perfil de tensões residuais com maior intensidade compressiva do que o de referência; utilização de classe de granalhas com possível obtenção de homogeneidade superficial igual ou superior à criada pela granalha de referência.
- As propostas com contribuição em massa de no mínimo 70% da granalha S230 geraram perfis com maiores intensidades e profundidades de tensão residual, quando se baseando nos resultados do processo de referência, o *shot peening* convencional. O comportamento mencionado é especialmente observado na zona de profundidade de maior ocorrência de falhas por fadiga de contato. Essa afirmação permite prever um aumento da vida útil das engrenagens, justificativa principal da realização desse estudo.
- O incremento percentual em massa da contribuição da classe de maior diâmetro na mistura induz a um aumento da magnitude e profundidade do valor máximo de tensão residual. A massa comporta-se como equivalente ao diâmetro médio e o seu aumento proporciona aumento da energia de deformação no momento do impacto da granalha.
- A profundidade do pico de tensão residual atingido pelas misturas experimentadas manteve-se em região intermediária à de maior frequência de ocorrência tanto do *pitting* como do *spalling*. Esse resultado evita que a prevenção de um modo de falha seja beneficiada em detrimento do outro.
- As diferentes misturas não induzem significativa diferença na tensão residual da superfície.
- Ambos os métodos empregados na simulação do perfil de tensões residuais apresentaram concordância qualitativa com a literatura e com os resultados

medidos.

- Os resultados pelo método de Monte Carlo mostraram boa concordância quantitativa com os valores medidos. Essa afirmação proporciona o estabelecimento de uma alternativa ao estudo do jateamento de granalha por um método mais simples do que a simulação pelo método dos elementos finitos (MEF).
- O método de Monte Carlo se mostrou mais adequado do que o método DEMM no entendimento do fenômeno físico do jateamento de uma mistura de granalhas com distribuição bimodal. O método DEMM aponta para uma curva média para o perfil. O método de Monte Carlo apresenta um mapa de probabilidades das regiões de ocorrência das tensões, viabilizando a compreensão de inflexões dos perfis medidos e permitindo melhor previsão sobre a variabilidade do processo.
- A mistura com 58% de contribuição em massa da granalha S230 apresentou pico de tensão residual similar ao da granalha do processo de referência (“NP”). O resultado aponta para concordância com o método DEMM. O levantamento de histogramas de mistura levou à conclusão que a distribuição com 58% em massa da classe S230 e 42% em massa da classe S110 é equivalente à classe S170.
- As misturas com pelo menos 80% da granalha S230 apresentaram picos de tensão residual de intensidade similar ao das amostras com processo *Dual Peening*. O processo *Dual Peening* foi considerado como referência de aumento da vida útil, em função da combinação de perfil mais compressivo e melhor acabamento superficial.
- A análise dos jateamentos de uma única classe de granalha (S110, S170 e S230) mostra o incremento da intensidade *Almen* com o aumento do diâmetro nominal da granalha.
- Todas as propostas apresentam intensidade de jateamento superior à normal de produção.
- Pela análise topográfica, com o aumento da contribuição percentual em massa da classe S110, há uma tendência de redução da frequência dos picos e vales assim como da área com indentação de maior dimensão.
- O processo dual peening aparenta mostrar a maior homogeneidade superficial. E

embora possa permitir a observação de grandes idetações, a aparição os picos e vales é reduzida, em função da atuação da segunda etapa de jateamento.

- A mistura com 70% da classe S230 aparenta apresentar, em análise topográfica, superfície com homogeneidade similar à gerada pela granalha de referência. Essa mistura ainda apresentou resultado de intensidade *Almen* 36,4% superior ao da granalha de referência e um perfil de tensão residual com valor máximo 30,9% mais compressivo do que o da granalha de referência. Esse conjunto de resultados e observações eleva essa proposta à maior expectativa para aumento da vida útil da engrenagem.
- A continuidade desse estudo está vinculada à confirmação das previsões de aumento de vida útil da engrenagem. O estudo deverá continuar, portanto, por meio de ensaios de fadiga, voltados para os modos de falha destacados. Os corpos de prova estão prontos, tendo sido jateados com as quatro propostas e os dois processos de referência. Uma bancada experimental para os ensaios foi especialmente desenvolvida para o estudo, estando em fase final de implementação. Maiores detalhes sobre a bancada e o ensaio estão disponíveis no Apêndice “A”.

## 6. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ADACHI, Y.; SUMIDA, M. **Development of Pitting Resistant Steel for Gears.** In: SAE, 2006. Artigo# 2006-01-0895.

AHMAD, A.; CROUCH JR, E.D. **Dual Shot Peening to Maximize Beneficial Residual Stresses in Carburized Steels.** In: The Shot Peener Vol. 16 / Issue 2. 2002, p. 7-10.

ALBAN, L.E. **Failure of Gears.** In: ASM Handbook Vol. 11 "Failure Analysis and Prevention". Materials Park: ASM International, 2002, 2909p.

ALMEN, J.O.; BLACK, P.H. **Residual stresses and fatigue in metals.** Nova York: Mc Graw-Hill Book Company, 1963, 226p.

ALMER, J.D.; COHEN, J.D.; MORAN, B. **The effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack initiation.** In: Materials Science and Engineering Vol. A284. Elsevier Science Ltd., 2000. p. 268-279.

AL-OBAID, Y.F. **Shot peening mechanics: experimental and theoretical analysis.** . In: Mechanics of Materials Vol. 19. Elsevier Science Ltd., 1995. p. 251-260.

ANTOINE, F.; BESSON, J.M. **Simplified Modellization of gear micropitting.** In: Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Vol. 216. Aerospace Engineering, 2002. p. 291-302.

ASI, O. **Fatigue failure of helical gear in gearbox.** In: Engineering Failure Analysis Vol. 13, 2006. p. 1116-1125.

ASLANTAŞ, K.; TASGERIREN, S. **A study of spur gear pitting formation and life prediction.** In: Wear Vol. 257. Elsevier Science Ltd., 2004. p. 1167-1175.

BAIKER, S.; HAFEEZ, A.; - **Shot Peening. A Dynamic Application and Its Future.** ed. 1. MFN, 2006, 182p.

BENEDETTI, M.; FONTANARI, V. HÖHN, B.-R.; OSTER, P.; TOBIE, T. **Influence of shot peening on bending tooth fatigue limit of case hardened gears.** In: International Journal of Fatigue Vol. 24. Elsevier Science Ltd., 2002. p. 1127-1136.

BIRD, G.C.; SAYNOR, D. **The effect of peening-shot size on the performance of carbon-steel springs.** In: Journal of Mechanical Working Technology Vol. 10. Elsevier Science Ltd., 1984. p. 175-185.

BOWER, A.F. **The influence of crack face friction and trapped fluid on surface initiated rolling contact fatigue cracks.** In: JOT Vol. 110. ASME, 1988, p. 704-711.

BOYCE, B.L.; CHEN, X. HUTCHINSON, J.W. RITCHIE, R.O. **The residual stress state due to a spherical hard-body impact.** In: Mechanics of Materials Vol. 33. Elsevier Science Ltd., 2001. p. 441-454.

CHAMPAIGNE, J. **The little book of shot peening.** Eletronics Incorporated, 2001. 6p.

COELHO, S.L.D.; ARAUJO, N.; STRUBE, A. **Development of an Improved 5 Speed Manual Transmission to Increase the Maximum Torque Capacity.** In: SAE, 2003. Artigo# 2003-01-3590.

CULLITY, B.D. **Elements of X-ray diffraction.** 2.ed. Estados Unidos: Addison-Wesley Publishing Company, Inc., 1978, 555p.

DING, Y., RIEGER, N.F. **Spalling formation mechanism for gears.** In: Wear Vol. 254. Elsevier Science Ltd., 2003. p. 1307-1317.

DUBBEL. **Handbook of Mechanical Engineering.** 2. ed, Londres: Springer Verlag, 1994, 944p.

EBERT, L.J. **The role of residual stresses in the mechanical performance of case carburized steels.** In: Metallurgical and Materials Transactions A Vol. 9. Springer Boston, 1978. p. 1537-1551.

