

MIGUEL ANGEL CALLE GONZALES

**ANÁLISE NUMÉRICO-COMPUTACIONAL DAS TENSÕES RESIDUAIS
INDUZIDAS PELO JATEAMENTO COM GRANALHA**

**Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo como requisito para
obtenção do Título de Mestre em
Engenharia**

**São Paulo
2004**

MIGUEL ANGEL CALLE GONZALES

ANÁLISE NUMÉRICO-COMPUTACIONAL DAS TENSÕES RESIDUAIS
INDUZIDAS PELO JATEAMENTO COM GRANALHA

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo como requisito para
obtenção do Título de Mestre em
Engenharia

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

Orientador:
Prof. Dr. Edison Gonçalves

São Paulo
2004

*Dedico este trabalho à Grande
Fonte de Luz pela irradiação de
Força, Determinação e Inteligência
durante todo o trabalho...*

E a Mim.

*"A vida não é uma pergunta a ser
respondida. É um mistério a ser
vivido".*

Buda

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 Dr. Edison Gonçalves, pela dedicação e paciência.

A CAPES, pelo apoio financeiro durante o período do meu mestrado.

A todos os membros da minha família na Terra da Pachamama pelo seu amor e compreensão, a minha mãe Brígida, a meu pai Gabino, aos meus irmãos José, Margarita, Armando, Omar, Virginia e a minha sobrinha Micaela.

A Orialy pelo seu amor e apoio na minha caminhada.

A meus amigos Jackeline Valencia, Mauricio Diaz, Nelson Vidaurre, Santos Remigio e Victor Celis pelos bons momentos que compartilhamos.

Aos meus companheiros de Laboratório Augusto Borella, Daniel Benítez, Elvis Mercado, Gelson Falcão Filho, Jorge Rodrigues Matienzo, Miguel Angel Garcia, Nelsón Cárdenas Olivier, Rodrigo de Souza Dias e o Sr. Francisco Gomes da Silva pela sua ajuda e amizade.

RESUMO

O Jateamento Com Granalhas (JCG) é um processo mecânico de trabalho a frio, onde o componente mecânico é submetido ao impacto de pequenas esferas de aço que causam deformações plásticas na superfície.

O JCG, pela introdução de tensões residuais de compressão na superfície, é usado para melhorar algumas propriedades mecânicas, como a resistência à fadiga, resistência à corrosão sob tensão, resistência à erosão por cavitação e a dureza da superfície entre outros benefícios. Devido à sua crescente importância na indústria, este processo tem sido extensivamente estudado nos últimos anos.

O objetivo deste trabalho é simular o processo de jateamento com granalha, numericamente, pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) para encontrar, especificamente, o perfil de tensões residuais de compressão gerado. Empregam-se dois tipos de modelos: axissimétrico e tridimensional. Ambos modelos envolvem uma análise numérica do tipo dinâmica explícita, utilizando o código comercial de elementos finitos LUSAS.

O modelo contempla o impacto isolado de um corpo esférico sobre uma superfície plana. Para o material alvo estabeleceu-se as propriedades do aço SAE 1070, o qual é utilizado na fabricação de molas automotivas. Nesta simulação, consideram-se todos os parâmetros do processo, como o tipo de material, velocidade, dimensões da granalha, cobertura, e etc, buscando o campo de tensões residuais para a área abaixo da endentação gerada pelo impacto.

Os resultados obtidos são comparados com os resultados de investigações experimentais, obtendo-se resultados mais próximos do que outros modelos numéricos de simulação do JCG.

ABSTRACT

Shot-peening is a cold working mechanical process in which a stream of small spherical shots is blasted against a mechanical component causing strain hardening on his surface.

The shot-peening, by introduction of compressing residual stresses, is used for improving some mechanical properties such as the fatigue resistance, stress corrosion, cavitation erosion resistance, surface hardening, among other benefits. Due to its increasing importance in industry, this process has been extensively studied in the last years.

The aim of this work is to simulate numerically the shot-peening process with the help of the Finite Element Method (FEM), specifically, it is desired to find the residual stress distribution generated. The finite elements analysis takes into account two modeling types: axi-symmetric and tri-dimensional. Both of the models involve an explicit dynamic analysis, using the finite elements commercial code LUSAS.

The model considers the isolated impact of a spherical body against a flat surface. The impact target has the SAE 1070 steel properties, which is used in automotive spring manufacture. In this work, the model take into consideration all of the parameters of the process, as the material, velocity and diameter of the shot, coverage, etc. In this investigation is obtained the residual stress field for the area located below the impact shot indentation.

The results are compared with the results of other investigations, obtaining results closer than other shot-peening numerical models.

SUMÁRIO

DEDICATORIA	II
AGRADECIMENTOS.....	III
RESUMO	IV
ABSTRACT	V
SUMÁRIO	VI
LISTA DE TABELAS	IX
LISTA DE FIGURAS	X
LISTA DE SÍMBOLOS.....	XV
LISTA DE ABREVIATURAS	XX
CAPÍTULO 1 - INTRODUÇÃO	1
CAPÍTULO 2 - JATEAMENTO COM GRANALHA.....	4
2.1 DEFINIÇÃO	4
2.2 HISTÓRICO DO JCG	4
2.3 APLICAÇÕES	5
2.4 PRINCIPAIS VARIÁVEIS DO PROCESSO	7
2.4.1 Intensidade do JCG.....	7
2.4.2 Velocidade de impacto.....	8
2.4.3 Cobertura.....	9
2.4.4 Granalha.....	10
CAPÍTULO 3 - DESENVOLVIMENTO DAS TENSÕES RESIDUAIS	13
3.1 DEFINIÇÃO	13
3.2 CLASSIFICAÇÃO E ORIGEM DAS TENSÕES RESIDUAIS.....	14
3.3 CONSEQÜÊNCIAS DAS TENSÕES RESIDUAIS	17
3.4 AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DAS TENSÕES RESIDUAIS	18
3.5 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	20
3.5.1 Formulações Teóricas.....	20
3.6.2 Formulações Empíricas	23
3.6.3 Avaliações Numérico-Computacionais	26
CAPÍTULO 4 - SIMULAÇÃO PROPOSTA.....	32
4.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS DO MODELO.....	32
4.2 MATERIAIS.....	33

4.2.1	<i>Curva Tensão-Deformação Real</i>	34
4.2.2	<i>Efeito da Taxa de Deformação</i>	37
4.2.3	<i>Efeito do Amortecimento</i>	45
4.3	VELOCIDADE.....	48
4.4	EFEITO DE MÚLTIPLOS IMPACTOS	49
4.5	CONTATO	50
4.6	GEOMETRIA DO MODELO BIDIMENSIONAL	53
4.7	GEOMETRIA DO MODELO TRIDIMENSIONAL.....	64
4.8	PROCEDIMENTO PARA A SIMULAÇÃO	66
CAPITULO 5 - RESULTADOS		70
5.1	RESULTADOS DA SIMULAÇÃO BIDIMENSIONAL	70
5.1.1	<i>Energia Cinética</i>	70
5.1.2	<i>Energia de Deformação</i>	72
5.1.3	<i>Trabalho Plástico</i>	74
5.1.4	<i>Energia de Deformação Total</i>	75
5.1.5	<i>Tensões Residuais Geradas</i>	76
5.1.6	<i>Resultados das Tensões Residuais Geradas</i>	80
5.2	RESULTADOS DA SIMULAÇÃO TRIDIMENSIONAL	85
5.2.1	<i>Tensões Residuais</i>	85
CAPITULO 6 – CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES.....		88
6.1	CONCLUSÕES	88
6.2	RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS	90
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS		91
APÊNDICES		
APÊNDICE A – <i>Gráficos dos CTTC</i>		
APÊNDICE B – <i>Resultados das tensões residuais</i>		
APÊNDICE C – <i>Relações tensão-deformação, Dowling (1999)</i>		
APÊNDICE D – <i>Curva tensão-deformação real do SAE 1070</i>		
APÊNDICE E – <i>Curva tensão-deformação real do SAE 1070 considerando o</i> <i>efeito da taxa de deformação</i>		
APÊNDICE F – <i>Dados da simulação numérica de Guagliano (2001)</i>		
APÊNDICE G – <i>Erro na tensão residual na direção X</i>		

APÊNDICE H – Gráficos da tensão X ao longo do tempo considerando e sem considerar o amortecimento

APÊNDICE I – Gráficos da deformação X ao longo do tempo considerando e sem considerar o amortecimento

APÊNDICE J – Gráficos do deslocamento Y ao longo do tempo considerando e sem considerar o amortecimento

APÊNDICE K – Gráficos de deformação e taxa de deformação ao longo do tempo

APÊNDICE L – Programas utilizados para a manipulação de dados

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 - Principais fontes das tensões residuais, Simon (1997)	16
Tabela 3.2 - Principais métodos de medição das tensões residuais, Simon (1997).....	19
Tabela 3.3 - Formulações para encontrar a intensidade Almen do JCG a partir da velocidade da granalha, Guagliano (2001).....	28
Tabela 4.1 - Composição química do aço SAE 1070 (ASM, 1978)	34
Tabela 4.2 - Propriedades mecânicas do aço SAE 1070 (Wang <i>et al.</i> , 1998a).....	34
Tabela 4.3 - Propriedades do aço SAE 1070 calculadas	37
Tabela 4.4 - Pontos tomados para cálculo da taxa de deformação média.....	40
Tabela 4.5 - Propriedades do aço SAE 1070 calculadas considerando o efeito da taxa de deformação.....	44
Tabela 4.6 - Taxas de amortecimento e frequências naturais obtidas para o corpo semi-infinito do modelo isolado	47
Tabela 4.7 - Coeficientes de proporcionalidade de Rayleigh calculados.....	47
Tabela 4.8 - Intensidades de JCG consideradas nas simulações pelo MEF.....	48
Tabela 4.9 - Erro das tensões para os modelo de 2,5×2,5, 5×5 e 10×10 mm	58
Tabela 5.1 - Equações de tensão média para diferentes diâmetros de endentação.....	79
Tabela 5.2 - Características obtidas do CTRC para distintas velocidades de granalha	81

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Endurecimento por martelamento na antiguidade, Howstuffworks (2003).....	5
Figura 2.2 - Aplicação do jateamento com granalha numa engrenagem para aumentar a vida à fadiga, The Wheelabrator Corporation (1977)	6
Figura 2.3 - Instrumentos utilizados para medição da intensidade Almen de JCG.....	8
Figura 2.4 - Efetividade do JCG dependendo do ângulo do impacto, The Wheelabrator Corporation (1977).....	9
Figura 2.5 - Aumento do arco Almen com o tempo de exposição ao processo de JCG, The Wheelabrator Corporation (1977).....	10
Figura 2.6 - Arco Almen versus tempo de exposição ao processo de JCG para dois tamanhos diferentes de granalha (B>A), The Wheelabrator Corporation (1977).....	11
Figura 3.1 - Tensões residuais de compressão criadas embaixo da superfície pelo processo de JCG, The Wheelabrator Corporation (1977).....	13
Figura 3.2 - Categorização das tensões residuais, Kandil (2001)	14
Figura 3.3 - Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica na geração das tensões residuais, Simon (1997).....	16
Figura 3.4 - Simulação do processo de usinagem pelo MEF para achar a distribuição das tensões residuais geradas, Liu (2000)	17
Figura 3.5 - Comparação da penetração dos métodos distintos para medição das tensões residuais, Los Alamos National Laboratory (2000).....	20
Figura 3.6 - Solução de Boussinesq para um carregamento concentrado P (a), Solução de Hertz para um endentador liso (b), Al-Obaid (1995)	21
Figura 3.7 - Campo de tensões residuais de compressão para o aço SAE 1070 obtido experimentalmente, Wang <i>et al.</i> (1998a).....	23
Figura 3.8 - Tensão residual de compressão na superfície da placa versus limite de escoamento do material (a), Tensão residual máxima de compressão versus limite de ruptura do material (b), Wang <i>et al.</i> (1998a)	24

Figura 3.9 - Diâmetro médio de endentação no JCG versus intensidade do JCG para vários materiais (a), Profundidade do CTRC versus intensidade do JCG para vários materiais (b), Wang <i>et al.</i> (1998a)	26
Figura 3.10 - Modelo para análise pelo MEF de Guagliano (2001) de múltiplos impactos de granalhas num corpo semi-infinito, e detalhe da zona de contato com os pontos alvos.....	28
Figura 3.11 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid <i>et al.</i> (1999a) para impacto de uma granalha isolada num corpo semi-infinito	29
Figura 3.12 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid <i>et al.</i> (1999b) para impacto de duas granalhas num corpo semi-infinito.....	30
Figura 3.13 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid <i>et al.</i> (2002) para o caso de múltiplos impactos de granalhas considerando uma só célula representativa da superfície impactada.....	31
Figura 4.1 - Esquema do modelo de impacto isolado de uma granalha sobre um corpo semi-infinito usado para a simulação do JCG.....	32
Figura 4.2 - Efeito de geração das tensões residuais ao longo de toda a placa.....	33
Figura 4.3 - Gráfico da curva tensão-deformação real do SAE 1070	37
Figura 4.4 - Gráfico do efeito da taxa de deformação sobre a curva tensão-deformação para o aço SAE 1070, Dowling (1999)	39
Figura 4.5 - Pontos abaixo da zona de contato para obtenção da deformação em função do tempo	40
Figura 4.6 - Deformação média em função do tempo para zona próxima ao contato, para várias velocidades de granalha	41
Figura 4.7 - Taxa de deformação em função do tempo para várias velocidades de granalha considerando só a curva média para cada modelo.....	42
Figura 4.8 - Logaritmo da taxa de deformação em função do tempo para várias velocidades de granalha considerando só a curva média para cada modelo.....	43
Figura 4.9 - Limite de escoamento efetivo normalizado considerado na análise para calcular a sensibilidade por taxa de deformação, Meguid <i>et al.</i> (2002).....	43

Figura 4.10 - Gráfico da curva de tensão-deformação real do SAE 1070 considerando o efeito de taxa de deformação	44
Figura 4.11 - Modo de obtenção experimental das taxas de amortecimento para a (a) primeira e (b) terceira frequência natural do aço estrutural, Rozas (2000)	47
Figura 4.12 - Intensidade Almen versus velocidade da granalha para uma granalha de ferro fundido de $\varnothing 0,8$ mm, Guagliano (2001)	49
Figura 4.13 - Perfil de tensões residuais gerado por múltiplos impactos num aço DIN 39NiCrMo3 obtido mediante simulação pelo MEF, Guagliano (2001)	50
Figura 4.14 - Mecanismo de criação de elementos de contato entre superfícies, Lusas (2000)	51
Figura 4.15 - Esquema do modelo axissimétrico para simular o JCG pelo MEF	54
Figura 4.16 - Perfis de tensões residuais obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo	55
Figura 4.17 - Modelos de JCG para diferentes tamanhos de placa: (a) 2,5×2,5 mm; (b) 5×5 mm; (c) 10×10 mm; e (d) 20×20 mm.	56
Figura 4.18 - Erro nas tensões residuais em relação às tensões obtidas do modelo de referência obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo	57
Figura 4.19 - Diferença das tensões residuais em relação às tensões do modelo de referência obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo	57
Figura 4.20 - Tensão Residual na direção X e o erro no ponto de primeiro contato em relação às tensões obtidas do modelo de referência ao longo do tempo de impacto	58
Figura 4.21 - Erro da tensão residual em relação à referência para um ponto a (a) 0 mm, (b) 0,1 mm, e (c) 0,2 mm de profundidade	60
Figura 4.22 - Perfis de tensões residuais na direção X para vários tipos de discretização na zona de contato da placa	61
Figura 4.23 - Detalhe da zona de contato do modelo que possui 20×20 elementos quadriláteros regulares de 0,025×0,025 mm	62

Figura 4.24 - Modelo axissimétrico para simulação pelo MEF do processo de JCG mediante o impacto isolado de um projétil sobre um corpo semi-infinito	63
Figura 4.25 - Esquema do modelo tridimensional para simulação do JCG pelo MEF	64
Figura 4.26 - Malha tridimensional da placa obtido no ANSYS	65
Figura 4.27 - Modelo tridimensional para simulação do JCG	66
Figura 4.28 - Diagrama do procedimento para a simulação bidimensional.....	67
Figura 4.29 - Diagrama do procedimento para elaboração do modelo tridimensional.....	68
Figura 5.1 - Velocidade do projétil ao longo do tempo de resposta para varias intensidades de JCG.....	71
Figura 5.2 - Energia cinética do projétil dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	71
Figura 5.3 - Energia de deformação no alvo em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	72
Figura 5.4 - Energia de deformação no alvo dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	73
Figura 5.5 - Trabalho plástico efetuado no alvo em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	74
Figura 5.6 - Trabalho plástico efetuado no alvo dividido pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	75
Figura 5.7 - Soma das energias de deformação elástica e plástica dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG.....	76
Figura 5.8 - Perfil de tensões no eixo X gerados na seção embaixo da zona de impacto.....	77
Figura 5.9 - Diâmetro da endentação criado pelo impacto de um projétil de $\varnothing 0,8$ mm em função da velocidade do mesmo.....	78

Figura 5.10 - Áreas de abrangência dos perfis de tensões residuais para endentações de (a) $\varnothing 200 \mu\text{m}$ e (b) $\varnothing 250 \mu\text{m}$	78
Figura 5.11 - Tensões residuais geradas nos modelos bidimensionais na direção X do modelo para as cinco intensidades de JCG.....	80
Figura 5.12 - Tensões residuais geradas nos modelos bidimensionais na direção Y do modelo para as cinco intensidades de JCG.....	80
Figura 5.13 - Campos de tensões residuais médios para diferentes velocidades do projétil	81
Figura 5.14 - Profundidade do CTRC obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos	82
Figura 5.15 - Tensão residual na superfície obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos	83
Figura 5.16 - Tensão residual máxima obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos	84
Figura 5.17 - Tensões residuais principais obtidas no modelo tridimensional	85
Figura 5.18 - Profundidade do CTRC obtida pela simulação 2D e 3D do JCG comparados com outros trabalhos.....	86

LISTA DE SÍMBOLOS

a	Raio de contato
a_R	Coefficiente de Rayleigh proporcional à massa
A_c	Área do elemento do nó de contato
b_R	Coefficiente de Rayleigh proporcional à rigidez
\tilde{C}	Matriz de amortecimento do sistema
D	Diâmetro de endentação da granalha
e_c	Espessura do elemento do nó de contato
E	Módulo de elasticidade
E_c	Energia cinética
F	Força aplicada
h_p	Profundidade da zona plástica
K	Coefficiente de resistência
K'	Coefficiente por taxa de deformação
\tilde{K}	Matriz de rigidez do sistema
$K_{nó}$	Rigidez do nó de contato
l	Comprimento do corpo de prova
l_0	Comprimento inicial do corpo de prova

l_c	Comprimento do elemento do nó de contato
$l_{nó}^{máx}$	Distância máxima aos nós vizinhos na superfície de contato
m	Coefficiente de sensibilidade do material
M_g	Massa da granalha
\tilde{M}	Matriz de massa do sistema
n	Coefficiente de encruamento
\bar{p}	Pressão média de contato
p_{dz}	Parâmetro de detecção de zona de contato
PW	Trabalho plástico
Q	Força aplicada que provoca a ruptura do corpo de prova
R	Raio da granalha
R_{zc}	Raio que abrange a zona de contato
s_k	Escala de rigidez
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
t	Tempo
U	Trabalho de deformação

V_0	Velocidade inicial da granalha
V	Volume
Vol_c	Volume do elemento do nó de contato
Y	Límite de escoamento
\bar{Z}	Profundidade da endentação
Z_0	Profundidade do campo de tensões residuais de compressão
δ	Elongamento máximo do material
$\delta\bar{\epsilon}_e$	Incremento de deformação elástica
$\delta\bar{\epsilon}_p$	Incremento de deformação plástica
ϵ	Deformação do material
ϵ_E	Deformação de engenharia do material
ϵ_R	Deformação real do material
$\dot{\epsilon}_R$	Taxa de deformação real
ϵ_t	Deformação num tempo t
$\dot{\epsilon}_t$	Taxa de deformação num tempo t
$\bar{\epsilon}$	Vetor de deformação
ν	Módulo de Poisson
ξ	Taxa de amortecimento para uma frequência natural

ρ	Densidade do material
ρ_g	Densidade da granalha
σ	Tensão do material
σ^I	Tensões residuais de primeira ordem ou macroscópicas
σ^{II}	Tensões residuais de segunda ordem ou microscópicas homogêneas
σ^{III}	Tensões residuais de terceira ordem ou microscópicas heterogêneas
σ_b	Limite de ruptura do material
σ_{bR}	Limite de ruptura real do material
σ_s^{cr}	Tensão residual de compressão na superfície
$\sigma_{máx}^{cr}$	Tensão residual de compressão máxima
σ_{esc}	Limite de escoamento
σ_E	Tensão de engenharia do material
$\sigma_{média}$	Média das tensões
σ_R	Tensão real do material
σ_{TR}	Tensão real do material considerando o efeito da taxa de deformação
$\sigma_{x,\mu m}$	Tensão para uma distância x do eixo de axissimetria do modelo
$\bar{\sigma}$	Vetor de tensão
$\bar{\sigma}_c$	Vetor de tensão total atual

- $\bar{\sigma}_{pr}$ Vetor de tensão total para o incremento anterior
- v Velocidade da granalha
- ψ Estricção máxima do material
- ω Freqüência natural do sistema
- f_A Intensidade de jateamento com granalha

LISTA DE ABREVIATURAS

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
CTRC	Campo de tensões residuais de compressão
CVD	Chemical Vapor Deposition
FEM	Finite element method
JCG	Jateamento com granalha
MEF	Método dos elementos finitos
PC	Personal computer

CAPÍTULO 1 INTRODUÇÃO

A fadiga de materiais é uma das mais comuns causas de falha de peças mecânicas, abrangendo cerca de 90% de todas as falhas na indústria (The Wheelabrator Corporation, 1977). Esta falha poderá ocorrer com metais, polímeros e cerâmicos quando submetidos a carregamentos cíclicos com o tempo, mesmo quando os níveis de tensão observados são inferiores ao da tensão admissível de projeto. O mecanismo de falha por fadiga propicia a formação de trincas, geralmente em regiões de grande concentração de tensões, as quais se propagam a cada carregamento cíclico da peça.

