

ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

MIGUEL ANGEL CALLE GONZALES

**Análise numérico-experimental das tensões residuais induzidas por
jateamento com granalha em molas automotivas**

São Paulo
2009

Livros Grátis

<http://www.livrosgratis.com.br>

Milhares de livros grátis para download.

MIGUEL ANGEL CALLE GONZALES

**Análise numérico-experimental das tensões residuais induzidas por
jateamento com granalha em molas automotivas**

Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para obtenção do
título de Doutor em Engenharia Mecânica

Área de Concentração: Engenharia Mecânica

Orientador: Prof. Dr. Edison Gonçalves

São Paulo
2009

AGRADECIMENTOS

Gostaria de expressar meus agradecimentos a todos aqueles que direta ou indiretamente contribuíram para que este trabalho fosse levado a cabo.

Quero começar agradecendo principalmente a pessoa que depositou confiança em mim e cujas sugestões motivaram a realização deste trabalho, meu orientador, professor Edison Gonçalves, pela dedicação e paciência.

À CAPES e à FAPESP, pelo apoio financeiro durante o período do meu doutorado.

A minha mulher Orialy e meus enteados Marco Antônio e Túlio Caio pela paciência e apoio na minha caminhada.

A meus amigos Daniel Benítez, Jocy Donato e Philip Pritzelwitz pela sua valiosa ajuda neste trabalho.

À empresa Cindumel, e especialmente a meu amigo Marcos Fazolari pelo seu apoio no fornecimento e tratamento do material usado nesta pesquisa.

Aos professores Arnaldo Paes de Andrade e Néelson Batista de Lima do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares pela sua colaboração na execução dos ensaios de difração de raios-X.

Ao professor Marcílio Alves do Grupo de Mecânica de Sólidos e Impacto em Estruturas pela sua colaboração na execução de ensaios de caracterização do material.

RESUMO

CALLE G., M. A. **Análise numérico-experimental das tensões residuais induzidas por jateamento com granalha em molas automotivas.** 2009. 143 f. Tese (Doutorado) - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.

O jateamento com granalha (*shot peening*) é um processo mecânico a frio onde um jato de granalhas é impelido contra a superfície dos componentes. Cada impacto provoca deformação plástica e introduz tensões residuais de compressão na superfície, as quais aumentam a sua resistência à fadiga. Este tratamento é muito usado na indústria automotiva, particularmente no tratamento de molas automotivas devido à alta sollicitação a carregamentos cíclicos. Uma variante aprimorada deste processo, exclusivo para molas automotivas planas, é o jateamento com granalha sob tensão (*stress peening*) onde é imposta uma pré-carga de flexão na mola que aumenta a intensidade do processo.

Neste trabalho foram desenvolvidas as modelagens numéricas, usando o Método dos Elementos Finitos (MEF), do jateamento com granalha e do jateamento com granalha sob tensão, ambos aplicados a molas automotivas, para analisar o campo de tensões residuais induzido.

Os modelos numéricos desenvolvidos contemplam: análise dinâmica explícita, modelagem tridimensional de múltiplos impactos de granalha numa superfície plana, avaliação da velocidade real das granalhas, atrito entre as superfícies de contato, propriedades mecânicas do aço ABNT 5160 (molas automotivas), encruamento do material e sensibilidade do material às altas taxas de deformação.

A partir dos resultados da modelagem foram avaliados: o progresso da cobertura ao longo do tempo da aplicação dos múltiplos impactos de granalha, as tensões residuais, as deformações elásticas e as deformações plásticas resultantes induzidas pelo jateamento.

Neste trabalho, foi realizado um programa experimental para introdução e avaliação das tensões residuais em duas molas parabólicas automotivas, uma delas submetida ao jateamento com granalha e a outra submetida ao jateamento com granalha sob tensão. A avaliação experimental das tensões residuais foi desenvolvida usando as técnicas de difração de raios-X e do furo incremental cego.

Os resultados das modelagens numéricas são corroborados com as medições experimentais e com os resultados experimentais e numérico-computacionais obtidos por outros autores. Finalmente, algumas conclusões são inferidas diante da análise comparativa entre os resultados numéricos e experimentais.

Palavras-chave: Jateamento com granalha, tensão residual, mola automotiva.

ABSTRACT

CALLE G., M. A. **Numerical and experimental analysis of the residual stresses induced by shot peening in automotive springs**. 2009. 143 f. Thesis (Doctor) - Polytechnic School of the University of São Paulo, São Paulo, 2009.

The shot peening is a cold-working mechanical process where a stream of tiny small balls is impelled against the surface of components. Each impact causes plastic deformation and introduces compressive residual stresses on the surface, which consequently increases their resistance to fatigue.

This process is widely used in the automotive industry, particularly in the treatment of automotive springs due to high cyclic loads required. An improved variant of the shot peening process for leaf springs is the stress peening, in which a flexion pre-load is imposed to bend the spring while a conventional shot peening process is applied, resulting in an increase in the intensity of the process.

In this work, numerical models of the shot peening and the stress peening process were created to be applied to automotive leaf springs. To analyze the induced residual stress field the finite elements method was used.

Numerical models include: dynamic explicit formulation, three-dimensional modeling of multiple impacts of balls on a plane target, the calculation of the real shot speed, friction between the contact areas, mechanical properties of ABNT 5160 steel (for automotive leaf springs), plastic work of the material and high strain rate sensitivity of the material.

The indentation coverage progress over the analyzed area, the residual stresses, the remaining elastic and plastic strains induced by the shot peening were evaluated from the modeling.

In this work an experimental programme was carried out to introduce and to evaluate residual stresses in one automotive leaf spring submitted to conventional shot peening and another submitted to stress peening. The experimental evaluation of the residual stresses was done using X-ray diffraction and incremental hole drilling techniques.

Results for the numerical model are compared to the experimental measurements and the experimental measurement, as well as to numerical modeling results obtained by other authors. Finally, conclusions are drawn after comparing the numerical results to experimental ones.

Keywords: Shot peening, residual stress, automotive spring.

SUMÁRIO

CAPA	i
AGRADECIMENTOS	ii
RESUMO	iii
ABSTRACT	iv
SUMÁRIO	v
LISTA DE TABELAS	ix
LISTA DE FIGURAS	xi
LISTA DE SÍMBOLOS	xvii
LISTA DE ABREVIATURAS	xxiv
CAPÍTULO 1. INTRODUÇÃO	
1.1 ASPECTOS GERAIS	1
1.2 OBJETIVOS	2
1.3 RELEVÂNCIA E JUSTIFICATIVA	3
1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO	5
CAPÍTULO 2. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	
2.1 MOLAS AUTOMOBILÍSTICAS	7
2.1.1 Definição	7
2.1.2 Classificação de molas planas	8
2.1.3 Fabricação de molas planas	9
2.2 JATEAMENTO COM GRANALHA	11
2.2.1 Generalidades	11
2.2.2 Breve Histórico do JCG	13
2.2.3 Parâmetros de controle do processo	15
2.2.4 Revisão bibliográfica sobre o JCG	17
2.3 TENSÕES RESIDUAIS	26
2.3.1 Generalidades	26
2.3.2 Técnicas de medição de tensões residuais	28
2.3.2.1 Técnica do Furo Passante	29
2.3.2.2 Técnica do Furo Incremental Cego (TFIC)	29
2.3.2.3 Técnica Fotoelástica	30
2.3.2.4 Técnica Holográfica	31

2.3.2.5	Técnica de Curvatura ou Remoção de Camadas	32
2.3.2.6	Técnica proposta por Rosenthal e Norton	33
2.3.2.7	Técnica proposta por Gunnert	34
2.3.2.8	Técnica proposta por Ueda, Kim e Umekuni	36
2.3.2.9	Técnica de difração de raios-X	37
2.3.2.10	Synchrotron	38
2.3.2.11	Técnica de difração de nêutrons	39
2.3.2.12	Técnica de difração de elétrons	39
2.3.2.13	Técnicas Magnéticas	40
2.3.2.14	Técnica por Ultra-som	41
2.3.2.15	Técnica por efeito Raman	42
2.3.2.16	Técnica Termo-elástica	42
 CAPÍTULO 3. CARACTERÍSTICAS DA MOLA AUTOMOBILÍSTICA		
3.1	MOLA AUTOMOBILÍSTICA	44
3.2	MATERIAL	45
3.2.1	Composição Química	45
3.2.2	Tratamentos Térmicos	46
3.2.3	Propriedades Mecânicas	46
3.3	TENSÕES DE SERVIÇO	48
3.4	APLICAÇÃO DO JATEAMENTO COM GRANALHA	50
 CAPÍTULO 4. PROCEDIMENTO EXPERIMENTAL		
4.1	INTRODUÇÃO	53
4.2	ANÁLISE POR RAIOS-X	54
4.2.1	Procedimento	54
4.2.2	Tensões residuais obtidas por difração de raios-X	56
4.3	ANÁLISE PELA TFIC	60
4.3.1	Sistema de medição pela TFIC	61
4.3.2	Fundamentos da TFIC	66
4.3.3	Método da integral	70
4.3.4	Tensões residuais obtidas pela TFIC	76
 CAPÍTULO 5. MODELAGEM NUMÉRICA-COMPUTACIONAL DO PROCESSO DE JCG		
5.1	GENERALIDADES DA MODELAGEM NUMÉRICA	83
5.2.1	Análise de Impacto explícito	83

5.2.2	Elementos	84
5.2.3	Modelos dos materiais	85
5.2.4	Velocidade da granalha	88
5.2.5	Contato	92
5.2.6	Tamanho da granalha	94
5.2	MODELO NUMÉRICO DE JCG	96
5.3	MODELO NUMÉRICO DE JCGST	98
5.4	ANÁLISE DE COBERTURA	102
5.5	TENSÕES RESIDUAIS OBTIDAS NA MODELAGEM NUMÉRICA	107
5.5.1	Tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCG	107
5.5.2	Tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCGST ...	111
5.6	ANÁLISE DAS DEFORMAÇÕES NA MODELAGEM NUMÉRICA	116
CAPÍTULO 6. ANÁLISE DOS RESULTADOS		
6.1	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA DO JCG COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS E OUTRAS MODELAGENS	121
6.2	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA DO JCGST COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS E OUTRAS MODELAGENS	124
6.3	ANÁLISE COMPARATIVA GERAL	128
CAPÍTULO 7. CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES		
7.1	CONCLUSÕES	132
7.2	RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	134
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		135
APÊNDICES		
APÊNDICE A. Ensaio de tração do aço ABNT 5160		
APÊNDICE B. Sistema de medição pela técnica do furo cego incremental		
APÊNDICE C. Distribuição de tensões residuais resultantes e deformações remanescentes da modelagem numérica do processo de JCG		
APÊNDICE D. Distribuição de tensões residuais resultantes e deformações remanescentes da modelagem numérica do processo de JCGST		
APÊNDICE E. Medições experimentais pela técnica de difração de raios-X das tensões residuais nos corpos de prova tratados por JCG		
APÊNDICE F. Medições experimentais pela técnica de difração de raios-X das tensões residuais nos corpos de prova tratados por JCGST		

APÊNDICE G. Dados dos registros das deformações

APÊNDICE H. Dados dos registros das deformações depois do ajuste polinômico

APÊNDICE I. Dados para cálculo dos fatores de correção das matrizes da função de influência

APÊNDICE J. Correlação entre m equivalente e o limite de escoamento

APÊNDICE K. Estimativa da temperatura superficial na mola

APÊNDICE L. Tensões residuais obtidas no corpo de prova sem tratamento de jateamento obtidas por difração de raios-X

APÊNDICE M. Modelos de material

APÊNDICE N. Programa para manipulação das distribuições de tensões residuais ou deformações remanescentes resultantes da modelagem numérica do jateamento

APÊNDICE O. Avaliação do estado de tensões no campo de tensões gerado na modelagem do JCGST pela aplicação da pré-carga

ANEXOS

ANEXO A. Funções de influência

ANEXO B. Formulações para cálculo das constantes A^{int} e B^{int} da técnica do furo passante, ASTM E 837 (1989)

ANEXO C. Estimativa de outros autores

- C1. Pesquisa teórica de Al-Obaid (1995)
- C2. Pesquisa teórica de Watanabe e Hasegawa (1996)
- C3. Análise experimental de Wang et al. (1998)
- C4. Análise experimental de Gao, Yao e Li (2002)
- C5. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (1999)
- C6. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (2002)
- C7. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Hong, Ooi e Shaw (2008)

ANEXO D. Comparação das técnicas de medição de tensões residuais

LISTA DE TABELAS

Tabela 1	Incremento típico da vida útil pela aplicação do JCG	1
Tabela 2	Áreas industriais onde o processo de JCG é implementado (WHEELABRATOR GROUP, 2007)	4
Tabela 3	Composição química da liga de aço ABNT 5160 padrão	45
Tabela 4	Propriedades mecânicas de engenharia obtidas no ensaio de tração	47
Tabela 5	Características da curva tensão-deformação real do ABNT 5160	48
Tabela 6	Parâmetros de JCG aplicados nas duas molas (CINDUMEL, 2006)	51
Tabela 7	Características das máquinas de tratamento de JCG e JCGST (CINDUMEL, 2006)	51
Tabela 8	Composição química da granalha de aço (IKK DO BRASIL, 2007)	52
Tabela 9	Distribuição cumulativa do tamanho da granalha S330, SAE J444 (1993)	52
Tabela 10	Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais na superfície extraídos da mola tratada por JCG, numerados segundo esquema de corte	54
Tabela 11	Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais ao longo da profundidade, extraídos da mola tratada por JCG, numerados segundo esquema de corte	54
Tabela 12	Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais ao longo da profundidade, extraídos da mola tratada JCGST, numerados segundo esquema de corte	54
Tabela 13	Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCG e medidas pela técnica de difração de raios-X	58
Tabela 14	Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCGST e medidas pela técnica de difração de raios-X	60
Tabela 15	Funções do projeto e alternativas de solução selecionadas	61
Tabela 16	Diâmetros dos furos cegos usinados obtidos empregando microscópio eletrônico, em mm	78
Tabela 17	Distâncias entre as beiras dos extensômetros até a beira do furo usinado obtidas empregando microscópio eletrônico, em mm	78
Tabela 18	Fatores de correção, calculadas pela equação (22)	79
Tabela 19	Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCG e medidas pela técnica do furo incremental cego usando o método integral	81

Tabela 20	Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCGST e medidas pela técnica do furo incremental cego usando o método integral	82
Tabela 21	Valores característicos da distribuição média de tensões residuais estimadas pela modelagem numérica do processo de JCG e JCGST	116
Tabela 22	Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e de outros autores	121
Tabela 23	Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais obtidas por modelagem do processo de JCG com os resultados numéricos de outros autores	123
Tabela 24	Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção X obtidas na modelagem numérica do JCGST com os resultados experimentais e de outros autores	125
Tabela 25	Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção X obtidas por modelagem do processo de JCGST com os resultados das modelagens numéricas de outros autores	126
Tabela 26	Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas por modelagem do processo de JCGST com os resultados experimentais	128

LISTA DE FIGURAS

Figura 1	Componentes do sistema de suspensão de um veículo (OFICINA & CIA, 2008)	7
Figura 2	Molas usadas na suspensão dianteira: (a) Mola helicoidal no sistema MacPherson, e (b) Molas parabólicas transversais (THE SUSPENSION BIBLE, 2008)	8
Figura 3	Molas planas: (a) Parabólica, (b) Feixe de molas parabólicas progressivo, (c) Feixe de molas trapezoidal, (d) Feixe de molas trapezoidal progressivo (ELO, 2008)	9
Figura 4	Feixe de molas instalado em pares longitudinais e em uma única transversal em relação ao comprimento do veículo (LATERAL-G, 2008)	10
Figura 5	Aplicação do JCG em uma engrenagem (WHEELABRATOR GROUP, 2007)	11
Figura 6	Tensões residuais de compressão geradas no processo de JCG (CALLE, 2004)	12
Figura 7	Valores característicos da distribuição das tensões residuais induzidas pelo JCG (CALLE, 2004)	12
Figura 8	Gravuras de representações dos ferreiros da antiguidade (ARMA, 2008)	14
Figura 9	Sistema de medição da intensidade Almen (PROGRESSIVE TECHNOLOGIES, 2008)	16
Figura 10	Curva de saturação (METAL IMPROVEMENT COMPANY, 2005)	17
Figura 11	Modelos 2D axissimétrico e 3D de impacto único de granalha para a modelagem numérica computacional do processo de JCG (CALLE; GONÇALVES, 2003 e 2004)	21
Figura 12	Esquema da seqüência de impactos consecutivos na modelagem numérica do JCG usando célula representativa de JCG e múltiplos impactos (CALLE; BENÍTEZ; GONÇALVES, 2006)	24
Figura 13	Esquema da iteração mecânica / térmica / metalúrgica da origem das tensões residuais (CALLE, 2004)	27
Figura 14	Análise fotoelástica de uma chapa com furo submetida a tensões (RAZUMOVSKY; MEDVEDEV; FOMIN, 2002)	30
Figura 15	Padrão de franjas de interferência típico formado ao redor de um furo cego submetido a tensões (PISAREV; SHEPINOV; SHIKANOV, 1996)	31
Figura 16	Aplicação do método da curvatura para encontrar tensões residuais por recobrimento (WITHERS; BHADESHIA, 2001)	32

Figura 17	Corpos de prova pelo método de Rosenthal (NORTON; ROSENTHAL, 1945)	33
Figura 18	Remoção de núcleo com dois furos passantes (GUNNERT, 1961)	34
Figura 19	Remoção de núcleo com único furo passante (PROCTER; BEANEY, 1987) .	35
Figura 20	Cortes sucessivos em fatias da chapa soldada (UEDA; KIM; UMEKUNI, 1975)	37
Figura 21	Esquema da configuração para a medição por difração dos raios-X (WITHERS; BHADESHIA, 2001)	37
Figura 22	Mapa de tensões residuais obtido pelo método magnético para uma chapa soldada no meio (WITHERS; BHADESHIA, 2001)	40
Figura 23	Conjunto ultra-sônico e transdutores para medição de tensões residuais em uma junta soldada de trilhos de trem (KUDRYAVTSEV et al., 2000)	42
Figura 24	Padrão de temperatura relacionado às tensões induzidas em um corpo de prova (NASA GLENN RESEARCH CENTER, 2008)	43
Figura 25	Esquema da montagem do feixe de molas	44
Figura 26	Geometria da mola automobilística inteira da qual são extraídos os corpos de prova, medidas em mm (CINDUMEL, 2006)	44
Figura 27	Ensaio de tração do aço ABNT 5160 e detalhe do extensômetro	46
Figura 28	Curva tensão-deformação real obtida a partir do ensaio de tração	48
Figura 29	Modelo numérico simplificado do sistema de suspensão para o cálculo das tensões de serviço	49
Figura 30	Tensões principais resultantes da modelagem numérica simplificada do sistema de suspensão solicitado com as cargas de serviço	49
Figura 31	Mola 1 sendo tratada por JCG e esquema de aplicação dos jatos de granalha pelas duas turbinas em série	50
Figura 32	Câmara para aplicação do JCGST e esquema da aplicação da flexão e dos jatos de granalha pelas duas turbinas em paralelo	50
Figura 33	Esquema de corte das molas automobilísticas para a extração dos corpos de prova: a) Mola 1 submetida à JCG, e b) Mola 2 submetida à JCGST	53
Figura 34	Remoção de camadas por ataque químico para a análise por difração de raios-X	55
Figura 35	Montagem da amostra na máquina de difração por raios-X	56
Figura 36	Tensões residuais superficiais obtidas em diferentes localizações da Mola 1 .	56

Figura 37	Tensões residuais na mola submetida a JCG, obtidas por difração de raios-X	57
Figura 38	Tensões residuais na mola submetida a JCGST, obtidas por difração de raios-X	59
Figura 39	Sistema para medição pela TFIC, e numeração correspondente as funções	62
Figura 40	Sistema elétrico de aquisição de dados e roseta de deformação	63
Figura 41	Instalação do corpo de prova no suporte móvel	64
Figura 42	Montagem da régua com o furo guia no suporte móvel, e montagem do suporte móvel no suporte fixo da máquina	64
Figura 43	Conexão elétrica da roseta ao sistema de aquisição de dados	65
Figura 44	Execução do ensaio para medição das tensões residuais	66
Figura 45	Estado de tensões para um ponto P (a) antes e (b) depois da introdução de um furo passante	67
Figura 46	Cada um dos diferenciais dH possuem uma tensão $\sigma(H)$ que influenciam as deformações do extensômetro induzidas pela usinagem do furo cego de profundidade h	71
Figura 47	Esquema da discretização da profundidade de furo cego em n camadas	72
Figura 48	Determinação das constantes a_{ij} por simulação numérica (SCHAJER, 1988b)	74
Figura 49	Registros das deformações em função da profundidade de furo cego extraídas dos corpos de prova tratados por jateamento com granalha	77
Figura 50	Registros das deformações em função da profundidade de furo cego extraídas dos corpos de prova tratados por jateamento com granalha sob tensão	77
Figura 51	Tensões residuais na mola submetida a JCG, obtidas pela TFIC	80
Figura 52	Tensões residuais na mola submetida a JCGST, obtidas pela TFIC	81
Figura 53	Geometria dos elementos tipo SOLID164	85
Figura 54	Correlação formulada entre o coeficiente equivalente m e o limite de escoamento	87
Figura 55	Curva tensão-deformação real do ABNT 5160 para várias taxas de deformação segundo modelo de Cowper-Symond	88
Figura 56	Diagrama da velocidade de granalha quando impelida por uma turbina	89
Figura 57	Diagrama do ângulo de impacto pelo trajeto da granalha	92

Figura 58	Contato entre duas superfícies em escala microscópica	92
Figura 59	Distribuição por peso e por quantidade de granalhas em função do diâmetro médio para o tamanho de granalha S330	95
Figura 60	Geometria do modelo numérico do JCG de 30 impactos de granalha	96
Figura 61	Localização dos 30 impactos de granalha na região central da chapa alvo	97
Figura 62	Malhado da modelagem numérica da aplicação da pré-tensão na mola no processo de JCGST	99
Figura 63	Tensões resultantes da modelagem numérica da aplicação da pré-tensão na mola no processo de JCGST em MPa	99
Figura 64	Distribuição das tensões resultantes na superfície e ao longo do comprimento da mola gerada pela aplicação da pré-tensão no processo de JCGST	100
Figura 65	Geometria do modelo numérico do JCGST de 30 impactos de granalha com a aplicação da pré-tensão	101
Figura 66	Etapas ao longo do tempo na modelagem numérica do JCGST	102
Figura 67	Pontos analisados em função da cobertura na modelagem numérica do JCGST	103
Figura 68	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto A em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	103
Figura 69	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto B em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	104
Figura 70	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto C em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	104
Figura 71	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto D em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	105
Figura 72	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto E em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	105
Figura 73	Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto F em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST	106
Figura 74	Tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCG .	107
Figura 75	Tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCG .	108
Figura 76	Tensões residuais na direção Y resultantes da modelagem numérica do JCG .	108
Figura 77	Divisão da região total de contato para análise das tensões	109

Figura 78	Distribuição de tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões	109
Figura 79	Distribuição de tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões	110
Figura 80	Distribuição de tensões residuais na direção Y resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões	111
Figura 81	Tensões na direção Z induzidas pela pré-tensão na modelagem numérica do JCGST	112
Figura 82	Tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST	112
Figura 83	Tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCGST	113
Figura 84	Tensões residuais na direção Y resultantes da modelagem numérica do JCGST	113
Figura 85	Distribuição de tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões	114
Figura 86	Distribuição de tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões	115
Figura 87	Distribuição de tensões residuais na direção Y resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões	115
Figura 88	Distribuição das deformações elásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCG para a região representativa	117
Figura 89	Distribuição das deformações plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCG para a região representativa	117
Figura 90	Distribuição das deformações elásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCGST para a região representativa	119
Figura 91	Distribuição das deformações plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCGST para a região representativa	120
Figura 92	Comparação das tensões residuais resultantes da modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e de outras pesquisas experimentais	122
Figura 93	Comparação das tensões residuais resultantes da modelagem numérica do JCG com os resultados das modelagens numéricas de outros pesquisadores ..	123
Figura 94	Comparação das tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados obtidos pela TFIC e de outras pesquisas experimentais	125

- Figura 95 Comparação das tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados das modelagens numéricas de outros pesquisadores 127
- Figura 96 Comparação das tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados obtidos por difração de raios-X e pela TFIC 128

LISTA DE SÍMBOLOS

$[a]$	Matriz de função de influência
a_x	Aceleração na direção x
$a_{11}, a_{21}, a_{22} \dots a_{nn}$	Termos da matriz de função de influência
$[a_{Schajer}]$	Matriz de função de influência de Schajer (1988b)
A_{cont}	Área do elemento do nó de contato
A_{ref}^{int}	Constante integrada calculada pela técnica do furo passante, ASTM E 837 (1989)
A_{ensaio}^{int}	Constante calculada para a geometria do furo feita no ensaio experimental
A, B, C	Constantes para cálculo das deformações pela técnica do furo passante
A, B	Coefficientes de encruamento do material segundo o modelo de material de Johnson-Cook
$A(H, h)$	Função de influência discreta em função da profundidade do furo usinado
$\hat{A}(H, h)$	Função de influência contínua em função da profundidade do furo usinado
$[b_{Schajer}]$	Matriz de função de influência de Schajer (1988b)
$B(H, h)$	Função de influência discreta em função da profundidade do furo usinado
CAL	Constante de calibração
C	Coefficiente de sensibilidade do material às altas taxas de deformação segundo o modelo de material de Johnson-Cook
C, p	Coefficientes de sensibilidade do material às altas taxas de deformação segundo o modelo de material de Cowper-Symonds
d	Espaço iteratômico
D	Diâmetro de endentação da granalha

D	Valor de dano segundo modelo proposto por Lemaître e Chaboche
D_c	Valor de dano crítico
DC	Coefficiente de decaimento exponencial
E	Módulo de elasticidade
f_{corr}	Fator de correção
f_A	Intensidade de jateamento com granalha
FD	Coefficiente de atrito dinâmico
FS	Coefficiente de atrito estático
F_{lim}	Força de atrito limitante
GF	Fator do extensômetro
h	Profundidade do furo cego
$h_{máx}$	Profundidade do furo cego máxima
H	Profundidade na qual é avaliado o termo da função de influência
$H_{máx}$	Profundidade máxima na qual é avaliado o termo da função de influência
h_p	Profundidade da zona plástica
i	Número de camada
K	Coefficiente de resistência
l	Comprimento do corpo de prova
l_0	Comprimento inicial do corpo de prova
l_f	Comprimento final do corpo de prova
L	Comprimento da pá da turbina da máquina de jateamento

m	Coeficiente de sensibilidade do material às altas taxas de deformação
m	Coeficiente de sensibilidade do material ao aumento da temperatura segundo o modelo de material de Johnson-Cook
n	Coeficiente de encruamento
n	Camada do furo cego
N	Quantidade de camadas do furo cego
N	Velocidade rotacional da turbina da máquina de jateamento
$P(R, \alpha)$	Ponto P em coordenadas polares
P, Q, T	Termos para cálculo do estado de tensões a partir da TFIC
p	Deformação plástica acumulada do modelo de dano
\bar{p}	Pressão média de contato
r	Relação entre raio de medição das tensões e raio do furo
R	Raio do ponto de onde são medidas as tensões
R_0	Raio do furo usinado
R_m	Raio da circunferência que contém os pontos meios dos extensômetros da roseta de deformação
R	Raio externo da turbina da máquina de jateamento
R	Raio da granalha
S	Secção do corpo de prova
S_0	Secção inicial do corpo de prova
S_f	Secção final após ruptura do corpo de prova
$S_{mín}$	Secção mínima que atingiu o corpo de prova

$S_{xx1}, S_{xx2}, \dots S_{xx5}$	Média das tensões na direção X calculada para as regiões de 1 a 5
$S_{yy1}, S_{yy2}, \dots S_{yy5}$	Média das tensões na direção Y calculada para as regiões de 1 a 5
$S_{zz1}, S_{zz2}, \dots S_{zz5}$	Média das tensões na direção Z calculada para as regiões de 1 a 5
t	Tempo
T	Temperatura
v_x	Velocidade da direção X
v_{rel}	Velocidade relativa
V	Volume
V_0	Velocidade inicial da granalha
V_T	Velocidade tangencial da granalha
V_R	Velocidade radial da granalha
V_S	Velocidade resultante da granalha
VC	Coefficiente para atrito viscoso
x	Posição em X
Y	Limite de escoamento
\bar{Z}	Profundidade da endentação
Z_0	Profundidade do campo de tensões residuais de compressão
α	Ângulo
δ	Elongamento máximo do material
$A_1, A_2, \dots A_5$	Regiões de divisão da zona de impacto de 1 a 5

ε	Deformação do material
$\{\varepsilon\}$	Vetor de deformação do material
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformações principais
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3 \dots \varepsilon_n$	Deformações em cada camada do furo cego
ε_D	Deformação crítica inicial para o dano
ε_r	Deformação na direção radial
ε_R	Deformação na ruptura na qual o material atinge o dano crítico
ε_θ	Deformação na direção angular
ε	Deformação de engenharia do material
ε_R	Deformação real do material
$\varepsilon(h)$	Deformações totais para cada camada h do furo cego
$\dot{\varepsilon}$	Taxa de deformação
$\dot{\varepsilon}_R$	Taxa de deformação real
$\bar{\varepsilon}$	Vetor de deformação
ν	Módulo de Poisson
ρ	Densidade do material
ρ_g	Densidade da granalha
σ	Tensão do material
$\sigma_{11}, \sigma_{21}, \sigma_{22} \dots \sigma_{nn}$	Tensões em cada camada do furo cego

$\sigma_r^{inicial}$	Tensão inicial na direção radial
$\sigma_\theta^{inicial}$	Tensão inicial na direção angular
$\tau_{r\theta}^{inicial}$	Tensão de cisalhamento inicial
σ_r^{final}	Tensão final na direção radial
σ_θ^{final}	Tensão final na direção angular
$\tau_{r\theta}^{final}$	Tensão de cisalhamento final
$\Delta\sigma_r$	Diferença entre a tensão inicial e final na direção radial
$\Delta\sigma_\theta$	Diferença entre a tensão inicial e final na direção angular
$\Delta\tau_{r\theta}$	Diferença entre a tensão de cisalhamento inicial e final
σ_b	Limite de ruptura do material
σ_{bR}	Limite de ruptura real do material
σ_{esc}	Limite de escoamento
σ_{eq}	Tensão equivalente de Von Mises
σ_H	Tensão hidrostática
σ_{sup}^r	Tensão residual de compressão na superfície
$\sigma_{máx}^r$	Tensão residual de compressão máxima
$\sigma_{máx}, \sigma_{mín}$	Tensões máximas e mínimas (principais)
$\sigma_{média}$	Média das tensões

σ_R	Tensão real do material
σ_{TR}	Tensão real do material considerando o efeito da taxa de deformação
σ_X	Tensão na direção X
σ_Y	Tensão na direção Y
σ_Z	Tensão na direção Z
$\bar{\sigma}$	Vetor de tensão
θ	Ângulo de incidência dos raios-X nos planos cristalográficos
v	Velocidade da granalha
ψ	Estricção máxima do material

LISTA DE ABREVIATURAS

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	American Society for testing materials
BCC	Body Centered Cubic
CNC	Controle numérico computadorizado
FCC	Face Centered Cubic
JCG	Jateamento com granalha
JCGST	Jateamento com granalha sob tensão
MEF	Método dos elementos finitos
RAM	Random Access Memory
SAE	Society of automotive engineering
TFIC	Técnica do furo incremental cego
USP	Universidade de São Paulo

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO

1.1 ASPECTOS GERAIS

O jateamento com granalha (JCG), comumente chamado na indústria automotiva como *shot peening*, faz parte da família dos processos de jateamento usado amplamente para tratamento superficial de peças e estruturas no ramo industrial.

O JCG diferencia-se dos outros processos usados para limpeza de superfícies porque a sua finalidade é a introdução de tensões residuais de compressão na superfície das peças tratadas.

As tensões residuais de compressão alteram mecanicamente a microestrutura do material promovendo melhoras nas propriedades mecânicas dos componentes tratados, estendendo, desta maneira, a sua vida útil. Tabela 1.

Tabela 1. Incremento típico da vida útil pela aplicação do JCG.

Tipo de componente	Aumento de vida (%)
Molas planas	600*
Molas helicoidais	1370*
Eixo de manivelas	900*
Braço de balancins	1400*
Bielas	1000*
Engrenagens	1500*
Juntas soldadas	400***
Barras de torção	140 – 600**
Virabrequins	3000**
Brocas	25 – 30**
Estampos de corte	100 – 150**
Matrizes forjadas	400 – 800**

Referências: * Sinto Brasil (2007), ** Zirtec (2007) e *** Metal Improvement Company (2005)

Uma variante do processo de JCG, usada exclusivamente para o tratamento de molas automotivas planas, é o processo de jateamento com granalha sob tensão (JCGST) no qual a

mola plana é flexionada, inclusive até virar do avesso, durante a aplicação do JCG convencional. O resultado desta variante é um aumento na intensidade das tensões residuais para as mesmas condições de JCG.

Atualmente, o JCG está sendo pesquisado, não somente na sua aplicação em diversos materiais metálicos e cerâmicos, senão também pelos seus benefícios adicionais. Entre estes benefícios podem ser citados: aumento da resistência à corrosão sob tensão, aumento da resistência por efeito *fretting*, aumento da resistência à erosão por cavitação, aumento da dureza superficial, diminuição da porosidade superficial em peças fundidas, preparação de superfícies para reter lubrificante, atenuação de tensões residuais tratativas (usinagem, esmerilhamento, soldagem etc), verificação da adesão de revestimentos metálicos, expansão de diâmetro pelo aumento da rugosidade para ajustes apertados, conformação mecânica de chapas finas (indústria aeroespacial), remoção de rebarbas em peças fundidas e em borrachas a temperatura criogênica, melhora do acabamento superficial, estética entre outros.

Desta maneira, o JCG é um processo que possui inúmeras aplicações, porém, os princípios que explicam a introdução das tensões residuais de compressão por meio do impacto de projéteis sólidos não estão completamente esclarecidos até hoje. Várias tentativas para explicar este fenômeno surgiram desde há quase 20 anos em que o processo de JCG começou a ser estudado cientificamente. Contudo, só nos últimos 10 anos, graças aos avanços no processamento de dados computacional, conseguiu-se uma melhor abordagem deste tema pelo emprego de modelagens numéricas do JCG usando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Essas modelagens numéricas do processo de JCG mostraram uma nova perspectiva de análise das tensões residuais induzidas e a sua relação com os parâmetros do processo. Entretanto, não existe, até agora, uma fórmula definitiva e única para a modelagem numérica computacional do mecanismo de introdução de tensões residuais pela aplicação do JCG. Cabe ressaltar que na revisão bibliográfica feita nesta pesquisa não foi encontrado qualquer trabalho que contemple o efeito da tensão de tração, aplicada na mola flexionada, na modelagem numérica do processo de JCGST.

1.2 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é o desenvolvimento da modelagem numérica dos processos de JCG e JCGST para análise da distribuição de tensões residuais induzidas por ambos. As tensões residuais decorrentes desta análise são corroboradas com os resultados das

medições experimentais das tensões residuais em duas molas automotivas, tratadas por JCG e JCGST, pela técnica de difração de raios-X e pela técnica do furo incremental cego.

O objetivo secundário é a validação da técnica do furo incremental cego, desenvolvida neste trabalho, para a análise particular de tensões residuais induzidas por técnicas de jateamento.

1.3 RELEVÂNCIA E JUSTIFICATIVA

Na indústria, para estimar a intensidade com que foi aplicado o processo de JCG é empregado o método Almen, o qual foi criado há mais de 60 anos, como uma forma de quantificar o jateamento com granalha nas linhas de produção automotivas. Este método está baseado na medição da altura do arco da curvatura de uma lâmina padrão (lâmina Almen) depois de esta ter sido submetida ao JCG sob determinados parâmetros de jateamento. Esta escala é usada, até agora, para monitorar o processo de JCG e garantir que este seja aplicado de maneira padronizada. Porém, estas lâminas são ineficazes para oferecer informação sobre o estado de tensões residuais induzido. A distribuição das tensões residuais induzidas no componente depende de muitos fatores, incluindo o tipo de granalha, intensidade de JCG, ângulo de incidência, tempo de exposição, propriedades do material tratado e o valor das tensões residuais já existentes na peça antes da aplicação do JCG (GUAGLIANO, 2001).

O mapeamento das tensões residuais cria um quadro claro do estado das tensões em regiões chaves do componente em análise. Estes dados podem ser superpostos em resultados de simulações numéricas computacionais, no espectro de carregamento na análise de fadiga para melhorar a exatidão na predição da vida do componente, ou nos modelos de mecanismo de fratura na análise do desenvolvimento de trincas (GONÇALVES; CALLE, 2003). Desta maneira, é possível quantificar a efetividade do tratamento para o auxílio no ajuste dos parâmetros do JCG para melhorar a efetividade do processo (intensidade de JCG, tempo de exposição e configuração da instalação) para cada componente de forma individual.

Segundo o exposto anteriormente, um estudo das tensões residuais geradas pelo processo de JCG é importante em casos que envolvam componentes de risco ou se precise de alta durabilidade. Nesses casos, é necessário um mapeamento da distribuição das tensões residuais em regiões chaves do componente tratado pelo JCG para determinar, com maior exatidão, os parâmetros ótimos do processo visando um melhor desenvolvimento do componente quando solicitado.

Por estes motivos, o desenvolvimento de estudos profundos de aplicação do processo de jateamento com granalha requer o conhecimento da distribuição de tensões residuais induzidas e os parâmetros que a governam. Porém, o desenvolvimento de um estudo de caso, para aplicação do JCG, não é praticado comumente na indústria.

Tabela 2. Áreas industriais onde o processo de JCG é implementado (WHEELABRATOR GROUP, 2007).

Sector industrial	Aplicações mais significativas
Naval e Oceânica	Tratamento pós-soldagem para aumentar a vida à fadiga de estruturas e limpeza
Aeroespacial	Aumento da vida à fadiga e conformação de chapas
Automotiva	Aumento da vida à fadiga de componentes mecânicos, limpeza e rebarbado
Manufatureira	Remoção de ferrugem e incrustações
Médica	Aumento da vida à fadiga de implantes de titânio
Mineração	Aumento da vida à fadiga e resistência ao desgaste de brocas de perfuração

Esta realidade pode ser constatada no Brasil, onde este tratamento é empregado amplamente na indústria, mas de maneira empírica, Tabela 2. O JCG é empregado usando parâmetros copiados de especificações de produtos estrangeiros ou parâmetros escolhidos de forma arbitrária, os quais podem, dependendo dos valores selecionados, tornar o tratamento aplicado mais prejudicial que benéfico. Sendo assim, a realidade de muitas empresas brasileiras que lidam com este processo é aplicá-lo em inúmeras tentativas, até encontrar alguma que melhore as propriedades das peças, porém, sem conhecimento dos mecanismos de tensões residuais que existem, nem o desenvolvimento de um estudo fundamentado que possa servir de guia e crie, assim, uma base para trabalhos futuros.

Só existem, no mundo, algumas poucas empresas com tradição na investigação do JCG para a aplicação na indústria. O JCG é um processo em pleno desenvolvimento tecnológico no mundo inteiro, o que pode ser constatado pelo grande número de publicações em revistas científicas internacionais a seu respeito.

O JCG abrange, cada vez mais, áreas da ciência e da indústria, sendo implementado para seu uso manual direto, em linhas de produção (quando aplicado de forma massiva), ou em centros de usinagem CNC. Na Tabela 2 são apresentadas algumas das suas aplicações industriais mais tradicionais assim como algumas nas quais a sua implementação é recente, como por exemplo na área médica.

Muitos dos benefícios que o JCG outorga, mencionados anteriormente, são pesquisados no mundo todo, sendo analisados sob diferentes enfoques: teórico, experimental e por simulação numérico-computacional. As pesquisas atuais focam principalmente a incursão da aplicação do processo de JCG em distintos materiais e sob distintos parâmetros do processo. Neste sentido, existe muito campo de estudo por percorrer na área do processo de JCG, não somente no Brasil senão também no mundo inteiro.

1.4 ORGANIZAÇÃO DO TRABALHO

Na organização deste trabalho foi considerada, em primeiro lugar, a apresentação de uma revisão bibliográfica que compreende a definição de molas automotivas, o processo de jateamento com granalha, e uma revisão das diversas técnicas de medição de tensões residuais que são usadas na indústria e na pesquisa científica.

Em segundo lugar, são apresentadas as características das molas automotivas que servem de objeto de estudo para a análise desenvolvida. Nesse sentido, são expostas: as propriedades mecânicas, a geometria, os parâmetros do processo de JCG e JCGST aplicados, e as solicitações de serviço.

A seguir, é desenvolvida uma descrição sobre o procedimento seguido para a análise experimental das tensões residuais. Este procedimento compreende: a elaboração dos corpos de prova, a aplicação da técnica de difração de raios-X com a remoção de camadas sucessivas de material e, o desenvolvimento das formulações para o emprego da técnica do furo incremental cego (TFIC) usando o método integral para estimar as funções de influência necessárias nesta análise. Adicionalmente, neste capítulo é descrito o método de projeto empregado para a construção da máquina para medição das tensões residuais pela TFIC.

No capítulo seguinte são descritas as considerações para a elaboração dos modelos numéricos computacionais dos processos de JCG e JCGST. Primeiramente, é feita uma revisão bibliográfica do estudo numérico computacional do JCG. A partir deste estudo, são mencionados todos os parâmetros considerados na modelagem numérica derivados das

características das molas vistas anteriormente. E, finalmente, são apresentadas as modelagens numéricas do JCG e JCGST.

Em continuação, são apresentados os resultados da modelagem numérica dos processos de JCG e JCGST. Na apresentação dos resultados foram analisados: a evolução ao longo do tempo do efeito dos múltiplos impactos de granalha, as distribuições de tensões residuais (na região considerada de cobertura completa) e as distribuições de deformações elásticas e plásticas remanescentes na chapa após o tratamento. Assim mesmo é mostrada uma análise comparativa entre as tensões residuais, induzidas pelos processos de JCG e JCGST, obtidas pelas modelagens numéricas deste trabalho com os resultados experimentais. Estes resultados são comparados com modelagens numéricas do JCG desenvolvidas por outros autores e com correlações empíricas, para estimativa dos valores característicos do campo de tensões residuais induzido por JCG, formuladas por outros investigadores.

Finalmente, são apresentadas as conclusões, de forma separada, referentes à modelagem numérica computacional e à medição experimental das tensões residuais pela técnica de difração de raios-X e pela TFIC, desenvolvida neste trabalho. Também são colocadas algumas recomendações para futuros trabalhos.

CAPÍTULO 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 MOLAS AUTOMOBILÍSTICAS

2.1.1 Definição

O sistema de suspensão automotiva é o componente da estrutura veicular que tem como principal responsabilidade vincular o movimento das rodas ao do veículo, conseqüentemente sendo responsável por adequar a excitação transmitida pelas irregularidades do solo e de melhorar a capacidade dos pneus aderirem ao solo. Adicionalmente, tem como função transmitir ao veículo as tensões geradas pelo próprio peso e pelas manobras (CARVALHO, 2005).

Os principais componentes dos sistemas de suspensão automobilísticos são: molas, amortecedores e barras estabilizadoras. Estes componentes estão instalados no chassi do veículo. Também podem ser considerados, dentro da estrutura suporte, os pivôs (ou pinos periféricos) e os braços (ou a bandeja de suspensão), Figura 1.

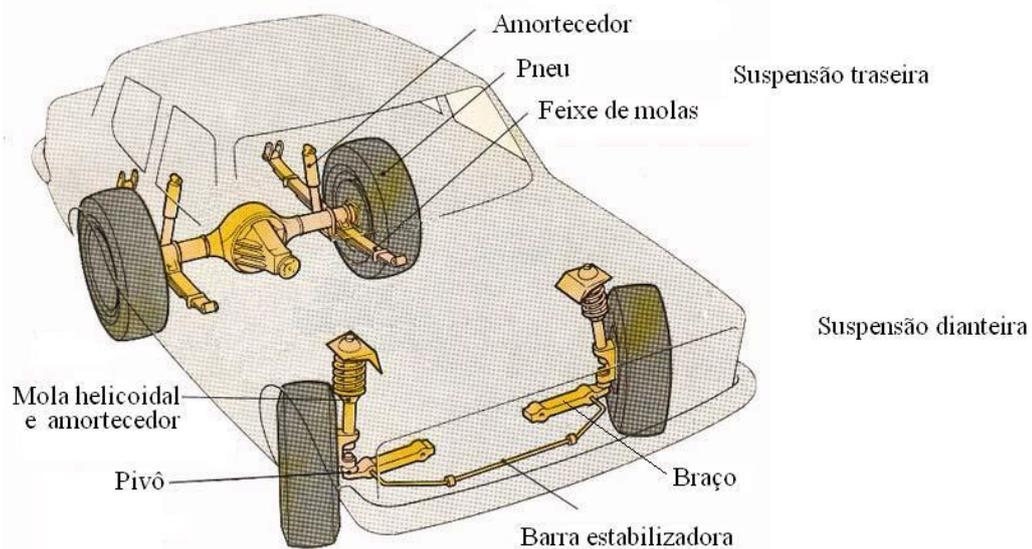


Figura 1. Componentes do sistema de suspensão de um veículo (OFICINA & CIA, 2008).

Por definição, a mola é um componente mecânico elástico flexível cuja função dentro do sistema de suspensão automotiva é armazenar a energia mecânica proveniente da excitação induzida ao veículo pelas irregularidades do solo. Por outro lado, o amortecedor é responsável

por dissipar esta energia. Por outro lado, a barra estabilizadora tem a função de vincular o movimento das duas rodas que estão no mesmo eixo. O mecanismo que permite o movimento das rodas é composto pelos pivôs e os braços, Figura 1.

Os quatro tipos de molas usados na maioria dos veículos de passageiros são: molas helicoidais, molas planas ou feixe de molas, molas de torção, e molas de ar (ou pneumáticas), sendo que pode ser usado um único tipo de mola ou uma combinação destes nos veículos automobilísticos (EDMUNDS, 2008), Figura 2. As molas helicoidais são usadas geralmente na suspensão de veículos automotivos de pequeno porte por trazer maior conforto, ser mais leves e ocupar menos espaço por um preço relativamente menor, Figura 2. Os amortecedores costumam ser inseridos dentro da mola helicoidal. As molas planas ou feixe de molas são usados comumente em veículos de médio e grande porte, geralmente na suspensão traseira, pela sua grande resistência, o que o faz ideal para seu uso em caminhões pesados. As molas de torção são usadas raramente em veículos de pequeno porte quando se dispõe de pouco espaço para a instalação de uma suspensão por molas helicoidais, a qual traz maior conforto. As molas de ar, desenvolvidas recentemente, são alimentadas por um compressor dentro do veículo que ajusta a pressão do ar para o maior conforto (EDMUNDS, 2008).



Figura 2. Molas usadas na suspensão dianteira: (a) Mola helicoidal no sistema MacPherson e (b) Molas parabólicas transversais (THE SUSPENSION BIBLE, 2008).

2.1.2 Classificação de molas planas

O sistema de suspensão veicular que emprega feixe de molas planas é o sistema mais antigo empregado para a suspensão de veículos. Este é composto por uma ou várias lâminas, montadas umas sobre outras ou separadas por elementos distanciadores. A sua ampla utilização se deve a seu relativo baixo custo, robustez e confiabilidade. Os principais tipos de

mola plana que existem no mercado são: molas trapezoidais, molas parabólicas e feixe de molas trapezoidais ou parabólicas, as quais podem apresentar curvas de rigidez linear ou não linear de dois ou três estágios (também chamadas de progressiva), Figura 3.



Figura 3. Molas planas: (a) Parabólica, (b) Feixe de molas parabólicas progressivo, (c) Feixe de molas trapezoidal, (d) Feixe de molas trapezoidal progressivo (ELO, 2008).

O feixe de molas é o tipo mais comum de molas veiculares por ser de mais baixo custo na sua fabricação, porém apresenta problemas de desgaste por contato entre lâminas. A principal característica da mola parabólica é a sua espessura a qual varia ao longo de seu comprimento sendo mais grossa na parte central e mais fina nas extremidades. Esta forma particular faz com que a tensão de flexão seja constante ao longo de seu comprimento tendo um melhor aproveitamento do material. As molas com curva de rigidez progressiva são compostas por dois ou mais componentes que permitem a variação discreta da rigidez da mola em função da carga aplicada. Isto faz com que, dependendo do nível do carregamento, parte ou todo o sistema de suspensão entrem em funcionamento. A montagem das molas planas pode ser feita de forma longitudinal ou transversal ao comprimento do veículo, Figura 4.

2.1.3 Fabricação de molas planas

Pelas altas solicitações cíclicas das molas, o material com que são fabricadas deve possuir um alto limite de escoamento para evitar deformação permanente assim como garantir uma alta resistência mecânica por meio dos tratamentos térmicos de têmpera e revenimento. A aplicação do JCG garante o aumento da resistência à fadiga.

Na atualidade, os aços com que são fabricadas normalmente as molas são ABNT 4068, ABNT 4161, ABNT 5160, ABNT 51B60, ABNT 6150, ABNT 8660 e ABNT 9260 (CARVALHO, 2005).



Figura 4. Feixe de molas instalado em pares longitudinais e em uma única transversal em relação ao comprimento do veículo (LATERAL-G, 2008).

O processo de fabricação contempla estes requerimentos para o material base e atende a conformação da geometria desejada. A seqüência de processos na fabricação de molas planas é a seguinte:

- ❑ Aquecimento;
- ❑ Conformação da geometria da mola laminada: laminação plana ou parabólica;
- ❑ Detalhes na conformação geométrica: corte de bordas, olhais, furação;
- ❑ Aquecimento;
- ❑ Conformado da curvatura da mola;
- ❑ Tratamentos térmicos de têmpera e revenimento;
- ❑ Acabamento dos olhais e lixamento das bordas;
- ❑ Jateamento com granalha;
- ❑ Pintura;
- ❑ Montagem do feixe de molas;
- ❑ Montagem dos acessórios;
- ❑ Controle de qualidade.

2.2 JATEAMENTO COM GRANALHA

2.2.1 Generalidades

O jateamento com granalha (JCG) é um processo de trabalho a frio, que consiste em projetar granalhas com alta velocidade contra a superfície externa de elementos de máquinas e estruturais, Figura 5 (WHEELABRATOR GROUP, 2007). Os processos de jateamento repercutem, principalmente, sobre as superfícies tratadas de três maneiras: aumentando a rugosidade, introduzindo tensões residuais de compressão, e provocando endurecimento pelo encruamento do material.



Figura 5. Aplicação do JCG em uma engrenagem (WHEELABRATOR GROUP, 2007).

O impacto das granalhas produz uma camada com tensões residuais de compressão na superfície da peça tratada. Cada granalha atua como se fosse um pequeno martelo provocando deformação plástica na superfície da mesma. Porém, camadas internas mais profundas da superfície tratada são deformadas de forma elástica durante o impacto. No entanto, pela deformação plástica induzida na superfície, estas camadas internas não podem recobrir sua geometria original permanecendo, como consequência, com deformação elástica remanescente. É desta maneira que se originam as tensões residuais de compressão como resultado da interação entre estas duas camadas, superficial e interna, Figura 6.

Como se sabe, as fissuras não nucleiam ou se propagam num campo de tensões de compressão. Uma vez que a maioria das falhas por fadiga e por corrosão sob tensão são originadas na superfície, ou em áreas próximas dela, as tensões residuais de compressão induzidas pelas técnicas de jateamento produzem um significativo incremento na vida à

fadiga do componente tratado. Isto se deve a que as tensões de tração são as responsáveis pela iniciação de trincas porque estas tendem a abrir os limites entre os grãos do material, criando as fissuras, Figura 6.



Figura 6. Tensões residuais de compressão geradas no processo de JCG (CALLE, 2004).

Já as tensões residuais de compressão mantêm os limites entre os grãos juntos evitando assim a iniciação de fissuração por fadiga e diminuindo a velocidade do crescimento das trincas. Quanto maior for a espessura da camada de tensões residuais de compressão, maior será a resistência ao surgimento e propagação de trincas. Porém, cabe observar que a distribuição de tensões residuais de compressão resultante não é uniforme e está em função da profundidade medida a partir da superfície da peça. As distribuições das tensões residuais, induzidas pela técnica de jateamento com granalha, apresentam uma forma típica, a qual possui três valores característicos notáveis como: a profundidade da camada de tensões residuais de compressão (h_p), a tensão residual máxima de compressão ($\sigma_{máx}^r$) e a tensão residual na superfície (σ_{sup}^r), Figura 7.

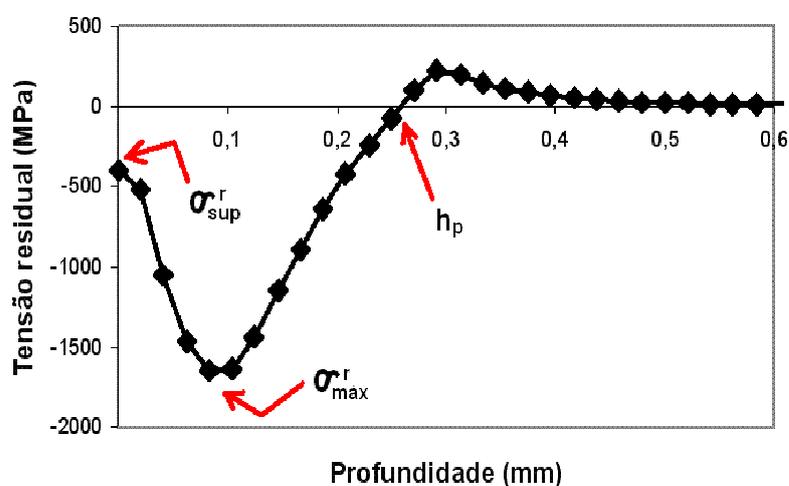


Figura 7. Valores característicos da distribuição das tensões residuais induzidas pelo JCG (CALLE, 2004).

Estes valores característicos são importantes dentro da investigação de técnicas de jateamento porque servem como parâmetros para caracterizar a distribuição resultante de tensões residuais e avaliar o processo.

Dentro da família dos processos de jateamento, que tem como finalidade induzir tensões residuais na superfície dos componentes tratados, podem ser mencionados: o martelamento, o jateamento com pinos ou agulhas, jateamento por ultra-som, jateamento com laser e o jateamento com água a altíssima pressão. Cada um destes tratamentos tem suas vantagens particulares, que dependem da aplicação e requerimentos (BENÍTEZ et al., 2007).

2.2.2 Breve Histórico do JCG

Há vários séculos, os artesãos dos metais sabiam que o martelamento a frio melhorava as propriedades mecânicas das peças tratadas. Isto pode ser visto na fabricação de espadas, onde o seu martelamento, abaixo da temperatura de forja, era uma prática bastante comum para melhorar a sua qualidade. Eles sabiam que a dureza aumentava com a quantidade de marteladas e que a ductilidade era recobrada com o reaquecimento do metal. Conseqüentemente, estas armas e armaduras tratadas recebiam conotações sobrenaturais de forças místicas que as protegiam.

O primeiro registro de endurecimento mecânico encontrado provavelmente tenha sido no ano 2700 a.C. onde capacetes endurecidos por martelamento foram encontrados em Ur (na antiga Babilônia). Também, durante as cruzadas (1100 a 1400 d.C.), os cavaleiros martelavam a frio as suas armaduras até atingirem a forma e dureza definitiva. Como se pode ver, o desenvolvimento dos processos de endurecimento superficial dos metais a frio esteve intimamente ligado à indústria bélica desde tempos antigos, Figura 8.

Já na metade do século XIX, os processos de endurecimento superficial do metal a frio começaram a ser implementados pelos engenheiros. A primeira aplicação industrial de endurecimento superficial da qual se tem registro foi na área ferroviária nos eixos de suspensão e transmissão, em 1848. Mas só em 1872, nos Estados Unidos, foi patenteado o tratamento do eixo por endurecimento superficial que aumentava em 250% a resistência à flexão.

Naquela época, a ocorrência de falhas dos componentes mecânicos se devia mais às solicitações cíclicas do que ao carregamento estático. Isto levou como conseqüência, a dar mais atenção ao estudo do comportamento da resistência à fadiga dos materiais, já iniciado por Wöhler em 1867. Foi assim que se descobriu a importância do efeito dos processos de

endurecimento superficial a frio na vida à fadiga dos componentes mecânicos, entre outros benefícios.



Figura 8. Gravuras de representações dos ferreiros da antiguidade (ARMA, 2008).

Assim, o século XIX marcou o início de uma acelerada atividade no estudo do endurecimento mecânico e de uma pesquisa mais séria sobre a sua fenomenologia. Esta aceleração chegou a seu auge no século XX, com a ocorrência das duas guerras mundiais, quando os estudos focavam maximizar o desempenho dos aços e o aumento da confiabilidade dos componentes. Assim, o fundamento científico dos processos de endurecimento só começou a ser desenvolvido pouco depois de 1920 e, nessa época, o processo de jateamento com granalha, como é conhecido hoje, foi descoberto. Esta descoberta se deu por observação acidental quando as partes mecânicas, submetidas à limpeza por jato com areia, mostraram um incremento da sua vida à fadiga. Desde então, o processo de JCG foi empregado, de forma empírica, em inúmeras aplicações industriais como molas, eixos etc. Nesta época não se tinha ainda conhecimento da real fenomenologia do processo para poder ser utilizado de forma padronizada e eficiente. Foi assim que se iniciou um grande número de pesquisas sobre o processo de JCG e a sua influência benéfica na resistência à fadiga dos metais.

Visto o grande interesse pelo seu desenvolvimento, os trabalhos experimentais sobre o JCG que apareceram foram bem sucedidos. Em 1936, Brinell anunciou a primeira máquina da sua espécie para testar a dureza, com a qual foi implementado o primeiro sistema de produção empregando o endurecimento superficial sob condições controladas. A máquina para testar dureza de Brinell ainda é usada na prática industrial. No entanto, em 1943, a contribuição de J. O. Almen ia ser de particular importância nos procedimentos de JCG quando introduziu o medidor de intensidade de JCG (medidor Almen), que se tornou o mais efetivo instrumento

para o controle em produção industrial do JCG. Assim o JCG começou a ser empregado de forma padronizada e massiva.

O aspecto mais estudado sobre o processo de JCG, tanto agora como no século passado, é o aumento da vida à fadiga de diversos componentes mecânicos. Porém, também é estudada a sua utilidade para outras finalidades como, por exemplo, o aumento de dureza em brocas de perfuradoras para mineração, o aumento de resistência à corrosão em aços para conformação de tanques de armazenamento de produtos químicos e de usinas nucleares etc.

Assim mesmo, existem inúmeras publicações científicas que investigam o processo de JCG de forma experimental com vários objetivos, um deles, por exemplo, é de caracterizar a distribuição das tensões residuais de compressão com o intuito de melhorar o desempenho de distintos componentes mecânicos, especialmente, para materiais que recentemente estão sendo introduzidos na indústria como as ligas de alumínio na indústria aeroespacial, titânio nos implantes médicos, ligas de aço para engrenagens, entre outros.

Estas pesquisas recentes envolvem novos avanços no processo tradicional de JCG, assim como outros processos semelhantes em desenvolvimento, como o jateamento com laser, jateamento com água a alta pressão, jateamento com ultra-som etc.

2.2.3 Parâmetros de controle do processo

Atualmente, os dois parâmetros mais importantes para o controle do processo de jateamento com granalha são a intensidade Almen e a cobertura (BALAN, 2007).

A intensidade Almen está relacionada à medida da altura do arco da lâmina de teste Almen depois de ser submetida ao JCG, unicamente por um lado só. Esta técnica é usada para estimar a intensidade do processo de JCG para determinados parâmetros de operação. O teste Almen é o sistema industrial de medição padrão de controle da intensidade do processo de JCG, Figura 9. Geralmente no projeto mecânico, o valor de intensidade Almen é encontrado de forma experimental, por meio de testes de fadiga, sendo diferente para cada aplicação.

A intensidade Almen é regida pelos seguintes parâmetros do processo de JCG:

- ❑ Tamanho da granalha;
- ❑ Dureza da granalha;
- ❑ Velocidade do jato;

Quando a granalha é impelida por pressão de ar:

- Valor da pressão de ar;
- Tamanho do bico de jateamento;

- Distância do bico de jateamento à peça tratada;
- Quando a granalha é impelida por força centrífuga:
- Velocidade de rotação da turbina;
 - Geometria da turbina;
 - Distância da turbina à peça tratada;
- Ângulo do jato.

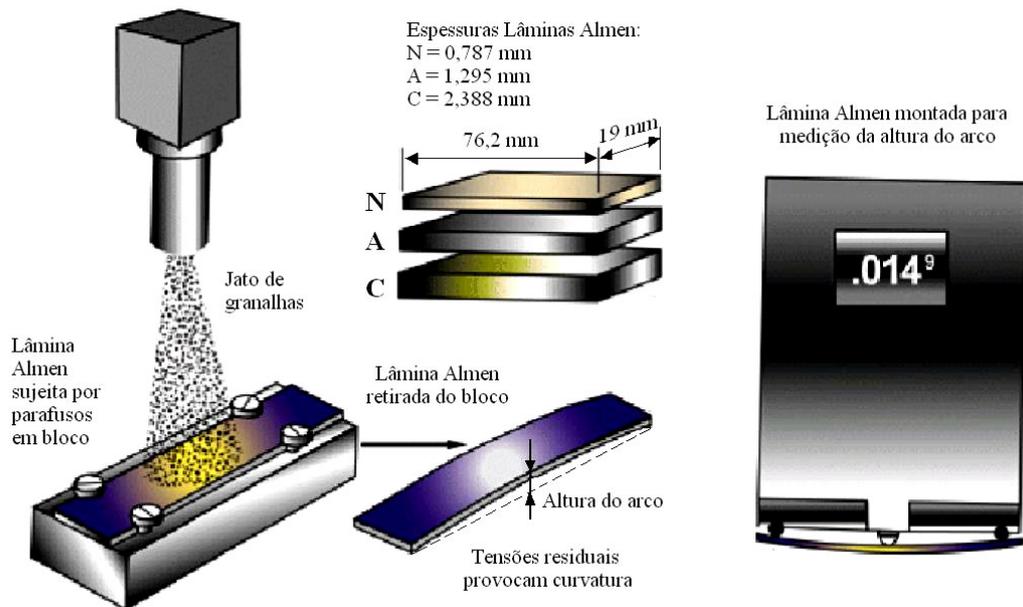


Figura 9. Sistema de medição da intensidade Almen (PROGRESSIVE TECHNOLOGIES, 2008).

A cobertura é a magnitude que estima quão completa uma área, submetida ao JCG, foi coberta pelas endentações criadas pelos impactos das granalhas. Para a aplicação do JCG convencional é necessário atingir 100% de cobertura, de outra maneira não seria possível melhorar as propriedades mecânicas do elemento submetido ao tratamento.

Na prática, uma medição de cobertura de 98% ou superior já é considerada como de 100% de cobertura e o tempo empregado é definido como tempo de saturação. Atingir 100% de cobertura real demandaria um tempo exagerado em vista da forma exponencial da curva da cobertura em função do tempo, Figura 10.

Operações de jateamento executadas em tempos menores que o de saturação não são comuns. Isto se deve ao fato que as pequenas áreas não atingidas pelas endentações poderiam atuar como pontos de iniciação de falhas, de modo que terminam prejudicando as propriedades mecânicas. Por este motivo, a cobertura é expressa em porcentagem e como múltiplo do tempo de exposição requerido para a saturação. Sendo assim é comum valores de cobertura maiores que 100%. Por exemplo, uma especificação de 200% de cobertura significa

uma exposição, ao processo de JCG, do dobro do tempo necessário para atingir a saturação. Os parâmetros que afetam diretamente a cobertura no processo de JCG são os seguintes:

- ❑ Tempo de exposição;
- ❑ Tamanho das granalhas;
- ❑ Fluxo médio de granalhas.