FADJIGA, G.; GLODEŽ, S.; KRAMAR, J. **Pitting formation due to surface and subsurface initiated fatigue crack growth in contacting mechanical elements.** In: Wear Vol. 262. Elsevier Science Ltd., 2007. p. 1217-1224.

FRANCHIM, A.S.; CAMPOS, V.S.; TRAVESSA, D.N.; NETO, C.M. **Analytical modelling for residual stress produced by shot peening.** In: Materials and Design Vol. 30, 2009. p. 1556-1560.

FRIJA, M.; HASSINE, T.; FATHALLAH, R.; BOURAOU, C.; DOGUI, A. **Finite Element Modelling of shot peening process:** Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity. In: Materials Science & Engineering Vol. A426, 2006. p. 173-180.

GEORGE, P.M.; PILLAI, N.; SHAH, N. **Optimization of shot peening parameters using Taguchi technique.** In: Journal of Materials Processing Technology Vol. 153-154. Elsevier Science Ltd., 2004. p. 925-930.

GILLESPIE, T.D. **Fundamentals of Vehicle Dynamics.** 1.ed. Nova York: Society of Automotive Engineers, Inc. 1992, 495p.

GRECO, M.; CARRAVETA, A. DELLA MORTE, R. **River Flow 2004.** Vol.2. Londres: Taylor & Francis Group, 2004, 1455p.

GUAGLIANO, M.; VERGANI, L. **An approach for prediction of fatigue strength of shot peened components.** In: Engineering Fracture Mechanics Vol. 71. Elsevier Science Ltd., 2004. p. 501-512.

HARADA, Y.; FUKAURA, K.; HAGA, S. **Influence of microshot peening on surface layer characteristics of structural steel.** In: Journal of Materials Processing Technology Vol. 191. Elsevier Science Ltd., 2007. p. 297-301.

HÖHN, B.-R.; MICHAELIS, K. **Influence of Oil Temperature on Gear Failures.** In: tribology International Vol. 37. Elsevier Science Ltd., 2004. p. 103-109.

HONG, T.; OOI, J.Y.; SHAW, B. **A numerical simulation to relate the shot peening parameters to the induced residual stresses.** In: Engineering Failure Analysis Vol. 15. Elsevier Science Ltd., 2008. p. 1097-1110.

HUMPHREYS, A.E. **Influence of Residual Stress on the Initiation of Fatigue Cracks at Welded Piping Joints.** 2004. 129p. Dissertação (Mestrado) - Department of Civil Engineering, North Carolina State University, Raleigh, 2004.

INTERNATIONAL ORGANIZATION FOR STANDARDIZATION. **Gears – Wear and damage to gear teeth – Terminology (ISO 10985).** Suíça: ISSO, 1995, 61p.

JUVINALL, R.C., MARSHEK, K. M. **Fundamentals of Machine Component Design.** 3.ed. Danvers: John Wiley & Sons, Inc., 2003, 888p.

KANETA, K.; MURAKAMI, Y.; OKAZAKI, T. **Growth mechanism of subsurface crack due to Hertzian contact.** In: J. Tribol. Vol. 108. ASME, 1986, p. 134-139.

KEER, E.A.; BRYANT, M.D. **A pitting model for rolling contact.** In: J. Lubr. Technol. Vol. 105. ASME, 1983, p. 198-205.

KENNEDY, D.M.; VAHEY, J. HANNEY, D. **Micro shot blasting of machine tools for improving surface finish and reducing cutting forces in manufacturing.** In: Materials & Design Vol. 26. Elsevier Science Ltd., 2005, p. 203-208.

KOSTILNIK, T. **Shot Peening.** In: ASM Handbook Vol. 5 “Surface Engineering”. 10.ed. Materials Park: ASM International, 1994, 2535p.

KLUGER, M.A.; LONG, D.M. **An Overview of Current Automatic, Manual and Continuously Variable Transmission Efficiencies and Their Projected Future Improvements.** In: SAE, 1999. Artigo #1999-01-1259.

KOBAYASHI, M.; HASEGAWA, K. **Effect of shot peening on the pitting fatigue strength of carburized gears.** In: International Congress on Shot Peening-4. Tokyo, 1990. p.465-476.

KOBAYASHI, M.; MATSUI, T. MURAKAMI, Y. **Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening.** In: International Journal of Fatigue Vol. 20. Elsevier Science Ltd., 1998, p. 351-357.

KRITZLER, J. WÜBBENHORST, W. **Inducing compressive stresses through controlled shot peening.** In: Handbook of residual stress and steel deformation. Materials Park: ASM, 2002. p. 345-358.

LECHNER, G.; NAUNHEIMER, H. **Automotive Transmissions** – Fundamentals, Selection, Design and Application. Nova York: Springer, 1999, 448p.

LEWERENTZ, M. **Monte Carlo Methods: Overview and Basics**. In: Quantum Simulations of Complex Many-Body Systems: From Theory to Algorithms Vol. 10. John von Neumann Institute for Computing, 2002, p. 1-24.

LI, J.K.; MEI, Y.; DUO, W.; RENZHI, W. **Mechanical approach to the residual stress field induced by shot peening**. In: Materials Science and Engineering Vol. A147, 1991. p. 167-173.

LÖHE, D.; LANG, K.-H.; VÖHRINGER, O. **Residual Stresses and Fatigue Behavior**. In: Handbook of residual stress and steel deformation. Materials Park: ASM, 2002. p. 27-53.

LU, J. **Prestress engineering of structural material: A global design approach to the residual stress problem**. In: Handbook of residual stress and steel deformation. Materials Park: ASM, 2002. p. 11-26.

MAHAGAONKAR, S.B.; BRAHMANKAR, P.K.; SEEMIKERI, C.Y. **Effect on fatigue performance of shot peened components: An analysis using DOE technique**. In: International Journal of Fatigue Vol. 31. Elsevier Science Ltd., 2009. p. 693-702.

METAL IMPROVEMENT COMPANY. **Shot Peening**. ed.7. Paramus: Metal Improvement Company, Inc., [19-?], 83p.

METAL IMPROVEMENT COMPANY. **Shot Peening Applications**. Ed.9. Paramus: Metal Improvement Company, Inc., 2005, 59p.

MITSUBAYASHI, M.; MIYATA, T.; AIHARA, H. **Phenomenal analysis of shot peening: analysis of fatigue strength by fracture mechanics for shot peened steel**. In: JSAE Vol. 15, 2004. p. 67-71.

MONTGOMERY, D.C. **Design and Analysis of Experiments**. Ed. 5. Nova York: John Wiley & Sons, Inc., 2001, 684p.

NIEMANN, G., **Elementos de Máquinas**. Vol.2. 4.ed. Tradução de Otto Alfredo Rehder. São Paulo: Edgard Blücher, 1991, 207p.

OLVER, A.V.; TIEW, L.K.; MEDINA, S.; CHOO, J.W. **Direct observations of a micropit in an elastohydrodynamic contact**. In: Wear Vol. 256. Elsevier Science Ltd., 2004. p. 168-175.

PARIZANI, R.; ZAMBON, A.C.; MUNHOZ JR, D. **Melhoria do Perfil de Tensões Residuais e Resistência à Fadiga em Engrenagens Cementadas pela Aplicação de Duplo Jateamento com Gralhas**. In SAE, 2007. Artigo# 2007-01-2761.

RÉTI, T. **Residual stresses in carburized, carbonitrided, and case-hardened components**. In: Handbook of residual stress and steel deformation. Materials Park: ASM, 2002. p. 189-208.

RUBINSTEIN, R. KROESE, D. **Simulation and the Monte Carlo method**. 2. ed. Hoboken: John Wiley & Sons, Inc., 2008, 345p.

RUUD, C. **Measurement of residual stresses**. In: Handbook of residual stress and steel deformation. Materials Park: ASM, 2002. p. 99-117.

SAE. **Manual on Shot Peening**. 4. ed. Warrendale: SAE Inc., 2001, 82p.

SCHIFFNER, K; HELLING, C.D. **Simulation of residual stresses by shot peening**. In: Computers & Structures Vol. 72. Elsevier Science Ltd., 1999. p. 329-340.