Atualmente, existem vários métodos para aumentar a vida à fadiga começando com considerações no projeto de máquinas e peças mecânicas, como evitar pontos de concentradores de tensões, e a aplicação de processos que inibem este mecanismo, como esmerilhamento, martelamento, jateamento com granalha entre outros.

O ponto comum destes processos que aumentam a vida à fadiga é que em todos eles se introduzem tensões residuais de compressão às peças mecânicas no sentido de inibir a propagação de fissuras.

Já na idade média, na forja, se sabia que o aço submetido ao martelamento obteria maior durabilidade e tenacidade se este continuasse martelando após ter-se esfriado abaixo da temperatura do forjado. No entanto, não se conhecia com certeza o mecanismo físico que conduzia estas melhorias nas propriedades mecânicas do aço.

O mecanismo de prolongamento da vida à fadiga por meio do Jateamento Com Granalha (JCG) baseia-se na criação de tensões residuais de compressão nas superfícies das peças mecânicas, através do impacto de um 'jato' de pequenas esferas de um material mais duro que o material submetido ao jato. Dependendo da intensidade do JCG se obtêm as tensões residuais no material.

O processo de JCG, que começou a ser utilizado nos anos posteriores à Segunda Guerra Mundial, foi criado com o objetivo de gerar tensões residuais de compressão a fim de reduzir os riscos de ocorrência de fratura frágil e fadiga.

Usualmente utilizado sem pré-tensão, o JCG pode também ser utilizado com pré-tensão. Além de ser extensivamente utilizado para os materiais ferrosos, como os aços também são eficientes quando utilizados em outros materiais como o bronze, alumínio, magnésio, titânio, etc.

Uma das principais vantagens do JCG é a sua aplicabilidade a peças com formas complexas ou em regiões com formatos irregulares da peça. Por esses motivos o processo é muito usado industrialmente, fazendo com que o estudo das tensões residuais de compressão obtidas pelo jateamento com granalha, assim como da sua influência no comportamento à fratura e fadiga dos materiais, seja de grande relevância para a indústria metal-mecânica, já que pode contribuir significativamente para o aumento da vida útil da peça e estrutura.

Os primeiros estudos sobre o processo de jateamento com granalha surgiram na década de 40, mas, embora tenham surgido alguns trabalhos isolados, apenas na década de 90 é que o tema foi retomado, por um relativamente pequeno número de pesquisadores.

Os trabalhos mais relevantes sob o aspecto puramente teórico são os de Al-Obaid (1995) e de Fathallah *et al.* (1998), sendo que o primeiro desenvolve expressões para o cálculo de profundidade do campo de tensões residuais de compressão, e o segundo desenvolve um modelo que prediz as tensões residuais e as deformações plásticas induzidas pelo JCG.

Pode-se também citar trabalhos experimentais desenvolvidos para diferentes tipos de materiais submetidos ao processo de JCG. Para os aços são analisadas as tensões residuais geradas e as mudanças estruturais, como é o caso, por exemplo, da pesquisa de Alternberger *et al.* (1999) que analisa espécimes cilíndricos de aço AISI-304 por microscopia eletrônica e faz análise de microdureza; do mesmo modo, no trabalho de Martin *et al.* (1998) são caracterizados espécimes cilíndricos de aço SAE-1045 por microscopia eletrônica, Raios-X e medição por microdureza; a investigação de Zinn *et al.* (1998) que examina os efeitos do JCG nos alumínio e magnésios ligados; o trabalho de Girish *et al.* (1998) onde é analisado o incremento na durabilidade de engrenagens feitos de aço 24 submetidos ao JCG; e finalmente a investigação de Larsson *et al.* (1991) que estuda a influência do JCG sobre o aço para molas SS2090. Estes trabalhos são o marco geral experimental para um melhor

entendimento dos efeitos do processo do JCG. A investigação de Wang *et al.* (1998a) submeteu o processo de JCG a vários materiais como aços e alumínio ligados, e realizou correlações entre as propriedades mecânicas destes materiais e as características dos perfis de tensões residuais resultantes do JCG através de formulações, as quais são utilizadas como referência neste trabalho.

As simulações numérico-computacionais do processo JCG são todas baseadas no Método dos Elementos Finitos. Guagliano (2001) utiliza um modelo tridimensional de múltiplos impactos numa placa de aço SAE 1070. Benítez (2001) estuda o efeito das tensões residuais devido aos carregamentos mecânicos excessivos e faz uma simulação do processo de JCG usando um modelo bidimensional de impacto isolado axissimétrico de uma granalha sobre uma placa de aço; Gonçalves (2003) e Calle (2003a) faz em uso do programa LUSAS (2000), para a análise das tensões residuais; Meguid *et al.* (1999a, 1999b e 2002) desenvolve modelos tridimensionais para a simulação do processo e avalia os efeitos das mudanças nas tensões residuais a partir de variação nos parâmetros da operação; e, finalmente, cabe mencionar outras simulações numéricas do processo de JCG mediante modelos bidimensionais axissimétricos como o trabalho de Boyce *et al.* (2001) que compara seus resultados com dados empíricos e a pesquisa de Schiffner *et al.* (1999) que analisa como varia o perfil de tensões residuais de compressão gerado com os diferentes parâmetros do processo.

Neste trabalho o objetivo é a simulação numérica do processo de jateamento com granalha através do Método dos Elementos Finitos, especificamente, encontrar o perfil de tensões residuais de compressão que é gerado pelo processo, para depois ser comparado com os resultados de outras investigações considerando os mesmos parâmetros operacionais.

A simulação do JCG foi realizada empregando-se dois modelos distintos: bidimensional axissimétrico e tridimensional. Os modelos foram processados numericamente através do código de Elementos Finitos, Lusas (2000), utilizando análise tipo dinâmica explícita.

CAPÍTULO 2 JATEAMENTO COM GRANALHA

2.1 DEFINIÇÃO

O jateamento com granalhas é um processo mecânico, usualmente realizado a frio, onde a superfície do componente mecânico é submetida ao impacto de um 'jato' com granalhas a alta velocidade, que causam deformações plásticas, resultando em tensões residuais de compressão na superfície. Diversas propriedades mecânicas das camadas superficiais do material apresentam um melhor desempenho devido à introdução dessas tensões residuais.

2.2 HISTÓRICO DO JCG

Há vários séculos os artesãos que trabalham com metais sabem que o martelamento a frio melhora as propriedades mecânicas. O martelamento contínuo da espada abaixo da temperatura de forja era um mecanismo conhecido para melhorar a qualidade do produto.

Nesses tempos, o artesão de metal tinha o conhecimento através da prática, que armas e armaduras marteladas a frio eram mais duras e resistentes que apenas as forjadas a quente. A prática também demonstrava que a dureza aumentava com o aumento das marteladas e que a ductilidade era recobrada com o reaquecimento do material, o que facilitava a conformação mecânica. A Figura 2.1 apresenta desenhos com dois artesãos em épocas diferentes.

A Ilíada narra como algumas lanças podiam penetrar as armaduras peitorais de cobre enquanto outras se dobravam e quebravam quando colidiam contra estas armaduras fazendo apenas um risco. Este fato era motivo para gerar conotações sobrenaturais e clamar a existência de forças místicas que protegiam a armadura das lanças comuns do inimigo.

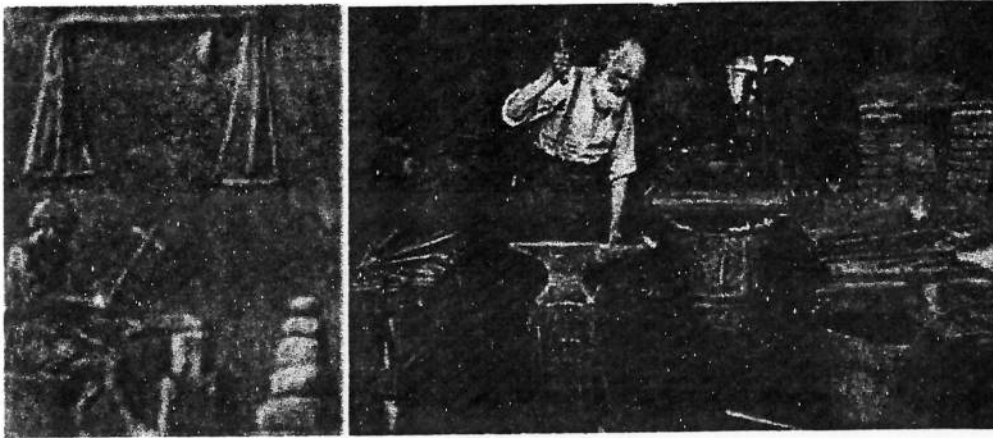


Figura 2.1 - Endurecimento por martelamento na antiguidade, Howstuffworks (2003)

Outro uso histórico do trabalho a frio, o qual está mais diretamente ligado ao jateamento com granalha moderno, foi a arte dos ferreiros para martelar a região submetida à tração das molas das carruagens. Como resultado, se obtinha um maior tempo de vida da mola aumentando a possibilidade de utilizar carregamentos maiores, ou de utilizar molas de menor tamanho.

Nos dias atuais, este processo já não é mais uma arte cuja habilidade é transmitida pelo artesão de geração em geração, senão um processo mecânico razoavelmente bem definido, controlado e capaz de produzir resultados uniformes de acordo com a forte demanda destes tempos. Menciona-se que o JCG é apenas um processo razoavelmente bem definido porque ainda não está por completo esclarecido quantitativa e qualitativamente, com relação principalmente à influência de cada um dos parâmetros que controlam o processo. Em particular, a aplicação do JCG a distintas temperaturas e sob condições de pré-tensão, não se tem completa certeza da sua influência nas tensões residuais geradas.

2.3 APLICAÇÕES

O jateamento com granalha é aplicado para melhorar as propriedades da superfície dos componentes mecânicos. Entre as propriedades que são possíveis de melhoria com este processo tem-se:

- aumento da resistência à fadiga, a qual é uma das mais importantes aplicações para o JCG (Figura 2.2). As falhas por fadiga são produzidas pela propagação

das trincas quando se aplica um carregamento cíclico e são submetidas à tração. Mas quando as trincas estão localizadas numa camada com tensões residuais de compressão, dificulta, e até inibe, a propagação das trincas, aumentando a vida à fadiga das peças mecânicas;

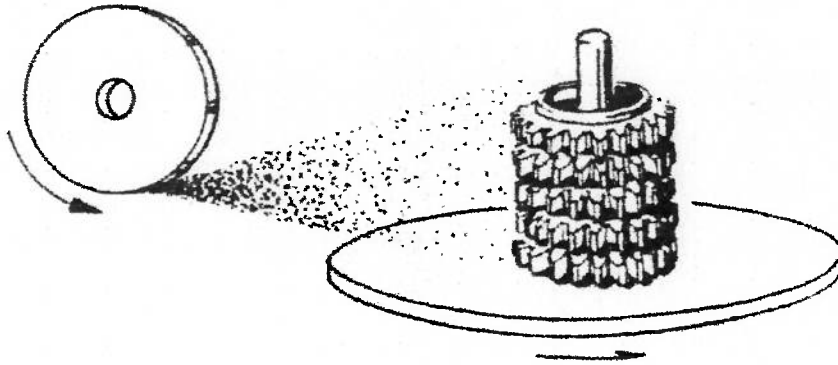


Figura 2.2 - Aplicação do jateamento com granalha numa engrenagem para aumentar a vida à fadiga, The Wheelabrator Corporation (1977)

- aumento da resistência à corrosão sob tensão, porque introduz tensões residuais de compressão nas camadas corroídas, para evitar a propagação das fissuras sob as condições de tensão;
- ajuda a eliminar as falhas por corrosão por efeito “fretting” devido a que as superfícies submetidas a tensões de compressão incrementam a resistência à corrosão em partes submetidas ao impacto periódico em ambientes corrosivos;
- aumenta a resistência à erosão causada pela cavitação de elementos submetidos ao contato com fluxos;
- aumento na dureza da superfície de muitos materiais devido ao considerável trabalho a frio que faz o jateamento com granalha;
- diminui a porosidade superficial formada no processo de fundição, onde os pequenos poros nas fundições podem ser fechados pelo fluxo plástico na superfície do metal quando é submetido à ‘chuva’ de granalhas;
- retêm lubrificante nas superfícies pois as endentações criam espaços para reter o óleo;

- corrige os defeitos das tensões residuais de tração geradas pelo calor no processo de esmerilhamento na superfície das peças mecânicas;
- usado antes do processo de cromado, corrige a perda de resistência à fadiga inerente ao processo de cromado;
- melhora a superfície das peças de aço descarbonizadas, onde é mais recomendável a aplicação de um apropriado tratamento térmico;
- usado para verificar a adesão do revestimento de películas metálicas pelo processo de eletrólise. Se não se produz uma adequada adesão da película, o jateamento descasca as áreas defeituosas;
- expande e aumenta a rugosidade de uma superfície para fazer ajustes apertados;
- aumenta a vida útil de partes ativadas por ultrassom como ferramentas de corte submetidas a carga cíclica;
- endireita peças de seção delgada mediante as forças de compressão criadas na superfície das peças jateadas com granalha;
- para conformar partes metálicas por JCG, é muito usado na indústria aeronáutica;
- desbarbar os componentes mecânicos usando jateamento com granalha pode ser muitas vezes mais efetivo e econômico, além de proporcionar outros benefícios;
- pode também ser usado com propósitos estéticos porque permite um melhor acabamento superficial do material.

2.4 PRINCIPAIS VARIÁVEIS DO PROCESSO

2.4.1 Intensidade do JCG

Um método até agora bastante empregado para quantificar a severidade do processo do JCG em nível industrial e de pesquisas é a intensidade Almen, o qual foi introduzido por John Almen. Este processo implica submeter o JCG a uma tira de aço de material e dimensões já determinadas (normalmente é usado o aço SAE 1070, o mesmo estudado nesta pesquisa), a qual é chamada de 'tira Almen'. Esta tira é

fixada num suporte de fixação chamado 'bloco Almen' mediante quatro parafusos de cabeça arredondada com porca (Figura 2.3). O tempo de exposição da 'tira Almen' ao JCG deve ser o suficiente para assegurar 200% de cobertura, isto é, duas vezes o tempo que precisa para atingir 100% de cobertura (Guagliano, 2001).

Quando os 4 parafusos são removidos após a aplicação do JCG, a tira se curva pela presença, em um lado de seus lados, das tensões residuais de compressão. A altura do arco formado pela curvatura da tira é usada para medir indiretamente a intensidade do JCG, e é chamado de arco Almen (medido em mm Almen). Na Figura 2.3 se vê o calibrador Almen e outros instrumentos usados na medição da intensidade Almen do JCG.

As diferenças na intensidade Almen de JCG não correspondem diretamente a uma diferença nas profundidades do campo de tensões residuais de compressão (CTRC) gerado nem à forma da mesma. A medida da intensidade Almen do JCG está sim relacionada com o efeito integral do campo de tensões residuais em toda a secção da tira (Guagliano, 2001).

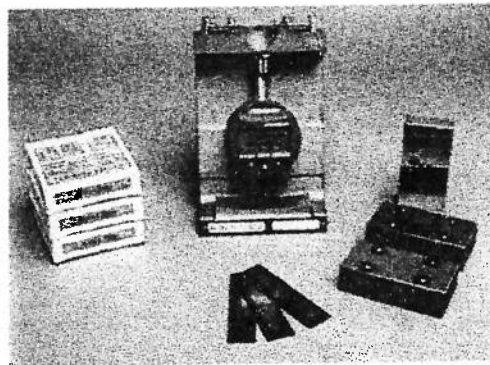


Figura 2.3 - Instrumentos utilizados para medição da intensidade Almen de JCG

2.4.2 Velocidade de impacto

A velocidade de impacto da granalha é um parâmetro muito importante no processo de JCG porque mediante a regulação deste parâmetro é possível controlar a intensidade do tratamento.

Caso, se mantém o tipo de material do alvo e o tamanho da granalha, o tempo de exposição ao JCG permanece constante, tem-se que quanto maior a velocidade da

granalha maior a intensidade do processo de JCG. A velocidade da granalha pode ser mudada regulando-se a pressão de ar, no caso da granalha ser impelida por ar pressurizado, ou no caso a granalha ser impelida por força centrífuga de uma roda, regulando-se a velocidade de giro da roda.

Outro fator que precisa ser considerado é o ângulo do JCG, ou seja, o ângulo do jato de granalha em relação à superfície que está sendo submetida a tal processo. Quanto mais afastado estiver o ângulo da perpendicularidade, menos efetivo vai ser o impacto. Isso vai acontecer porque a componente ortogonal à superfície da velocidade de impacto é menor, e portanto, menor a quantidade de energia transferida.

Durante o processo de JCG, o impacto do projétil contra a superfície da peça deve ser o mais perpendicular possível, especialmente nas áreas críticas, isto é, nas áreas submetidas a maiores tensões de operação, para poder assegurar a efetividade do JCG, como se vê na Figura 2.4 (The Wheelabrator Corporation, 1977).

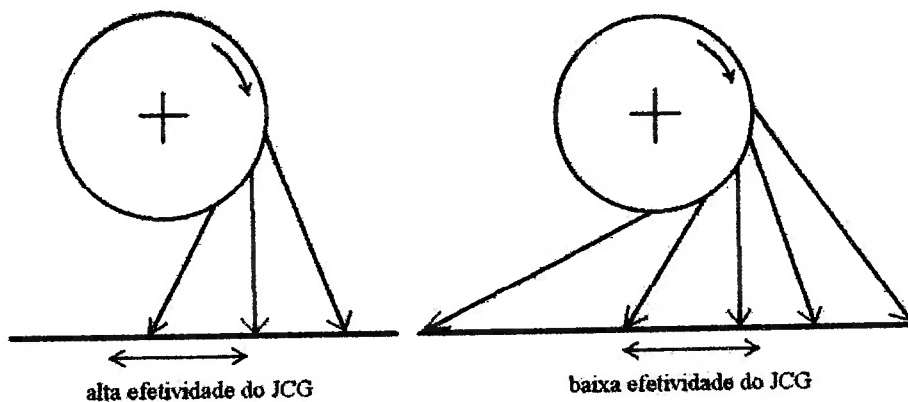


Figura 2.4 - Efetividade do JCG dependendo do ângulo do impacto, The Wheelabrator Corporation (1977)

2.4.3 Cobertura

A cobertura é a porcentagem da extensão da superfície afetada pelas endentações do jato de granalhas em relação à superfície total da peça. Como é mostrado na Figura 2.5, a cobertura do processo está em função do tempo de exposição para uma determinada intensidade Almen ou altura de arco Almen.

O arco Almen aumenta com o tempo de exposição até atingir a cobertura completa. Diz-se que há cobertura completa quando a superfície submetida ao JCG é afetada pelas endentações das granalhas em pelo menos 98% (Incorporated Electronics).

Coberturas de 200 ou 300% são obtidas submetendo-se o componente ao processo de JCG por tempos de exposições maiores ao tempo requerido para cobertura completa, em 2 ou 3 vezes respectivamente.

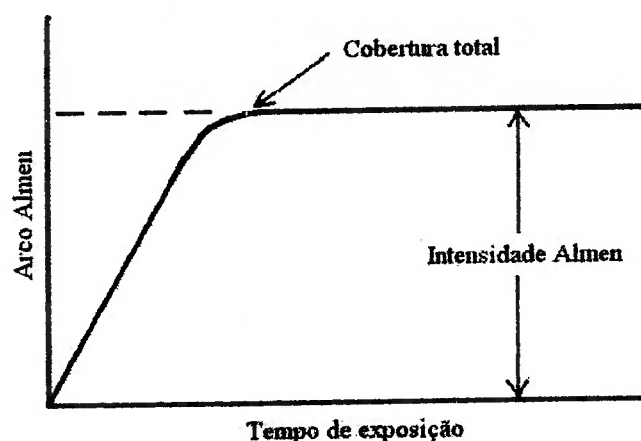


Figura 2.5 - Aumento do arco Almen com o tempo de exposição ao processo de JCG, The Wheelabrator Corporation (1977)

2.4.4 Granalha

Dois aspectos importantes em relação ao tipo de granalha a se empregar no processo são o tamanho da granalha e o material do qual é composta.

A seleção do tamanho de granalha depende da classe de processo a se realizar, já que o uso de granalha com maior tamanho produz uma maior intensidade de JCG, mas, por outro lado, o uso de menor tamanho de granalha produz cobertura completa da superfície da peça tratada mais rapidamente como se vê na Figura 2.6.

Além disso, é recomendado não usar projéteis com diâmetros menores do que à metade do menor raio de filete na superfície onde se aplica o jato porque senão não seria possível abranger as esquinas das superfícies expostas (The Wheelabrator Corporation, 1977).

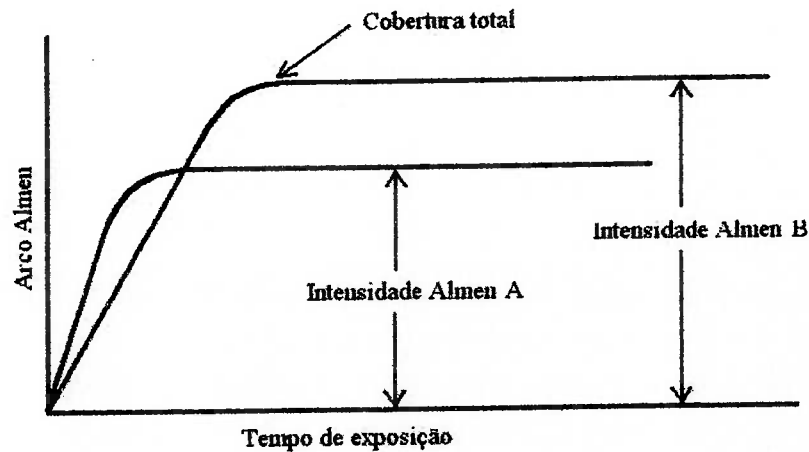


Figura 2.6 - Arco Almen versus tempo de exposição ao processo de JCG para dois tamanhos diferentes de granalha ($B > A$), The Wheelabrator Corporation (1977)

Dentre os mais populares materiais usados para fabricar granalhas do JCG, temos o aço fundido. O aço fundido em estado líquido é vertido na água e batido por um fluxo de água o qual causa a sua atomização em esferas.