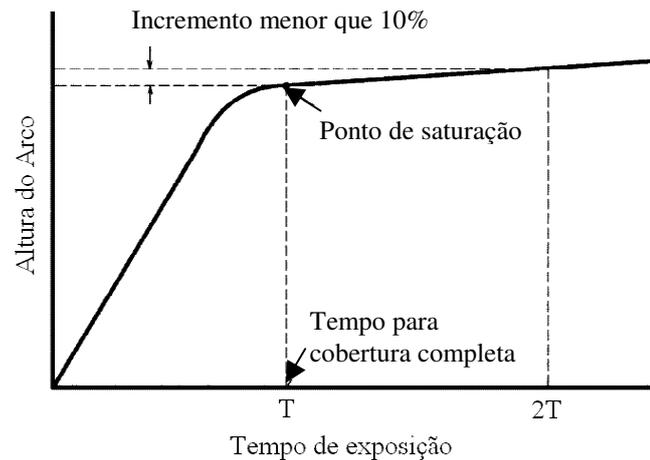


Figura 10. Curva de saturação (METAL IMPROVEMENT COMPANY, 2005).

2.2.4 Revisão bibliográfica sobre o JCG

O processo de jateamento com granalha é um tratamento mecânico superficial bastante usado para aumentar a vida à fadiga de componentes mecânicos solicitados a carregamentos cíclicos de serviço. A aplicação deste tratamento industrialmente já tem mais de um século. Apesar de todo este tempo para o aperfeiçoamento da aplicação deste tratamento, pouco se entende sobre a fenomenologia do impacto isolado de um projétil esférico. A relação entre os parâmetros de jateamento e o campo de tensões residuais gerado pelos impactos de granalha ainda não está completamente esclarecida.

As publicações mais antigas sobre o JCG datam das décadas de 60 e 70. Nesta época, as pesquisas sobre a aplicação deste processo eram de caráter completamente empírica. Neste período os trabalhos mais destacados estiveram voltados à padronização do processo de JCG para sua implementação na indústria.

Estudos de caráter científico sobre o JCG só apareceram na década de 90 como consequência da sua crescente implementação na indústria em diversas aplicações. Um dos primeiros e mais relevantes estudos foi o de Al-Obaid (1995) que desenvolveu um modelo teórico que descreve a profundidade da camada com tensões residuais de compressão, numa

superfície plana de material isotrópico elasto-plástico, induzido por um único impacto perpendicular de um projétil esférico rígido. Também são analisados o diâmetro e a profundidade da endentação gerados. Este modelo está baseado nos princípios de pressão de contacto formulada por Hertz de uma esfera sobre uma superfície plana (TIMOSHENKO; GOODIER, 1968), o problema de Boussinesq do campo elástico gerado numa superfície plana pela aplicação de uma carga concentrada, a teoria de Shaw e de Salvo (1970 apud AL-OBAID, 1995) sobre a pressão média em condição de plasticidade total, e as considerações de Tabor (1951) sobre a relação entre dureza e deformação plástica numa endentação.

Como pode ser constatado, o processo de JCG não teve uma ampla abordagem teórica consequência das suas não-linearidades presentes na geometria, nos materiais e nos inúmeros parâmetros envolvidos. É também na década de 90 que se começaram a empregar os métodos numéricos para a modelagem do processo de JCG. Assim sendo, Fathallah, Inglebert e Castex (1998) desenvolveram um procedimento numérico para modelagem de um impacto único de uma esfera rígida sobre uma superfície plana, visando a simular o processo de JCG. Este procedimento envolve múltiplos cálculos iterativos pelas não linearidades envolvidas do material e pelo relaxamento progressivo do material alvo após os impactos sucessivos de granalha. As formulações foram baseadas no modelo de pressão de contato de Hertz e em um modelo reológico para análise da deformação plástica do material tratado pelo JCG. Este modelo reológico descreve a deformação plástica por meio de dois mecanismos, nos quais o primeiro deles considera a deformação plástica mensurável, enquanto o segundo está ligado aos deslocamentos livres que ocorrem num volume elementar.

Em uma pesquisa mais recente, Han et al. (2000) analisaram, por meio de duas abordagens bidimensional e tridimensional, as diferentes leis de iteração entre projétil e alvo (granalha e componente tratado) durante o impacto no processo de JCG. Foram revisados cinco modelos que regem a rigidez no contato elástico, entre um projétil esférico numa superfície plana, e dois modelos que governam o fenômeno da dissipação de energia no JCG. Esta pesquisa dá uma visão ampla de todos os aspectos que interagem na introdução de tensões residuais de compressão pelo impacto de um projétil esférico.

Assim como as investigações teóricas sobre a fenomenologia do impacto de um projétil esférico, igualmente existem inúmeras publicações científicas que investigam o processo de JCG se servindo de ensaios experimentais para caracterizar a distribuição das tensões residuais de compressão induzidas. Estas pesquisas se baseiam na medição das tensões residuais por diversas maneiras como, por exemplo, o método de difração de raios-X, difração de nêutrons, magnético pelo efeito de Barkhausen, extensometria elétrica, entre

outros. Esta caracterização tem por finalidade avaliar a relação entre a aplicação do processo de JCG e o conseqüente aumento da resistência à fadiga para diversos materiais, especialmente os mais recentes no mercado que estão sendo implementados na indústria como, por exemplo, as ligas de alumínio de alta resistência, titânio para implantes médicos, ligas de aços para engrenagens, etc.

Já outros trabalhos experimentais, mais importantes para esta pesquisa, visam a compreender o fenômeno da introdução das tensões residuais compressivas pelo impacto das granalhas, assim como correlacionar os parâmetros de JCG com as características do campo de tensões residuais de compressão induzido.

Dentro desta categoria de publicações se pode ressaltar a pesquisa de Xiao, Fok e Lwin (1993) que correlacionaram os valores característicos das distribuições de tensões residuais introduzidas por JCG com as propriedades do material analisado e os parâmetros de jateamento pneumático. As tensões residuais foram analisadas por interferometria holográfica de laser acoplada à TFIC e o material testado foi a liga de alumínio 6061-T652.

Em 1996, Watanabe e Hasegawa desenvolveram uma série de formulações teóricas para estimar os valores característicos do campo de tensões residuais de compressão induzido por JCG. Este estudo está baseado, em grande parte, em um aprimoramento (ajuste experimental) da análise desenvolvida por Al-Obaid (1995) para impacto isolado de esfera rígida sobre uma superfície plana. As formulações para o cálculo do nível de tensões residuais estão baseados na investigação teórica de Al-Hassani (1981) na qual foi estimada a deformação plástica máxima induzida no processo de JCG.

Baseado em dados experimentais, Wang et al. (1998) correlacionaram as características do campo de tensões residuais gerado pelo JCG com os parâmetros do processo de JCG e as propriedades mecânicas dos materiais envolvidos. As tensões residuais foram analisadas, pela técnica de difração de raios-X, em 7 materiais diferentes (ABNT 5120, ABNT 4130, ABNT 5140, 40CrMnSiMoVA, ABNT 1045, ABNT 1070 e liga de alumínio LC9). Na segunda parte deste trabalho, Wang et al. (1998), estudou-se a relação entre os limites à fadiga com as características dos campos de tensões residuais, induzido pelo JCG, nos materiais mencionados anteriormente.

No mesmo ano, Kobayashi, Matsui e Murakami (1998) desenvolveram um estudo experimental do efeito da endentação estática e o impacto dinâmico de uma esfera sobre uma chapa plana com o objetivo de analisar o mecanismo de criação de tensões residuais de compressão pelo processo de JCG. Este estudo concluiu a destacável diferença entre a endentação e o campo de tensões residuais gerados por compressão estática e impacto

dinâmico. Outra conclusão da pesquisa de Kobayashi, Matsui e Murakami (1998) diz em relação ao campo de tensões residuais resultantes da aplicação de JCG, o qual é, na verdade, o resultado da superposição dos efeitos de múltiplos impactos de granalhas ao redor da região analisada. Em uma pesquisa similar, porém mais recente, Boyce et al. (2001) analisaram o mesmo problema do campo de deformações gerado pela endentação quase-estática e de impacto de uma esfera rígida, porém usando uma modelagem numérica, pelo MEF, de impacto isolado perpendicular de uma esfera sobre uma superfície plana. Nesta pesquisa, novamente foi demonstrada a significativa diferença entre ambas formas de endentação: quase-estática e por impacto. Os resultados foram corroborados com testes experimentais.

De modo semelhante ao trabalho de Wang et al. (1998), Gao, Yao e Li (2002) correlacionaram as características do campo de tensões induzido pelo JCG com as propriedades mecânicas do aço ABNT 4340 e os parâmetros do processo. Assim foram apresentadas formulações genéricas para estimar os valores característicos do campo de tensões residuais, a partir das propriedades mecânicas e parâmetros de JCG, que são aplicáveis para a análise de outros materiais.

Com o advento dos computadores e das altas velocidades de processamento de dados surgidos nestas últimas duas décadas, os métodos numéricos começaram a ser usados de forma massiva para modelagem de processos que envolvem impacto e deformação a alta velocidade, como o JCG. As ferramentas numérico-computacionais se mostraram mais convenientes para lidar melhor com as diferentes não-linearidades próprias das geometrias e dos materiais envolvidos. Assim começou a ser investigado o processo de JCG empregando a modelagem numérica computacional.

Os trabalhos mais notáveis de simulação numérica do JCG apareceram, apenas, a partir de 1994. As primeiras simulações numéricas envolviam modelos bidimensionais axissimétricos de impacto de uma única granalha. No entanto a quantidade de nós destes modelos era limitada pela velocidade de processamento dos computadores dessa época sendo as modelagens bastante grosseiras. O método numérico computacional mais empregado nesta área, até o dia de hoje, é o Método dos Elementos Finitos (MEF). É por isso que todas as modelagens numéricas revisadas nesta pesquisa foram desenvolvidas usando o MEF.

Foram revisados apenas três trabalhos sobre a modelagem numérica bidimensional do processo de JCG por serem considerados os mais relevantes para este estudo. O primeiro é o trabalho de Benítez e Gonçalves (2001), no qual foi desenvolvida uma modelagem numérica bidimensional do processo de JCG considerando um único impacto perpendicular de uma granalha esférica sobre uma superfície plana. A simetria do modelo em relação ao eixo de

impacto foi aproveitada. Consideraram-se o modelo de material elasto-plástico para o material alvo e o modelo rígido para o projétil. Para a análise dos resultados foi considerada a distribuição de tensões residuais, unicamente, no eixo de impacto.

O segundo trabalho revisado foi a pesquisa de Meo e Vignjevic (2003). Neste trabalho foram considerados o modelo de material elasto-plástico do alumínio 2024-T6, o atrito entre as superfícies de contato e o amortecimento dinâmico do material. Porém, usou-se na modelagem um diâmetro do projétil de 3mm de diâmetro que não é um tamanho padrão na prática do JCG.

O último trabalho, que apresenta uma modelagem bidimensional do processo de JCG, foi a pesquisa de Calle e Gonçalves (2003), Figura 11. Nela foram consideradas as propriedades elasto-plásticas do aço ABNT 1070 no material base, que é o material usado na fabricação das lâminas Almen para o teste Almen de intensidade de JCG. A granalha foi considerada rígida, de 0,8mm de diâmetro, e as velocidades de impacto foram 5 diferentes (25, 32, 42, 57 e 90 m/s). A curva do material foi ajustada pelo efeito da elevada taxa de deformação considerando um valor médio constante de taxa de deformação ao longo de todo o tempo de impacto. As altas taxas de deformação geradas durante o impacto causam um aumento de resistência do material quando este é deformado. Para a análise dos dados foi considerado não só um ponto senão toda região da superfície abaixo da endentação criada.

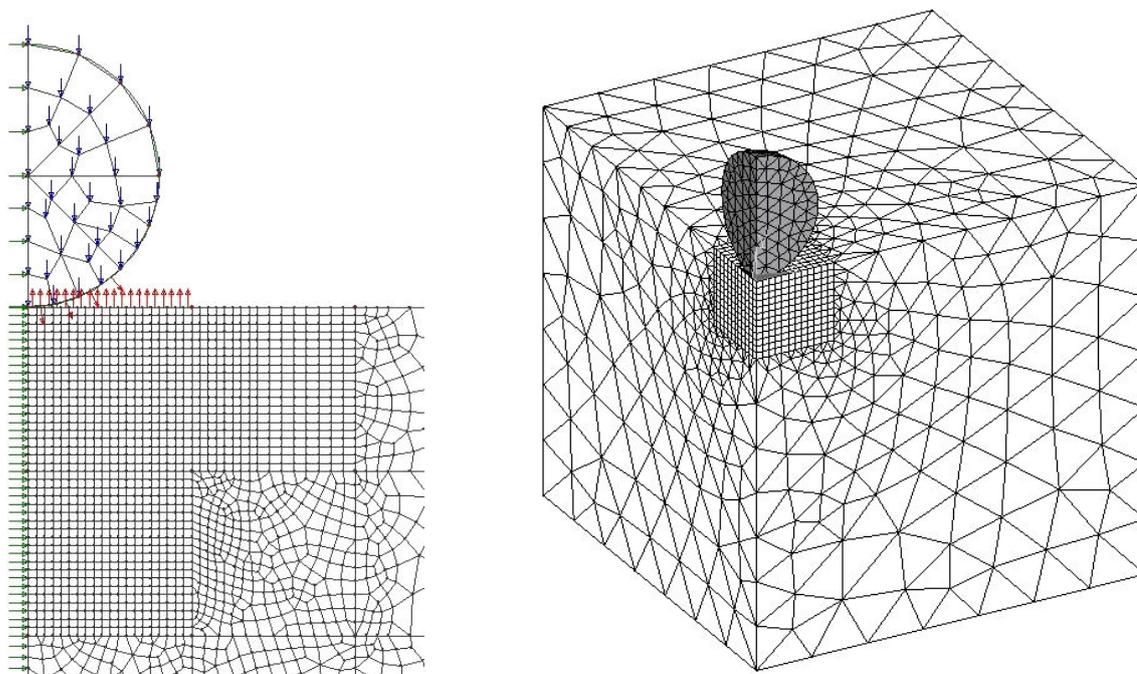


Figura 11. Modelos 2D axissimétrico e 3D de impacto único de granalha para a modelagem numérica computacional do processo de JCG (CALLE; GONÇALVES, 2003 e 2004).

Na pesquisa de Calle e Gonçalves (2004) é apresentada uma modelagem tridimensional, considerando um único impacto de granalha para os mesmos parâmetros da análise bidimensional de Calle e Gonçalves (2003), Figura 11.

À continuação é apresentada uma revisão dos trabalhos sobre modelagem numérica computacional do processo de JCG onde foram implementados modelos tridimensionais.

Na pesquisa de Meguid, Shagal e Stranart (1999) foi desenvolvida a modelagem numérica de um impacto isolado perpendicular a uma superfície plana, onde foram consideradas as propriedades elasto-plásticas do material alvo e o atrito. O intuito desta pesquisa foi analisar vários aspectos do fenômeno ao longo do tempo de impacto, aspectos como a velocidade da granalha, a força de contato, a tensão de compressão máxima, a deformação plástica e a deformação elástica. Do mesmo modo, também foram avaliados os efeitos da velocidade, do tamanho e da forma da granalha sobre a profundidade de camada de tensões residuais compressivas induzidas pelo impacto único. Na pesquisa de Meguid et al. (1999) foi desenvolvida uma modelagem numérica do JCG semelhante à anterior, porém, considerando o impacto de duas granalhas para estudar o efeito da proximidade de dois impactos sobre o campo de tensões residuais de compressão gerado. Outra diferença, em relação ao trabalho anterior, foi o tratamento de análise das tensões residuais com variáveis adimensionais (a tensão residual dividida pela tensão de escoamento do material tratado). Assim foram analisadas as tensões residuais para diferentes proximidades de impacto entre as duas granalhas. Esta é a primeira tentativa de modelagem do aspecto da cobertura no processo de JCG.

Desta maneira, o aspecto da cobertura de jateamento começou a ser levada em conta pelos pesquisadores na modelagem numérica do JCG através da aplicação de múltiplos impactos de granalha. Assim, no trabalho de Schiffner e Droste (1999) foi desenvolvida uma modelagem tridimensional do JCG considerando uma célula representativa para o material alvo. A célula representativa é uma seção da região atingida pelos impactos que aproveita as simetrias para poder representar uma superfície ilimitada com uma geometria limitada que é atingida uniformemente por inúmeros impactos. A superfície da célula representativa é triangular, pois na sua construção foram aproveitados 3 planos de simetria, os quais foram formados por cada um dos lados do triângulo. Aplicaram-se, nos cantos do modelo, dois impactos de granalha.

Dois anos depois, Guagliano (2001) desenvolveu um modelo que aproveitou somente dois planos de simetria, porém, que envolveu 5 impactos sucessivos de granalha ao redor do eixo de simetria e em uma pequena região. Nesta modelagem foi empregado o modelo de

material elasto-plástico com as propriedades mecânicas da lâmina Almen, o aço ABNT 1070. Através desta modelagem numérica foram estimadas as distribuições de tensões residuais para 4 tamanhos (0,3, 0,5, 0,7 e 1,0 mm) e 4 velocidades diferentes de granalha (40, 60, 80 e 100 m/s). Usaram-se as distribuições de tensões resultantes para calcular a conseqüente deflexão em uma lâmina Almen com o intuito de estabelecer uma correlação entre os parâmetros de JCG (tamanho e velocidade de granalha) com a intensidade Almen.

No trabalho de Meguid, Shagal e Stranart (2002) foi desenvolvida a modelagem numérica do JCG usando um modelo de célula representativa quadrada, pois foi construída aproveitando 4 planos de simetria. A cobertura foi controlada pelo tamanho da célula que influi, diretamente, na separação entre as granalhas. Pela primeira vez foi introduzido, para o ABNT 4340, um modelo de material que considera a sensibilidade das propriedades mecânicas do material às altas taxas de deformação. Também foram considerados o atrito no contato, granalha rígida e deformável, o amortecimento do material e 4 impactos sucessivos de granalha. Os resultados foram analisados usando as variáveis adimensionais das tensões residuais (divididas pelo limite de escoamento do material) e da profundidade (dividida pelo raio da granalha). Desta maneira foi analisado o efeito da sensibilidade do material às altas taxas de deformação, o efeito da rigidez das granalhas e o efeito da separação entre as granalhas sobre a deformação plástica e as tensões residuais induzidas ao longo da profundidade pelo impacto das granalhas.

Na pesquisa de Eltobgy, Ng e Elbestawi (2004) foi desenvolvida uma modelagem numérica 3D do processo de JCG. Foi avaliado o efeito de vários impactos modificando a distância entre eles. Em função dessa análise observou-se que um único impacto de granalha não consegue induzir um campo de tensões residuais equivalente ao efeito de cobertura completa. Também foi analisado o efeito do relaxamento dinâmico do modelo considerando diversas condições de amortecimento, sendo observada a necessidade da implementação do amortecimento no material para evitar que as deformações elásticas no modelo fiquem oscilando permanentemente depois do impacto das granalhas e dos carregamentos aplicados.

Na pesquisa de Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005), de maneira semelhante à pesquisa de Meguid, Shagal e Stranart (2002), foi empregada uma modelagem numérica do JCG usando o modelo de célula representativa quadrada, porém, considerando 9, 13 e 25 impactos de granalhas o que representa melhor o aumento gradual da cobertura até atingir cobertura completa na aplicação do JCG. Empregou-se o modelo de material de Johnson-Cook sensível às altas taxas de deformação, Apêndice M, cujos parâmetros foram obtidos, neste mesmo trabalho, por ensaios experimentais para o aço ABNT 4340. Na análise dos resultados foram

comparadas as distribuições de tensões residuais para diversos pontos na superfície da célula representativa quando submetida a 9, 13 e 25 impactos de granalhas. Observou-se que, apesar da aparente uniformidade da aplicação de 25 impactos de granalhas sobre a área analisada, as tensões residuais, entre um ponto e outro da célula representativa, podem diferir em até 40%.

No ano seguinte, Calle, Benítez e Gonçalves (2006) desenvolveram modelagem numérica do JCG usando o modelo de célula representativa quadrada, similar à utilizada na modelagem do JCG, de 9 impactos de granalha, feita por Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005), Figura 12. No entanto, a seqüência de 9 impactos de granalha é aplicada 5 vezes dando um total de 45 impactos de granalha. Empregou-se o modelo de material sensível às altas taxas de deformação de Cowper-Symond para o aço ABNT 4340. Do mesmo modo que foi concluído no trabalho de Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005), observou-se que, a medida que aumenta o número de impactos, aumenta a uniformização da distribuição de tensões residuais nas diferentes localizações da célula representativa, Figura 12.

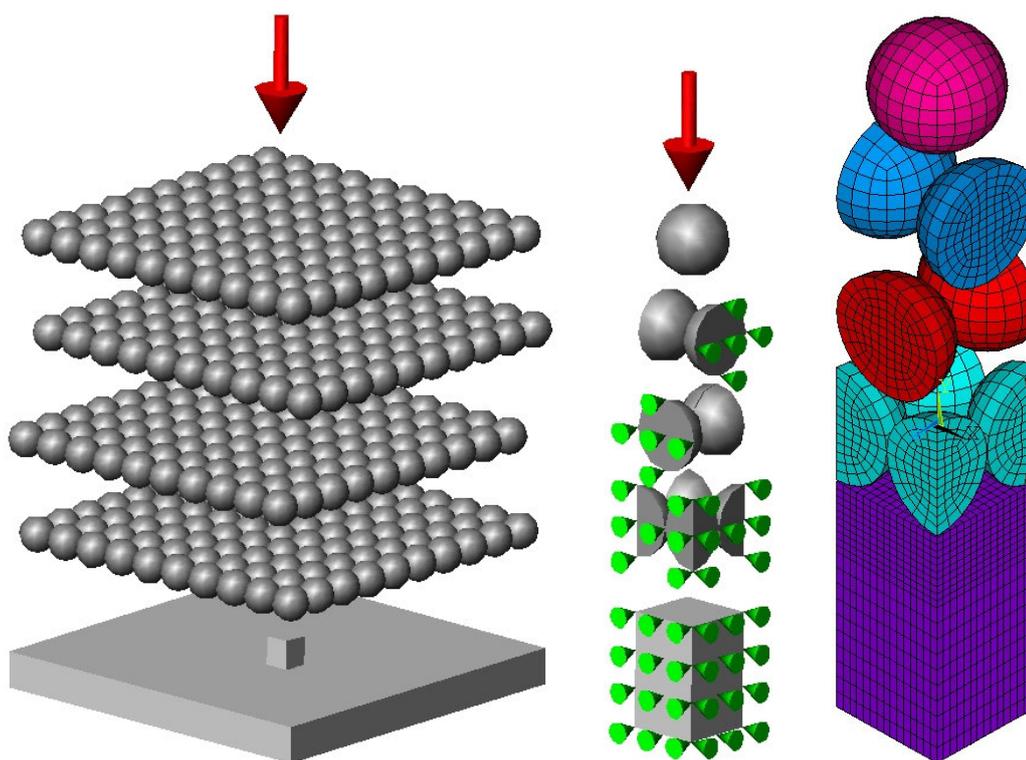


Figura 12. Esquema da seqüência de impactos consecutivos na modelagem numérica do JCG usando célula representativa de JCG e múltiplos impactos (CALLE; BENÍTEZ; GONÇALVES, 2006).

Uma outra conclusão foi que impactos sucessivos de granalha, próximos entre si, somam seus efeitos individuais sobre as tensões residuais induzidas até um determinado

ponto, a partir do qual, se continuar aplicando mais impactos de granalha o efeito individual das seguintes granalhas não modificam mais a profundidade de camada deformada plasticamente, mas sim conseguem distorcer as tensões elásticas remanescentes na célula representativa. Isto quer dizer que a célula representativa, ainda que sua configuração seja aparentemente conveniente para a análise, é uma representação muito agressiva dos múltiplos impactos, próprios do processo de JCG, pois envolve uma vibração muito grande da célula representativa conseqüência da esbelteza da mesma.

Muito diferente dos trabalhos anteriores, a pesquisa de Frija et al. (2006) desenvolveu uma modelagem numérica do JCG usando um modelo de material que considera o dano. A geometria do modelo está constituída por uma célula representativa quadrada com um único impacto de granalha no meio. É empregada a lei de Holloman no modelo do material para representar o comportamento plástico e o modelo tridimensional de dano dúctil plástico proposto por Lemaître e Chaboche na sua forma integrada, Apêndice M . Segundo o modelo de dano, a resistência mecânica do material pode diminuir dependendo da quantidade de dano que induzido no material. O material analisado foi uma superliga de níquel conhecida como Waspaloy usada na indústria aeronáutica. Concluiu-se nesta pesquisa que, na modelagem numérica, a inserção do dano no modelo do material tratado pelo JCG (ABNT 4340) não traz alterações significativas no campo de tensões residuais resultantes quando comparado à modelagem numérica que não considera o dano.

Na pesquisa de Calle, Benítez e Gonçalves (2007) é empregado um modelo de múltiplos impactos, porém, numa superfície ampla, na qual é aproveitado apenas um único plano de simetria. O material da chapa analisada foi o aço ABNT 1070. A modelagem compreende os mesmos parâmetros de modelo de material, contato e amortecimento considerados na modelagem numérica de Calle, Benítez e Gonçalves (2006). Foram considerados 9 impactos de granalha sendo que no máximo duas granalhas atingem o alvo ao mesmo tempo. Os resultados da modelagem numérica desta pesquisa foram corroborados com os resultados experimentais da análise das tensões residuais em chapas de aço ABNT 1070 recozidas usando a técnica do furo incremental cego. No mesmo ano, os mesmos resultados experimentais de tensões residuais foram apresentados no trabalho de Benítez, Calle e Gonçalves (2007), porém, para analisar o mecanismo de deformação de chapas provocado pela técnica de conformação por jateamento. Foi estimada a curvatura de uma chapa tratada pelo processo de JCG através do cálculo do momento atuante que equilibra as tensões residuais na seção da chapa em questão.

Um dos trabalhos mais relevantes e mais recentes sobre a modelagem numérica do processo de JCG, considerado nesta revisão, foi o trabalho desenvolvido por Hong, Ooi e Shaw (2008). Neste trabalho foi desenvolvida uma modelagem numérica tridimensional do impacto isolado de um único projétil sobre uma superfície plana e ampla. Contudo, foi feita uma análise adimensional, das tensões residuais (divididas pela tensão de escoamento) ao longo da profundidade (dividida pelo raio da granalha), da influência de cada um dos parâmetros de JCG. Deste modo foi analisada sistematicamente a influência do tamanho da granalha, velocidade de impacto, módulo de endurecimento plástico, limite de escoamento e ângulo de impacto sobre a distribuição das tensões residuais de compressão resultante da modelagem. O mais relevante desta análise é que os resultados da modelagem numérica foram estendidos para qualquer material objeto de estudo. Os resultados da análise adimensional demonstraram que todas as variáveis, à exceção do tamanho da granalha, influenciaram de forma mais ou menos notável o campo de tensões residuais induzido pelo impacto da granalha, e se se deseja usar estes resultados como referência para prever os valores característicos do campo de tensões residuais induzido pelo JCG em outros materiais devem ser considerados os diversos parâmetros na estimativa.

Finalmente, na pesquisa de Ciampini, Spelt e Papini (2003), foi desenvolvida uma modelagem numérica da interferência entre partículas esféricas quando impelidas, a partir de um bico de jateamento, contra uma superfície plana. Observa-se que o ângulo mais apropriado de aplicação do jato de partículas contra uma superfície plana não é a 90° , onde se supunha que se atingia maior intensidade. Isto acontece porque no impacto perpendicular se produz maior interferência entre as partículas que já atingiram a superfície e as que estão recém chegando. A máxima intensidade de JCG se consegue permitindo um melhor fluxo livre das partículas com ângulos de impacto um pouco menores do que 90° .

2.3 TENSÕES RESIDUAIS

2.3.1 Generalidades

As tensões residuais são definidas como as tensões que permanecem em um componente na ausência de influências externas como forças, deslocamentos ou gradientes de temperatura. Todas as tensões residuais têm origem em deformações plásticas distribuídas de forma irregular, e estas podem ser geradas de forma mecânica, térmica ou metalúrgica (CALLE, 2004).

As tensões residuais geradas de forma mecânica são produzidas por deformações plásticas não uniformes provocados por processos de manufatura mecânica. As geradas de forma térmica são consequência do aquecimento ou esfriamento não homogêneo do material provocado por tratamentos térmicos ou processos que envolvem altos gradientes de temperatura. Finalmente, as geradas de forma metalúrgica estão associadas com reações químicas, precipitações e transformações de fase não uniformes produzidas por tratamentos térmicos e a exposição com produtos químicos na superfície do material.

Contudo, os processos de manufatura mecânica, dependendo da quantidade de deformação plástica induzida em determinado intervalo de tempo, podem produzir um aumento de temperatura significativo que produz a dilatação térmica do material deformado. Da mesma maneira, alguns tratamentos térmicos promovem uma transformação de fase do material tratado a qual origina tensões residuais. Portanto, estas três fontes podem interagir entre si, de maneira que as tensões residuais podem ser consequência de mais de uma delas, Figura 13.

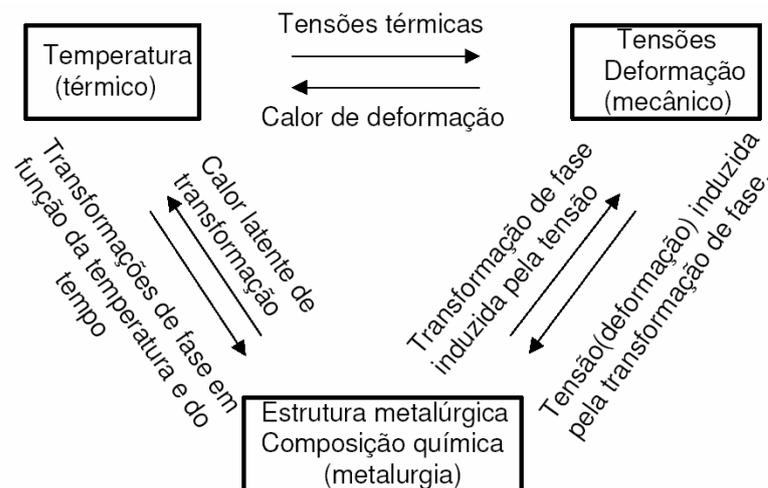


Figura 13. Esquema da interação mecânica / térmica / metalúrgica da origem das tensões residuais (CALLE, 2004).

A seguir foi feita uma revisão das técnicas existentes para a medição de tensões residuais que são amplamente empregadas na indústria, na pesquisa e algumas que ainda estão em desenvolvimento. Esta revisão tem o intuito de apresentar esta diversidade de procedimentos para poder escolher o mais adequado em função da aplicação particular na qual se deseje empregar.

2.3.2 Técnicas de medição de tensões residuais

As tensões residuais podem melhorar o desempenho dos materiais frente às agressividades do meio externo e reduzir as falhas por fadiga. Porém, numa linha de manufatura, as tensões residuais podem gerar distorções no componente, tornando necessária à introdução de uma etapa posterior de processamento da peça no estado endurecido, encarecendo o processo. Assim, para se alcançar uma melhoria significativa no processo de projeto, controle do produto e desempenho de componentes mecânicos é necessário incorporar informações em relação das tensões residuais e desenvolver métodos confiáveis para a sua determinação.

Até o momento, não existe um método universal de medida das tensões residuais capaz de resolver todos os problemas, com baixo custo e da melhor maneira possível. A técnica a ser utilizada deve ser selecionada com base em uma série de parâmetros, entre os quais podem ser mencionados: o material e a geometria do componente, o tipo de tensão residual, o máximo gradiente de tensão residual, a localização onde a medição será realizada (em campo ou no laboratório), o tipo de intervenção (método destrutivo ou não-destrutivo), a precisão, o tempo, a repetitividade e o custo.

As técnicas foram divididas em três grandes grupos em função da natureza do mecanismo que utilizam para medir as tensões:

- Técnicas baseadas no relaxamento de tensões;

Técnicas não destrutivas e semi-destrutivas:

- Furo passante;
- Furo cego incremental;
- Fotoelasticidade;
- Holografia;

Técnicas destrutivas:

- Curvatura;
- Rosenthal e Norton;
- Gunnert;
- Ueda;

- Técnicas de difração;

- Raios-X;
- Síncrotron;
- Nêutrons;

- Elétrons;
- Técnicas baseadas na sensibilidade de algumas propriedades do material à tensão;
 - Magnéticos;
 - Ultra-som;
 - Raman;
 - Termo-elástico.

2.3.2.1 Técnica do Furo Passante

A técnica do furo passante (*hole drilling*) é baseada no relaxamento das tensões num corpo com tensões residuais provocado pela criação de um furo. Quando o furo é usinado, a ausência das tensões na área removida muda imediatamente as tensões existentes nas regiões vizinhas, causando uma deformação local na superfície ao redor do furo e com maior intensidade em função da sua proximidade deste.

A técnica do furo passante foi padronizada pela American Society for Testing Materials (1989) na norma técnica ASTM E 837.

2.3.2.2 Técnica do Furo Incremental Cego (TFIC)

Na TFIC o furo é usinado, passo a passo, de forma incremental de maneira que a deformação é registrada para diferentes valores de profundidade de furo cego. Assim é analisada a tensão residual em cada uma destas profundidades.

Considerando a complexidade da geometria do furo cego, para qualquer valor de profundidade, não existem formulações teóricas simplificadas derivadas da teoria da elasticidade, como na técnica do furo passante, que permitam correlacionar o relaxamento das tensões com as deformações. Os valores para o computo das tensões são extraídos por análise numérica computacional ou por ensaios experimentais em um corpo submetido a um estado de tensões conhecido (VISHAY MICRO-MEASUREMENT, 2005).

Os métodos mais difundidos para o computo das tensões residuais pela TFIC são: o método incremental, o método da tensão média, o método da série de potências e o método da integral (SCHAJER, 1981).

2.3.2.3 Técnica Fotoelástica

Dentro dos métodos fotoelásticos, a técnica de fotoelasticidade de reflexão permite a análise de deformações e tensões na superfície dos componentes estruturais fabricados com materiais opacos (RAZUMOVSKY; MEDVEDEV; FOMIN, 2002).

Esta técnica se vale do fato de que alguns materiais com características isotrópicas têm um comportamento anisotrópico quando submetidos a tensões. Este grau de anisotropia é proporcional à magnitude da deformação do material.

Este fenômeno é importante quando usado para materiais translúcidos que possuam isotropia óptica quando não estejam submetidos a tensões. Entretanto, na presença de tensões, verifica-se uma anisotropia óptica onde o índice de refração muda proporcionalmente com a deformação do corpo, o que é chamado de efeito fotoelástico. Para a aplicação deste fenômeno na análise de deformações é empregado um polarímetro.

Na fotoelasticidade de reflexão, o feixe de luz projetado atravessa duas vezes a espessura da chapa, feita de material fotoelástico, quando é refletido pela face oposta. Isto dá como resultado franjas do padrão de interferência quando o corpo é observado com luz branca simples ou com luz branca monocromática polarizada, Figura 14. O padrão de franjas resultantes pode ser interpretado para encontrar a máxima tensão de cisalhamento e as tensões principais, havendo obtido previamente os coeficientes óticos por calibração.

Para a análise de geometrias simples pela medição fotoelástica, como chapas planas, por exemplo, são fabricados corpos de prova usando modelos de resina epóxica. No caso de geometrias mais complexas, são extraídas fatias de modelos tridimensionais nas quais as tensões foram congeladas.

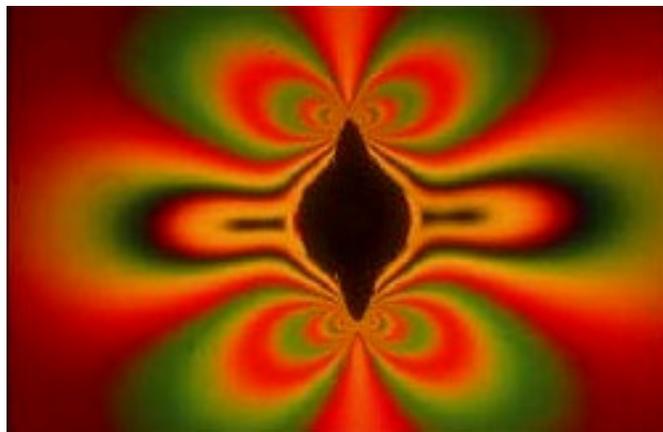


Figura 14. Análise fotoelástica de uma chapa com furo submetida a tensões (RAZUMOVSKY; MEDVEDEV; FOMIN, 2002).

Assim mesmo, esta técnica pode ser empregada para a medição das tensões residuais superficiais quando é usada em conjunto com a técnica do furo passante. A técnica fotoelástica possibilita a medição das tensões residuais de forma indireta quando é medido o relaxamento das deformações ocasionado pela usinagem do furo cego na superfície analisada.

2.3.2.4 Técnica Holográfica

A medição por técnicas holográficas usa a luz laser e as técnicas de processamento de imagens para registrar com exatidão deslocamentos em superfícies de peças através da análise das franjas de interferência. O seu emprego permite a medição de deslocamentos, deformações e tensões em toda a região visualizada.

A holografia eletrônica tem sido aplicada como ferramenta na pesquisa e desenvolvimento na medição de micro-deslocamentos, deformações, tensões, medição de geometrias e na detecção de defeitos.

As técnicas holográficas podem ser usadas para medir as tensões residuais através da medição dos deslocamentos induzidos na superfície analisada por alívio de tensões, Figura 15. Segundo algumas pesquisas recentes neste campo, o alívio de tensões na zona de interesse pode ser provocado por três formas diferentes: endentação, aquecimento localizado por laser e usinagem. Nesse sentido a implementação desta técnica requer a usinagem e os conceitos da técnica do furo incremental cego (WU; LU, 2000).

Estas técnicas holográficas para medição de tensões residuais ainda estão, no mundo todo, em desenvolvimento, pelo qual ainda não são praticáveis na área industrial.

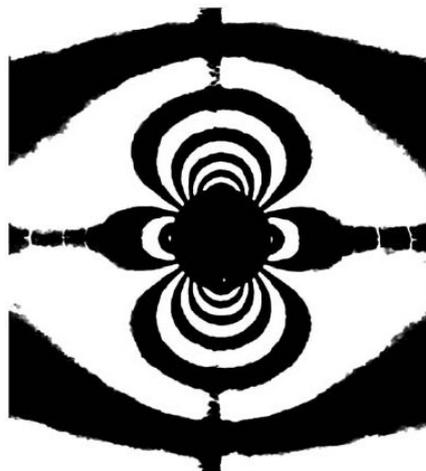


Figura 15. Padrão de franjas de interferência típico formado ao redor de um furo cego submetido a tensões (PISAREV; SHEPINOV; SHIKANOV, 1996).

2.3.2.5 Técnica de Curvatura ou Remoção de Camadas

A medição da curvatura é usualmente utilizada para determinar as tensões em recobrimentos e camadas, e pode ser aplicada de forma destrutiva e não destrutiva (WITHERS; BHADSHIA, 2001). Esta técnica pode ser aplicada a materiais metálicos, compostos e polímeros. O seu campo de aplicação principal está na determinação de tensões residuais resultantes da aplicação de recobrimentos finos, obtidos por deposição de vapor químico ou plasma. Esta técnica pode ser realizada antes da deposição da camada assim como depois da deposição pela remoção de uma camada de material.

O processo de deposição da camada pode induzir tensões as quais causam uma curvatura cuja magnitude depende da geometria da peça. A variação da curvatura durante a deposição faz possível calcular a variação da tensão em função da espessura da camada depositada.

De forma similar, na remoção de uma camada de material, do lado da chapa que contém as tensões residuais, provoca-se um desbalanceamento das tensões na seção da chapa o que traz como consequência um novo equilíbrio das mesmas pela flexão da chapa, ver Figura 16. A magnitude da curvatura gerada está em função do valor das tensões residuais originais que foram removidas e das propriedades elásticas do material envolvido.

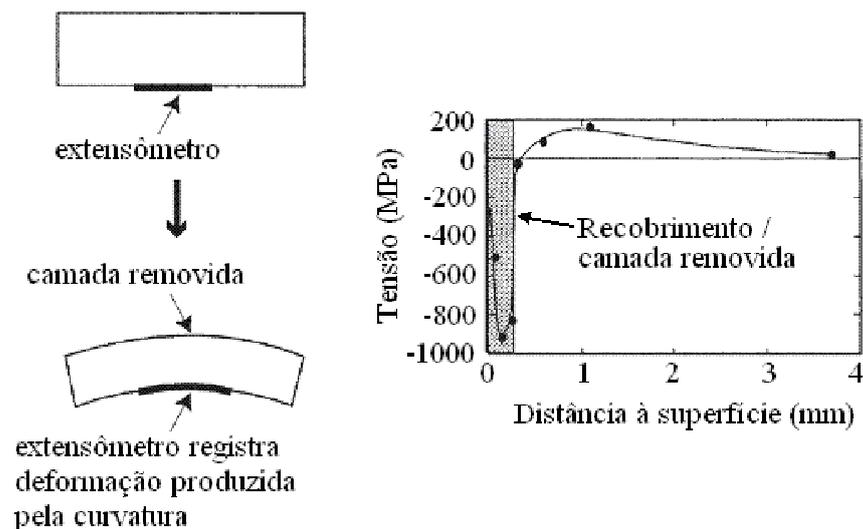


Figura 16. Aplicação do método da curvatura para encontrar tensões residuais por recobrimento (WITHERS; BHADSHIA, 2001).

A medição da curvatura pode ser desenvolvida usando métodos de contato como profilometria ou extensometria, ou métodos sem contato direto como microscopia ótica ou

varredura laser. Este método serve também para encontrar uma distribuição de tensões residuais não uniformes ao longo da profundidade do corpo de prova examinado através da remoção sucessiva de camadas.

2.3.2.6 Técnica proposta por Rosenthal e Norton

Norton e Rosenthal (1945 apud HILL; NELSON, 1995) propuseram um método baseado na remoção de duas fatias finas de material de uma solda grossa. A localização e orientação destes dois corpos de prova são mostradas na Figura 17. Um corpo de prova está orientado na direção longitudinal do cordão de solda e o outro na direção transversal. Estes corpos de prova são chamados de corpo de prova longitudinal e transversal.

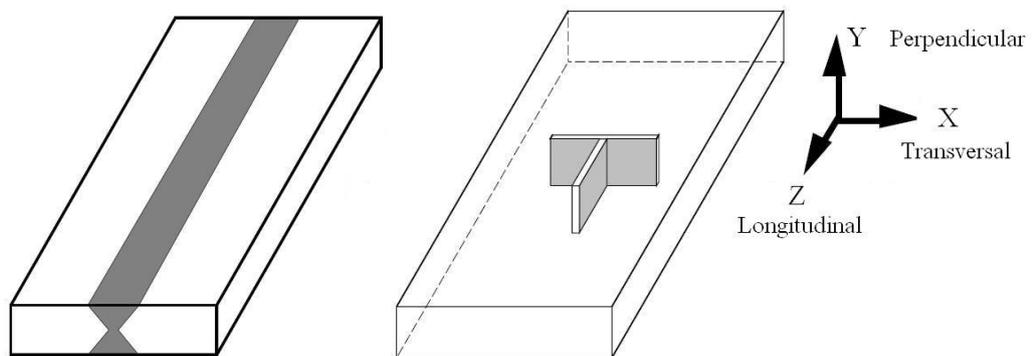


Figura 17. Corpos de prova pelo método de Rosenthal (NORTON; ROSENTHAL, 1945).

A tensão residual na chapa soldada é calculada diretamente pelas tensões liberadas pelo relaxamento nos corpos de prova longitudinal e transversal quando estes são removidos da chapa. Para a medição destas tensões são usados extensômetros elétricos e é considerado um estado plano de tensões na superfície da chapa.

Norton e Rosenthal estimam a tensão residual em cada fatia assumindo que as tensões residuais somente existem ao longo do eixo do corpo de prova removido.

Para encontrar as tensões ao longo da profundidade da chapa são empregados dois extensômetros, um a cada lado da chapa examinada, para encontrar as tensões em ambas as superfícies. As tensões intermediárias podem ser estimadas por interpolação linear. Porém, é possível encontrar as tensões residuais para outros valores de profundidade. Para isso, é usada uma combinação de técnicas de remoção de camadas e cortes para revelar as tensões residuais uniaxiais em cada fatia, para cada profundidade, instalando extensômetros nas superfícies reveladas antes novos cortes.

2.3.2.7 Técnica proposta por Gunnert

Escrito originalmente em sueco (1936) e traduzido depois para o inglês (1955) a metodologia de Gunnert (1961 apud HILL; NELSON, 1995) para medir tensões residuais triaxiais só foi publicada anos depois. Este método envolve a usinagem de dois pares de furos de medição e do núcleo que os contém de forma incremental para liberar, gradativamente, as tensões residuais.

Dois pares de furos passantes são usinados na chapa soldada, um par na direção longitudinal do cordão de solda e o outro par na direção transversal. Para cada par de furos, a distância de centro a centro é medida ao longo e em função da profundidade da chapa. O núcleo de material que contém estes furos, Figura 18, é removido da chapa e as distâncias são medidas novamente. A deformação liberada para cada profundidade é calculada e, com estes valores, as tensões residuais originais na chapa são estimadas considerando que o núcleo extraído não possui tensões residuais.

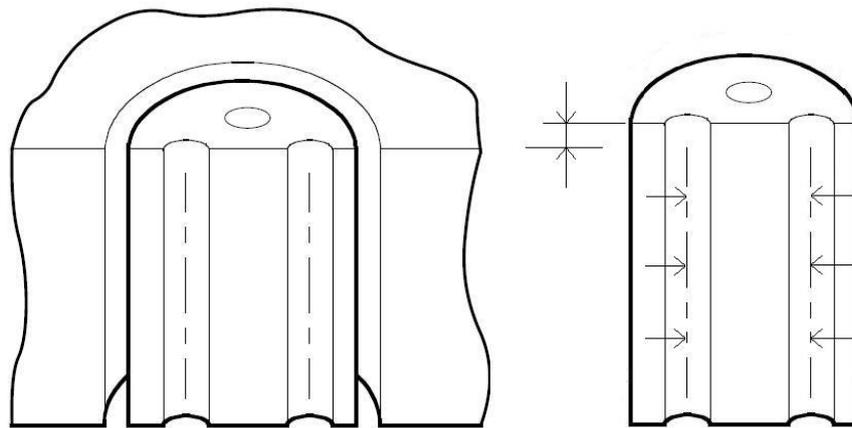


Figura 18. Remoção de núcleo com dois furos passantes (GUNNERT, 1961).

Para incluir a medição das tensões residuais na direção perpendicular, o núcleo deve ser removido de maneira incremental. A remoção do núcleo é feita gradativamente para várias profundidades as quais são medidas usando um extensômetro especial. Desta forma, medindo a altura do núcleo liberada em função da profundidade, Figura 18, as deformações liberadas podem ser processadas para calcular as tensões residuais na direção perpendicular.

Nesta metodologia Gunnert (1961 apud HILL; NELSON, 1995) partiu das suposições de que a criação dos furos passantes não altera o campo de tensões residuais e de que o núcleo removido é isento de tensões residuais. A usinagem dos furos com certeza vai influenciar no

campo de tensões residuais nas proximidades, a menos que o tamanho do núcleo seja grande em comparação com o diâmetro e a configuração dos furos, caso em que a tensão liberada na remoção do núcleo não será influenciada pelos furos. Porém, se o núcleo removido é considerado livre de tensões residuais, este necessariamente deverá ser relativamente pequeno em comparação com a variação espacial do campo de tensões residuais original nas direções longitudinais e transversais.

Uma versão mais moderna da técnica de Gunnert foi desenvolvida por Procter e Beaney (1987 apud HILL; NELSON, 1995) usando um único furo passante, Figura 19. Pelo fato de envolver um único furo, este método permite que o tamanho do núcleo removido seja menor adicionando maior precisão à técnica. As medidas são tomadas nas três direções (0° , 45° e 90°) antes e depois da remoção do núcleo usando transdutores especiais para essa função. Quando o núcleo é removido, as tensões relaxam e o diâmetro do furo central muda assim com as dimensões do núcleo. Ambos, o diâmetro do furo e do núcleo, são medidos para calcular as tensões residuais em cada um dos incrementos de profundidade.

Esta técnica, chamada também por alguns autores como técnica do furo passante profundo, pode ser usada em corpos de prova de soldagem e para seções de espessura grossa de forma complexa.

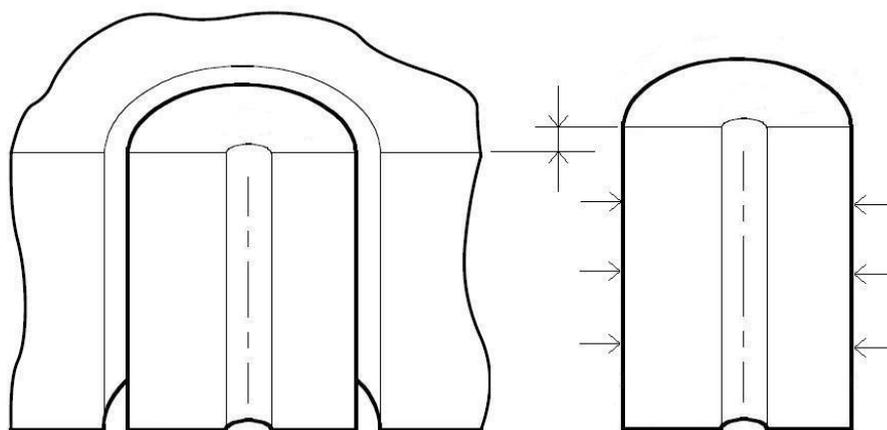


Figura 19. Remoção de núcleo com único furo passante (PROCTER; BEANEY, 1987).

Adicionalmente, este método, combinado com as ferramentas atuais de simulação numérica, pode ser usado em conjunto com um cálculo prévio desenvolvido numericamente pelo MEF que possua a mesma configuração, para encontrar as tensões residuais dado um determinado deslocamento.

2.3.2.8 Técnica proposta por Ueda, Kim e Umekuni

Ueda, Kim e Umekuni (1975 apud HILL; NELSON, 1995) propuseram um método geral para a determinação das tensões residuais triaxiais em chapas soldadas. Este método híbrido experimental-analítico determina a origem das tensões residuais seccionando e medindo as deformações para, posteriormente, usar estes dados para deduzir as tensões residuais originais.

Esta técnica é baseada no ‘método geral das deformações intrínsecas’. Este método sugere que a origem das tensões residuais num corpo está na incompatibilidade do campo de deformações intrínseco. Entende-se por incompatibilidade que o campo de deformações não pode existir dentro de um corpo sem tensões. As tensões devem estar presentes de forma que o campo de deformações possa encaixar dentro do corpo, em outras palavras, o corpo deve estar deformado para que o campo de deformações possa se ajustar. Este campo de deformações intrínseco é aquele cuja configuração só depende da sua natureza de origem, seja por deformação mecânica (como no caso do JCG), deformação térmica, transformação de fase ou por outros meios.

Apesar das tensões residuais serem configuradas pelo campo de deformações intrínseco, também dependem da geometria do corpo. Por exemplo, quando uma chapa soldada é seccionada transversalmente em dois, a chapa sofre uma redistribuição das tensões residuais, mas as deformações intrínsecas não sofrem alterações (supondo que o corte não produz novas deformações plásticas).

O método das deformações intrínsecas é uma forma de seccionamento destrutivo onde as deformações relaxadas, durante a mudança geométrica relacionada aos sucessivos cortes, são usadas para deduzir a distribuição de deformações intrínsecas que há por trás. Ueda supõe que para uma solda contínua, o campo de deformações intrínseco depende das coordenadas no plano X-Y (transversal e perpendicular), mas não da coordenada longitudinal Z já que cada plano perpendicular ao eixo Z está submetido ao mesmo processo mecânico-térmico durante a solda, a exceção das extremidades que não são objeto deste estudo.

O corpo de prova é obtido numa seção longitudinal do corpo de prova, como se vê na Figura 20, onde são instalados os extensômetros. São medidas as deformações pelo relaxamento em duas etapas: a primeira etapa, quando é cortada uma fatia fina do bloco (que contem todos os extensômetros), e a segunda etapa, ao cortar a fatia em pequenas amostras onde cada uma contém um extensômetro. Os dados obtidos permitem a determinação dos componentes das deformações intrínsecas associados com a direção longitudinal. Esta

operação envolve a solução de um sistema linear encontrado através de cálculos repetitivos empregando o MEF.

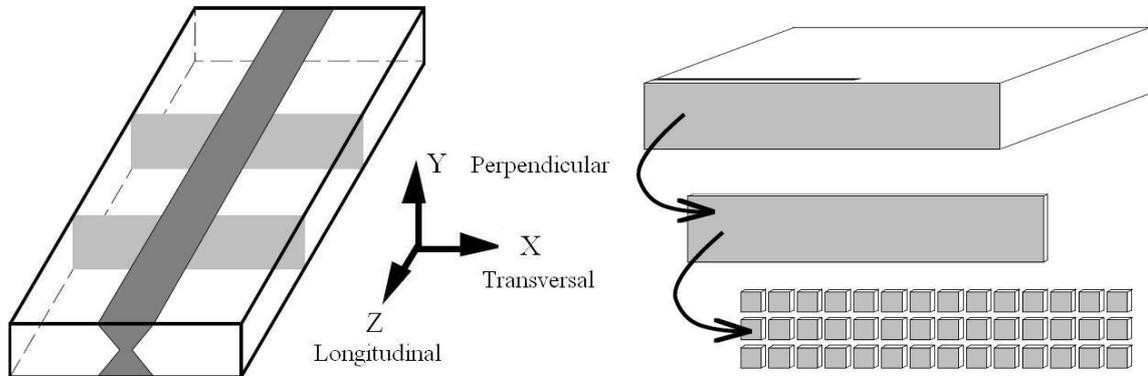


Figura 20. Cortes sucessivos em fatias da chapa soldada (UEDA; KIM; UMEKUNI, 1975).

2.3.2.9 Técnica de difração de raios-X

O método de difração por raios-X se baseia na deformação elástica dentro de um material policristalino para encontrar as tensões internas no mesmo. As deformações causam mudanças nas distâncias interatômicas, as quais agem de forma similar a pequenos extensômetros, desde um valor para um estado livre de tensões para outro valor correspondente ao estado quando os carregamentos estão aplicados.

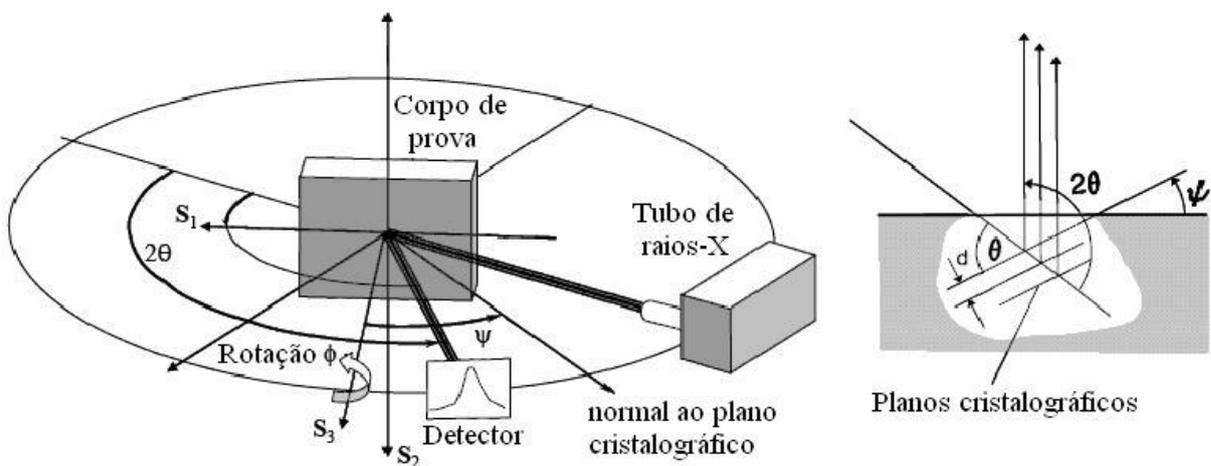


Figura 21. Esquema da configuração para a medição por difração dos raios-X (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

Durante as medições o espécime é irradiado com raios-X de alta energia os quais penetram a superfície, os planos cristalográficos difratam alguns destes raios-X de acordo à lei de Bragg e um detector, o qual se movimenta ao redor do espécime para encontrar a posição angular onde os raios-X difratados estão localizados, registra a intensidade destes raios para cada posição angular. A localização dos picos possibilita ao usuário avaliar a tensão dentro do componente. Os princípios das configurações experimentais e a difração estão esquematizados na Figura 21.

As técnicas de difração medem os valores absolutos das tensões, não precisando de padrões de calibração livres de tensão. Permite, da mesma maneira, encontrar de forma separada as micro e macrotensões residuais, distinguindo entre um tipo e outro.

Vários métodos de difração de raios-X podem ser usados para avaliar as tensões em um material como: o método das duas exposições, os métodos das vigas paralelas, o método $\text{Sin}^2\psi$, o método inclinação lateral, e a variante do método das duas exposições (inclinada a $\psi = 60^\circ$ ao invés de $\psi = 45^\circ$). O método mais popular é provavelmente o método $\text{Sin}^2\psi$. Este método tem a vantagem de que podem ser feitas medições em superfícies inclinadas para vários ângulos ao invés de um só. Os valores de espaço interatômico d ou 2θ (ver Figura 21) são desenhados em função de $\text{Sin}^2\psi$ de modo que a tensão é encontrada a partir da inclinação da linha ou ajuste elíptico.

O método de difração de raios-X é não destrutivo para a detecção de tensões residuais superficiais. Por outra parte, quando combinado com técnicas de remoção de camadas finas de material, este método pode ser utilizado para medir e gerar perfis de distribuição de tensões residuais ao longo da profundidade.

Uma das desvantagens desta técnica está relacionada à geometria da peça examinada. A geometria deve ser necessariamente de forma tal que os raios-X possam incidir nela e serem refletidos ao detector sem obstrução. Nesse sentido, a superfície analisada não pode ser muito rugosa nem muito côncava.

2.3.2.10 Synchrotron

Na técnica de difração synchrotron, ou difração de raios-X pesados, é emitido um feixe de raios-X um milhão de vezes mais intenso que os sistemas convencionais. Isto permite subministrar fótons de maior energia os quais são mil vezes mais penetrantes que os sistemas comuns de raios-X, ao redor de 50 mm em alumínio.

Existem pelo menos três diferentes métodos que possibilitam a utilização dos raios-X pesados para a medição de tensões, estes métodos são: o tradicional $\theta/2\theta$, difração bidimensional de alta energia e o feixe branco de fótons de alta energia.

A potência deste método permite gerar mapas tridimensionais da distribuição de deformação em função da profundidade da superfície analisada de componentes na engenharia (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

Atualmente, a difração synchrotron não é de fácil acesso ao setor industrial. Existem somente dois centros na Europa que contam com esta tecnologia.

2.3.2.11 Técnica de difração de nêutrons

Da mesma maneira que outros métodos de difração, a difração por nêutrons mede a deformação elástica em um material policristalino indiretamente através da medição da modificação no espaço interatômico que há entre um estado livre de tensões e um estado com tensões providas do carregamento de serviço ou residuais.

As medições são feitas da mesma maneira que no método de difração de raios-X, com o detector se movimentando ao redor do espécime para localizar a posição angular de maior intensidade do feixe difratado. A maior vantagem que tem o método de difração por nêutrons é a maior penetração que pode ser atingida, até 100 mm no caso do alumínio e 25 mm para o aço (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

Pela sua alta resolução espacial, este método pode gerar mapas tridimensionais de distribuição de deformação para componentes mecânicos. Isto, combinado a sua capacidade de armazenamento de dados, fez com que o método de difração por nêutrons seja utilizado na área de pesquisa para a validação de modelos teóricos e simulações numéricas. Por outro lado, este método é muito caro quando comparado com outros métodos de medição por difração.

2.3.2.12 Técnica de difração de elétrons

Através deste método pode ser obtida uma resolução espacial muito alta usando um feixe de elétrons o qual pode ser focado a diâmetros tão pequenos quanto 10 nm. Esta técnica se diferencia das outras porque consegue uma grande resolução da deformação. Neste sentido, só é possível serem examinadas pequenas amostras (menores a 100 nm). Não obstante, este método é apropriado para medição das microtensões de componentes grandes e tensões de serviço em componentes estruturais pequenos usados, por exemplo, na eletrônica.

2.3.2.13 Técnicas Magnéticas

As propriedades magnéticas de um material podem ser utilizadas para a medição das tensões residuais. A sua principal vantagem radica em ser um método não destrutivo, barato, simples e muito rápido (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

O razão pela qual as propriedades magnéticas serem sensíveis às tensões residuais está relacionada à magnetoestrição do material, ou seja, a orientação do domínio magnético é alterada quando um material é submetido a tensões. Pelo conceito da energia mínima, a magnetização causa o alinhamento dos domínios magnéticos com as suas direções cristalinas. Uma mudança no nível de tensões influencia o número de domínios alinhados ao longo das suas direções cristalinas alterando, desta maneira, a energia elástica magnética necessária para o alinhamento, Figura 22.

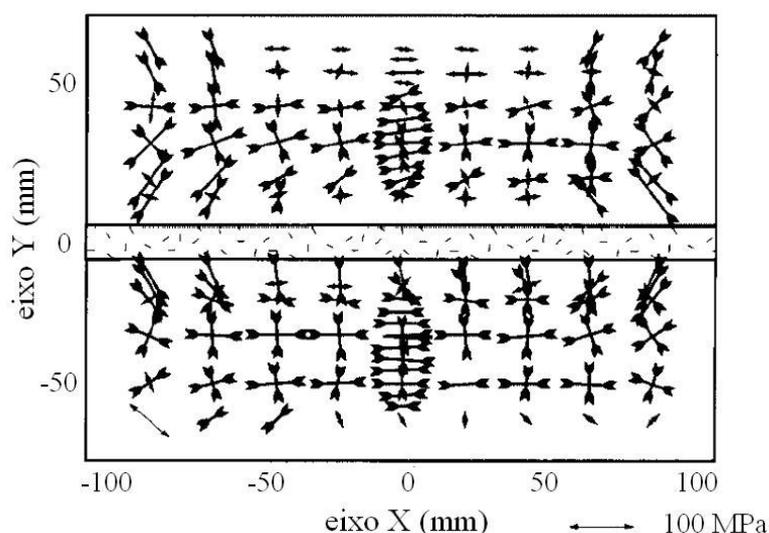


Figura 22. Mapa de tensões residuais obtido pelo método magnético para uma chapa soldada no meio (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

Desta maneira a presença de tensões residuais compressivas reduz a taxa de alinhamento dos domínios magnéticos na direção do campo magnético externo e para tensões trativas o efeito é o oposto.

Apesar de que a relação entre as tensões e os parâmetros magnéticos é significativa, existem outras variáveis como a dureza, textura, tamanho de grãos etc., as quais também afetam a medição. Por isso é necessária uma calibração inicial onde são correlacionados os parâmetros magnéticos com níveis conhecidos de tensões. Também é recomendado o uso desta técnica em conjunto com outra complementar para eliminar o efeito destas variáveis.

Dentre as técnicas magnéticas existentes podem ser mencionadas:

- ❑ Técnica por emissão Magneto Acústica;
- ❑ Técnica por emissão Barkhausen;
- ❑ Técnica da perda por Histerese;
- ❑ Técnica da permeabilidade da resistência do campo;
- ❑ Técnica da anisotropia magnética por indução de tensões;
- ❑ Método micromagnético ou pelo ruído Barkhausen;
- ❑ Técnica pela corrente de Eddy.

As principais vantagens dos métodos magnéticos são: a velocidade da medição (rápida, feita em alguns segundos), a portabilidade do equipamento e a capacidade de medição de tensões biaxiais. A fraqueza principal destas técnicas é número limitado de materiais e a sua sensibilidade a outras características micro-estruturais.

2.3.2.14 Técnica por Ultra-som

Os métodos de ultra-som utilizam a sensibilidade da velocidade das ondas ultrasônicas, quando viajam através de um corpo sólido, ao nível de tensão aplicada.