SHACKELFORD, J.F. **Ciência dos Materiais**. 6.ed. Tradução de Daniel Vieira. São Paulo: Pearson Practice Hall, 2008, 556p.

SHIVPURI, R. CHENG, X. MAO, Y. **Elasto-plastic pseudo-dynamic numerical model for the design of shot peening process parameters**. In: Materials and Design Vol. 30 issue 8. Elsevier Science Ltd., 2009. p. 3112-3120.

SILVA, A.L.C.; MEI, P.R. **Aços e ligas especiais**. Sumaré: Eletrometal S.A. Metais Especiais, 1988, 528p.

SILVA, P.S.C.P. **Comportamento Mecânico e fratura de componente e estruturas metálicas**. [S.l.]. UFPR, 1999, 180p.

STRANART, J.C. **Mechanically induced residual stresses: Modelling and characterisation**. 2000. 144p. Tese (Doutorado) - Department of Mechanical and Industrial Engineering, University of Toronto, Toronto, 2000.

THE WHEELABRATOR CORPORATION. **Manual of Shot Peening Technology**. 10<sup>th</sup> ed. Mishakawa: The Wheelabrator Corporation, 1977, 189p.

THOMSEN, N.B.; HORSEWELL, A.; MOGENSEN, K.S. ESKILDSEN, S.S.; MATHIASSEN, C. BØTTIGER, J.B. **Residual stress determination in PECVD TiN coatings by X-ray diffraction: a parametric study**. In: Thin Solid Films. Elsevier Science Ltd., 1998. p. 50-59.

WAGNER, G. **Application of transmission systems for different driveline configurations in passenger cars**. In SAE, 2001. Artigo# 2001-01-0882.

WALTON, D.; GOODWIN, A.J. **The wear of unlubricated metallic spur gears**. In: Wear Vol. 222. Elsevier Science Ltd., 1998. p. 103-113.

WALLENTOWITZ, H. **Longitudinal Dynamics of Vehicles**. 4.ed. Aachen: Institut für Kraftfahrwesen Aachen (IKA), 2004.

WAY, S. **Pitting due to rolling contact**. In: J. Appl. Mech. Trans. ASME 2, 1935, A49.

WEBSTER, G.A.; EZEILO, A.N. **Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes**. In: International Journal of Fatigue Vol. 23. Elsevier Science Ltd., 2001. p. S375-S383.

WITHERS, P.J. **Residual stress and its role in failure**. In: Reports on Progress in Physics Vol. 70. IOP Publishing, 2007, p. 2211-2264.

WITHERS, P.J.; BADHESIA, H.K.D.H. **Residual stress part I – Measurement techniques**. In: Materials Science and Technology Vol. 17. Elsevier Science Ltd., 2001. p. 355-365.

WOHLFART, H. **Shot peening and residual stress**. In: KULA, E.; WEISS, V. Residual stress and stress relaxation, Sagamore armym materials research conference proceedings. Nova York: Plenum Press, 1982. p. 1-18.

WULPI, D.J. **Understanding how components fail**. 2.ed. Metals Park: ASM International, 2000.

ZAFOŠNIK, B.; GLODEŽ, S.; ULBIN, M.; FLAŠKER, J. **A fracture mechanics model for the analysis of micro-pitting in regard to lubricated rolling–sliding contact problems**. In: International Journal of Fatigue Vol. 29. Elsevier Science Ltd., 2007. p. 1950-1958.

## **APÊNDICE A - Ensaio da vida útil em bancada dinamométrica**

O projeto até aqui apresentado apenas permite afirmações sobre a influência da mistura com distribuição bimodal sobre o perfil de tensões residuais. O impacto sobre a fadiga é analisado por meio de conjecturas fundamentadas na revisão bibliográfica.

Para que o projeto possa gerar informações passíveis de conclusão da influência sobre a fadiga, será necessário continuá-lo. O próximo passo nesse sentido será a realização de ensaios de fadiga. A disponibilidade de recursos para esse projeto levou à decisão de construção de uma bancada dinamométrica. O nível de complexidade do seu desenvolvimento, implementação e dos ensaios a serem realizados constitui um projeto independente, com cronograma não compatível com a dissertação desse mestrado. Mas sendo seus resultados diretamente ligados com a motivação do tema aqui estudado, o projeto terá continuidade com a realização dos ensaios de fadiga, como será descrito nesse capítulo.

### **Materiais e Métodos**

Os corpos de provas não submetidos aos ensaios destrutivos foram destinados à montagem em transmissões submetidas a ensaios de fadiga em bancada dinamométrica de transmissões, modelo “*four-square*”.

Os atuais testes de fadiga de engrenagem da empresa são realizados fora do país, tendo como consequência elevado custo. Optou-se, portanto, pelo projeto e construção de uma bancada que pudesse ser implementada dentro da empresa para a realização da quantidade adequada de ensaios.

### *Bancada “Four-square”*

Uma tradicional bancada dinamométrica de transmissões possui dois motores elétricos, um para simular a força motriz e outro para reproduzir a força resistiva de avanço do veículo. Ao contrário, o modelo *four-square* apresenta apenas um motor elétrico, o que o torna um projeto mais acessível. A utilização de apenas um motor é explicada pela configuração em forma de malha fechada com os equipamentos dispostos em um arranjo quadrilátero, assim justificando-se seu nome.

Além do motor, a bancada possui três estágios de polias e correias. Um deles viabiliza a ligação do motor com a malha fechada e os outros dois realizam a transferência de torque e velocidade entre os dois eixos principais, formando o quadrilátero. A malha fechada garante o princípio básico de seu funcionamento, pois o objetivo é criar um torque que seja não só o reflexo da aplicação do esforço motriz como a reprodução da força resistiva.

Para garantir que o funcionamento da malha, a bancada possui um par de flanges. Quando livres, representam a ausência da aplicação de torque. Ao engastar um deles e aplicar torque no flange adjacente, o sistema será angularmente defletido por inteiro até o ponto extremamente oposto a esse flange: o outro flange engastado. Parafusos são usados como elementos de fixação para que os dois flanges se mantenham fixos sob a intensidade desejada de torque.

O torque aplicado terá praticamente a mesma intensidade nos dois flanges. A bancada ensaia duas transmissões montadas costas a costas, no eixo oposto ao dos flanges. Esse arranjo, em que o torque de saída da primeira transmissão (transmissão em teste) entra na saída da segunda (transmissão-escrava) permite, desde que a mesma marcha esteja engatada em ambas, que o esforço seja mantido ao longo da malha.

O torque aplicado está nesse momento representando o esforço desejado entre os dentes do par de engrenagens engatado da transmissão, porém é ainda um esforço estático. A transformação dessa força em uma grandeza dinâmica é a razão de utilização do motor elétrico. Alocado fora da malha fechada, o motor gera energia suficiente para

sobrepor a somatória de inércias de todos os equipamentos assim como a somatória das forças de atrito na interface entre componentes como eixos e rolamentos.

Com o objetivo que mensurar essa eficiência, porém exclusivamente no trecho entre a entrada e a saída da primeira transmissão, a bancada possui dois sensores de torque, posicionados anterior e posteriormente à transmissão em teste.

Ainda como parte do monitoramento, a transmissão em teste será equipada com um termopar posicionado para medir a temperatura do óleo, que será refrigerada por meio de um exaustor industrial móvel.

O principal sistema de supervisão da detecção da falha será o monitoramento da vibração transmitida para a carcaça da transmissão em teste. Esta estará equipada com três acelerômetros montados ortogonalmente. Para confirmar os dados de vibração registrados, a identificação da falha será auxiliada por um videoscópio, a ser introduzido na transmissão a cada parada do teste.

Todos os sinais desses sensores serão enviados para uma placa de aquisição que terá interface com um software supervisor de computador, permitindo ainda o início e fim do teste por atuação remota. A interface desse software é ilustrada na figura 106.



Figura 106 – Interface do supervisor de controle da bancada.

Há de se ressaltar ainda a importância de travamento dos diferenciais das duas transmissões, que estarão transmitindo torque por apenas um dos lados de saída. Sem o travamento, devido ao princípio básico de funcionamento de um diferencial, todo o torque seria entregue para a saída que gira sem contato com o eixo de saída, ou seja, sem resistência.