É necessário que a dureza do projétil seja igual ou maior do que a dureza do material jateado. Por este motivo é muito usado o projétil de aço fundido, o qual possui uma dureza ao redor de 63 Rc, mas também são usados projéteis feitos de aço tratado termicamente com uma dureza entre 45 e 50 Rc.

Embora os projéteis feitos de aço fundido sejam mais econômicos do que os feitos do aço, quebram mais rápido devido à sua alta dureza (o tempo de vida dos projéteis de aço fundido é a quarta ou sexta parte do tempo de vida dos projéteis feitos do aço tratado termicamente), por isso, a granalha de aço fundido precisa ter um sistema permanente de separação. Também, por sua dureza, apresenta muitos problemas de desgaste nas peças da máquina do JCG, como por exemplo, nas paredes, rodas, fixadores, etc (The Wheelabrator Corporation, 1977).

Também são usados projéteis feitos com cabos de aço ao carbono ou aço inoxidável cortados. Para a sua fabricação, os cabos são cortados em um comprimento igual ao diâmetro, e depois são batidos contra um material duro para

obter uma forma esférica. A limitação deste processo é quando são batidos diminuem o tempo de vida da gralha obtida.

Finalmente, é muito importante assegurar a qualidade dos projéteis para manter uma adequada endentação na peça mecânica, um projétil quebrado poderia riscar a superfície e este risco poderia causar uma eventual falha por fadiga no componente tratado.

CAPÍTULO 3 DESENVOLVIMENTO DAS TENSÕES RESIDUAIS

3.1 DEFINIÇÃO

As tensões residuais são aquelas tensões que permanecem no material ou peça após o término de utilização de um processo de fabricação, em que não mais ocorre a aplicação de um carregamento externo ou de um gradiente de temperatura. Estas tensões residuais podem ser de tração ou de compressão. Na maioria das vezes busca-se a ocorrência de tensões residuais de compressão como as introduzidas pelo JCG, uma vez que traçam benefícios estruturais.

As tensões residuais são objeto de numerosos estudos para sua definição, análise, medição e previsão, através de modelagem computacional e simulação numérica, como será apresentado mais adiante neste trabalho.

No processo do jateamento com granalha, a superfície da peça metálica é submetida a um jato de granalhas em alta velocidade. Cada uma das granalhas que toca na superfície, atua como um pequeno martelo que cria uma endentação na superfície metálica (camada superior), deformando-a plasticamente acima do limite de escoamento do material. As fibras abaixo da superfície metálica (camada inferior) afetadas pelo impacto não atingem o limite de escoamento e são deformadas apenas elasticamente, Figura 3.1.

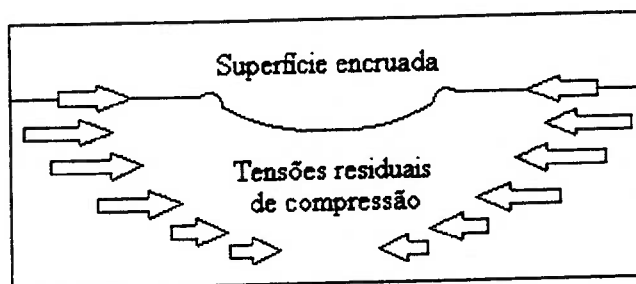


Figura 3.1 - Tensões residuais de compressão criadas embaixo da superfície pelo processo de JCG, The Wheelabrator Corporation (1977)

Quando a granalha deixa de exercer pressão, a camada inferior (deformada elasticamente) força a camada superior a restabelecer a sua forma original, mas como a camada superior, já deformada plasticamente, opõe resistência, as forças chegam a um equilíbrio, fazendo com que as camadas superficiais fiquem com tensões residuais de compressão. Figura 3.1. Sobrepondo os efeitos das endentações contínuas pelo impacto dos projéteis, se obtém uma camada de tensões residuais de compressão em toda a superfície da peça.

3.2 CLASSIFICAÇÃO E ORIGEM DAS TENSÕES RESIDUAIS

Conforme a origem e/ou distribuição das deformações, as tensões residuais podem ser classificadas em: tensões residuais de primeira ordem (σ^I), de segunda ordem (σ^{II}) e de terceira ordem (σ^{III}) (Benítez, 2002). Estas tensões são esquematicamente apresentadas na Figura 3.2.

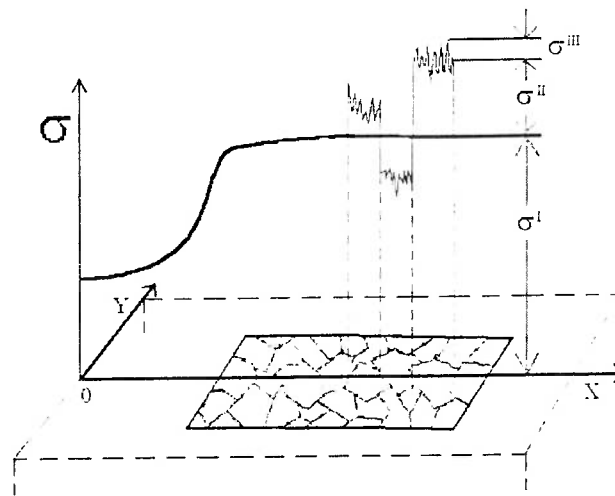


Figura 3.2 - Categorização das tensões residuais, Kandil (2001)

As tensões residuais de primeira ordem (σ^I) variam ao longo do corpo do componente mecânico abrangendo vários grãos. Estas tensões estão equilibradas no conjunto da peça e são chamadas também de tensões residuais macroscópicas. A escala de tamanho das áreas em que estas tensões residuais atuam e da ordem de alguns milímetros.

As tensões residuais de segunda ordem (σ^{II}), ou tensões residuais microscópicas homogêneas, estão ao nível da microestrutura do material e variam ao longo de vários grãos do material, por isso, o equilíbrio destas tensões é atingido entre alguns grãos. Estas tensões residuais de segunda ordem existem em materiais monofásicos devido à natureza anisotrópica entre grão e grão, e em materiais multifásicos devido às diferentes propriedades entre as fases. A escala de tamanho das áreas em que tensões atuam e da ordem de alguns micrômetros.

As tensões residuais de terceira ordem (σ^{III}), ou tensões residuais microscópicas heterogêneas, ocorrem em nível interatômico e o equilíbrio é atingido dentro de um só grão. Estas tensões residuais são originadas por deslocamentos e outros defeitos cristalinos, os quais só podem ser observados com o emprego da microscopia eletrônica. A escala de tamanho das áreas em que estas tensões residuais atuam e da ordem de alguns décimos de nanômetros.

Neste trabalho considera-se só as tensões residuais de primeira ordem, as quais estão relacionadas com o campo de domínio da Mecânica dos Materiais, e utiliza as propriedades mecânicas médias com relações tensão-deformação bem estabelecidas. Não se considera o efeito das tensões residuais microscópicas devido ao aumento do grau de complexidade das formulações tensão-deformação.

As tensões residuais de primeira ordem são geradas como consequência do tratamento aplicado aos materiais. A Figura 3.3 apresenta um esquema triangular de interação térmica-mecânica-metalúrgica, que mostra a origem das tensões residuais devido ao tratamento dos materiais: tratamento mecânico, térmico, químico, ou a combinação de alguns destes.

As tensões residuais de origem mecânica são o resultado da deformação plástica não uniforme produzido por um processo mecânico.

As tensões residuais de origem térmica são introduzidas como consequência de uma operação não uniforme de aquecimento ou esfriamento, que ocorre, por exemplo, em peças de grande volume, gerando assim grandes tensões internas.

As tensões residuais de origem química estão associadas com reações químicas, precipitações e transformações de fase não uniforme numa peça, por exemplo, nos tratamentos químicos superficiais nos componentes.

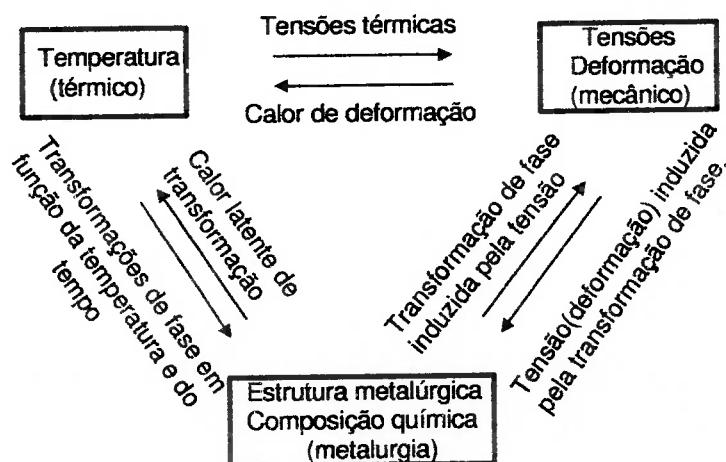


Figura 3.3 - Esquema triangular da interação térmica-mecânica-metalúrgica na geração das tensões residuais, Simon (1997)

Na Tabela 3.1 são apresentadas as principais fontes que podem originar tensões residuais. Em alguns casos, alguns destes procedimentos são utilizados para gerar tensões residuais favoráveis às propriedades de emprego do material, como por exemplo, o jateamento com granalha. Mas pode ocorrer a ocorrência de tensões desfavoráveis, como ocorre no caso após a utilização dos processos de soldagem.

Tabela 3.1 - Principais fontes das tensões residuais, Simon (1997)

Carregamento elasto-plástico	Flexão, torção, tração, compressão
Usinagem	Polimento, retificação, torneamento, fresagem
Montagem e compósitos	Soldagem, colagem, composição
Conformação	Laminação, trefilação, martelamento, jateamento, forjamento
Tratamentos térmicos e termoquímicos superficiais	Têmpera, cementação, carbonitretação, nitretação
Revestimento	Galvanização, CVD

3.3 CONSEQUÊNCIAS DAS TENSÕES RESIDUAIS

As tensões residuais de primeira ordem podem introduzir distorções na peça e afetar o comportamento mecânico do material.

As distorções geométricas da peça se devem ao estado de deformação residual. As amplitudes destas distorções dependem da severidade do tratamento térmico ou mecânico aplicado. Estas distorções podem, se forem de grande magnitude, propiciar o surgimento de trincas ou mesmo levar à ruptura local da peça.

O comportamento mecânico do material é afetado devido à superposição das tensões residuais e as tensões de trabalho.

Atualmente, em muitos casos, é possível prever a formação de tensões residuais num elemento mecânico mediante métodos numéricos, exemplificados no Método dos Elementos Finitos (MEF) (Figura 3.4). O MEF permite fazer simulação das tensões e deformações durante a evolução de um processo mecânico ou durante o funcionamento de peças. Nas modelagens podem ser considerados também os tratamentos anteriores do material.

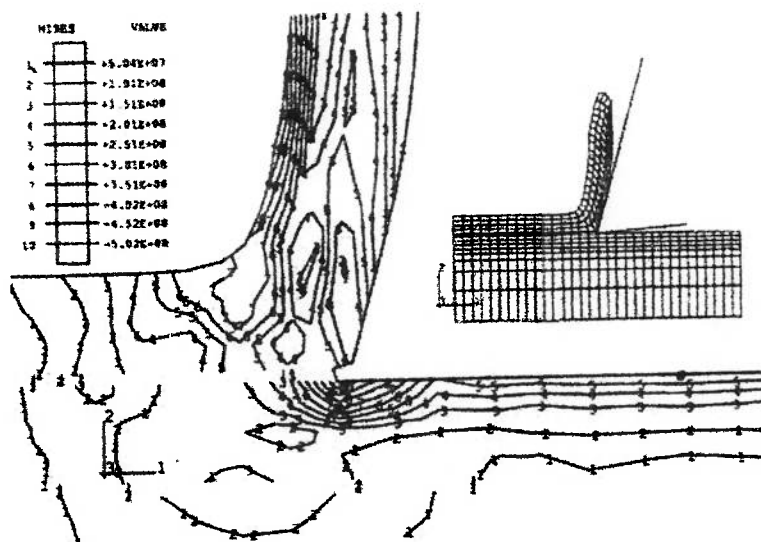


Figura 3.4 - Simulação do processo de usinagem pelo MEF para achar a distribuição das tensões residuais geradas, Liu (2000)

A previsão das tensões residuais mediante simulação numérico-computacional do processo é atualmente desenvolvida para a grande maioria dos processos de fabricação que originam essas tensões. Mediante a simulação numérico-computacional pode-se determinar as tensões residuais, para depois, como em muitos casos, ser eliminadas ou pelo menos diminuídas. No último caso, em que se deva necessariamente conviver com elas, é necessário estabelecer critérios adequados de análise de fratura e fadiga, para predizer com exatidão o tempo de vida da peça, Gonçalves *et al.* (1982).

3.4 AVALIAÇÃO EXPERIMENTAL DAS TENSÕES RESIDUAIS

Atualmente, vários métodos têm sido desenvolvidos para a avaliação experimental das tensões residuais nas peças mecânicas. Estes métodos, baseados na medição de deformações, podem ser destrutivos ou não destrutivos e são empregados para o caso específico de σ^I , σ^{II} , ou σ^{III} . Segundo as suas naturezas, estes métodos podem ser classificados em três grandes grupos.

A utilização de métodos mecânicos para se fazer o alívio das tensões, através de furos ou da remoção de camadas de material. As tensões residuais são obtidas mediante as medições das deformações depois da retirada de material através de um processo de usinagem. Desta maneira, só podem ser obtidas as macrotensões residuais. Os métodos mecânicos são bastante usados na indústria pelo seu baixo custo, e é objeto também de algumas pesquisas como o caso de Gonçalves (1980) e Terasaki (1999) que se basearam na medição das deformações e posterior cálculo das tensões residuais.

Empregando métodos de medição por difração, como no caso do método de difração de Raios-X ou de nêutrons, onde as tensões residuais são obtidas pela medição da deformação homogênea da rede cristalina. Usando este método podem ser obtidas as tensões residuais macroscópicas (σ^I) e inclusive as microscópicas homogêneas (σ^{II}). Estes métodos por difração são empregados pela sua versatilidade, rapidez e capacidade de medição das tensões σ^I e σ^{II} . Por exemplo, o método de difração por Raios-X é empregado em pesquisas de Girish *et al.* (1997), Martin *et al.* (1998), Fathallah *et al.* (1998), Kobayashi *et al.* (1998), Wang *et al.* (1998a), Wagner

(1999), Altenberger *et al.* (1999), Boyce *et al.* (2001) entre outros; e na pesquisa de Menig *et al.* (2001) foi empregado o método de difração de nêutrons.

As tensões residuais podem ser obtidas aproveitando-se as propriedades físicas do material examinado, como é o caso dos métodos: magnético, ultra-som e efeito Raman. Por estes métodos podem ser obtidos até os três tipos de tensões residuais.

A Tabela 3.2 apresenta um resumo das principais características destes métodos para determinação das tensões residuais. A Figura 3.5 apresenta a profundidade de alcance que podem atingir cada uma destas técnicas segundo a sua natureza e também a profundidade das tensões residuais para vários processos de fabricação.

Tabela 3.2 - Principais métodos de medição das tensões residuais, Simon (1997)

Método	Tipo de medição	Tensões residuais
Mecânico	Deformação macroscópica superficial	σ^I
Difração por Raios-X	Deformação homogênea da rede cristalina	σ^I e σ^{II}
Difração de nêutrons	Deformação homogênea da rede cristalina	σ^I e σ^{II}
Ultra-som	Velocidade de propagação das ondas ultra-sonoras	σ^I , σ^{II} e σ^{III}
Magnético	Bruit Barkhausen	σ^I e σ^{II}

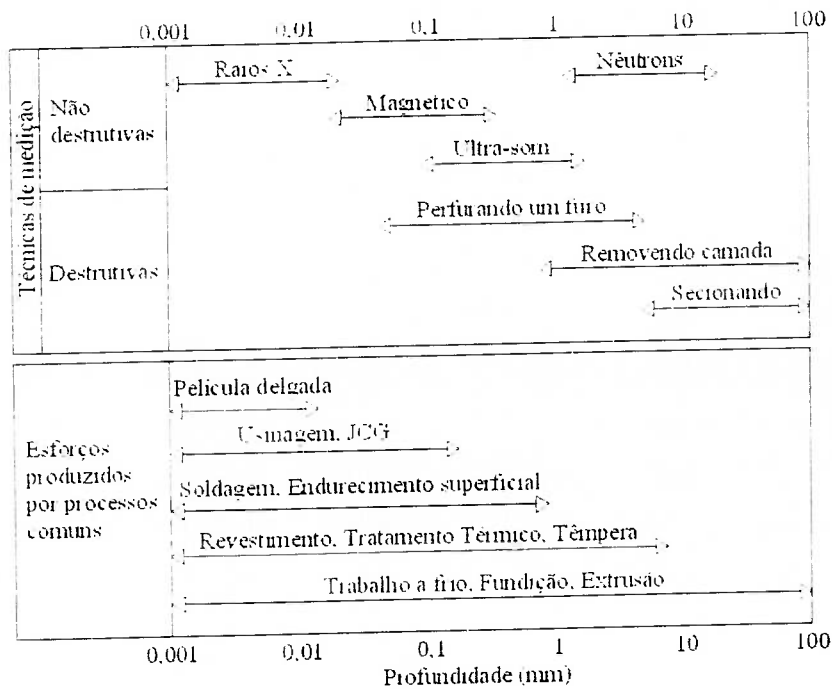


Figura 3.5 - Comparação da penetração dos métodos distintos para medição das tensões residuais, Los Alamos National Laboratory (2000)

3.5 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir é apresentada uma breve revisão bibliográfica dos métodos utilizados para a avaliação das tensões residuais geradas pelo processo de JCG.

3.5.1 Formulações Teóricas

O trabalho mais relevante é o de Al-Obaid (1995), onde são apresentadas formulações teóricas para o modelo de impacto isolado, as quais determinam a espessura da camada deformada plasticamente e a distribuição das tensões residuais geradas. Para esta análise utilizam-se parâmetros do processo como densidade da granalha, tamanho da granalha, velocidade da granalha e dureza do alvo. A investigação de Al-Obaid (1995) encontra correspondência entre as expressões apresentadas e os dados experimentais.

Parte desta investigação está baseada na investigação de Shaw e DeSalvo (1970) *apud* Al-Obaid (1995) a qual relaciona a solução de Hertz e o problema de Boussinesq para determinar a profundidade da zona plastificada em um fluxo elasto-plástico axissimétrico, equação (3.1).

A análise de Hertz (Figura 3.6a) mostra a distribuição de tensões devida a um carregamento semi-esférico liso numa superfície plana, e o problema de Boussinesq (Figura 3.6b) mostra o campo elástico referente a um carregamento concentrado numa superfície plana semi-infinita.

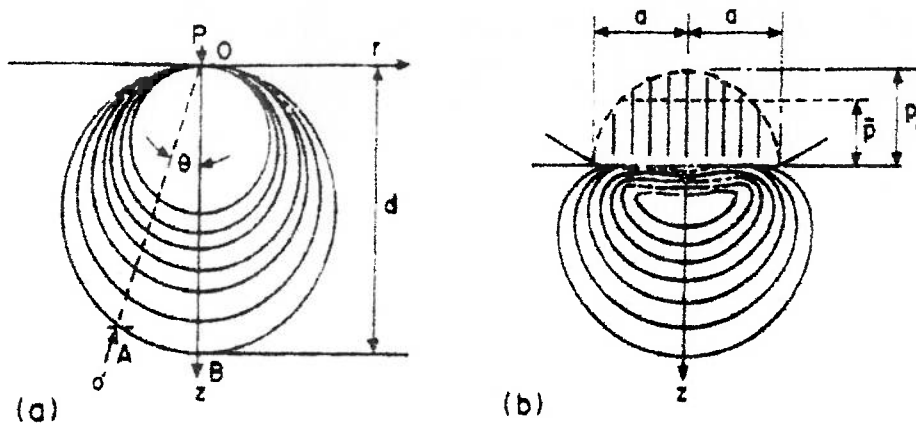


Figura 3.6 - Solução de Boussinesq para um carregamento concentrado P (a), Solução de Hertz para um indentedor liso (b), Al-Obaid (1995)

A equação (3.1) abaixo, 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}).

$$\frac{h_p}{R} = 3[\bar{Z}/R]^{1/2} \quad (3.1)$$

Al-Obaid (1995) considera o processo de impacto de um projétil esférico de aço duro numa superfície plana com deformação do tipo pseudo-dinâmico, baseado em ensaios experimentais. Obteve-se a equação (3.2) que descreve o movimento do projétil esférico durante o contato.

$$\frac{4}{3}\pi \cdot \rho \cdot R^3 \cdot \frac{dv}{dt} = -\pi \cdot a^2 \cdot \bar{p} \quad (3.2)$$

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 que exerce o projétil que faz resistência ao movimento do projétil.

A equação (3.2) serve para encontrar a pressão média exercida. Se considera a pressão média $\bar{p} = 3Y$ na condição de total plasticidade como demonstra Shaw e DeSalvo (1970) *apud* Al-Obaid (1995).

$$\frac{\bar{p}}{Y} = 0.6 + \frac{2}{3} \cdot \ln \frac{Ea}{YR} \quad (3.3)$$

onde Y é o limite de escoamento e E é o módulo de elasticidade.

Igualando as equações (3.1), (3.2) e (3.3) se obtém a equação (3.4), a qual relaciona profundidade da zona plastificada e a velocidade da granalha. O número adimensional $\rho \cdot V_0^2 / \bar{p}$ que mede a severidade do impacto aparece também em outros problemas de impacto como no caso de Lowe (1972) *apud* Al-Obaid (1995) e Johnson (1972) *apud* Al-Obaid (1995). Al-Obaid (1995) valida, através de ensaios experimentais, a relação entre a profundidade da zona plastificada e este número adimensional, equação (3.4).

$$\frac{h_p}{R} = 3 \cdot \left(\frac{2}{3}\right)^{1/4} \cdot \left(\frac{\rho \cdot V_0^2}{\bar{p}}\right)^{1/4} \quad (3.4)$$

onde V_0 é a velocidade do impacto do projétil contra o alvo.