A magnitude e direção das tensões presentes em um corpo afetam a velocidade com que as ondas ultrasônicas viajam através dele. Uma vez que a diferença de velocidade de ondas ultrasônicas, em um mesmo corpo submetido a dois estados de tensões diferentes, é pequena e estas são sensíveis aos alinhamentos de grãos do material, é mais praticada a medição do tempo de trânsito das ondas através de um determinado comprimento de material por ser mais precisa que o cálculo da velocidade. Esta pequena diferença de velocidades depende do campo de tensões no corpo inteiro analisado, por este motivo a resolução espacial obtida é grosseira pelo que é só praticada a medição das macrotensões (WITHERS; BHADESHIA, 2001).

Existem vários métodos de medição por ultra-som, mas o mais comumente utilizado é o método da onda longitudinal criticamente refratada, Figura 23.

A principal vantagem é que é possível medir as tensões no núcleo de elementos mecânicos o que faz esta técnica ser adequada para rotinas de inspeção, além de ser portátil e rápido. Por outro lado, este método precisa de testes de calibração para encontrar os coeficientes acústico-elásticos necessários para a sua aplicação.



Figura 23. Conjunto ultra-sônico e transdutores para medição de tensões residuais em uma junta soldada de trilhos de trem (KUDRYAVTSEV; KLEIMAN; GUSTCHA, 2000).

2.3.2.15 Técnica por efeito Raman

O efeito piezo-espectroscópico, ou efeito Raman, está relacionado à interação da luz com a matéria. A incidência da luz laser provoca a vibração dos laços atômicos. A análise da luz dispersada, conhecido como espectro Raman, revela informação vital sobre o estado físico e composição química do espécime. Raman, ou linhas fluorescentes, mudam de lugar com as variações na tensão hidrostática (KANDIL et al., 2001).

Esta técnica é não destrutiva e não precisa de contato direto com o espécime. Além disso, este método possui uma resolução espacial alta que pode ser incrementada quando acoplado a um microscópio ótico (fração de micron).

Este método é essencialmente uma técnica para medição de deformações superficiais, mas quando combinado com materiais óticos transparentes como a safira é possível obter informações em camadas embaixo da superfície. Esta técnica é limitada e adequada para materiais poliméricos, cerâmicos e compostos que respondem a efeito Raman.

2.3.2.16 Técnica Termo-elástica

Esta técnica está baseada no registro das ligeiras mudanças na temperatura, através de câmera infravermelha, provocadas pela deformação elástica de um material para a determinação no nível de tensões ao qual está submetido o componente. Estas mudanças de

temperatura são bastantes leves e estão na ordem, por exemplo, de 1 mK para 1 MPa no caso de aços (WITHERS; BHADSHIA, 2001).

A mudança de temperatura é relativamente pequena em relação à sensibilidade das câmeras infravermelhas disponíveis atualmente, e é por esse motivo que seu uso é limitado a grandes centros de pesquisa por enquanto, Figura 24.

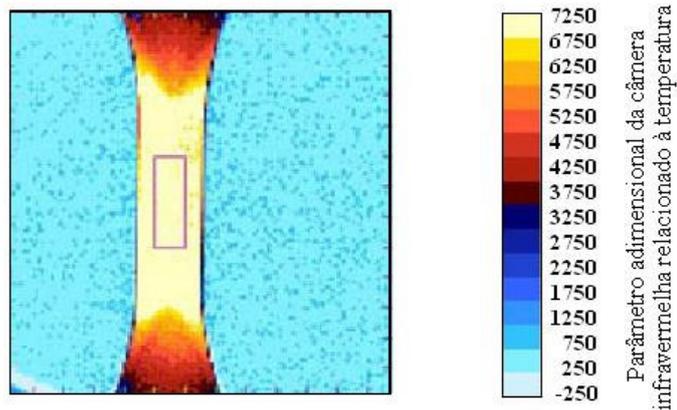


Figura 24. Padrão de temperatura relacionado às tensões induzidas em um corpo de prova (NASA GLENN RESEARCH CENTER, 2008).

No Anexo D é apresentado um resumo comparativo entre as características de medição de tensões residuais (KANDIL et al., 2001).

CAPÍTULO 3

CARACTERÍSTICAS DA MOLA AUTOMOBILÍSTICA

3.1 CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS

A mola automobilística considerada neste estudo é uma mola de lâmina parabólica cuja forma de montagem e geometria são apresentadas nas Figuras 25 e 26. Essa mola pertence ao sistema de suspensão dianteiro, o qual é composto por duas lâminas idênticas, Figura 25, fabricada pela empresa Cindumel para ser utilizada em veículo do tipo van.

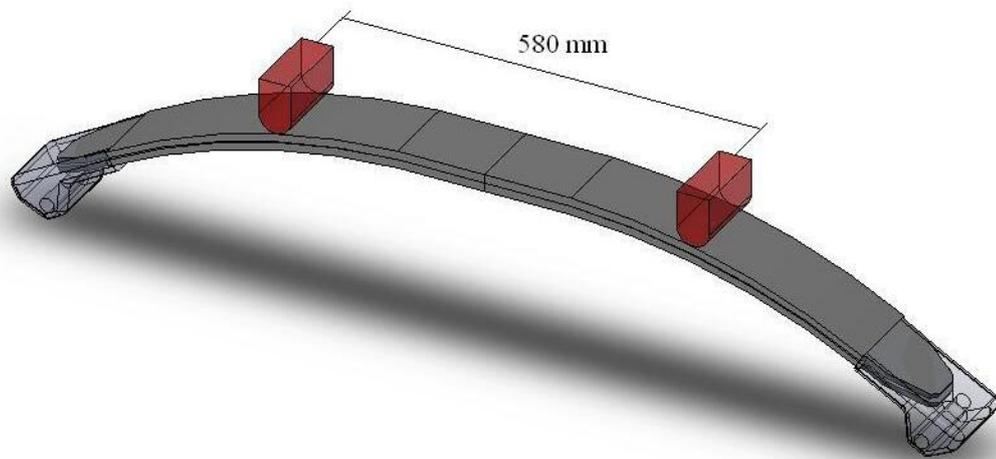


Figura 25. Esquema da montagem do feixe de molas.

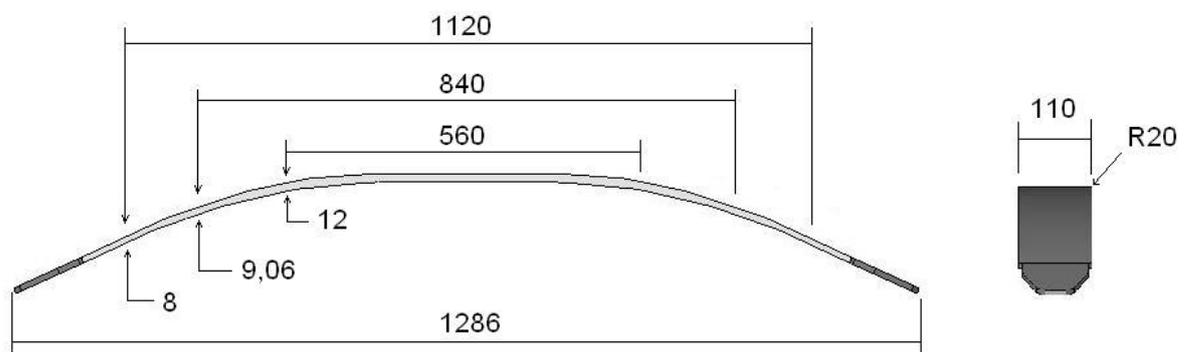


Figura 26. Geometria da mola automobilística inteira da qual são extraídos os corpos de prova, medidas em mm (CINDUMEL, 2006).

Este sistema de molas é montado na posição transversal ao comprimento do veículo, no eixo dianteiro. A carga é aplicada na parte superior do sistema sendo distribuída em dois pontos de apoio separados por 580 mm, Figura 25.

3.2 MATERIAL

O material da mola automobilística em questão é o aço ABNT 5160 que é um aço utilizado para beneficiamento, isto quer dizer que é um aço destinado para a construção mecânica, com composição química adequada à realização de têmpera e revenimento.

Outras denominações para este aço, dependendo das normas, podem ser as seguintes: ABNT 5160, SAE 5160, VR-60 (AÇOS VILLARES, 2001), AISI 5160, ASTM A 322-80 Tipo 5160 e JIS G 4801-67 Tipo SUP 9.

Este aço foi desenvolvido para a indústria automobilística para a fabricação de feixe de molas, molas parabólicas, semi-elípticas e helicoidais. Segundo especificações do fabricante da liga (AÇOS VILLARES, 2001), seu emprego é recomendável para molas laminadas de até 25 mm de espessura e helicoidais de até 30 mm de diâmetro do arame. Este aço liga é apropriado em aplicações onde é indispensável uma grande resistência à corrosão, ao calor e à fadiga por flexão.

Possui um alto limite de escoamento e limite de resistência máxima, boa tenacidade, média temperabilidade e má soldabilidade. Outra aplicação para esta liga de aço é na fabricação de ferramentas e utensílios de corte. Este material oferece bastante dificuldade para ser usinado ou soldado quando a lâmina é conformada à quente pelo seu alto teor de carbono e cromo.

3.2.1 Composição Química

A composição química do aço ABNT 5160 é mostrada na Tabela 3. Porém, na fabricação deste aço, especificamente para a indústria de molas, são adicionadas, com frequência, pequenas quantidades de vanádio (0,15%) e molibdênio (entre 0,15% e 0,25%) as quais incrementam o tamanho de grão e a resistência ao desgaste respectivamente. Isto resulta em um aumento considerável da resistência à fadiga do material.

Tabela 3. Composição química da liga de aço ABNT 5160 padrão.

Carbono	Manganês	Silício	Cromo	Fósforo	Enxofre
0,56 - 0,64%	0,75 - 1,0%	0,15 - 0,30%	0,70 - 0,90%	máx. 0,035%	máx. 0,04%

3.2.2 Tratamentos Térmicos

A mola, dentro do processo de fabricação, passa por dois processos de tratamento térmico, têmpera e revenimento, nessa ordem. A aplicação destes processos visa melhorar as propriedades mecânicas do componente. A têmpera é realizada a partir de uma temperatura de 840°C em óleo e o revenimento a 450°C por 10 horas (CINDUMEL, 2006).

3.2.3 Propriedades Mecânicas

As propriedades mecânicas do aço ABNT 5160 foram obtidas através de ensaios de tração realizados no Laboratório de Impacto da Escola Politécnica da USP. Foram ensaiados quatro corpos de prova instrumentados com um extensômetro tipo Gauge GL 25 mm em uma máquina para ensaios de tração modelo Instron 3369 com capacidade de 50 kN. Figura 27.



Figura 27. Ensaio de tração do aço ABNT 5160 e detalhe do extensômetro.

Os resultados de cada um dos corpos de prova são mostrados no Apêndice A. As propriedades mecânicas resultantes, obtidas diretamente do ensaio, são apresentadas na Tabela 4. Os valores de densidade do material e o do coeficiente de Poisson, também apresentados na Tabela 4, foram obtidos para o aço ABNT 5160 da guia virtual de materiais para engenharia mecânica Efunda (2008).

Tabela 4. Propriedades mecânicas de engenharia.

Módulo de elasticidade	183,7 GPa
Coefficiente de Poisson*	0,3
Densidade*	7800 kg/m ³
Limite de escoamento	1240 MPa
Limite de resistência	1360 MPa
Limite de ruptura	1318 MPa
Deformação no limite de resistência	3,41 %
Estricção	16,94 %
Dureza	39,2 HRc

* Efunda (2008)

Para encontrar a curva tensão-deformação real do material ABNT 5160 foram calculadas, em primeiro lugar, as propriedades mecânicas reais. Estas foram estimadas com base nas expressões para deformação e tensões reais (DE SOUZA, 1982).

São utilizadas as equações (1) e (2) para o cálculo do limite de resistência mecânica real e o alongamento real a partir do valor da estricção. Com estes parâmetros e assumindo que a parte plástica da curva do material é de forma exponencial, equação (3), são obtidos parâmetros que definem a curva tensão-deformação real do ABNT 5160, Tabela 5.

$$\delta_R = -\ln(1-\psi) \quad (1)$$

$$\sigma_{bR} = \frac{\sigma_b}{1-\psi} \quad (2)$$

$$\sigma_R = K\varepsilon_R^n \quad (3)$$

onde δ_R é a deformação máxima verdadeira, σ_b é o limite de ruptura de engenharia, σ_{bR} é o limite de resistência mecânica verdadeiro, ψ é a estricção, σ_R e ε_R são a tensão e a deformação verdadeiras, K é o coeficiente de resistência, e n é o coeficiente de encruamento.

As constantes K e n são calculadas considerando dois pontos da zona plástica da curva tensão-deformação: o ponto do limite de escoamento e o ponto da resistência mecânica do material (CALLE, 2004).

Tabela 5. Características da curva tensão-deformação real do ABNT 5160.

Limite de resistência mecânica verdadeiro	1586 MPa
Deformação máxima verdadeira	18,5 %
Coefficiente de resistência	1800 MPa
Coefficiente de encruamento	0,0744

A partir destes valores foi elaborada a curva tensão-deformação real para o aço ABNT 5160 mostrada na Figura 28.

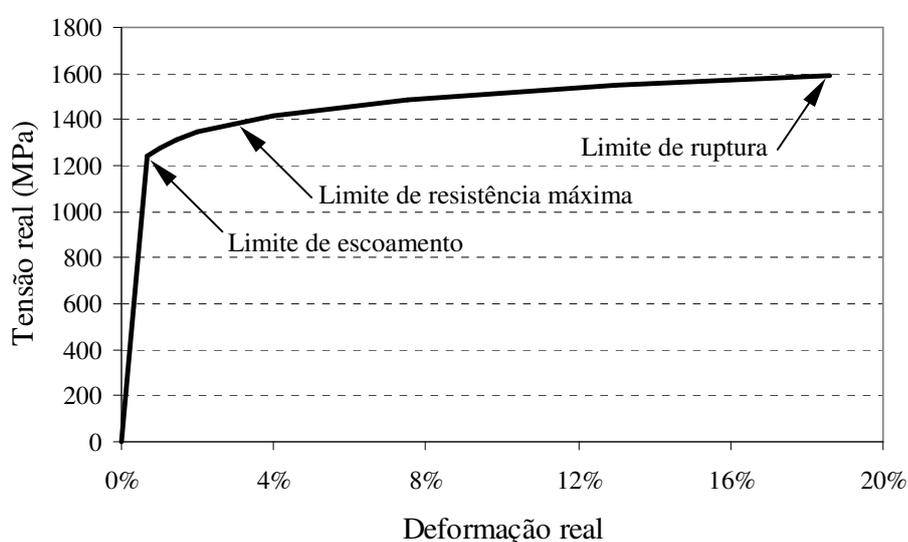


Figura 28. Curva tensão-deformação real obtida a partir do ensaio de tração.

3.3 TENSÕES DE SERVIÇO

A carga útil máxima que suporta o eixo dianteiro, segundo indicação do fabricante, é de 11232 N (1145 kgf). As tensões de serviço foram estimadas através de uma modelagem numérica bidimensional simplificada do conjunto de suspensão.

Foi modelada apenas metade do sistema de suspensão composto por duas molas parabólicas, uma acima da outra, e o aplicador de carga usando um modelo bidimensional de estado plano de tensões, Figura 29. Todos estes elementos estão vinculados por contato deslizante com atrito. No plano de simetria, no lado direito do modelo, são inseridas as respectivas restrições de deslocamento (direção X) nas molas, enquanto que o deslocamento do outro extremo de cada uma das molas é restrito na vertical (direção Y). O aplicador de

carga só possui liberdade de movimento na direção vertical, direção na qual é aplicada a metade da carga útil pela distribuição simétrica (5616 N).

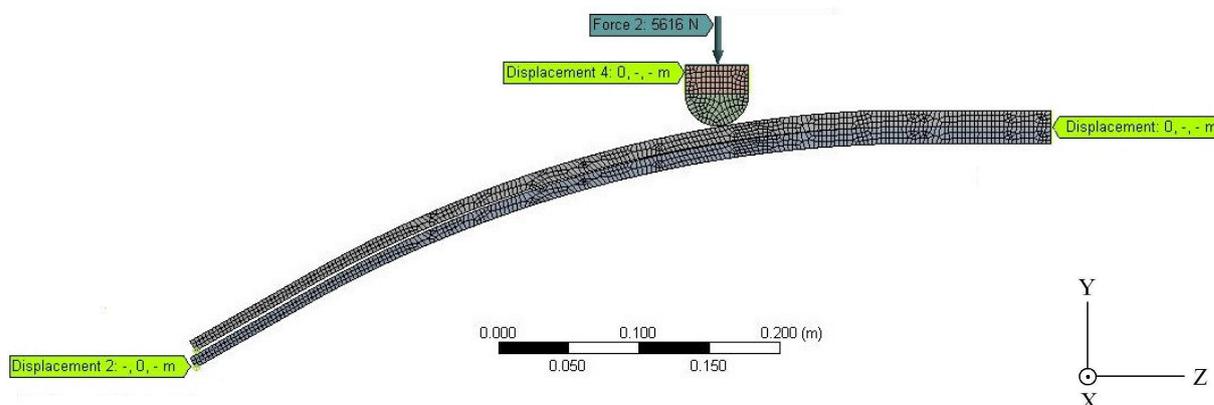


Figura 29. Modelo numérico simplificado do sistema de suspensão para o cálculo das tensões de serviço.

Na Figura 30 são mostradas as máximas tensões normais que resultaram da modelagem numérica do sistema de suspensão quando solicitada com as cargas de serviço. A máxima tensão, no sistema de suspensão, aparece na mola superior bem abaixo e na face oposta ao ponto de aplicação do carregamento. O valor desta tensão é de 558 MPa.

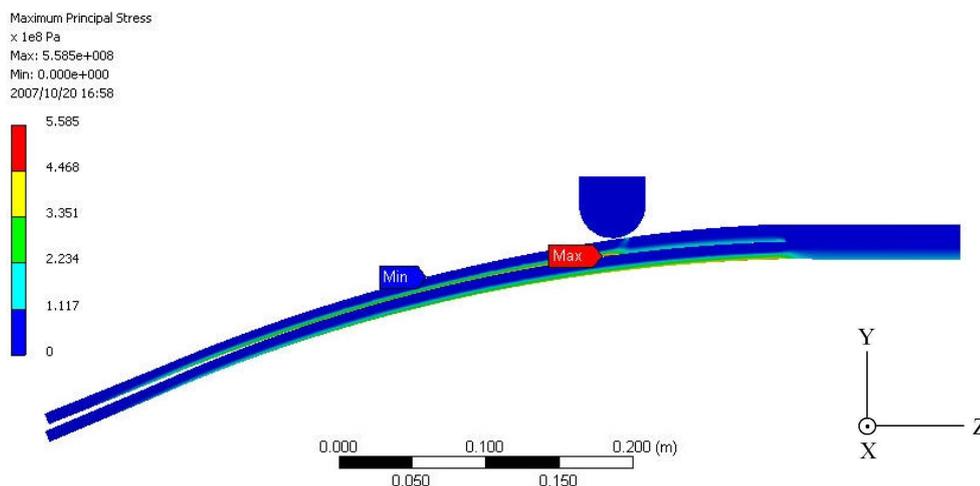


Figura 30. Tensões principais resultantes da modelagem numérica simplificada do sistema de suspensão solicitado com as cargas de serviço.

A localização do ponto de máxima tensão de serviço confere com a localização típica de falha por fadiga segundo informações do setor de qualidade da empresa Cindumel (2006).

3.4 APLICAÇÃO DO JATEAMENTO COM GRANALHA

Foram consideradas, para efeitos do ensaio, duas condições diferentes de jateamento. Na primeira condição a Mola 1 foi submetida ao JCG em condições comuns sem restrições, quer dizer, livre de tensões prévias, onde a face superior da mola é exposta a dois jatos de granalhas que são aplicados na mola de forma diagonal, Figura 31, com relação ao sentido da faixa transportadora e à mola. Na Figura 31 pode ser vista, também, a Mola 1 ingressando na câmara de aplicação do JCG sem as restrições mencionadas.

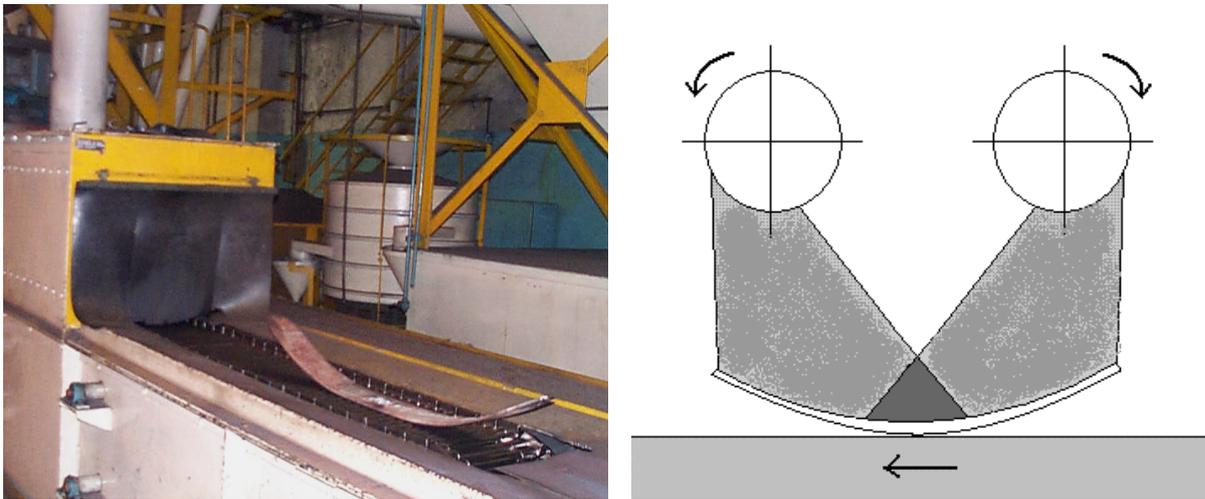


Figura 31. Mola 1 sendo tratada por JCG e esquema de aplicação dos jatos de granalha pelas duas turbinas em série.



Figura 32. Câmara para aplicação do JCGST e esquema da aplicação da flexão e dos jatos de granalha pelas duas turbinas em paralelo.

A Mola 2 foi submetida ao jateamento com granalha sob tensão (JCGST) ou mais conhecido no meio industrial como *stress peening*. Neste processo, a Mola 2 foi flexionada pelo deslocamento horizontal no meio da mola de 140 mm, expondo a superfície com tensões de tração aos jatos de granalhas, Figura 32. A mola é montada verticalmente numa câmara giratória com dois compartimentos. Quando a câmara gira, a mola entra para o lado interno da câmara onde é flexionada e exposta aos jatos de granalha. A máquina para tratamento de JCGST emprega dois jatos de granalhas de maneira que varrem o comprimento inteiro da mola, como mostrado no esquema da Figura 32.

Tabela 6. Parâmetros de JCG aplicados nas duas molas (CINDUMEL, 2006).

Mola	Mola 1	Mola 2
Tipo de jateamento	JCG	JCGST
Intensidade Almen A *	0,92 mm	0,67 mm
Tamanho da granalha **	S330	S330
Tempo de exposição	60 s	50 s
Cobertura	aprox. 300 %	aprox. 300 %
Flecha antes da exposição	164 mm	172 mm
Flecha depois da exposição	158 mm	166 mm

* referência SAE J442 (1995)

** referência SAE J444 (1993)

A aplicação do jateamento de ambas as molas foi feito na empresa Cindumel em Guarulhos, São Paulo. Na Tabela 6 são apresentados os parâmetros de jateamento para cada um dos dois tratamentos. As características das máquinas de tratamento de JCG e JCGST são apresentadas na Tabela 7.

Tabela 7. Características das máquinas de tratamento de JCG e JCGST (CINDUMEL, 2006).

Máquina	JCG	JCGST
Diâmetro da turbina	440 mm	380 mm
Velocidade da turbina	1450 rpm	1167 rpm
Potência do motor	75 cv	40 cv
Número de pólos	4	4
Rotação do motor	1750 rpm	1750 rpm
Número de turbinas	2	2
Instalação das turbinas	série	paralelo

A granalha utilizada para aplicação do JCG e do JCGST é de aço fundido, basicamente de estrutura martensítica. A composição química da granalha é mostrada na Tabela 8.

Tabela 8. Composição química da granalha de aço (IKK DO BRASIL, 2007).

Carbono	Magnésio	Silício	Fósforo	Enxofre
0,8-1,2%	0,6-1,2%	0,4 %	máx 0,05%	máx 0,05 %

O tamanho da granalha é definido pela norma SAE J444 (1993). O tamanho das granalhas é proporcionado pelo fabricante, IKK do Brasil (2007), por meio dos valores de porcentagens (em peso) de granalha retida pelos diferentes tamanhos de abertura de peneira. Assim se tem que, na granalha tamanho S330, para uma abertura de peneira de 1,4 mm não é retida nenhuma granalha (0%) enquanto que para uma abertura de 0,71 mm são retidas quase todas as granalhas (97%), Tabela 9. Dentro dos padrões do IKK do Brasil, o diâmetro nominal da granalha S330 é considerado 0,875 mm. A dureza, de pelo menos 80% das granalhas, é garantida pelo fornecedor dentre 490 e 610 HV (entre 47 a 54 HR_C).

Tabela 9. Distribuição acumulativa do tamanho da granalha S330, SAE J444 (1993).

Abertura da peneira (mm)	Quantidade retida na peneira
1,40	0 %
1,18	máximo 5 %
1,00	não informado
0,85	mínimo 85 %
0,71	mínimo 96 %

CAPÍTULO 4

PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1 INTRODUÇÃO

A partir das duas molas parabólicas fornecidas pela empresa Cindumel, tratadas por JCG e JCGST, são extraídos corpos de prova para analisar as tensões residuais. Adicionalmente, foi analisado um único corpo de prova extraído de uma mola, semelhante às anteriores, mas que não foi tratada por jateamento com a finalidade de conhecer as tensões residuais iniciais.

Cada uma das molas parabólicas tratadas por jateamento foi cortada com serra de fita resultando em 11 corpos de prova de 100×110 mm como são mostradas no esquema, Figura 33. Foi empregada uma serra de fita horizontal basculante marca Franho, modelo SF-250, a uma velocidade de corte de 46 m/min e uma velocidade de avanço de 0,86 mm/min. Estas baixas velocidades de usinagem garantem que não sejam distorcidas as tensões residuais originais. O tamanho dos corpos de prova (100×110 mm) foi escolhido em função do máximo tamanho de amostra que a máquina para ensaios por difração de raios-X consegue suportar.

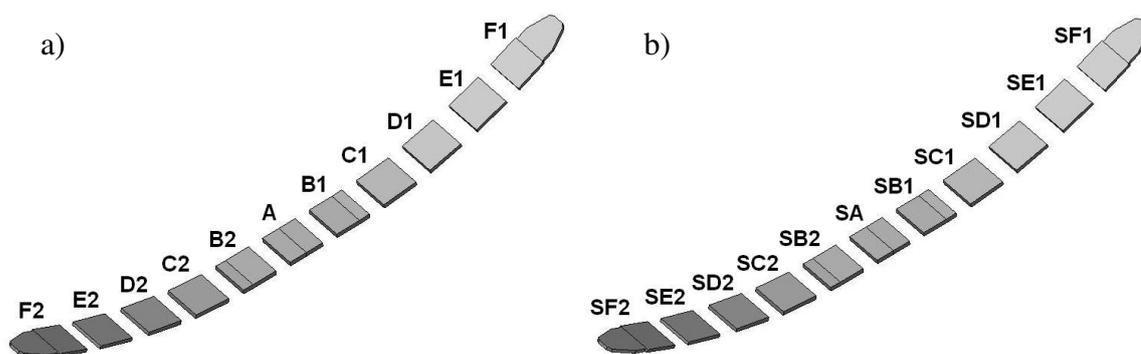


Figura 33. Esquema de corte das molas automobilísticas para a extração dos corpos de prova: a) Mola 1 submetida à JCG, e b) Mola 2 submetida à JCGST.

Os corpos de prova empregados para análise das tensões residuais pelas técnicas de difração de raios-X e pela técnica do furo incremental cego são identificados nas Tabelas 10, 11 e 12. Foram escolhidos corpos de prova localizados de forma simétrica em relação ao centro da mola (corpos de prova A e SA), ver Figura 33.

Tabela 10. Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais na superfície extraídos da mola tratada por JCG, numerados segundo esquema de corte.

Corpo de prova	F1	E1	D1	C1	B1	A	B2	C2	D2	E2	F2
Difração de raios-X		•		•		•		•		•	

Tabela 11. Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais ao longo da profundidade, extraídos da mola tratada por JCG, numerados segundo esquema de corte.

Corpo de prova	F1	E1	D1	C1	B1	A	B2	C2	D2	E2	F2
Difração de raios-X		•		•		•		•			
Técnica do furo incremental cego					•		•				

Tabela 12. Corpos de prova escolhidos para análise das tensões residuais ao longo da profundidade, extraídos da mola tratada JCGST, numerados segundo esquema de corte.

Corpo de prova	SF1	SE1	SD1	SC1	SB1	SA	SB2	SC2	SD2	SE2	SF2
Difração de raios-X		•				•				•	
Técnica do furo incremental cego					•		•				

4.2 ANÁLISE POR RAIOS-X

4.2.1 Procedimento

Os ensaios para a obtenção das tensões residuais, usando a técnica de difração de raios-X, foram desenvolvidos no laboratório do Centro de Ciência e Tecnologia de Materiais no Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares.

O equipamento usado é um difratômetro da marca Rigaku modelo Demax. Foi empregado o método $\text{Sin}^2 \psi$ com 13 leituras varrendo os ângulos desde -60° até 60° irradiando-se Cr K α nos planos cristalográficos (2 1 1). A medição por difração de raios-X é feita em uma área de 2×1 mm. Foram consideradas as propriedades elásticas do ABNT 5160, vistas anteriormente na Tabela 4.

Para a obtenção da distribuição das tensões residuais ao longo da profundidade se adotou um procedimento que envolve, seqüencial e repetidamente, a medição da tensão residual na superfície e o desbaste de camadas de material na superfície. Assim, para cada camada de material desbastada é medida a tensão residual pela técnica de difração de raios-X.

Desta maneira, a definição no traçado do perfil das tensões residuais depende diretamente da espessura das camadas de material desbastadas.

A definição do perfil de tensões está relacionada à espessura das camadas desbastadas, ou seja, para espessuras de camadas desbastadas mais finas se obtém uma curva com maior definição (curva traçada com maior quantidade de pontos), no entanto, o custo de mão de obra e tempo é maior.

O desbaste da superfície é feito por ataque químico utilizando ácido nítrico, Figura 34. Para cada um dos ataques químicos é empregada uma mistura de, aproximadamente, 8 ml com 50% ácido nítrico e 50% de água. Para facilitar o processo de desbaste é efetuado o ataque químico unicamente na região da superfície onde é efetuada a medição pela técnica de difração por raios-X. A região do ataque químico é delimitada usando um tubinho colado na superfície com massa de modelar.

Visto a alta dureza do metal ensaiado (aço ABNT 5160), foi necessário, para a análise de algumas amostras, o aquecimento do corpo de prova durante o ataque químico. O aumento da temperatura aumenta o poder corrosivo da mistura empregada e faz desbastar maior espessura de metal, Figura 34.



Figura 34. Remoção de camadas por ataque químico para a análise por difração de raios-X.

As amostras são submetidas, na média, por 90 s de tempo de ataque o que resulta em um desbaste da camada superficial de, aproximadamente, 40 μm de profundidade. A profundidade é medida, após cada desbaste, usando um micrometro digital, Figura 34.

Após cada uma das etapas de desbaste, os corpos de prova foram montados na máquina de difração por raios-X para medir as tensões residuais, Figura 35.



Figura 35. Montagem da amostra na máquina de difração por raios-X.

4.2.2 Tensões residuais obtidas por difração de raios-X

Todas as medições feitas empregando a técnica de difração de raios-X foram para medição da tensão residual na direção Z, conforme o posicionamento no ensaio dos corpos de prova e o sistema de coordenadas adotado para a modelagem numérica.

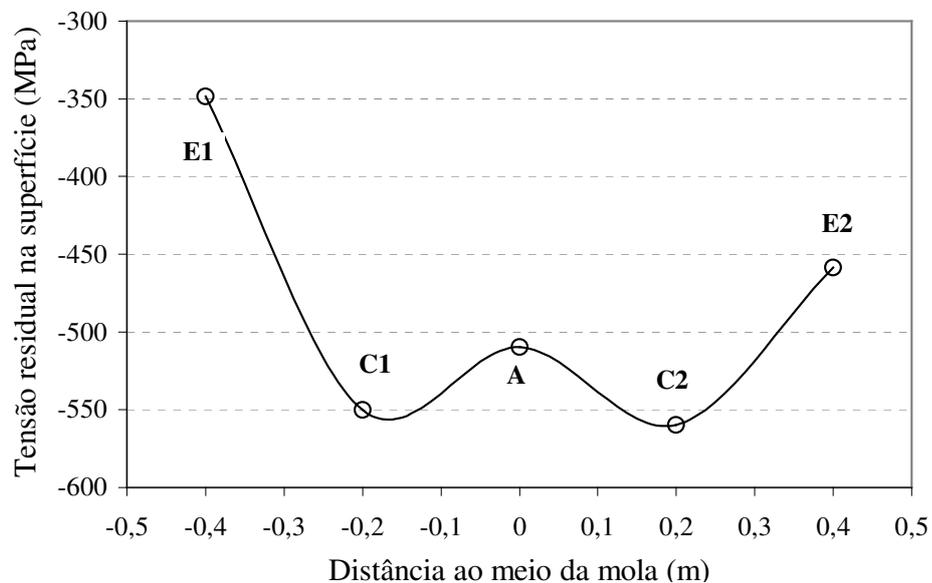


Figura 36. Tensões residuais superficiais obtidas em diferentes localizações da Mola 1.

Inicialmente, foram feitas 5 medições de tensão residual por difração de raios-X nas superfícies dos corpos de prova atingidas pelos tratamentos de JCG (Mola 1) e 1 medição na superfície oposta. Estas medições foram feitas em localizações que equidistam

longitudinalmente em 0,2 m considerando como origem de coordenadas o centro da mola, como mostrado na Figura 36.

Como é observado na Figura 36, o maior e o menor valor de tensão residual, registrados na superfície dos corpos de prova da Mola 1, ocorrem em C2 e E1 respectivamente. Para analisar melhor esta peculiaridade, são levantados os valores de tensão residual, ao longo da profundidade, de ambos os corpos C1 e E1 através da técnica de difração de raios-X. Visto a diferença apresentada entre as distribuições de tensões residuais para os corpos de prova C2 e E1, foram desenvolvidas mais duas medições adicionais nos corpos de prova A e C1.

A seguir, na Figura 37 são apresentadas as distribuições de tensões residuais, extraídas usando a técnica de difração de raios-X, dos corpos de prova A, C1, C2 e E1.

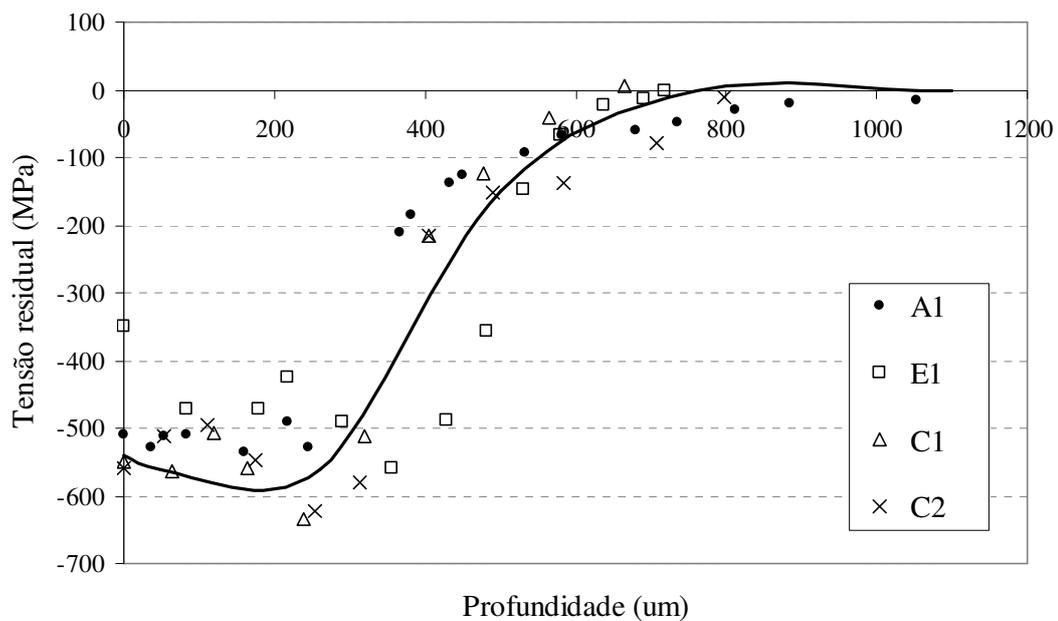


Figura 37. Tensões residuais na mola submetida a JCG, obtidas por difração de raios-X.

Para a mola 1, submetida ao JCG, a média geral das σ_{sup}^r foi estimada em -492 MPa. Mas, como conseqüência da diferença do valor de σ_{sup}^r do corpo de prova E1, este foi desconsiderado na análise. Assim, a média das σ_{sup}^r é recalculado em -540 MPa.

Pode-ser acrescentado que enquanto a diferença percentual dos valores de σ_{sup}^r dos corpos A, C1 e C2 não difere em mais de 5,7 % com o valor da média recalculada, a diferença do valor do corpo E1 difere em pouco mais de 33 %. Isto acontece, provavelmente, porque o

tratamento de JCG, ainda que a mola tratada apresente cobertura completa (superfície completamente coberta pelas endentações de granalha), em termos de intensidade, a zona E1 pode ter sido a menos afetada porque nesta extremidade da mola o jato de granalhas aplicado está longe de ser perpendicular à superfície da mola pela sua geometria parabólica. É por este motivo que se desconsidera E1 no cálculo geral. A média das $\sigma_{máx}^r$ foi calculada em -597 MPa, sendo que o máximo valor, obtido na chapa C1, foi de -633 MPa a uma profundidade de 0,24 mm.

Apresentou-se uma maior dificuldade para a medição da profundidade da camada das tensões residuais compressivas (h_p), ou seja, a profundidade na qual as tensões residuais compressivas viram trativas. Isto se deve a que os valores pequenos de tensões residuais, abaixo de 40 MPa, são difíceis de serem medidos por limitações de precisão desta técnica. Nesse sentido, se considera que o valor de tensão residual vira nulo quando seu valor absoluto é menor ou igual a 40 MPa.

Levando em conta esta consideração, a média da profundidade da camada das tensões residuais compressivas foi calculada em 0,76 mm. A diferença percentual entre a profundidade média e a do corpo E1 (0,638 mm) é de 16 %, enquanto a máxima diferença percentual da mesma média com a dos outros corpos não ultrapassa os 12 %.

Na Tabela 13 são mostrados os valores característicos das distribuições de tensões residuais, induzidas pelos tratamentos de JCG, medidos pela técnica de difração por raios-X. Os valores destas tensões são apresentados no Apêndice E.

Tabela 13. Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCG e medidas pela técnica de difração de raios-X.

Valor característico	A	C1	C2	JCG média
h_p (mm)	0,813	0,666	0,798	0,76
σ_{sup}^r (MPa)	-510	-550	-560	-540
$\sigma_{máx}^r$ (MPa)	-536	-633	-623	-597

Em continuação, foram analisadas as distribuições de tensões residuais para os corpos de prova SA, SE1 e SE2 extraídos da Mola 2 tratada por JCGST, Figura 38. Para esta análise foram escolhidos os corpos de prova central (SA) e dois corpos equidistantes do meio da mola e próximos às extremidades (SE1 e SE2).

Para a mola 2, submetida a JCGST, pelos mesmos motivos mencionados anteriormente, foi desconsiderada a distribuição de tensões residuais medida no corpo de prova SE1, o qual apresenta valores de tensões residuais muito abaixo da média. Levando em conta esta consideração, o valor médio dos valores característicos induzidos pelo processo de JCG, estimados unicamente em função dos resultados dos corpos de prova SA e SE2, foram calculados em 0,862 mm, σ_{sup}^r e $\sigma_{máx}^r$ respectivamente. A $\sigma_{máx}^r$ está localizada a uma profundidade de 0,34 mm.

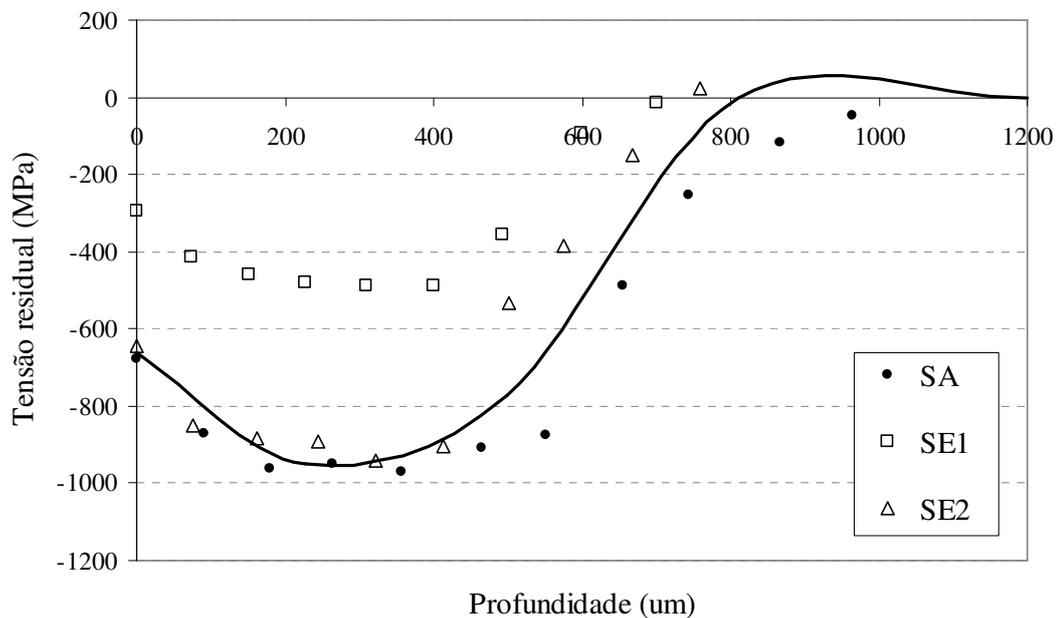


Figura 38. Tensões residuais na mola submetida a JCGST, obtidas por difração de raios-X.

Na Tabela 14 são mostrados os valores característicos das distribuições de tensões residuais dos corpos de prova SA e SE2, induzidas pelo tratamento JCGST, medidos pela técnica de difração por raios-X. Os valores destas tensões residuais (incluindo as do corpo de prova SE1) são mostrados no Apêndice F.

Como pode se observar nas Tabelas 13 e 14 é evidente que o tratamento de JCGST foi mais enérgico que o de JCG, ainda que a intensidade Almen registrada para o JCG tenha sido maior que para o JCGST, como se mostra na Tabela 6. Isto acontece porque a intensidade Almen não considera a tensão trativa na superfície tratada, imposta na mola por flexão, durante a aplicação do JCGST.

Tabela 14. Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCGST e medidas pela técnica de difração de raios-X.

	SA	SE2	JCGST média
h_p (mm)	0,965	0,758	0,862
σ_{sup}^r (MPa)	-679	-643	-661
$\sigma_{máx}^r$ (MPa)	-970	-939	-954,5

Finalmente, foi analisada a distribuição de tensões residuais para o corpo de prova extraído da mola que não foi tratada por nenhum processo de jateamento com granalha (JCG ou JCGST). Os valores de tensão residual obtidos nesta análise não ultrapassam +36 MPa, sendo que a média destes valores é de +28 MPa a qual representa só 4,8 % e 2,9 % do valor da tensão residual máxima de compressão induzido pelos processos de JCG e JCGST respectivamente, Tabela 13 e 14. Sendo que estes valores são relativamente pequenos quando comparados com as tensões induzidas pelo jateamento, a mola parabólica, antes de passar pelo jateamento, pode ser considerada isenta de tensões.

Os valores de tensão residual do corpo de prova que não foi tratado por nenhum processo de jateamento são apresentados no Apêndice L.

4.3 ANÁLISE PELA TFIC

A Técnica do Furo Incremental Cego (TFIC) é uma adaptação da técnica do furo passante (conhecida como *hole-drilling*) para poder avaliar as tensões residuais a diferentes profundidades do material analisado. Esta técnica consegue estimar as tensões abaixo da superfície por meio da análise das deformações que ocorrem pelo relaxamento quando é usado um furo cego incrementando progressivamente a sua profundidade.

Em primeiro lugar são apresentados o projeto, fabricação e procedimento de uso do sistema de medição pela TFIC, desenvolvido completamente neste trabalho.

Em segundo lugar aparecem as formulações para a análise das deformações por relaxamento em uma chapa de aço quando é aplicada a técnica do furo passante. A partir destas formulações foi desenvolvida a teoria do método da integral para a análise pela TFIC, adaptada para a avaliação de tensões geradas por JCG.

4.3.1 Sistema de medição pela TFIC

Neste trabalho foi desenvolvido um sistema para a medição das tensões residuais em peças tratadas pelo JCG empregando as técnicas do furo incremental e da extensometria elétrica. O projeto do sistema de medição foi dividido em dois subsistemas. A função do primeiro é a usinagem de um furo cego em aço com incrementos de profundidade de 0,1 mm. O segundo envolve a instalação elétrica e extensométrica para a aquisição das deformações.

No projeto do sistema de usinagem do furo cego foi necessário, em primeiro lugar, definir as funções envolvidas no procedimento de medição e, em seguida, estabelecer as alternativas de solução para cada uma destas funções, Apêndice B. A solução escolhida é definida pela solução mais conveniente para cada uma das funções seguindo os critérios de praticidade (resolver atendendo aos requisitos de exatidão e precisão), produtividade (uso particular para pesquisa e não para produção massiva), custo (ser o mais econômico possível) e disponibilidade (que todos os componentes da solução escolhida sejam encontrados no mercado local).

O dispositivo de medição foi construído considerando as alternativas do sistema solução ressaltados na tabela de funções, Apêndice B. A alternativa solução, escolhida para o sistema de medição pela TFIC neste trabalho, é mostrada na Tabela 15.

Tabela 15. Funções do projeto e alternativas de solução selecionadas.

#	Função	Alternativa
1	Segurar máquina	Apoiado livre
2	Nivelar máquina	Manual
3	Conferir nivelção	Nível externo
4	Segurar espécime	Garras
5	Posicionamento do centro	Manual parafusada
6	Conferir posicionamento	Furo guia
7	Avanço da máquina	Engrenagem e cremalheira de precisão
8	Registro do avanço da máquina	Régua de avanço
9	Máquina para furação	Micro-esmeril
10	Ferramenta para furação	Fresa de topo
11	Segurar ferramenta de furação	Mandril

Para a estrutura suporte do sistema e a máquina de usinagem foram empregados um micro-esmeril de alta velocidade Dremel série 300, que atinge uma velocidade de até 35000 rpm, e seu suporte vertical modelo 220, Figura 39. O sistema suporte é apoiado livremente sobre uma mesa plana na hora da operação de medição, mas a nivelção é garantida empregando um nível sobre tal mesa.

Para segurar o corpo de prova no sistema de medição e, ao mesmo tempo, permitir pequenos deslocamentos no plano da mesa para seu posicionamento, alinhamento do centro com o eixo da ferramenta, foi construída em madeira uma base suporte. Esta base suporte segura o corpo de prova com 4 garras parafusadas e permite o deslocamento no plano, para fazer o posicionamento manualmente, e fixar a posição final da mesma maneira que foi colocado o corpo de prova, 4 garras parafusadas, Figura 39.

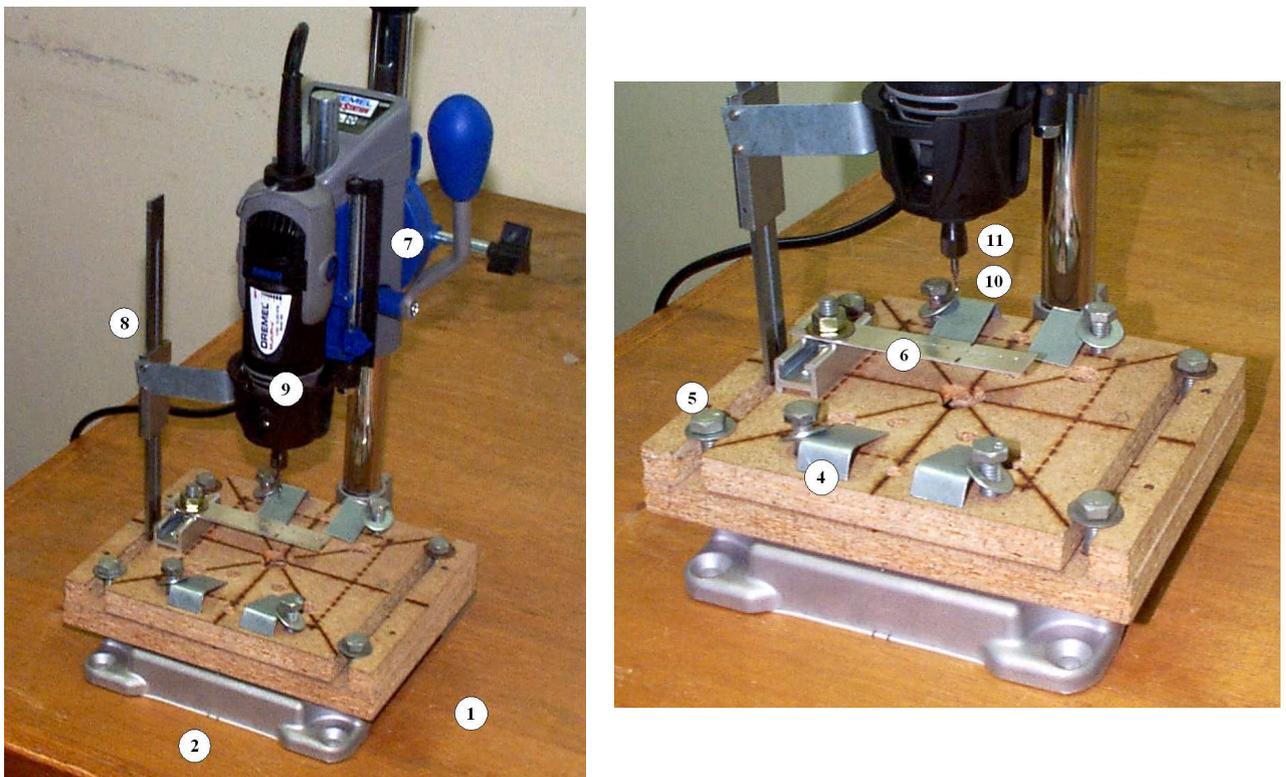


Figura 39. Sistema para medição pela TFCI, e numeração correspondente as funções.

O posicionamento é garantido ajustando, de maneira iterativa e manual, o alinhamento da ferramenta de usinagem com o furo guia da base suporte. Para isto, previamente, foi instalado o furo guia na base suporte concêntrico ao centro da roseta de deformação do corpo de prova, Figura 39.

A ferramenta empregada é uma fresa de topo de 1,5 mm de diâmetro, fabricada em aço

rápido, especial para materiais duros como aços de alto carbono. Não foi possível usar uma broca para substituir a fresa porque o ângulo da ponta da broca comprometeria a geometria do furo usinado complicando, de forma excessiva, a análise das tensões. A ferramenta é acoplada ao micro-esmeril pelo mandril próprio da máquina, Figura 39.

O registro do avanço é efetuado usando uma régua guia instalada paralela ao deslocamento vertical de usinagem da ferramenta. A régua foi obtida a partir de um paquímetro com um extremo fixado à base suporte e o outro ao micro-esmeril móvel. Conseqüentemente, a precisão da profundidade da furação depende da precisão obtida da régua guia vertical (escala de 0,05 mm) e da precisão do operador.

A instalação elétrica do sistema compreende uma roseta de deformação com furo no meio instalado no corpo de prova e o sistema de aquisição de dados.

As rosetas de deformação, da marca Excel Sensores modelo PA-06-062RE-120, são especiais para a aplicação da técnica do furo passante. Este tipo de roseta está composto por 3 extensômetros a 120°, tamanho de 1,57 × 1,57 mm, fator do extensômetro de 2,08 e resistência elétrica de 120 Ω. A roseta vem preparada com um centro no meio, de 1,59 mm de diâmetro, que permite a usinagem do furo. Este tipo de roseta é desenvolvido visando uma distância mínima entre os extensômetros e o furo para obtenção de maior sensibilidade da instrumentação ao relaxamento de deformações quando o furo é usinado.

Já o sistema de aquisição de dados de deformação é da marca Sodemex modelo MCD-20. Este possui múltiplas entradas para conectar vários extensômetros simultaneamente e um seletor para ler o valor da deformação de um de cada vez. A constante de calibração (CAL) é ajustada segundo a relação $CAL = 2000/GF$, onde o GF é o fator do extensômetro. Portanto, a constante de calibração é ajustada em 961. O esquema do sistema de aquisição de dados, em conjunto com a roseta de deformação, pode ser visto na Figura 40.

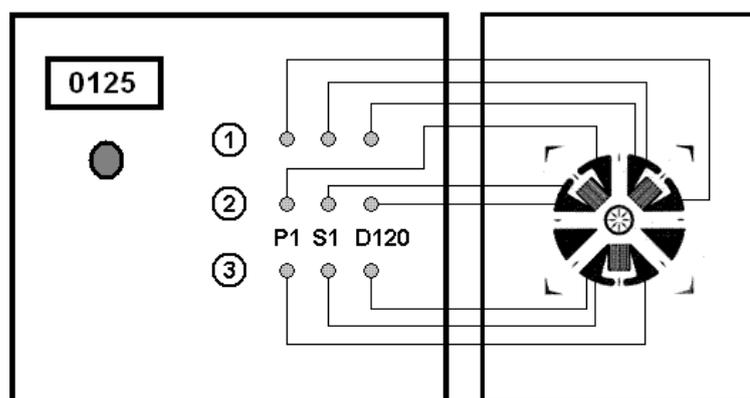


Figura 40. Sistema elétrico de aquisição de dados e roseta de deformação.

Em primeiro lugar, o corpo de prova é instrumentado usando a roseta de deformação. A região do corpo de prova, onde será colocada a roseta, é lixada o suficiente de maneira que elimine protuberâncias que possam dificultar a colagem da mesma (lixa grão 180). A seguir, a superfície é limpa com álcool 92,8%, para garantir a eliminação de qualquer resquício de gordura. A seguir, a roseta é colada usando adesivo instantâneo (Super Bonder) e os fios elétricos instalados e protegidos com silicone universal de cura acética, Figura 41.

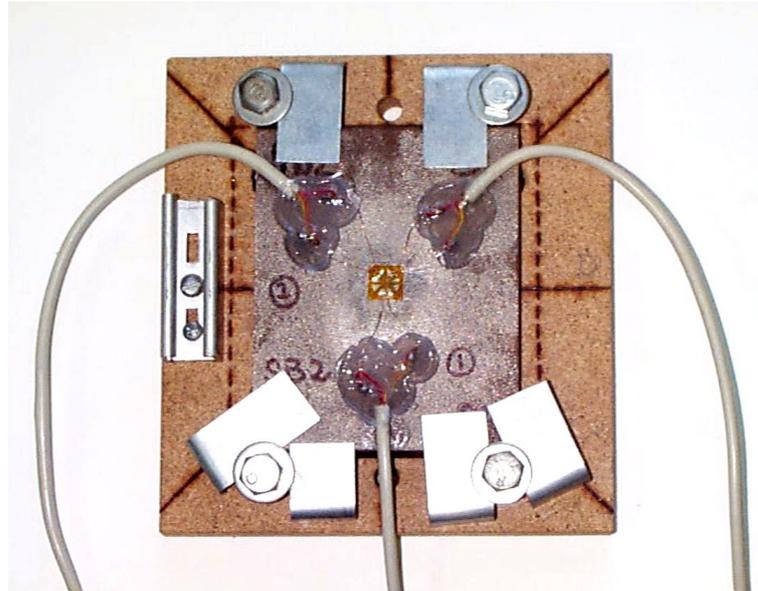


Figura 41. Instalação do corpo de prova no suporte móvel.

Em segundo lugar, o corpo de prova é preso no suporte móvel da máquina usando as garras de sujeição com os parafusos, como mostrado na Figura 41.

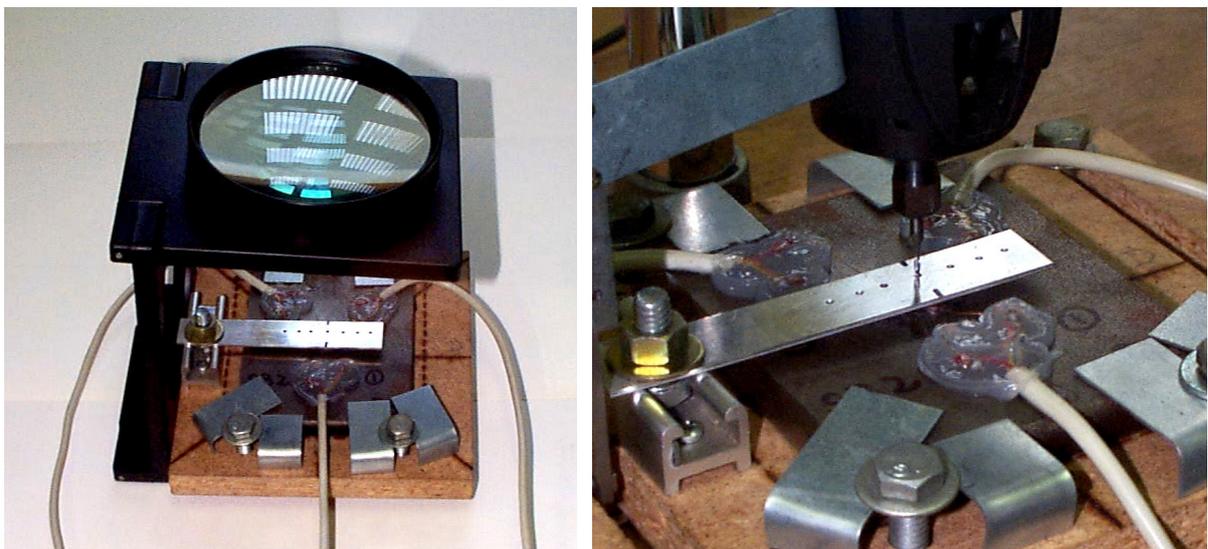


Figura 42. Montagem da régua com o furo guia no suporte móvel, e montagem do suporte móvel no suporte fixo da máquina.

Em continuação, a régua com o furo guia é montada no suporte móvel. O furo guia da régua é alinhado com o centro da roseta de deformação utilizando uma lupa, Figura 42. O furo guia serve de referência na hora da montagem do suporte móvel com o corpo de prova no suporte fixo da máquina. O suporte móvel é ajustado no suporte fixo considerando o alinhamento da ferramenta de usinagem com o furo guia. Desta forma se garante o alinhamento da ferramenta com o centro da roseta.

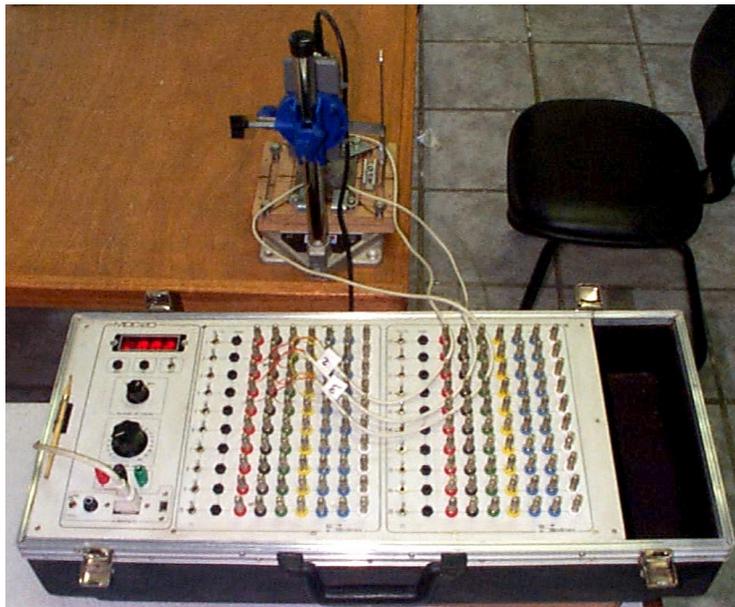


Figura 43. Conexão elétrica da roseta ao sistema de aquisição de dados.

A seguir, o alinhamento da ferramenta com o centro da roseta é verificado visualmente. Concluída a montagem do corpo de prova na máquina na posição do ensaio, são conectados os fios elétricos no sistema de aquisição de dados para medição das deformações, Figura 43.

A execução do ensaio consiste na medição da deformação, registrada em cada um dos três extensômetros da roseta de deformação, para cada um dos incrementos de profundidade de furação executados pela ferramenta, Figura 44.

A profundidade de penetração da ferramenta no corpo de prova é medida utilizando a régua de avanço acoplada à máquina, a qual possui uma precisão de até $\pm 0,025$ mm. Porém, esta precisão depende também da rigidez do sistema. Segundo alguns testes de furação em aço, foi comprovado que a profundidade na usinagem de um furo cego pode ser executada com uma precisão global do sistema de $\pm 0,05$ mm.

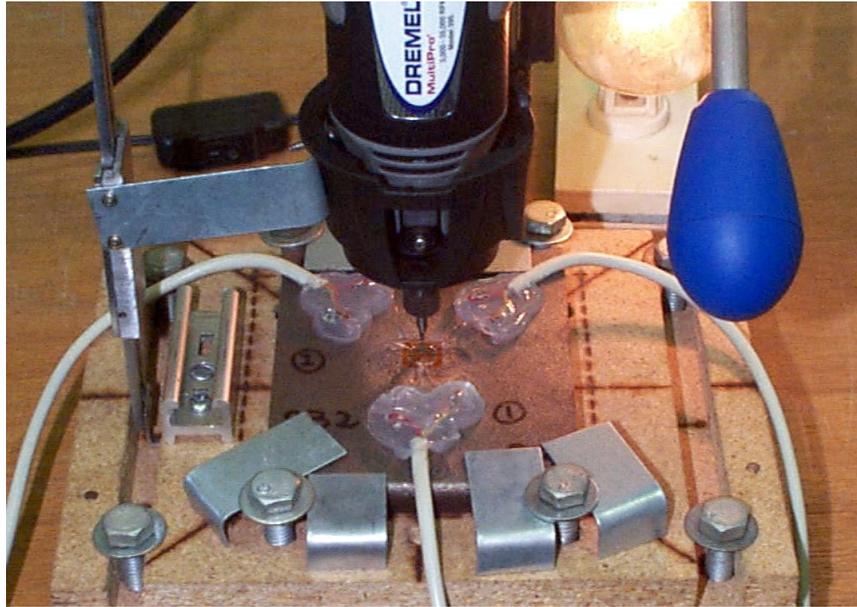


Figura 44. Execução do ensaio para medição das tensões residuais.

4.3.2 Fundamentos da TFIC

Na técnica do furo passante, as tensões são calculadas, indiretamente, pela análise das deformações, registradas por uma roseta de deformação, produzidas pelo relaxamento do material quando é usinado um furo passante no meio da roseta mencionada. Esta técnica possui uma formulação conhecida e padronizada pela norma ASTM E837 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS, 1989).

Na análise de tensões da técnica do furo passante, supõe-se um corpo submetido a um estado plano de tensões e uma única tensão uniaxial na direção X. É possível encontrar o estado de tensões para um ponto $P(R, \alpha)$ qualquer, em coordenadas polares, como se vê nas equações (4) (VISHAY MICRO-MEASUREMENTS, 2005).

$$\sigma_r^{inicial} = \frac{\sigma_x}{2}(1 + \cos 2\alpha) \quad (4a)$$

$$\sigma_\theta^{inicial} = \frac{\sigma_x}{2}(1 - \cos 2\alpha) \quad (4b)$$

$$\tau_{r\theta}^{inicial} = -\frac{\sigma_x}{2}\sin 2\alpha \quad (4c)$$

Quando, no mesmo corpo, é usinado um furo passante as tensões na vizinhança do furo passante se alteram pelo relaxamento gerado pela falta do material. O furo afeta também as tensões no ponto $P(R, \alpha)$, segundo as formulações apresentadas nas equações (5), também, em coordenadas polares, Figura 45.

$$\sigma_r^{final} = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{1}{r^2} \right) + \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} - \frac{4}{r^2} \right) \cos 2\alpha \quad (5a)$$

$$\sigma_\theta^{final} = \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{1}{r^2} \right) - \frac{\sigma_x}{2} \left(1 + \frac{3}{r^4} \right) \cos 2\alpha \quad (5b)$$

$$\tau_{r\theta}^{final} = -\frac{\sigma_x}{2} \left(1 - \frac{3}{r^4} + \frac{2}{r^2} \right) \sin 2\alpha \quad (5c)$$

onde: $r = \frac{R}{R_0}$, R_0 é o raio do furo, e R é o raio onde se localiza o ponto $P(R, \alpha)$.