A figura 107 mostra o esquema ilustrativo da bancada. A tabela 12 apresenta a lista de materiais para identificação dos mais relevantes componentes descritos.

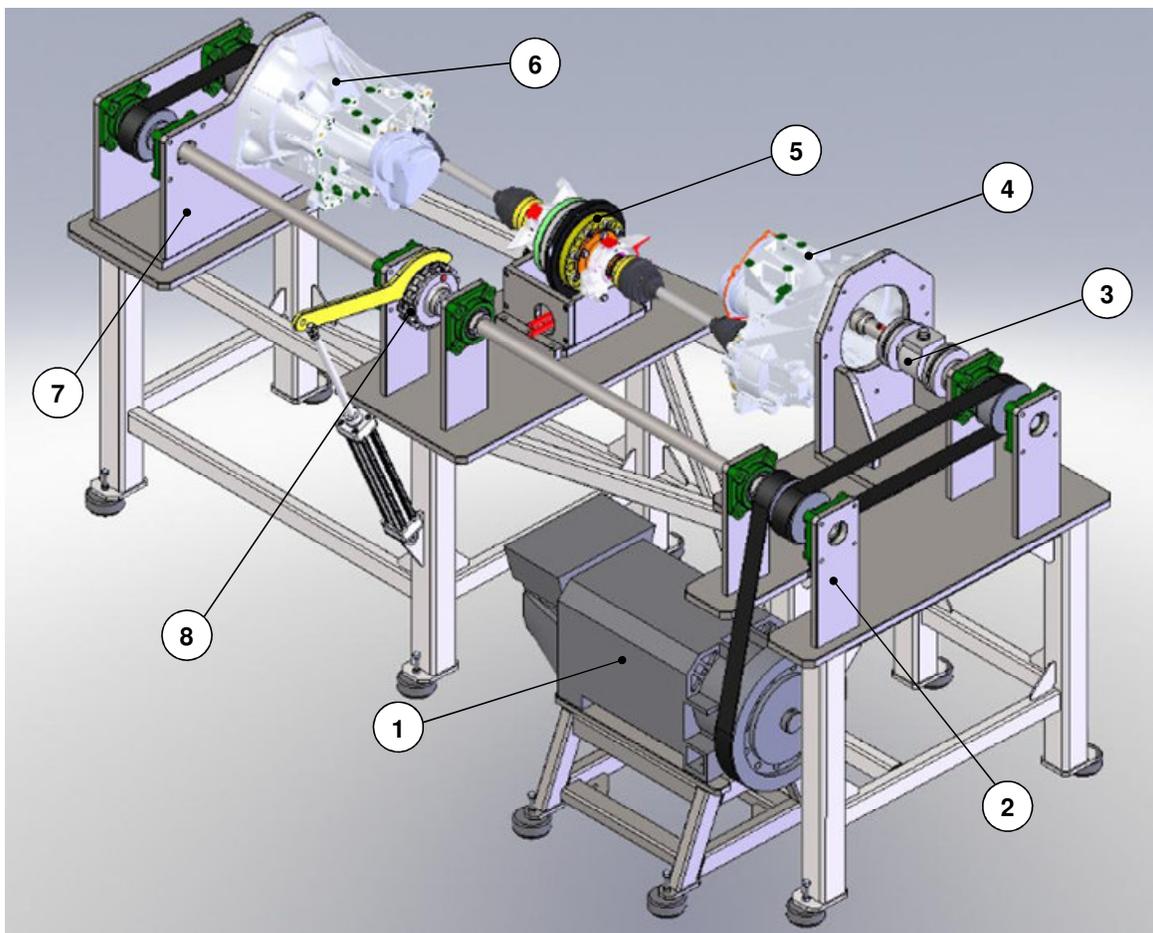


Figura 107 – Bancada dinamométrica de transmissões modelo “4-square”.

Tabela 12 – Identificação dos componentes principais da bancada.

Identificação	Componente
1	Motor elétrico
2	Estágio de transferência por correia
3	Sensor de torque de entrada
4	Transmissão em teste
5	Sensor de torque de saída
6	Transmissão-escrava
7	Estágio de transferência por correia
8	Flanges de aplicação do torque estático

A figura 108 mostra fotos panorâmicas da bancada, já em operação. A figura 109 mostra com detalhe os sensores empregados.