Neste modelo não são considerados os efeitos inerciais da granalha nem da chapa. Tampouco é aplicável para chapa de pequena espessura porque não se consideram os efeitos dos limites na chapa. O modelo admite que as seções planas permanecem planas durante e depois do impacto do projétil, fazendo com que seja possível fazer uma análise simplificada do problema.

É importante ter em consideração estas formulações teóricas propostas como uma primeira referência para os resultados da simulação pelo MEF do processo de JCG que foi feita neste trabalho.

3.6.2 Formulações Empíricas

O trabalho de Wang *et al.* (1998a) apresenta as distribuições das tensões residuais em chapas de diferentes materiais, submetidas ao processo de JCG sob diferentes intensidades Almen, avaliadas através de difração de Raios-X.

A partir das características dos Campos de Tensões Residuais de Compressão (CTRC) encontrados, Wang *et al.* (1998a) formula correlações numéricas relacionando as características do processo de JCG e as propriedades mecânicas do material tratado. Estas correlações podem ser usadas para prever as características do CTRC.

Entre os materiais que usa como corpos de prova (um total de 21 corpos de prova) para a sua análise estão os aços: DIN 20Cr, DIN 30CrMo, DIN 40CrMnSiMoVA, SAE 1045, LC9 (Al ligado), DIN 40Cr e SAE 1070. Note-se que o aço SAE 1070 também é objeto do presente estudo (Figura 3.7).

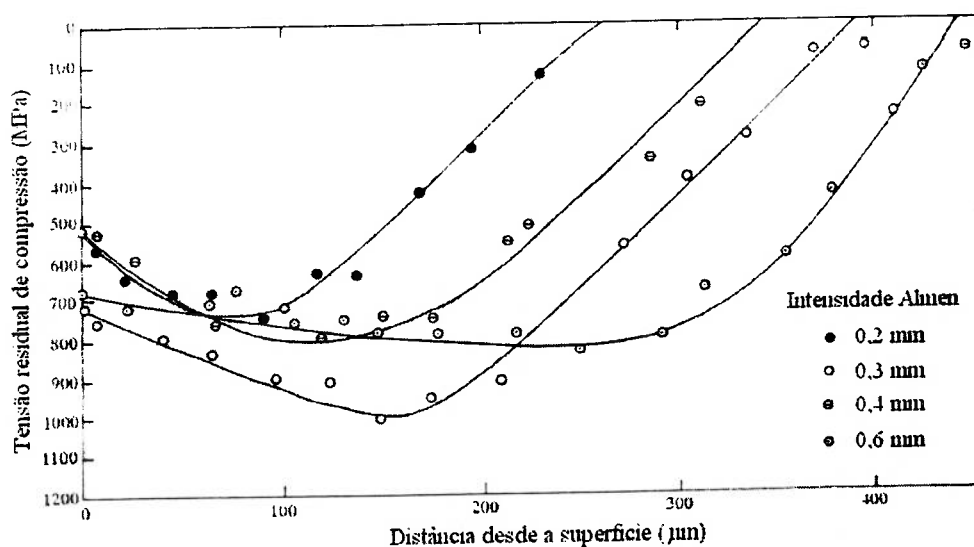


Figura 3.7 - Campo de tensões residuais de compressão para o aço SAE 1070 obtido experimentalmente, Wang *et al.* (1998a)

No trabalho desenvolvido por Wang *et al.* (1998c) encontraram-se características do CTCRC que dependem somente das propriedades mecânicas do material com as quais mantém uma relação praticamente linear.

As expressões (3.5) e (3.6) abaixo, evidenciam esse relacionamento linear. Na primeira relação obtida através dos dados experimentais da Figura 3.9a, a tensão residual depende apenas do limite de escoamento e considera um erro de ± 30 MPa por defeitos produzidos no processo de acabamento superficial. A tensão residual máxima de compressão depende só do limite de ruptura, Figura 3.8b. Tem-se as equações (3.6a) e (3.6b) da tensão residual máxima de compressão para limites de rupturas menores e maiores que 1000 MPa.

$$\sigma_s^{cr} = 120 + 0,5\sigma_{esc} \quad (\pm 30 \text{ MPa}) \quad (3.5)$$

$$\sigma_{máx}^{cr} = 70 + 0,667\sigma_b \quad (\text{para } \sigma_b < 1000 \text{ MPa}) \quad (3.6a)$$

$$= 430 + 0,323\sigma_b \quad (\text{para } \sigma_b \geq 1000 \text{ MPa}) \quad (3.6b)$$

onde σ_s^{cr} é a tensão residual na superfície, σ_{esc} é o limite do escoamento do material, $\sigma_{máx}^{cr}$ é a tensão residual máxima de compressão e σ_b é o limite de ruptura do material.

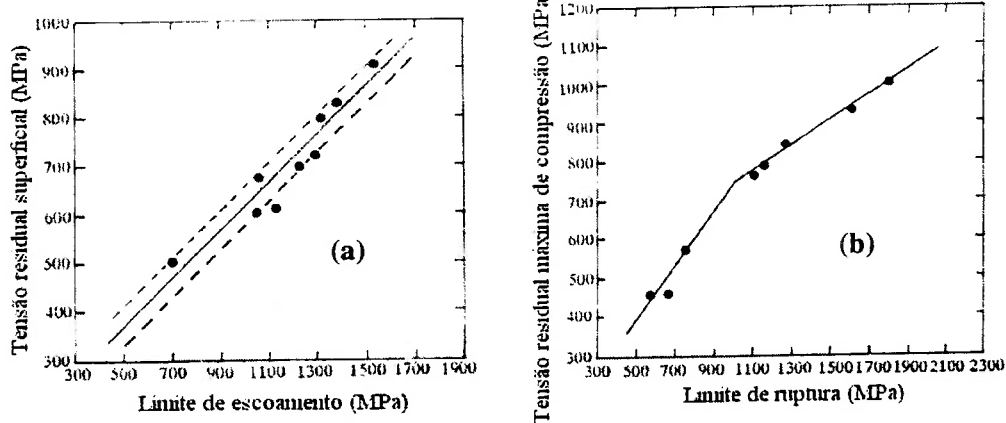


Figura 3.8 - Tensão residual de compressão na superfície da placa versus limite de escoamento do material (a), Tensão residual máxima de compressão versus limite de ruptura do material (b), Wang *et al.* (1998a)

É importante mencionar que no final do trabalho de Wang *et al.* (1998a), visando validar suas formulações, é feita uma análise comparativa com resultados obtidos experimentalmente por outros autores. Os materiais usados neste teste foram os aços: SAE 4340, 2024 T351, DIN Ti6Al4V, Inconel 718, 7075-T6, SAE 4140, DIN Cr17Ni2A, GH132, E460, LC9 (Al ligado), DIN 40CrMnSiMoVA, DIN 40Cr, DIN CK45, 35 NCD 16, SAE 1070, DIN 20Cr, DIN 30CrMo e SAE 1045. O erro médio obtido para todos os materiais foi de 9,04%, e o máximo foi de 20%, este desvio pode ser considerado aceitável quando associado aos problemas da engenharia (Wang *et al.*, 1998a).

A tensão residual máxima na superfície é introduzida por deformação elástica porque depende só do valor do limite de escoamento, e a tensão residual máxima de compressão é introduzida por deformação plástica porque só depende do valor do limite de ruptura (Wang *et al.*, 1998a).

O valor do diâmetro de endentação da granalha (D) mostra uma grande influência da intensidade de JCG, e o diâmetro é diretamente proporcional à intensidade para cada material como se vê na Figura 3.9a. Considerou-se só para a faixa de intensidades de JCG entre 0,2 a 0,6 mm Almen, daí ter-se a equação (3.7) para o aço SAE 1070. Igualmente o valor da profundidade do campo de tensões residuais de compressão (Z_0) depende somente da intensidade do JCG para cada um dos materiais testados. Cada material é representado por uma linha na Figura 3.9b, e a equação (3.8) representa o comportamento para o caso do aço SAE 1070. O desvio máximo encontrado na equação (3.8) é de 13%, o que pode ser considerado aceitável para o caso em questão.

$$D = 120 + 186 f_A \quad (\text{para o SAE 1070}) \quad (3.7)$$

$$Z_0 = 0,04 + 0,781 f_A \quad (\text{para o SAE 1070}) \quad (3.8)$$

onde D é o diâmetro médio de endentação, f_A é a intensidade do JCG e Z_0 é a profundidade do CTRC.

A investigação de Wang *et al.* (1998a) será, usado como referência para validar o modelo de análise numérica deste trabalho.

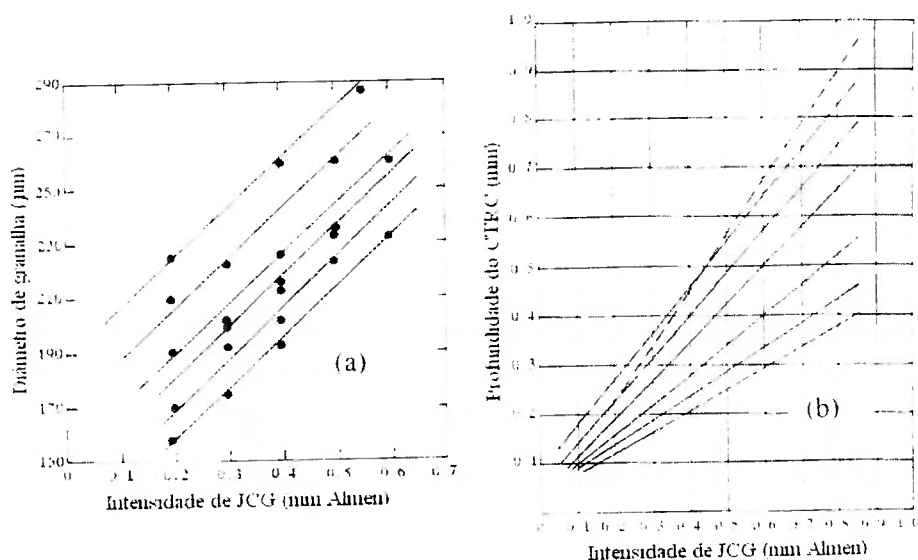


Figura 3.9 - Diâmetro médio de endentação no JCG versus intensidade do JCG para vários materiais (a), Profundidade do CTRC versus intensidade do JCG para vários materiais (b), Wang *et al.* (1998a)

3.6.3 Avaliações Numérico-Computacionais

Basicamente, as avaliações numérico-computacionais do processo de JCG desenvolvidas por diversos pesquisadores resumem-se na utilização do Método dos Elementos Finitos. Alguns destes trabalhos dão bastante importância à validação do modelo, ou seja, a comparação dos resultados obtidos com os resultados experimentais. Um outro enfoque adotado é o de determinar a influência de cada um dos parâmetros do JCG sobre a forma do CTRC.

O trabalho de Boyce *et al.* (2001) que simula pelo MEF o impacto de uma esfera dura a altas velocidades num corpo semi-infinito de aço ligado (Ti-6Al-4V) usando um modelo bidimensional. Para encontrar as tensões residuais criadas e o dano residual gerado, ele empregou um modelo bidimensional axissimétrico de método de integração explícito, introduzindo as propriedades elasto-plásticas do material e o efeito de taxa de deformação na curva do material. No final, ele compara os valores obtidos na simulação com valores experimentais.

Benítez (2002) simula, num modelo bidimensional axissimétrico, o impacto isolado de uma esfera numa placa lisa com propriedades elasto-plásticas pelo MEF para encontrar o perfil de tensões residuais, os resultados deram boa correlação com outros trabalhos experimentais. Cabe mencionar também o trabalho de Schiffner *et al.* (1999) no qual simula o processo de JCG pelo MEF utilizando modelos de impacto isolado tipo axissimétrico e tridimensionais onde os alvos são feitos de aços ligados (DIN 42CrMo4 e DIN 54SiCr6), que acaba conferindo os resultados obtidos com ensaios experimentais feitos na mesma pesquisa.

Devido às altas velocidades de deformação as quais estão submetidas as diferentes regiões da placa é impossível abordar o problema empregando um sistema quase-estático para poder simular fielmente a formação do CTRC quando a superfície é atingida pelo impacto da granalha. Como foi demonstrado na pesquisa de Kobayashi *et al.* (1998), o CTRC gerado pelo impacto de uma granalha a alta velocidade numa superfície é diferente ao CTRC gerado por uma força estática equivalente à pressão exercida pela granalha durante o impacto aplicado na mesma superfície. Diz-se que a força equivalente é igual à pressão máxima que exerce a granalha na superfície durante o intervalo que dura o impacto. Por isso, é necessário considerar uma análise de tipo dinâmica para abordar a simulação.

Também se podem mencionar trabalhos onde foram construídos modelos tridimensionais para simular o processo do JCG mediante o MEF como o trabalho de Guagliano (2001) e as pesquisas de Meguid *et al.* (1999a, 1999b e 2002).

A investigação de Guagliano (2001) relacionou o valor da escala Almen da intensidade do JCG com as tensões residuais geradas. Deste modo, encontrou formulações que descrevem a relação entre a intensidade Almen e a velocidade de impacto da granalha, baseando-se principalmente em valores experimentais de outros trabalhos (Tabela 3.3).

Guagliano (2001) usou um modelo tridimensional com dois planos de simetria (Figura 3.10), de um corpo semi-infinito e o impacto de 5 granalhas em pontos bem próximos (atingem a placa seguindo a seqüência dos pontos A, B, C, D e A como se vê no detalhe da Figura 3.10), para encontrar a distribuição das tensões residuais de compressão.

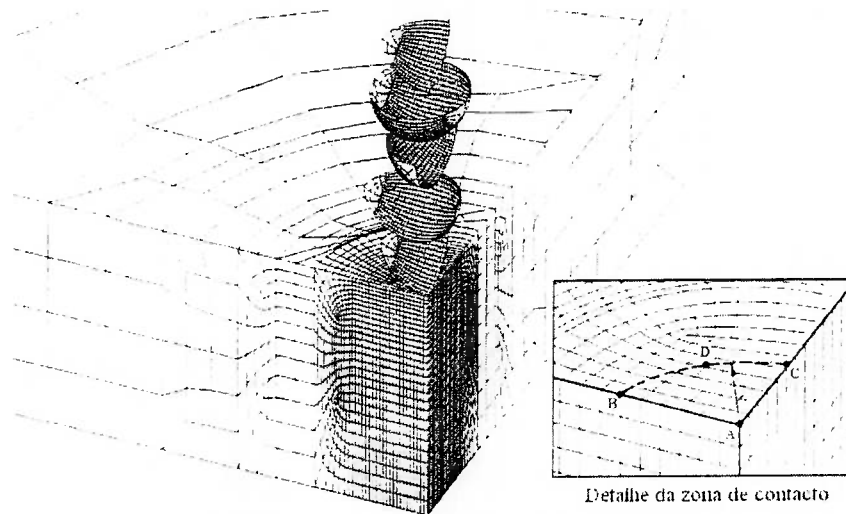


Figura 3.10 - Modelo para análise pelo MEF de Guagliano (2001) de múltiplos impactos de granalhas num corpo semi-infinito, e detalhe da zona de contacto com os pontos alvos

Tabela 3.3 - Formulações para encontrar a intensidade Almen do JCG a partir da velocidade da granalha, Guagliano (2001)

Diâmetro de granalha (mm)	Intensidade Almen (mmA)
0.3	$A(v) = 2 \cdot 10^{-7} \cdot v^3 - 6 \cdot 10^{-5} \cdot v^2 + 0.007 \cdot v$
0.5	$A(v) = 2 \cdot 10^{-7} \cdot v^3 - 5 \cdot 10^{-5} \cdot v^2 + 0.0053 \cdot v$
0.7	$A(v) = 5 \cdot 10^{-7} \cdot v^3 - 0.0001 \cdot v^2 + 0.0081 \cdot v + 0.0118$
1.0	$A(v) = 9 \cdot 10^{-7} \cdot v^3 - 0.0002 \cdot v^2 + 0.0179 \cdot v$
onde: A ... intensidade de JCG em mm Almen v ... velocidade de impacto da granalha	

O trabalho de Meguid *et al.* (1999a) reproduz um impacto isolado num corpo semi-infinito utilizando um modelo tridimensional com dois planos de simetria (Figura 3.11). Este trabalho enfatiza mais a construção do modelo para simular o

processo e investigar o efeito que tem cada um dos seus parâmetros sobre o CTRC gerado para ter melhor conhecimento e controle do processo. Bem como, tem uma abordagem mais científica porque procura conhecer melhor o fenômeno da geração das tensões residuais no JCG.

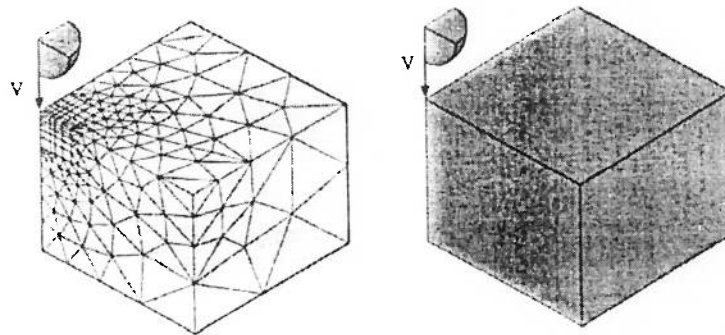


Figura 3.11 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid *et al.* (1999a) para impacto de uma granalha isolada num corpo semi-infinito

Na simulação, Meguid *et al.* (1999a) considera as propriedades de um aço estrutural, três diferentes velocidades de impacto, elementos de contato, o atrito, endurecimento por deformação, etc. Procura-se reproduzir o impacto da granalha, contudo sem validá-lo com parte experimental. Em sua análise o trabalho apresenta a evolução das tensões e deformações ao longo do tempo e como cada um dos parâmetros afeta a profundidade do CTRC.

Em outro trabalho de Meguid *et al.* (1999b), também é feita uma simulação pelo MEF do impacto de uma e duas granalhas num corpo semi-infinito usando um modelo tridimensional, como no trabalho anterior, com dois planos de simetria (Figura 3.13). Leva-se em consideração as mesmas características mencionadas anteriormente para criar o modelo. Na análise dos resultados, dá mais ênfase à comparação das características dos CTRC gerados mudando os parâmetros iniciais.

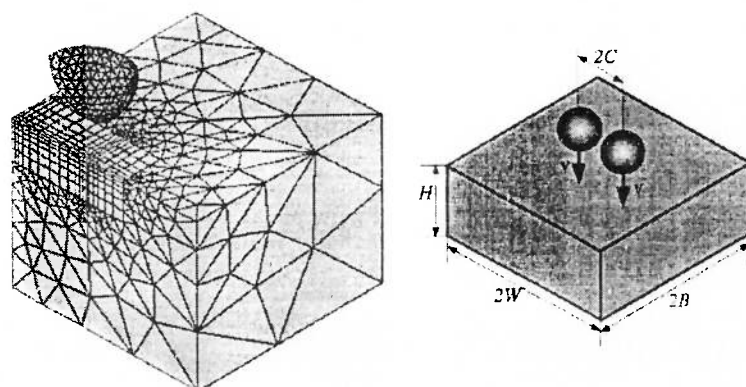


Figura 3.12 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid *et al.* (1999b) para impacto de duas granalhas num corpo semi-infinito

O trabalho de Meguid *et al.* (2002), diferentemente dos trabalhos anteriores, considera o caso de múltiplos impactos no processo de JCG sobre uma célula representativa da superfície impactada por 4 granalhas em diferentes intervalos de tempo (Figura 3.15). Outra consideração importante nesta investigação é a inclusão do efeito de endurecimento por taxa de deformação do material como um fator que afeta fortemente a distribuição das tensões residuais de compressão gerada.

Neste trabalho de simulação numérica, as variáveis próprias do processo de JCG foram pré-determinadas visando poder comparar os resultados da simulação desenvolvida com resultados das correlações teóricas da pesquisa de Al-Obaid (1995), com os resultados empíricos obtidos na investigação de Wang *et al.* (1998a) e com outras simulações mediante códigos numéricos como na pesquisa de Guagliano (2001).

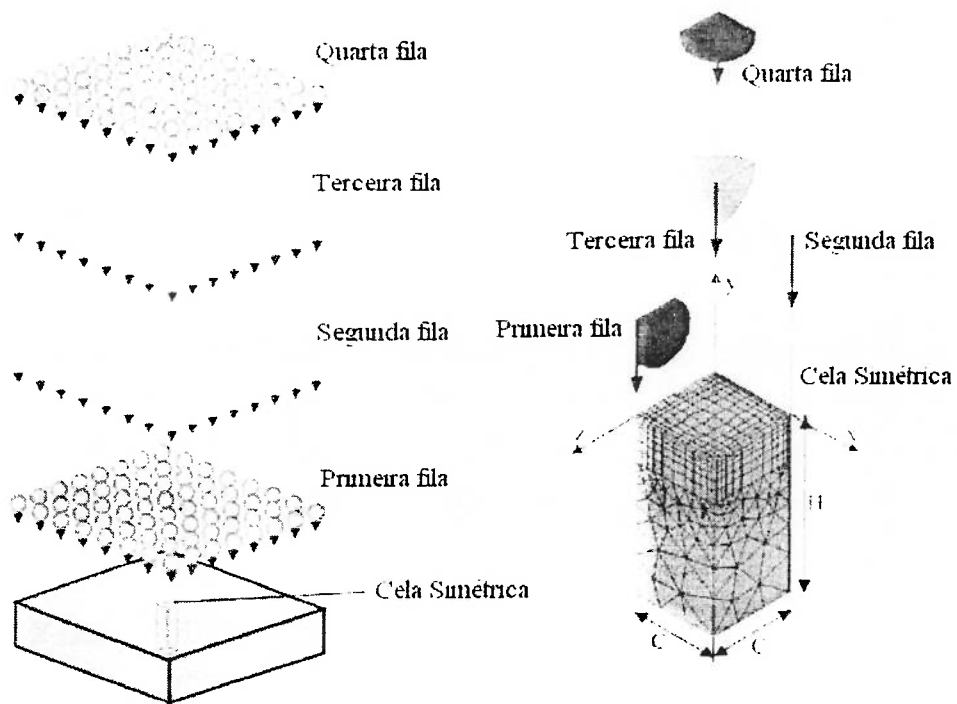


Figura 3.13 - Modelo para análise pelo MEF de Meguid *et al.* (2002) para o caso de múltiplos impactos de granalhas considerando uma só célula representativa da superfície impactada

CAPÍTULO 4 SIMULAÇÃO PROPOSTA

4.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS DO MODELO

Este trabalho apresenta modelos bidimensionais e tridimensionais, para simular o impacto isolado de um projétil esférico numa placa plana, onde o projétil esférico representa a granalha e a placa plana representa a superfície a ser submetida ao processo de JCG. A Figura 4.1, esquematicamente, representa esta proposta.