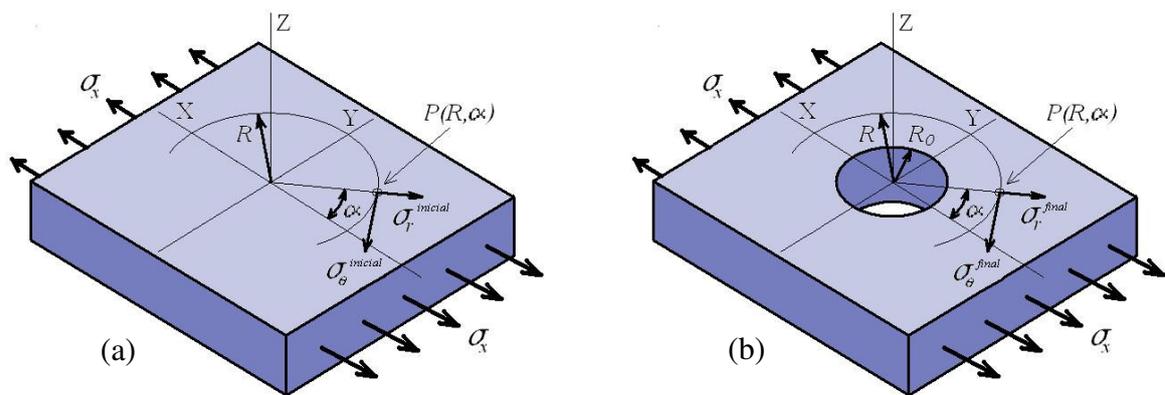


Figura 45. Estado de tensões para um ponto P (a) antes e (b) depois da introdução de um furo passante.

Subtraindo as tensões iniciais das finais resulta na mudança das tensões ou no relaxamento das tensões no ponto $P(R, \alpha)$ pela usinagem do furo de raio R_0 , equações (6).

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r^{final} - \sigma_r^{inicial} \quad (6a)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma_\theta^{final} - \sigma_\theta^{inicial} \quad (6b)$$

$$\Delta\tau_{r\theta} = \tau_{r\theta}^{final} - \tau_{r\theta}^{inicial} \quad (6c)$$

Substituindo as equações anteriores, (4) e (5) em (6), e levando em consideração que o material é homogêneo e isotrópico nas suas propriedades mecânicas, linear elástico no seu comportamento entre tensão e deformação, e aplicando a lei de Hooke biaxial para calcular as deformações relaxadas no ponto $P(R, \alpha)$ obtêm-se como resultados as equações (7) para estimar as deformações nas direções radial e tangencial no ponto $P(R, \alpha)$.

$$\varepsilon_r = -\frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left(\frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha + \frac{4}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right) \quad (7a)$$

$$\varepsilon_\theta = -\frac{\sigma_x(1+\nu)}{2E} \left(-\frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \cos 2\alpha - \frac{4\nu}{r^2(1+\nu)} \cos 2\alpha \right) \quad (7b)$$

onde: ν é o coeficiente de Poisson do material e E é seu módulo de elasticidade.

As equações (7) podem ser escritas de forma simplificada e separando alguns termos, como se observa nas equações (8).

$$\varepsilon_r = \sigma_x (A + B \cos 2\alpha) \quad (8a)$$

$$\varepsilon_\theta = \sigma_x (-A + C \cos 2\alpha) \quad (8b)$$

$$\text{onde: } A = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\frac{1}{r^2} \right), \quad B = -\frac{1+\nu}{2E} \left(\left(\frac{4}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} - \frac{3}{r^4} \right) \text{ e } C = -\frac{1+\nu}{2E} \left(-\left(\frac{4\nu}{1+\nu} \right) \frac{1}{r^2} + \frac{3}{r^4} \right)$$

Já quando o corpo objeto da análise é submetido a duas tensões nas direções X e Y, a deformação total resultante é obtida pela superposição das deformações individuais produzidas pelas tensões em X e Y. Assim, para o cálculo destas deformações individuais, segundo o sistema de coordenadas mostrado na Figura 45, o ângulo α da tensão aplicada na direção X é α , enquanto para a direção Y é $\alpha + 90^\circ$. Portanto, as deformações na direção radial e tangencial, quando o corpo é submetido a duas tensões ortogonais entre si (X e Y), ficam definidas pelas equações (9) (VISHAY MICRO-MEASUREMENT, 2005).

$$\varepsilon_r = \sigma_x (A + B \cos 2\alpha) + \sigma_y (A - B \cos 2\alpha) \quad (9a)$$

$$\varepsilon_\theta = \sigma_x (-A + C \cos 2\alpha) + \sigma_y (-A - C \cos 2\alpha) \quad (9b)$$

ou, reordenando os termos, se obtêm as equações (10).

$$\varepsilon_r = A(\sigma_x + \sigma_y) + B(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha \quad (10a)$$

$$\varepsilon_\theta = -A(\sigma_x + \sigma_y) + C(\sigma_x - \sigma_y)\cos 2\alpha \quad (10b)$$

Quando é utilizada a roseta de deformação, as deformações registradas nos extensômetros são nas direções radiais, segundo mostrado na Figura 45. Para uma roseta de deformações de 120° são apresentadas as equações (11), deduzidas a partir da equação (10a), para cada um dos extensômetros da roseta de deformação para a estimativa do estado de tensões na chapa analisada (tensões principais e o menor ângulo do eixo principal ao extensômetro 1).

$$\varepsilon_1 = A(\sigma_{máx} + \sigma_{mín}) + B(\sigma_{máx} - \sigma_{mín})\cos 2\alpha \quad (11a)$$

$$\varepsilon_2 = A(\sigma_{máx} + \sigma_{mín}) + B(\sigma_{máx} - \sigma_{mín})\cos 2(\alpha + 60^\circ) \quad (11b)$$

$$\varepsilon_3 = A(\sigma_{máx} + \sigma_{mín}) + B(\sigma_{máx} - \sigma_{mín})\cos 2(\alpha + 120^\circ) \quad (11c)$$

Resolvendo este sistema de equações se obtém o sistema de equações (12) para cálculo das tensões principais e do ângulo do eixo principal.

$$\sigma_{máx} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}{6A} + \frac{\sqrt{3(\varepsilon_3 - \varepsilon_2)^2 + (2\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}}{6B} \quad (12a)$$

$$\sigma_{mín} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3}{6A} - \frac{\sqrt{3(\varepsilon_3 - \varepsilon_2)^2 + (2\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2}}{6B} \quad (12b)$$

$$\alpha = \frac{1}{2} \arctan \left(\frac{\sqrt{3}(\varepsilon_3 - \varepsilon_2)}{2\varepsilon_1 - \varepsilon_2 - \varepsilon_3} \right) \quad (12c)$$

Para o emprego destas equações para o cálculo das tensões residuais, pela técnica do furo incremental cego, as constantes A e B são substituídas pelas funções $A(H,h)$ e $B(H,h)$.

A estimativa destas funções $A(H,h)$ e $B(H,h)$ que dependem da profundidade do furo usinado, também conhecidas como as funções de influência na TFIC, tem sido objeto de estudo de vários pesquisadores.

Entre os métodos mais conhecidos para estimar as funções $A(H,h)$ e $B(H,h)$, estão o método de deformação incremental, o método da tensão média, o método das séries de potência e o método da integral.

Neste trabalho foi usado e revisado, unicamente, o método da integral por ser o método mais preciso para esta aplicação em particular.

4.3.3 Método da integral

Para o cálculo das funções de influência inicialmente supõe-se um corpo submetido a um estado de tensões uniforme, ou seja, $\sigma_x = \sigma_y = \sigma$, sendo analisado pela técnica do furo incremental cego. De tal modo, a deformação registrada por qualquer um dos extensômetros que compõem a roseta de deformação se relaciona com a tensão residual no corpo analisado, unicamente, através da função A . A relação simplificada é mostrada na equação (13).

$$\varepsilon = 2A\sigma \quad (13)$$

Como se pode observar, a tensão é relacionada com a deformação relaxada provocada pela usinagem de um furo cego, na direção radial, através da função de influência A .

Na análise pela TFIC, esta função depende, principalmente, do posicionamento do sistema de medição (extensômetros) e das características do furo cego usinado como é mostrado pela formulação de Hwang, Shu e Kim (2003), equação (14).

$$\varepsilon(h) = \frac{1+\nu}{E} \int_0^h \hat{A}(H,h) \sigma(H) dH \quad \begin{array}{l} 0 < h \leq h_{m\acute{a}x} \\ 0 < H \leq h \end{array} \quad (14)$$

onde $\varepsilon(h)$ é a deformação relaxada, registrada pelo extensômetro, quando é usinado o furo cego, h é a profundidade do furo cego, $h_{m\acute{a}x}$ é a máxima profundidade de furo cego praticável, $\hat{A}(H,h)$ é o valor da função de influência correspondente à profundidade H para um furo cego de profundidade h $\left(A(H,h) = \frac{1+\nu}{E} \hat{A}(H,h) \right)$, e $\sigma(H)$ é a tensão na profundidade H .

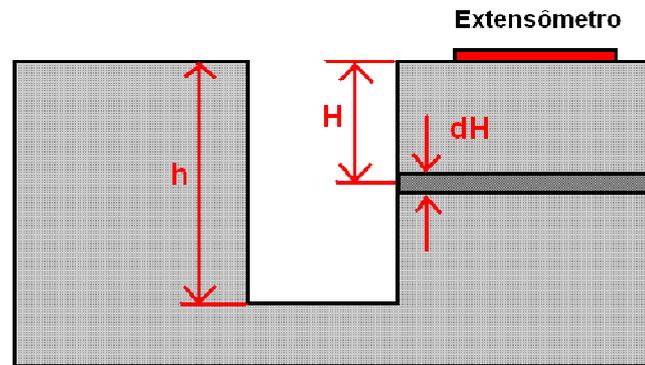


Figura 46. Cada um dos diferenciais dH possuem uma tensão $\sigma(H)$ que influenciam as deformações do extensômetro induzidas pela usinagem do furo cego de profundidade h .

A partir da equação (14), pode-se afirmar que a deformação por relaxamento registrada pelo extensômetro, quando é usinado um furo cego de profundidade h , é igual à integral (de 0 a h) do efeito provocado por cada uma das tensões $\sigma(H)$ em cada uma dos diferenciais de camadas dH localizados a H de profundidade, Figura 46.

Visto a complexidade geométrica do furo cego, a integral da equação (14) não pode ser resolvida diretamente. Usualmente a função de influência tem sido calculada por vários pesquisadores; como, por exemplo, Petrucci e Zuccarello (1998); Beghini e Bertini (2000); Wu e Lu (2000) e Hwang, Shu e Kim (2003); através de métodos numéricos e modelagens numéricas computacionais empregando o MEF.

Desta maneira, a função é resolvida de forma discreta dividindo a profundidade máxima do furo cego usinado, $h_{máx}$, em N intervalos substituindo as funções $\hat{A}(H, h)$ e $\sigma(H)$ em funções descontínuas com N intervalos. Esta descontinuidade transforma a integral da equação (100) em uma somatória, equação (15).

$$\varepsilon_n = \frac{1+\nu}{E} \sum_{i=1}^n a_{ni} \sigma_i \quad \begin{matrix} 1 \leq n \leq N \\ 1 \leq i \leq n \end{matrix} \quad (15)$$

onde ε_n é a deformação por relaxamento na superfície, registrada pelo extensômetro, após a remoção da n -ésima camada do furo cego, σ_i é a tensão média pertinente à camada i e a_{ni} é o valor parcial da função de influência discreta, pertinente à camada i , para um furo cego de profundidade h , Figura 47.

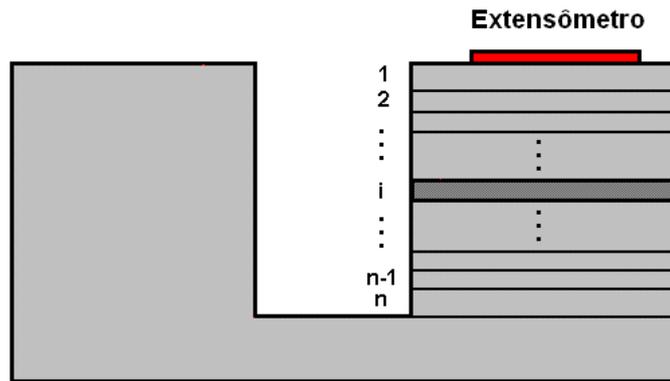


Figura 47. Esquema da discretização da profundidade de furo cego em n camadas.

Os valores parciais da função de influência discreta a_{ni} podem ser expressos pela integral da equação (16) ou de forma discreta, equação (17).

$$a_{ni} = \int_{h_{i-1}}^{h_i} \hat{A}(H, h_n) dH \quad \begin{array}{l} 1 \leq n \leq N \\ 1 \leq i \leq n \end{array} \quad (16)$$

$$a_{ni} = \hat{A}(H_i, h_n) - \hat{A}(H_{i-1}, h_n) \quad \begin{array}{l} 1 \leq n \leq N \\ 1 \leq i \leq n \end{array} \quad (17)$$

Porém, para o cálculo da deformação pelo relaxamento provocado pela usinagem de um furo cego de profundidade h , discretizada em n intervalos, foi empregada a equação (15) decomposta em seus termos individuais como mostrado nas equações (18).

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1+\nu}{E} [a_{11}\sigma_1] \\ \varepsilon_2 &= \frac{1+\nu}{E} [a_{21}\sigma_1 + a_{22}\sigma_2] \\ \varepsilon_3 &= \frac{1+\nu}{E} [a_{31}\sigma_1 + a_{32}\sigma_2 + a_{33}\sigma_3] \\ &\vdots \\ \varepsilon_n &= \frac{1+\nu}{E} [a_{n1}\sigma_1 + a_{n2}\sigma_2 + a_{n3}\sigma_3 + \dots + a_{nn}\sigma_n] \end{aligned} \quad (18)$$

Como se pode apreciar nas equações (18), quanto maior é o número de camadas usinadas, maior é a complexidade da expressão para o cálculo da deformação pelo relaxamento. Isto se deve a que a expressão passa a depender das tensões referentes às camadas usinadas nos incrementos de profundidade anteriores, ou seja, $a_{n2}\sigma_2 + a_{n3}\sigma_3 + \dots + a_{nm}\sigma_n$.

A partir das equações (18) se deriva a expressão matricial que relaciona a deformação registrada pelo extensômetro causado pela usinagem de um furo cego para vários incrementos de profundidade, equação (19), e a sua forma simplificada, equação (20), semelhante à equação (13) para a técnica do furo passante. A matriz $[a]$ é chamada também de matriz da função de influência (SCHAJER, 1981).

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_1 \\ \varepsilon_2 \\ \varepsilon_3 \\ \vdots \\ \varepsilon_n \end{bmatrix} = \frac{1+\nu}{E} \begin{bmatrix} a_{11} & & & & \\ a_{21} & a_{22} & & & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & & \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \\ a_{n1} & a_{n2} & a_{n3} & \cdots & a_{nm} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_1 \\ \sigma_2 \\ \sigma_3 \\ \vdots \\ \sigma_n \end{bmatrix} \quad (19)$$

$$\{\varepsilon\} = \frac{1+\nu}{E} [a] \{\sigma\} \quad (20)$$

Neste trabalho foi empregada a matriz de função de influência estimada no trabalho de Schajer (1988b) através de uma modelagem numérica bidimensional bastante semelhante às modelagens desenvolvidas em trabalhos mais recentes por outros autores como Sicot et al. (2004) e Aoh e Wei (2002).

O trabalho de Schajer (1988b) consiste no desenvolvimento de modelos numéricos para cada profundidade de furo cego a qual lhe é aplicada uma tensão na parede interna do furo, para cada camada que compõe o furo cego, para representar o efeito individual na deformação registrada pelo extensômetro da tensão em cada camada para diferentes profundidades de furo cego, Figura 48.

Os efeitos parciais das tensões em cada camada sobre a deformação total no extensômetro são quantificados através dos valores parciais da função de influência discreta. Na Figura 48 se mostra o esquema para obtenção das constantes a_{ni} empregando a simulação numérica pelo MEF.

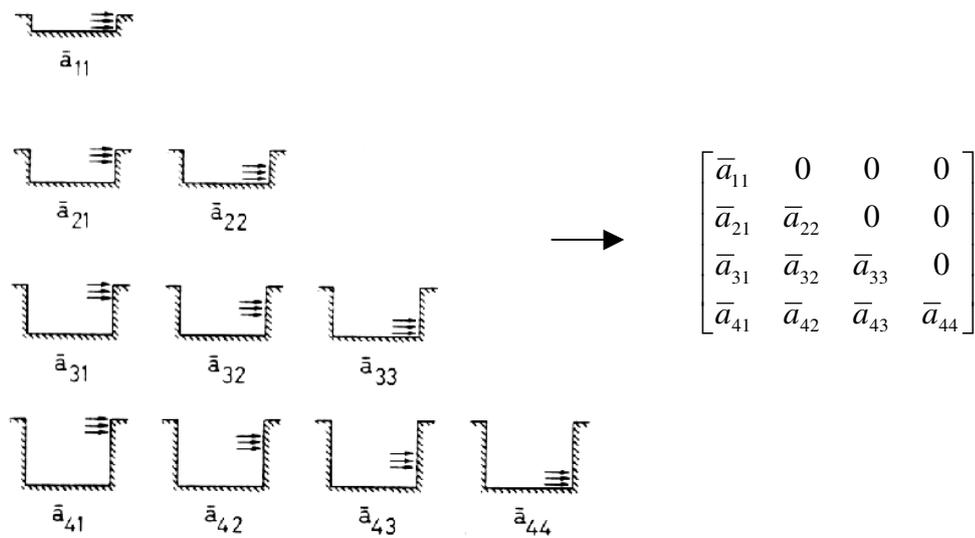


Figura 48. Determinação das constantes a_{ij} por simulação numérica (SCHAJER, 1988b).

Este método para a obtenção da matriz da função de influência é chamado de método da integral. A matriz $A(H, h)$ foi escolhida da pesquisa de Schajer (1988b) em função de parâmetros adimensionais de diâmetros de furo cego de $R_o/R_m = 0,4$ e uma profundidade máxima de furo cego de $H/R_m = 0,5$ com 10 incrementos de $h/R_m = 0,05$, Anexo A.

Havendo calculado a matriz de influência $[a_{Schajer}]$ são desenvolvidas outras modelagens numéricas, considerando a matriz $[a_{Schajer}]$ para o cálculo da matriz de influência $[b_{Schajer}]$. Neste trabalho é empregada também a matriz de influência $[b_{Schajer}]$, calculada por Schajer (1981), para os mesmos parâmetros adimensionais ($R_o/R_m = 0,4$, $H/R_m = 0,5$ e $h/R_m = 0,05$), Anexo A.

Segundo as investigações de Schajer (1981) e Niku-Lari, Lu e Flavenot (1985), a implementação da técnica do furo incremental cego é limitada para profundidades de furo de máximo 20% do diâmetro demarcado pelo centro dos extensômetros da roseta. O valor deste diâmetro para as rosetas empregadas nesta pesquisa é de 4,94 mm. Portanto, o limite de profundidade aplicável é de 0,988 mm.

Ainda que a geometria da instalação empregada por Schajer (1988b) é bastante semelhante à empregada nesta pesquisa, na implementação da TFIC, se faz necessário o uso de uma correção da matriz da função de influência pelas pequenas diferenças na geometria que conseguem alterar os valores dos coeficientes da matriz.

Supõe-se que, para pequenas diferenças, a correção da função de influência $[a_{Schajer}]$ é realizada empregando um fator de correção (f_{corr}) que altera, uniformemente e por inteira, a matriz da função de influência, equação (107).

$$\{\varepsilon\} = \frac{1+\nu}{E} \frac{[a_{Schajer}]}{f_{corr}} \{\sigma\} \quad (21)$$

O fator de correção é gerado, individualmente, para cada um dos ensaios pela relação mostrada na equação (22), na qual os valores de A^{int} são calculados usando a formulação integrada da ASTM E-837 (AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS, 1989) para a técnica do furo passante, mostrado no Anexo B.

$$f_{corr} = \frac{A_{ref}^{int}}{A_{ensaio}^{int}} \quad (22)$$

onde A_{ensaio}^{int} é calculada dependendo das características de cada ensaio, e A_{ref}^{int} é determinada usando os mesmos parâmetros com que foi obtida a matriz da função de influencia por Schajer (1988b).

O valor de A_{ensaio}^{int} depende da geometria medida para cada um dos corpos de prova ensaiados, onde o alargamento e/ou o descentramento do furo usinado afetam, diretamente, os valores de r_2 , r_1 , r , θ_1 e θ_2 . Por este motivo, cada valor de A_{ensaio}^{int} é calculado individualmente para cada um dos três extensômetros das rosetas de deformação instaladas nos corpos de prova.

Contudo, o fator de correção é inserido dentro do cálculo através das deformações. Portanto, são os registros de deformações que são corrigidos para poderem ser computados usando as matrizes de Schajer (1988a), equação (23).

$$\{\varepsilon_1\} = f_{corr}^1 \cdot \{\varepsilon_1^{ensaios}\} \quad (23a)$$

$$\{\varepsilon_2\} = f_{corr}^2 \cdot \{\varepsilon_2^{ensaios}\} \quad (23b)$$

$$\{\varepsilon_3\} = f_{corr}^3 \cdot \{\varepsilon_3^{ensaios}\} \quad (23c)$$

Finalmente, o campo de tensões, para cada uma das camadas analisadas pela TFIC, pode ser calculado empregando as equações (24) obtidas a partir das equações (12) (SCHAJER, 1988a).

$$\{\sigma_{m\acute{a}x}\} = \frac{P}{2A} + \frac{\sqrt{Q^2 + T^2}}{2B} \quad (24a)$$

$$\{\sigma_{m\acute{i}n}\} = \frac{P}{2A} - \frac{\sqrt{Q^2 + T^2}}{2B} \quad (24b)$$

$$\{\alpha\} = \frac{1}{2} \arctan\left(\frac{T}{Q}\right) \quad (24c)$$

onde: $P = \frac{\{\varepsilon_1\} + \{\varepsilon_2\} + \{\varepsilon_3\}}{3}$, $Q = \frac{\{\varepsilon_3\} - \{\varepsilon_2\}}{\sqrt{3}}$, $T = \frac{2\{\varepsilon_1\} - \{\varepsilon_2\} - \{\varepsilon_3\}}{3}$,

e as matrizes da função de influência são estimadas por $A = \frac{1+\nu}{2E} [a_{Schajer}]$ e $B = \frac{1}{2E} [b_{Schajer}]$.

Os vetores $\{\varepsilon_1\}$, $\{\varepsilon_2\}$ e $\{\varepsilon_3\}$ são os registros de deformações corrigidos, equações (23).

4.3.4 Tensões residuais obtidas pela TFIC

Foram analisadas as distribuições de tensões residuais pela técnica do furo incremental cego (TFIC) de quatro corpos de prova; dois corpos de prova extraídos da mola tratada por JCG, B2 e D2, e dois extraídos da mola tratada por JCGST, SB2 e SD2. Foi empregada, para esta análise, a máquina desenvolvida para os ensaios pela TFIC.

Cada um dos 4 ensaios desenvolvidos (B2, D2, SB2 e SD2) compreendeu 3 registros de deformações, um por cada extensômetros da roseta, em função da profundidade, Figura 49 e 50. Os dados dos registros das deformações, obtidos nos corpos de prova tratados por JCG e JCGST, são apresentados ambos no Apêndice G.

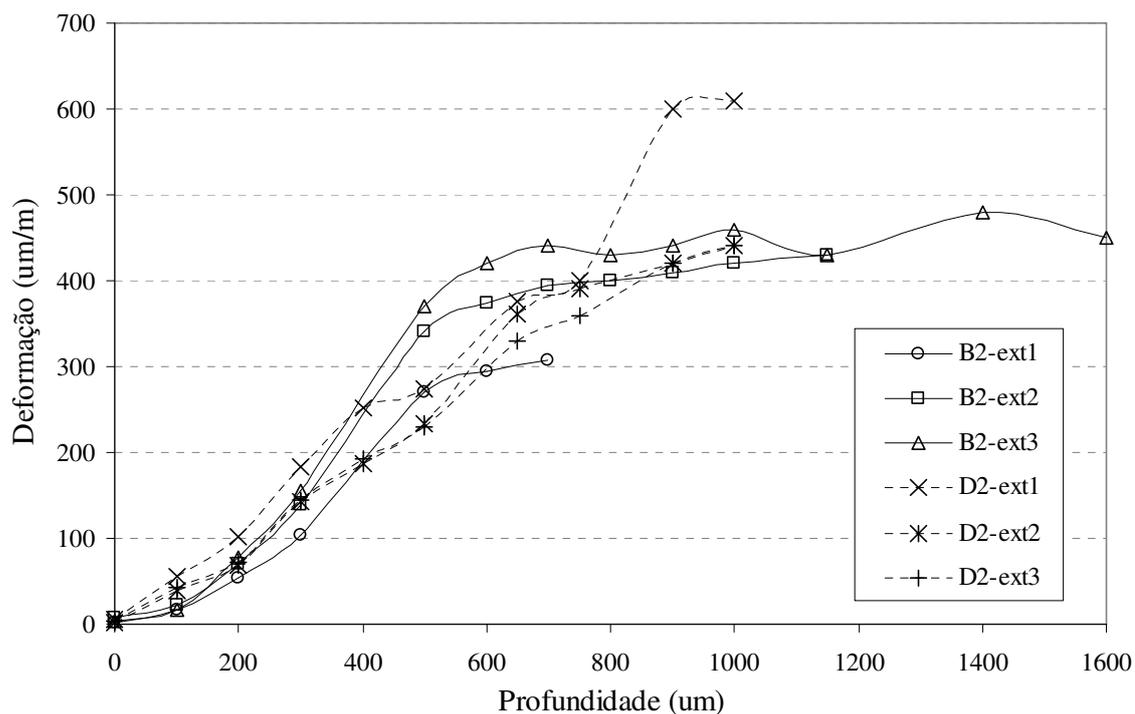


Figura 49. Registros das deformações em função da profundidade de furo cego extraídas dos corpos de prova tratados por jateamento com granalha.

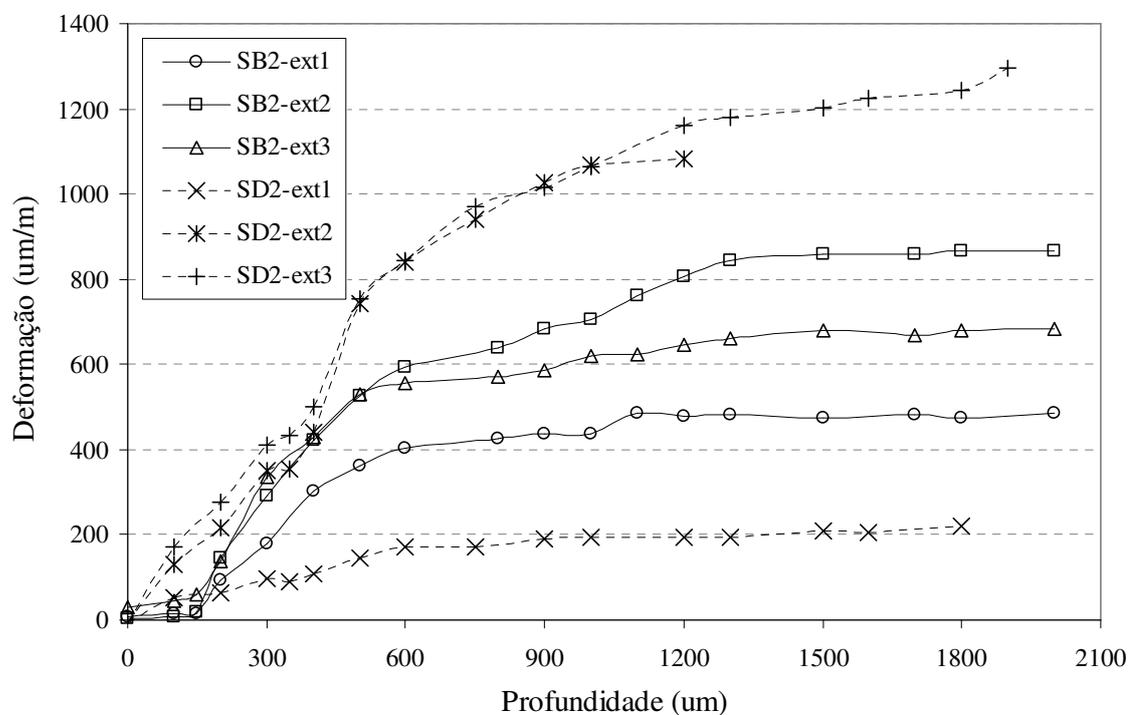


Figura 50. Registros das deformações em função da profundidade de furo cego extraídas dos corpos de prova tratados por jateamento com granalha sob tensão.

Na Figura 49 observam-se os registros das deformações obtidas nos corpos de prova B2 e D2 tratados pelo JCG. É possível notar que existe certa tendência conjunta nestes registros. Em contraste, os registros dos corpos de prova SB2 e SD2 não mostram essa tendência, Figura 50. Isto acontece, não somente pela própria natureza não uniforme dos processos de jateamento, senão, também, pela falta de precisão no alinhamento do centro do furo com o centro da roseta de deformação instalada nos corpos de prova que provoca diferentes características geométricas de instalação para cada um dos extensômetros.

Contudo, o cálculo das tensões residuais pela TFIC precisa destas características geométricas de instalação (diâmetro de furo cego e distância do extensômetro ao centro do furo) para cada um dos ensaios. Sendo assim, as medições foram efetuadas empregando um microscópio eletrônico marca Olympus com um aumento de 60×, o qual junto com uma lente graduada com uma régua de 5× para cada 0,1 unidade conseguem uma precisão na medição de até +/- 0,015 mm.

Foram medidos na superfície os diâmetros dos furos usinados, os quais apresentaram valores superiores ao diâmetro da ferramenta de usinagem, entre 22 e 48%. O diâmetro de furo foi estimado pela média de quatro medições a diferentes ângulos (0°, 45°, 90° e 135°), Tabela 16. Na Tabela 17 são apresentadas as distâncias, desde a beira do extensômetro até a beira do furo usinado.

Tabela 16. Diâmetros dos furos cegos usinados obtidos empregando microscópio eletrônico, em mm.

	B2	D2	SB2	SD2
Diâmetro do furo	1,83	2,03	2,21	2,04

Tabela 17. Distâncias entre as beiras dos extensômetros até a beira do furo usinado obtidas empregando microscópio eletrônico, em mm.

	B2	D2	SB2	SD2
Extensômetro 1	0,88	0,64	0,58	0,94
Extensômetro 2	0,76	0,70	0,73	0,34
Extensômetro 3	0,73	0,73	0,40	0,67

Por meio das características geométricas de instalação, apresentados nas Tabelas 16 e 17, são calculados os fatores de correção (Tabela 18) necessários para a estimativa da

distribuição de tensões residuais pela TFIC usando o método integral. Os dados completos empregados para o cálculo destes fatores são apresentados no Apêndice I.

Tabela 18. Fatores de correção, calculadas pela equação (22).

Deformação	B2	D2	SB2	SD2
ε_1	1,115671	0,808545	0,699568	1,018987
ε_2	1,011788	0,849955	0,789453	0,612786
ε_3	0,986556	0,871020	0,598388	0,824442

A seguir, para poder utilizar os dados de deformação em função de profundidade de furo cego, apresentados nas Figuras 49 e 50, previamente foi efetuado um ajuste polinomial de 6° e 8° grau, dependendo qual grau se ajusta melhor aos dados, Apêndice H.

Este ajuste polinomial foi feito por dois motivos, o primeiro para facilitar a manipulação de dados usando uma função contínua (desta maneira não precisa de interpolação de dados para obtenção de qualquer valor da curva). O segundo motivo está relacionado à continuidade lisa e não abrupta dos dados da curva. Pode ser observado que, freqüentemente, as curvas de deformação por relaxamento em função da profundidade do furo usinado, extraídas experimentalmente, não possuem uma continuidade curvilínea de um ponto para o ponto seguinte, a continuidade é observada só no registro global. Na pesquisa de Petrucci e Zuccarello (1998) foram apresentadas duas formas de ajuste do registro de deformações para uma curva polinomial, obtendo os pontos pela integração da região embaixo da curva e calculando as constantes de ajuste pelo método dos mínimos quadrados. Neste trabalho o ajuste polinomial da curva é efetuado usando o método dos mínimos quadrados implementado no software de cálculo Mathcad.

Depois de efetuado o ajuste polinomial dos registros de deformações para B2, D2, SB2 e SD2, são extraídos os novos valores de deformação ajustados que correspondem aos valores discretos de profundidade na matriz da função de influência, calculada por Schajer (1988b), Anexo A.

Com os valores de deformação ajustados (Apêndice H) e a matriz da função de influência (Anexo A) são calculados, usando as equações (24), as tensões residuais principais e os ângulos do eixo principal para cada uma dos corpos de prova analisados.

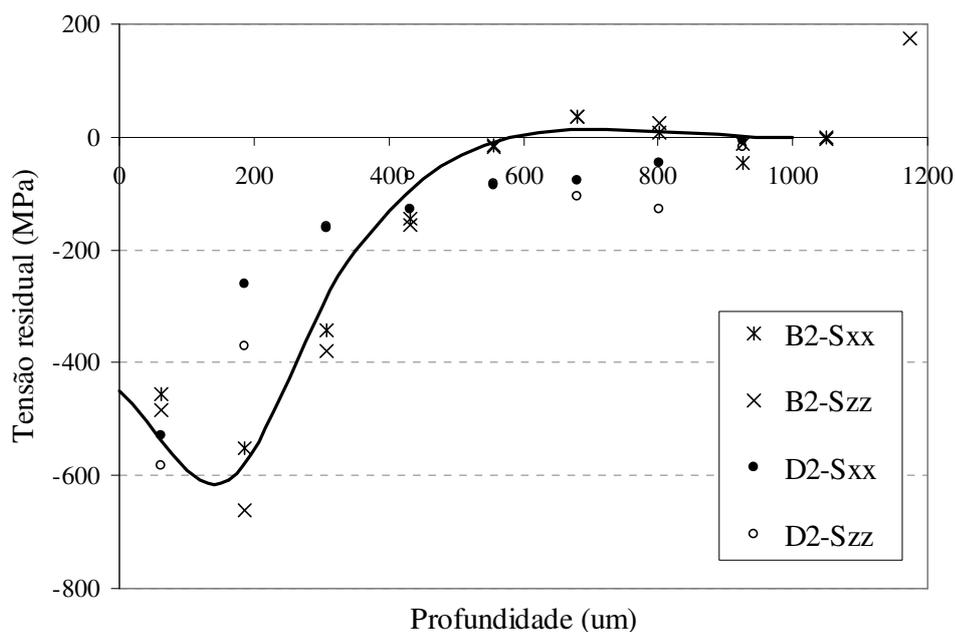


Figura 51. Tensões residuais na mola submetida a JCG, obtidas pela TFIC.

Na Figura 51 se podem observar as duas distribuições de tensões residuais calculadas para os corpos de prova B2 e D2 submetidos a JCG. Ambos corpos de prova apresentam valores de tensões principais praticamente iguais. Por este motivo é analisada uma única distribuição de tensões residuais, para cada um dos corpos de prova B2 e D2, estimada pela média das distribuições das tensões das direções X e Z.

Observa-se que existe uma grande diferença entre os valores de $\sigma_{máx}^r$ dos corpos de prova B2 e D2, a distribuição de tensões residuais para o corpo de prova D2 apresenta o valor de $\sigma_{máx}^r$ na superfície. Isto mostra a falta de uniformidade das tensões residuais para cada área da mola como mostrado também na análise por difração de raios-X, Figuras 36, 37 e 38. Por outro lado, os valores de σ_{sup}^r para ambos os corpos de prova, B2 e D2, diferem um de outro em menos de 10%.

Na Tabela 19 são apresentados os valores característicos medidos, usando a TFIC, nos corpos de prova SB2 e SD2 tratados por JCGST e a média representativa.

Como pode ser observado na análise das distribuições de tensões residuais induzidas pelo processo de JCGST, as tensões residuais, em ambas as direções X e Z, diferem entre si em aproximadamente 25%, Figura 52. Por outro lado, a diferença entre as tensões residuais nas direções X e Z induzidas pelo processo de JCG não ultrapassa o 10%, Figura 51.

Tabela 19. Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCG e medidas pela técnica do furo incremental cego usando o método integral.

	B2	D2	JCG média
h_p (mm)	0,58	0,92	0,75
σ_{sup}^r (MPa)	-470	-428	-449
$\sigma_{máx}^r$ (MPa)	-608	-428	-518

Por esse motivo, as distribuições de tensões residuais dos corpos de prova SB2 e SD2, submetidos ao JCGST, são analisadas separadamente nas duas direções X e Z. Estas tensões são apresentadas na Figura 52. Observa-se que as distribuições de tensões residuais para os corpos SB2 e SD2, ao longo da profundidade, são semelhantes entre si (σ_{sup}^r , $\sigma_{máx}^r$ e h_p).

Os valores das σ_{sup}^r , $\sigma_{máx}^r$ e h_p médias são calculadas pela média dos valores de ambos os corpos de prova SB2 e SD2. Cabe ressaltar que os valores de h_p são iguais para ambas as direções X e Z.

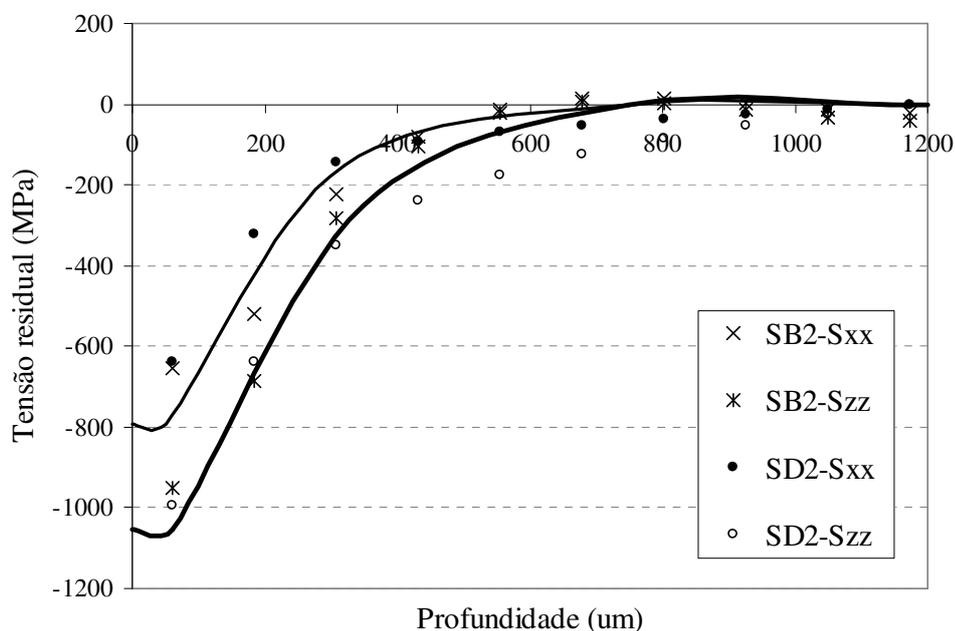


Figura 52. Tensões residuais na mola submetida a JCGST, obtidas pela TFIC.

Na Tabela 20 são apresentados os valores característicos medidos, usando a TFIC, nos corpos de prova B2 e D2 tratados por JCG.

Tabela 20. Valores característicos da distribuição de tensões residuais induzidas por JCGST e medidas pela técnica do furo incremental cego usando o método integral.

	Tensões na direção X			Tensões na direção Z		
	SB2	SD2	JCGST média	SB2	SD2	JCGST média
h_p (mm)	0,556	0,945	0,75	0,556	0,945	0,75
σ_{sup}^r (MPa)	-892	-693	-793	-1167	-941	-1054
$\sigma_{máx}^r$ (MPa)	-892	-693	-793	-1167	-941	-1054

Observa-se, como se esperava, uma diferença entre os valores de tensão residual de compressão onde são maiores para o tratamento de JCGST do que para o JCG. Porém, encontrou-se uma profundidade de tensões residuais de compressão menor no tratamento de JCGST, aproximadamente 60% do valor de profundidade medido pela técnica de difração de raios-X.

CAPÍTULO 5

ANÁLISE NUMÉRICO-COMPUTACIONAL

5.1 GENERALIDADES DA MODELAGEM NUMÉRICA

Neste trabalho se desenvolveu um estudo aprofundado e crítico sobre a simulação numérica, pelo método dos elementos finitos, do processo de JCG, tendo em consideração outras modelagens desenvolvidas por outros pesquisadores. Foram desenvolvidos inúmeros modelos numéricos para simulação do processo de JCG, aproximadamente 68 modelagens, no intuito de encontrar a representação mais próxima ao evento real na sua configuração e nos parâmetros considerados. Usou-se como referência, para a validação dos modelos, duas molas parabólicas cedidas pela empresa Cindumel, fabricadas em liga de aço ABNT 5160 e tratadas por JCG e JCGST sob os parâmetros de jateamento mencionados na Tabela 6.

A diferença deste trabalho com o trabalho desenvolvido no mestrado (CALLE, 2004) é que foram aperfeiçoados três aspectos fundamentais na modelagem numérica que são: introdução do atrito entre as superfícies de contato, o cálculo da velocidade real da granalha, o efeito dos múltiplos impactos de granalha. Finalmente foi desenvolvida a simulação numérica do JCGST introduzindo à análise uma pré-tensão à chapa tratada pelo jateamento. Esta modelagem numérica do JCGST é inédita no âmbito das investigações internacionais sobre este tema.

Inicialmente serão explicados os aspectos gerais em comum dos diversos modelos numéricos apresentados, entre os que contam o código numérico, o tipo de análise empregado, os tipos de elementos que conformam o modelo, os modelos dos materiais adotados, o cálculo da velocidade real da granalha, o contato, o tamanho das granalhas e o cálculo da pré-tensão aplicada na modelagem do JCGST. Finalmente são apresentados os modelos numéricos dos processos de JCG e JCGST.

5.1.1 Análise de Impacto explícito

O programa utilizado para o desenvolvimento e processamento das modelagens numéricas computacionais do processo de jateamento com granalha foi o módulo para análise dinâmica explícita LS-DYNA do ANSYS v.10.0 (ANSYS, 2005b).

O LS-DYNA é a combinação do código para simulação explícita não linear de estruturas mecânicas, pertencente à Livermore Software Technology Co., com o entorno para

pré e pós-processamento do código comercial ANSYS para análise pelo método dos elementos finitos.

A análise explícita numérica é apropriada para simulação numérica que envolva qualquer das seguintes características: eventos de curta duração, tipicamente frações de segundo; eventos que envolvam altas taxas de deformação, como impactos severos; eventos que envolvam grandes deslocamentos ou deformações grandes e permanentes, como na indústria de estamperia e forjamento; e fratura parcial ou total do material. Porém não é apropriado para eventos que impliquem em impacto a velocidades hipersônicas como proteção balística, conformação ou soldagem por explosivos e impactos no espaço.

Este código numérico explícito suporta materiais lineares e não-lineares, elástico e hiperelástico, linear e multilinear plástico, elementos bidimensionais e tridimensionais, e pode gerar automaticamente elementos de contato não-linear. Estas opções o fazem apropriado para análises numéricas em aplicações industriais de componentes mecânicos obtidos por conformação mecânica e para simulação de catástrofes por impacto de protótipos nos ramos automobilístico, aeroespacial e construção civil, assim como recentemente, nos últimos 8 anos, está sendo bastante usado na pesquisa dentro da área de engenharia e física.

5.1.2 Elementos

Os elementos empregados para a modelagem numérica são do tipo SOLID164 para análise explícita do LS-DYNA (ANSYS, 2005b). Este elemento é usado na modelagem tridimensional de estruturas sólidas.

Cada um dos elementos é definido, basicamente, por oito nós (forma de paralelepípedo). Cada um destes nós contam com 3 graus de liberdade de translação nas direções X, Y e Z. Este tipo de elemento permite a introdução, em cada um dos nós, de deslocamentos, velocidades e acelerações iniciais nas três direções espaciais X, Y e Z. Igualmente, os elementos podem ser definidos, dependendo da geometria a ser discretizada, em diversas formas como de cunha, tetragonal e/ou piramidal, Figura 53.

Porém, para garantir a estabilidade dos elementos durante a análise (evitar volumes negativos), preferiu-se exclusivamente o uso de elementos de forma de paralelepípedo.

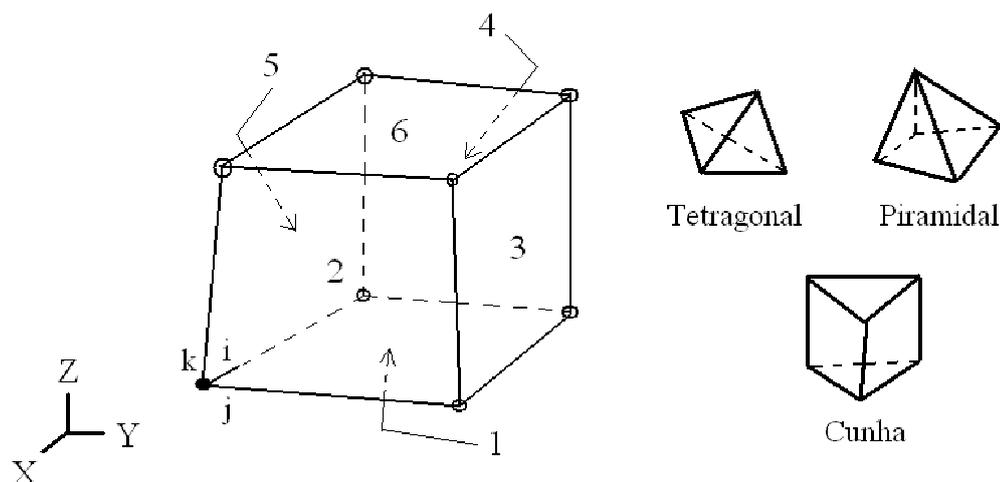


Figura 53. Geometria dos elementos tipo SOLID164.

5.1.3 Modelos dos materiais

Os materiais envolvidos na simulação numérica são: o ABNT 5160, pertencente à mola que é tratada por jateamento, e o material da granalha, pertencente ao projétil que impacta o componente tratado. As propriedades mecânicas do aço ABNT 5160 foram apresentadas anteriormente na Tabela 4.

Devido ao fato de a dureza da granalha é relativamente superior à do aço (cerca de 30% maior), empregou-se um modelo de material rígido para a modelagem do material da granalha e sua densidade foi obtida a partir do catálogo do fabricante, $\rho_g = 7400 \text{ kg/m}^3$ (IKK DO BRASIL, 2007)

O modelo de material empregado para simular o material da mola (ABNT 5160) é multilinear, elasto-plástico, isotrópico e sensível às altas taxas de deformação. Este modelo de material é denominado no Ansys como *Piecewise linear Standard*. Esta alternativa foi considerada a mais adequada porque ela modela efetivamente a absorção de energia cinética durante o impacto, a qual é transformada em deformação plástica e deformação elástica remanescente, ou seja, consegue modelar a geração de tensões residuais na superfície.

É através de um modelo multilinear que é possível inserir, de forma discretizada, a curva real do material cujas propriedades foram calculadas anteriormente e apresentadas na Tabela 4 e 5. Na Figura 28 é mostrada a curva tensão-deformação real do material ABNT 5160 e no Apêndice A são apresentados os valores que formam a mesma.

É através, também, da sensibilidade do material ABNT 5160 às altas taxas de deformação que é representado o aumento da resistência do material quando este é deformado a alta velocidade, Calle (2004).

Alguns autores que desenvolveram simulação numérica do processo de JCG pelo método dos elementos finitos (GUAGLIANO, 2001; SCHIFFNER; DROSTE, 1999) não consideraram o efeito do aumento da taxa de deformação porque alegam que, baseados na pesquisa de Al-Hassani (1981), o aumento da resistência do material é compensado pelo aumento da temperatura. Não obstante, consideram que uma análise deste aspecto é importante para uma pesquisa mais profunda.

É por isso que é adotado o modelo de correção da curva tensão-deformação pela sensibilidade do material às altas taxas de deformação proposto por Cowper-Symonds (JONES, 1988).

Este modelo é bastante utilizado na pesquisa científica para a simulação numérica de eventos que envolvem deformação a alta velocidade, particularmente na simulação numérica do jateamento, como assim mostram os trabalhos de Meguid, Shagal e Stranart (2002), Meo e Vignjevic (2003), Eltobgy, Ng e Elbestawi (2004), Majzoubi, Azizi e Alavi Nia (2005), Frija et al. (2006) e Calle, Benítez e Gonçalves (2007). A equação (25) mostra como a tensão é influenciada pela taxa de deformação segundo o modelo de Cowper-Symonds.

$$\sigma_{TR} = K \varepsilon_R^n \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}_R}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad (25)$$

onde ε_R é a deformação real, K é o coeficiente de resistência do material, n é o coeficiente de encruamento do material, $K \varepsilon_R^n$ é a tensão real do material, σ_{TR} é a tensão real corrigida pelo efeito das altas taxas de deformação, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação, e C e p são os coeficientes do modelo de Cowper-Symonds (ANSYS, 2005b).

Os coeficientes C e p do modelo foram obtidos a partir da correlação formulada entre um coeficiente equivalente m (equivalente aos coeficientes C e p) e o limite de escoamento para vários aços inoxidáveis encontrados na literatura, Figura 54.

Empregou-se o coeficiente equivalente m para simplificar o número de termos na correlação. A correlação foi desenvolvida usando o método dos mínimos quadrados para ajuste dos valores a uma curva polinomial de segundo grau. Da mesma maneira, o polinômio

de segundo grau é o ajuste mais simples e que representa adequadamente a tendência dos dados, Figura 54.

Para o aço ABNT 5160 se observou que os valores de taxa de deformação, durante o tempo de impacto, oscilam entre 10^4 e 10^5 s^{-1} . Por esta razão, o valor do coeficiente equivalente m foi calculado para os valores de taxa de deformação de 10^4 e 10^5 s^{-1} . Porém, a correlação é formulada para uma média de ambos os valores de m , ou seja, para uma taxa de deformação de $10^{4,5} \text{ s}^{-1}$, Figura 54. O procedimento de cálculo de m e os valores usados como referência para a formulação da correlação são apresentados no Apêndice J.

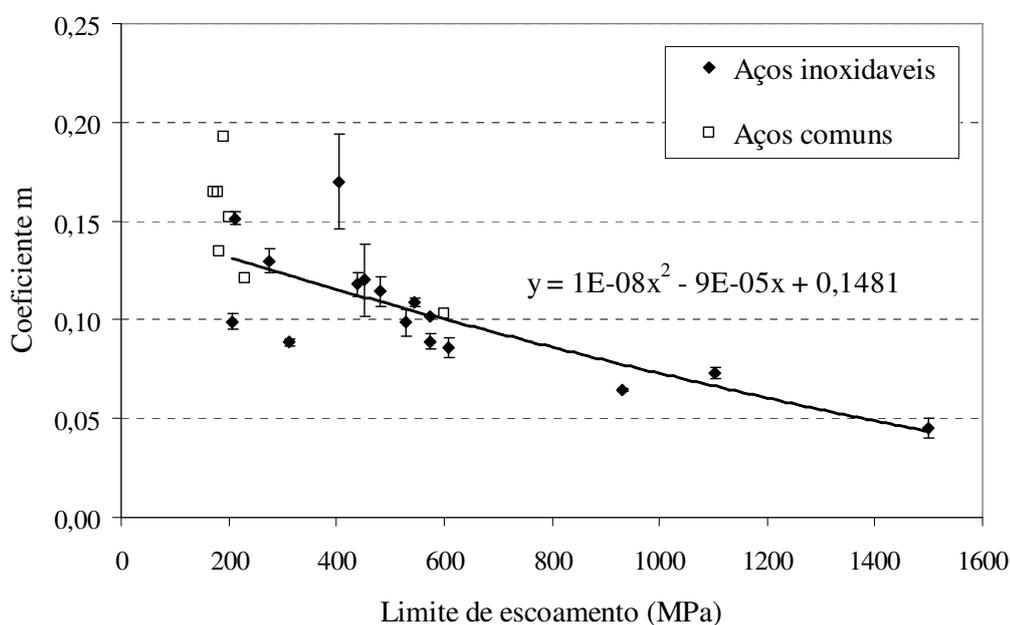


Figura 54. Correlação formulada entre o coeficiente equivalente m e o limite de escoamento.

A partir desta correlação calculou-se o coeficiente equivalente m para o valor do limite de escoamento do aço ABNT 5160 (1240 MPa) o qual resultou em $m = 0,052$. Foi por meio do valor de m equivalente que se calcularam os coeficientes para o modelo de material de Cowper-Symonds, $C = 120000 \text{ s}^{-1}$ e $p = 3,9$.

A Figura 55 mostra a curva tensão-deformação do aço ABNT 5160, segundo o modelo de Cowper-Symond, para taxas de deformação desde 10^2 até 10^6 .

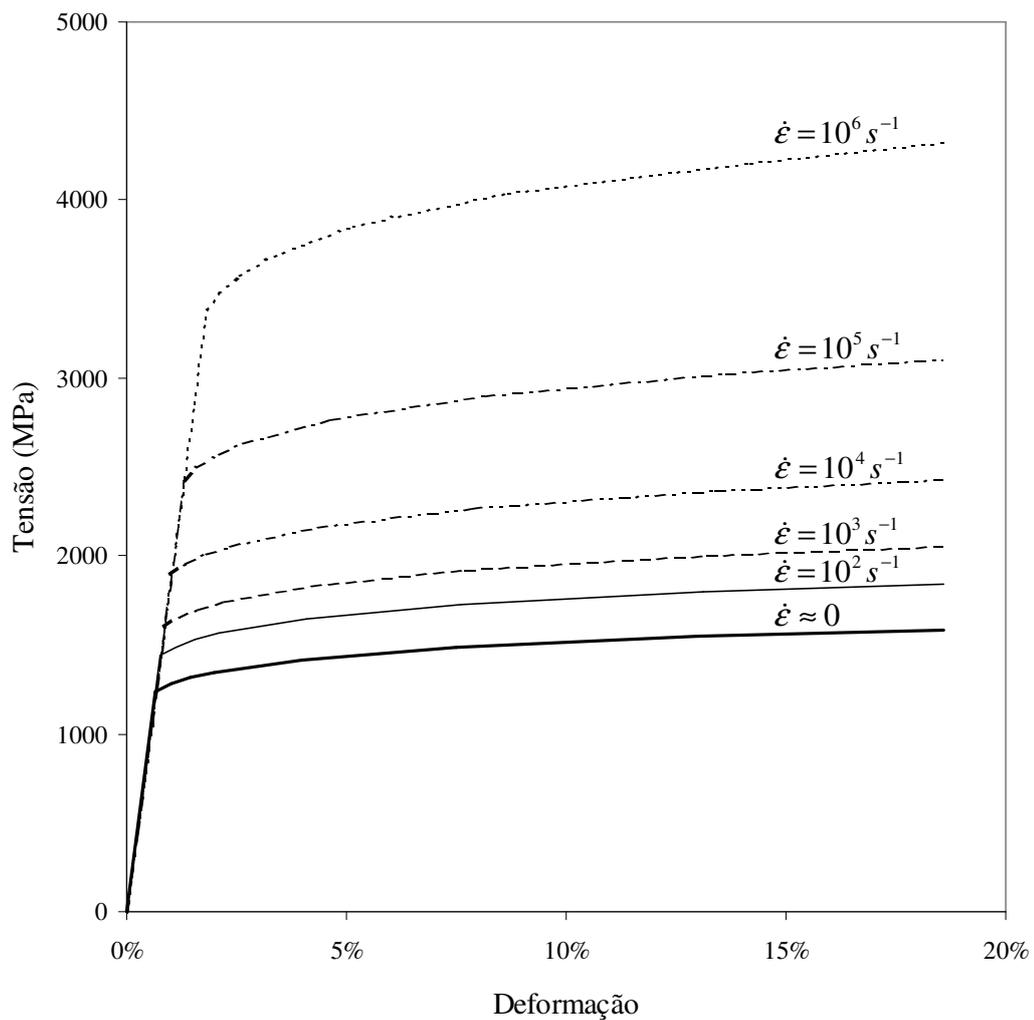


Figura 55. Curva tensão-deformação real do ABNT 5160 para várias taxas de deformação segundo modelo de Cowper-Symond.

5.1.4 Velocidade da granalha

A intensidade do impacto das granalhas na superfície do material, no processo de jateamento com granalha, está diretamente relacionadas com a velocidade média das granalhas. É por este motivo que a determinação da velocidade real é de suma importância na modelagem numérica.

Na pesquisa de Calle (2004) usou-se a correlação entre velocidade de granalha de aço e a intensidade Almen implementada por Guagliano (2001) para relacionar a velocidade a granalha na simulação numérica com as formulações experimentais de Al-Obaid (1995) e Wang et al. (1998) que predizem os valores característicos da distribuição de tensões residuais resultante. Desta maneira, na pesquisa de Calle (2004), foi possível validar os resultados numéricos da simulação do JCG. Porém, uma das limitações da correlação de Guagliano

(2001) é que esta foi concebida a partir de simulações numéricas tridimensionais para 5 impactos perpendiculares de granalhas em localizações próximas entre si, sendo que, é o mínimo número de impactos efetuados na mesma endentação para atingir cobertura completa, avaliado experimentalmente, é de 10 impactos. Portanto, não seriam suficientes o número de impactos efetuados, pelo qual, pode se considerar esta correlação de caráter representativa exclusivamente para reproduzir uma simulação numérica com as mesmas condições consideradas por Guagliano (2001), mas não que não é, na realidade, uma forma de encontrar a velocidade real de impacto da granalha durante o processo de JCG.

É baseado nestas observações que a verdadeira velocidade da granalha é calculada diretamente através da análise da turbina, da máquina de tratamento por jateamento, que impele a granalha. Esta metodologia de cálculo está baseada no artigo de Kirk (2007) o qual apresenta equações para estimar a velocidade e direção de lançamento das granalhas, assim como a faixa angular do jato de granalhas quando desprende da turbina.

O princípio do uso da turbina está na força centrífuga que adquirem as granalhas quando estas viajam nas pás da turbina que gira a velocidades acima de 1160 rpm (Tabela 7). A turbina é alimentada por granalhas através de um alimentador no interior de seu eixo. As granalhas são aceleradas centrifugamente e o fluxo de granalhas impelido é controlado pelo tamanho da abertura na gaiola de controle. Finalmente as granalhas viajam na superfície das pás da turbina até chegar à periferia onde desprendem a alta velocidade, Figura 56.

A velocidade final das granalhas, imediatamente depois de desprenderem da periferia da turbina, Figura 56, está composta por dois componentes, um tangencial e um radial ao contorno circular da turbina.

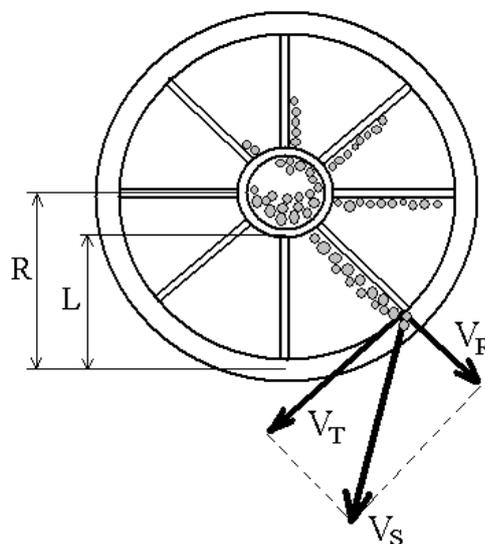


Figura 56. Diagrama da velocidade de granalha quando impelida por uma turbina.

A velocidade tangencial é calculada considerando a velocidade da granalha situada na beira da turbina e que viaja circunferencialmente empurrada pela pá, equação (26).

$$V_T = 2\pi RN \quad (26)$$

onde V_T é a velocidade tangencial, R é o raio externo da turbina, e N é a velocidade rotacional.

Desde o momento em que a granalha sai pela gaiola de controle e entra em contato com a pá, a velocidade tangencial da pá induz sobre a granalha uma aceleração centrífuga, calculada pela equação (27) para o ponto x na pá e situado entre a abertura na gaiola de controle e a periferia da turbina.

$$a_x = \frac{v_x^2}{x} \quad (27)$$

onde a_x é a aceleração centrífuga, v_x é a velocidade tangencial, e x é a distancia da granalha ao centro de rotação que induz a aceleração.

A velocidade radial é calculada através da integração dos incrementos de velocidade na direção radial, equação (28), desde a abertura da gaiola de controle até a periferia da turbina, de 0 até V_R .

$$\int_0^{V_R} v.dv \quad (28)$$

Porém, integral da linha reta descrita de 0 a V_R resulta no cálculo da área triangular ($V_R^2/2$). Agora, os termos da integral $v.dv$ podem ser descritos em termos da aceleração radial (centrífuga) de maneira que: $v.dv = dv.(dx/dt) = (dv/dt).dx = ax.dx$. Sabe-se, também, que $a_x = v_x^2/x$ e que $v_x = 2\pi N.x$. Desta forma, $v.dv = ax.dx = (2\pi N)^2.x.dx$. Sendo assim, da equação (28) pode se igualar os dois termos que derivam dela, equação (29), para encontrar a expressão, resolvendo a integral, que calcule a velocidade radial resultante quando a granalha percorre o comprimento da pá (L) desde a abertura de gaiola de controle ($R-L$) até a periferia da turbina (R), equação (30).

$$V_R^2 / 2 = (2\pi N)^2 \int_{R-L}^R x dx \quad (29)$$

$$V_R = 2\pi N \sqrt{2RL - L^2} \quad (30)$$

A partir destas duas componentes perpendiculares entre si, velocidades tangencial e radial, é calculada a velocidade total da granalha quando esta desprende da turbina. No entanto, a velocidade radial foi calculada considerando que toda a aceleração centrífuga foi convertida em 100% movimento. Tendo em consideração a resistência do ar e o atrito da granalha com a pá da turbina, e baseado nas medições de velocidade e direção de saída das partículas realizadas por Kirk (2007), é empregado uma correção de 80% para corrigir estes efeitos sobre a velocidade radial.

A velocidade total da granalha é calculada pela resultante das velocidades tangencial e radial corrigida, equação (31). A relação típica de L/R , na geometria típica das turbinas para JCG, é igual a 0,6. Sendo assim, a velocidade total pode ser reduzida à expressão (32).

$$V_S = \sqrt{V_T^2 + (0,8V_R)^2} \quad (31)$$

$$V_S = 2\pi N \sqrt{R^2 + 1,28RL - 0,64L^2} = 2,48\pi NR \quad (32)$$

Finalmente, se faz necessária uma correção da velocidade total já que, como foi vista na pesquisa de Ciampini et al. (2003), o ângulo de impacto de granalha que permite menor interferência de partículas e, portanto, maior intensidade de JCG é pouco menor de 90°. O ângulo de impacto é considerado de 75° calculado geometricamente a partir do diagrama do trajeto da granalha quando atinge e desprende da superfície, Figura 57. Sendo assim, a componente da velocidade total da granalha que atinge, efetivamente, a superfície tratada é calculada pela equação (33).

$$V_S = 2,48\pi NR^2 \text{Sen}(75^\circ) \cong 7,526NR \quad (33)$$

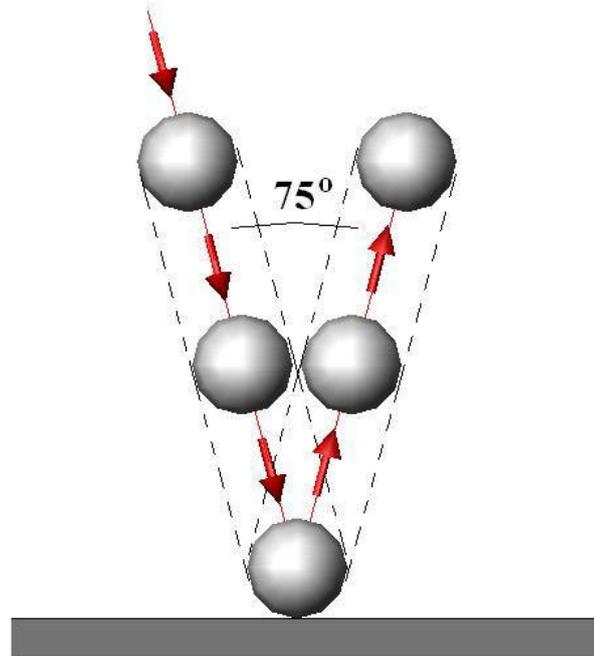


Figura 57. Diagrama do ângulo de impacto pelo trajeto da granalha.