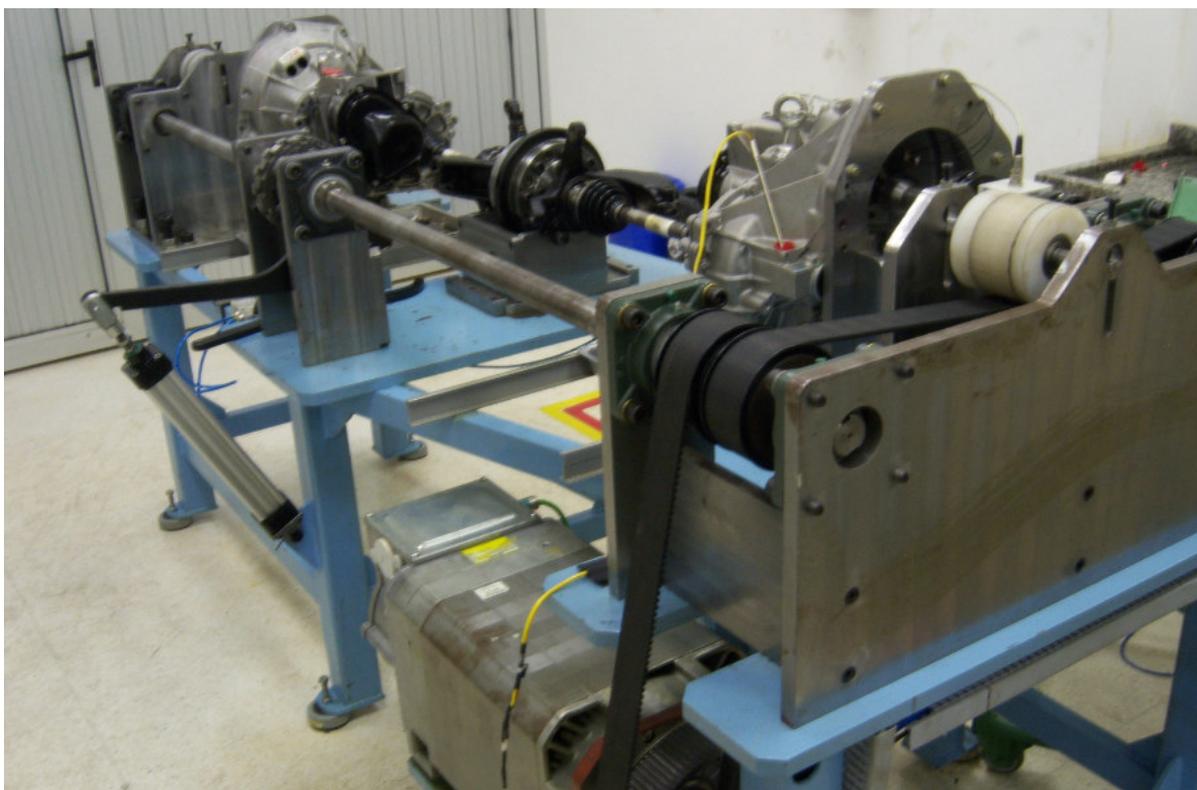


Figura 108 – Bancada dinamométrica em operação

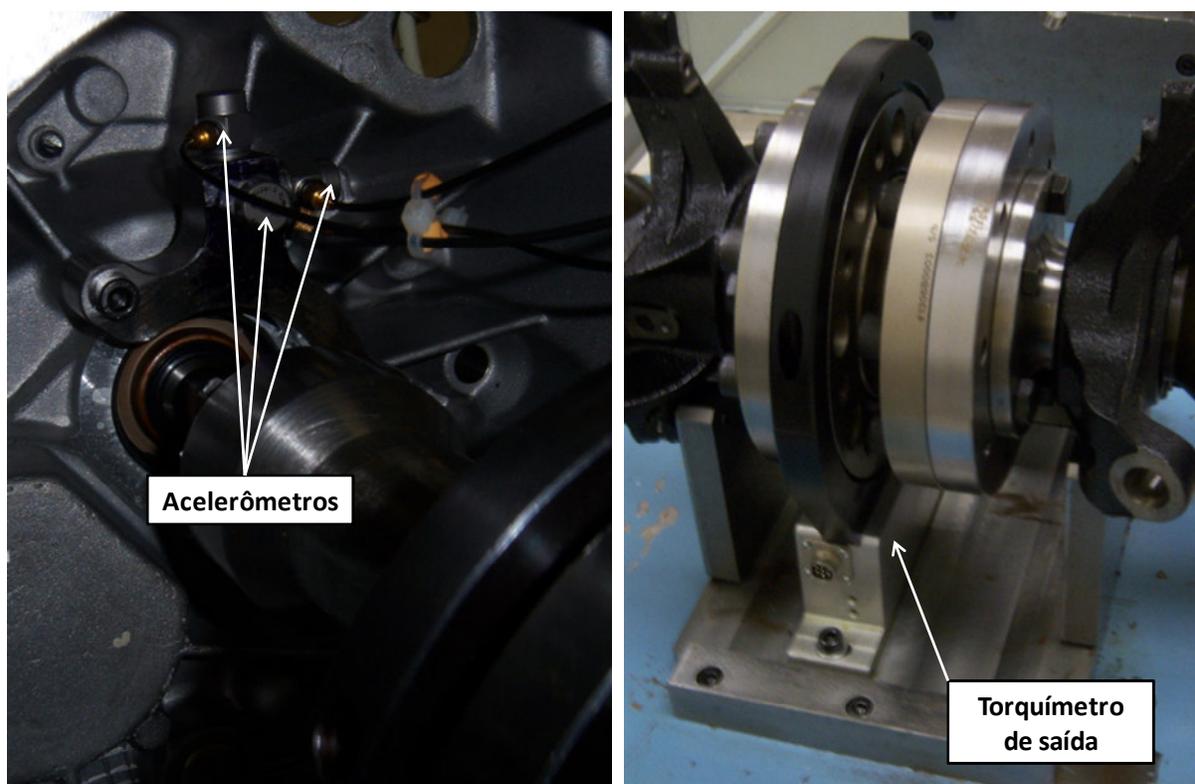
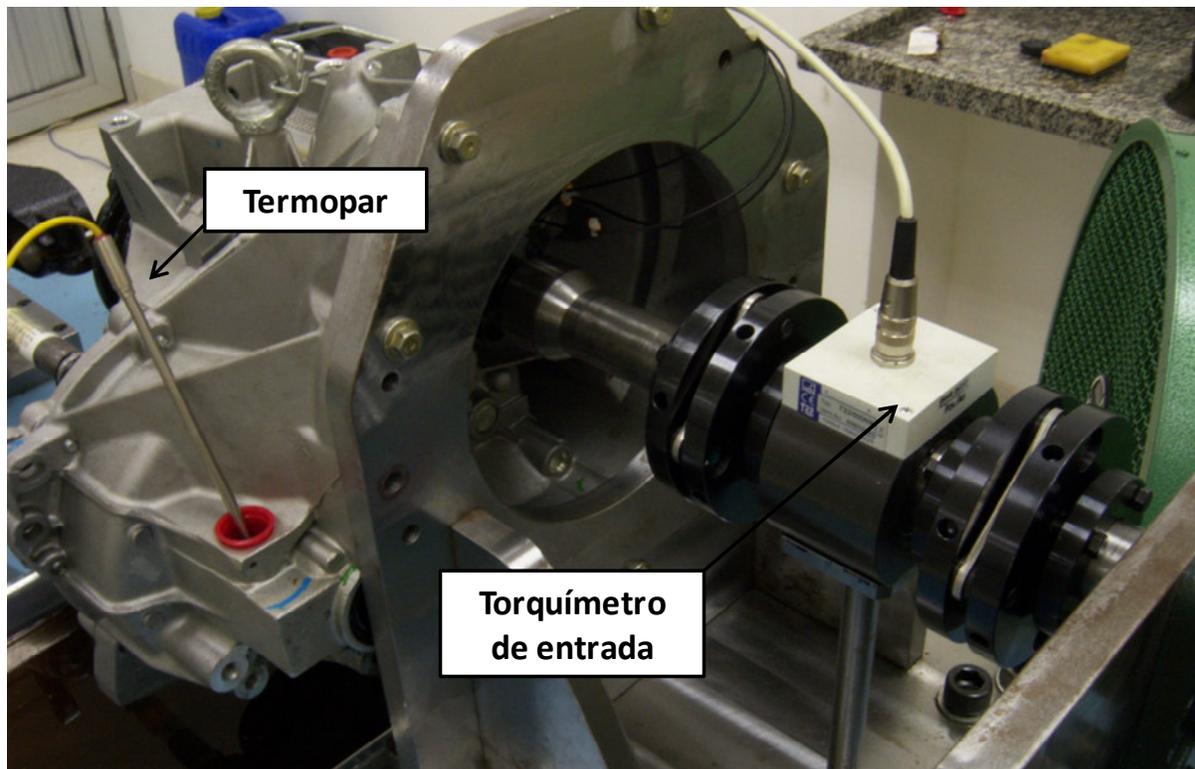


Figura 109 – Sensores empregados na bancada

### *Procedimento de teste*

O objetivo do teste é ensaiar os corpos de prova até que a falha seja identificada, sendo o resultado de número de ciclos registrado para posterior comparação entre as diferentes propostas de jateamento.

O procedimento do teste se inicia com a montagem do corpo de prova na transmissão-teste. Sendo o alvo dessa pesquisa a falha da engrenagem motriz de primeira marcha, todos os testes ocorrem com a transmissão engatada na primeira marcha. Com todo o sistema devidamente montado, aplica-se o torque estático no sistema por meio dos flanges. A leitura do sensor de torque de entrada permite monitorar a aplicação de torque até a magnitude desejada. Os flanges serão são fixados com parafusos e o motor elétrico enfim iniciado. O torque aplicado tem intensidade igual à capacidade máxima do motor do veículo correspondente à aplicação da transmissão em estudo.

A rotação utilizada é de 3.000rpm, em regime constante. O valor é baseado no procedimento atualmente executado na bancada que valida essas transmissões. Para evitar o surgimento de falha por *scuffing*, o teste é interrompido a cada hora para que a marcha seja desengatada e a transmissão gire apenas para circular o óleo garantindo a adequada lubrificação do dentado de primeira marcha. Essa será a oportunidade para observação da superfície do dentado com o videoscópio.

Iniciado, o teste é acompanhado pela supervisão da temperatura do óleo da transmissão e principalmente pelos acelerômetros instalados próximos ao rolamento do eixo de entrada. Os acelerômetros se encontram, dessa forma, muito próximos a engrenagem motriz de primeira velocidade. A partir do sinal de vibração, é possível identificar o início de uma falha no dentado, que deve ser confirmada pela análise visual do mesmo. O controle de temperatura é mais uma forma de garantir que não ocorrerá nenhuma anormalidade durante os testes, validando a comparação entre eles.

Assim que a vibração exceder um nível previamente estabelecido assim como a análise visual apontar para o aparecimento de *pittings*, o teste é concluído e o número de ciclos até então registrado. A análise visual é suportada por meio de um videoscópio, que permite a observação da engrenagem sem que seja necessária a desmontagem da

transmissão. O videoscópio ganha especial importância por tornar mais robusta a identificação da falha, caso os acelerômetros falhem ou não consigam dispor de sensibilidade suficiente para a vibração gerada pela fadiga de contato.

Está planejado para que cada proposta tenha cinco corpos de prova ensaiados sob esse mesmo procedimento. A forma de representação dos resultados de falha é por meio de um gráfico de probabilidade de falha, que gere, por exemplo, uma distribuição do tipo *Weibull*. O método dispõe graficamente a probabilidade de falha em função do tempo registrado até a parada do teste. Na comparação com a curva de *Wöhler*, o método da probabilidade foi escolhido por permitir representar os dados aplicando-se sempre o mesmo torque na bancada. A aplicação de um único torque impede que a variabilidade do nível de vibração (critério de falha) em função do torque aplicado aumente a imprecisão dos resultados. O torque a ser aplicado, portanto, deverá ser mantido como padrão para todas as amostras de cada diferente tratamento.