Considera-se que o alvo seja um corpo semi-infinito com superfície plana, uma vez que, no processo real, as superfícies das peças mecânicas submetidas ao processo de JCG têm curvaturas com raios muito superiores aos raios de curvatura da granalha.

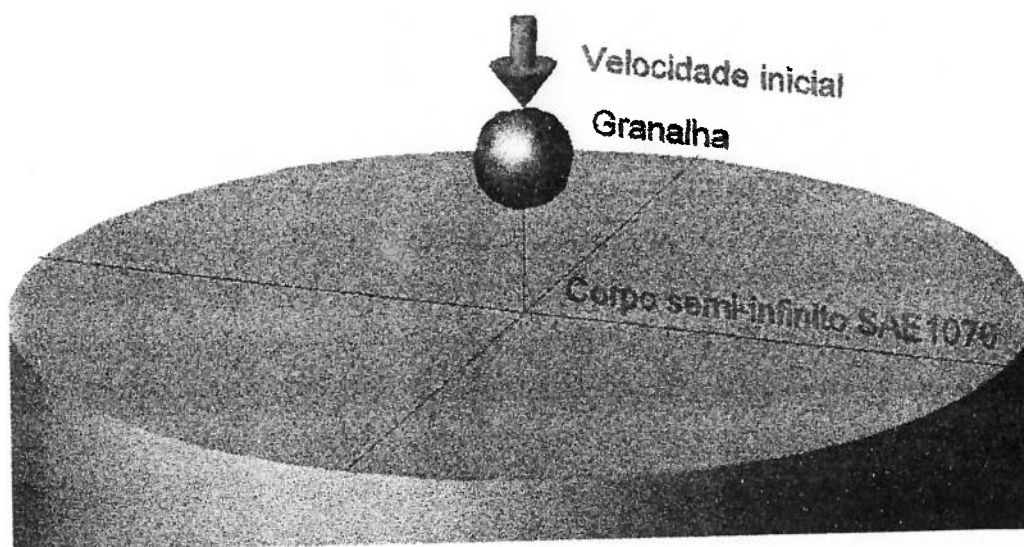


Figura 4.1 - Esquema do modelo de impacto isolado de uma granalha sobre um corpo semi-infinito usado para a simulação do JCG

Para uma primeira simulação é empregado um modelo bidimensional axissimétrico, admitindo que as superfícies planas que seccionam o modelo simetricamente se mantêm planas durante e após o impacto. Pode-se ter essa consideração para diâmetros pequenos de granalhas em relação ao alvo e para velocidades não muito altas de impacto, de forma a não perfurarem o material.

O modelo foi formulado para encontrar o campo de tensões residuais embaixo da zona de impacto e considera que esse campo seja uniforme em toda a superfície da peça mecânica num processo real de JCG, considerando os mesmos parâmetros do processo. Isto se constata na Figura 4.2 para o caso bidimensional, mas também é aplicável para o caso tridimensional Meguid *et al.* (1999b).

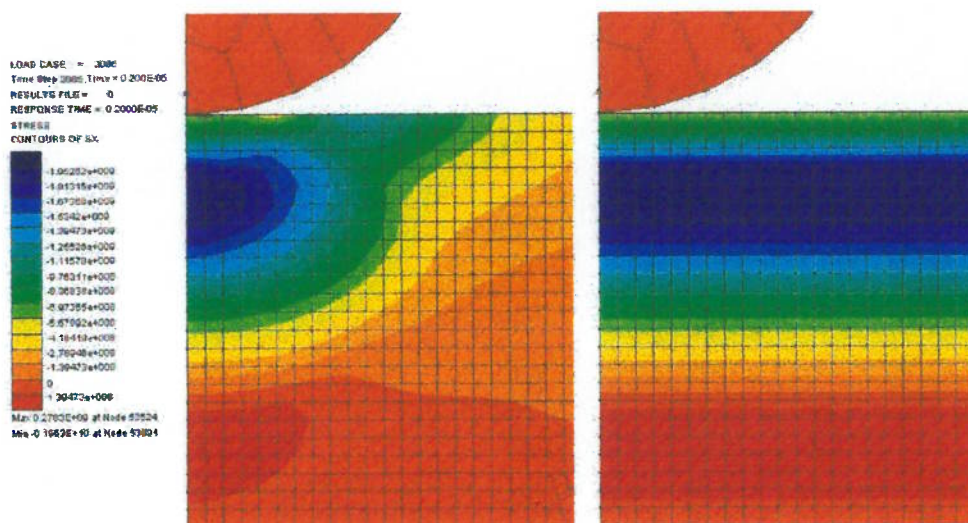


Figura 4.2 - Efeito de geração das tensões residuais ao longo de toda a placa

4.2 MATERIAIS

Os materiais considerados para a simulação proposta são o aço SAE 1070, como material do corpo alvo, e o aço fundido como material da granalha.

Para ambos materiais, adotam-se a densidade de um aço médio carbono padrão, ou seja, $\rho = 7800 \text{ kg/m}^3$ (De Souza, 1982).

A análise dos efeitos do impacto sobre a granalha é considerada de caráter secundária, sendo que as propriedades mecânicas relevantes da granalha adotadas são as mesmas que as do ferro fundido, onde só se consideram o módulo de elasticidade ($E = 210 \text{ GPa}$) e o coeficiente de Poisson ($\nu = 0,3$). Segundo De Souza (1982), o ferro fundido possui uma alta resistência à compressão, podendo-se considerar o limite de ruptura à compressão do material 8 vezes o limite de ruptura do mesmo para tração, mas é frágil.

O aço SAE 1070 adotado para o corpo alvo é um aço de alto carbono e normalmente utilizado para a fabricação de feixe de molas automotivas. Os aços para molas possuem comumente entre 0,5 e 1,05% C (ASM, 1978). A composição química do SAE 1070 é apresentada na Tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Composição química do aço SAE 1070 (ASM, 1978)

Carbono	Manganês	Fósforo	Enxofre
0,65 - 0,75%	0,60 - 0,90%	0,040% como máximo	0,050% como máximo

Os aços podem ter um desempenho diferente dependendo não somente da composição química, senão também das suas características mecânicas e metalúrgicas. Para o presente estudo é necessário o conhecimento apenas das propriedades mecânicas do aço SAE 1070, motivo pelo qual os itens a seguir somente focarão este aspecto.

4.2.1 Curva Tensão-Deformação Real

As propriedades do aço SAE 1070 foram adotadas do trabalho de Wang *et al.* (1998a), as quais foram obtidas de um ensaio de tração convencional (uniaxial quase-estático). Entre estas propriedades pode-se mencionar: o módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, limite de escoamento, limite de ruptura do material, alongamento e estrição, Tabela 4.2.

Tabela 4.2 - Propriedades mecânicas do aço SAE 1070 (Wang *et al.*, 1998a)

Metal	E (GPa)	ν	ρ (kg/m ³)	σ_{esc} (MPa)	σ_b (MPa)	δ (%)	ψ (%)
SAE 1070	210	0,3	7800	1120	1270	8.2	40.0

A curva de tensão-deformação real, considerando baixas velocidades de deformação e processo exposto à temperatura ambiente, pode se obter a partir das propriedades reais do aço. No Apêndice C podem ser encontradas estas relações tensão-deformação necessárias (De Souza, 1982).

Para encontrar a deformação real em função da estrição do material precisa-se, primeiro, definir a deformação real, na equação (4.1), e a estrição do material, a qual está definida pelas equações (4.2) e (4.3).

$$\varepsilon_R = \ln\left(\frac{S_0}{S_f}\right) \quad (4.1)$$

$$\psi = \frac{\Delta S}{S_0} = \frac{S_0 - S_f}{S_0} \quad (4.2)$$

$$\frac{S_0}{S_f} = \frac{1}{1 - \psi} \quad (4.3)$$

onde ε_R é a deformação real, S_0 é a seção inicial do corpo de prova, S_f é a seção final do corpo de prova e ψ é a estrição do material.

Utilizando as equações (4.1) e (4.3) obtém-se uma expressão para a deformação real a partir da estrição, equação (4.4).

$$\varepsilon_R = -\ln(1 - \psi) \quad (4.4)$$

O limite de ruptura real do material é a carga máxima de ruptura dividida pela seção transversal do corpo de prova antes da fratura, e o limite de ruptura convencional (obtido num ensaio convencional de tração) é a mesma carga dividida pela seção transversal inicial do corpo de prova. Assim, se tem o limite de ruptura convencional na equação (4.5) e o limite de ruptura real na equação (4.6).

$$\sigma_b = \frac{Q}{S_0} \quad (4.5)$$

$$\sigma_{bR} = \frac{Q}{S_f} \quad (4.6)$$

onde σ_b é o limite de ruptura do material, Q é a carga máxima para ruptura do corpo de prova e σ_{bR} é o limite de ruptura real do material.

Substituindo-se as equações (4.3) e (4.5) na (4.6) encontramos o limite de ruptura real do material, equação (4.7).

$$\sigma_{bR} = \frac{\sigma_b}{1 - \psi} \quad (4.7)$$

Para os valores do limite de ruptura convencional e a estrição da Tabela 4.2 obtém-se o valor do limite de ruptura real de 2120 MPa. Para encontrar a parte plástica da curva tensão-deformação do aço SAE 1070, admite-se que a relação tensão-deformação real tem um comportamento de forma exponencial, como se mostra na equação (4.8) (De Souza, 1982).

$$\sigma_R = K \varepsilon_R^n \quad (4.8)$$

onde σ_R é a tensão real do material, ε_R é a deformação real do material, K é o coeficiente de resistência do material e n é o coeficiente de encruamento do material.

Usando a equação (4.8) e considerando dois pontos se forma a parte plástica da curva tensão-deformação. O primeiro ponto é onde termina a parte elástica e começa o escoamento, ou seja, deformação elástica máxima antes de passar a escoamento e a tensão do limite de escoamento (σ_{esc}/E , σ_{esc}). O segundo ponto é o limite de ruptura real, isto é, a deformação plástica máxima antes da ruptura e o limite de ruptura real (ε_{max} , σ_{bR}). Substituindo o valor da estrição da Tabela 4.2 na equação (4.4) se obtém a deformação plástica máxima antes da ruptura, e substituindo o valor do limite de ruptura convencional e a estrição da Tabela 4.2 na equação (4.7) se obtém o limite de ruptura real.

Com estes dois pontos, substituindo-os na equação (4.8), se tem os coeficientes K e n , os quais são apresentados na Tabela 4.3. Com estas variáveis se pode tabular os pontos para formar a curva tensão-deformação real do aço SAE 1070

para cada porcentagem de deformação plástica. Os valores tabulados se encontram no Apêndice D e o gráfico da curva na Figura 4.3.

Tabela 4.3 - Propriedades do aço SAE 1070 calculadas

Metal	σ_{bR} (MPa)	K (MPa)	n
SAE 1070	2120	2320	0.14

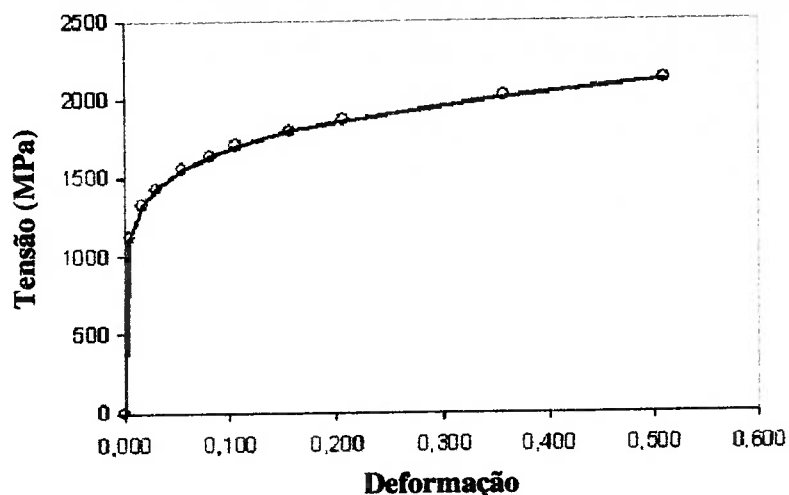


Figura 4.3 - Gráfico da curva tensão-deformação real do SAE 1070

4.2.2 Efeito da Taxa de Deformação

Em outras investigações como a de Meguid *et al.* (1999a), Meguid *et al.* (2002b), Guagliano (2001) e Schiffner *et al.* (1999) onde também foram propostos modelos numéricos para simular o processo de jateamento com granalha, descobriu-se que era muito importante ter em consideração o efeito do aumento da resistência do material quando este é deformado a alta velocidade. A taxa de deformação é a variação do valor da deformação por unidade de tempo. Neste trabalho também se considera o efeito da taxa de deformação sobre a curva tensão-deformação do aço SAE 1070.

Com a finalidade de considerar o efeito das altas velocidades de deformação sobre a curva tensão-deformação durante o impacto da granalha sobre a placa, é usado o modelo de sensibilidade do material pelo aumento da taxa de deformação proposto por Dowling (1999) para corrigir a curva, equação (4.9).

$$\sigma_{TR} = K' \sigma_R (\dot{\epsilon}_R)^m \quad (4.9)$$

onde σ_{TR} é a tensão real do material considerando o efeito da taxa de deformação, m é o coeficiente de sensibilidade do material à taxa de deformação e K' é uma constante que pondera o efeito.

O coeficiente m varia desde 0 (zero) para materiais que não são sensíveis à taxa de deformação, até 1 (um), para materiais chamados de sólidos viscosos. Para metais e ligas metálicas a temperatura ambiente, o valor de m varia normalmente entre 0 e 0,1. O valor da sensibilidade à taxa de deformação aumenta com a temperatura. Para considerar o efeito da taxa de deformação substitui-se a tensão real da equação (4.8) na (4.9), obtém-se a expressão para a tensão real considerando o efeito da taxa de deformação na equação (4.10).

$$\sigma_{TR} = K' K \epsilon_R^n (\dot{\epsilon}_R)^m \quad (4.10)$$

Então a curva tensão-deformação real do aço SAE 1070 considerando o efeito da taxa de deformação estaria em função do valor da taxa de deformação, como é exposta na Figura 4.4.

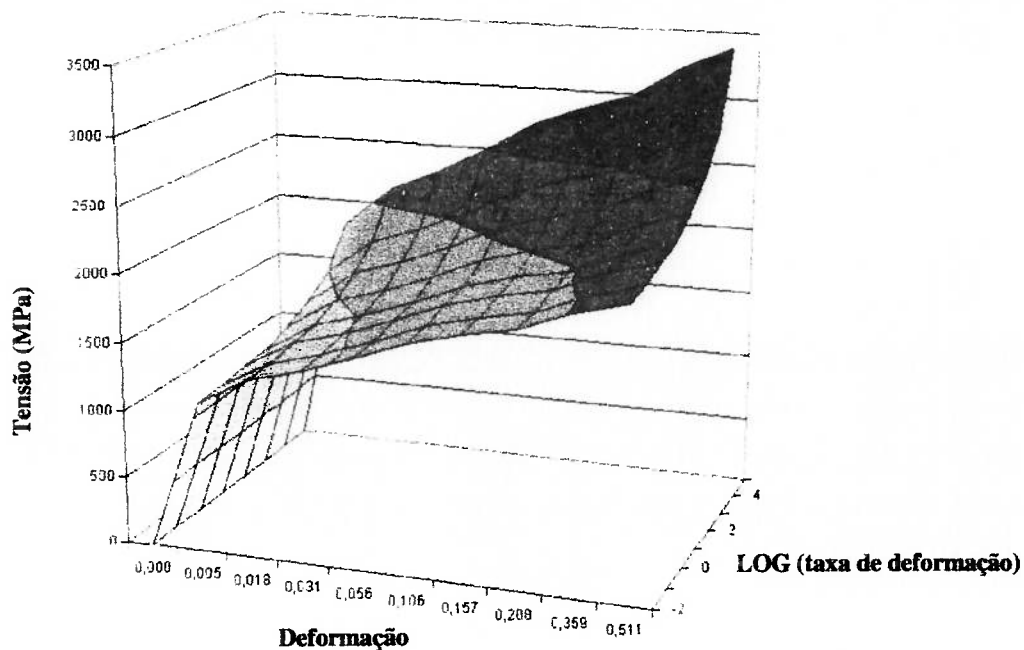


Figura 4.4 - Gráfico do efeito da taxa de deformação sobre a curva tensão-deformação para o aço SAE 1070, Dowling (1999)

Durante o processo de JCG, existe uma deformação local a alta velocidade na zona próxima a superfície de contato que ultrapassa o limite de escoamento do material. Entretanto, a zona da periferia da zona de contato não sofre tão intensa deformação nem sequer para ultrapassar o limite de escoamento.

É por isso que no corpo semi-infinito existem diferentes valores de taxa de deformação que dependem da proximidade à zona de contato e do instante dentro do intervalo de tempo do impacto.

Devido a limitações do programa de MEF empregado para a simulação do impacto, somente se considera um valor de taxa de deformação constante, este valor vai repercutir diretamente na curva tensão-deformação do aço SAE 1070.

Este único valor de taxa de deformação uniforme para toda a placa foi calculado como sendo a média dos valores de taxa de deformação obtidos (Tabela 4.4) para três distintas intensidades de jateamento com granalha (0,25, 0,35 e 0,45 mm Almen), e para diferentes pontos abaixo da zona de contato, e para todo o intervalo de tempo que dura o impacto.

Tabela 4.4 - Pontos tomados para cálculo da taxa de deformação média

Intensidade Almen (mm Almen)	Velocidade da granalha (m/s)	Distância para tomar os pontos (mm)	# pontos a considerar
0,25	25,0	0,125	6
0,35	41,9	0,175	8
0,45	89,8	0,250	11

A distância entre cada ponto, dos quais foram obtidas as deformações em função do tempo de impacto, é de 0,025 mm, e o número de pontos vai depender do tamanho da zona afetada pelo impacto. Quanto maior a intensidade do JCG, maior é a quantidade de pontos necessários. A distribuição destes pontos abaixo da superfície na zona de contato pode-se ver na Figura 4.5, para o modelo submetido ao JCG com uma intensidade de 0,45 mm Almen, obtendo-se 11 pontos.

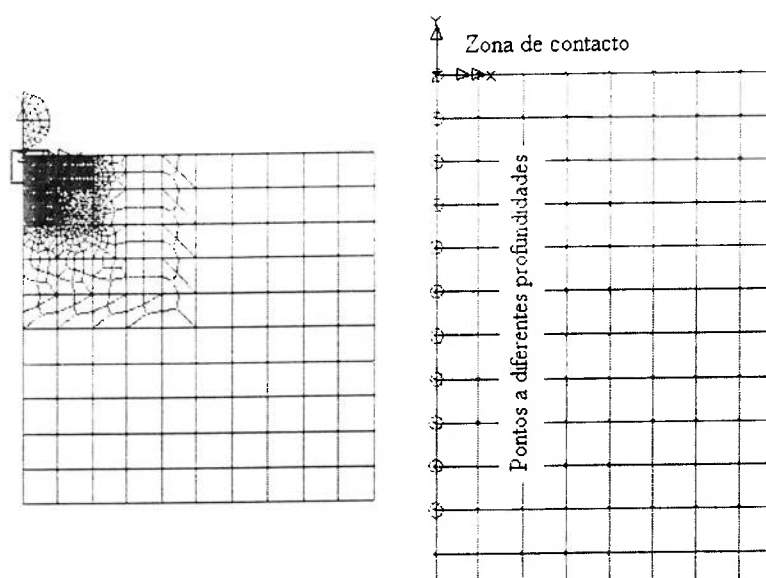


Figura 4.5 - Pontos abaixo da zona de contato para obtenção da deformação em função do tempo

Na Figura 4.6 pode-se constatar as curvas da deformação em função tempo para várias intensidades de JCG. Cada uma destas curvas é a média das curvas obtidas nos pontos para diferentes profundidades.

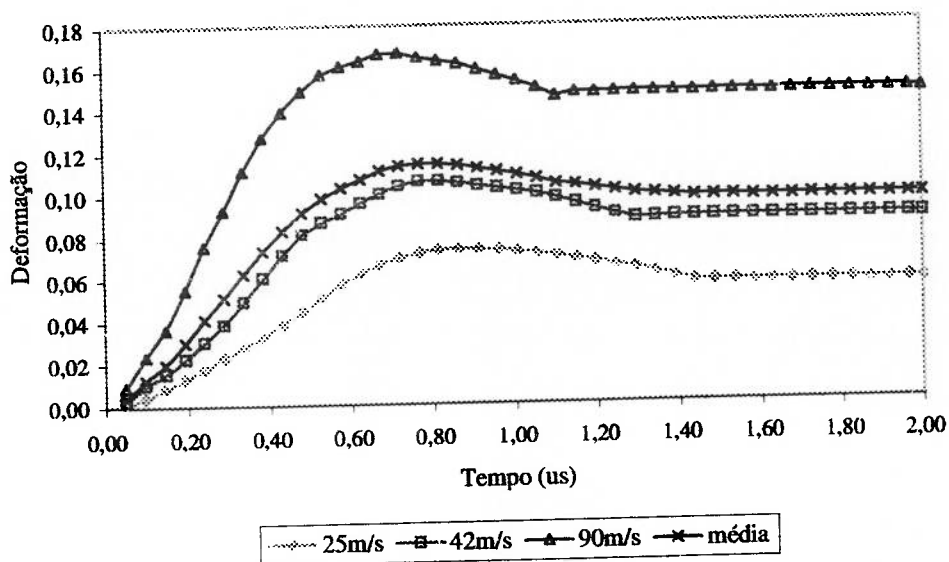


Figura 4.6 - Deformação média em função do tempo para zona próxima ao contato, para várias velocidades de granalha

Os valores de taxa de deformação na Figura 4.7 provêm dos valores de deformação na Figura 4.6, dividindo a variação de deformação pelo intervalo de tempo, equação (4.11).

$$\dot{\epsilon}_t = \frac{(\epsilon_{t+\Delta t} - \epsilon_t)}{\Delta t} \quad (4.11)$$

As curvas da Figura 4.7 foram obtidas de análises de modelos submetidos a diferentes intensidades de JCG, onde já se considerou um valor médio para a taxa de deformação de 10^4 s^{-1} . Este valor de taxa de deformação média para aço comum admitido inicialmente foi obtido da investigação de Schiffner *et al.* (1999). Este valor é importante para o processamento dos modelos iniciais.