5.1.5 Contato

O atrito é definido como a força que se opõe a duas superfícies que deslizam entre si, a qual é proporcional à força normal entre as superfícies e não à área em contato. No geral, todas as superfícies, inclusive as polidas, são extremamente rugosas em escala microscópica contendo picos e vales, como mostrado na Figura 58 (GARCÍA, 2008). Quando suas superfícies entram em contato, na realidade, são os picos que entram em contato. Ao aumentar a pressão, os picos se deformam e a área real de contato aumenta, sem contar, também, que existe penetração dos picos nos vales, Figura 58. Quando há deslizamento, estas uniões se rompem e refazem constantemente, mas sempre em menos quantidade em comparação a quando não há deslizamento. Por isso a força de atrito estático é maior que o dinâmico (GARCÍA, 2008).

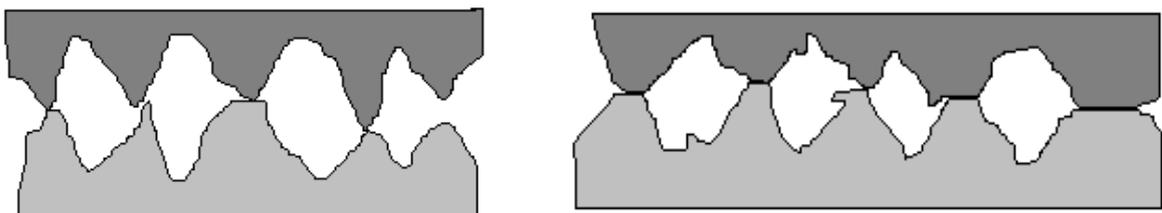


Figura 58. Contato entre duas superfícies em escala microscópica.

No contato da simulação numérica, entre as superfícies da granalha e da superfície tratada da mola, é importante de ser considerado o atrito pelas altas velocidades envolvidas no impacto e nas altas pressões exercidas pela granalha (projétil) quando esta pressiona a superfície (alvo). O atrito foi considerado, também, por vários pesquisadores que desenvolveram simulações numéricas do processo de jateamento. Porém, não todos compartilhavam o mesmo critério. Algumas simulações numéricas, como as dos trabalhos de Schiffner e Droste (1999) e Guagliano (2001), não consideraram o atrito. Outros pesquisadores, como Meguid, Shagal e Stranart (1999, 2002), Meguid et al. (2001), Meo e Vignjevic (2003), Eltobgy, Ng e Elbestawi (2004), Majzoobi, Azizi e Alavi Nia (2005) e Frija et al. (2006), consideraram relevante introduzir o atrito ao modelo numérico, através dos coeficientes de atrito estático e dinâmico (em alguns casos só o atrito dinâmico), onde os valores destes dependeram dos materiais envolvidos.

Neste trabalho, o contato é implementado no modelo numérico do jateamento pelo emprego da ferramenta do LS-DYNA para contato em análise dinâmica explícita chamado Contact General Surface to Surface, a qual gera elementos intermediários de ligação entre os nós das áreas que entram em proximidade, o suficiente para considerar que as áreas em questão estão entrando em contato.

Como parte desta ferramenta de contato são definidas uma superfície de contato e uma superfície alvo. É recomendado que, se há entre as superfícies de contato uma rígida e outra flexível, as superfícies dos elementos rígidos devem ser definidas como superfície alvo e os flexíveis como superfície de contato (ANSYS, 2005a). Portanto, para o emprego desta ferramenta de contato, as superfícies das granalhas são definidas como superfícies alvo e a superfície da chapa como superfície de contato.

Considerou-se para os contatos um coeficiente de atrito a seco, para aço duro contra aço duro, estático em 0,78 e dinâmico em 0,42 (ENGINEERS HANDBOOK, 2008). O coeficiente de atrito dinâmico é o mais relevante neste trabalho dado às altas velocidades de impacto que levam a altas velocidades relativas entre as superfícies que se tocam. Os coeficientes de atrito são implementados no LS-DYNA através da equação (34), para o coeficiente de atrito, que depende da velocidade tangencial relativa entre os nós das superfícies em contato.

$$\mu_c = FD + (FS - FD).e^{-DC(v_{rel})} \quad (34)$$

onde μ_c é o coeficiente de atrito que age na simulação, FS e FD são os coeficientes de atrito estático e dinâmico, respectivamente, DC é o coeficiente de decaimento exponencial, e v_{rel} é a velocidade relativa mencionada anteriormente.

O coeficiente de decaimento exponencial influencia diretamente sobre o valor das velocidades às quais o coeficiente de atrito estático deixa de agir para dar lugar ao coeficiente de atrito dinâmico. Dado o impacto próprio à natureza do processo de jateamento, se deseja que o atrito dinâmico atue logo que inicie o contato entre as superfícies. Portanto, escolheu-se o valor de $DC = 0,07$ para que predomine o coeficiente de atrito dinâmico a velocidades de deslizamento maiores a $0,05$ m/s, o qual é uma velocidade baixa em comparação às velocidades de impacto.

O LS-DYNA também proporciona uma ferramenta para limitar a força de atrito, na direção tangencial às superfícies de contato. As altas pressões, provocadas pelo impacto da granalha no modelo numérico, podem levar a forças de atrito tão altas que conseguiriam aderir as superfícies (ENGINEERS EDGE, 2008) e, assim, ultrapassar o limite de resistência dos materiais envolvidas, o que não ocorreu, experimentalmente, nos corpos de prova tratados pelo jateamento (CALLE, 2004).

5.1.6 Tamanho da granalha

Como comentado anteriormente, o tamanho de granalha usado no jateamento dos corpos de prova foi o S330 cujas porcentagens (por peso) das granalhas em função da abertura de peneira são apresentados na Tabela 9. A partir destas porcentagens foi gerada a distribuição das granalhas (por peso) em função do seu tamanho usando um modelo de distribuição normal gaussiana.

Em seguida, esta distribuição foi discretizada considerando os tamanhos médios de granalha para cada abertura de peneira, Figura 59. Assim mesmo, foi calculada a distribuição, segundo a quantidade de granalhas, para cada um dos tamanhos de granalha considerados anteriormente. Pode-se observar que para um diâmetro de granalha de $0,78$ mm a porcentagem em peso é de $16,5\%$, enquanto que a porcentagem em quantidade de granalhas é de $26,6\%$, Figura 59. Isto se deve a que por ser um diâmetro pequeno de granalhas a sua quantidade que há é mais significativa. O inverso ocorre para a granalha de $1,09$ mm de diâmetro.

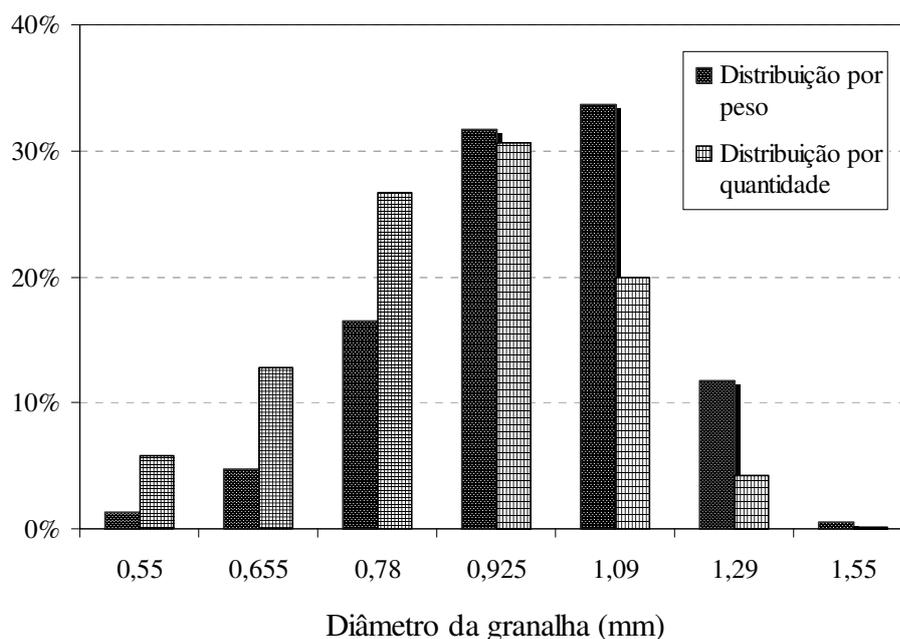


Figura 59. Distribuição por peso e por quantidade de granalhas em função do diâmetro médio para o tamanho de granalha S330.

Segundo o artigo de Cammett (2007), na aplicação do JCG que emprega diversos tamanhos de granalhas e a mesma velocidade de turbina, são somente dois fatores que determinam a intensidade Almen máxima que pode ser atingida: o tamanho das granalhas maiores e o tempo de exposição. As granalhas pequenas, unicamente, ajudam a atingir a cobertura total mais depressa.

Portanto, o uso de um mistura com diversos tamanhos de granalha na aplicação do JCG garante um alto valor de intensidade Almen e uma cobertura completa para tempos de exposição habituais.

Nesse sentido, na modelagem numérica deste trabalho são consideradas exclusivamente as granalhas de maior tamanho, pois elas são as responsáveis diretas da intensidade Almen e da distribuição de tensões residuais representativa induzida pelo JCG. Os diâmetros de granalha considerados na análise são, conseqüentemente, 0,925, 1,09 e 1,29 mm, os quais representam 56, 36,4 e 7,6% do total das granalhas maiores.

5.2 MODELO NUMÉRICO DE JCG

A geometria da modelagem numérica do JCG está constituída por uma chapa alvo, que representa a superfície da mola tratada por JCG, e os projéteis esféricos, que representam as granalhas, os quais atingem vertical e perpendicularmente, a alta velocidade, a chapa alvo para induzir nela tensões residuais. A pequena região da chapa alvo atingida pelos projéteis representa, em pequena escala, o que ocorre na superfície inteira do componente submetido ao jateamento.

A geometria do modelo numérico foi desenvolvida aproveitando a simetria no plano X-Y, sendo modelada unicamente a metade.

A chapa alvo é de forma cilíndrica com 5 mm de diâmetro e 2,5 mm de espessura. A chapa possui restrições na área de simetria na direção perpendicular a ela (direção Z), nas suas paredes exteriores no plano horizontal (direções X e Z), e só o limite inferior do alvo é restringido na direção vertical Y, Figura 60.

Os múltiplos impactos de granalhas são direcionados sobre uma região de 1 mm de diâmetro na superfície e no meio da chapa. Desta maneira se garante que as restrições de deslocamento no contorno da chapa alvo não interfiram na geração das tensões residuais.

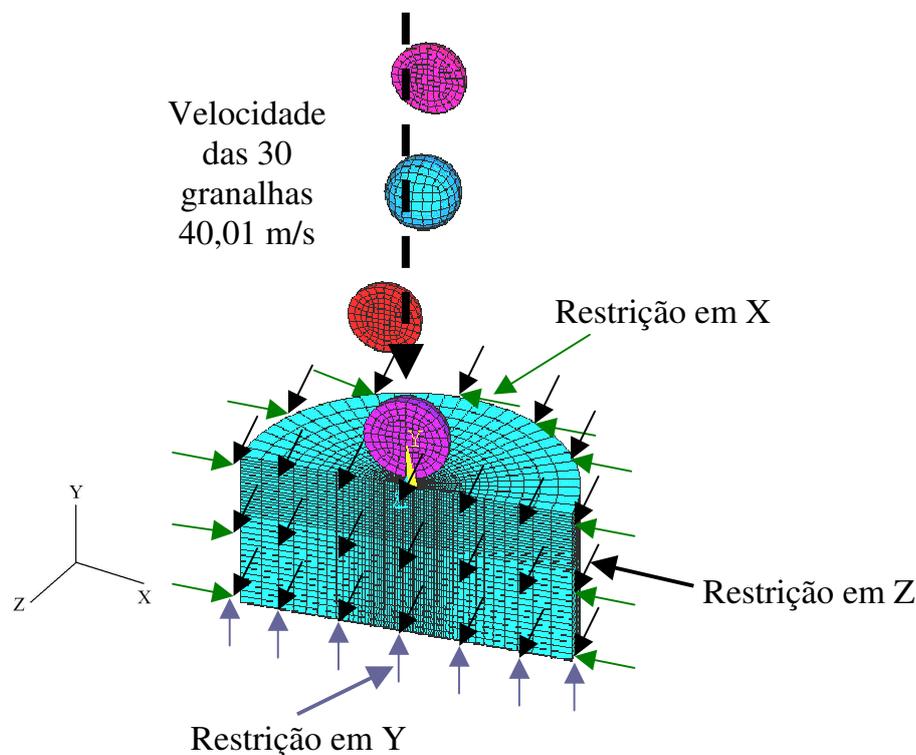


Figura 60. Geometria do modelo numérico do JCG de 30 impactos de granalha.

Impacto	Diâmetro granalha (mm)	Posição
1°	1,29	A
2°	1,09	B
3°	1,09	E
4°	1,09	C
5°	1,09	A
6°	1,09	D
7°	1,09	B
8°	1,09	H
9°	0,925	C
10°	0,925	D
11°	0,925	A
12°	0,925	K
13°	0,925	F
14°	0,925	G
15°	0,925	D
16°	1,29	A
17°	1,09	B
18°	0,925	E
19°	1,09	C
20°	0,925	A
21°	0,925	D
22°	1,09	B
23°	0,925	E
24°	1,09	C
25°	0,925	I
26°	0,925	A
27°	0,925	E
28°	0,925	F
29°	0,925	G
30°	0,925	J

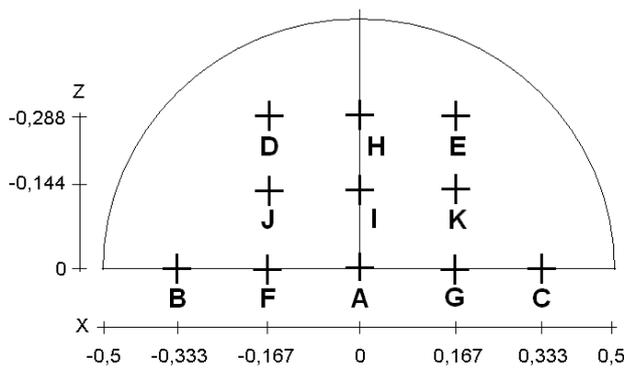
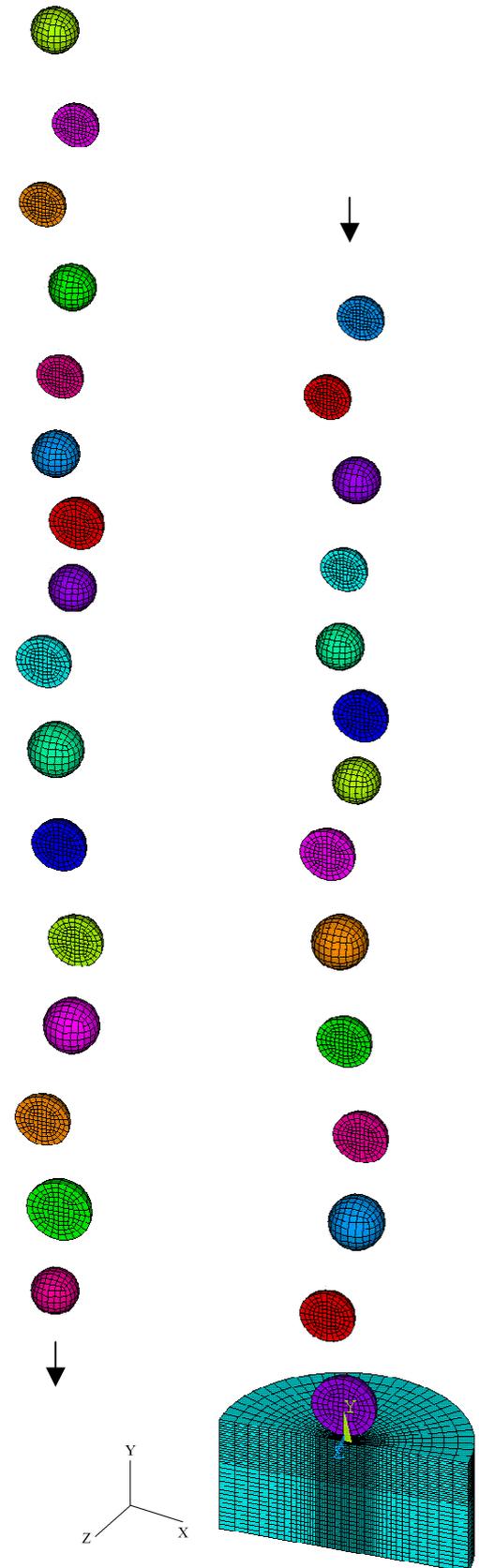


Figura 61. Localização dos 30 impactos de granalha na região central da chapa alvo.

O tamanho médio dos elementos na zona de contato da chapa alvo é de, aproximadamente, $40 \times 50 \times 50 \mu\text{m}$, o qual permite definir o gradiente de tensões residuais de forma clara, segundo a análise desenvolvida por Calle (2004). O tamanho dos elementos da zona periférica do modelo aumentam em função de seu afastamento em relação à zona central, chegando a ser até 8 vezes maior do que os elementos na zona de contato (em comprimento, largura e altura).

Foram considerados 30 impactos de granalha, repartidos em 17 granalhas de $\varnothing 0,925 \text{ mm}$, 11 de $\varnothing 1,09 \text{ mm}$, e 2 de $\varnothing 1,29 \text{ mm}$, respeitando a distribuição por quantidade das granalhas maiores vista anteriormente. A localização de cada impacto e seu respectivo tamanho de granalha, na seqüência de impacto, são apresentados na lista de impactos na Figura 61. Nesta figura também é mostrada a malha do modelo numérico inteiro, o qual foi dividido verticalmente em duas partes pela altura que atinge as 30 granalhas.

Foi configurado, individualmente, cada um dos contatos entre a superfície da chapa alvo e as superfícies das granalhas usando as propriedades de contato já vistas anteriormente. Sendo assim, não existe contato entre as granalhas podendo implementar os impactos verticais ao alvo, Figura 61. A velocidade adotada é a mesma para todas as granalhas. Esta foi calculada pela equação (33) usando as características da máquina de JCG, vistos na Tabela 7, resultando no valor de $40,01 \text{ m/s}$.

Na sua totalidade, o modelo numérico está constituído por 56502 nós e 49504 elementos tridimensionais de interpolação linear tipo Solid164 (ANSYS, 2005b) já visto anteriormente. O tempo de impacto, $1,6 \text{ ms}$, foi determinado pelo tempo que demora o impacto das 30 granalhas na superfície da chapa alvo. Esta análise demandou 643281 iterações de processamento realizadas em 11,84 horas por um computador com dois processadores, $1,86 \text{ GHz}$ de velocidade, 3 GB de memória RAM.

5.3 MODELO NUMÉRICO DE JCGST

A diferença entre o JCG e o JCGST é a aplicação da pré-tensão de tração na face tratada pelo jateamento, pela flexão da mola, durante o tratamento. Esta pré-tensão faz aumentar a intensidade do JCG obtendo melhores resultados. Esta pré-carga normalmente faz ultrapassar a tensão de escoamento do material da mola causando deformação plástica na superfície desta. Esta deformação plástica por si só já melhora as propriedades mecânicas da mola.

Para ter uma idéia da magnitude da pré-tensão aplicada na mola foi desenvolvida uma modelagem numérica quase-estática do deslocamento central da mola que produz a pré-tensão quando a mola é introduzida na máquina de JCGST, Figura 62. Foram considerados as propriedades elásto-plásticas do aço ABNT 5160 vistas anteriormente (Tabela 4 e 5) e o deslocamento central da mola de 0,14 m, Tabela 6. Aproveitou-se a simetria da mola para modelar unicamente a metade da sua geometria.

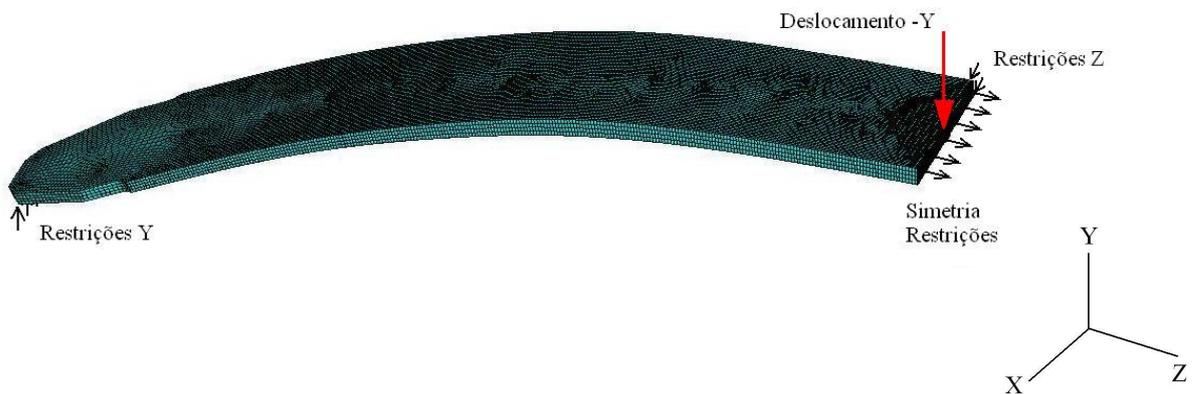


Figura 62. Malhado da modelagem numérica da aplicação da pré-tensão na mola no processo de JCGST.

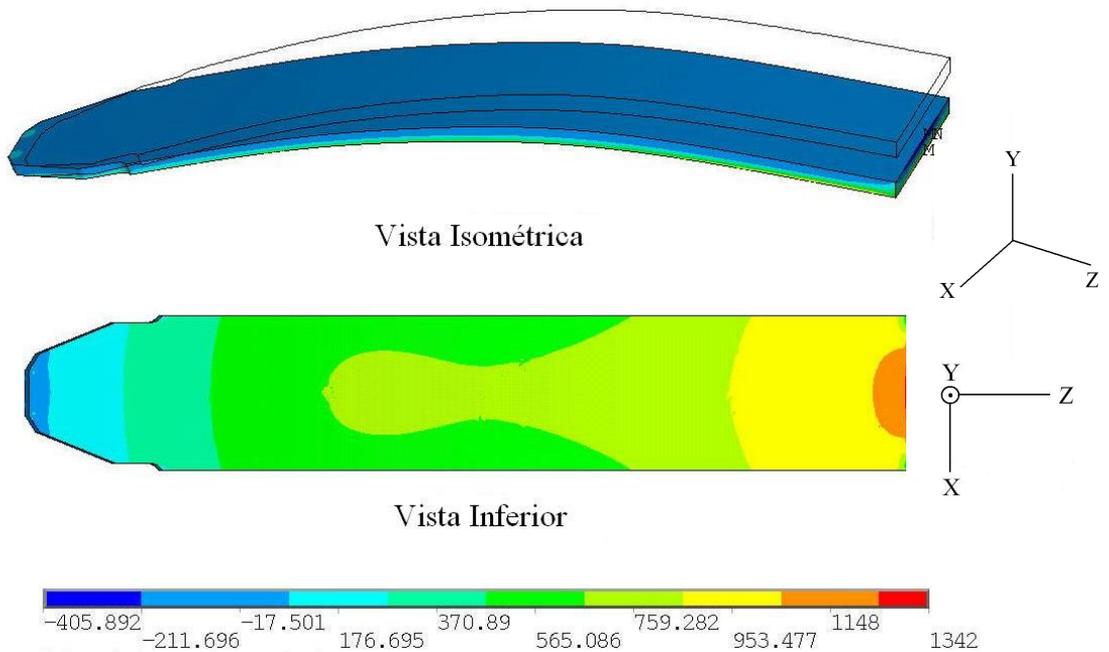


Figura 63. Tensões resultantes da modelagem numérica da aplicação da pré-tensão na mola no processo de JCGST em MPa.

A malha foi conformada por 1254 nós e 64608 elementos paralelepípedos tridimensionais de aproximadamente 2,5×2,5×2,5 mm. Este tamanho foi escolhido para ter maior definição da distribuição das tensões ao longo da espessura da mola (10 mm) com elementos menores.

O resultado da modelagem é apresentado na Figura 63. Foram analisadas as tensões, que resultaram da modelagem numérica da flexão da mola, na direção do comprimento da mola, ou seja, na direção normal às seções transversais da mola parabólica.

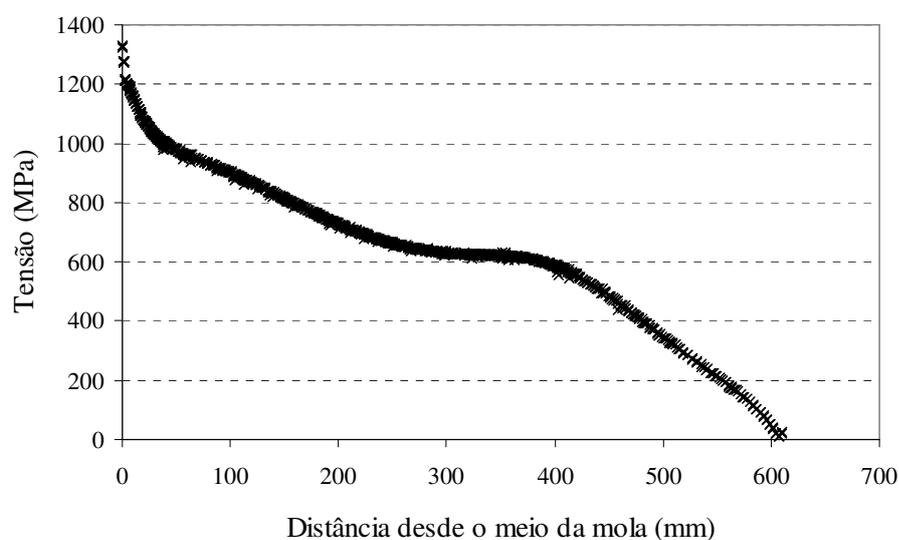


Figura 64. Distribuição das tensões resultantes na superfície e ao longo do comprimento da mola gerada pela aplicação da pré-tensão no processo de JCGST.

Na Figura 64 são apresentadas as tensões principais induzidas na superfície da mola, ao longo de seu comprimento. Observa-se que a medida que se avança até o meio da mola as tensões principais aumentam até atingir o máximo valor de, aproximadamente, 1342 MPa. O valor de tensão média calculada ao longo do comprimento da mola é de 743 MPa.

A geometria da modelagem numérica do JCGST é a mesma geometria gerada para a modelagem numérica do JCG com a única diferença da aplicação da tensão de tração induzida pela flexão da mola (pré-tensão), na chapa alvo, antes e durante a aplicação dos impactos de granalhas. A tensão de tração na chapa alvo é gerada pela imposição de forças, na direção Z, distribuídas na superfície circular externa da chapa que é oposta à superfície do plano de simetria. Estas forças geram um campo de tensões quase uniforme na parte central e superior do modelo numérico. Estas forças geram um campo de tensões, no qual as tensões na direção Z atingem um valor de 925 MPa na zona de impacto, Figura 65. Este valor imposto de tensão pela pré-carga de flexão, na direção Z, é equivalente ao valor imposto a 90 mm do centro da

mola, Figura 64. Esta tensão é maior que a tensão induzida pela pré-carga de 630 MPa, localizada a 0,3 m do centro da mola (Figura 64), a qual corresponde à localização da área crítica segundo a análise das tensões de serviço, Figura 30. Foram analisadas as médias das tensões nas direções Z, X e Y e as das tensões de cisalhamento nos planos XY, XZ e YZ com a finalidade de avaliar o efeito da não uniformidade da aplicação do campo de tensões pela pré-carga. Esta avaliação foi desenvolvida nos nós contidos no volume representativo dos impactos ($\varnothing 0,54 \text{ mm} \times 0,55 \text{ mm}$ de altura). As médias das tensões nas direções Z, X e Y, neste volume, foram estimadas em 925,8, 231,3 e 6,13 MPa, e as das tensões de cisalhamento não ultrapassam o 0,3% da tensão na direção Z, Apêndice O.

A velocidade das granalhas, da mesma maneira que para a modelagem numérica do JCG, foi calculada pela equação (33) usando as características da máquina de JCGST, vistos na Tabela 7, resultando no valor de 27,81 m/s.

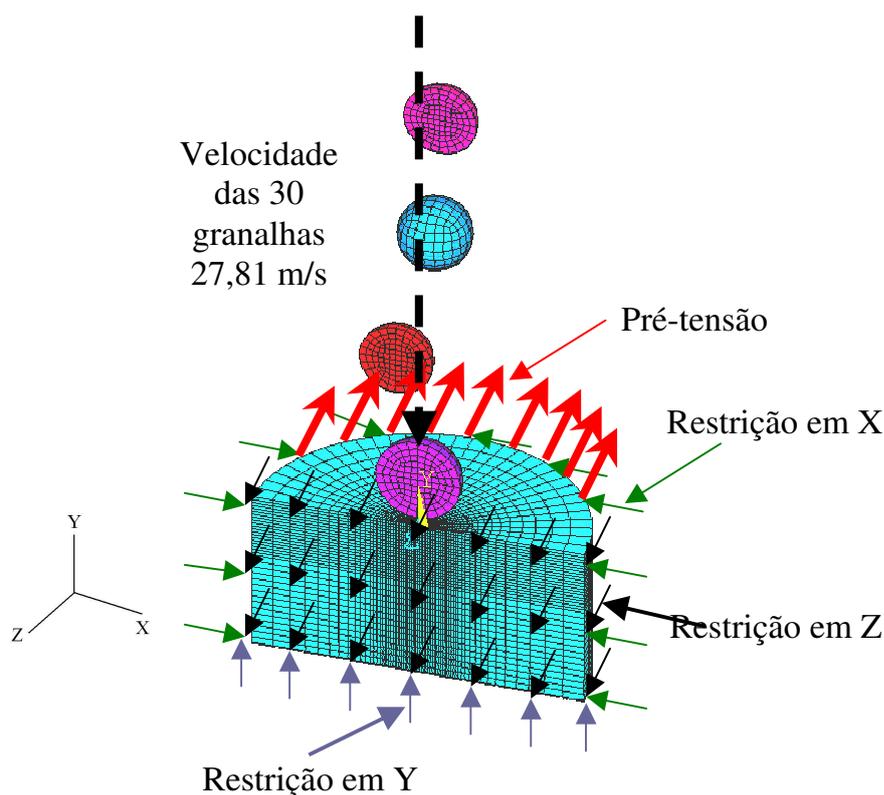


Figura 65. Geometria do modelo numérico do JCGST de 30 impactos de granalha com a aplicação da pré-tensão.

O tempo total de análise é de 3,16 ms, durante o qual, em primeiro lugar, é imposta a tensão na chapa na ausência de impactos de granalha, em segundo lugar é aplicado o impacto das granalhas na chapa mantendo a tensão imposta, logo depois de finalizar o impacto das

granalhas é retirada a tensão, e, no final, a chapa permanece um tempo sem nenhuma influência externa atuando nela a não ser as próprias tensões residuais, Figura 66.

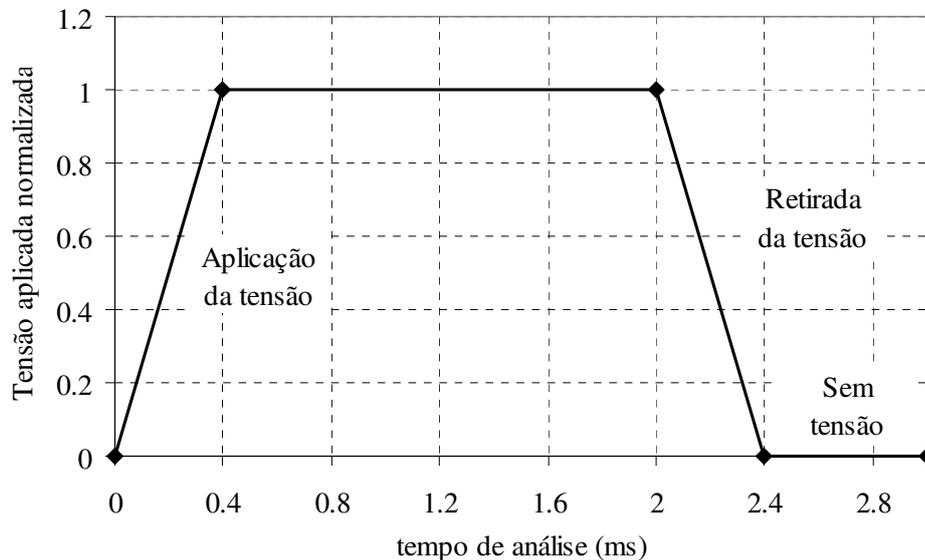


Figura 66. Etapas ao longo do tempo na modelagem numérica do JCGST.

O tempo total de análise, de 3,16 ms, que é o que demora a seqüência mostrada na Figura 66 demanda para seu processamento 3171226 iterações realizadas em 65,01 horas pelo mesmo computador comentado na modelagem do JCG.

5.4 ANÁLISE DA COBERTURA

Foi desenvolvida uma análise da cobertura na modelagem numérica do jateamento. A análise de cobertura consiste em avaliar quão completa foi afetada a superfície, em cada um dos pontos que a conformam, pelos impactos de granalha. Para esta finalidade, neste trabalho, foram avaliadas as distribuições de tensões residuais na direção Z, em alguns pontos estratégicos selecionados, para diferentes etapas no progresso da modelagem numérica. O intuito é avaliar o progresso e a qualidade do processo em função do tempo e da localização. Para esta avaliação foram empregados os resultados da modelagem do processo de JCGST.

Foram analisadas as distribuições de tensões residuais na direção Z nos pontos: A(0; 0; 0), B(-0,167; 0; 0), C(0; 0; -0,175), D(0; 0; -0,5), E(-0,5; 0; 0) e F(-0,433; 0; -0,25), Figura 67. Os pontos A, B e E foram escolhidos por estarem localizados no plano de simetria. Além disso, o ponto A é o central que recebe os impactos das granalhas maiores, o ponto B

recebe um impacto de granalha e é afetado por 3 impactos vizinhos, o ponto E não recebe impacto de granalha, só a influência de 1 impacto vizinho. O ponto C recebe impacto de granalha e está rodeado por 9 impactos vizinhos. Os pontos D e F não recebem impactos de granalha e estão no limite da região analisada. As distribuições residuais foram analisadas para as 7 etapas do processo, etapas mostradas na Figura 67.

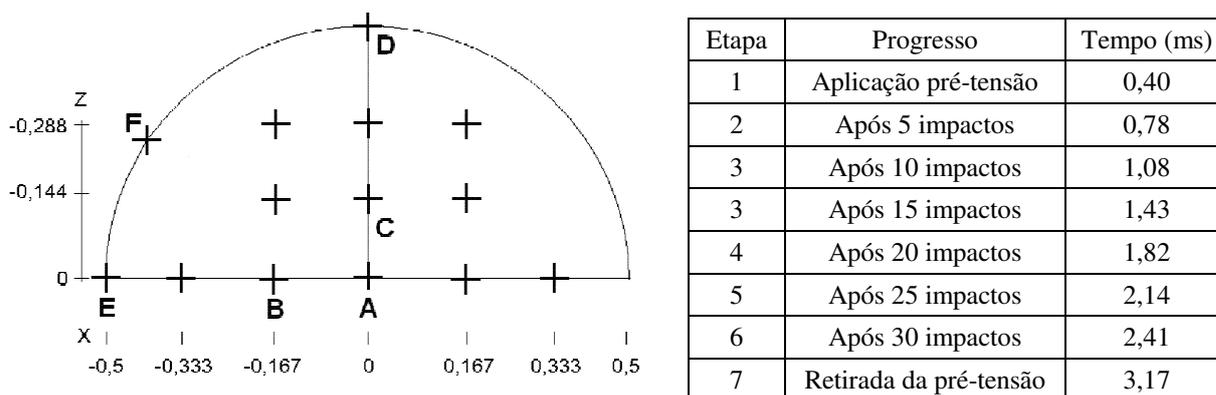


Figura 67. Pontos analisados em função da cobertura na modelagem numérica do JCGST.

A seguir são apresentadas as distribuições de tensões residuais na direção Z para os diferentes progressos na modelagem numérica do JCGST, Figuras 68, 69, 70, 71, 72 e 73.

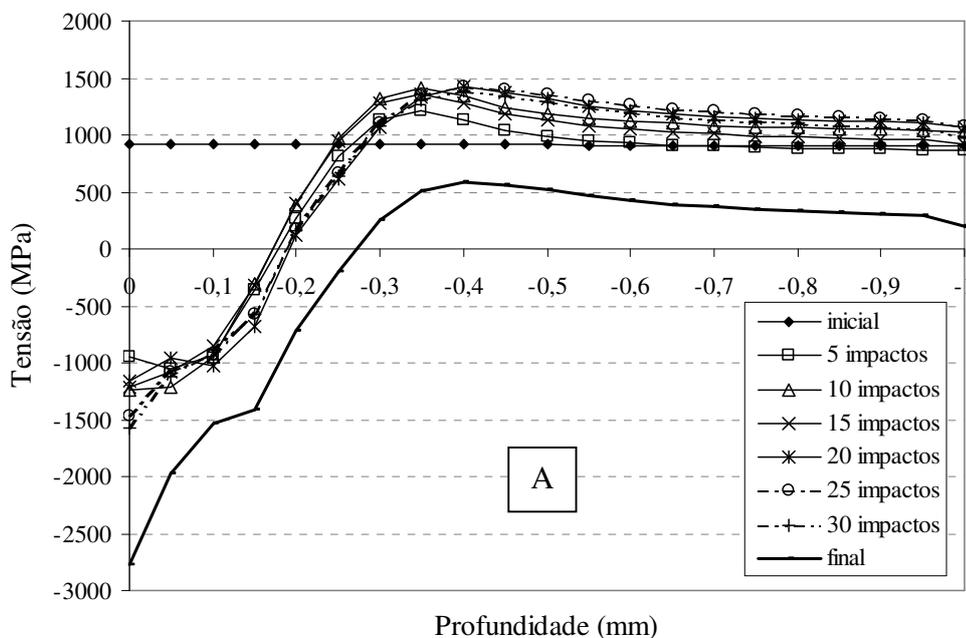


Figura 68. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto A em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

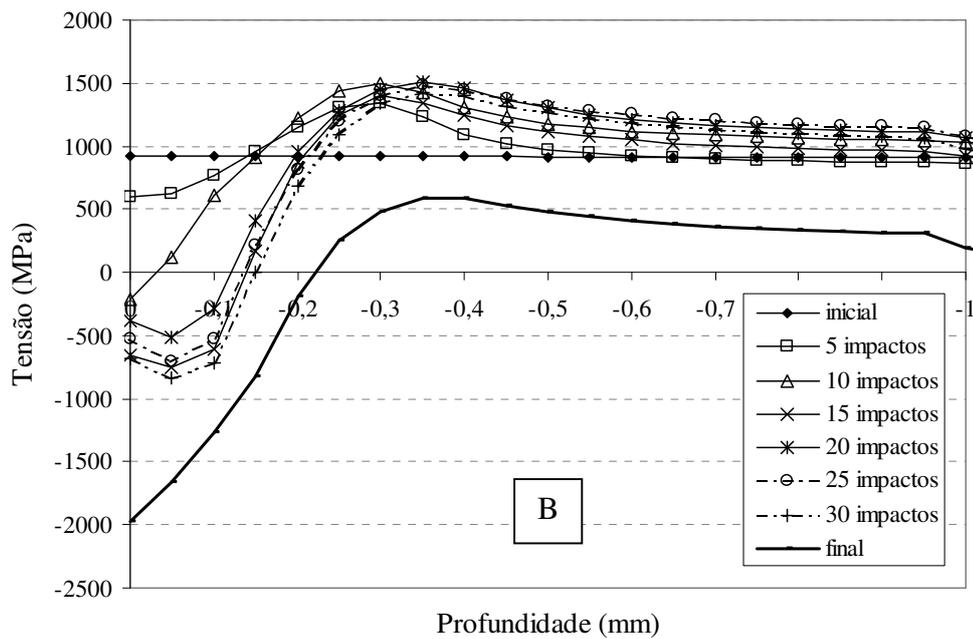


Figura 69. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto B em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

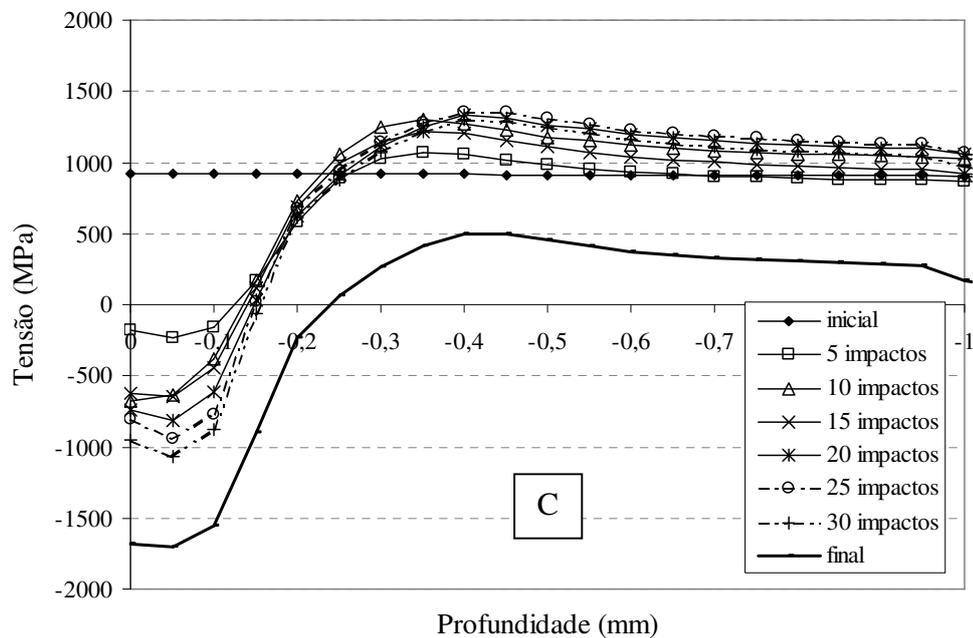


Figura 70. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto C em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

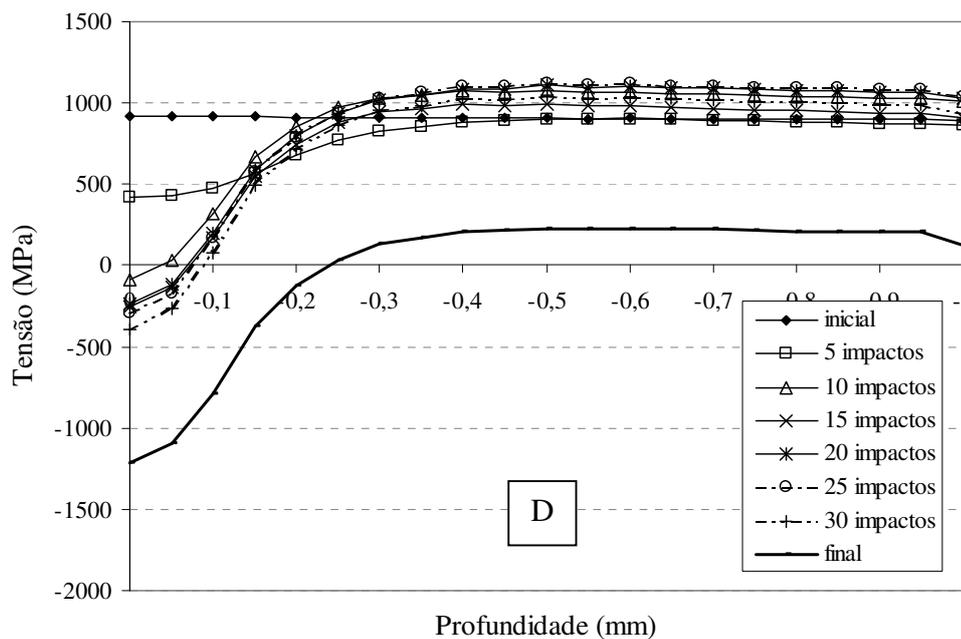


Figura 71. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto D em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

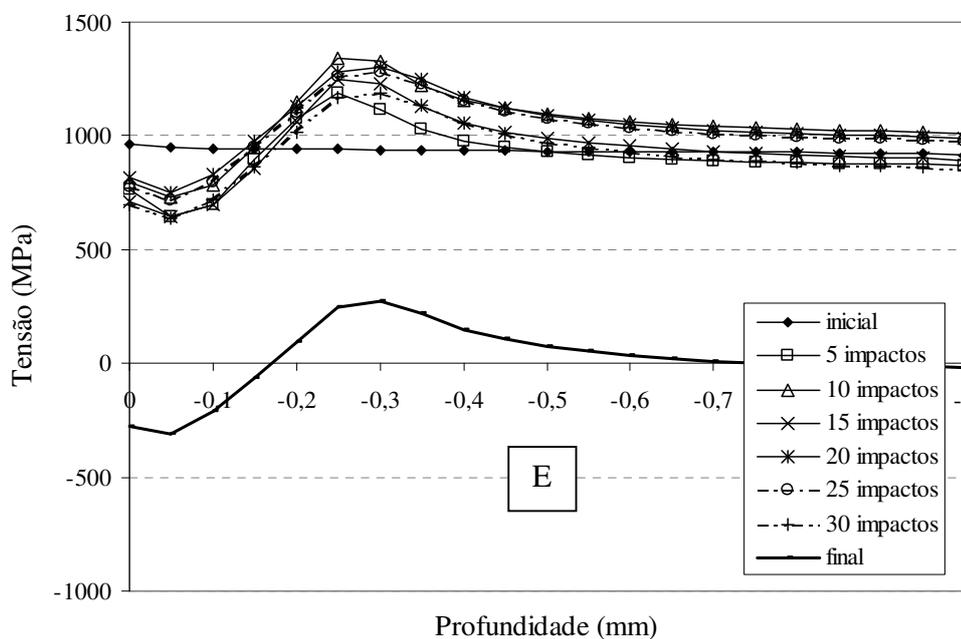


Figura 72. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto E em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

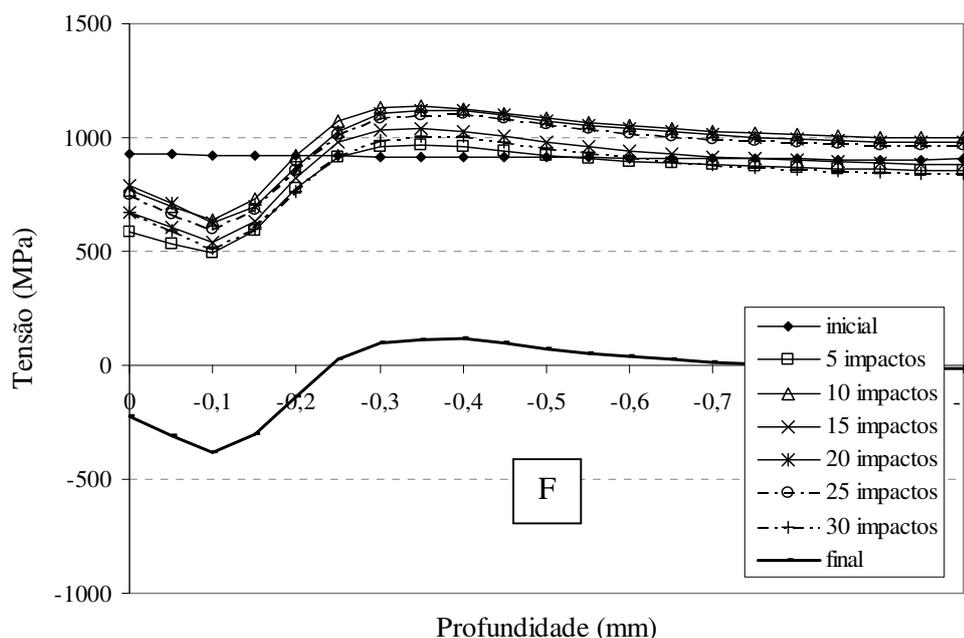


Figura 73. Distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas para o ponto F em diferentes etapas da modelagem numérica do JCGST.

Nesta análise pode ser observado, claramente, o efeito que induz a pré-carga sobre a distribuição de tensões residuais resultante da aplicação do JCG. A pré-carga provoca um aumento no nível zero de tensões fazendo com que, quando se retorna ao nível original, introduza esse aumento no nível de tensões nas tensões residuais.

Observou-se na Figura 68 que para pontos localizados na região central do impacto de granalha (ponto A), além de desenvolver uma distribuição de tensões residuais com maiores valores de tensão e maior profundidade, se pode considerar que neles a intensidade integral do JCG é atingida imediatamente. Da mesma maneira, nas Figuras 69, 70 e 71, observou-se que, para os pontos que não receberam os impactos de granalha diretamente senão de forma indireta, estes só atingem a intensidade integral do JCG de forma progressiva, ao longo do tempo da modelagem. Já por outra parte, os pontos localizados no perímetro da zona de impacto, Figuras 72 e 73, mostram que não receberam, após a seqüência completa dos 30 impactos, a intensidade integral do JCG chegando até demonstrar tensões residuais de tração na superfície, Figura 72.

É baseado nesta análise que, os pontos localizados na zona periférica à região que recebe os impactos de granalha são desconsiderados para a análise das tensões residuais. Assim, esta região na periferia da zona de contato é considerada de ter sido tratada pelo JCG sob cobertura incompleta.

5.5 TENSÕES RESIDUAIS OBTIDAS NA MODELAGEM NUMÉRICA

5.5.1 Tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCG

Na Figura 74, 75 e 76 são apresentadas as tensões residuais induzidos, nas direções X, Z e Y respectivamente, pelos 30 impactos de granalha na modelagem numérica do processo de JCG. Pode-se apreciar facilmente a camada de tensões residuais de compressão (tensões nas direções X e Z) formada na zona de contato, Figuras 74 e 75. Da mesma maneira, se pode observar a camada de tensões residuais de tração abaixo das de compressão que surgem para compensação das tensões ao longo da profundidade, Figuras 74 e 75.

Foram analisadas as distribuições das tensões residuais ao longo da profundidade, nas direções X, Z e Y, obtidas na modelagem numérica do processo de JCG após os 30 impactos de granalha. Foram extraídas as distribuições das tensões residuais na direção X, Z e Y para todos os nós que conformar a região de contato representativa do modelo.

Para superfícies tratadas pelo processo de jateamento, as tensões analisadas em regiões menores a $0,8 \text{ mm}^2$ não são representativas quando comparadas à tensão macroscópica induzida na peça tratada. Isto acontece porque, segundo ensaios experimentais, para regiões de diâmetro menores a 1 mm^2 as tensões variam em até 20% para diferentes pontos próximos entre si, o que não acontece para regiões maiores a este diâmetro (TOSHA; IIDA, 1996).

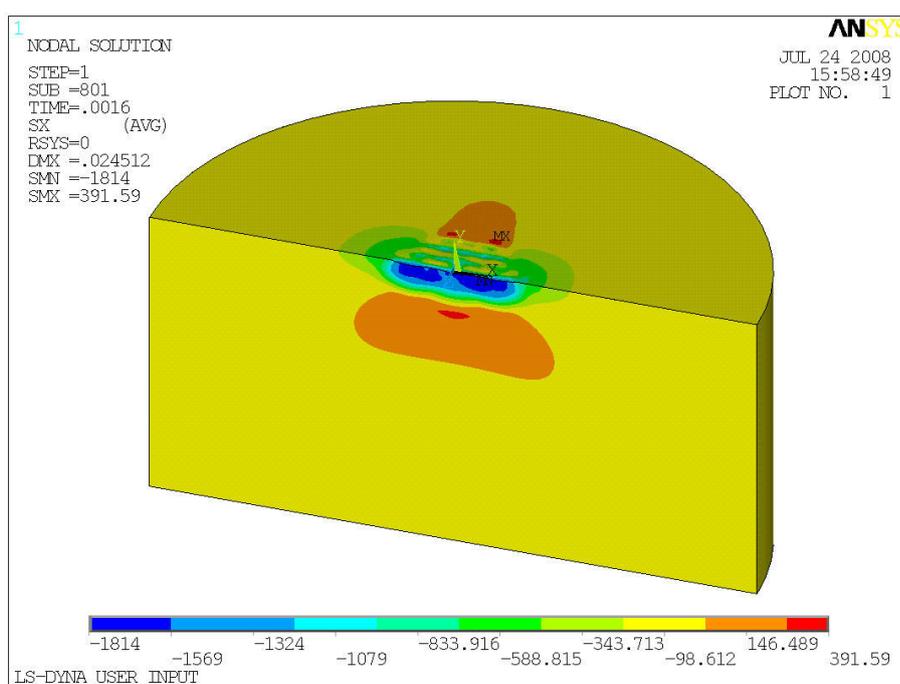


Figura 74. Tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCG.

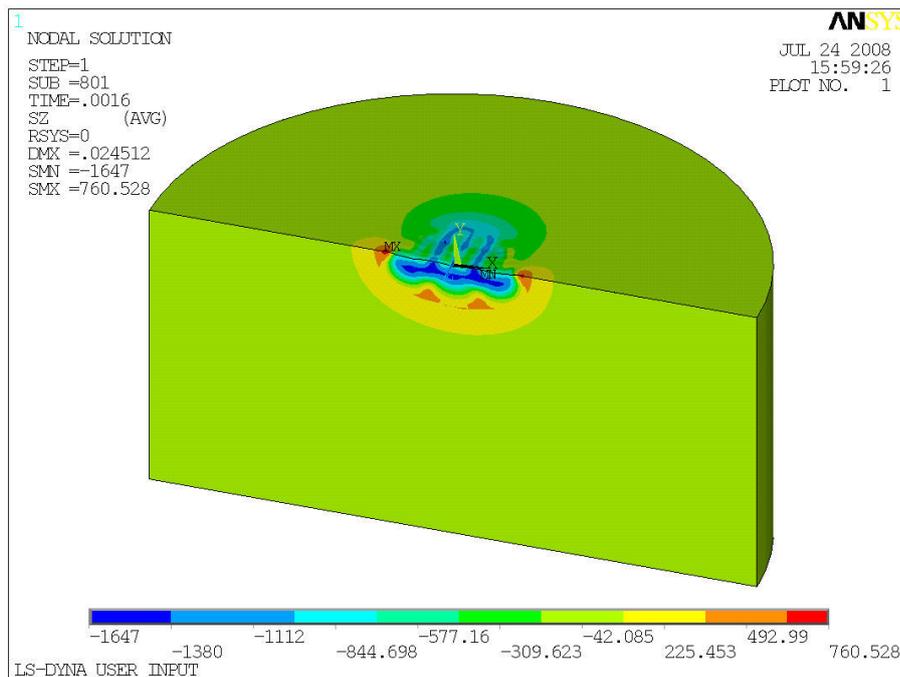


Figura 75. Tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCG.

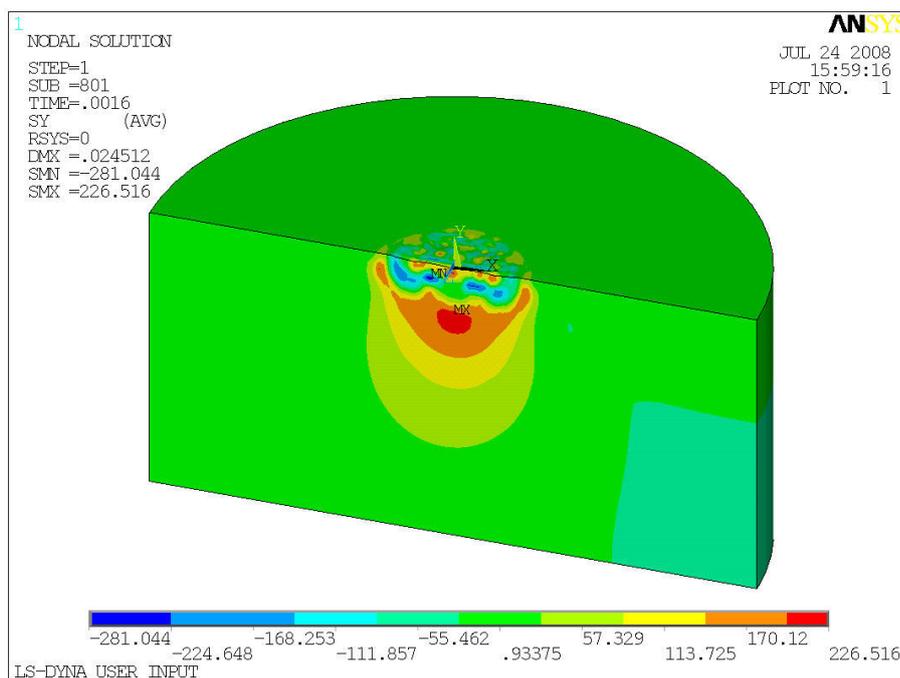


Figura 76. Tensões residuais na direção Y resultantes da modelagem numérica do JCG.

Dividiu-se a região de contato em 5 regiões em forma de anéis concêntricos (Λ_1 , Λ_2 , Λ_3 , Λ_4 e Λ_5) de 0,1, 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 mm de raio, Figura 77. Visto a falta de cobertura, a região considerada representativa para análise das tensões induzidas pelo JCG compreende as regiões Λ_1 , Λ_2 , Λ_3 e Λ_4 , como mostrado na Figura 77. A região Λ_5 é considerada de

cobertura incompleta. Portanto, analisou-se a região representativa, em que $\Lambda 5$ é excluída, a qual possui uma região de aproximadamente $0,25 \text{ mm}^2$ ($\Lambda 1 + \Lambda 2 + \Lambda 3 + \Lambda 4$).

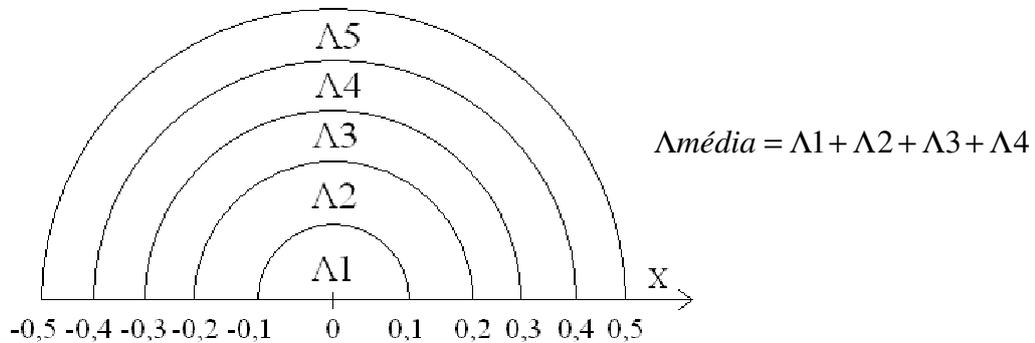


Figura 77. Divisão da região total de contato para análise das tensões.

Estas regiões $\Lambda 1$, $\Lambda 2$, $\Lambda 3$, $\Lambda 4$ e $\Lambda 5$ contêm 22, 63, 101, 119 e 112 dos 417 nós totais, respectivamente. Na Figura 78 são apresentadas as médias das distribuições das tensões residuais na direção X, resultantes da modelagem numérica do JCG, para cada uma das regiões analisadas (S_{xxi} , $i = 1..5$) e a média geral das distribuições residuais para a região representativa (S_{xxm}). Do mesmo modo, também são apresentadas as distribuições das tensões residuais nas direções Z e Y para a mesma modelagem, Figuras 79 e 80. Os valores das tensões residuais das distribuições das Figuras 78, 79 e 80 são apresentados no Apêndice C.

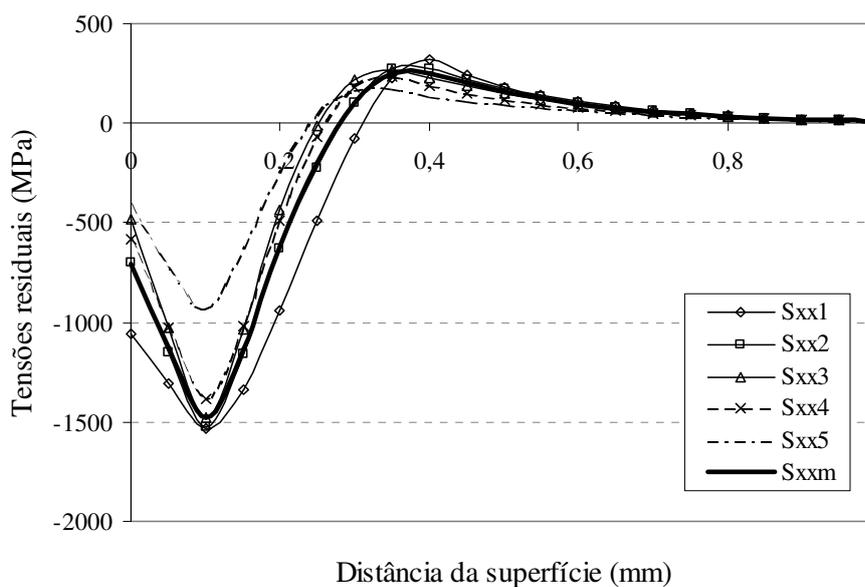


Figura 78. Distribuição de tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões.

Pode-se observar nas Figuras 78 e 79, que as curvas médias representativas das distribuições das tensões residuais nas direções X e Z (S_{xxm} e S_{zzm}) estão muito próximas das curvas correspondentes às distribuições das mesmas tensões para cada uma das regiões que compõem a região representativa (S_{xxi} e S_{zzi} , $i = 1..4$). Por outro lado, as curvas de tensões correspondentes à região de cobertura incompleta (S_{xx5} e S_{zz5}) apresentam valores não próximos das curvas representativas. A partir destas observações se pode corroborar a não representatividade da região $\Lambda 5$ para estimativa dos valores característicos representativos das distribuições de tensões residuais induzidas pelo JCG.

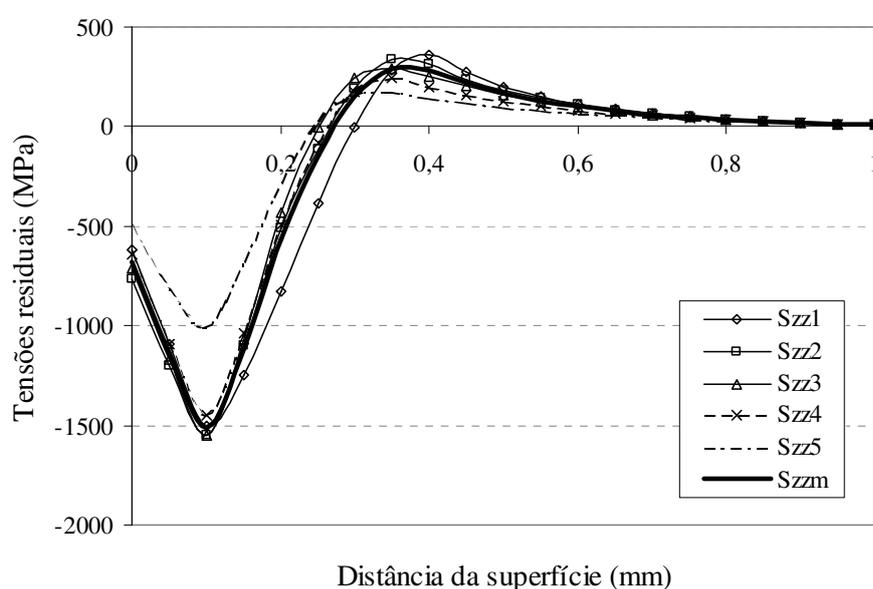


Figura 79. Distribuição de tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões.