## ANEXO B – Rotina de aplicação do algoritmo de predição do perfil de tensões residuais

```

Sub Monte_Carlo_TR()
'
' Monte_Carlo_TR Macro
' Macro gravada em 16/08/2009 por Ronnie
'
  Dim a As Double
  Dim b As Double
  Dim c As Double
  Dim w As Double ' guarda valor da linha da célula escolhida
  Dim x As Double ' linha da matriz para onde será copiado os valores de TR

  Dim liminf As Single ' limite inferior das posições de distribuição
  Dim limsup As Single ' limite superior das posições de distribuição

  ' ROTINA PARA GERAR VALORES DA MATRIZ
  x = 3
  While x < 15003

    ' a = numero aleatório
    liminf = 1
    limsup = 5000
    a = Int((limsup - liminf + 1) * Rnd + liminf)

    ' Encontrar célula com valor do número aleatório a
    w = 3
    b = Cells(w, 1)

    While b < a
      w = w + 1
      b = Cells(w, 1)
    Wend

    c = Cells(w, 2)

    ' Copiar o valor referente ao da posição a para a célula D6 daplanilha "Cálculos"
    Sheets("Cálculos").Select
    Cells(6, 4) = c

    ' Copiar os valores do perfil de TR e enviar para planilha "Macro"
    Range("K110:K130").Select
    Selection.Copy
    Sheets("Macro").Select
    Cells(x, 5).Select
    Selection.PasteSpecial Paste:=xlPasteValues, Operation:=xlNone, SkipBlanks _
      :=False, Transpose:=True
    Application.CutCopyMode = False

    x = x + 1

  Wend

```

## **ANEXO C – Procedimento experimental do jateamento dos corpos de prova**

### **PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL**

#### **1- Esvaziar e limpar jateadora**

#### **2- Teste 01 - Dual Peening Convencional**

- (a) Alimentar jateadora com 1500kg da granalha S230
- (b) Jatear corpos de prova
- (c) Esvaziar e limpar jateadora, guardando granalha usada
- (d) Alimentar jateadora com 1500kg da granalha S110
- (e) Jatear corpos de prova
- (f) Esvaziar e limpar jateadora, guardando granalha usada

#### **3- Teste 02 - Distribuição Bimodal: Proposta 01**

- (a) Alimentar jateadora com 1350kg da granalha S230
- (b) Alimentar jateadora com 150kg da granalha S230
- (c) Jatear corpos de prova
- (d) Colher amostra de aproximadamente 200g da mistura

#### **4- Teste 03 - Distribuição Bimodal: Proposta 02**

- (a) Alimentar jateadora com 188kg da granalha S110
- (b) Jatear corpos de prova
- (c) Colher amostra de aproximadamente 200g da mistura

#### **5- Teste 04 - Distribuição Bimodal: Proposta 03**

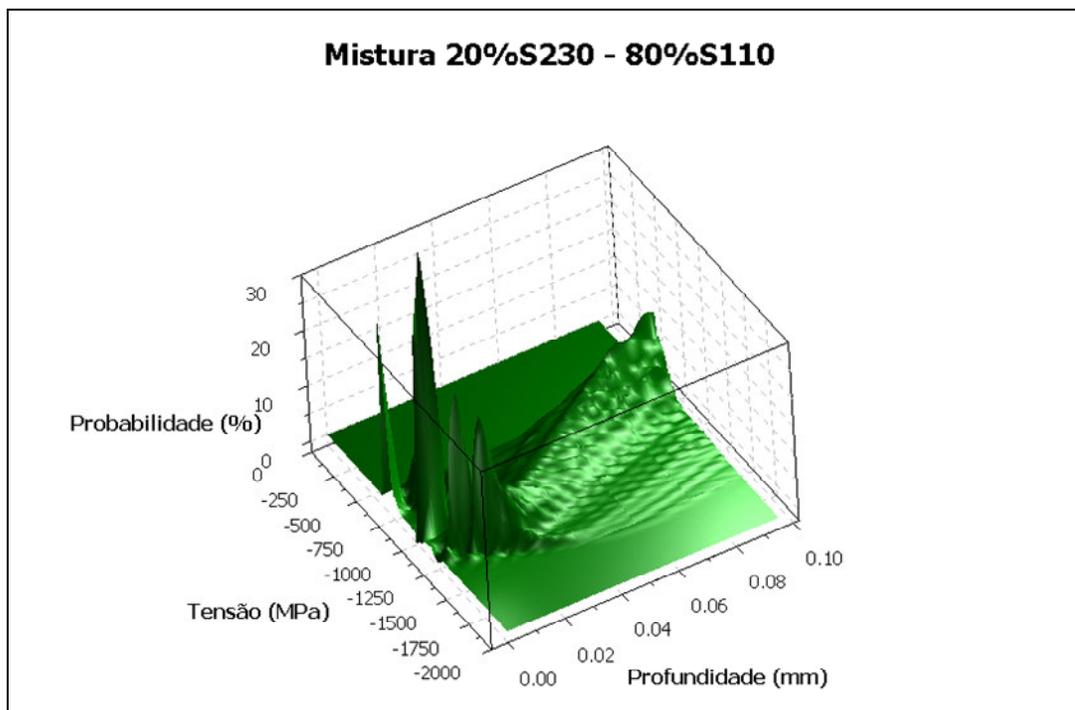
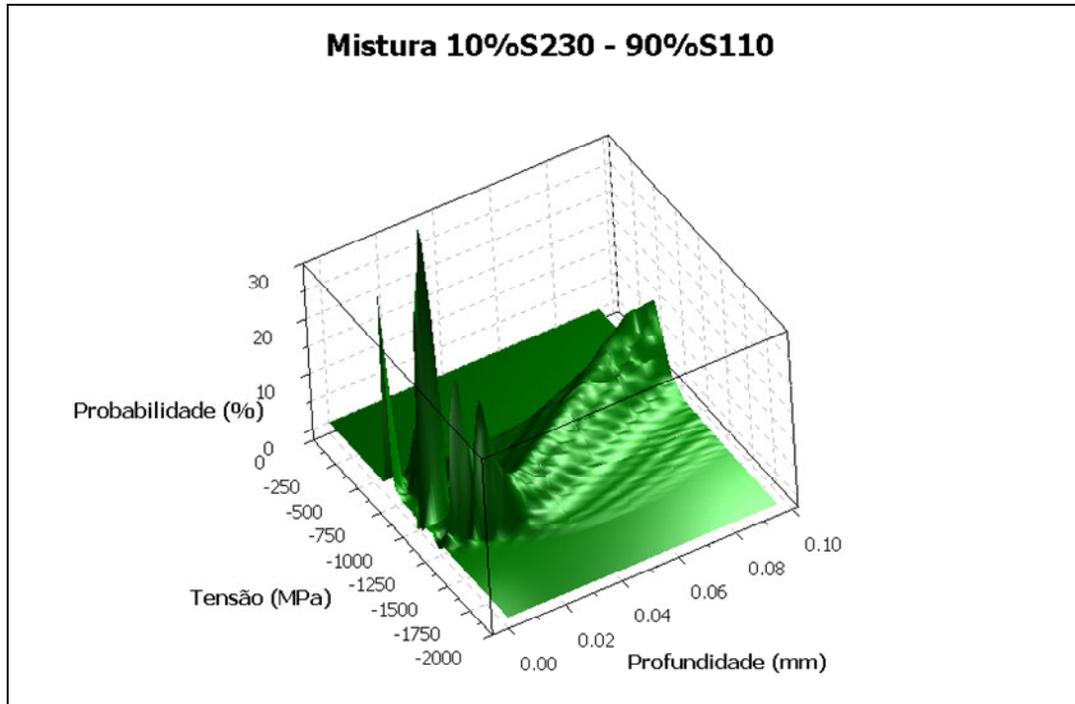
- (a) Alimentar jateadora com 240kg da granalha S110
- (b) Jatear corpos de prova
- (c) Colher amostra de aproximadamente 200g da mistura