O valor da média total na Figura 4.8, do logaritmo da taxa de deformação é a média da taxa de deformação para as três intensidades de JCG e para todo o tempo que dura o impacto. O valor obtido da média de taxa de deformação é de $1,58 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$

($10^{4.2} \text{ s}^{-1}$). Este valor é similar à taxa de deformação média considerada inicialmente e recomendada pela pesquisa de Schiffner *et al.* (1999) de 10^4 s^{-1} .

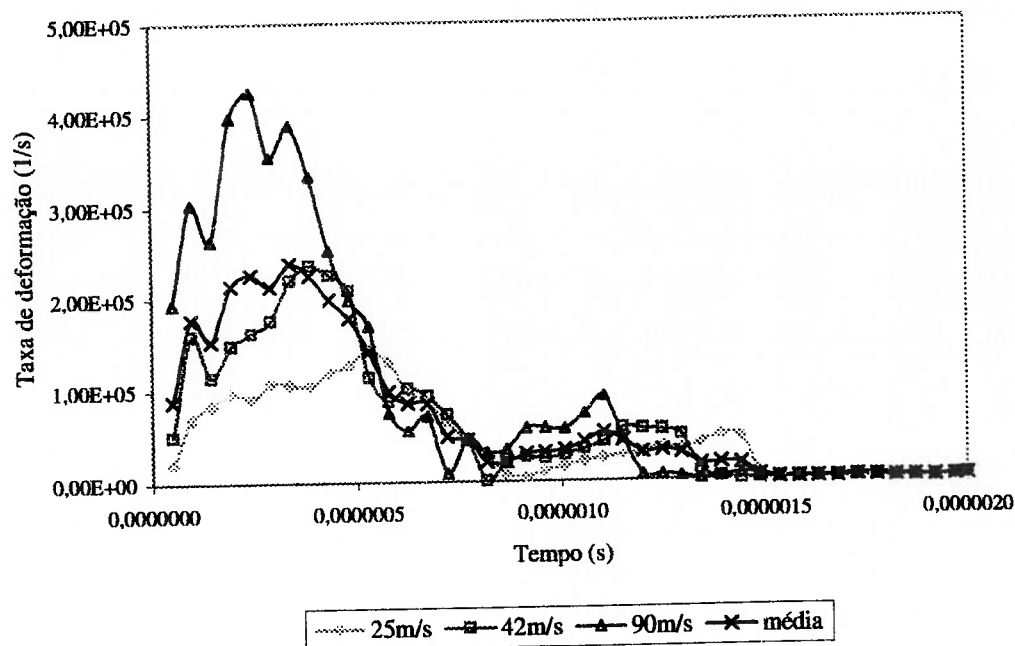


Figura 4.7 - Taxa de deformação em função do tempo para várias velocidades de granalha considerando só a curva média para cada modelo

Dada a pouca informação que existe sobre a sensibilidade dos materiais ao aumento da taxa de deformação, atribuiu-se o comportamento de sensibilidade do material por taxa de deformação do aço AISI 4340 ao aço SAE 1070.

A informação da sensibilidade do aço AISI 4340 ao aumento da taxa de deformação foi obtida da investigação de Meguid *et al.* (2002). A influência da taxa de deformação sobre a curva tensão-deformação é mostrada na Figura 4.9.

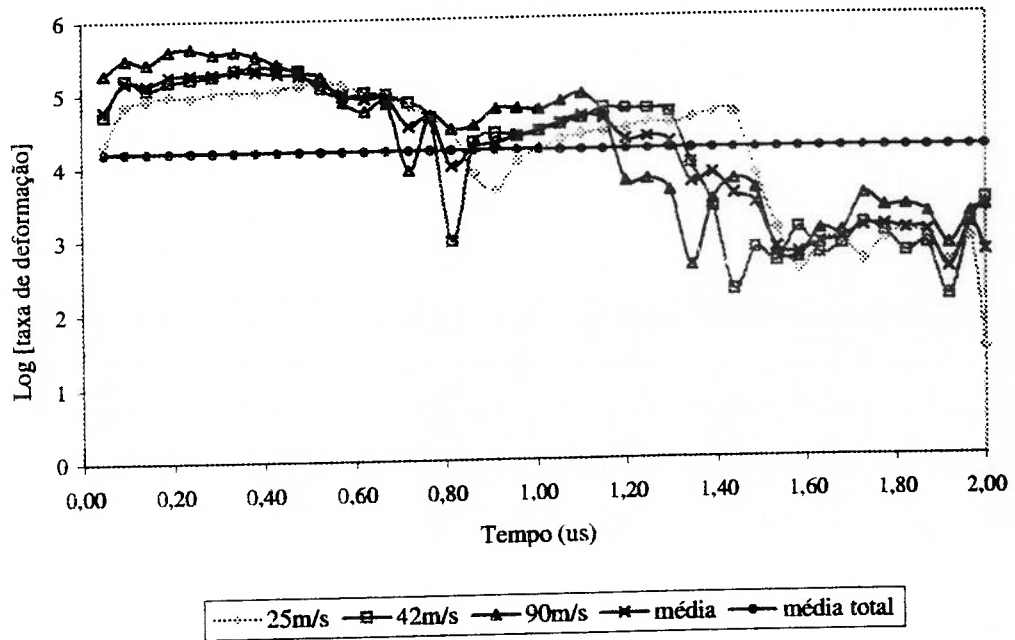


Figura 4.8 - Logaritmo da taxa de deformação em função do tempo para várias velocidades de granalha considerando só a curva média para cada modelo

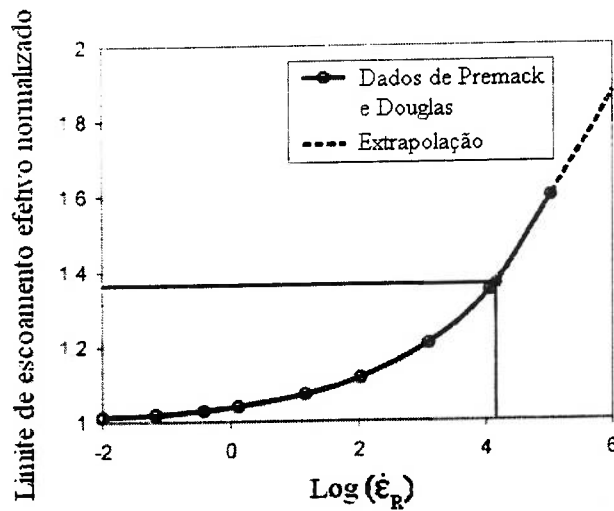


Figura 4.9 - Limite de escoamento efetivo normalizado considerado na análise para calcular a sensibilidade por taxa de deformação, Meguid *et al.* (2002)

Como se vê na Figura 4.9, para uma taxa de deformação de $1,58 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$ (aproximadamente $10^{4,2} \text{ s}^{-1}$) se tem aproximadamente um incremento de 35% na resistência mecânica do aço SAE 1070, e um limite de escoamento normalizado de 1,35 (Meguid *et al.*, 2002). Considerando este incremento, a curva corrigida de tensão-deformação pode ser vista na Figura 4.10, e os pontos que formam a curva estão tabulados no Apêndice E.

A Tabela 4.5 mostra as propriedades do aço SAE 1070 para formar a parte plástica da curva tensão-deformação considerando o efeito da taxa de deformação.

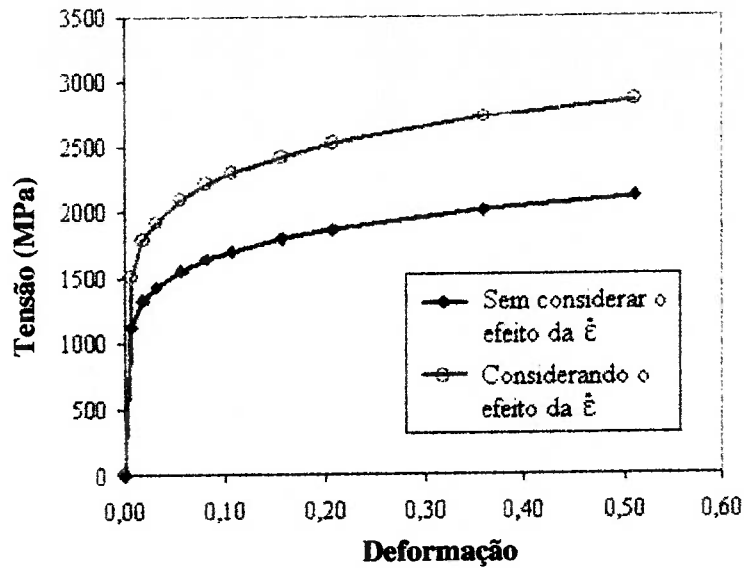


Figura 4.10 - Gráfico da curva de tensão-deformação real do SAE 1070 considerando o efeito de taxa de deformação

Tabela 4.5 - Propriedades do aço SAE 1070 calculadas considerando o efeito da taxa de deformação

Metal	σ_{bR} (MPa)	K (MPa)	n
SAE 1070	2860	3160	0.149

4.2.3 Efeito do Amortecimento

É muito importante considerar o efeito do amortecimento na simulação do impacto, uma vez que o amortecimento está presente em todo sistema oscilatório (neste caso as oscilações seriam as vibrações produzidas pelo impacto). Através do amortecimento o sistema dissipa energia e se não fosse considerado poder-se-ia ter um sistema que nunca atingiria o estado de equilíbrio, ou seja, onde as tensões e deformações produzidas oscilassem ao redor do valor médio permanentemente. É necessário considerar o efeito do amortecimento para diminuir as oscilações produzidas para poder obter dados certos de tensões e deformações gerados na placa.

O valor do amortecimento é diferente para cada uma das frequências naturais que tem o sistema. Neste caso, o sistema é o corpo semi-infinito devidamente restringido nos extremos; não se considerou o sistema completo (corpo semi-infinito mais a granalha unidos na zona de contato) que é realmente o sistema vibratório completo por facilidade de cálculo.

Nos Apêndices H, I e J têm-se os resultados de dois modelos preliminares de JCG, onde só um dos modelos considera o efeito do amortecimento. Vê-se nos gráficos as tensões, deformações e deslocamentos ao longo do tempo em um ponto da superfície do corpo alvo decorrentes. Ambos modelos possuem as propriedades mecânicas do aço 30CrMo (Wang *et al.*, 1998a). Um dos modelos considera os valores da taxa de amortecimento da Tabela 4.6. Como se comentou anteriormente, o modelo onde o amortecimento não foi considerado, apresenta valores de tensões e deformações que não atingem o equilíbrio, pois não pode dissipar energia, ao contrário do outro modelo.

Para a primeira frequência natural tem-se um valor de amortecimento da primeira frequência natural, que geralmente é mais elevado que nas demais frequências, mas não necessariamente vai predominar no sistema amortecedor, uma vez que depende do tipo de carregamento a ser aplicado.

O amortecimento é considerado no aço SAE 1070 seguindo o modelo de Rayleigh ou modelo proporcional, onde a matriz de amortecimento é proporcional a uma combinação linear das matrizes de massa e de rigidez do material como se pode ver na equação (4.12).

$$\tilde{C} = a_R \tilde{M} + b_R \tilde{K} \quad (4.12)$$

onde \tilde{M} e \tilde{K} são as matrizes de massa e de rigidez do sistema respectivamente, a_R e b_R são os coeficientes de Rayleigh proporcionais à massa e à rigidez respectivamente. Estes coeficientes são obtidos a partir das equações (4.13) e (4.14).

$$a_R = \frac{2\omega_i \omega_j (\xi_j \omega_j - \xi_i \omega_i)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \quad (4.13)$$

$$b_R = \frac{2(\xi_j \omega_j - \xi_i \omega_i)}{\omega_j^2 - \omega_i^2} \quad (4.14)$$

onde ω_i e ω_j são as i-ésima e j-ésima frequências naturais do sistema respectivamente e ξ_i e ξ_j são as suas respectivas taxas de amortecimento.

As constantes para a proporcionalidade são obtidas a partir de duas frequências naturais do sistema e de suas respectivas taxas de amortecimento como se observou anteriormente.

As frequências naturais foram obtidas a partir de uma análise pelo MEF e os valores das taxas de amortecimento para tais frequências foram obtidos de modo experimental (Rozas, 2000) para uma viga de aço estrutural engastada num dos extremos.

A viga é induzida a vibrar livremente, depois de aplicar sobre ela uma força inicial (um golpe), de maneira intensa a uma determinada frequência natural. Na Figura 4.11 mostra-se como se faz vibrar a viga estrutural na primeira e na terceira frequência natural, já que é mais fácil induzir as vigas a vibrar em esses modos. As vibrações são registradas para obter a taxa de amortecimento de cada uma destas duas frequências.

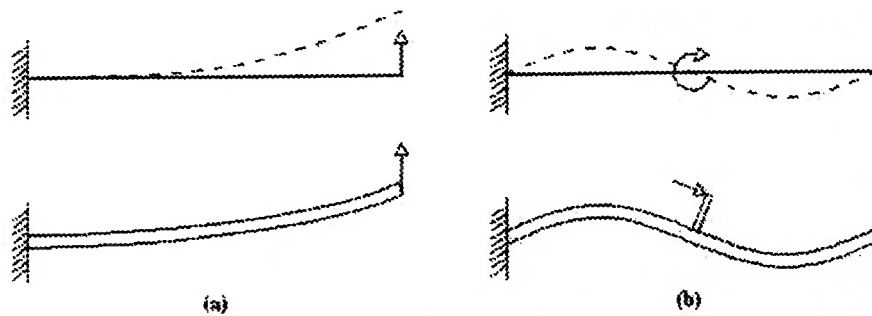


Figura 4.11 - Modo de obtenção experimental das taxas de amortecimento para a (a) primeira e (b) terceira frequência natural do aço estrutural, Rozas (2000)

No presente estudo, o modelo é submetido a uma análise de frequências naturais do código comercial LUSAS. As frequências naturais foram obtidas para o corpo semi-infinito isolado e engastado nos extremos, sem a presença do projétil. As frequências naturais encontradas nesta análise estão na Tabela 4.6.

Tabela 4.6 - Taxas de amortecimento e frequências naturais obtidas para o corpo semi-infinito do modelo isolado

Frequência natural	ξ	ω (Hz)
Primeira	0,05	160100
Terceira	0,30	476608

Utilizando as equações (4.13) e (4.14) e os dados da Tabela 4.5 calculam-se os coeficientes de proporcionalidade de Rayleigh para o nosso sistema, Tabela 4.7.

Tabela 4.7 - Coeficientes de proporcionalidade de Rayleigh calculados

a_R	$1.8326 \times 10^4 \text{ s}^{-1}$
b_R	$1.34 \times 10^{-6} \text{ s}$

4.3 VELOCIDADE

As velocidades de granalha desenvolvidas normalmente durante o processo de JCG industrialmente podem atingir velocidades entre 20 e 110 m/s (Guagliano, 2001). Neste trabalho foi realizada a simulação, empregando cinco modelos, cada um deles com uma diferente velocidade de granalha. Tais velocidades estão na faixa de 25 a 90 m/s que correspondem às intensidades entre 0,25 e 0,45 mm Almen, os valores são apresentados na Tabela 4.8.

Tabela 4.8 - Intensidades de JCG consideradas nas simulações pelo MEF

Modelo	1	2	3	4	5
Intensidade (mmA)	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45
Velocidade da granalha (m/s)	25,0	32,4	41,9	57,3	89,8

Foi utilizada a correlação entre a velocidade da granalha e a intensidade Almen da pesquisa de Guagliano (2001), para saber a intensidade Almen para valores determinados de velocidade de granalha das simulações pelo MEF (Figura 4.12).

Este gráfico foi obtido por interpolação das curvas para granalha de ferro fundido de $\varnothing 0,3$, $\varnothing 0,5$, $\varnothing 0,7$ e $\varnothing 1,0$ mm, os valores das curvas estão no Apêndice F. Esta correlação é importante para possibilitar a comparação dos resultados das simulações executadas com os resultados da investigação de Wang *et al.* (1998a), a qual encontra as características do CTRC gerado a partir da intensidade Almen do JCG.

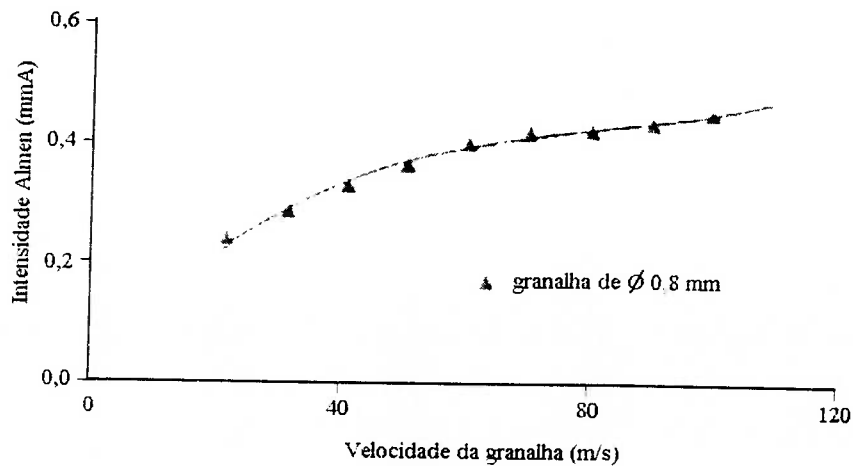


Figura 4.12 - Intensidade Almen versus velocidade da granalha para uma granalha de ferro fundido de Ø0,8 mm, Guagliano (2001)

4.4 EFEITO DE MÚLTIPLOS IMPACTOS

Como se constata na Figura 4.13, retirada do trabalho de Guagliano (2001) é importante também considerar o efeito de múltiplos impactos. O efeito da aplicação de vários impactos de granalhas sobre o perfil de tensões residuais de compressão é quase desprezível para o valor da profundidade do CTRC e para a tensão residual na superfície. Todavia, a aplicação de vários impactos de granalhas afeta fortemente o valor da tensão residual máxima de compressão, diminuindo-o aproximadamente em 20% do valor da tensão gerada após o primeiro impacto.

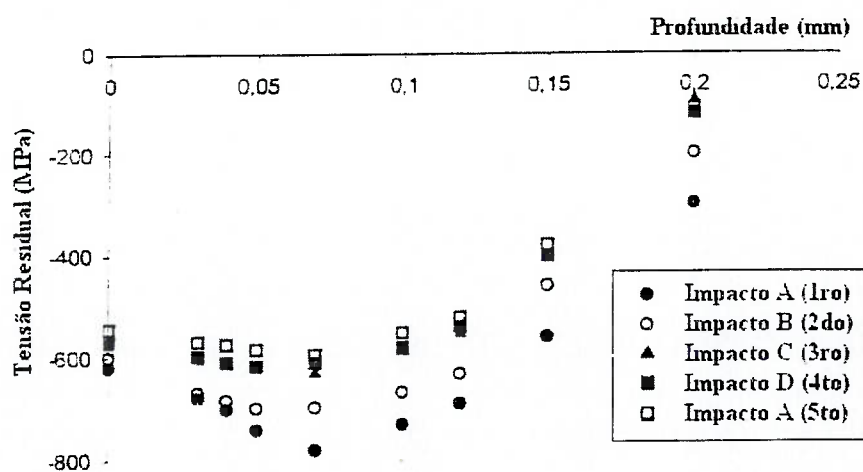


Figura 4.13 - Perfil de tensões residuais gerado por múltiplos impactos num aço DIN 39NiCrMo3 obtido mediante simulação pelo MEF, Guagliano (2001)

4.5 CONTATO

No modelo do MEF proposto, é necessário utilizar elementos de contato entre ambas as superfícies que inicialmente estão separadas, mas que entram em contato durante o evento (impacto da superfície da granalha contra a placa). Esta ferramenta é chamada de linhas de deslizamento (*slidelines*) (Lusas, 2000) a qual cria elementos de união entre as duas superfícies quando começam entrar em contato. O método utilizado para criar os elementos de contato está baseado numericamente numa função de penalização (*penalty function*).

Esta ferramenta permite a modelagem da deformação de dois sólidos que entram em contato, em duas ou três dimensões, podendo definir atrito entre as superfícies ou não. Definem-se duas superfícies: uma como superfície mestra (*master surface*) e a outra como superfície escrava (*slave surface*). A superfície da granalha é definida como a superfície mestra, ainda que não seja significativo (Meo *et al.*, 2003), pois usando o método da função de penalização esta distinção torna-se indiferente (Lusas, 2000).

O mecanismo de contato funciona de modo que, quando o contato entre ambas superfícies é detectado, uma mola é inserida na interface entre cada um dos

nós das superfícies mestra e escrava. A inserção de molas tem a finalidade de minimizar a penetração entre as superfícies.

A intensidade da força associada a cada mola na interface é igual à rigidez da mola multiplicada pela distância de penetração da mesma. Esta distância de penetração é a distância perpendicular às superfícies entre os nós.

Na Figura 4.14 pode-se observar o mecanismo para a criação de elementos de contato entre duas superfícies para o caso bidimensional, utilizando a opção linhas de deslizamento do programa LUSAS. Uma zona radial é definida ao redor de cada nó, e o contato (a criação do elemento de contato) só é possível quando o nó da outra superfície se localiza dentro desta zona. O raio da zona de contato (R_{zc}) é dado mediante a equação (4.15).

$$R_{zc} = p_{dz} \cdot l_{nó}^{máx} \quad (4.15)$$

onde $l_{nó}^{máx}$ é a distância máxima aos nós vizinhos na superfície de contato e p_{dz} é o parâmetro de detecção de zona de contato que controla o grau de superposição que existe entre as zonas de contato vizinhas, o valor recomendado para análise de tipo dinâmica explícita para p_{dz} é de 5/9, o qual é utilizado neste trabalho. Uma única consideração sobre este valor é que não pode ser menor que 0,5 senão poderia ocorrer penetração não detectada (Lusas, 2000).