Pode-se notar, nestas mesmas Figuras, que as distribuições médias ponderadas das tensões residuais nas direções X e Z não diferem muito uma da outra. Ambas apresentam o mesmo valor de profundidade de camada com tensões residuais de compressão. A diferença entre a tensão residual na superfície e a máxima de compressão, para ambas as direções X e Z, não ultrapassa o 10%. Este aspecto revelou que o modelo numérico conseguiu simular o processo de cobertura progressiva que resulta na uniformidade das tensões residuais induzidas pelo JCG.

Na Figura 80 mostra a distribuição das tensões residuais na direção Y ao longo da profundidade da chapa atingida pelos impactos de granalha. Observa-se uma tensão residual de 200 MPa a aproximadamente 0,5 mm de profundidade, ou seja, a quase o dobro do valor da profundidade da camada de tensões residuais de compressão, Figuras 78 e 79. A partir

desta profundidade, esta tensão residual começa a diminuir conforme aumenta a profundidade até virar nula na base da chapa alvo.

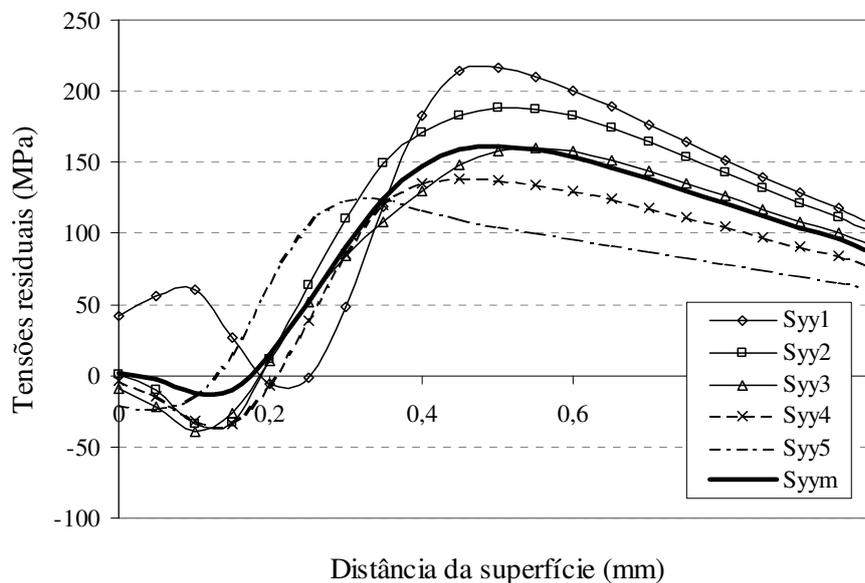


Figura 80. Distribuição de tensões residuais na direção Y resultante da modelagem numérica do processo de JCG para as diversas regiões.

Desta maneira se pode apreciar que as distribuições de tensões residuais representativas, nas direções X, Z e Y, mostram um aumento abaixo da superfície e logo um decremento podendo chegar até zero ou, no caso das tensões nas direções X e Z, virar o sinal. Contudo, comparando os valores de tensão residual máximo atingido ao longo de toda a profundidade, no valor absoluto, se pode ver que a proporção entre o valor desta tensão na direção X ou Z e o valor da mesma na direção Y é de 6 : 1. Isto mostra a grande diferença entre as tensões pertencentes ao plano da superfície tratada (tensões nas direções X e Z) versus a tensão perpendicular a este plano (tensão em Y). É por este motivo que alguns autores consideram um estado plano de tensões na superfície tratada por JCG.

5.5.2 Tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCGST

Na Figura 81 são mostradas as tensões induzidas pela pré-tensão, característica do processo de JCGST, no modelo numérico. Pode-se observar que o campo de tensões induzido é uniforme na zona de interesse, a região central onde são aplicados os impactos de granalha.

A seguir, na Figura 82, 83 e 84 são apresentadas as tensões residuais induzidas, nas direções X, Z e Y respectivamente, pelos 30 impactos de granalha na modelagem numérica do

processo de JCGST. Pode-se apreciar a grande diferença entre os valores das tensões residuais de compressão nas direções X e Z formados abaixo da zona de contato, Figuras 82 e 83. Esta diferença está quase na relação de 1 : 2 sendo maiores as tensões na direção Z, direção de aplicação da pré-carga.

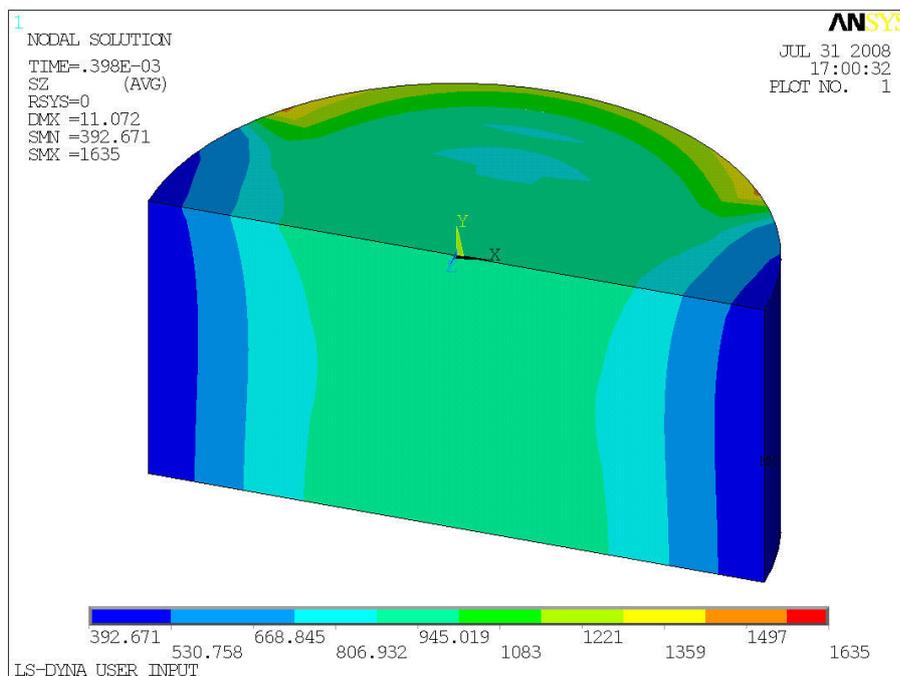


Figura 81. Tensões na direção Z induzidas pela pré-tensão na modelagem numérica do JCGST.

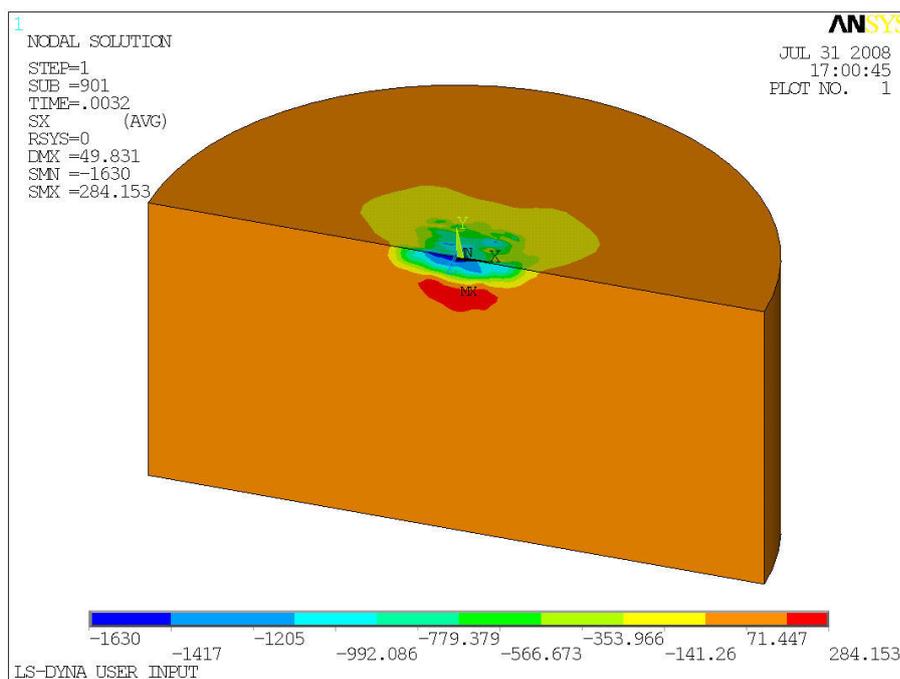


Figura 82. Tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST.

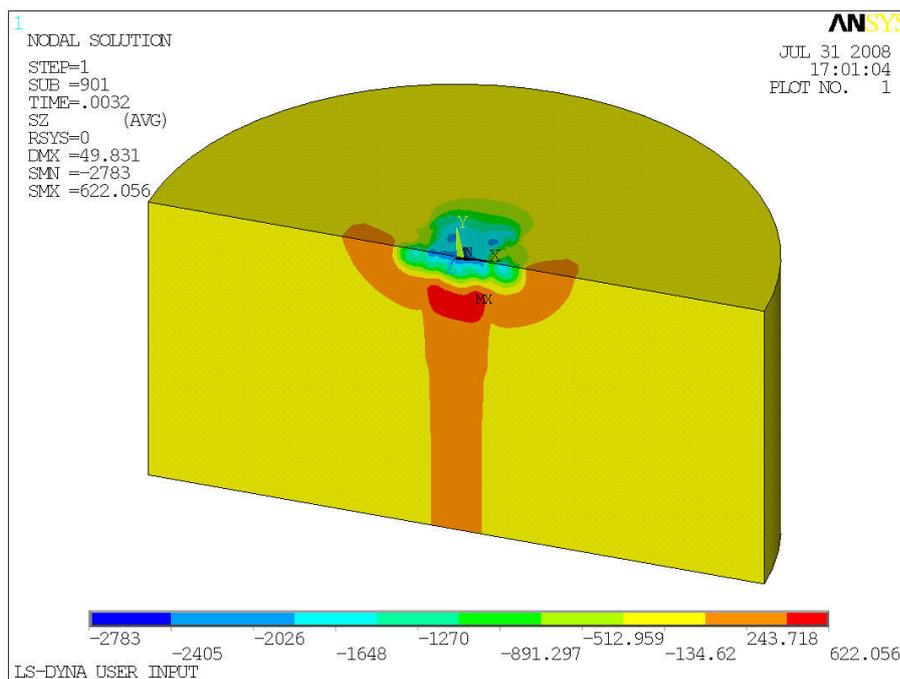


Figura 83. Tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCGST.

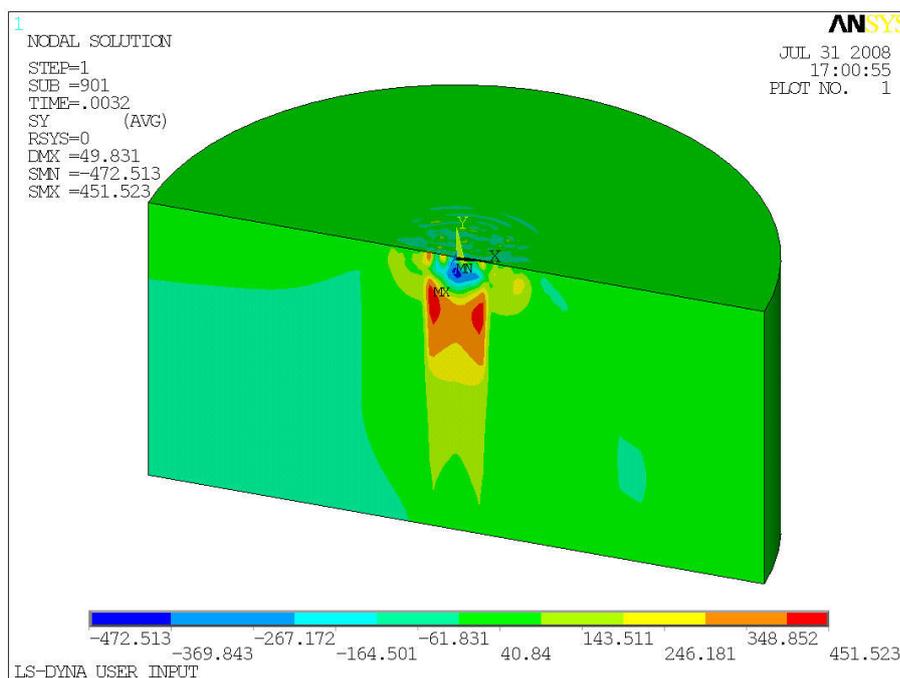


Figura 84. Tensões residuais na direção Y resultantes da modelagem numérica do JCGST.

Foram analisadas, da mesma maneira que na modelagem do JCG, as distribuições das tensões residuais ao longo da profundidade, nas direções X, Z e Y, obtidas para o processo de JCGST após os 30 impactos de granalha. Igualmente que na modelagem numérica do JCG, foram extraídas as distribuições das tensões residuais na direção X, Z e Y para todos os 417

nós que conformam a região total de contato, dividida em 5 regiões, como mostrado anteriormente na Figura 77.

Na Figura 85, 86 e 87 são apresentadas as médias das distribuições residuais nas direções X, Z e Y resultantes da modelagem numérica do JCGST, para cada uma das 5 regiões analisadas assim como a média geral ponderada de toda a área de contato. Os valores das tensões residuais das distribuições que aparecem nestas figuras (Figuras 85, 86 e 87) são apresentados no Apêndice D.

Para manipulação da grande quantidade de dados para estimativa da média ponderada de todas as distribuições de tensões residuais, tanto para a modelagem numérica do JCG e JCGST, foi desenvolvido um programa para manipulação das distribuições de tensões residuais em Turbo Pascal (2002). O programa completo é apresentado no Apêndice N.

Uma das características que chama a atenção, quando comparadas as distribuições de tensões residuais induzidas por JCG e JCGST, é a tensão residual na superfície. A tensão residual na superfície resultante da modelagem numérica do JCGST é maior que a resultante do JCG.

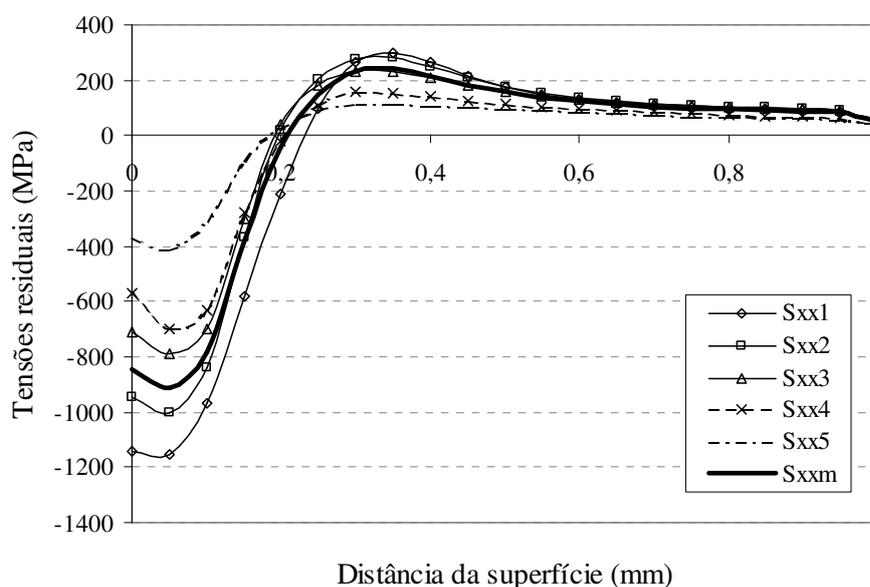


Figura 85. Distribuição de tensões residuais na direção X resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões.

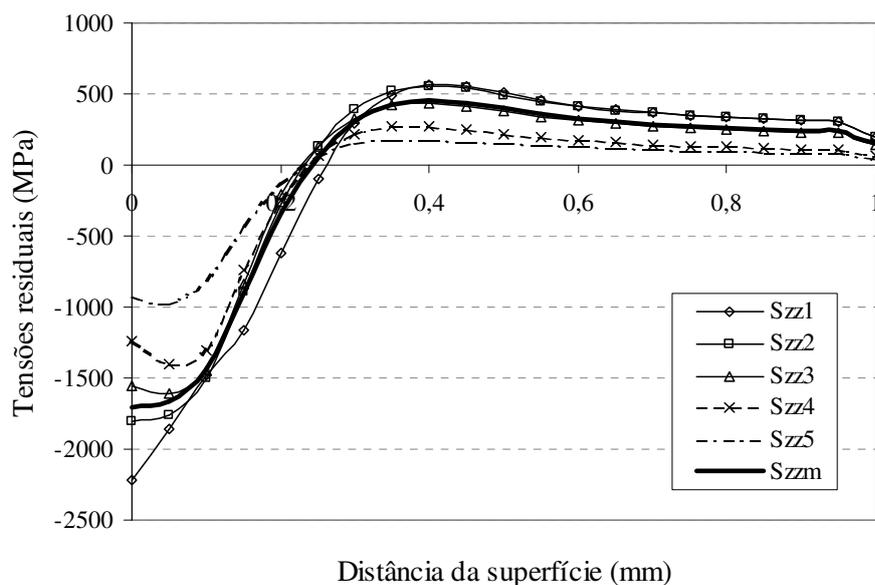


Figura 86. Distribuição de tensões residuais na direção Z resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões.

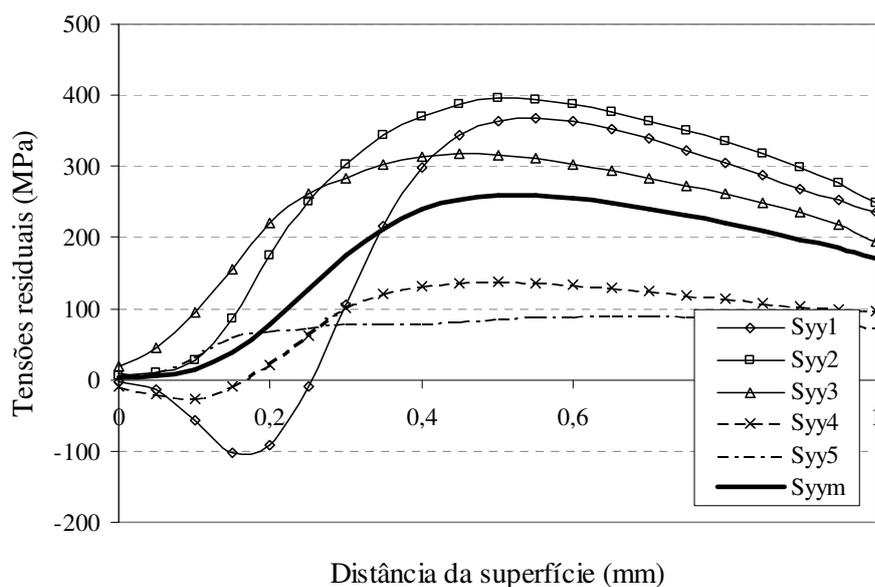


Figura 87. Distribuição de tensões residuais na direção Y resultante da modelagem numérica do processo de JCGST para as diversas regiões.

Nas Figuras 85 e 86 se observa a notável diferença entre as distribuições das tensões residuais, geradas nas direções X e Z, ao longo da profundidade. Esta diferença é consequência direta da aplicação de pré-tensão, na chapa analisada na modelagem numérica, durante a aplicação dos impactos de granalha. Esta diferença se aprecia na profundidade de camada com tensões residuais de compressão e no nível de tensões residuais.

É por este motivo que, na Tabela 21, são mostrados os valores característicos das distribuições de tensões residuais estimados na modelagem numérica do processo de JCG e JCGST. Estes valores característicos são: a profundidade da camada de tensões residuais compressivas (h_p), a tensão residual na superfície (σ_{sup}^r), e a tensão residual máxima de compressão ($\sigma_{máx}^r$). Para a modelagem numérica do JCG estes valores foram calculados pela média das distribuições de tensões residuais nas direções X e Z, porém, para a modelagem do processo de JCGST foram apresentados os valores, das distribuições de tensões residuais resultantes nas direções X e Z, por separado.

Tabela 21. Valores característicos da distribuição de tensões residuais estimadas pela modelagem numérica do processo de JCG e JCGST.

	JCG	JCGST	
		σ_{xx}^r	σ_{zz}^r
h_p (mm)	0,28	0,21	0,25
σ_{sup}^r (MPa)	-695	-843	-1705
$\sigma_{máx}^r$ (MPa)	-1497	-910	-1705

5.6 ANÁLISE DAS DEFORMAÇÕES NA MODELAGEM NUMÉRICA

Neste trabalho foi desenvolvida uma análise qualitativa das deformações elásticas e plásticas remanescentes nas modelagens numéricas do JCG e do JCGST, após a aplicação dos impactos de granalha. Para tal a análise foi considerado a média das deformações elásticas e plásticas, nas direções X, Y e Z, das regiões da zona de impacto Λ_1 , Λ_2 , Λ_3 e Λ_4 esquematizadas na Figura 77.

Da mesma maneira que na manipulação de dados das distribuições de tensões residuais, foi aproveitado o mesmo programa de manipulação de dados desenvolvido neste trabalho para manipulação das distribuições das deformações remanescentes, Apêndice N.

Nas Figuras 88 e 89 são apresentadas as deformações elásticas e plásticas remanescentes, nas direções X, Y e Z, geradas na modelagem numérica do JCG.

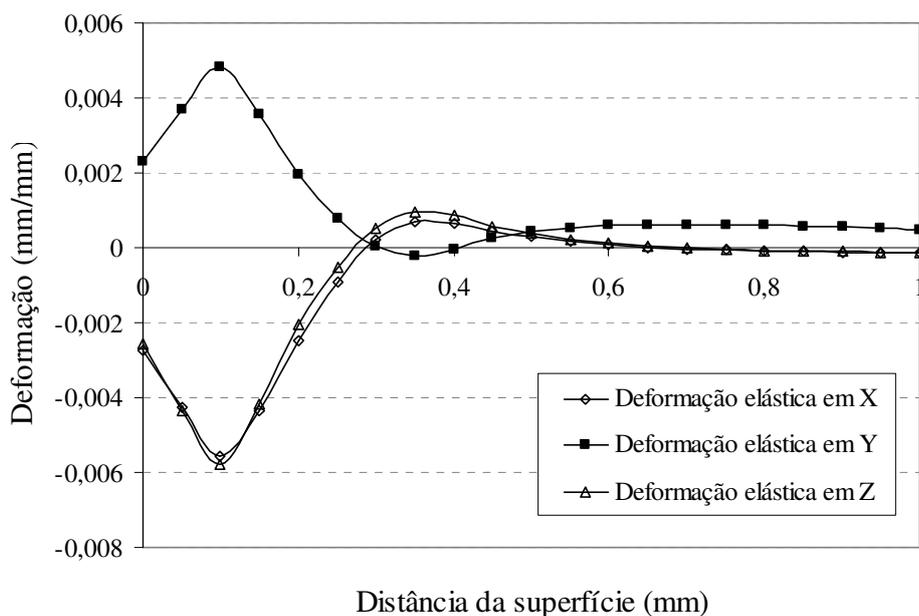


Figura 88. Distribuição das deformações elásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCG para a região representativa.

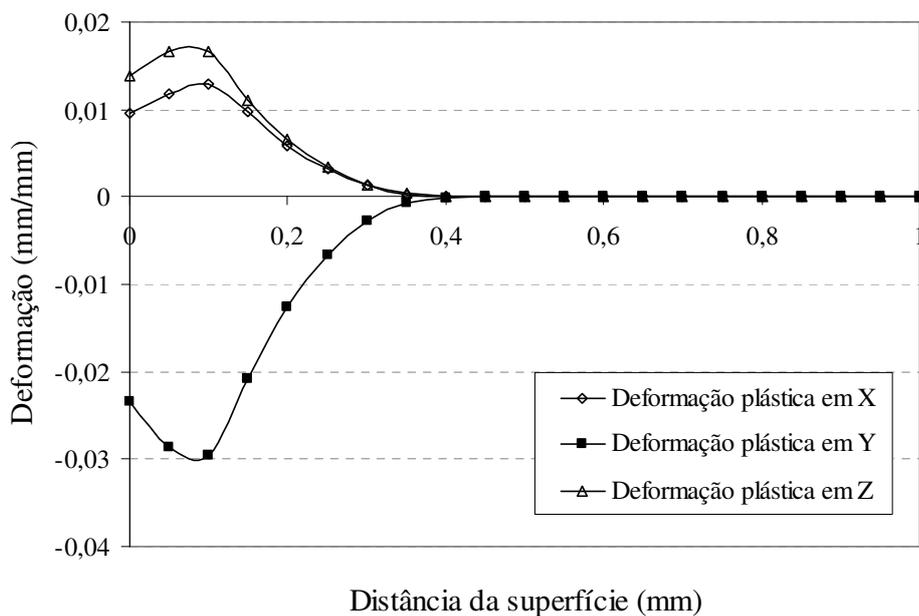


Figura 89. Distribuição das deformações plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCG para a região representativa.

Observa-se na Figura 88 e 89 que as deformações elásticas e plásticas são de sinais contrários ao longo da profundidade. Estima-se que os valores absolutos das deformações plásticas, na direção Y, são 6 vezes maiores que os das deformações elásticas na mesma direção. E, da mesma maneira, para as deformações nas direções X e Z, esta proporção é de

quase 3 vezes. Isto dá para mostrar a grande quantidade de trabalho plástico induzido no material tratado.

Pela forma e o sinal das distribuições das deformações elásticas, induzidas pelo JCG, se pode ver que as tensões residuais induzidas pelo processo de JCG, que são as responsáveis pelo aumento da resistência à fadiga do material tratado, são proporcionais às deformações elásticas remanescentes na superfície tratada. A grande quantidade de deformação plástica, além de produzir um aumento considerável do limite de escoamento do material que traz como consequência o aumento da resistência e da dureza da superfície, cria a nova configuração da zona tratada encarregada de reter as deformações elásticas que geram as tensões residuais.

Observa-se, também, que os valores das deformações elásticas e plásticas, ao longo da profundidade, nas direções X e Z são bastante semelhantes o que indica um campo de tensões uniformes ao longo da superfície tratada pelo JCG (as tensões principais, no plano da superfície tratada, podem ser consideradas iguais, $\sigma_{xx} = \sigma_{zz} = \sigma$).

Nota-se também que a profundidade das deformações elásticas de sinal negativo, para as deformações nas direções X e Z, é praticamente igual à profundidade da camada encruada gerada pelo impacto das granalhas (profundidade atingida pela deformação plástica).

Pode se apreciar na Figura 88 que a proporção entre as deformações elásticas na direção Y versus as deformações elásticas na direção X ou Z, desconsiderando o sinal, é quase 1 : 1. Por outro lado, na Figura 89, esta mesma proporção entre as deformações plásticas na direção Y versus as da direção X ou Z, desconsiderando o sinal, é de 2 : 1. Deste aspecto se pode deduzir que a deformação plástica na direção Y tem um papel maior no mecanismo de introdução de tensões residuais pelo impacto de projéteis sólidos. Isto reflete a própria natureza do processo, no qual a direção de impacto do projétil contra a superfície alvo é a direção vertical Y depositando, conseqüentemente, a mais significativa quantidade de deformação plástica nesta direção. Portanto, deduz-se que as deformações elásticas nas direções X e Z são consequência direta das deformações elásticas na direção Y introduzidas pela deformação plástica também na vertical.

De maneira análoga à análise das deformações elásticas e plásticas do JCG, nas Figuras 90 e 91 são apresentadas as deformações elásticas e plásticas remanescentes, nas direções X, Y e Z, geradas na modelagem numérica do JCGST.

O primeiro aspecto que chama a atenção nas distribuições das deformações elásticas é a diferença significativa entre os valores das deformações na direção Z e as deformações na direção X, Figura 90. Esta diferença está na proporção de 4 : 1, enquanto que para modelagem

numérica do JCG esta proporção está na ordem de 1 : 1. Esta proporção de 4 : 1 também é apresentada pelos valores de deformação plástica na direção Z entre os valores de deformação plástica na direção X, Figura 91. Isto demonstra a falta de uniformidade do campo de deformações, e conseqüentemente no campo de tensões, induzidos pelo JCGST.

Os valores das deformações elásticas na direção X, resultantes da modelagem numérica do JCG e do JCGST (Figura 88 e 90), mostram uma correspondência com as velocidades de impacto de granalha (40 m/s no JCG, e 27,8 m/s no JCGST). Para maior velocidade de impacto das granalhas, maior valor de deformação (deformação negativa máxima de -0,006 e -0,0022 no JCG e no JCGST, respectivamente). O mesmo pode ser comentado para a profundidade das deformações elásticas de sinal negativo. Para maior velocidade de impacto de granalhas, maior profundidade das deformações elásticas de sinal negativo (0,3 mm no JCG, e 0,2 mm no JCGST). Isto indica que, segundo os resultados das deformações elásticas na direção X para o JCGST em molas parabólicas, a intensidade com que foi executado o processo de JCG independe se foi empregada ou não a pré-carga durante a aplicação. No JCGST, é como se o processo de jateamento tivesse sido executado com duas intensidades de jateamento diferentes, na direção X e na Z.

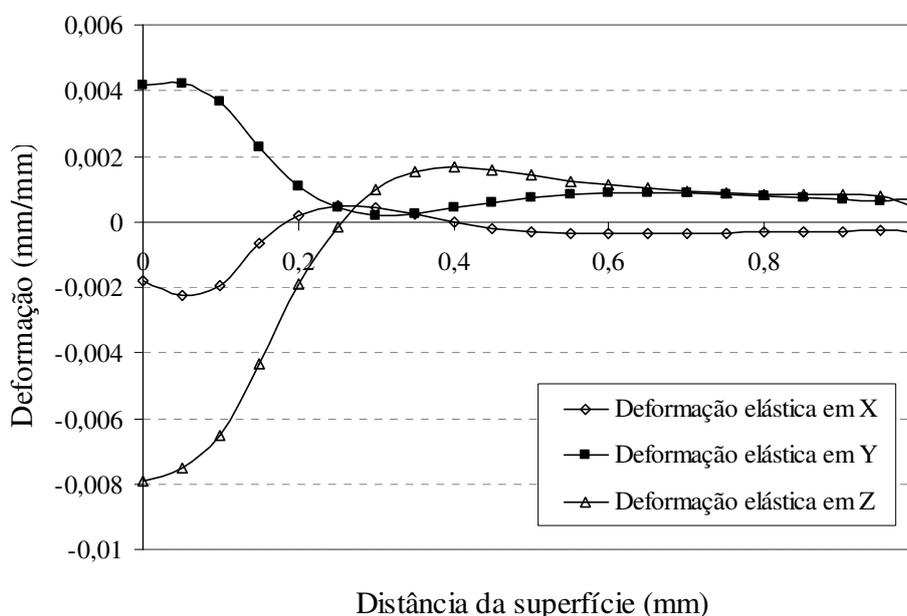


Figura 90. Distribuição das deformações elásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCGST para a região representativa.

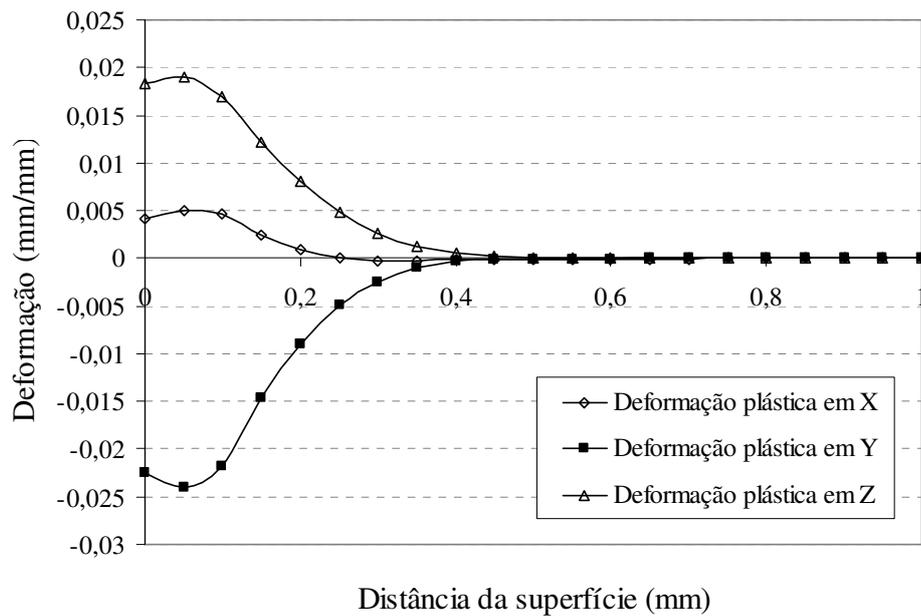


Figura 91. Distribuição das deformações plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z obtidas na modelagem numérica do JCGST para a região representativa.

Observou-se também que para diferentes velocidades de impacto de granalha executados na modelagem do JCG e do JCGST obteve-se a mesma profundidade de camada encruada. Isto mostra a eficácia do tratamento de JCGST quando comparado com o JCG para aumentar a intensidade do tratamento e aumentar a profundidade de camada com tensões residuais de compressão, a qual é a responsável direta por retardar a iniciação e o crescimento de trincas em superfície de peças tratadas.

CAPÍTULO 6

ANÁLISE DOS RESULTADOS

Os valores característicos das distribuições de tensões residuais obtidas pelas modelagens numéricas do JCG e do JCGST são comparados com os resultados experimentais (técnica de difração de raios-X e técnica do furo incremental cego) e com os resultados das pesquisas de outros autores cujos modelos de cálculo são apresentados no Anexo C. É apresentada esta análise comparativa, por separado, dos resultados da modelagem numérica comparados, em primeiro lugar, com os resultados experimentais e as correlações empíricas obtidas por outros autores. Em segundo lugar é comparado com os resultados de outras modelagens numéricas do processo de JCG desenvolvida por outros autores.

6.1 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA DO JCG COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS E OUTRAS MODELAGENS

Na Tabela 22 e na Figura 92 são analisados, comparativamente, os resultados da modelagem numérica, desenvolvida neste trabalho, com os resultados da análise experimental (onde as tensões residuais foram medidas pela técnica de difração de raios-X e pela técnica do furo incremental cego) e com os resultados das correlações empíricas, para obtenção das características da distribuição de tensões residuais induzidas pelo JCG, formuladas nas pesquisas de Wang et al. (1998) e Gao, Yao e Li (2001).

Tabela 22. Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais obtidas na modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e de outros autores.

	h_p (mm)	σ_{sup}^r (MPa)	$\sigma_{máx}^r$ (MPa)
Modelagem numérica	0,28	-695	-1497
Ensaio de difração raios-X	0,76	-540	-597
Ensaio pela TFIC	0,75	-449	-518
Al-Obaid (1995)	0,428	-	-
Watanabe e Hasegawa (1996)	0,314	-	-
Wang et al. (1998)	0,669	-777	-905
Gao, Yao e Li (2001)	0,568	-854	-1080

Os resultados mostram, em primeiro lugar, uma concordância entre os resultados experimentais desenvolvidos neste trabalho pela técnica de difração de raios-X e a TFIC. Esta concordância aparece na avaliação dos valores de tensão residual característicos, porém a profundidade de camada de tensões residuais compressivas avaliada pela TFIC é menor que a avaliada pela técnica de difração de raios-X. Também se observa que as tensões residuais dos resultados experimentais estão bem abaixo da estimativa das correlações empíricas dos outros autores (WANG et al., 1998; e GAO; YAO; LI, 2001). Porém, o valor de h_p da modelagem é próximo com a da correlações empíricas de Watanabe et al. (1998).

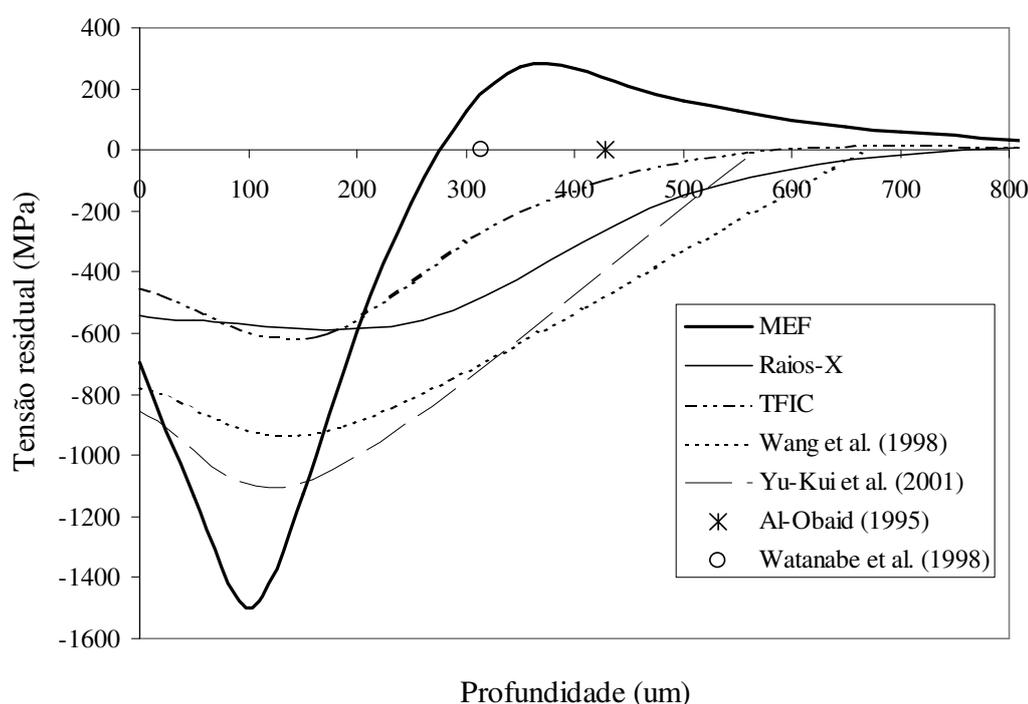


Figura 92. Comparação das tensões residuais resultantes da modelagem numérica do JCG com os resultados experimentais e de outras pesquisas experimentais.

Em segundo lugar, se mostra uma grande diferença entre as curvas das distribuições das tensões residuais obtidas na modelagem numérica com as obtidas experimentalmente e pelas correlações empíricas dos outros autores. Embora os valores de σ_{sup}^r sejam bastante próximos aos obtidos experimentalmente, o valor de σ_{sup}^r do modelo numérico é pouco mais do dobro do valor da referência experimental e o valor de h_p está bem abaixo dos valores da mesma referência.

A seguir, na Tabela 23 e na Figura 93 são apresentados os resultados das distribuições das tensões residuais, obtidas na modelagem numérica do JCG desenvolvida neste trabalho, comparadas com os resultados obtidos por modelagens numéricas genéricas do JCG feitas por

outros autores (MEGUID; SHAGAL; STRANART, 1999, 2002, e HONG; OOI; SHAW, 2008). Entende-se por resultados genéricos como os valores característicos do campo de tensões residuais que são adimensionais, pois dependem das propriedades mecânicas do material e dos parâmetros do processo. É baseado neste princípio que os resultados das modelagens numéricas do JCG feitas por estes autores podem ser introduzidos, considerando o material base ABNT 5160 e os parâmetros do JCG e JCGST do experimento, para estimar a distribuição de tensões residuais resultante.

Tabela 23. Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais obtidas por modelagem do processo de JCG com os resultados numéricos de outros autores.

	h_p (mm)	σ_{sup}^r (MPa)	σ_{sup}^r (MPa)
Modelagem numérica	0,28	-695	-1497
Meguid, Shagal e Stranart (1999)	0,45	-320	-2103
Meguid, Shagal e Stranart (2002)	0,38	-1494	-2688
Hong, Ooi e Shaw (2008)	0,28	-1098	-1286

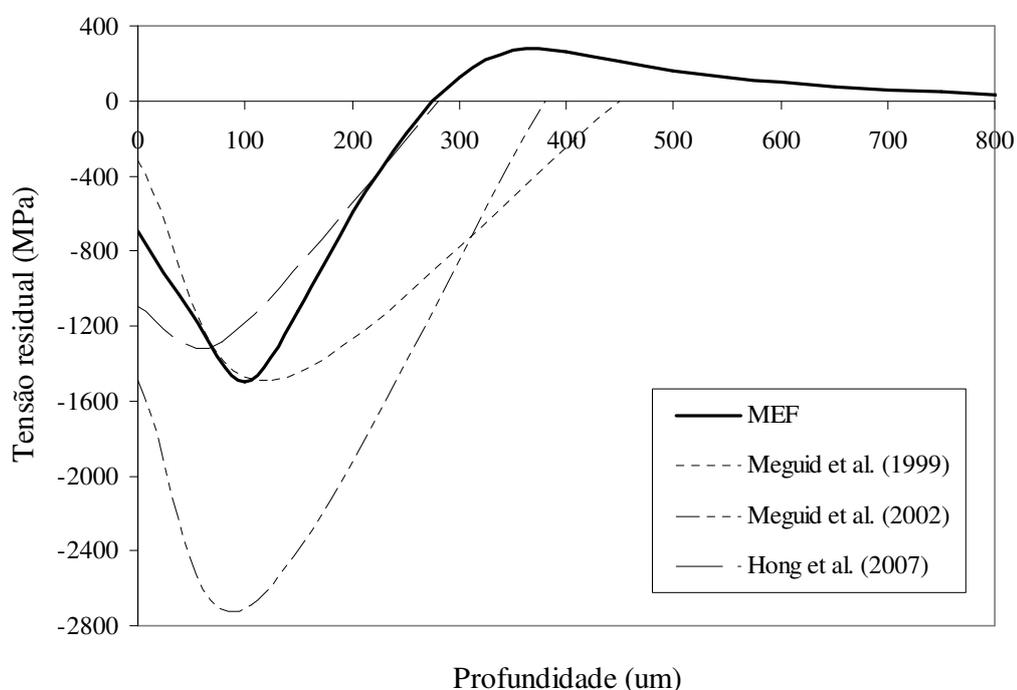


Figura 93. Comparação das tensões residuais resultantes da modelagem numérica do JCG com os resultados das modelagens numéricas de outros pesquisadores.

Observa-se na Figura 93 que os resultados das modelagens numéricas deste trabalho são similares aos resultados encontrados pelos outros autores. Os resultados de Meguid, Shagal e Stranart (2002) mostram uma sobre-estimativa dos valores característicos da distribuição de tensões residuais. A diferença nas considerações adotadas no trabalho de Meguid, Shagal e Stranart (2002) com o trabalho anterior destes mesmos autores, Meguid, Shagal e Stranart (1999), está na adoção de um modelo de célula representativa de múltiplos impactos e na consideração da sensibilidade do material pelas altas taxas de deformação que experimenta durante o impacto de granalhas. Como comentado na revisão bibliográfica, o uso de célula representativa para simulação numérica do JCG incrementa a intensidade do processo de JCG por considerar um fluxo de impactos de granalha por área muito grande.

A consideração da sensibilidade do material às altas taxas de deformação fazem com que o material endureça durante o impacto o que traz como consequência uma menor penetração da camada encruada e maiores valores de tensão residual. Porém, no modelo numérico deste trabalho, ainda que foi considerada também a sensibilidade do material às altas taxas de deformação não apresenta valores absurdos de tensão residual pela análise da região tratada que pondera as tensões.

O trabalho de referência mais recente (HONG; OOI; SHAW, 2008) apresenta uma maior afinidade com os resultados desta pesquisa, provavelmente, por levar em consideração maior quantidade de parâmetros do processo de JCG na sua modelagem numérica.

6.2 COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DA MODELAGEM NUMÉRICA DO JCGST COM RESULTADOS EXPERIMENTAIS E OUTRAS MODELAGENS

A análise comparativa das tensões residuais do processo de JCGST foi desenvolvida considerando separadamente as tensões resultantes nas direções X e na direção Z. Como visto nos resultados da modelagem numérica do JCGST, existe uma grande diferença entre as tensões X e Z causada pela aplicação da pré-carga, as quais geraram tensões em uma única direção privilegiada (direção Z) durante a aplicação do tratamento. Esta diferença é notável também nos resultados experimentais obtidos pela TFIC. O ensaio de medição de tensões residuais pela técnica de difração de raios-X só foi executado para encontrar as tensões na direção Z. Não foi executado para encontrar as tensões na direção X, unicamente, porque não se tinha conhecimento deste fenômeno.

A seguir na Tabela 24 e na Figura 94 é apresentada uma análise comparativa entre as distribuições das tensões residuais, na direção X, obtidas pela modelagem numérica do

processo de JCGST com as tensões residuais obtidas experimentalmente pela TFIC. Pela técnica de difração de raios-X foram, unicamente, medidas as tensões residuais na direção Z.

Tabela 24. Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção X obtidas na modelagem numérica do JCGST com os resultados experimentais e de outros autores.

	h_p (mm)	σ_{sup}^r (MPa)	$\sigma_{máx}^r$ (MPa)
Modelagem numérica	0,21	-843	-910
Ensaio de difração raios-X	-	-	-
Ensaio pela TFIC	0,75	-793	-793
Al-Obaid (1995)	0,357	-	-
Watanabe e Hasegawa (1996)	0,275	-	-
Wang et al. (1998)	0,501	-777	-905
Gao, Yao e Li (2001)	0,466	-854	-1080

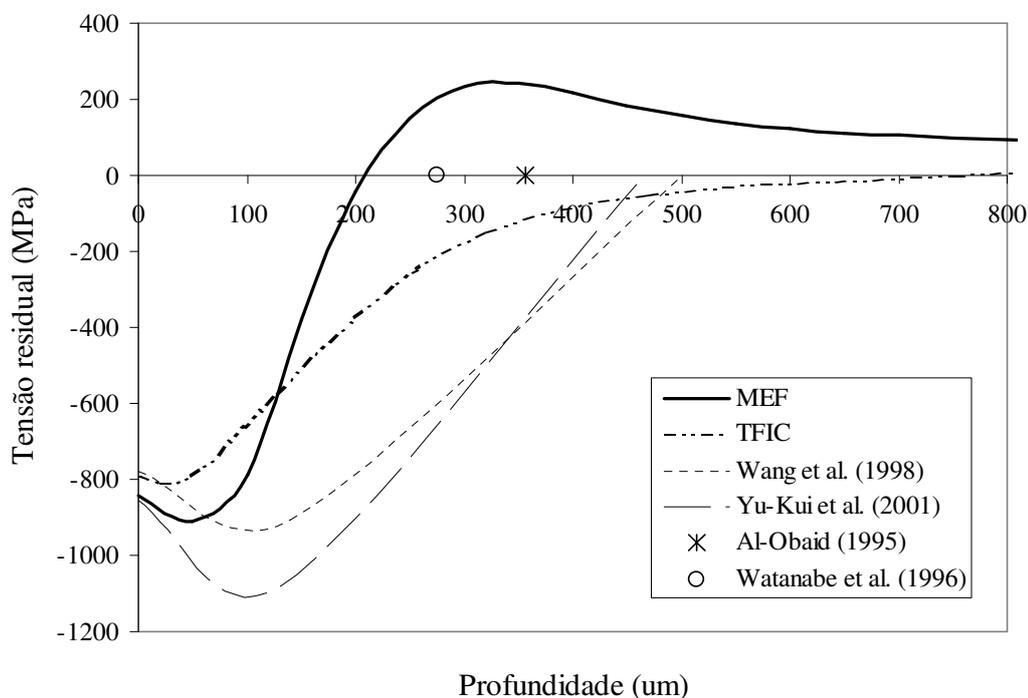


Figura 94. Comparação das tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados obtidos pela TFIC e de outras pesquisas experimentais.

Segundo foi observado nos resultados da modelagem numérica deste trabalho, já que as tensões residuais geradas na direção X não são beneficiadas, diretamente, pela pré-carga (característica do processo de JCGST), e para fins ilustrativos de análise desta pesquisa, as tensões residuais na direção X são comparadas com as correlações empíricas (para estimativa dos valores característicos do campo de tensões residuais induzido pelo JCG simples) formuladas por outros trabalhos (WANG et al., 1998, e GAO; YAO; LI, 2001). Também são comparadas com as formulações teóricas para cálculo da profundidade de camada encruada (AL-OBAID, 1995, e WATANABE; HASEGAWA, 1996).

Como se pode observar na Figura 94 há uma concordância geral entre os valores das tensões residuais, na direção X, obtidas pela modelagem numérica neste trabalho, pelas formulações empíricas de outros autores e pelos ensaios de medição experimental usando a TFIC. Porém, quando comparadas as profundidades de camada de tensões residuais de compressão, da mesma maneira que na modelagem do processo de JCG, o valor da profundidade resultante na modelagem numérica do JCGST é pouco menor da metade do medido experimentalmente.

Em continuação, na Tabela 25 e na Figura 95, é apresentada a análise comparativa entre as distribuições de tensões residuais, na direção X, obtida pelas modelagens numéricas do processo de JCGST neste trabalho e de outros pesquisadores (MEGUID; SHAGAL; STRANART, 1999, 2002, e HONG; OOI; SHAW, 2008). Como comentado anteriormente, foi possível a utilização desta estimativa considerando a equivalência das tensões residuais induzidas pelo JCGST com as induzidas pelo JCG simples, no entanto, quando comparadas unicamente as tensões residuais na direção X.

Tabela 25. Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção X obtidas por modelagem do processo de JCGST com os resultados das modelagens numéricas de outros autores.

	h_p (mm)	σ_{sup}^r (MPa)	$\sigma_{máx}^r$ (MPa)
Modelagem numérica	0,21	-843	-910
Meguid, Shagal e Stranart (1999)	0,34	-219	-1906
Meguid, Shagal e Stranart (2002)	0,25	-1394	-2490
Hong, Ooi e Shaw (2008)	0,25	-1160	-1223

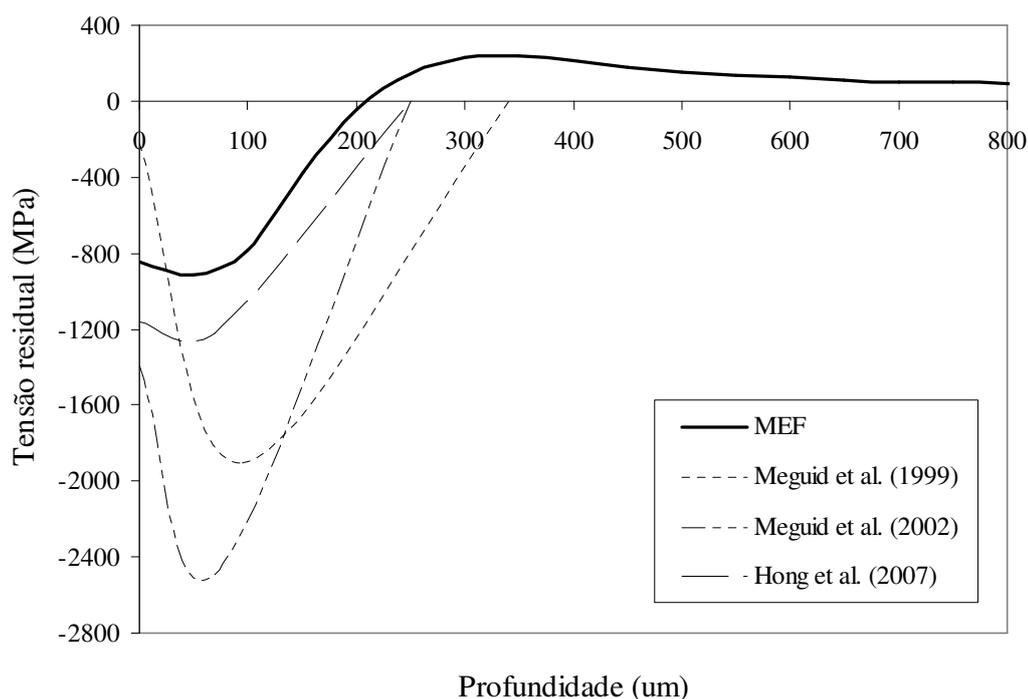


Figura 95. Comparação das tensões residuais na direção X resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados das modelagens numéricas de outros pesquisadores.

Como se vê na Figura 95 as tensões residuais estimadas por outros autores estão bastante por cima das tensões, na direção X, resultantes da modelagem numérica do JCGST. Isto se deve, principalmente, a que as distribuições de tensões residuais estimadas usando os resultados das modelagens numéricas de Meguid, Shagal e Stranart (1999) e a de Hong, Ooi e Shaw (2008) foram desenvolvidos para velocidade de 50 m/s e não tem dados para velocidades menores (velocidade de granalha no processo de JCGST é de 27,8 m/s). Por outro lado, ainda que as tensões residuais, obtidas pela modelagem de Meguid, Shagal e Stranart (2002), foram estimadas considerando uma velocidade de granalha de 25 m/s, os valores de tensões residuais resultantes são bastante altos quando comparadas com os desta pesquisa.

Finalmente, na Tabela 26 e na Figura 96, é apresentada a análise comparativa das tensões residuais, na direção Z, resultantes da modelagem numérica do JCGST deste trabalho com os resultados das medições experimentais pela técnica de difração de raios-X e pela TFIC.

Tabela 26. Comparação dos valores característicos das distribuições de tensões residuais na direção Z obtidas por modelagem do processo de JCGST com os resultados experimentais.

	h_p (mm)	σ_{sup}^r (MPa)	$\sigma_{máx}^r$ (MPa)
Modelagem numérica	0,25	-1705	-1705
Ensaio de difração raios-X	0,862	-661	-954,5
Ensaio pela TFIC	0,75	-1054	-1054

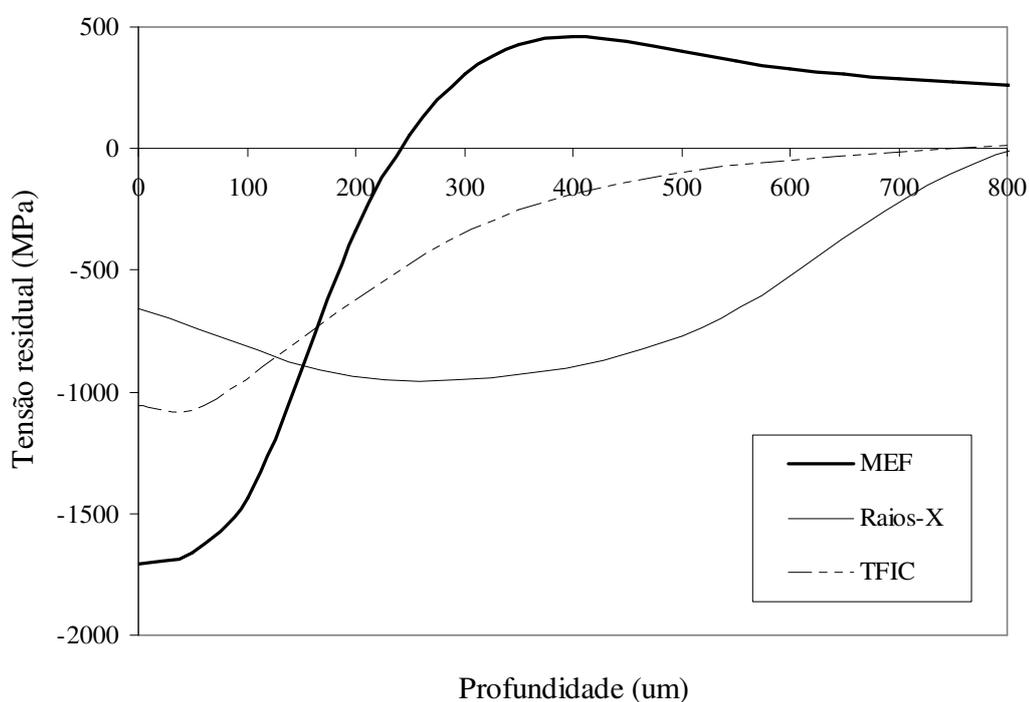


Figura 96. Comparação das tensões residuais na direção Z resultantes da modelagem numérica do JCGST com os resultados obtidos por difração de raios-X e pela TFIC.

6.3 ANÁLISE COMPARATIVA GERAL

Como se pode ver na Figura 96, e após ter observado a análise comparativa entre as tensões residuais obtidas pela modelagem numérica do JCG com os ensaios experimentais (Figura 92) e as modelagens numéricas de outros autores (Figura 93), se podem ressaltar dois aspectos.

O primeiro aspecto, é que os valores de tensões residuais na superfície e máxima de compressão (gerados pela modelagem numérica do JCG ou do JCGST) resultaram, na média, maiores em 60% e 100% do que as tensões residuais medidas experimentalmente. Além do

mais, a profundidade de camada de tensões residuais de compressão obtida na modelagem numérica é menor (em quase 50%) do que a obtida experimentalmente. Esta ocorrência não é exclusiva das modelagens numéricas desenvolvidas neste trabalho, senão se observa também, a mesma ocorrência, nas modelagens numéricas do JCG desenvolvidas por outros autores que pesquisam este processo já faz bastante tempo (MEGUID; SHAGAL; STRANART, 1999, 2002, e GUAGLIANO, 2001) ou por autores de pesquisas mais recentes (ELTOBGY; NG; ELBESTAWI, 2004, MAJZOABI; AZIZI; ALAVI NIA, 2005, e HONG; OOI; SHAW, 2008). Apesar destas diferenças, pode-se observar, qualitativamente, que a energia de deformação geradas na superfície das molas analisadas pelas técnicas experimentais, representada pela região determinada abaixo da distribuição de tensões residuais ao longo da profundidade, é semelhante à energia gerada na modelagem numérica. Em outras palavras, aparentemente na modelagem numérica o alvo absorveu a mesma quantidade de energia de deformação pelo impacto das granalhas que nos corpos de prova analisados experimentalmente. Um aspecto que não foi considerado em todas estas modelagens numéricas é o amolecimento do material pelo alto grau de deformação. Este amolecimento aparece durante a deformação plástica, na qual ocorre o deslocamento dos átomos dentro do grão. O aumento da tensão necessária se deve à força para provocar o deslizamento entre os átomos do grão. Porém, quando a área deslizante vai ficando reduzida, a força necessária para continuar a provocar o deslizamento é menor, o que ocasiona o amolecimento do material (TSENG, 1993). Este amolecimento do material aparece como um declive na curva tensão real - deformação real depois de ultrapassar o limite elástico para valores altos de taxa de deformação, acima de $5 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ (WULF, 1978). Este fenômeno aparece em materiais sob grandes deformações de estrutura cristalina FCC e BCC como aços, cobre, alumínio etc (IIDA; TOSHA, 1996), no entanto, só nos últimos anos apareceram algumas teorias para explicar este comportamento (COTTRELL, 2001). Outro aspecto a ser considerado é a influencia da taxa de deformação sobre a tenacidade do material, o que faz com que o material deixe de se comportar como dúctil e passe a se comportar como um material frágil à medida que aumenta a velocidade de deformação. Isto compromete a capacidade de absorção de energia de impacto do material base e, portanto, a configuração das tensões residuais resultantes após o múltiplo impacto de granalhas, visto que a medida que diminui a capacidade de absorção de energia de impacto do material se presume será necessário um maior numero de camadas para absorver a energia depositada pela granalha resultando em uma maior penetração de impacto, ou seja, maior profundidade de camada com tensões residuais de compressão. Acredita-se que um efeito parecido pode ter a implementação das

propriedades elasto-plásticas e dinâmicas da granalha visto que a medida que aumenta a resistência do material pela alta elevação da taxa de deformação, e conseqüentemente a resistência do material a ser penetrado pelo impacto da granalha, é também elevada a resistência da granalha pela mesma razão. Isto permitiria ao mesmo tempo uma moderação no nível dos valores de tensões residuais. Cabe mencionar, um outro aspecto que não foi considerado na modelagem numérica que é o do aumento da temperatura. Durante o processo de JCG das molas automotivas usadas como espécimes nesta pesquisa, notou-se que o incremento de temperatura na mola toda, imediatamente depois de sair da câmara de jateamento, não é nada desprezível podendo atingir temperaturas dentre 60 e 70°C. Fazendo uma análise simplificada de transferência de calor, estima-se que a temperatura da superfície da mola, enquanto está sendo tratada, pode chegar até 90°C, Apêndice K. Esta temperatura é suficiente para alterar as propriedades mecânicas da superfície da mola tratada por JCG, como foi mostrado no trabalho de Ruy (2003) na qual inúmeras molas automotivas foram tratadas por JCG a quente considerando temperaturas dentre 25 a 300°C. Observou-se neste trabalho que o aumento da temperatura da superfície tratada por JCG causa um abrandamento do material que permite uma maior penetração da granalha no momento do impacto e, portanto uma melhor distribuição da deformação plástica induzida ao longo da profundidade da superfície alvo. Finalmente, outro aspecto que poderia influenciar fortemente na distribuição de tensões residuais resultantes da modelagem é o progressivo aumento do dano do material ao longo da aplicação dos impactos de granalha. Como foi constatado no trabalho de Calle e Machado (2003), no qual foi desenvolvida uma análise metalográfica da seção de uma chapa de material ABNT 1070 submetida ao JCG, o processo de jateamento causou uma agressão à superfície tratada, em até 0,5 mm profundidade, a qual consiste no aparecimento de pequenas fissuras na superfície e no interior das camadas superiores de material da chapa tratada. Esta deterioração do material acaba diminuindo a suas propriedades mecânicas do material permitindo uma maior penetração do efeito do impacto da granalha. Por outro lado, como foi comentado na revisão bibliográfica, no trabalho de Frija et al. (2006) demonstra que o dano no material não afeta os resultados da modelagem numérica do JCG do aço ABNT 4340. Unicamente este mesmo aço foi empregado na modelagem numérica do JCG por outros autores com sucesso, o que leva a pensar que, no caso particular deste material, o aço ABNT 4340 não é afetado pelo dano. Isto reforça a idéia de que a consideração do dano afetaria os resultados da modelagem numérica do processo de JCG aplicado no aço ABNT 5160. Portanto, o amolecimento do material, o dano do material e o aumento da temperatura durante o processo de JCG podem explicar o aumento progressivo da espessura de camada encruada

conforme aumenta o tempo de exposição do componente tratado por JCG, o que, segundo a modelagem numérica do JCG, não seria possível. Esta impossibilidade se deve a que, conforme aumenta o número de impactos de granalha, uma camada superficial resistente, criada pelos primeiros impactos de granalha (camada com altos valores de tensão residual compressiva e alto grau de deformação plástica), inibe as camadas mais profundas do efeito dos impactos posteriores.

O segundo aspecto, é que apesar de as tensões residuais medidas experimentalmente, pela técnica de difração de raios-X e pela TFIC, concordam quase no mesmo valor de profundidade de camada de tensões residuais de compressão, as tensões medidas pela técnica de difração de raios-X mantêm seu valor a maior profundidade, enquanto que as medidas pela TFIC diminuem rapidamente à medida que aumenta a profundidade. Como foi observado na análise das deformações elásticas e plásticas, induzidas pelo JCG e pelo JCGST, da modelagem numérica, as tensões residuais de compressão, nas direções X e Z, são consequência direta das deformações elásticas remanescentes nas mesmas direções, as quais, por sua vez, são geradas pelas deformações elásticas remanescentes na direção Y induzidas pelo impacto de granalha. A técnica de difração de raios-X, como foi comentado no procedimento de medição, é um método que consegue medir somente as tensões residuais na superfície do espécime analisado. Por este motivo, esta técnica é acompanhada de remoções sucessivas de camada de material para medir as tensões a várias profundidades. Porém, quando uma camada de material é removida de uma superfície tratada por JCG, além de o espécime sofrer um rearranjo na distribuição das tensões, as deformações elásticas na direção Y, as quais são maiores que zero abaixo da superfície, são liberadas e agem puxando a camada nova revelada para abaixo incrementando o valor de tensão residual de compressão original que tinha a camada nova. Isto faz com que as sucessivas camadas reveladas pela remoção sofram este efeito e descrevam uma distribuição de tensões residuais aumentada abaixo da superfície.

CAPÍTULO 7

CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

A seguir são apresentadas as conclusões e recomendações desta pesquisa, as quais são dirigidas à análise da natureza das tensões residuais induzidas pelos processos de jateamento com granalha (JCG) e jateamento com granalha sob tensão (JCGST), à modelagem numérica pelo MEF destes processos e à avaliação experimental das tensões residuais.