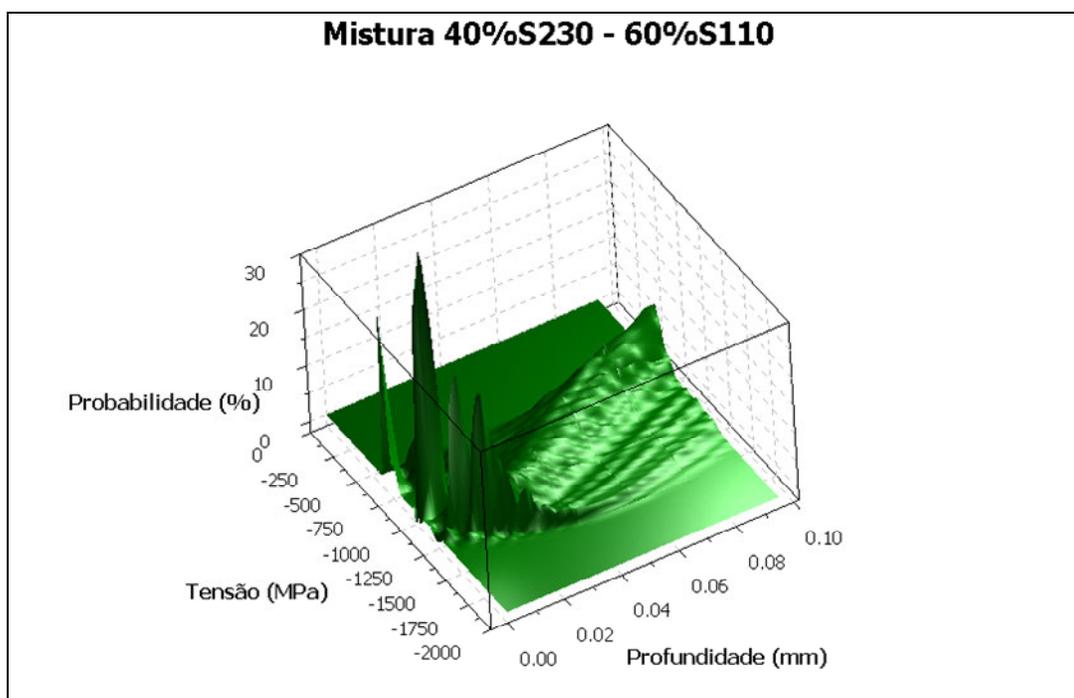
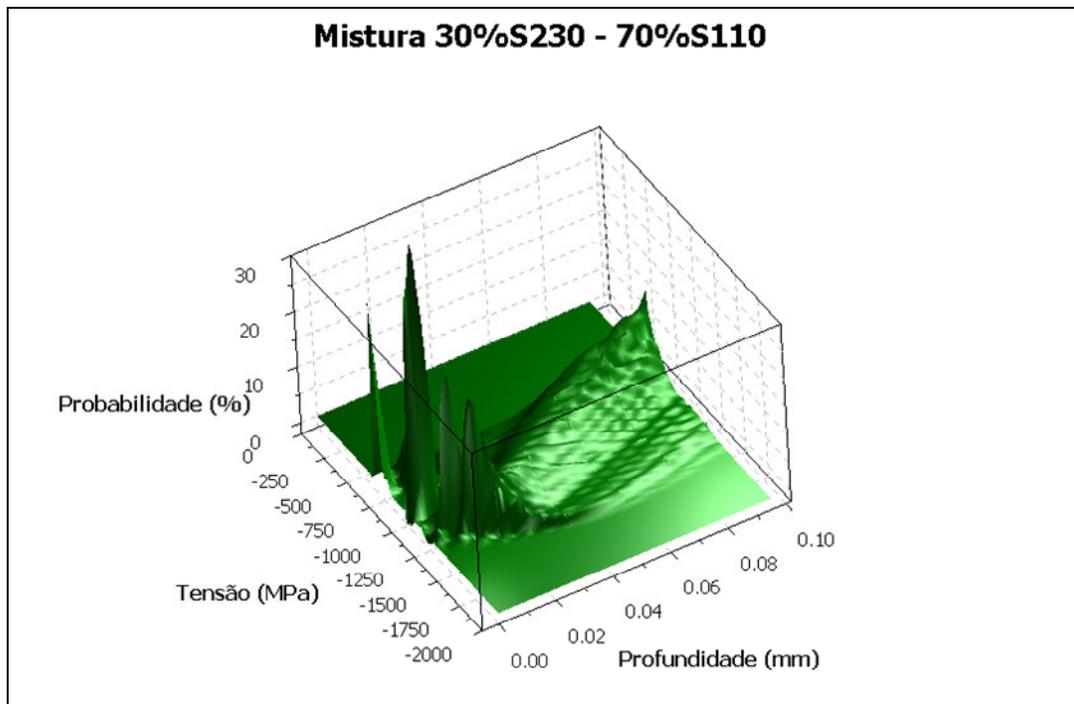
#### **6- Teste 05 - Distribuição Bimodal: Proposta 04**

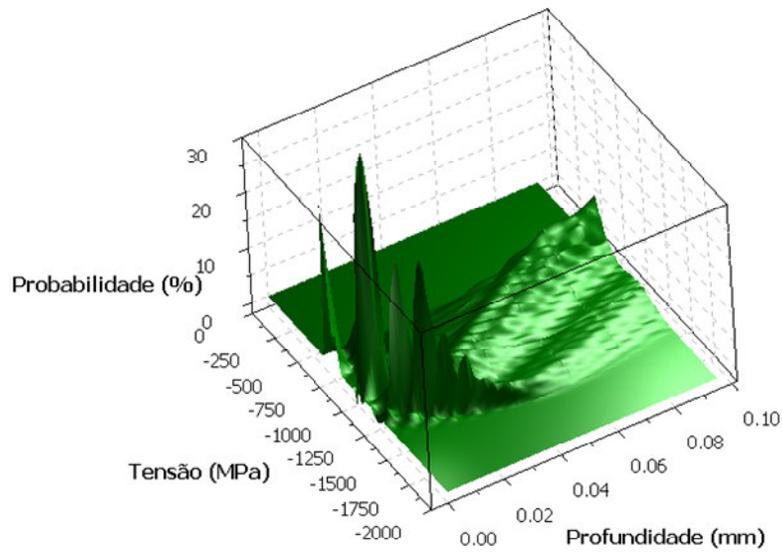
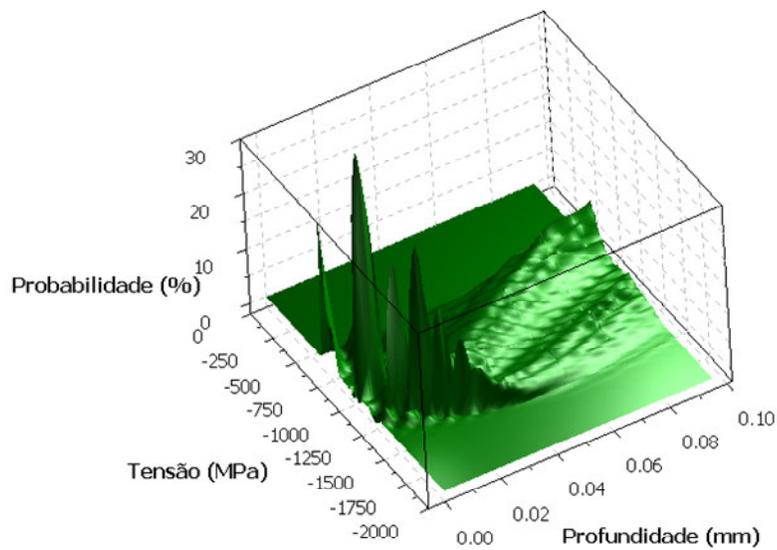
- (a) Alimentar jateadora com 372kg da granalha S110
- (b) Jatear corpos de prova
- (c) Colher amostra de aproximadamente 200g da mistura