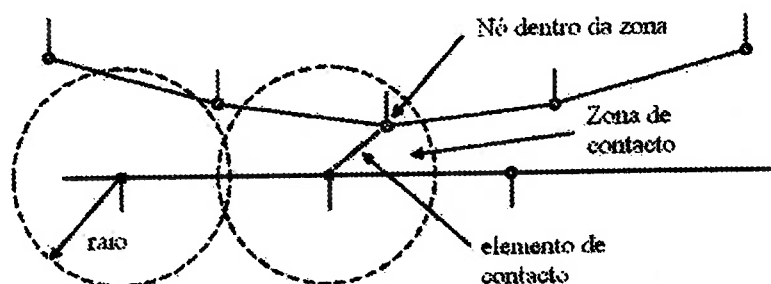


Figura 4.14 - Mecanismo de criação de elementos de contato entre superfícies, Lusas (2000)

No caso do LUSAS, esta rigidez da mola (elemento de contato) é controlada mediante os valores de escala de rigidez, através das equações (4.16) e (4.17), respectivamente, para a análise bidimensional e tridimensional:

$$K_{nó} = s_K \cdot \frac{E l_c^2}{2 \cdot e_c} \quad (4.16)$$

$$K_{nó} = s_K \cdot \frac{E \cdot A_c^2}{Vol_c} \quad (4.17)$$

onde $K_{nó}$ é a rigidez do nó de contato, E é o módulo de Young, l_c é o comprimento do elemento do nó de contato, e_c é a espessura do elemento do nó de contato, A_c é a área do elemento do nó de contato, Vol_c é volume do elemento do nó de contato e s_K é o valor de escala de rigidez, neste modelo estes valores são de 10 para a superfície ‘mestre’ e 0,1 para a superfície ‘escrava’. Assim, considerando este valor para a escala de rigidez obtemos um valor de rigidez do nó de contato de aproximadamente 10^{10} para o modelo bidimensional. Em outras investigações como a de Meo *et al.* (2003), ele considerou o valor de escala de rigidez em 0,4 e, por outro lado, Meguid *et al.* (1999a, 1999b) considerou nos seus modelos um valor de rigidez do nó de contato de 10^8 .

Outra consideração na simulação do processo de JCG é o atrito entre as superfícies de contato, já que, devido as grandes tensões de contato durante o impacto a tensão cortante na superfície da placa atinge rapidamente o limite de escoamento do material. Desta maneira, diminuem-se as tensões residuais superficiais.

Em algumas pesquisas, esta diminuição das tensões considerando o atrito entre as superfícies pode provocar uma diminuição na energia cinética da granalha no rebote de até 2% (Meguid *et al.*, 2002c).

Os valores de coeficiente de atrito usados nas modelagens variam entre 0,0 e 0,5 (Meguid *et al.*, 1999b). Na pesquisa de Meo *et al.* (2003), ele emprega um atrito de 0,1, na pesquisa de Meguid *et al.* (1999a) empregou um valor maior para o atrito de 0,25.

Por outra parte, existem pesquisas como a de Guagliano (2001) onde o atrito não foi considerado, e onde os seus resultados, corroborados com dados experimentais, forneceram correlações entre estes valores experimentais e velocidades de impacto das simulações bastante satisfatórias. Também na pesquisa de Benítez (2002) não encontra grande influência a consideração do atrito no contato.

Segundo as considerações de vários pesquisadores, adotou-se que as superfícies de contato (a placa e a granalha) interagem sem a presença do atrito.

4.6 GEOMETRIA DO MODELO BIDIMENSIONAL

Os modelos bidimensionais axissimétricos de impacto isolado de uma esfera sobre uma placa plana foram desenvolvidos usando o código comercial de elementos finitos LUSAS. Empregaram-se elementos do tipo explícitos no modelo pela maior rapidez de processamento que os elementos implícitos. A análise empregada foi do tipo dinâmica para o modelo.

De uma forma geral, a geometria do modelo consiste de um retângulo e a metade de um círculo, com as devidas condições de apoio, de modo que quando giradas ao redor de um eixo formam um o corpo semi-infinito (cilíndrico) de aço SAE 1070 e uma parte de uma esfera (granalha).

Empregou-se um diâmetro de granalha constante para todos os modelos ($\varnothing 0.8\text{mm}$) a fim de comparar os resultados com os de outras pesquisas.

Empregaram-se elementos quadriláteros menores nas regiões mais próximas ao contato com a granalha durante o impacto (zona de contato, Figura 4.15). Esta modelagem detalhada com elementos menores é necessária para que, durante o processamento do modelo, sejam gerados elementos de contato entre as duas superfícies, e, assim, validar as pressões geradas e as tensões residuais criadas. O tamanho da zona de contato no corpo semi-infinito é de $0,5 \times 1,0$ mm, mas o tamanho dos elementos quadriláteros que compõem esta zona é definido mediante uma análise de mérito entre elementos de diversas dimensões.

A malha da região ao redor da zona de contato, chamada zona de transição, é composta por elementos irregulares de transição triangulares e retangulares (Figura

4.15). Os elementos usados nas zonas distantes à zona de contato (zona periférica) são quadriláteros regulares com $0,5 \times 0,5$ mm, pois nesta zona não ocorrem gradientes significativos de tensão e/ou deformação.

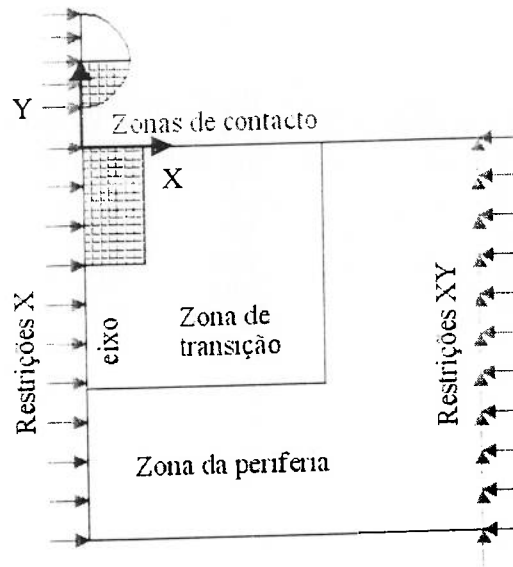


Figura 4.15 - Esquema do modelo axissimétrico para simular o JCG pelo MEF

As dimensões dos componentes mecânicos usualmente submetidos ao processo de JCG são sempre muito superiores ao tamanho da granalha. Por este motivo, as dimensões do modelo devem ser adequadamente grandes para que as condições de contorno da placa não afetem as tensões residuais geradas durante o processo. Por outro lado, o modelo não pode ser muito grande, para não requerer tempo de processamento elevado.

Com a finalidade de encontrar o tamanho mais adequado, realiza-se uma análise preliminar com modelos axissimétricos com quatro tamanhos diferentes. As dimensões (espessura \times raio) dos quadriláteros adotadas para os modelos, conforme podem ser constatados na Figura 4.17, são $2,5 \times 2,5$ mm, 5×5 mm, 10×10 mm e 20×20 mm.

Nesta análise adotam-se as propriedades elasto-plásticas do aço SAE 1070, a granalha de $\varnothing 0,8$ mm, uma velocidade de granalha de 42 m/s ($0,35$ mmA) e as mesmas condições de contorno.

Considera-se o resultado das tensões residuais do modelo de 20×20mm como referência para os resultados dos modelos menores. Pode-se ver na Figura 4.16 que os perfis de tensões residuais na direção X não se diferenciam muito a simples vista. A direção X é paralela à superfície do corpo semi-infinito como se vê na Figura 4.15.

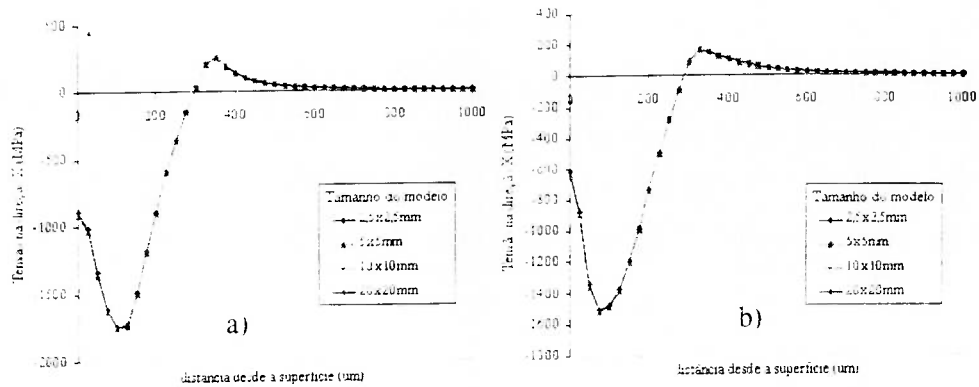


Figura 4.16 - Perfis de tensões residuais obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo

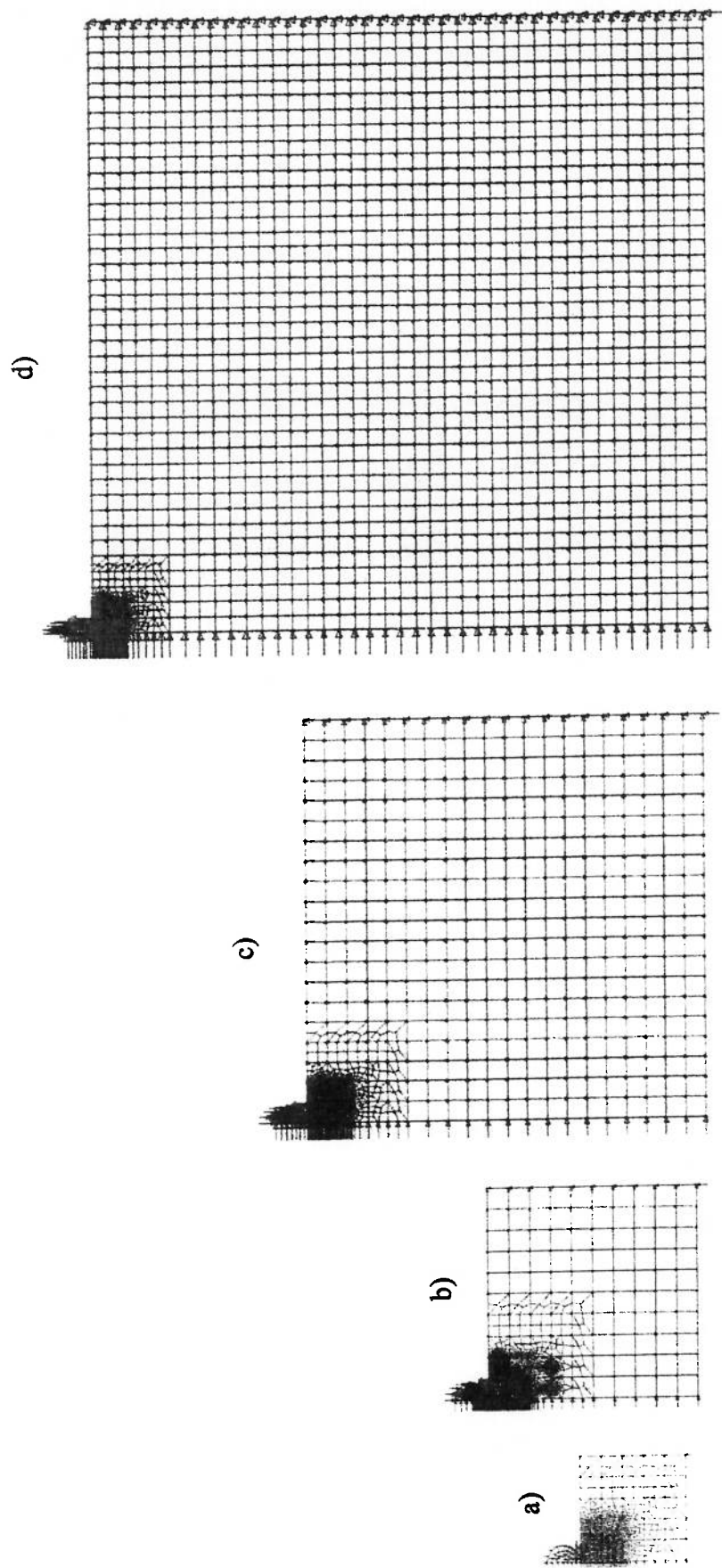


Figura 4.17 - Modelos de JCG para diferentes tamanhos de placa: (a) 2,5x2,5 mm; (b) 5x5 mm; (c) 10x10 mm; e (d) 20x20 mm.

Na Figura 4.18 se vê o erro dos valores dos perfis de tensões residuais na direção X com respeito ao modelo de referência para dois perfis de 0 e 0,025 mm de distância do eixo do modelo.

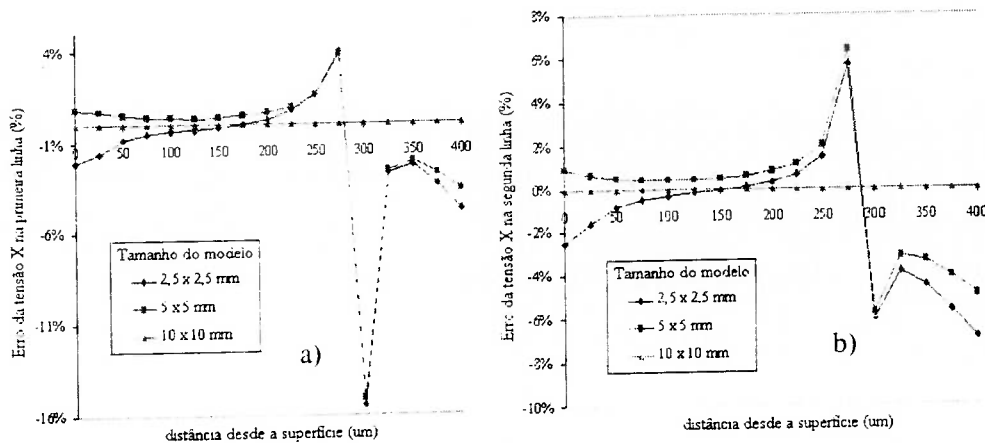


Figura 4.18 - Erro nas tensões residuais em relação às tensões obtidas do modelo de referência obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo

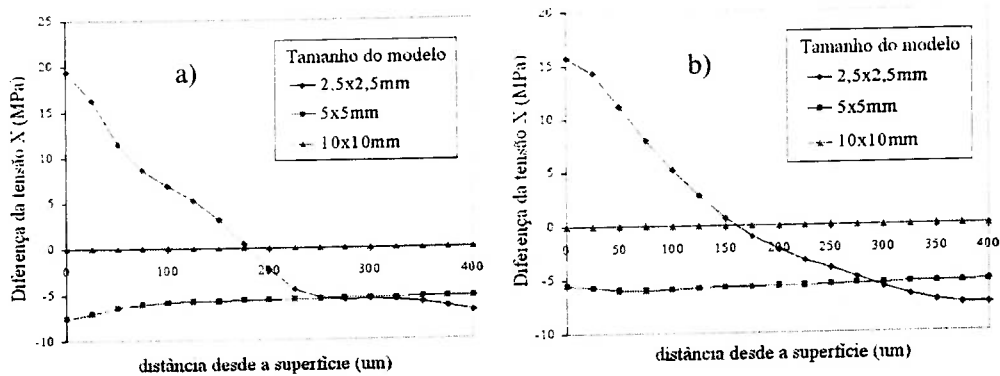


Figura 4.19 - Diferença das tensões residuais em relação às tensões do modelo de referência obtidas numa linha: (a) a 0 mm, e (b) a 0,025 mm do eixo do modelo

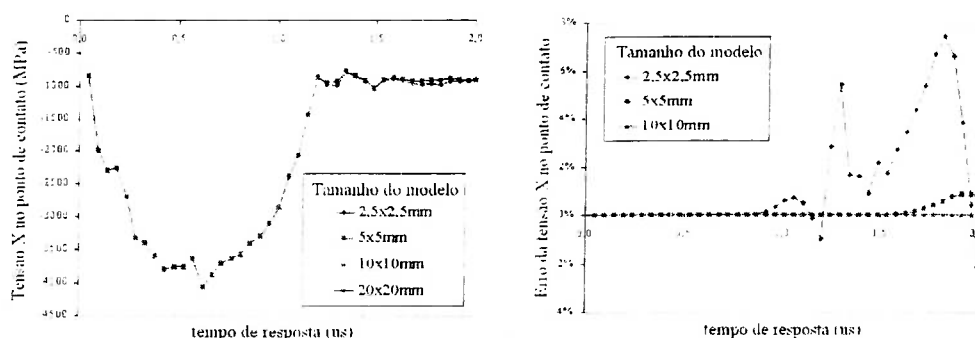


Figura 4.20 - Tensão Residual na direção X e o erro no ponto de primeiro contato em relação às tensões obtidas do modelo de referência ao longo do tempo de impacto

Na Tabela 4.9 se tem tabulados os erros máximos de: tensões residual na superfície do CTRC, tensão residual máxima de compressão do CTRC e tensão no primeiro ponto de contato ao longo de todo o tempo de impacto.

O modelo de 10×10 mm apresenta erros ao redor de 10^{-6} %, ou seja, quase nulos. Deste modo, considera-se o modelo de 10×10 mm muito grande para a simulação. Vê-se também que o modelo de 2,5×2,5 mm apresenta erros acima de 1 até 7,5%, os quais são altos para ser aceitos. Os erros do modelo de 5×5 mm não ultrapassam 1%.

Tabela 4.9 - Erro das tensões para os modelo de 2,5×2,5, 5×5 e 10×10 mm

Erro respeito ao modelo de 20×20 mm	Modelo 2,5×2,5	Modelo 5×5	Modelo 10×10
Erro da tensão residual na superfície	2,5 %	0,9 %	10^{-6} %
Erro da tensão residual máxima de compressão	1 %	0,4 %	10^{-6} %
Erro máximo da tensão do 1º ponto de contato	7,5 %	1 %	10^{-6} %

Pode-se constatar na Figura 4.18, que aproximadamente a 300 μm de profundidade o erro alcança valores relativamente elevados (entre 6 e 16%) devido

ao fato de que nesse ponto o valor da tensão residual é quase zero pela inversão da tensão residual de compressão a tração.

A diferença do valor da tensão residual em relação à referência se mantém praticamente constante oscilando entre 5 e 8 MPa, como se vê na Figura 4.19. Esta diferença é definida como a tensão residual gerada num ponto do modelo, menos a tensão residual gerada no modelo de referência no mesmo ponto. A diferença para as tensões residuais do modelo de 2,5×2,5 mm varia muito depois da primeira metade do tempo de impacto, enquanto que para o modelo de 5×5mm o erro é quase nulo e só atinge o 1% como máximo após 90% da evolução do impacto.

Pela análise anterior, propõe-se empregar o modelo de 5×5mm para todas as simulações 2D e 3D, uma vez que o tamanho deste modelo é grande o suficiente para que os efeitos das condições de contorno apresentem um desvio máximo de 1% sobre o CTRC gerado.

Foram testados também vários tipos de discretizações da malha da zona de impacto para encontrar a mais adequada. Caso a malha seja muito grossa ocorrem problemas para definir adequadamente o perfil de tensões residuais, quando este é gerado. Caso a malha seja muito fina o modelo demanda muito tempo para o seu processamento.

Consideraram-se sete modelos, os quais possuem diferentes graus de discretização na zona próxima à linha de contato de 0,5×0,5 mm. As malhas utilizadas foram de 10×10, 15×15, 20×20, 30×30, 40×40, 60×60 e 80×80 elementos quadriláteros.

A dimensão do modelo completo é de 5×5 mm, e da mesma maneira que os modelos anteriores usados para encontrar o tamanho do corpo semi-infinito adequado, estes modelos possuem as mesmas características: as propriedades elasto-plásticas do aço SAE 1070 para o alvo, granalha de Ø0,8 mm, velocidade de granalha de 42 m/s (0,35 mm Almen) e as mesmas restrições do corpo semi-infinito nos limites. Para as respectivas comparações emprega-se o perfil de tensões residuais gerado no modelo mais fino (80×80 elementos) como referência.

Pode-se constatar na Figura 4.22 os diferentes perfis de tensões residuais na direção X, obtidos para diferentes graus de discretização na zona próxima ao contato. Pode-se constatar também, que as curvas de 10×10 e 15×15 elementos não são

suficientemente finas, mas, a partir da curva de 20×20 elementos as curvas mais finas são bastante semelhantes à curva de referência.

Na Figura 4.21, para analisar o erro das tensões residuais na direção X com referência ao modelo de 20×20 analisaram-se 3 pontos do perfil de tensões residuais a diferentes profundidades, os pontos estão a 0, 0,1 e 0,2 mm de profundidade. Pode-se ver na Figura 4.21 que enquanto se incrementa o grau de discretização da zona próxima ao contato (se refina a malha), o erro vai diminuindo. Os valores da Figura 4.21 estão tabulados no Apêndice G.

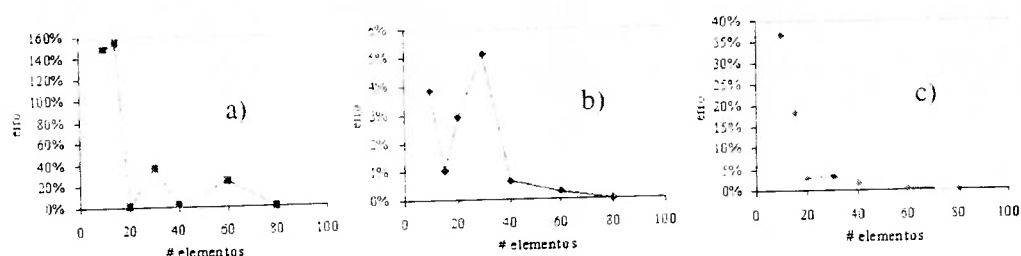


Figura 4.21 - Erro da tensão residual em relação à referência para um ponto a (a) 0 mm, (b) 0,1 mm, e (c) 0,2 mm de profundidade

Nos gráficos da Figura 4.22, pode-se constatar que o erro da tensão residual supera inclusive os 100%, para um refinamento de malha de 10×10 ou de 15×15 elementos, enquanto para o modelo de 20×20 elementos, os erros só alcançam um valor máximo de 3,2%.