7.1 CONCLUSÕES

As principais conclusões inferidas neste trabalho foram as seguintes:

- A modelagem numérica acabou sendo mais complexa do que se esperava. Ainda tendo em conta o grande número de variáveis dos processos de JCG e JCGST nas modelagens numéricas desenvolvidas neste trabalho, as tensões residuais resultantes desta modelagem se mostraram diferentes das obtidas experimentalmente, porém próximas aos resultados das modelagens numéricas de outros autores para condições semelhantes;
- A consideração dos múltiplos impactos nas modelagens numéricas dos processos de JCG e JCGST mostrou representar de forma mais fidedigna o mecanismo de introdução de tensões residuais que ocorre no processo real de jateamento de granalha, pois inclui a progressiva deformação pelos impactos sucessivos e o efeito de impactos contíguos.
- A avaliação da distribuição de tensões residuais por meio da estimativa da média dos perfis de distribuição por regiões de impacto, resultou ser mais significativa do que a avaliação da distribuição de tensões residuais unicamente em um ponto, como é feita por outros autores;
- Por meio da análise das tensões induzidas durante o jateamento com granalha sob tensão (JCGST), verificou-se que a aplicação de uma pré-carga incrementa o valor das tensões residuais na direção Z (direção da tensão induzida pela flexão), enquanto que as componentes das tensões residuais nas outras direções ficam com tensões residuais equivalentes à aplicação do JCG simples sem pré-carga. Por este motivo, a avaliação experimental das tensões residuais induzidas pelo processo de JCGST, diferentemente das tensões residuais induzidas por JCG, requer a medição das tensões residuais em ambas as direções (X e Z);

- Cabe ressaltar que a modelagem numérica do JCGST é inovadora, inclusive dentre as investigações numéricas computacionais sobre os processos de jateamento desenvolvidas, recentemente, por outros autores;
- A avaliação experimental mostrou que as distribuições das tensões residuais obtidas pelas técnicas de difração de raios-X e pela TFIC apresentam valores aproximados de tensão residual na superfície, sendo que, ao longo da profundidade, os resultados obtidos pela técnica de difração de raios-X se mantêm, enquanto que as medidas pela TFIC diminuem;
- Presume-se que os valores de tensão residual, ao longo da profundidade, obtidos pela TFIC sejam mais significativos do que os obtidos pela técnica de difração de raios-X, pois esta técnica não envolve remoção de camadas e, por conseguinte, distorcem menos o campo de tensões residuais induzido pelos processos de jateamento durante a medição.
- O mecanismo de furação, desenvolvido neste trabalho, junto com a técnica do furo incremental cego se mostraram adequados para a medição das tensões residuais induzidas pelo processo de JCG e de JCGST. Constatou-se, também, a necessidade de um controle apurado das variáveis geométricas (diâmetro de furo e as distâncias de cada um dos extensômetros ao centro do furo) na obtenção de resultados precisos.
- A análise comparativa mostrou também uma proximidade entre os perfis das distribuições de tensões residuais obtidas pela modelagem numérica com os obtidos experimentalmente pela TFIC, especialmente no caso do JCGST, ainda que essa proximidade só se reflita na profundidade de camada com tensões residuais de compressão e na tensão residual na superfície.
- Supõe-se que a modelagem numérica do jateamento possa ser aperfeiçoada considerando o efeito do amolecimento do material, diminuição da tenacidade pelas altas taxas de deformação, influência da temperatura decorrente do jateamento e a introdução das propriedades elasto-plásticas e dinâmicas do material da granalha. Estas considerações permitiriam maior absorção da energia gerada pelo impacto de granalhas, aumentando a profundidade da camada de encruamento e diminuindo o nível das tensões residuais induzidas;

7.2 RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

As seguintes recomendações para futuros trabalhos são propostas a seguir:

- Implementação do efeito do amolecimento do material base na modelagem numérica do processo de jateamento. Para esta tarefa, pelo alto nível de trabalho a frio, é necessária a revisão da teoria de amolecimento do material. A teoria envolve os modos de deslocamento entre átomos de um grão, quando o mesmo é submetido a altos níveis de deformação plástica. O novo modelo de material deve considerar o declive da curva tensão-deformação real, em função dos valores de deformação e de taxa de deformação, assim como variação da capacidade de absorção de energia de impacto (tenacidade do material), em função da taxa de deformação;
- Implementação do efeito da elevação da temperatura no material base na modelagem numérica do processo de jateamento. Esta implementação, além do que já foi considerado neste trabalho, requer uma análise de transferência de calor mais detalhada (para avaliar as temperaturas e o fluxo de calor induzido pela aplicação do jateamento), uma caracterização do comportamento do material analisado em condições de elevada temperatura e a inserção de um modelo de material que envolva o efeito de aumento de temperatura;
- Consideração do comportamento elasto-plástico e das propriedades dinâmicas da granalha na modelagem numérica do processo de jateamento. Para esta tarefa é necessária a caracterização do material da granalha por meio de ensaios mecânicos de compressão;
- Avaliação da influência da componente da tensão residual na direção vertical (direção Y) sobre as tensões residuais das diferentes camadas (direções X e Z). Baseado nesta análise pode-se concluir a verdadeira distorção do campo de tensões residuais durante a medição com técnicas que são utilizadas em conjunto com a remoção de camadas sucessivas do material analisado.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AÇOS VILLARES. Catálogo de aços para beneficiamento. Aços Villares, 2001.
- AL-HASSANI, S. T. S. Mechanical aspects of residual stress development in shot peening. **Proceedings of the 1th International Conference of Shot Peening**, 1th ICSP, Paris (França), 1981, p. 583-602.
- AL-OBAID, Y.F. Shot-peening Mechanics: Experimental and Teorical Analysis. **Mechanics of Materials**, 1995, vol. 19, p. 251-260.
- AMERICAN SOCIETY FOR TESTING MATERIALS, Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method, ASTM E387. Metals - Mechanical Testing, Elevated and Low-Temperature Tests, Metallography. **Annual Book of ASTM Standards**, American Society for Testing Materials, 1989, vol. 03.01, p. 728-733.
- ANSYS, INC. Theory Reference. **Ansys v.10.0**, 2005.
- _____. Ansys Ls-Dyna User's Guide. **Ansys v.10.0**, 2005.
- AOH, J-N. e WEI, C-S. On the improvement of calibration coefficients for hole drilling integral method: Part I – Analysis of calibration coefficients obtained by 3D FEM model. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 2002, vol. 124, p. 250-258.
- _____. On the improvement of calibration coefficients for hole drilling integral method: Part II – Experimental validation of calibration coefficients. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 2003, vol. 125, p. 107-115.
- ARMA. The Association for Renaissance martial Arms. Disponível em: <http://www.thearma.org/essays/how_were_swords_made.htm>. Acesso em: 7 jan. 2008.
- AVALLE, M., CHIANDUSSI, G. e BELINGARDI, G. Design optimization by response surface methodology: application to crashworthiness design of vehicle structures. **Structures Multidisc Optimization**, Ed. Springer-Verlang, 2002, vol. 24, p. 325-332.
- BALAN K. Shot peening techniques for springs. **The Shot Peener**. Electronics Incorporated, 2007, vol. 21, n. 1, p.14-16.
- BEGHINI, M. e BERTINI, L., Analytical expressions of the influence functions for accuracy and versatility improvement in the hole-drilling method. **Journal of Strain Analysis**, 2000, vol. 35, n. 2, p. 125-135.

- BENÍTEZ, B. D., CALLE G., M. A. e GONÇALVES, E., Theoretical principles of peen forming: an experimental and numerical analysis. **Anais do 19º Congresso Brasileiro de Engenharia Mecânica**, 19º COBEM, Brasília (DF - Brasil), 2007.
- BENÍTEZ, B. D. e GONÇALVES, E., Modelagem do processo de jateamento por granalha empregando o Método dos Elementos Finitos. **Anales del 5º Congreso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica**, 5º CIBIM, Caracas (Venezuela), 2001.
- BENÍTEZ, B. D., CALLE G., M. A., ANGELO, E., GONÇALVES, E. e ANDRADE, A. H. P. O Processo de Jateamento como Via para Melhorar a Resistência à Fadiga e à Corrosão de Juntas Soldadas: uma Revisão (Parte I: ligas de alumínio e outros materiais). **Revista Soldagem e Inspeção**, 2007, vol. 12, n. 1, p. 63-72.
- _____. O Processo de Jateamento como Via para Melhorar a Resistência à Fadiga e à Corrosão de Juntas Soldadas: uma Revisão (Parte II: aços e suas ligas). **Revista Soldagem e Inspeção**, 2007, vol. 12, n. 2, p. 142-153.
- BOYCE, B. L., CHEN, X., HUTCHINSON, J. W. e RITCHIE, R. O. The residual stress state due to a spherical hard-body impact. **Mechanical of Materials**, 2001, vol. 33, p. 441-454.
- CALLE G., M. A. **Análise Numérico-Computacional das Tensões Residuais Induzidas pelo Jateamento com Granalha**. 2004. 96 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.
- CALLE G., M. A., BENÍTEZ, B. D. e GONÇALVES, E. Análisis tridimensional del proceso de granallado utilizando un modelo de múltiples impactos. **Revista de Ingeniería Mecánica**, 2006, vol. 9, n. 2.
- _____. Modelagem do processo de jateamento com granalha: Abordagem numérica e experimental. **Anais do 4º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 4º COBEF, São Paulo (SP - Brasil), 2007.
- CALLE G., M. A. e GONÇALVES, E. Modelación por elementos finitos de las tensiones residuales generadas por granallado en acero SAE 1070. **Anales del 3º Congreso Bolivariano de Ingeniería Mecánica**, COBIM3, Lima (Peru), 2003.
- _____. Modelamento tridimensional pelo método dos elementos finitos das tensões residuais geradas no jateamento com granalha. **Anais do 3º Congresso Nacional de Engenharia Mecânica**, CONEM 3, Belém (PA - Brasil), 2004.
- CALLE G., M. A. e MACHADO, I. Efeitos do processo de jateamento com granalhas na microestrutura e nas propriedades mecânicas de um aço SAE 1070. **Anais do 2º Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação**, 2º COBEF, Uberlândia (MG - Brasil), 2003.

- CARVALHO, D. M., **Análise de fadiga de molas planas para suspensões de veículos comerciais**. 2005. 166 p. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) - Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2005.
- CIAMPINI, D., SPELT, J. K. e PAPINI, M. Simulation of interference effects in particles streams following impact with a flat surface, Part I: Theory and analysis. **Wear**, 2003, vol. 254, p. 237-249.
- CINDUMEL, Companhia Industrial de Metais e Laminados Ltda. Relatório sobre fabricação de molas parabólicas. Setor de Controle da Qualidade, 2006.
- CLARK, B. J., THAMBIRATNAM, D. P. e PERERA, N. J. Dynamic response of a roll over protective structure. **Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering**, 2007.
- COTTRELL, A. H. A theory of work softening. **Philosophical Magazine Letters**, 2001, vol. 81, n. 1, p. 23-28.
- CYM MATERIALES. Equipamentos para jateamento com granalha industrial. Disponível em: <<http://www.cym.com.ar/jateadoras/>>. Acesso em: 7 jan. 2007.
- DE SOUZA, S. A. Ensaio mecânicos de materiais metálicos, Editora Edgard Blücher Ltda., 1982.
- EDMUNDS. Automotive suspension. Disponível em: <<http://www.edmunds.com/>>. Acesso em: 7 jul. 2008.
- EFUNDA. Engineering fundamentals: The ultimate online reference for engineers. Disponível em: <<http://www.efunda.com/>>. Acesso em: 7 jul. 2008.
- ELO. Fábrica Nacional de Material Automóvel, S.A. Disponível em: <<http://www.elo-sa.pt/>>. Acesso em: 7 jul. 2008.
- ELTOBGY, M. S., NG, E. e ELBESTAWI, M. A. Three-dimensional elastoplastic finite element model for residual stresses in the shot peening process. **Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part B: Journal of Engineering Manufacture**, 2004, vol. 218, p. 1471-1481.
- ENGINEERS EDGE. Laws of sliding friction unlubricated surfaces. Disponível em: <http://www.engineersedge.com/lubrication/laws_sliding_friction.htm>, Acesso em: 7 jan. 2008.
- ENGINEERS HANDBOOK. Technical Engineering Tables: Coefficient of Friction. Disponível em: <<http://www.engineershandbook.com/Tables/frictioncoefficients.htm>>, Acesso em: 7 jan. 2008.

- EUROINOX - The European Stainless steel Development Association. Stainless steel properties for structural automotive applications. **Metal Bulletin International Automotive Materials Conference**, Cologne, 2000.
- FATHALLAH, R., INGLEBERT, G. e CASTEX, L. Prediction of plastic deformation and residual stresses induced in metallic parts by shot peening. **Journal of Material Science and Technology**, 1998, vol. 14, p. 631-639.
- FRIJA, M., HASSINE, T., FATHALLAH, R., BOURAOU, C. e DOGUI, A. Finite element modeling of shot peening process: Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity. **Materials Science and Engineering A**, 2006, vol. 426, p. 173-180.
- GAO, Y-K., YAO, M. e LI, J-K. An analysis of residual stress fields caused by shot peening. **Metallurgical and Materials Transactions A**, 2002, vol. 33, n. 6, p. 1775-1778.
- GARCÍA, A. F. El rozamiento por deslizamiento. Universidad del país Vasco, Disponível em: <<http://www.sc.ehu.es/sbweb/fisica/dinamica/rozamiento/general/rozamiento.htm>>. Acesso em: 7 jan. 2008.
- GONÇALVES, E. e CALLE G., M. A. Análise por Elementos Finitos das Tensões Residuais quando Influenciadas por uma Trinca Submetida a Carregamentos Cíclicos. **Anais do 6º Congresso Ibero-americano de Engenharia Mecânica**, 6º CIBEM, Coimbra, (Portugal), 2003, vol. 1, p. 209-214.
- GUAGLIANO, M., Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot-peening: A numerical approach. **Journal of Materials Processing Technology**, 2001, vol. 110, p. 277-286.
- GUNNERT, R. Residual stresses. **Proceeding of the Special Symposium on the Behavior of Welded Structures**, Urbana, (IL - Estados Unidos), University of Illinois Engineering Experiment Station, 1961, p. 164-201.
- HAN, K., PERIĆ, D., CROOK, A. J. L. e OWEN, D. R. J. A combined finite/discrete element simulation of shot peening processes, Part I: studies on 2D interaction laws. **Engineering Computations**, 2000, vol. 17, n. 5, p. 593-619.
- _____. A combined finite/discrete element simulation of shot peening processes, Part II: 3D interaction laws. **Engineering Computations**, 2000, vol. 17, n. 6, p. 680-702.
- HILL, M. R. e NELSON, D. V. Determining residual stress through the thickness of a welded plate. 1995, PVP, vol. 318, ASME, p. 343-352.

- HONG, T., OOI, J. Y. e SHAW, B. A. A numerical study of the residual stress pattern from single shot impacting on the metallic component. **Advances in Engineering Software**, 2008, vol. 39, n. 9, p. 743-756.
- HSE – Health & Safety Executive. Pulse pressure testing of ¼ scale blast panels with connections – Phase II. University of Liverpool. Research Report 404, 2006.
- HWANG, B-W., SUH, C-M. e KIM, S-H., Finite element analysis of calibration factors for the modifies incremental strain method. **Journal of Strain Analysis**, 2003, vol. 38, n. 1, p. 45-51.
- IIDA, K., TOSHA, K. Work-softening and strain-induced transformation produced by shot peening and grit blasting for austenitic stainless steel. **Proceeding of the 6th International Conference of Shot Peening**, São Francisco (Estados Unidos), 1996.
- IKK DO BRASIL. Catálogo de Granalhas. São Paulo, 2007.
- JONES, N. Structural Impact, Cambridge University Press., 1988.
- KANDIL, F. A., LORD, J. D., FRY, A. T. e GRANT, P.V. A review of residual stress measurement methods. National Physical Laboratory, 2001, Report MATC.A.04.
- CAMMET, J. Shot peening coverage – the real deal. **The Shot Peener**. Electronics Incorporated, 2007, vol. 21, n. 3, p. 8-14.
- KIRK, D. Generation of wheel-blast shot velocity. **The Shot Peener**. Electronics Incorporated, 2007, vol. 21, n. 2', p. 24-30.
- KOBAYASHI, M., MATSUI, T. e MURAKAMI, T. Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening. **Int. Journal of Fatigue**, 1998, vol. 20, p. 351-357.
- KUDRYAVTSEV, Y., KLEIMAN J. e GUSTCHA, O. Ultrasonic Measurement of Residual Stresses in Welded Railway Bridge. **Proceeding of the Structural Materials Technology Conference**. Atlantic City (EE.UU.), 2000, p. 213-218.
- LATERAL-G. Carros. Disponível em: <<http://www.lateral-g.net/>>. Acesso em: 7 jan. 2008.
- MAJZOBI, G. H., AZIZI, R. e ALAVI NIA, A. A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts. **Journal of Materials Processing Technology**, 2005, vol. 164-165, p. 1226-1234.
- MEGUID, S. A., SHAGAL, G. e STRANART, J. C. Finite elements modeling of shot-peening residual stresses. **Journal of Materials Processing Technology**, 1999, vol. 92-93, p. 401-404.
- _____. 3D finite elements analysis of peening of strain-rate sensitivity materials assign multiple impingement model. **International Journal of Impact Engineering**, 2002, vol. 27, p. 119-134.

- MEGUID, S. A., SHAGAL, G., STRANART, J. C. e DALY, J. Three dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses. **Finite Elements in Analysis and Design**, 1999, vol. 31, p. 179-191.
- MEO, M. e VIGNJEVIC, R. Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process. *Advances in Engineering Software*, 2003, vol. 34 n. 9, p. 569-575.
- METAL IMPROVEMENT COMPANY (Paramus - NJ, Estados Unidos), Shot Peening Applications: catálogo, 2005.
- NASA GLENN RESEARCH CENTER. Thermoelastic Stress Analysis: An NDE Tool for the Residual Stress Assessment of Metallic Alloys. Lewis – EEUU. Disponível em: <<http://www.grc.nasa.gov/WWW/RT/RT1999/5000/5900gyekenyesi.html>>, Acesso em: 16 jul. 2008.
- NIKU-LARI, A., LU, J. e FLAVENOT, J. F. Measurement of residual stress distribution by the incremental hole-drilling method. **Experimental mechanics**, 1985, vol. 25, n. 2, p. 175-185.
- OFICINA & CIA. Sistemas de suspensão. Disponível em: <<http://www.oficinaecia.com.br/>>, Acesso em: 7 jul. 2008.
- PEIXINHO, N. Determination of crash-relevant material properties of stainless steel alloy and constitutive equations. **Journal of Physics**, 2006, vol. 134, p. 243-249.
- PETRUCCI, G. e ZUCCARELLO, B., A new calculation procedure for non-uniform residual stress analysis by the hole-drilling method. **Journal of Strain Analysis**, 1998, vol. 33, n. 1, p. 27-37.
- PISAREV, V. S., SHEPINOV, V. P. e SHIKANOV, A. YU. Reflectance Hologram Application of Interferometers to determine residual stress by probing Hole Method. **Journal of Theoretical Physics**, 1996, vol. 66, n. 1, p. 99-113.
- PROCTER, E. e BEANEY, E. M., Trepan or ring core method, centre-hole method, Sach's method, blind hole methods, deep hole technique. **Advances in Surface Treatment**, 1987, vol. 4 (Residual stresses), p. 165-198.
- PROGRESSIVE TECHNOLOGIES, Shotmeter: A new tool for evaluating shot peening intensity. Disponível em: <<http://www.ptihome.com/>>, Acesso em: 16 jul. 2008.
- RAZUMOVSKY, I. A., MEDVEDEV, M. V. e FOMIN, A. V. Methods of determination of inhomogeneous residual stress fields. *Handbook of residual stress an deformation of steel*, ASM International, 2002, p. 125-137.
- ROSENTHAL, D. e NORTON, J. T., A method of measuring triaxial residual stresses in plates. **Welding Journal**, 1945, vol. 24, p. 295-307.

- RUY, M. C. **Efeito do jateamento a quente na vida em fadiga de um aço mola SAE 5160**. 2003. 78p. Dissertação (Mestrado em Ciência e Engenharia dos Materiais) - Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Paulo, 2003.
- SAE J442. **Test Strip, Holder, and Gage for Shot Peening**. International Society of Automotive Engineers. SAE Standards, 1995.
- SAE J444. **Cast Shot and Grit Size Specifications for Peening and Cleaning**. International Society of Automotive Engineers. SAE Standards, 1993.
- SCHAJER, G. S. Application of finite element calculations to residual stress measurements. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 1981, vol. 103, p. 157-163.
- _____. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method, Part I – Stress calculation procedures. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 1988, vol. 110, p. 338-343.
- _____. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method, Part II – Practical application of the integral method. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 1988, vol. 110, p. 344-349.
- SCHAJER, G. S. e ALTUS, E. Stress calculation error analysis for incremental hole-drilling residual stress measurements. **Journal of Engineering Materials and Technology**, Transactions of the ASME, 1996, vol. 118, p. 120-126.
- SCHIFFNER, K. e DROSTE, C. g. H. Simulation of residual stresses by shot peening. **Computers and Structures**, 1999, vol. 72, p. 329-340.
- SCHLEYER, G. K., HSU, S. S. e WHITE, M. D. Scaling of pulse loaded mild steel plates with different edge restraint. **International journal of Mechanical Sciences**, 2004, vol. 46, p. 1267-1287.
- SICOT, O., GONG, X.L. CHEROUAT, A. e LU, J. Influence of experimental parameters on determination of residual stress using the incremental hole-drilling method, **Composites Science and Technology**, 2004, vol. 64, p. 171–180.
- SINTO BRASIL. Produtos para jateamento com granalha e Fundição. Sinto Brasil produtos Limitada. Disponível em: <<http://www.sinto.com.br/>>. Acesso em: 7 jan. 2007.
- STRANART, J-C. **Mechanically Induced Residual Stresses: Modelling and Characterization**. 2000. 139p. Dissertação (Doctor of Philosophy of the Department of Mechanical and Industrial Engineering) - University of Toronto, Canada, 2000.
- TABOR, D. The hardness of metals. Oxford University Press. 1951.

- THE SUSPENSION BIBLE. Suspension. Disponível em: <<http://www.carbibles.com/>>. Acesso em: 7 jul. 2008.
- TIMOSHENKO, S. P. e GOODIER, J. N. Teoría de la elasticidad, Editora Urmo, Bilbao Espanha, 1968.
- TOSHA, K., IIDA, K. Variation of surface residual stress measured by several x-ray projection area for peened surface. **Proceeding of the 6th International Conference of Shot Peening**, São Francisco (Estados Unidos), 1996.
- TSENG, C. **Work Hardening Behavior in Aluminum Alloy 2090**. 1993. 68p. Master of Science Thesis - Center for Advanced Materials, Materials Sciences Division, Lawrence Berkeley Laboratory, University of California & Department of Materials Science and Mineral Engineering, University of California at Berkeley, Berkeley, California, 1993.
- TURBO PASCAL, Guia Prático de Orientação e Desenvolvimento, Editora Érica Ltda, 2002.
- UEDA, Y., KIM, Y. C. e UMEKUNI, A., Measuring theory of 3D residual stresses using a thinly sliced plate perpendicular to welded line. **Transactions of the Joining and Welding Research Institute**, Osaka University, 1985, vol 14, n. 2, p. 151-157.
- VISHAY MICRO-MEASUREMENTS. Measurement of residual stresses by the hole-drilling strain gage method. Vishay Measurement Group, 2005, TN-503-6.
- WANG, S., LI, Y., YAO, M. e WANG, R. Compressive Residual Stress introduced by Shot Peening. **Journal of Materials Processing Technology**, 1998, Vol. 73, p. 64-73.
- WATANABE, Y. e HASEGAWA, N. Simulation of residual stress distribution on shot peening. In: International Conference of Shot Peening, 6., 1996, San Francisco (CA - Estados Unidos). **Proceeding of the 6th International Conference of Shot Peening**, 1996, n. 037.
- WHEELABRATOR GROUP. Aerospace technology. The website for the aerospace industry. Disponível em: <<http://www.aerospace-technology.com/>>. Acesso em: 7 jan. 2007.
- WITHERS, P. J. e BHADESHIA, H. K. D. H. Residual stress, Part 1- Measurement techniques. **Materials Science and Technology**, 2001, vol. 17, p. 355-365.
- _____. Residual stress, Part 2- Nature and origins. **Materials Science and Technology**, 2001, vol. 17, p. 366-375.
- WU, Z. e LU, J. Study of surface residual stress by three-dimensional displacement data at single point in hole drilling method. **Journal of Engineering Materials and Technology**, 2000, vol. 122, p. 215-220.
- WULF, G. L. The high strain rate compression of 1023 and 4130 steels. **International Journal of Mechanical Science**, 1978, vol. 20, p. 843-848.

- XIAO, Z., FOK, W. C. e LWIN, D. T. Parametric study of residual stress due to shot peening. **Journal of Materials Processing Technology**, 1993, vol. 39, p. 469-483.
- ZIRTEC. Soluções integradas em preparação e acabamento de superfícies. Disponível em: <<http://www.zirtec.com.br/>>. Acesso em: 7 jan. 2007.

APÊNDICES

APÊNDICE A

ENSAIO DE TRAÇÃO DO AÇO ABNT 5160

Os ensaios de tração foram realizados em corpos de prova usinados a partir de uma lâmina de aço ABNT 5160 idêntica à lâmina utilizada para a fabricação da mola parabólica analisada nesta pesquisa, porém isenta do tratamento de jateamento na sua superfície.

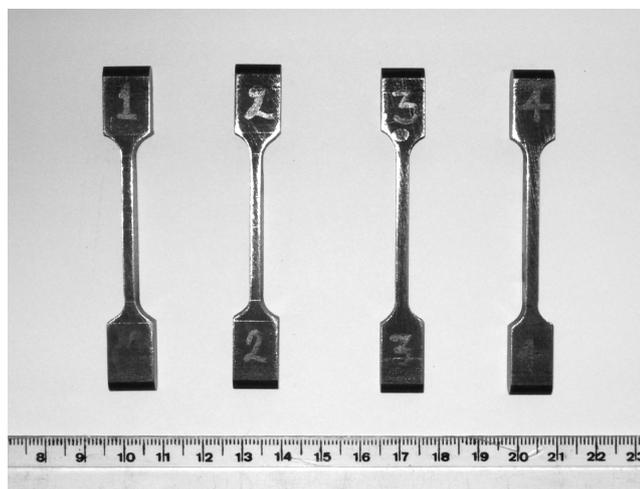


Figura A1. Corpos de prova usinados em lâmina de aço ABNT 5160 para ensaios de tração.

As velocidades da máquina de tração aplicadas nos ensaios de tração foram diferentes para cada um dos corpos de prova sendo as seguintes: 0,5, 1, 20 e 40 mm/min para os corpos de prova #1, #2, #3 e #4 respectivamente. Estas velocidades, expressas no sistema de unidades internacional, são as seguintes: $8,3 \times 10^{-6}$, $1,7 \times 10^{-5}$, $3,3 \times 10^{-4}$ e $6,6 \times 10^{-4}$ m/s.

O corpo de prova #1 não atingiu ruptura, porém ultrapassou o limite de escoamento. Os corpos de prova #2, #3 e #4 foram ensaiados até atingir ruptura.

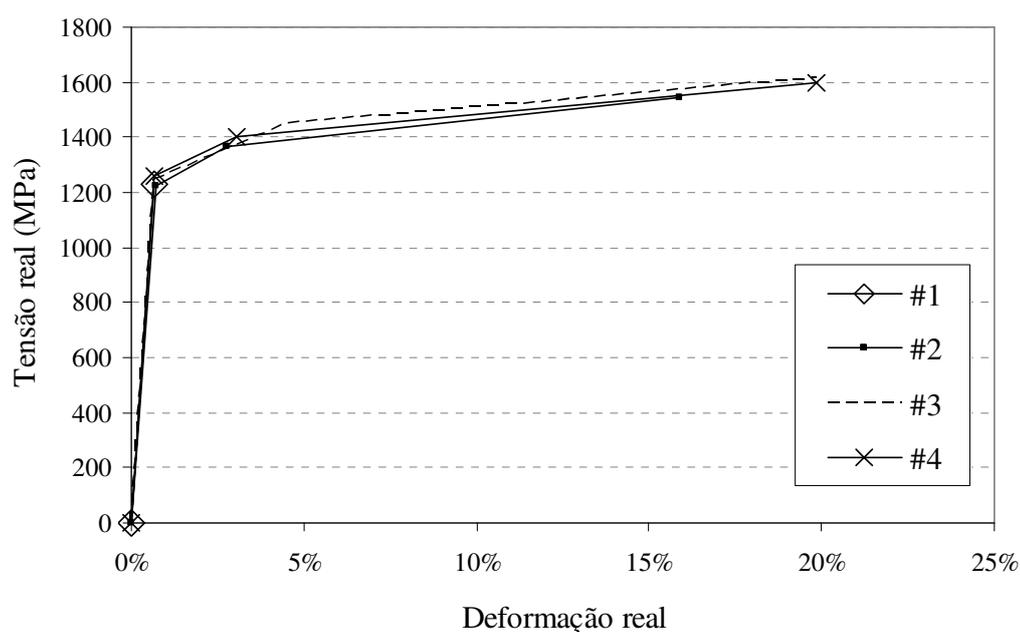


Figura A2. Curvas de tensão deformação reais obtidas para cada um dos corpos de prova

Tabela A1. Dados obtidos a partir do ensaio de tração do aço ABNT 5160.

Corpos de prova		#1	#2	#3	#4	Média
Geometria do corpo de prova						
Largura seção inicial	mm	9,85	9,8	9,8	9,8	
Espessura seção inicial	mm	3,05	3	3,1	3,1	
Área da seção inicial	mm ²	-	29,4	30,38	30,38	
Largura seção final*	mm	-	9,55	9,358	9,158	
Espessura seção final*	mm	-	2,627	2,7	2,675	
Área da seção final*	mm ²	-	25,09	25,27	24,50	
Comprimento do Gauge	mm	25	25	25	25	
Limite de escoamento						
Tensão no ponto P ₁₀₀₀	MPa	1000,1	1000,1	998,5	1004,2	
Deformação no ponto P ₁₀₀₀	%	0,5314	0,5679	0,5410	0,5401	
Módulo de elasticidade	GPa	188,2	176,1	184,6	185,9	183,7
Limite de escoamento 0,2%	MPa	1229,1	1226,6	1245,5	1260,8	1240,5
Tensão máxima						
Força máxima	N	-	39061	42085	41367	
Deslocamento máximo**	mm	-	0,6954	1,1421	0,7693	
Deformação máxima**	%	-	2,7817	4,5684	3,0770	3,4757
Tensão máxima de engenharia	MPa	-	1328,6	1385,3	1361,7	
Tensão real***	MPa	-	1365,6	1448,6	1403,6	1405,9
Deformação real****	%	-	2,7437	4,4671	3,0306	3,41
Tensão de ruptura						
Força na ruptura	N	-	38733	40310	39760	
Estricção	%	-	14,66	16,82	19,35	16,94
Tensão de ruptura de engenharia	MPa	-	1317,4	1326,9	1308,7	1317,7
Tensão de ruptura real***	MPa	-	1544,5	1617,8	1595,7	1586,0
Deformação de ruptura real****	%	-	15,85	18,42	21,51	18,59

* Largura, espessura e área finais medidos a partir dos corpos de prova quebrados,

** Deslocamento e deformação máximos extraídos do gauge para o ponto de força máxima,

*** Tensão real calculada a partir da equação (2) revisada no Capítulo 3,

**** Deformação real calculada a partir da equação (1) revisada no Capítulo 3.

Tabela A2. Dados da curva tensão-deformação real quase-estática do ABNT 5160.

Deformação total	Deformação plástica	Tensão (MPa)
0,0000	-	0
0,0067	0,0000	1240,5
0,0100	0,0033	1277,9
0,0145	0,0078	1313,6
0,0200	0,0133	1345,3
0,0400	0,0333	1416,3
0,0750	0,0683	1483,9
0,1300	0,1233	1545,8

APÊNDICE B

SISTEMA DE MEDIÇÃO PELA TÉCNICA DO FURO CEGO INCREMENTAL

Tabela B1. Funções do sistema de medição pela TFIC.

1	Segurar máquina	Sistema utilizado para assentar a máquina no local para execução da análise. Este sistema deve garantir a estabilidade do sistema inteiro durante a operação de medição
2	Nivelar máquina	Sistema para nivelar a máquina no local para execução da análise
3	Conferir nivelação	Sistema para conferir se o nível do sistema está sendo garantido
4	Segurar espécime	Dispositivo para fixar o corpo de prova para o ensaio
5	Posicionamento do centro	Sistema para alinhamento do eixo da ferramenta de usinagem com o centro da roseta instalado no corpo de prova
6	Conferir posicionamento	Sistema para conferir que o alinhamento anterior está sendo garantido
7	Avanço de máquina	Sistema que produza o avanço da ferramenta de usinagem com a suficiente precisão (0,1 mm) para conseguir a profundidade requerida (até 2 mm no total)
8	Registro do avanço de máquina	Sistema para medir a profundidade de usinagem em unidades de comprimento padrão (décimos de milímetros)
9	Máquina para furação	Ferramenta para criar o furo cego de 1,5 mm de diâmetro com a precisão de 0,1 mm de profundidade
10	Ferramenta para furação	Ferramenta para usinagem que garanta a geometria do furo cego de 1,5 mm de diâmetro
11	Segurar ferramenta de furação	Sistema que acopla, de forma rígida, a ferramenta na máquina de furação

Tabela B2. Tabela de alternativas de funções do projeto do sistema de medição pela TFIC.

#	FUNÇÃO							
1	SEGURAR MÁQUINA	1.1 Apoiado livre	1.2 Parafuso e porca	1.3 Colagem	1.4 Magnético	1.5 Não precisa		
2	NIVELAR MÁQUINA	2.1 Manual	2.2 Parafusos nivel	2.3 Não precisa				
3	CONFERIR NIVELAÇÃO	3.1 Nível próprio	3.2 Nível externo	3.3 Visual direta	3.4 Não precisa			
4	SEGURAR ESPÉCIME	4.1 Garras	4.2 Parafusada	4.3 Magnético	4.4 Colagem	4.5 Morsa	4.6 Manual	4.7 Não precisa
5	POSICIONAMENTO DO CENTRO	5.1 Manual parafusada	5.2 Parafusos posicionadores	5.3 Magnético	5.4 Colagem na peça suporte	5.5 Morsa com posicionador	5.6 Não precisa	
6	CONFERIR POSICIONAMENTO	6.1 Visual direta	6.2 Lupa própria	6.3 Lupa externa	6.4 Furo guia	6.5 Laser guia		
7	AVANÇO DE MÁQUINA	7.1 Engrenagem e parafuso sem-fim de precisão	7.2 Engrenagem e cremalheira de precisão	7.3 Parafuso externo de precisão	7.4 Máquina externa			
8	REGISTRO AVANÇO	8.1 Giro de parafuso	8.2 Giro de manivela	8.3 Régua de avanço	8.4 Régua de avanço externa	8.5 Topo de parafuso guia	8.4 Máquina externa	
9	MÁQUINA PARA FURAÇÃO	9.1 Furadeira elétrica	9.2 Furadeira pneumática	9.3 Micro-esmeril	9.4 Furadeira de banca pequena	9.5 Fresadora	9.6 Eletro-erosão	9.7 Ataque químico
10	FERRAMENTA PARA FURAÇÃO	10.1 Broca	10.2 Fresa de topo	10.3 Mola de esmeril	10.4 Matriz de eletro-erosão	10.5 Agente químico		
11	SEGURAR FERRAMENTA	11.1 Encaixe cônico	11.2 Mandril	11.3 Máquina externa				

APÊNDICE C
DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS RESULTANTES E DEFORMAÇÕES
REMANESCENTES DA MODELAGEM NUMÉRICA DO PROCESSO DE JCG

Tabela C1. Valores das distribuições das tensões residuais na direção X, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCG, valores de Y em mm e Sxx em MPa.

Y	Sxx1	Sxx2	Sxx3	Sxx4	Sxx5	Sxxm
0,00	-1057,5	-701,1	-485,0	-580,4	-409,9	-706,0
-0,05	-1309,8	-1152,5	-1023,0	-1026,0	-728,2	-1127,8
-0,10	-1533,5	-1527,3	-1479,4	-1385,9	-934,2	-1481,5
-0,15	-1340,8	-1158,1	-1035,2	-1015,3	-630,2	-1137,4
-0,20	-942,5	-631,2	-430,9	-488,2	-251,0	-623,2
-0,25	-490,0	-222,6	-12,3	-71,4	40,2	-199,1
-0,30	-80,0	99,9	220,8	182,8	167,3	105,9
-0,35	230,3	275,7	263,1	238,2	170,6	251,8
-0,40	317,3	272,8	228,3	191,1	137,6	252,4
-0,45	246,7	217,0	187,2	151,6	113,4	200,7
-0,50	183,4	170,6	149,6	122,1	93,8	156,4
-0,55	140,6	133,0	118,4	98,6	78,0	122,7
-0,60	108,4	103,4	93,4	79,4	64,7	96,2
-0,65	83,8	80,3	73,4	63,8	53,4	75,3
-0,70	64,4	62,0	57,4	50,9	43,8	58,7
-0,75	49,2	47,6	44,6	40,4	35,6	45,4
-0,80	37,2	36,2	34,3	31,6	28,5	34,8
-0,85	27,6	27,0	25,9	24,4	22,5	26,2
-0,90	19,9	19,6	19,2	18,4	17,4	19,3
-0,95	13,8	13,7	13,6	13,4	13,0	13,6
-1,00	8,0	8,1	8,3	8,5	8,6	8,2
-1,10	1,9	2,2	2,6	3,1	3,6	2,4
-1,20	-3,1	-2,8	-2,3	-1,6	-0,8	-2,5
-1,30	-6,5	-6,2	-5,7	-4,9	-4,1	-5,8
-1,40	-8,8	-8,5	-8,0	-7,3	-6,5	-8,2
-1,50	-10,4	-10,2	-9,7	-9,0	-8,2	-9,8
-1,60	-11,5	-11,3	-10,9	-10,3	-9,5	-11,0
-1,70	-12,3	-12,1	-11,7	-11,1	-10,5	-11,8
-1,80	-12,8	-12,6	-12,3	-11,8	-11,2	-12,4
-1,90	-13,2	-13,0	-12,7	-12,2	-11,7	-12,8
-2,00	-13,4	-13,3	-13,0	-12,6	-12,1	-13,0
-2,10	-13,6	-13,4	-13,2	-12,8	-12,3	-13,2
-2,20	-13,7	-13,5	-13,3	-12,9	-12,5	-13,4
-2,30	-13,7	-13,6	-13,4	-13,0	-12,6	-13,4
-2,40	-13,8	-13,6	-13,4	-13,1	-12,7	-13,5
-2,50	-13,8	-13,7	-13,4	-13,1	-12,7	-13,5

Tabela C2. Valores das distribuições das tensões residuais na direção Z, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCG, valores de Y em mm e Szz em MPa.

Y	Szz1	Szz2	Szz3	Szz4	Szz5	Szzm
0,00	-619,6	-764,8	-708,7	-638,9	-503,6	-683,0
-0,05	-1095,2	-1197,6	-1173,1	-1091,7	-819,5	-1139,4
-0,10	-1503,9	-1549,7	-1547,5	-1445,1	-1006,4	-1511,6
-0,15	-1244,4	-1100,3	-1065,4	-1040,3	-678,4	-1112,6
-0,20	-824,4	-506,5	-429,3	-496,6	-281,6	-564,2
-0,25	-388,7	-115,5	-5,3	-82,5	23,5	-148,0
-0,30	-3,5	187,2	240,9	177,5	161,8	150,5
-0,35	285,6	337,1	291,2	241,2	173,1	288,7
-0,40	358,9	310,2	251,2	199,4	141,4	280,0
-0,45	272,7	239,3	203,5	160,7	118,1	219,1
-0,50	198,7	184,4	161,0	130,0	98,8	168,5
-0,55	150,3	141,9	126,7	105,0	82,7	131,0
-0,60	114,0	109,2	99,3	84,5	68,7	101,7
-0,65	87,4	84,1	77,5	67,7	56,7	79,2
-0,70	66,5	64,4	60,3	53,8	46,3	61,3
-0,75	50,5	49,2	46,6	42,5	37,5	47,2
-0,80	37,8	37,1	35,6	33,1	29,9	35,9
-0,85	27,8	27,5	26,7	25,4	23,6	26,9
-0,90	19,9	19,8	19,6	19,0	18,0	19,6
-0,95	13,5	13,6	13,7	13,7	13,4	13,6
-1,00	7,5	7,8	8,2	8,5	8,6	8,0
-1,10	1,3	1,6	2,2	2,8	3,4	2,0
-1,20	-3,9	-3,6	-2,9	-2,1	-1,3	-3,1
-1,30	-7,4	-7,1	-6,5	-5,6	-4,8	-6,6
-1,40	-9,8	-9,5	-9,0	-8,2	-7,3	-9,1
-1,50	-11,5	-11,2	-10,7	-10,0	-9,2	-10,9
-1,60	-12,7	-12,5	-12,0	-11,3	-10,6	-12,1
-1,70	-13,5	-13,3	-12,9	-12,3	-11,6	-13,0
-1,80	-14,1	-13,9	-13,6	-13,0	-12,4	-13,7
-1,90	-14,5	-14,4	-14,0	-13,5	-12,9	-14,1
-2,00	-14,8	-14,7	-14,4	-13,9	-13,4	-14,4
-2,10	-15,0	-14,9	-14,6	-14,2	-13,7	-14,7
-2,20	-15,2	-15,0	-14,8	-14,4	-13,9	-14,8
-2,30	-15,3	-15,1	-14,9	-14,5	-14,0	-14,9
-2,40	-15,3	-15,2	-14,9	-14,6	-14,1	-15,0
-2,50	-15,3	-15,2	-14,9	-14,6	-14,1	-15,0

Tabela C3. Valores das distribuições das tensões residuais na direção Y, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCG, valores de Y em mm e Syy em MPa.

Y	Syy1	Syy2	Syy3	Syy4	Syy5	Syym
0,00	41,4	0,3	-8,7	-3,9	-21,0	1,6
-0,05	56,3	-10,3	-22,4	-14,0	-22,7	-2,6
-0,10	60,3	-34,3	-38,8	-31,8	-15,0	-11,9
-0,15	26,8	-32,5	-26,0	-33,4	15,2	-10,0
-0,20	-5,9	11,7	10,3	-6,4	64,2	14,8
-0,25	-0,9	63,4	51,3	38,6	105,8	51,6
-0,30	48,1	110,1	84,1	85,2	123,5	90,2
-0,35	119,0	148,8	107,8	119,5	123,9	123,8
-0,40	182,4	170,9	130,2	134,9	116,6	147,0
-0,45	213,7	182,4	148,6	138,5	110,4	158,7
-0,50	216,6	187,8	158,3	137,6	104,9	161,0
-0,55	210,3	187,5	160,4	134,5	100,2	158,6
-0,60	200,4	182,3	157,6	130,0	95,9	153,2
-0,65	188,8	174,0	151,6	124,4	91,9	146,2
-0,70	176,6	164,1	143,9	118,1	87,7	138,1
-0,75	164,2	153,3	135,2	111,4	83,5	129,5
-0,80	151,9	142,4	126,2	104,5	79,2	120,8
-0,85	139,9	131,6	117,2	97,7	74,8	112,2
-0,90	128,6	121,2	108,5	91,0	70,4	103,9
-0,95	117,8	111,4	100,1	84,4	66,1	96,0
-1,00	105,7	100,1	90,4	76,8	60,8	86,8
-1,10	90,4	85,9	78,0	66,9	53,7	75,0
-1,20	75,1	71,6	65,4	56,6	46,1	63,0
-1,30	62,2	59,5	54,6	47,6	39,1	52,6
-1,40	51,4	49,2	45,3	39,7	32,8	43,7
-1,50	42,2	40,5	37,4	32,9	27,3	36,1
-1,60	34,6	33,2	30,7	27,0	22,4	29,6
-1,70	28,2	27,1	25,0	21,9	18,1	24,1
-1,80	22,9	21,9	20,2	17,7	14,4	19,4
-1,90	18,5	17,7	16,2	14,1	11,3	15,6
-2,00	15,0	14,3	13,0	11,1	8,7	12,4
-2,10	12,2	11,6	10,4	8,8	6,6	9,9
-2,20	10,0	9,5	8,5	7,0	5,0	8,0
-2,30	8,6	8,0	7,1	5,7	3,9	6,7
-2,40	7,7	7,2	6,3	4,9	3,2	5,8
-2,50	7,4	6,9	6,0	4,7	3,0	5,6

Tabela C4. Valores das distribuições médias das deformações elásticas e plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z da modelagem do processo de JCG, valores de Y em mm e ε em mm/mm.

Y	ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}	ε_{pxx}	ε_{pyy}	ε_{pzz}
0,00	-2,735E-03	2,304E-03	-2,573E-03	9,591E-03	-2,350E-02	1,391E-02
-0,05	-4,276E-03	3,709E-03	-4,357E-03	1,184E-02	-2,855E-02	1,671E-02
-0,10	-5,569E-03	4,819E-03	-5,781E-03	1,295E-02	-2,951E-02	1,656E-02
-0,15	-4,341E-03	3,580E-03	-4,166E-03	9,675E-03	-2,076E-02	1,109E-02
-0,20	-2,471E-03	1,949E-03	-2,054E-03	5,921E-03	-1,257E-02	6,648E-03
-0,25	-9,027E-04	7,730E-04	-5,420E-04	3,161E-03	-6,650E-03	3,488E-03
-0,30	1,965E-04	2,702E-05	5,119E-04	1,306E-03	-2,764E-03	1,458E-03
-0,35	6,960E-04	-2,087E-04	9,569E-04	3,209E-04	-6,787E-04	3,578E-04
-0,40	6,632E-04	-2,790E-05	8,580E-04	2,452E-05	-5,164E-05	2,711E-05
-0,45	4,549E-04	2,439E-04	5,849E-04	3,253E-09	-1,400E-08	5,805E-09
-0,50	2,898E-04	4,218E-04	3,753E-04	8,062E-09	-4,279E-08	3,261E-08
-0,55	1,707E-04	5,277E-04	2,295E-04	1,117E-08	-4,125E-08	2,615E-08
-0,60	8,357E-05	5,880E-04	1,229E-04	6,739E-09	-3,468E-08	2,076E-08
-0,65	1,978E-05	6,162E-04	4,697E-05	8,697E-09	-3,526E-08	1,658E-08
-0,70	-2,657E-05	6,233E-04	-8,389E-06	1,017E-08	-3,473E-08	1,574E-08
-0,75	-5,985E-05	6,154E-04	-4,766E-05	8,916E-09	-2,840E-08	1,149E-08
-0,80	-8,334E-05	5,980E-04	-7,568E-05	6,460E-09	-2,512E-08	9,185E-09
-0,85	-9,951E-05	5,743E-04	-9,504E-05	6,542E-09	-2,198E-08	7,856E-09
-0,90	-1,102E-04	5,470E-04	-1,082E-04	5,422E-09	-1,903E-08	7,631E-09
-0,95	-1,169E-04	5,177E-04	-1,167E-04	3,898E-09	-1,646E-08	6,619E-09
-1,00	-1,204E-04	4,804E-04	-1,220E-04	2,566E-09	-1,262E-08	5,657E-09
-1,10	-1,209E-04	4,293E-04	-1,242E-04	3,512E-09	-1,343E-08	5,352E-09
-1,20	-1,178E-04	3,743E-04	-1,226E-04	3,249E-09	-1,373E-08	5,641E-09
-1,30	-1,121E-04	3,245E-04	-1,179E-04	2,869E-09	-1,306E-08	4,831E-09
-1,40	-1,052E-04	2,803E-04	-1,119E-04	3,799E-09	-1,726E-08	6,772E-09
-1,50	-9,800E-05	2,416E-04	-1,054E-04	4,333E-09	-1,892E-08	8,217E-09
-1,60	-9,104E-05	2,081E-04	-9,910E-05	2,898E-09	-1,746E-08	7,673E-09
-1,70	-8,455E-05	1,793E-04	-9,316E-05	1,909E-09	-1,499E-08	7,491E-09
-1,80	-7,868E-05	1,548E-04	-8,778E-05	2,145E-09	-1,379E-08	6,560E-09
-1,90	-7,352E-05	1,343E-04	-8,305E-05	3,994E-09	-1,636E-08	6,936E-09
-2,00	-6,911E-05	1,174E-04	-7,901E-05	5,755E-09	-1,978E-08	8,084E-09
-2,10	-6,549E-05	1,038E-04	-7,568E-05	4,642E-09	-1,622E-08	7,165E-09
-2,20	-6,266E-05	9,346E-05	-7,309E-05	1,496E-09	-1,015E-08	5,838E-09
-2,30	-6,064E-05	8,615E-05	-7,122E-05	7,504E-10	-5,092E-09	3,523E-09
-2,40	-5,942E-05	8,180E-05	-7,011E-05	-1,748E-10	-1,324E-09	1,548E-09
-2,50	-5,902E-05	8,034E-05	-6,973E-05	-7,513E-10	3,204E-10	1,598E-09

APÊNDICE D
DISTRIBUIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS RESULTANTES E DEFORMAÇÕES
REMANESCENTES DA MODELAGEM NUMÉRICA DO PROCESSO DE JCGST

Tabela D1. Valores das distribuições das tensões residuais na direção X, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCGST, valores de Y em mm e Sxx em MPa.

Y	Sxx1	Sxx2	Sxx3	Sxx4	Sxx5	Sxxm
0.00	-1144,8	-946,4	-709,0	-571,7	-370,1	-843,0
-0.05	-1153,0	-1000,6	-790,8	-696,3	-414,7	-910,2
-0.10	-970,6	-841,1	-701,4	-630,5	-313,4	-785,9
-0.15	-580,8	-366,3	-299,5	-276,5	-95,4	-380,8
-0.20	-212,3	17,3	39,2	-22,8	25,5	-44,6
-0.25	95,1	201,4	182,1	110,9	92,1	147,4
-0.30	267,4	277,8	229,2	157,1	113,0	232,9
-0.35	299,5	281,2	229,9	154,8	112,7	241,3
-0.40	265,7	249,1	207,2	140,7	106,8	215,7
-0.45	214,1	208,6	180,4	126,2	100,7	182,3
-0.50	177,2	174,7	157,6	114,8	94,8	156,1
-0.55	150,3	151,0	141,3	104,8	89,0	136,9
-0.60	132,0	134,4	128,8	96,7	83,6	123,0
-0.65	119,0	122,7	119,6	89,8	78,7	112,8
-0.70	110,2	114,3	112,4	84,1	74,3	105,2
-0.75	103,8	108,2	106,8	79,1	70,3	99,5
-0.80	99,4	103,8	102,4	74,8	66,7	95,1
-0.85	95,5	100,4	98,7	70,7	63,7	91,3
-0.90	91,1	97,3	95,4	66,9	61,1	87,7
-0.95	85,1	92,8	92,2	63,4	59,6	83,4
-1.00	48,9	53,7	55,5	43,3	41,4	50,4
-1.10	12,2	14,5	20,1	22,7	23,1	17,4
-1.20	8,2	12,1	17,4	18,9	20,9	14,1
-1.30	9,2	13,0	16,6	16,4	18,6	13,8
-1.40	11,4	14,3	16,6	15,3	16,9	14,4
-1.50	13,2	15,5	17,0	14,9	15,9	15,2
-1.60	14,6	16,5	17,5	14,8	15,3	15,9
-1.70	15,7	17,3	18,0	14,9	15,0	16,5
-1.80	16,5	18,0	18,4	14,9	14,8	16,9
-1.90	17,0	18,5	18,7	15,1	14,7	17,3
-2.00	17,4	18,8	18,9	15,2	14,7	17,6
-2.10	17,7	19,1	19,1	15,3	14,6	17,8
-2.20	17,9	19,2	19,3	15,3	14,7	17,9
-2.30	18,1	19,4	19,4	15,4	14,6	18,1
-2.40	18,1	19,5	19,5	15,5	14,8	18,2
-2.50	18,2	19,5	19,5	15,6	14,9	18,2

Tabela D2. Valores das distribuições das tensões residuais na direção Z, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCGST, valores de Y em mm e Szz em MPa.

Y	Szz1	Szz2	Szz3	Szz4	Szz5	Szzm
0.00	-2212,5	-1808,1	-1559,0	-1243,3	-925,4	-1705,7
-0.05	-1863,7	-1759,2	-1606,2	-1402,2	-976,3	-1657,8
-0.10	-1479,3	-1504,4	-1446,0	-1300,3	-817,2	-1432,5
-0.15	-1158,8	-894,7	-836,2	-737,4	-437,6	-906,8
-0.20	-620,3	-267,6	-210,1	-246,1	-141,1	-336,0
-0.25	-102,3	125,1	134,3	62,5	56,2	54,9
-0.30	291,3	387,2	324,6	220,1	148,8	305,8
-0.35	493,4	518,7	418,5	275,5	178,2	426,5
-0.40	568,3	557,9	434,9	275,9	178,8	459,2
-0.45	554,4	538,5	410,3	246,8	165,2	437,5
-0.50	507,0	492,6	375,6	219,8	152,1	398,7
-0.55	456,5	447,2	342,1	194,9	138,6	360,2
-0.60	417,5	412,1	314,2	175,1	126,6	329,7
-0.65	387,6	385,1	291,3	158,5	115,8	305,6
-0.70	365,6	364,4	274,2	145,3	106,6	287,4
-0.75	347,9	348,4	260,5	134,6	98,8	272,9
-0.80	334,2	335,7	249,7	126,1	92,6	261,4
-0.85	322,1	325,2	240,8	119,4	87,8	251,9
-0.90	311,2	316,0	233,3	113,9	84,7	243,6
-0.95	299,5	307,2	225,6	109,9	83,5	235,6
-1.00	194,9	196,2	143,1	67,4	48,7	150,4
-1.10	88,0	84,0	60,2	24,6	14,9	64,2
-1.20	76,5	75,7	53,8	21,5	14,4	56,9
-1.30	71,0	71,4	51,0	19,3	13,0	53,2
-1.40	68,5	69,2	49,1	17,9	11,5	51,2
-1.50	67,3	68,1	48,1	16,8	10,4	50,1
-1.60	66,7	67,5	47,4	16,1	9,5	49,4
-1.70	66,4	67,1	47,0	15,5	8,9	49,0
-1.80	66,3	66,9	46,6	15,1	8,3	48,7
-1.90	66,2	66,8	46,5	14,8	7,9	48,6
-2.00	66,2	66,8	46,3	14,6	7,6	48,5
-2.10	66,3	66,8	46,2	14,5	7,4	48,4
-2.20	66,3	66,8	46,1	14,4	7,3	48,4
-2.30	66,4	66,9	46,1	14,4	7,2	48,4
-2.40	66,5	67,0	46,1	14,4	7,1	48,5
-2.50	66,6	67,0	46,2	14,5	7,2	48,6

Tabela D3. Valores das distribuições das tensões residuais na direção Y, para cada uma das 5 regiões e a média das 4 primeiras, resultantes da modelagem do processo de JCGST, valores de Y em mm e Syy em MPa.

Y	Syy1	Syy2	Syy3	Syy4	Syy5	Syym
0.00	-3,4	4,9	18,8	-9,3	9,3	4,1
-0.05	-14,3	9,5	44,4	-20,5	10,3	5,9
-0.10	-56,5	28,5	95,4	-27,4	30,8	14,2
-0.15	-102,3	86,4	154,8	-9,8	60,6	38,0
-0.20	-91,8	174,9	219,5	20,8	68,8	78,4
-0.25	-8,4	249,9	260,6	63,2	73,0	127,6
-0.30	105,6	303,5	283,1	100,4	80,2	174,5
-0.35	215,2	343,6	303,3	120,1	79,1	212,3
-0.40	299,2	370,7	314,1	131,6	80,4	239,2
-0.45	343,3	387,6	318,3	135,6	82,5	253,5
-0.50	362,9	395,0	316,3	137,0	85,1	259,3
-0.55	367,4	394,0	310,6	136,3	87,9	259,2
-0.60	362,6	387,3	303,3	133,5	89,3	255,2
-0.65	352,5	377,1	294,1	129,8	90,3	248,7
-0.70	338,8	364,5	284,0	124,9	89,9	240,4
-0.75	322,9	350,1	273,0	119,5	89,2	231,0
-0.80	305,4	334,4	261,6	113,5	87,5	220,5
-0.85	287,1	317,0	249,2	107,7	85,7	209,3
-0.90	269,0	297,6	235,8	102,5	82,7	197,5
-0.95	253,0	276,1	219,1	99,2	78,9	185,3
-1.00	235,2	247,9	195,0	97,1	73,5	169,7
-1.10	210,1	211,5	165,7	92,9	66,9	149,4
-1.20	181,0	178,7	141,3	84,5	60,2	129,1
-1.30	155,2	155,4	124,3	74,3	54,6	112,7
-1.40	135,5	138,2	110,7	65,1	49,4	99,8
-1.50	120,9	125,1	100,1	57,4	44,4	89,6
-1.60	110,0	115,2	91,8	51,0	40,0	81,6
-1.70	101,8	107,6	85,2	45,8	36,2	75,3
-1.80	95,5	101,8	80,1	41,5	33,0	70,4
-1.90	90,7	97,3	76,1	38,1	30,4	66,5
-2.00	87,1	93,8	73,0	35,5	28,2	63,5
-2.10	84,3	91,2	70,6	33,4	26,5	61,2
-2.20	82,3	89,3	69,0	31,8	25,2	59,5
-2.30	81,0	88,0	67,8	30,7	24,3	58,4
-2.40	80,1	87,3	67,1	30,1	23,8	57,7
-2.50	79,9	87,0	66,9	30,0	23,7	57,5

Tabela D4. Valores das distribuições médias das deformações elásticas e plásticas remanescentes nas direções X, Y e Z da modelagem do processo de JCGST, valores de Y em mm e ε em mm/mm.

Y	ε_{xx}	ε_{yy}	ε_{zz}	ε_{pxx}	ε_{pyy}	ε_{pzz}
0,00	-1,805E-03	4,170E-03	-7,900E-03	4,177E-03	-2,254E-02	1,836E-02
-0,05	-2,251E-03	4,213E-03	-7,534E-03	5,071E-03	-2,408E-02	1,901E-02
-0,10	-1,952E-03	3,671E-03	-6,520E-03	4,740E-03	-2,175E-02	1,701E-02
-0,15	-6,437E-04	2,275E-03	-4,360E-03	2,502E-03	-1,464E-02	1,214E-02
-0,20	1,734E-04	1,060E-03	-1,885E-03	9,220E-04	-8,985E-03	8,064E-03
-0,25	4,809E-04	4,381E-04	-1,722E-04	8,044E-05	-4,976E-03	4,898E-03
-0,30	4,439E-04	1,986E-04	9,593E-04	-2,459E-04	-2,416E-03	2,666E-03
-0,35	2,159E-04	2,456E-04	1,524E-03	-2,504E-04	-9,823E-04	1,238E-03
-0,40	-3,135E-05	4,155E-04	1,689E-03	-1,495E-04	-3,336E-04	4,896E-04
-0,45	-2,054E-04	5,992E-04	1,597E-03	-6,845E-05	-1,042E-04	1,793E-04
-0,50	-2,956E-04	7,411E-04	1,419E-03	-3,558E-05	-4,270E-05	8,487E-05
-0,55	-3,359E-04	8,312E-04	1,242E-03	-2,732E-05	-2,890E-05	6,269E-05
-0,60	-3,530E-04	8,743E-04	1,108E-03	-2,473E-05	-2,363E-05	5,463E-05
-0,65	-3,556E-04	8,851E-04	1,007E-03	-2,428E-05	-2,209E-05	5,240E-05
-0,70	-3,501E-04	8,711E-04	9,368E-04	-2,371E-05	-2,056E-05	5,006E-05
-0,75	-3,385E-04	8,407E-04	8,863E-04	-2,318E-05	-1,967E-05	4,836E-05
-0,80	-3,231E-04	7,976E-04	8,521E-04	-2,293E-05	-1,916E-05	4,736E-05
-0,85	-3,061E-04	7,461E-04	8,283E-04	-2,233E-05	-1,846E-05	4,577E-05
-0,90	-2,896E-04	6,894E-04	8,122E-04	-2,247E-05	-1,829E-05	4,543E-05
-0,95	-2,763E-04	6,314E-04	7,988E-04	-2,135E-05	-1,802E-05	4,375E-05
-1,00	-2,875E-04	7,258E-04	4,195E-04	-9,130E-06	-1,089E-05	2,252E-05
-1,10	-2,874E-04	7,911E-04	4,328E-05	-6,832E-07	-2,665E-06	4,131E-06
-1,20	-2,546E-04	6,798E-04	4,736E-05	-7,272E-07	-2,441E-06	3,975E-06
-1,30	-2,193E-04	5,825E-04	5,905E-05	-7,653E-07	-2,226E-06	3,809E-06
-1,40	-1,883E-04	5,037E-04	7,143E-05	-7,562E-07	-2,081E-06	3,631E-06
-1,50	-1,637E-04	4,419E-04	8,291E-05	-7,749E-07	-1,957E-06	3,488E-06
-1,60	-1,442E-04	3,935E-04	9,266E-05	-7,411E-07	-1,873E-06	3,336E-06
-1,70	-1,292E-04	3,557E-04	1,008E-04	-7,123E-07	-1,802E-06	3,243E-06
-1,80	-1,174E-04	3,262E-04	1,074E-04	-6,862E-07	-1,775E-06	3,184E-06
-1,90	-1,084E-04	3,032E-04	1,127E-04	-6,699E-07	-1,754E-06	3,134E-06
-2,00	-1,014E-04	2,854E-04	1,169E-04	-6,453E-07	-1,787E-06	3,159E-06
-2,10	-9,625E-05	2,719E-04	1,202E-04	-6,451E-07	-1,841E-06	3,235E-06
-2,20	-9,245E-05	2,620E-04	1,228E-04	-6,724E-07	-1,899E-06	3,310E-06
-2,30	-8,990E-05	2,551E-04	1,248E-04	-6,970E-07	-1,976E-06	3,413E-06
-2,40	-8,825E-05	2,509E-04	1,261E-04	-8,066E-07	-1,893E-06	3,421E-06
-2,50	-8,769E-05	2,495E-04	1,267E-04	-8,695E-07	-1,803E-06	3,370E-06

APÊNDICE E
MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS PELA TÉCNICA DE DIFRAÇÃO DE RAIOS-X DAS
TENSÕES RESIDUAIS NOS CORPOS DE PROVA TRATADOS POR JCG

Tabela E1. Tensões residuais superficiais obtidas em diferentes localizações da Mola 1 pela técnica de difração de raios-X.

Corpo de prova	Localização (mm)	Tensão residual (MPa)
E1	400	-348,28
C1	200	-550,08
A	0	-509,67
C2	-200	-559,78
E2	-400	-458,4
A (oposto)	0	-94,4

Tabela E2. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova A pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-509,67
0,036	-527,49
0,053	-510,75
0,083	-508,28
0,16	-535,64
0,217	-491,205
0,246	-529,33
0,367	-211,585
0,382	-184,815
0,432	-137,44
0,45	-125,88
0,532	-91,915
0,581	-66,71
0,679	-60,645
0,736	-47,79
0,813	-29,495
0,884	-20,965
1,053	-15,795

Tabela E3. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova C1 pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-550,08
0,063	-562,45
0,119	-506,3
0,165	-559,7
0,238	-633,06
0,319	-511,18
0,405	-215,28
0,477	-123
0,565	-40,44
0,666	5,35

Tabela E4. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova C2 pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-559,78
0,054	-511,98
0,111	-495,88
0,175	-548,11
0,253	-622,8
0,314	-578,97
0,406	-216,34
0,49	-152,48
0,584	-137,24
0,708	-78,23
0,798	-10,66

Tabela E5. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova E1 pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-348,28
0,083	-471,55
0,18	-471,55
0,218	-425,5
0,29	-490,69
0,357	-558,04
0,428	-487,3
0,481	-356,61
0,53	-147,04
0,58	-67,8
0,638	-22,07
0,691	-12,62
0,719	0

APÊNDICE F
MEDIÇÕES EXPERIMENTAIS PELA TÉCNICA DE DIFRAÇÃO DE RAIOS-X DAS
TENSÕES RESIDUAIS NOS CORPOS DE PROVA TRATADOS POR JCGST

Tabela F1. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova SA pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-678,64
0,09	-869,62
0,179	-960,59
0,263	-947,18
0,357	-969,55
0,464	-909,42
0,551	-873,69
0,656	-485,78
0,744	-254,56
0,867	-117,22
0,965	-47,62

Tabela F2. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova SE1 pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-294,08
0,073	-412,63
0,152	-459,37
0,227	-479,72
0,309	-488,55
0,399	-489,44
0,494	-354,07
0,599	-91,61
0,701	-12,34

Tabela F3. Distribuição de tensões residuais obtidas no corpo de prova SE2 pela técnica de difração de raios-X.