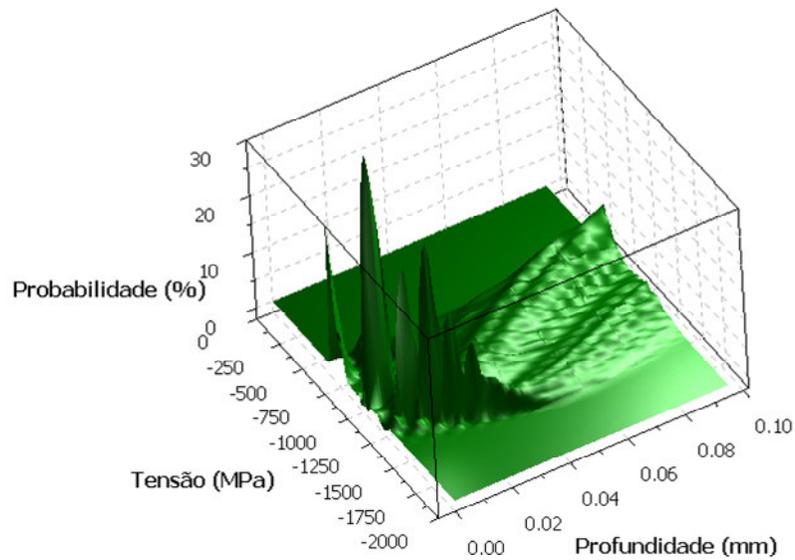
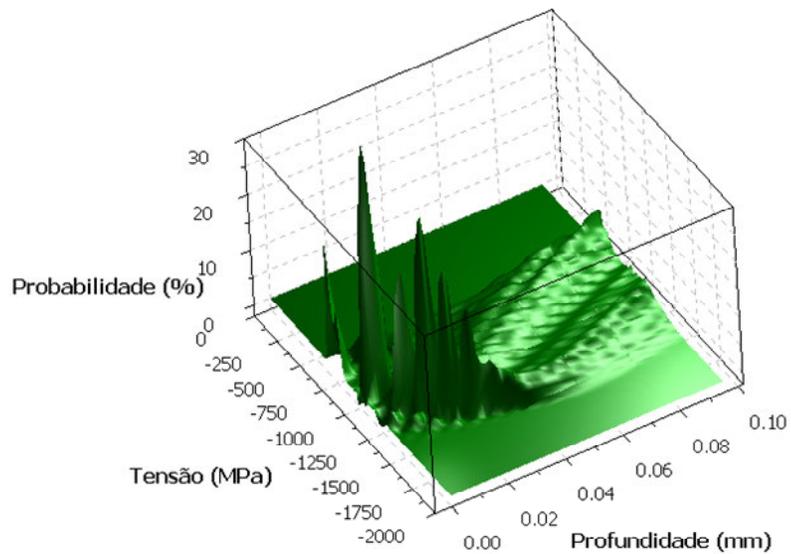
#### **7- Esvaziar e limpar jateadora**

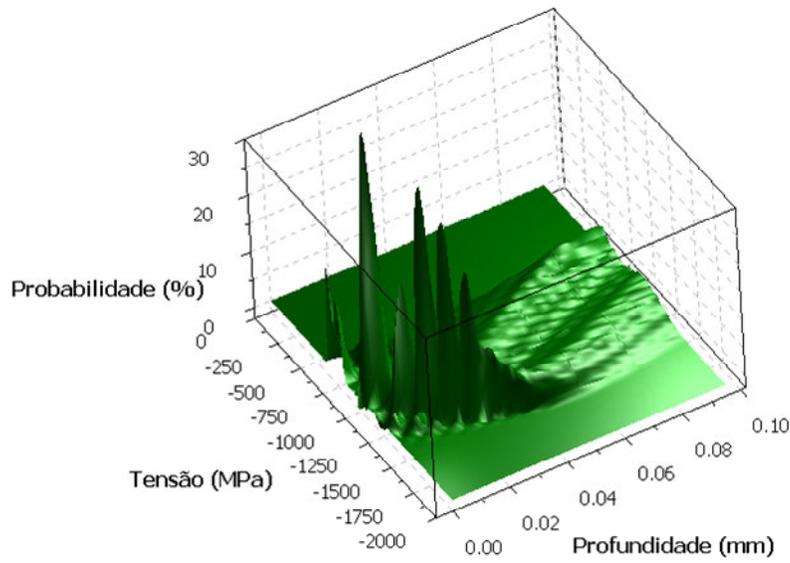
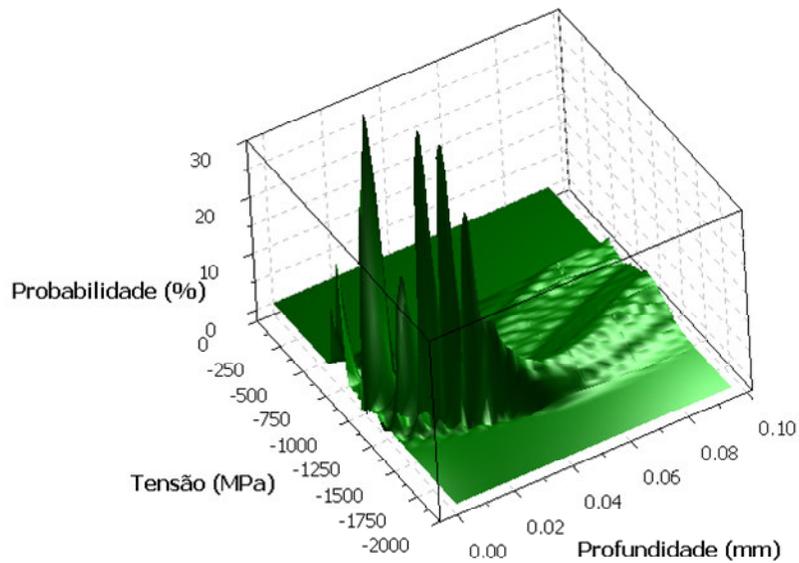
**ANEXO D – Mapas de probabilidade do perfil de tensões residuais por gráficos de superfície tridimensional**





**Mistura 50%S230 - 50%S110****Mistura 58%S230 - 42%S110**

**Mistura 60%S230 - 40%S110****Mistura 70%S230 - 30%S110**

**Mistura 80%S230 - 20%S110****Mistura 90%S230 - 10%S110**



Proposta = NP subtracted from:

Proposta	Lower	Center	Upper	
P1	0.11381	0.14578	0.17775	(---*--)
P2	0.11381	0.14578	0.17775	(---*--)
P3	0.11270	0.14467	0.17664	(---*--)
P4	0.06825	0.10022	0.13219	(--*--)
P5	0.01714	0.04911	0.08108	(--*--)

-----+-----+-----+-----+  
 -0.10      0.00      0.10      0.20

Proposta = P1 subtracted from:

Proposta	Lower	Center	Upper	
P2	-0.02261	0.00000	0.02261	(-*--)
P3	-0.02372	-0.00111	0.02150	(-*--)
P4	-0.06816	-0.04556	-0.02295	(-*--)
P5	-0.11927	-0.09667	-0.07406	(-*--)

-----+-----+-----+-----+  
 -0.10      0.00      0.10      0.20

Proposta = P2 subtracted from:

Proposta	Lower	Center	Upper	
P3	-0.02372	-0.00111	0.02150	(-*--)
P4	-0.06816	-0.04556	-0.02295	(-*--)
P5	-0.11927	-0.09667	-0.07406	(-*--)

-----+-----+-----+-----+  
 -0.10      0.00      0.10      0.20

Proposta = P3 subtracted from:

Proposta	Lower	Center	Upper	
P4	-0.06705	-0.04444	-0.02184	(--*--)
P5	-0.11816	-0.09556	-0.07295	(-*--)

-----+-----+-----+-----+  
 -0.10      0.00      0.10      0.20

Proposta = P4 subtracted from:

Proposta	Lower	Center	Upper	
P5	-0.07372	-0.05111	-0.02850	(-*--)

-----+-----+-----+-----+  
 -0.10      0.00      0.10      0.20