Profundidade (mm)	Tensão residual (MPa)
0	-642,55
0,076	-850,68
0,162	-884,18
0,244	-892,44
0,323	-938,58
0,413	-904,22
0,502	-531,56
0,576	-382,96
0,669	-151,17
0,758	22,12

APÊNDICE G
DADOS DOS REGISTROS DAS DEFORMAÇÕES

Tabela G1. Dados do registro de deformações do corpo de prova B2 ensaiado pela TFIC.

medida	B2-ext1	B2-ext2	B2-ext3
12,000	1	7	3
12,010	17	22	17
12,020	54	71	78
12,030	104	138	155
12,050	270	340	370
12,060	294	374	420
12,070	307	395	440
12,080	-	400	430
12,090	-	410	440
12,100	-	420	460
12,115	-	430	430
12,140	-	-	480
12,160	-	-	450

Tabela G2. Dados do registro de deformações do corpo de prova D2 ensaiado pela TFIC.

medida	D2-ext1	D2-ext2	D2-ext3
12,920	6	1	3
12,930	56	38	42
12,940	102	69	72
12,950	183	142	145
12,960	252	187	193
12,970	274	233	230
12,985	376	362	329
12,995	400	390	360
13,010	600	420	420
13,020	610	440	440

Tabela G3. Dados do registro de deformações do corpo de prova SB2 ensaiado pela TFIC.

medida	SB2-ext1	SB2-ext2	SB2-ext3
12,900	9	5	31
12,905	14	20	60
12,910	93	145	140
12,920	179	292	335
12,930	302	421	430
12,940	362	528	529
12,950	403	592	556
12,970	424	640	573
12,980	435	682	586
13,990	436	705	620
13,000	484	761	622
13,010	477	808	645
13,020	482	842	661
13,040	473	859	680
13,060	482	859	670
13,070	474	865	680
13,090	485	868	683

Tabela G4. Dados do registro de deformações do corpo de prova SD2 ensaiado pela TFIC.

medida	SD2-ext1	SD2-ext2	SD2-ext3
13,230	-6	-9	-7
13,240	52	131	173
13,250	64	216	277
13,260	96	352	412
13,265	90	356	433
13,270	109	442	499
13,280	147	743	753
13,290	172	840	844
13,305	170	941	972
13,320	190	1025	1017
13,330	195	1069	1064
13,350	195	1082	1160
13,360	194	-	1181
13,380	208	-	1202
13,390	205	-	1226
13,410	220	-	1245
13,420	221	-	1296
13,430	233	-	1295

APÊNDICE H DADOS DOS REGISTROS DAS DEFORMAÇÕES DEPOIS DO AJUSTE POLINÔMICO

Tabela H1. Valores dos registros de deformações dos corpos de prova B2 e D2, tratados por JCG, ajustados à curva polinomial, valores em $\mu\text{m/m}$.

h (μm)	B2-e1	B2-e2	B2-e3	D2-e1	D2-e2	D2-e3
61,75	34,5	23,1	21,4	45,4	26,0	28,5
185,25	81,6	121,1	144,9	104,8	84,7	84,8
308,75	199,6	250,5	283,4	194,8	145,7	149,8
432,25	316,5	349,8	383,0	275,9	221,0	219,5
555,75	267,1	390,6	432,2	320,3	309,5	286,6
679,25	695,7	389,7	443,1	377,5	384,6	346,7
802,75	4830,3	392,0	436,8	517,4	414,6	397,8
926,25	21128,7	423,6	432,7	651,0	418,2	432,7
1049,75	66796,4	416,2	441,3	228,6	552,0	425,7
1173,25	172175,1	101,0	460,2	-2184,4	1232,9	311,9

Tabela H2. Valores dos registros de deformações dos corpos de prova SB2 e SD2, tratados por JCGST, ajustados à curva polinomial, valores em $\mu\text{m/m}$.

h (μm)	SB2-e1	SB2-e2	SB2-e3	SD2-e1	SD2-e2	SD2-e3
61,75	56,9	106,6	96,5	53,2	88,7	128,5
185,25	221,0	339,2	341,9	84,0	307,7	368,7
308,75	332,7	481,5	461,3	106,0	388,5	459,8
432,25	388,0	579,0	523,7	139,9	615,3	643,1
555,75	410,6	625,8	547,7	168,1	848,2	847,2
679,25	422,0	653,0	528,6	180,1	931,6	953,6
802,75	426,8	693,8	597,1	186,1	983,5	1003,9
926,25	441,1	691,9	43,4	199,1	1061,6	1036,9
1049,75	724,2	1046,5	-6991,3	184,0	1237,9	1376,5
1173,25	2513,4	5116,5	-42290,9	-24,6	4650,2	5333,1

APÊNDICE I

DADOS PARA CÁLCULO DOS FATORES DE CORREÇÃO DAS MATRIZES DA FUNÇÃO DE INFLUÊNCIA

Tabela I1. Dados para cálculo dos fatores de correção extraídos dos corpos de prova B2 e D2 submetidos ao JCG e analisados pela TFIC.

Características	Referência	B2-e1	B2-e2	B2-e3	D2-e1	D2-e2	D2-e3
d (mm)	0,5	0,88	0,76	0,73	0,64	0,70	0,73
v	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
E (GPa)	210	210	210	210	210	210	210
D_0 (mm)	2,00	1,83	1,83	1,83	2,03	2,03	2,03
D_m (mm)	5,00	5,15	4,91	4,85	4,87	4,99	5,05
r	0,400	0,355	0,373	0,377	0,417	0,407	0,402
GW (mm)	1,000	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570
GL (mm)	2,000	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570
$R1$	1,500	1,791	1,671	1,641	1,651	1,711	1,741
$R2$	3,500	3,361	3,241	3,211	3,221	3,281	3,311
$\theta1$	0,322	0,413	0,439	0,446	0,444	0,430	0,424
$\theta2$	0,142	0,229	0,238	0,240	0,239	0,235	0,233
w	0,400	0,609	0,639	0,647	0,644	0,629	0,621
$r1$	0,600	0,695	0,680	0,676	0,678	0,686	0,689
$r2$	1,400	1,305	1,320	1,324	1,322	1,314	1,311
A (GPa)	1475,4	1646,0	1492,8	1455,5	1192,9	1254,0	1285,1
f_{corr}	1	1,115671	1,011788	0,986556	0,808545	0,849955	0,871020

Tabela I2. Dados para cálculo dos fatores de correção extraídos dos corpos de prova SB2 e SD2 submetidos ao JCGST e analisados pela TFIC.

Características	Referência	SB2-e1	SB2-e2	SB2-e3	SD2-e1	SD2-e2	SD2-e3
d (mm)	0,5	0,58	0,73	0,40	0,94	0,34	0,67
v	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3	0,3
E (GPa)	210	210	210	210	210	210	210
D_0 (mm)	2,00	2,21	2,21	2,21	2,04	2,04	2,04
D_m (mm)	5,00	4,93	5,23	4,57	5,48	4,28	4,94
r	0,400	0,448	0,422	0,483	0,372	0,476	0,413
GW (mm)	1,000	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570
GL (mm)	2,000	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570	1,570
$R1$	1,500	1,681	1,831	1,501	1,956	1,356	1,686
$R2$	3,500	3,251	3,401	3,071	3,526	2,926	3,256
$\theta1$	0,322	0,437	0,405	0,482	0,382	0,525	0,436
$\theta2$	0,142	0,237	0,227	0,250	0,219	0,262	0,237
w	0,400	0,637	0,600	0,687	0,573	0,733	0,635
$r1$	0,600	0,682	0,700	0,657	0,714	0,633	0,682
$r2$	1,400	1,318	1,300	1,343	1,286	1,367	1,318
A (GPa)	1475,4	1032,1	1164,7	882,8	1503,4	904,1	1216,3
f_{corr}	1	0,699568	0,789453	0,598388	1,018987	0,612786	0,824442

APÊNDICE J

CORRELAÇÃO ENTRE m EQUIVALENTE E O LIMITE DE ESCOAMENTO

J.1 Estimativa do m equivalente

O valor do m equivalente é obtido a partir do modelo de material de Johnson, sensível à taxa de deformação, equação (J1), quando igualado ao modelo de material de Cowper-Symond, equação (J2) para o mesmo valor de taxa de deformação, equação (J3).

$$\sigma_{TR} = K\varepsilon^n \dot{\varepsilon}^m \quad (J1)$$

$$\sigma_{TR} = K\varepsilon^n \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad (J2)$$

$$\dot{\varepsilon}^m = 1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \quad (J3)$$

Portanto:

$$m = \frac{\ln \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right]}{\ln[\dot{\varepsilon}]} = m(C, p, \dot{\varepsilon}) \quad (J4)$$

Então, é m calculado para valores de taxa de deformação: m_1 para $\dot{\varepsilon}_1 = 10^4 s^{-1}$ e m_2 para $\dot{\varepsilon}_2 = 10^5 s^{-1}$, para aços inoxidáveis, Tabela J3, e aços brandos, Tabela J4, a partir dos coeficientes de Cowper-Symonds obtidos na literatura para aços inoxidáveis, Tabela J1, e aços brandos, Tabela J2. A média de m é calculada pela média aritmética de m_1 e m_2 .

Da correlação dos dados de m equivalente (média de m) em função do limite de escoamento do material é obtido o valor de m equivalente para o limite de escoamento é de 1240 MPa ($m_{1240MPa} = 0,052$) do ABNT 5160.

Os valores de m_1 e m_2 , para o ABNT 5160, são obtidos usando as equações (J5), onde o valor de m_{12} é calculado pela média dos valores de $\frac{m_2 - m_1}{2}$, na quinta coluna da Tabela J3, que é de 0,0055.

$$m_1 = m_{1240MPa} - m_{12} \quad (J5)$$

$$m_2 = m_{1240MPa} + m_{12}$$

Foram obtidos, para o aço ABNT 5160, $m_1 = 0,0465$ e $m_2 = 0,0575$. Da equação (J3) são obtidos os coeficientes de Cowper –Symonds para o aço ABNT 5160, equações (J6) e (J7).

$$p = \frac{\ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_2}{\dot{\epsilon}_1}\right)}{\ln\left(\frac{(\dot{\epsilon}_2)^{m_2} - 1}{(\dot{\epsilon}_1)^{m_1} - 1}\right)} \quad (\text{J6})$$

$$C = \frac{\dot{\epsilon}_1}{\left((\dot{\epsilon}_1)^{m_1} - 1\right)^p} \quad (\text{J7})$$

Destas equações, obteve-se os coeficientes: $p = 3,9$ e $C = 120000 \text{ s}^{-1}$.

J.2 Coeficientes de Cowper-Symonds de outros autores

Tabela J1. Coeficientes de Cowper-Symonds para diversos aços inoxidáveis.

Material	C (s^{-1})	p
AISI 4340 (MAJZOABI et al., 2005)	200000	3,3
360L máximo (HSE, 2006)	429	4,08
360L mínimo (HSE, 2006)	2720	5,78
X2CrNi18-7 recozido 1,05mm (EUROINOX, 2000)	1402	3,8
X2CrNi18-7 recozido 1,05mm (EUROINOX, 2000)	4405	4,7
X2CrNi18-7 recozido 2,05mm (EUROINOX, 2000)	3048	4,08
X2CrNi18-7 recozido 2,05mm (EUROINOX, 2000)	6108	4,49
X2CrNi18-7 tipo C850 (EUROINOX, 2000)	70714	6,45
X2CrNi18-7 tipo C1000 (EUROINOX, 2000)	19899	5,07
X2CrNiMoN22-5-3 duplex (EUROINOX, 2000)	770	5,1
X2CrNiMoN22-5-3 duplex recozido (EUROINOX, 2000)	596	6,4
H400 (PEIXINHO, 2006)	3308	2,49
DP600 (PEIXINHO, 2006)	982	2,18
304 (ANSYS, 2005b)	100	10
350 tipo RHS (CLARK et al., 2007)	950	4
EM 10130 FeP06 (AVALLE et al., 2002)	100	4

Tabela J2. Coeficientes de Cowper-Symonds para diversos aços brandos.

Material	C (s^{-1})	p
Aço brando (STRANART, 2000)	1300	5
1018 Aço brando para estampagem (ANSYS, 2005b)	40,4	5
ZstE180BH (EUROINOX, 2000)	424	4,73
Aço brando na direção da extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	65,5	5,51
Aço brando perpendicular à extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	24,0	3,89
Aço brando na direção da extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	31,6	4,57
Aço brando perpendicular à extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	37,2	4,45

Tabela J3. Coeficientes m equivalentes calculados para diversos aços inoxidáveis.

Material	m_1	m_2	$\frac{m_2 + m_1}{2}$	$\frac{m_2 - m_1}{2}$	σ_{esc} (MPa)
AISI 4340 (MAJZOBI et al., 2005)	0,04	0,05	0,045	0,005	1500
360L máximo (HSE, 2006)	0,087	0,09	0,089	0,0015	312
360L mínimo (HSE, 2006)	0,124	0,136	0,13	0,006	276
X2CrNiN18-7 recozido 1,05mm (EUROINOX, 2000)	0,107	0,122	0,115	0,0075	480
X2CrNiN18-7 recozido 1,05mm (EUROINOX, 2000)	0,085	0,093	0,089	0,004	575
X2CrNiN18-7 recozido 2,05mm (EUROINOX, 2000)	0,092	0,105	0,099	0,0065	530
X2CrNiN18-7 recozido 2,05mm (EUROINOX, 2000)	0,081	0,091	0,086	0,005	608
X2CrNiN18-7 tipo C850 (EUROINOX, 2000)	0,064	0,065	0,065	0,0005	930
X2CrNiN18-7 tipo C1000 (EUROINOX, 2000)	0,07	0,076	0,073	0,003	1102,5
X2CrNiMoN22-5-3 duplex (EUROINOX, 2000)	0,107	0,111	0,109	0,002	545
X2CrNiMoN22-5-3 duplex recozido (EUROINOX, 2000)	0,102	0,102	0,102	0	575
H400 (PEIXINHO, 2006)	0,102	0,138	0,12	0,018	451,2
DP600 (PEIXINHO, 2006)	0,146	0,194	0,17	0,024	405,7
304 (ANSYS, 2005b)	0,103	0,095	0,099	-0,004	207
350 tipo RHS (CLARK et al., 2007)	0,112	0,124	0,118	0,006	440
EM 10130 FeP06 (AVALLE et al., 2002)	0,148	0,155	0,152	0,0035	211

Tabela J4. Coeficientes m equivalentes calculados para diversos aços brandos.

Material	m_1	m_2	$\frac{m_2 + m_1}{2}$	$\frac{m_2 - m_1}{2}$	σ_{esc} (MPa)
Aço brando (STRANART, 2000)	0,1	0,106	0,103	0,003	600
1018 Aço brando para estampagem (ANSYS, 2005b)	0,154	0,15	0,152	0,002	200
ZstE180BH (EUROINOX, 2000)	0,118	0,124	0,121	0,003	230
Aço brando na direção da extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	0,135	0,135	0,135	0	181,6
Aço brando perpendicular à extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	0,189	0,196	0,193	0,0035	189,7
Aço brando na direção da extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	0,164	0,166	0,165	0,001	180,4
Aço brando perpendicular à extrusão (SCHLEYER et al., 2004)	0,164	0,166	0,165	0,001	172,7

APÊNDICE K

ESTIMATIVA DA TEMPERATURA SUPERFICIAL NA MOLA

A temperatura da superfície da mola quando exposta ao impacto do jato de granalhas é estimada através de uma simulação numérica baseado no fluxo de calor necessário para alcançar a temperatura final, ou seja, a temperatura que possui a mola após o tratamento.

Temperatura final da mola (T_f) = 70°C

Temperatura inicial da mola (T_0) = 25°C

Temperatura ambiente (T_{amb}) = 25°C

Massa da mola (m) = 10,94 kg

Tempo de exposição (t) = 50 s

Área da superfície da mola atingida pelas granalhas ($Area$) = 0,135 m²

Para esta estimativa são usadas as propriedades térmicas do aço ABNT 4340:

Calor específico do aço ABNT 4340 (C_p) = 502 J/kg/°K

Condutividade térmica do aço ABNT 4340 (k) = 16,3 W/m/°K

Calor necessário para o aumento da temperatura da mola (Q = 247 kJ):

$$Q = mC_p\Delta T \quad (J.1)$$

$$Q = mC_p(T_f - T_0) \quad (J.2)$$

Fluxo de calor para aumento da temperatura da mola no tempo de exposição (\dot{Q} = 4,94 kW):

$$\dot{Q} = \frac{Q}{t} \quad (J.3)$$

Fluxo de calor aplicado à superfície da mola por unidade de área (\dot{q} = 36,61 kW/ m²)

$$\dot{q} = \frac{\dot{Q}}{Area} \quad (J.4)$$

Considerando este valor de fluxo de calor por unidade de área é feita uma simulação numérica, considerando as propriedades térmicas do aço ABNT 4340, em uma seção da mola semelhante às dimensões do corpo de prova retirado E1 (0,11 × 0,2 × 0,008 m).

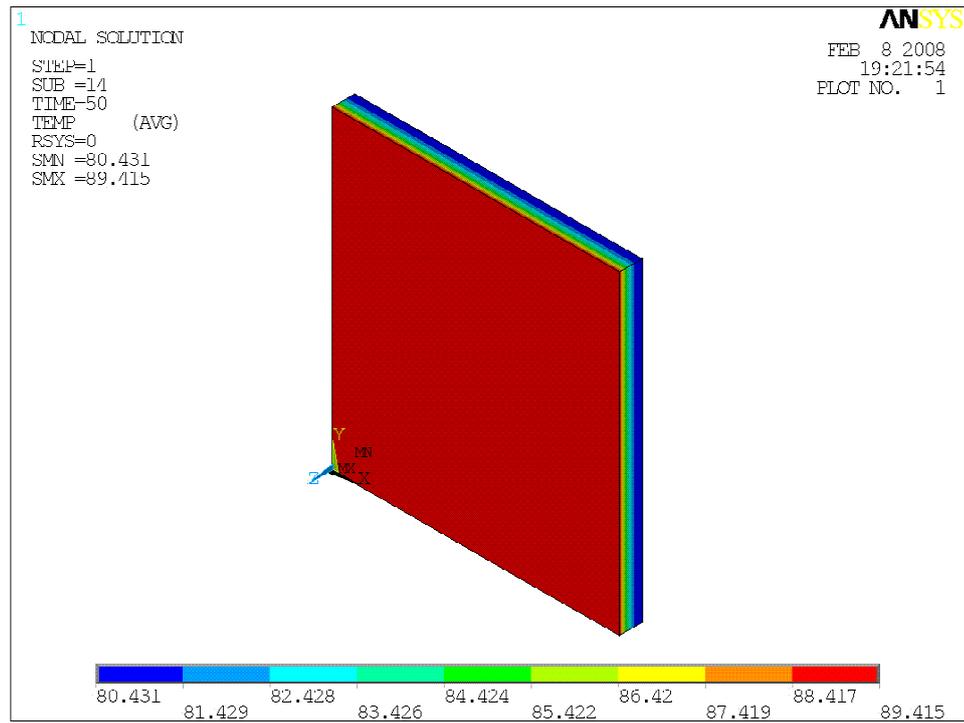


Figura J1. Temperatura na seção de mola após 50 s de impactos de granalha.

A temperatura na superfície atingida pelos impactos de granalha, obtida na simulação numérica, foi de 89,4°C.

APÊNDICE L

TENSÕES RESIDUAIS OBTIDAS NO CORPO DE PROVA SEM TRATAMENTO DE JATEAMENTO OBTIDAS POR DIFRAÇÃO DE RAIOS-X

Tabela L1. Dados de ensaio para medição das tensões residuais ao longo da profundidade obtidas pela técnica de difração de raios-X no corpo de prova sem tratamento de jateamento.

Y (um)	+ ψ (MPa)	tolerância (MPa)	- ψ (MPa)	tolerância (MPa)
0	18	34	54	34
-75	29	14	29	23
-110	11	11	25	14
-157	22	16	36	15

Tabela L2. Tensões residuais médias ao longo da profundidade obtidas pela técnica de difração de raios-X no corpo de prova sem tratamento de jateamento.

Y (um)	Tensão residual (MPa)	tolerância (MPa)
0	+36	34
-75	+29	18,5
-110	+18	12,5
-157	+29	15,5

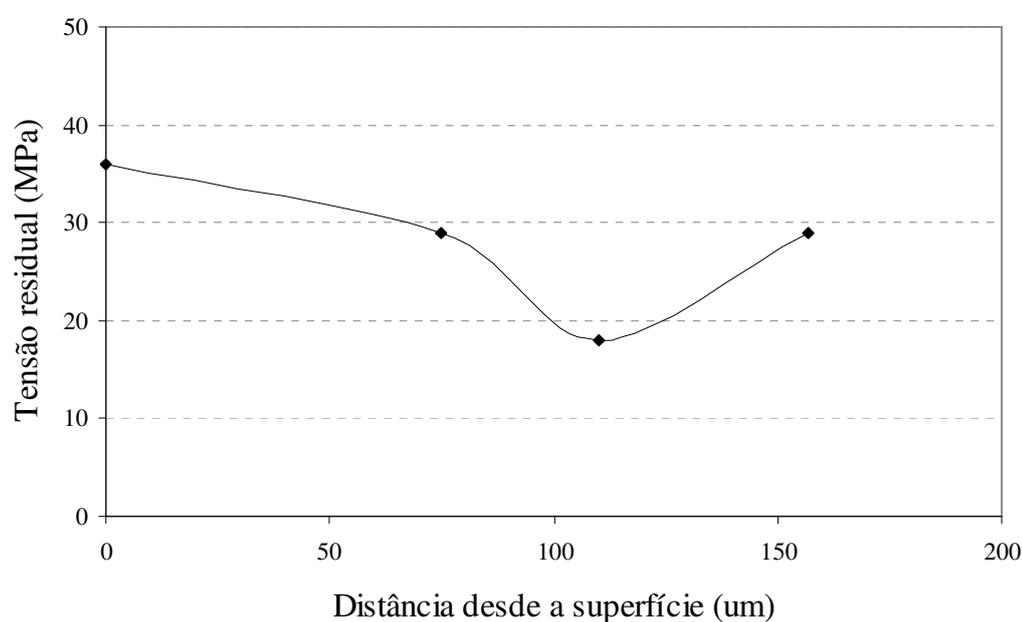


Figura L1. Distribuição das tensões residuais médias ao longo da profundidade obtidas pela técnica de difração de raios-X no corpo de prova sem tratamento de jateamento.

APÊNDICE M

MODELOS DE MATERIAL

M1. Modelo proposto por Cowper-Symonds

$$\sigma = K\varepsilon^n \left[1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{p}} \right] \quad (\text{M.1})$$

M2. Modelo proposto por Johnson-Cook

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon})(1 - T^m) \quad (\text{M.2})$$

M3. Modelo proposto por Holloman

$$\sigma = A\varepsilon_p^n \quad (\text{M.3})$$

M4. Modelo de dano dúctil plástico proposto por Lemaître e Chaboche

$$D \cong \frac{D_c}{\varepsilon_R - \varepsilon_D} \left(p \left[\frac{2}{3}(1 + \nu) + 3(1 - 2\nu) \left(\frac{\sigma_H}{\sigma_{eq}} \right)^2 \right] - \varepsilon_D \right) \quad (\text{M.4})$$

APÊNDICE N
PROGRAMA PARA MANIPULAÇÃO DAS DISTRIBUIÇÕES DE TENSÕES RESIDUAIS OU DEFORMAÇÕES REMANESCENTES RESULTANTES DA MODELAGEM NUMÉRICA DO JATEAMENTO

{ Programa para manipulação de dados }
 {- O arquivo calculo.txt tem a lista dos nós da superfície da placa embaixo do qual o campo de tensões vai ser encontrado
 - O arquivo node.txt tem os dados de todos os nós e as coordenadas do modelo
 - O arquivo do stress.txt tem os dados de todos os nós e as tensões sx, sy e sz dos nós
 - O arquivo salida.txt dá os perfis Y-SX para os nós listados em calculo.txt
 - O arquivo temp.tmp é um arquivo temporário que só aparece durante o processamento }

Program Gráficos;

```
type
  coordenadas = record
    x: real;
    y: real;
    z: real;
  end;
  dato = record
    no: integer;
    y: real;
    Sx: real;
  end;
  celula = array[1..50] of dato;
const
  Erro_para_x = 1e-8;
  Erro_para_z = 1e-8;
var
  l: string[8]; letra: string[1];
  N, Nref: coordenadas;
  C: celula;
  b,i,code,nn,cant: integer;
  arqnode, arqstress, arqcalculo, arqsalida, temporario: text;
  noref: integer;
  primeiracorrida,hay: boolean;
```

```
Procedure Lectura(var arq: text; var existe: boolean; var nn:integer; var N: coordenadas);
var
  l: string[8]; nnreal: real; code: integer;
begin
  read(arq,l);
  Val(l,nnreal,code); { Str hace lo contrario }
  nn:=Round(nnreal);
  existe:= false;
  If code=0 then
  begin
    existe:= true;
```

```

readln(arq,N.x,N.y,N.z);
end else readln(arq);
end;

```

```

Procedure Lectura_de_calculo(var arq: text; var existe: boolean; var nn:integer);
var
l: string[8]; nreal: real; code: integer;
begin
readln(arq,l);
Val(l,nreal,code);{Str hace lo contrario}
nn:=Round(nreal);
existe:= false;
If code=0 then existe:= true;
end;

```

```

Procedure Ordenar(var C:celula; cant:integer);
var
menor,y: real;
i,j,no:integer;
begin
For i:=1 to cant do
begin
menor:=abs(C[i].y);
For j:=i+1 to cant do
if abs(C[j].y)<menor then
begin
menor:=abs(C[j].y);
no:=C[i].no; y:=C[i].y;
C[i].no:=C[j].no; C[i].y:=C[j].y;
C[j].no:=no; C[j].y:=y;
end;
end;
end;

```

```

Procedure LimparN(var N: coordenadas);
begin
N.x:=0;N.y:=0;N.z:=0;
end;

```

```

Procedure LimparC(var C: celula);
begin
For i:=1 to 50 do
begin C[i].no:=0;C[i].y:=0;C[i].sx:=0;end;
end;

```

```

{-----PROGRAMA PRINCIPAL-----}
Begin
Assign(arqnode,'node.txt');
Assign(arqstress,'stress.txt');
Assign(arqcalculo,'calculo.txt');

```

```
Assign(arqsalida,'salida.txt');
Assign(temporario,'temp.tmp');
rewrite(temporario);
reset(arqcalculo);
primeiracorrida:=true;
While not(Eof(arqcalculo)) do
BEGIN
Reset(arqnode);Reset(arqstress);
hay:=false;
Repeat
Lectura_de_calculo(arqcalculo,hay,noref);
until hay;
writeln(noref);
{Proceso para encontrar coordenadas do nó de referência}
Repeat
Lectura(arqnode,hay,nn,N);
if nn=noref then Nref:=N;
until Eof(arqnode);
{Proceso para encontrar os nós ordenados no mesmo eixo Y do nó de referência}
cant:=0;
LimparC(C);
Reset(arqnode);
Repeat
LimparN(N);
Lectura(arqnode,hay,nn,N);
if hay then
  if (abs(N.x-Nref.x)<Erro_para_x)and(abs(N.z-Nref.z)<Erro_para_z)then
    begin
      inc(cant);
      C[cant].no:=nn;C[cant].y:=N.y;
    end;
until Eof(arqnode);
{ordenar os dados}
Ordenar(C,cant);
{Proceso para encontrar as tensões dos nós ordenados}
Repeat
Lectura(arqstress,hay,nn,N);
if hay then
  For i:=1 to cant do
    if C[i].no=nn then C[i].sx:=N.x;
until Eof(arqstress);
{Escrita dos resultados na tela do monitor}
For i:=1 to cant do
writeln(i:3,C[i].no:5,C[i].y:10:4,C[i].sx:10:1,cant:6);
{Escrita dos resultados no arquivo de saída}
Reset(temporario);
Rewrite(arqsalida);
i:=0;
Repeat
  inc(i);
```

```
repeat
read(temporario,letra);write(arqsalida,letra);
until eoln(temporario);
readln(temporario);
if primeiracorrida then write(arqsalida,C[i].y:10:4);
writeln(arqsalida,C[i].sx:10:1);
{ writeln(arqsalida,C[i].no:7,C[i].y:10:4,C[i].sx:10:1);}
until i=cant;
Close(temporario);{ temporario passa a ser novo arquivo de dados atualizado}
Rewrite(temporario);
close(arqsalida);reset(arqsalida);
Repeat
repeat
read(arqsalida,letra);write(temporario,letra);
until eoln(arqsalida);
readln(arqsalida);writeln(temporario);
until eof(arqsalida);
primeiracorrida:=false;
END;
{-----}
Close(arqnode);Close(arqstress);Close(arqcalculo);Close(arqsalida);Close(temporario);
Erase(temporario);
end.
```

APÊNDICE O
AVALIAÇÃO DO ESTADO DE TENSÕES NO CAMPO DE TENSÕES GERADO NA
MODELAGEM DO JCGST PELA APLICAÇÃO DA PRÉ-CARGA

Tabela O1. Estimativa das médias das tensões para o volume representativo do campo de tensões gerado pela aplicação da pré-carga.

	σ_x (MPa)	σ_y (MPa)	σ_z (MPa)	τ_{xy} (MPa)	τ_{yz} (MPa)	τ_{xz} (MPa)
Média	231,3	925,9	6,1	0,2	2,4	0,4
Desvio padrão	4,3	4,0	5,5	3,5	1,2	1,9
Mínimo	224,0	917,2	2,0	-9,1	0,6	-3,4
Máximo	240,2	930,9	16,4	9,1	4,7	4,9
Média em relação a SX médio	100%	400,3%	2,65%	0,07%	1,04%	0,16%
Média em relação a SY médio	25,0%	100%	0,66%	0,02%	0,26%	0,04%
Desvio padrão em relação a SY médio	0,47%	0,43%	0,60%	0,38%	0,13%	0,20%

ANEXOS

ANEXO A

FUNÇÕES DE INFLUÊNCIA

Tabela A1. Matriz da função de influência $[a]$ extraída da pesquisa de Schajer (1988) para diâmetro de furo de $R_o/R_m = 0,4$, profundidade máxima de furo de $H/R_m = 0,5$ com incrementos de $h/R_m = 0,05$, e espessura de chapa de $t/R_m = 2$.

$H/R_m \backslash h/R_m$	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50
0,05	-0,0206	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,10	-0,0279	-0,0490	0	0	0	0	0	0	0	0
0,15	-0,0328	-0,0600	-0,0790	0	0	0	0	0	0	0
0,20	-0,0363	-0,0671	-0,0913	-0,1070	0	0	0	0	0	0
0,25	-0,0387	-0,0720	-0,0989	-0,1188	-0,1309	0	0	0	0	0
0,30	-0,0404	-0,0754	-0,1041	-0,1261	-0,1416	-0,1503	0	0	0	0
0,35	-0,0416	-0,0777	-0,1075	-0,1308	-0,1478	-0,1592	-0,1651	0	0	0
0,40	-0,0424	-0,0792	-0,1098	-0,1339	-0,1519	-0,1644	-0,1723	-0,1760	0	0
0,45	-0,0429	-0,0803	-0,1114	-0,1360	-0,1545	-0,1677	-0,1765	-0,1817	-0,1836	0
0,50	-0,0433	-0,0810	-0,1124	-0,1373	-0,1562	-0,1698	-0,1791	-0,1849	-0,1879	-0,1886

Tabela A2. Matriz da função de influência $[b]$ extraída da pesquisa de Schajer (1988) para diâmetro de furo de $R_o/R_m = 0,4$, profundidade máxima de furo de $H/R_m = 0,5$ com incrementos de $h/R_m = 0,05$, e espessura de chapa de $t/R_m = 2$.

$H/R_m \backslash h/R_m$	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50
0,05	-0,0373	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0,10	-0,0483	-0,0883	0	0	0	0	0	0	0	0
0,15	-0,0559	-0,1062	-0,1448	0	0	0	0	0	0	0
0,20	-0,0617	-0,1182	-0,1660	-0,2008	0	0	0	0	0	0
0,25	-0,0658	-0,1267	-0,1795	-0,2222	-0,2522	0	0	0	0	0
0,30	-0,0686	-0,1326	-0,1888	-0,2355	-0,2721	-0,2972	0	0	0	0
0,35	-0,0706	-0,1367	-0,1952	-0,2445	-0,2843	-0,3148	-0,3354	0	0	0
0,40	-0,0719	-0,1394	-0,1994	-0,2504	-0,2922	-0,3252	-0,3501	-0,3667	0	0
0,45	-0,0728	-0,1413	-0,2023	-0,2544	-0,2975	-0,3320	-0,3589	-0,3790	-0,3923	0
0,50	-0,0734	-0,1425	-0,2042	-0,2571	-0,3010	-0,3365	-0,3645	-0,3861	-0,4021	-0,4126

ANEXO B FORMULAÇÕES PARA O CÁLCULO DAS CONSTANTES A^{int} E B^{int} DA TÉCNICA DO FURO PASSANTE, ASTM E 837 (1989)

Para estimar as deformações registradas por um extensômetro, Figura B1, é necessário integrar as deformações por relaxamento, quando é usinado um furo passante, ao longo da área ocupada pelo instrumento para encontrar uma relação entre o estado biaxial plano de tensões atuantes em um corpo e a deformação registrada pelo extensômetro.

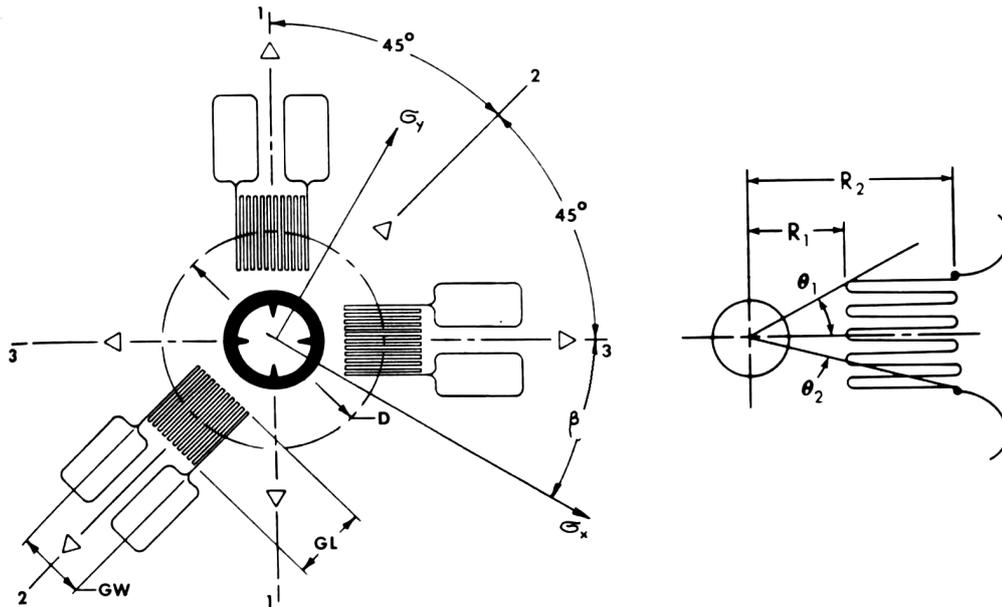


Figura B1. Configuração de roseta na técnica de furo passante, ASTM E 837 (1989).

Esta relação, proposta pela ASTM E-837 (1989), é representada pela equação (B.1).

$$\varepsilon = \sigma_x (A^{\text{int}} + B^{\text{int}} \cos 2\alpha) + \sigma_y (A^{\text{int}} - B^{\text{int}} \cos 2\alpha) \quad (\text{B.1})$$

onde as constantes resultantes da integração são:

$$A^{\text{int}} = \frac{2}{w(r_2 - r_1)Er^2} (\theta_1 - \theta_2)$$

$$B^{\text{int}} = \frac{2(1+\nu)}{w(r_2 - r_1)Er^2} \left[\frac{2(1-\nu)}{1+\nu} (\theta_1 - \theta_2) + (\sin 2\theta_1 - \sin 2\theta_2) - \frac{1}{r^2} \left(\frac{\sin 2\theta_1 \cos^2 2\theta_1}{2r_1^2} - \frac{\sin 2\theta_2 \cos^2 2\theta_2}{2r_2^2} \right) \right]$$

$w = 2GW/D$, $r = D/D_0$, $r_1 = 2R_1/D$, $r_2 = 2R_2/D$, D_0 é o diâmetro do furo, D é o diâmetro médio demarcado pelos centros dos extensômetros da roseta, GW e GL são a largura e comprimento do extensômetro, (R_1, θ_1) e (R_2, θ_2) são as coordenadas polares dos dois extremos que demarcam a localização e tamanho do extensômetro, ν é o módulo de Poisson e E é o módulo de elasticidade do material analisado.

ANEXO C ESTIMATIVA DE OUTROS AUTORES

C1. Pesquisa teórica de Al-Obaid (1995)

A equação (C.1), desenvolvida por Al-Obaid (1995) relaciona a profundidade da zona plastificada (h_p), o raio do projétil (R) e a profundidade da endentação gerada (\bar{Z}).

$$\frac{h_p}{R} = 3[\bar{Z}/R]^{1/2} \quad (\text{C.1})$$

Al-Obaid (1995) considera o processo de impacto de um projétil esférico rígido numa superfície plana de material elasto-plástico. A partir destas considerações é obtida a equação (C.2) que descreve o movimento do projétil esférico durante o contato com a chapa.

$$\frac{4}{3}\pi \cdot \rho \cdot R^3 \cdot \frac{dv}{dt} = -\pi \cdot a^2 \cdot \bar{p} \quad (\text{C.2})$$

onde ρ é a densidade do projétil, v é a velocidade do projétil no tempo t , a é o raio de contato e \bar{p} é a pressão média exercida pelo projétil quando entra em contato com a chapa no momento do impacto.

A equação (C.3) é empregada para estimar a pressão média exercida. Na condição de total plasticidade, a pressão média exercida é aproximada a $\bar{p} = 3Y$, como foi demonstrado por Shaw e DeSalvo (1970 apud AL-OBAID, 1995).

$$\frac{\bar{p}}{Y} = 0.6 + \frac{2}{3} \cdot \ln \frac{Ea}{YR} \quad (\text{C.3})$$

onde Y é o limite de escoamento e E é o módulo de elasticidade.

A partir das equações (C.1), (C.2) e (C.3) é obtida a equação (C.4), a qual relaciona profundidade da zona plastificada e a velocidade da granalha. A variável adimensional $\rho \cdot V_0^2 / \bar{p}$ é empregada para medir a severidade do impacto. Finalmente, Al-Obaid (1995) correlaciona, através de ensaios experimentais, a relação entre a profundidade da zona plastificada e este número adimensional, equação (C.4).

$$\frac{h_p}{R} = 3 \cdot \left(\frac{2}{3}\right)^{1/4} \cdot \left(\frac{\rho \cdot V_0^2}{\bar{p}}\right)^{1/4} \quad (\text{C.4})$$

onde V_0 é a velocidade do impacto do projétil contra o alvo.

Contudo, o modelo de Al-Obaid (1995) não considera os efeitos inerciais da granalha nem da chapa, além de ser somente aplicável para chapas de espessuras suficientemente grandes para que o efeito dos limites na chapa não interfira nos resultados.

C2. Pesquisa teórica de Watanabe e Hasegawa (1996)

Nesta pesquisa foi seguida a mesma análise desenvolvida por Al-Obaid (1995), porém, correlacionando a variável adimensional $\rho \cdot V_0^2 / \bar{p}$ com a profundidade da zona plastificada usando um ajuste polinômico. A expressão (C.5) mostra esta correlação.

$$\frac{h_p}{R} = 24,68 \left(\frac{\rho \cdot V_0^2}{\bar{p}} \right)^{3/4} - 16,0 \left(\frac{\rho \cdot V_0^2}{\bar{p}} \right)^{2/4} + 4,58 \left(\frac{\rho \cdot V_0^2}{\bar{p}} \right)^{1/4} \quad (\text{C.5})$$

C3. Análise experimental de Wang et al. (1998)

No trabalho de Wang et al. (1998a) foram analisadas, pela técnica de difração de raios-X, os valores característicos das distribuições das tensões residuais induzidas pelo processo de JCG em 7 materiais diferentes (ABNT 5120, ABNT 4130, ABNT 5140, 40CrMnSiMoVA, ABNT 1045, ABNT 1070 e liga de alumínio LC9).

A partir da análise de 21 corpos de prova, de diversos materiais, foram formuladas correlações estatísticas nas quais são relacionados os valores característicos, resultantes da aplicação do processo de JCG, com as propriedades mecânicas dos materiais tratados. Estas correlações podem ser usadas para dar uma estimativa dos valores característicos da distribuição de tensões residuais gerada pelo processo de JCG para qualquer material a partir das suas propriedades mecânicas e dos parâmetros do processo.

Para estimar as tensões residuais na superfície e máxima de compressão foram deduzidas as equações (C.6) e (C.7).

$$\sigma_{\text{sup}}^r = 120 + 0,5\sigma_{\text{esc}} \quad (\text{MPa}) \quad (\text{C.6})$$

$$\sigma_{\text{máx}}^r = \begin{cases} 70 + 0,667\sigma_b & (\text{MPa}) \text{ para } \sigma_b < 1000 \text{ MPa} \\ 430 + 0,323\sigma_b & (\text{MPa}) \text{ para } \sigma_b \geq 1000 \text{ MPa} \end{cases} \quad (\text{C.7})$$

onde σ_{sup}^r é a tensão residual na superfície, σ_{esc} é o limite do escoamento do material, $\sigma_{\text{máx}}^r$ é a tensão residual máxima de compressão e σ_b é o limite de ruptura do material.

E para estimar o valor da profundidade da camada de tensões residuais de compressão é usada a equação (C.8).

$$Z_0 = 0,04 + \left(1,392 + 0,611 \left(\frac{\sigma_b}{\sigma_b^{\text{ref}}} \right) \right) f_{\Lambda} \quad (\text{mm}) \quad (\text{C.8})$$

$$Z_{\text{máx}} = 0,28Z_0 \quad (\text{mm}) \quad (\text{C.9})$$

$$D = 120 + 186f_{\Lambda} \quad (\text{mm}) \quad (\text{C.10})$$

onde Z_0 é a profundidade da camada de tensões residuais de compressão, $Z_{\text{máx}}$ é a profundidade onde ocorre a máxima tensão residual de compressão, σ_b^{ref} é o limite de ruptura do material de referência ABNT 1070 (1270 MPa), D é o diâmetro média de endentação e f_{Λ} é a intensidade do JCG.

C4. Análise experimental de Gao, Yao e Li (2002)

De maneira semelhante à pesquisa desenvolvida por Wang et al. (1998), Gao, Yao e Li (2002) analisaram as características das distribuições das tensões residuais em função das propriedades mecânicas dos materiais envolvidos e os parâmetros de processo de JCG executados. Os corpos de prova foram todos fabricados com o mesmo aço ABNT 5140, porém, sob diferentes condições de tratamentos térmicos.

A partir desta análise foram formuladas correlações entre as variáveis mencionadas para, por meio delas, poder ter uma estimativa das características da distribuição de tensões residuais para qualquer outro material a partir das suas propriedades mecânicas e dos parâmetros do processo de JCG.

Portanto, para estimativa das tensões residuais na superfície e máxima de compressão foram correlacionadas as equações (C.11) e (C.12).

$$\sigma_{\text{sup}}^r = 0,997(114 + 0,563\sigma_{\text{esc}}) \quad (\text{MPa}) \quad (\text{C.11})$$

$$\sigma_{\text{máx}}^r = 0,86\sigma_{\text{esc}} - 51 \quad (\text{MPa}) \quad (\text{C.12})$$

onde σ_{sup}^r é a tensão residual na superfície, σ_{esc} é o limite do escoamento do material e $\sigma_{\text{máx}}^r$ é a tensão residual máxima de compressão.

O valor da profundidade da camada com tensões residuais de compressão e a profundidade onde ocorre a máxima tensão residual de compressão podem ser calculadas pelas equações (C.13) e (C.14).

$$Z_0 = (1,41D_d - 0,09S) \left[1 + 0,09(C - 1)^{0,55} \right] \quad (\text{mm}) \quad (\text{C.13})$$

$$Z_{\text{máx}} = 0,28Z_0 \quad (\text{mm}) \quad (\text{C.14})$$

onde Z_0 é a profundidade da camada de tensões residuais de compressão, $Z_{\text{máx}}$ é a profundidade onde ocorre a máxima tensão residual de compressão, D_d é o diâmetro médio de endentação, calculado a partir da equação (3.9) (Wang et al., 1998), S é o diâmetro médio da granalha, e C é o fator de cobertura (para cobertura de 300% este fator é igual a 1,18).

C5. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (1999)

Na pesquisa de Meguid, Shagal e Stranart (1999) foi desenvolvida uma modelagem numérica do processo de JCG considerando o material alvo o ABNT 4340 em função de diferentes variáveis do processo como: velocidades de impacto de granalha (50, 75, 100 m/s), diâmetros de granalha (0,5, 1 e 2 mm), formas de granalha (relação elíptica $a/b = 2, 1, 0,5$ e $0,25$), proximidade entre impactos de granalhas e módulo de endurecimento plástico do material.

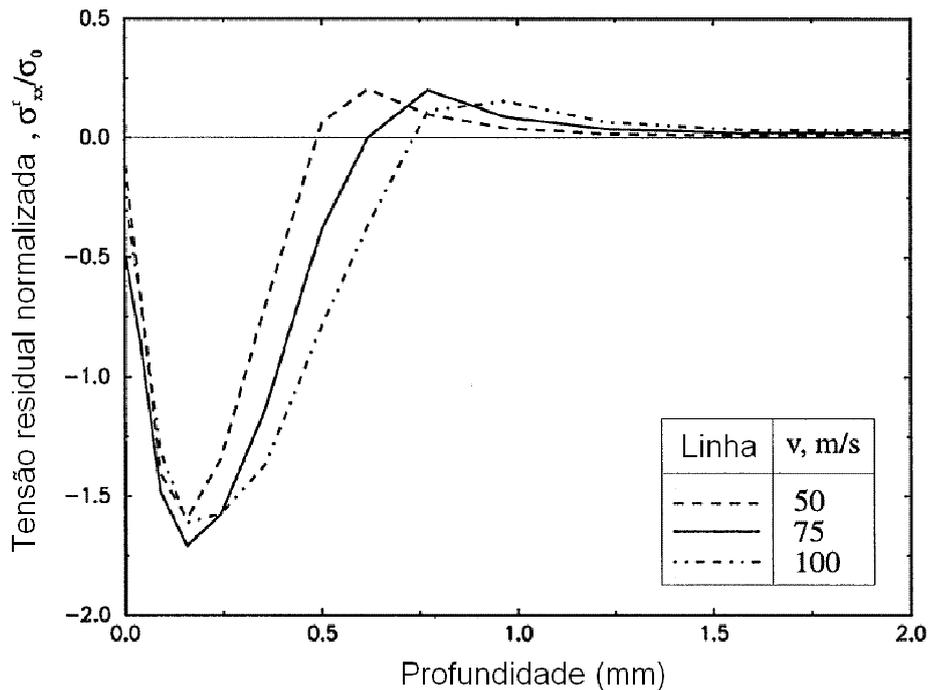


Figura C1. Tensões residuais adimensionais resultantes da modelagem numérica do JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (1999).

As distribuições de tensões residuais, mostradas na Figura C1, foram desenvolvidas para 3 velocidades de impacto de granalha, um diâmetro de granalha de 1 mm e o módulo de endurecimento plástico de 800 MPa.

É a partir destes valores que são estimados os valores característicos do campo de tensões residuais resultante.

C6. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (2002)

Na mais recente pesquisa de Meguid, Shagal e Stranart (2002) foi desenvolvida uma modelagem numérica do processo de JCG, usando a geometria de célula representativa, considerando as propriedades elásto-plásticas e o endurecimento do material perante as altas taxas de deformação no material alvo o ABNT 4340. As modelagens foram desenvolvidas por Meguid, Shagal e Stranart (2002) em função de diferentes valores de cobertura, velocidades de impacto de granalha (25, 50, 75, 100 m/s) e coeficientes de atrito (0, 0,1, 0,25 e 0,5).

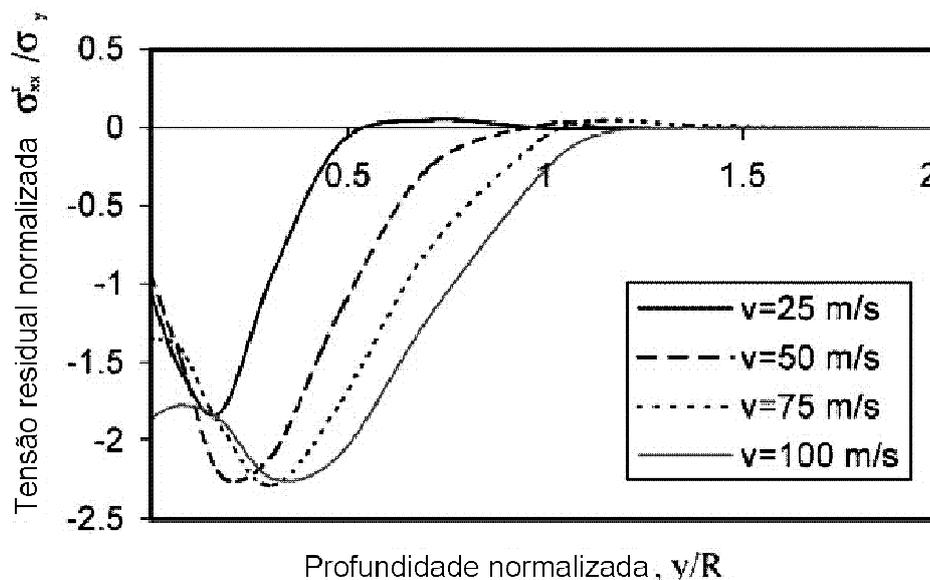


Figura C2. Tensões residuais adimensionais resultantes da modelagem numérica do JCG desenvolvida por Meguid, Shagal e Stranart (2002).

As distribuições de tensões residuais, mostradas na Figura C2, foram desenvolvidas para 4 velocidades de impacto de granalha e considerando cobertura completa.

É a partir destes valores que são estimados os valores característicos do campo de tensões residuais resultante.

C7. Análise adimensional dos valores característicos resultantes da modelagem numérica do processo de JCG desenvolvida por Hong, Ooi e Shaw (2008)

Na pesquisa de Hong, Ooi e Shaw (2008) foi desenvolvida uma modelagem numérica do processo de JCG, usando um modelo tridimensional de impacto perpendicular isolado de uma esfera sobre uma chapa plana. As modelagens foram desenvolvidas com a finalidade de avaliar a influência de diversos parâmetros do JCG sobre o campo de tensões residuais, induzido pelo processo de JCG, tendo em consideração as variáveis adimensionais de tensão e profundidade.

Assim, foi avaliado a influência do diâmetro de granalha (0,5, 1, 2 e 3 mm), a velocidade de impacto de granalha (50, 75, 100 e 125 m/s), o módulo de endurecimento plástico (0, 300, 500, 1000 e 1500 MPa), a tensão de escoamento (380, 760 e 1140 MPa), e o ângulo de impacto (10°, 15°, 30°, 45°, 55°, 60°, 65, 75° e 90°).

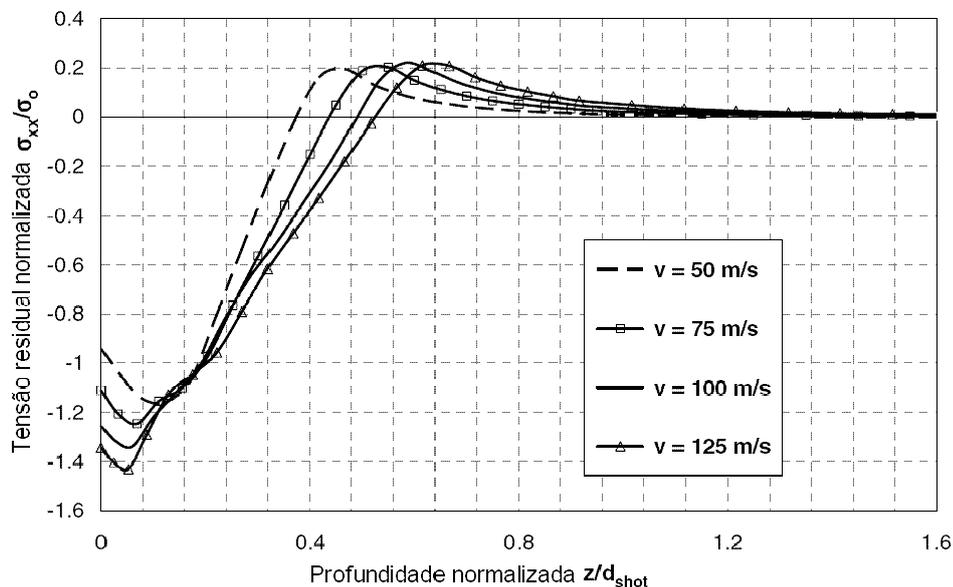


Figura C3. Tensões residuais adimensionais, resultantes da modelagem numérica do JCG, para diferentes velocidades de impacto de granalha, Hong, Ooi e Shaw (2008).

As distribuições de tensões residuais, mostradas na Figura C3, foram desenvolvidas para 4 velocidades de impacto de granalha, considerando cobertura completa, 760 MPa de limite de escoamento e 500 MPa de módulo de endurecimento plástico. Por esse motivo as curvas foram ajustadas baseando-se na influência do valor do limite de escoamento e do módulo de endurecimento plástico sobre os valores característicos do campo de tensões residuais gerado por JCG, mostradas nas Figuras C4 e C5.

Os valores de h_p , σ_{sup}^r e $\sigma_{máx}^r$ foram ajustadas em, respectivamente, 0,833, 1,02 e 0,93 pelo efeito do limite de escoamento (aumento de 760 para 1140 MPa); e em 1,163, 0,676 e 1,02 pelo efeito do módulo de endurecimento plástico (aumento de 500 para 1500). Esta é, na verdade, uma aproximação das propriedades mecânicas do ABNT 5160, Tabela 4, que tem de limite de escoamento 1240 MPa e de módulo de endurecimento plástico, aproximadamente, 2250 MPa.

Observou-se que o tamanho da granalha não tem influencia nenhuma sobre a curva de tensão residual – profundidade adimensionais.

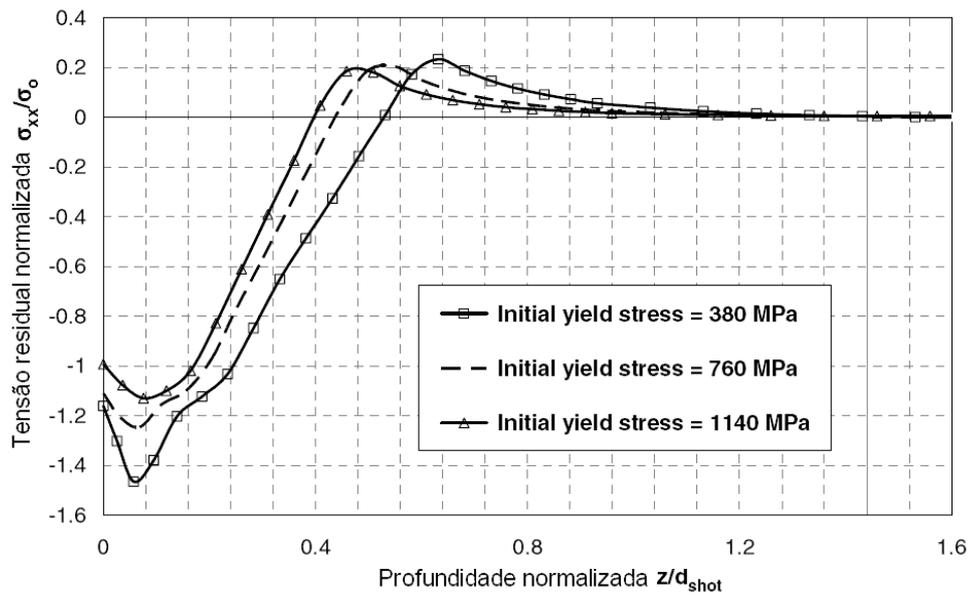


Figura C4. Tensões residuais adimensionais, resultantes da modelagem numérica do JCG, para diferentes limites de escoamento do material alvo, Hong, Ooi e Shaw (2008).

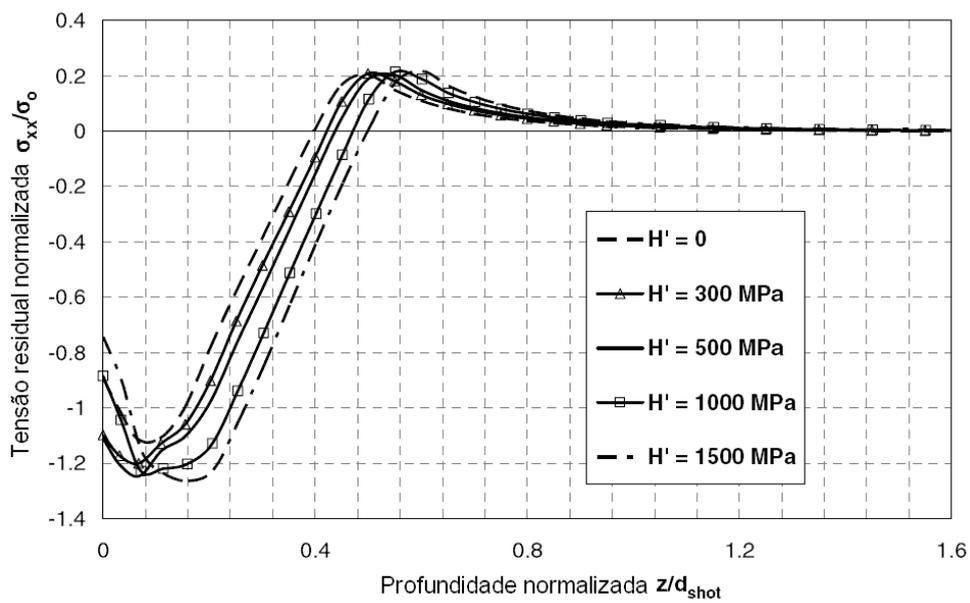


Figura C5. Tensões residuais adimensionais, resultantes da modelagem numérica do JCG, para diferentes módulos de endurecimento plástico do material alvo, Hong, Ooi e Shaw (2008)

ANEXO D

COMPARAÇÃO DAS TÉCNICAS DE MEDIÇÃO DE TENSÕES RESIDUAIS

Tabela D1. Dados comparativos sobre aplicabilidade das técnicas para medição das tensões residuais induzidas pelo JCG, Kandil (2001).

Técnicas	Distribuição de tensões	Contato	Destrutivo	Portátil ou Laboratório	Custo medição	Custo equipamento
Furo passante	Não	Sim	Semi	Ambos	Baixo	Baixo
Furo incremental cego	Sim	Sim	Semi	Ambos	Baixo	Baixo
Fotoelástico *	Sim	Sim	Semi	Ambos	Baixo	Médio
Holográfico *	Sim	Sim	Semi	Laboratório	Baixo	Alto
Curvatura **	Sim	Sim	Sim	Laboratório	Baixo	Baixo
Rosenthal e Norton	Não	Sim	Sim	Laboratório	Baixo	Baixo
Gunnert	Não	Sim	Sim	Laboratório	Baixo	Baixo
Ueda	Não	Sim	Sim	Laboratório	Baixo	Baixo
Difração de raios-X **	Sim	Sim	Sim	Ambos	Médio	Alto
Synchrotron**	Sim	Sim	Sim	Laboratório	Alto	Muito alto
Difração de nêutrons **	Sim	Sim	Sim	Laboratório	Médio	Muito alto
Difração de elétrons **	Sim	Sim	Sim	Laboratório	Alto	Muito alto
Magnético	Não	Não	Não	Ambos	Baixo	Médio
Ultra-som	Não	Sim	Não	Ambos	Baixo	Médio
Raman	Não	Não	Não	Laboratório	Baixo	Médio
Termoelástico	Não	Não	Não	Laboratório	Baixo	Alto

* Usadas para aquisição de deformações em conjunto com a técnica do furo incremental cego.

** Usadas para aquisição das tensões residuais em conjunto com técnica de remoção de camadas de material.

Tabela D2. Dados comparativos sobre os materiais nos quais é praticável as técnicas de medição de tensões residuais, Kandil (2001).

Técnicas	Metais	Polímeros	Cerâmicos	Compostos
Furo passante	Sim	Sim	Sim	Sim
Furo incremental cego	Sim	Sim	Sim	Sim
Fotoelástico	Sim	Sim	Sim	Sim
Holográfico	Sim	Sim	Sim	Sim
Curvatura	Sim	Sim	Sim	Sim
Rosenthal e Norton	Sim	Sim	Sim	Sim
Gunnert	Sim	Sim	Sim	Sim
Ueda	Sim	Sim	Sim	Sim
Difração de raios-X	Sim	Não	Sim	Sim
Synchrotron	Sim	Não	Sim	Sim
Difração de nêutrons	Sim	Não	Sim	Sim
Difração de elétrons	Sim	Não	Não	Não
Magnético	Materiais Ferromagnéticos			
Ultra-som	Sim	Não	Sim	Sim
Raman	Não	Sim	Sim	Sim
Termoelástico	Não	Não	Não	Não

Livros Grátis

(<http://www.livrosgratis.com.br>)

Milhares de Livros para Download:

[Baixar livros de Administração](#)

[Baixar livros de Agronomia](#)

[Baixar livros de Arquitetura](#)

[Baixar livros de Artes](#)

[Baixar livros de Astronomia](#)

[Baixar livros de Biologia Geral](#)

[Baixar livros de Ciência da Computação](#)

[Baixar livros de Ciência da Informação](#)

[Baixar livros de Ciência Política](#)

[Baixar livros de Ciências da Saúde](#)

[Baixar livros de Comunicação](#)

[Baixar livros do Conselho Nacional de Educação - CNE](#)

[Baixar livros de Defesa civil](#)

[Baixar livros de Direito](#)

[Baixar livros de Direitos humanos](#)

[Baixar livros de Economia](#)

[Baixar livros de Economia Doméstica](#)

[Baixar livros de Educação](#)

[Baixar livros de Educação - Trânsito](#)

[Baixar livros de Educação Física](#)

[Baixar livros de Engenharia Aeroespacial](#)

[Baixar livros de Farmácia](#)

[Baixar livros de Filosofia](#)

[Baixar livros de Física](#)

[Baixar livros de Geociências](#)

[Baixar livros de Geografia](#)

[Baixar livros de História](#)

[Baixar livros de Línguas](#)

[Baixar livros de Literatura](#)
[Baixar livros de Literatura de Cordel](#)
[Baixar livros de Literatura Infantil](#)
[Baixar livros de Matemática](#)
[Baixar livros de Medicina](#)
[Baixar livros de Medicina Veterinária](#)
[Baixar livros de Meio Ambiente](#)
[Baixar livros de Meteorologia](#)
[Baixar Monografias e TCC](#)
[Baixar livros Multidisciplinar](#)
[Baixar livros de Música](#)
[Baixar livros de Psicologia](#)
[Baixar livros de Química](#)
[Baixar livros de Saúde Coletiva](#)
[Baixar livros de Serviço Social](#)
[Baixar livros de Sociologia](#)
[Baixar livros de Teologia](#)
[Baixar livros de Trabalho](#)
[Baixar livros de Turismo](#)