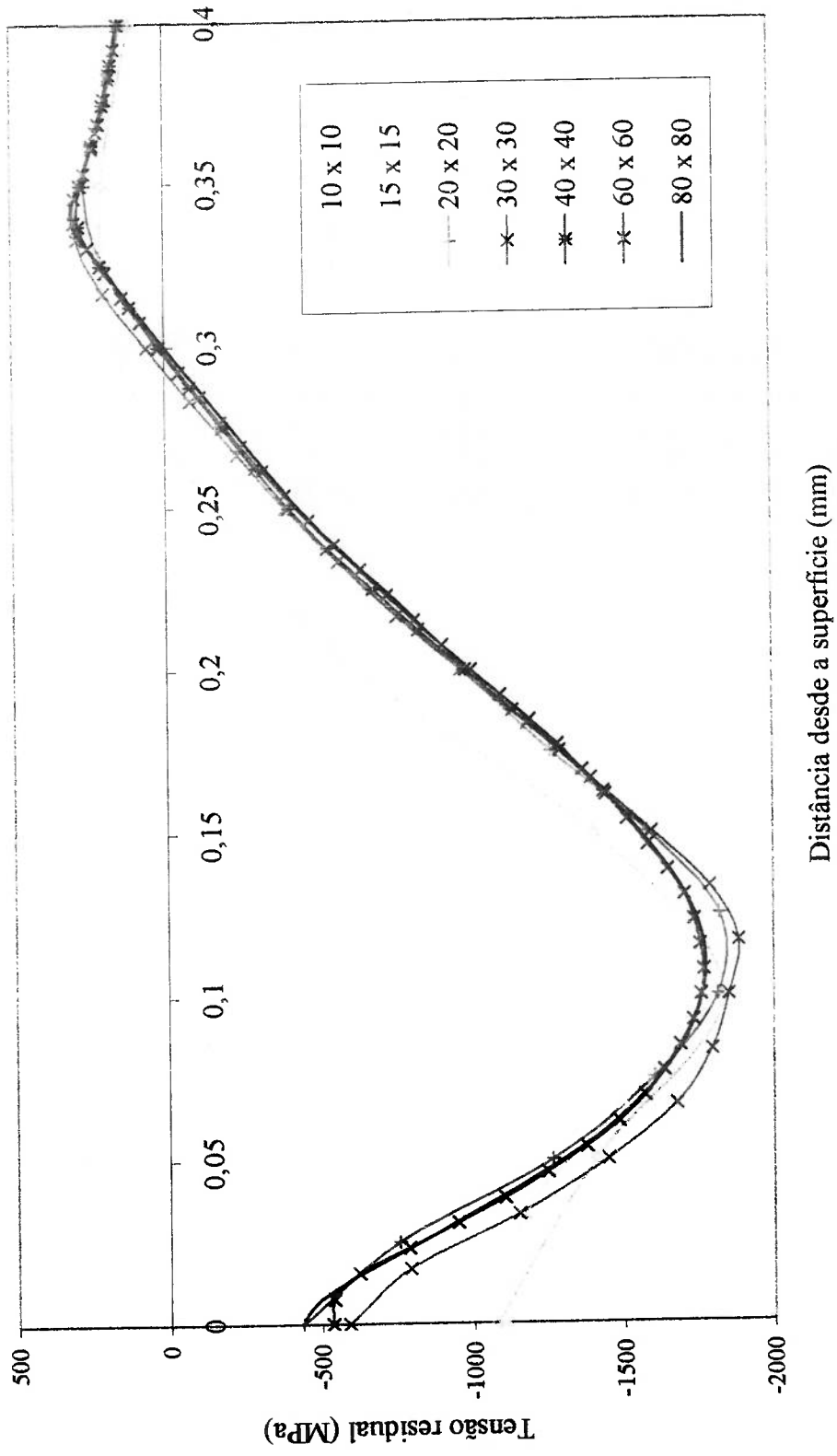


Figura 4.22 - Perfis de tensões residuais na direção X para vários tipos de discretização na zona de contato da placa.

Os valores de tensão residual dos modelos de 40×40 e 60×60 elementos têm também uma boa aproximação em relação ao modelo de referência, porém pela maior quantidade de elementos o tempo para processamento aumenta enormemente.

Desta forma, opta-se por empregar o modelo de refinamento de malha de 20×20 elementos na zona próxima ao contato para as simulações 2D e 3D, dado que, o modelo de 20×20 apresentou uma boa aproximação em relação à referência, e não contém um número excessivo de elementos. O detalhe da zona de contato para este tipo de modelo é mostrado na Figura 4.23.

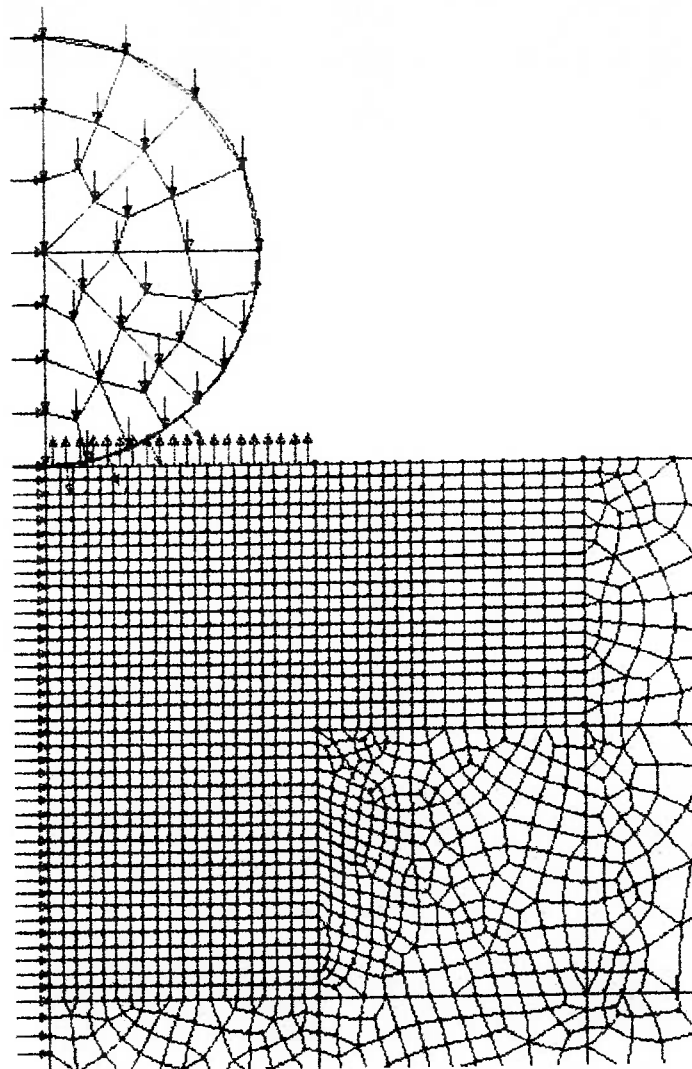


Figura 4.23 - Detalhe da zona de contato do modelo que possui 20×20 elementos quadriláteros regulares de $0,025 \times 0,025$ mm

Finalmente, na Figura 4.24 tem-se a configuração final do modelo para simulação do JCG pelo MEF. O tamanho do modelo é de 5×5 mm e possui uma zona próxima ao contato mais discretizada de $0,5 \times 0,5$ mm dividida em 20×20 elementos quadriláteros regulares. O modelo final possui 9294 elementos de interpolação linear, entre os quais se têm elementos de 3 nós TAX3E, e de 4 nós QAX4E, ambos elementos para análise tipo dinâmica explícita (Lusas, 2000). No total são 7661 os nós que conformam o modelo inteiro.

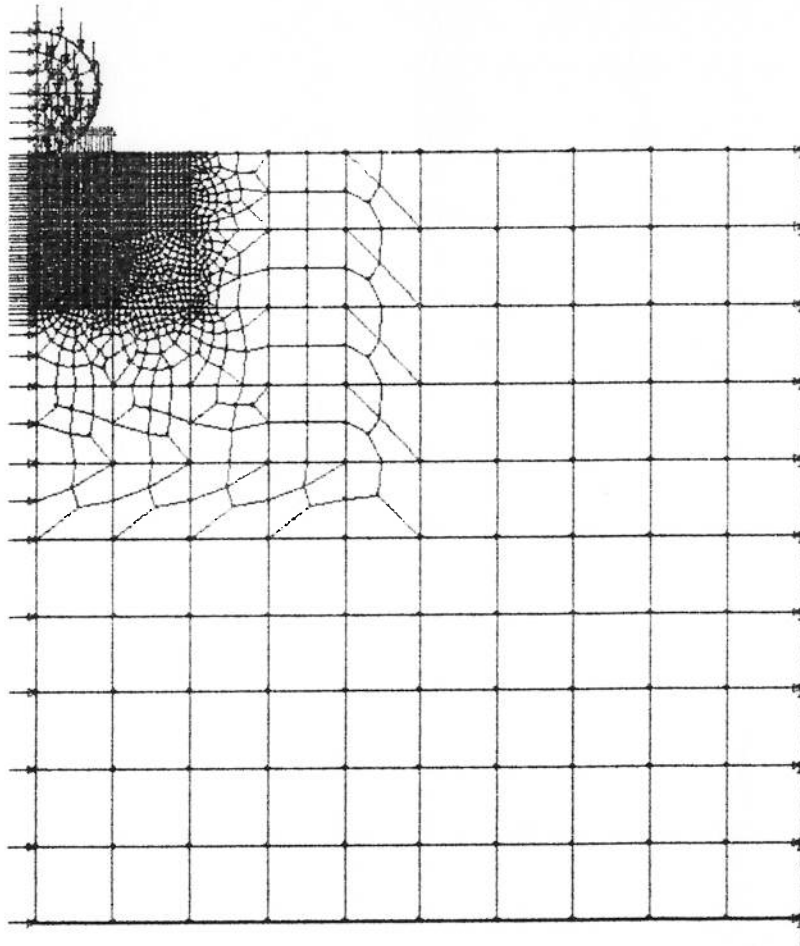


Figura 4.24 - Modelo axissimétrico para simulação pelo MEF do processo de JCG mediante o impacto isolado de um projétil sobre um corpo semi-infinito

4.7 GEOMETRIA DO MODELO TRIDIMENSIONAL

Os modelos tridimensionais para a análise do impacto isolado de uma granalha foram construídos empregando elementos do tipo explícitos. A elaboração da geometria do modelo tridimensional foi feita através de dois programas numéricos que usam o MEF. Estes programas são o LUSAS (2000) e o ANSYS (1994).

Quando um modelo é criado no programa LUSAS, gera-se uma lista com o arquivo fonte do modelo, onde estão todas as características do modelo. Tem-se, por exemplo, a geometria, os carregamentos, as restrições, os materiais empregados e opções adicionais (contato entre superfícies, tempo, etc), as quais, na hora do processamento, são lidas como dados de entrada pelo programa é apresentada.

A geometria do modelo 3D, como se vê na Figura 4.25, consiste num corpo semi-infinito que recebe o impacto de um projétil esférico. Aproveitando os dois planos de simetria, somente é apresentada a quarta parte da esfera e do corpo semi-infinito. Os dois planos de simetria são os planos XY e YZ como se vê na mesma figura.

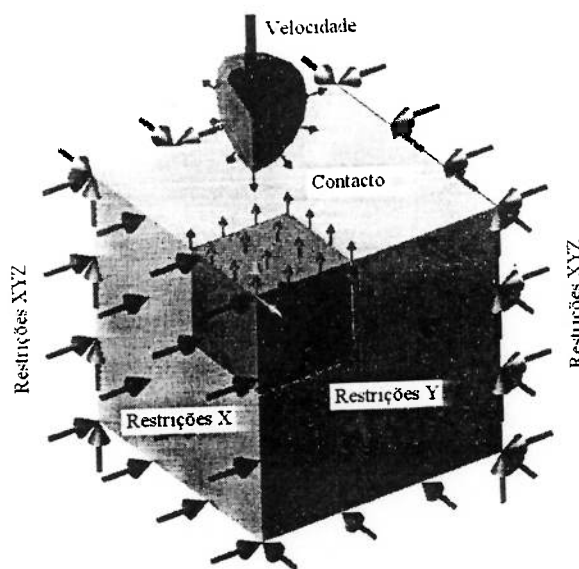


Figura 4.25 - Esquema do modelo tridimensional para simulação do JCG pelo MEF

De modo semelhante ao caso do modelo axissimétrico, empregam-se elementos hexaédricos cúbicos menores na parte de contato, pelos motivos já

expostos anteriormente no item 4.6. A malha nesta zona de contato da parte da placa 3D é construída de modo similar à malha do modelo axissimétrico. A zona de contato é de $0,5 \times 0,5 \times 0,5$ mm e está dividida em $20 \times 20 \times 20$ elementos. O tamanho do corpo semi-infinito é de $5 \times 5 \times 5$ mm e a malha da zona na periferia do contato é integralmente composta por elementos tetraédricos de transição.

As restrições foram estabelecidas considerando a simetria do modelo. O plano XY que contém o ponto (0,0,0) está restringido na direção Y, o plano YZ que contém o mesmo ponto está restringido na direção X e os planos XY e YZ afastados da zona de contato estão restringidos nos três graus de liberdade (XYZ).

A geometria do modelo, ou seja, a lista dos nós e dos elementos que integram o modelo foi gerada empregando os programas do MEF para análise numérica, LUSAS e ANSYS, mas o processamento foi feito integralmente pelo LUSAS.

O ANSYS foi usado para gerar a malha do corpo semi-infinito alvo porque apresenta maiores vantagens na parte de pré-processamento e geração de malhas de transição tridimensional, como se constata nas Figuras 4.26 e 4.27. Assim, a malha da granalha foi feita pelo LUSAS e a malha da placa pelo ANSYS. Os elementos utilizados para a malha são de interpolação linear cúbicos, tetraédricos e de transição.

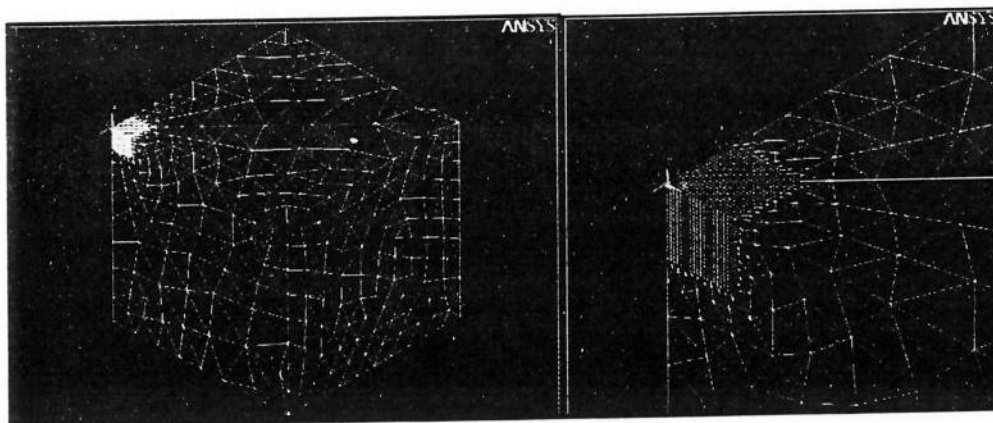


Figura 4.26 - Malha tridimensional da placa obtido no ANSYS

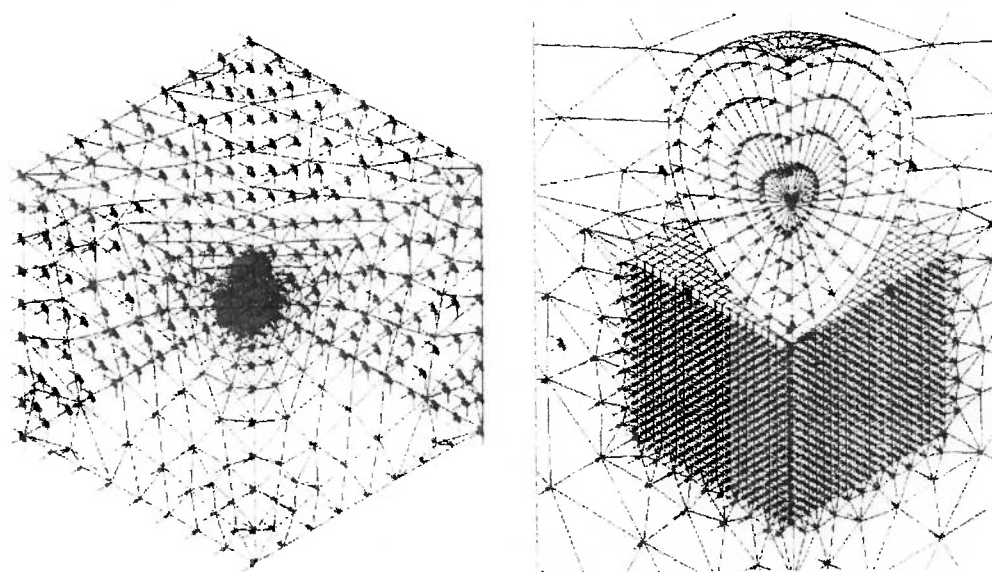


Figura 4.27 - Modelo tridimensional para simulação do JCG

Como se pode visualizar na Figura 4.27, tem-se a configuração final do modelo inteiro 3D para simulação do JCG pelo MEF no programa LUSAS. O modelo final, utilizado para análise de tipo dinâmica explícita (Lusas, 2000), possui 62164 elementos tridimensionais de interpolação linear, compostos de elementos de 8 nós de tipo HX8E, de 6 nós de tipo PN6E e tetraédricos de 4 nós de tipo TH4E. No total têm-se 45144 nós no modelo inteiro.

4.8 PROCEDIMENTO PARA A SIMULAÇÃO

A Figura 4.28 apresenta um diagrama do procedimento completo para a simulação do modelo 2D do processo de JCG pelo MEF, utilizando o programa de análise numérica pelo MEF, LUSAS. Para a criação do modelo definitivo, que contém todas as considerações mencionadas nos capítulos anteriores, teve que se testar cerca de 100 outros modelos considerando o alvo de aço SAE 1070 e de outros materiais como os aços ligados DIN 20Cr, DIN 30CrMo e DIN 39NiCrMo3. Os resultados destas simulações foram comparados para validá-los com resultados da pesquisa de Wang *et al.* (1998b). Essas simulações foram utilizadas para avaliar o comportamento de características como a não linearidade do material, as variáveis de contato, o atrito, refinamento da malha, as restrições nos limites do corpo semi-

infinito, o tamanho adequado do alvo, a duração do impacto, o carregamento empregado, o amortecimento, etc. Os modelos foram analisados através do processamento iterativo para a obtenção de alguns destes valores.

Os modelos 2D foram construídos integralmente em LUSAS, porque neste programa conta com todas as opções necessárias do pré-processamento para uma análise dinâmica adequada de uma modelagem bidimensional, Figura 4.28.

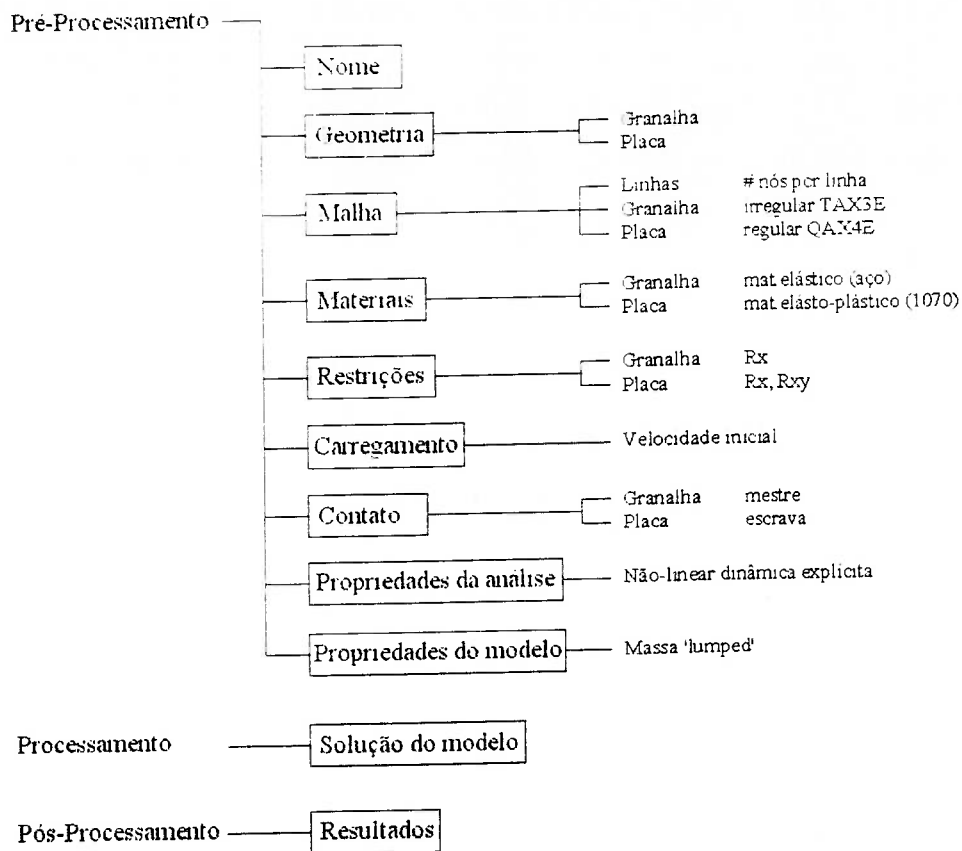


Figura 4.28 - Diagrama do procedimento para a simulação bidimensional

Na Figura 4.29, tem-se o procedimento completo para a simulação 3D. Numa primeira etapa, constrói-se a malha do modelo 3D da granalha e a placa no programa LUSAS, assim como as características dos materiais, do contato e do carregamento, contudo, nesta etapa a malha da placa gerada não foi a definitiva.

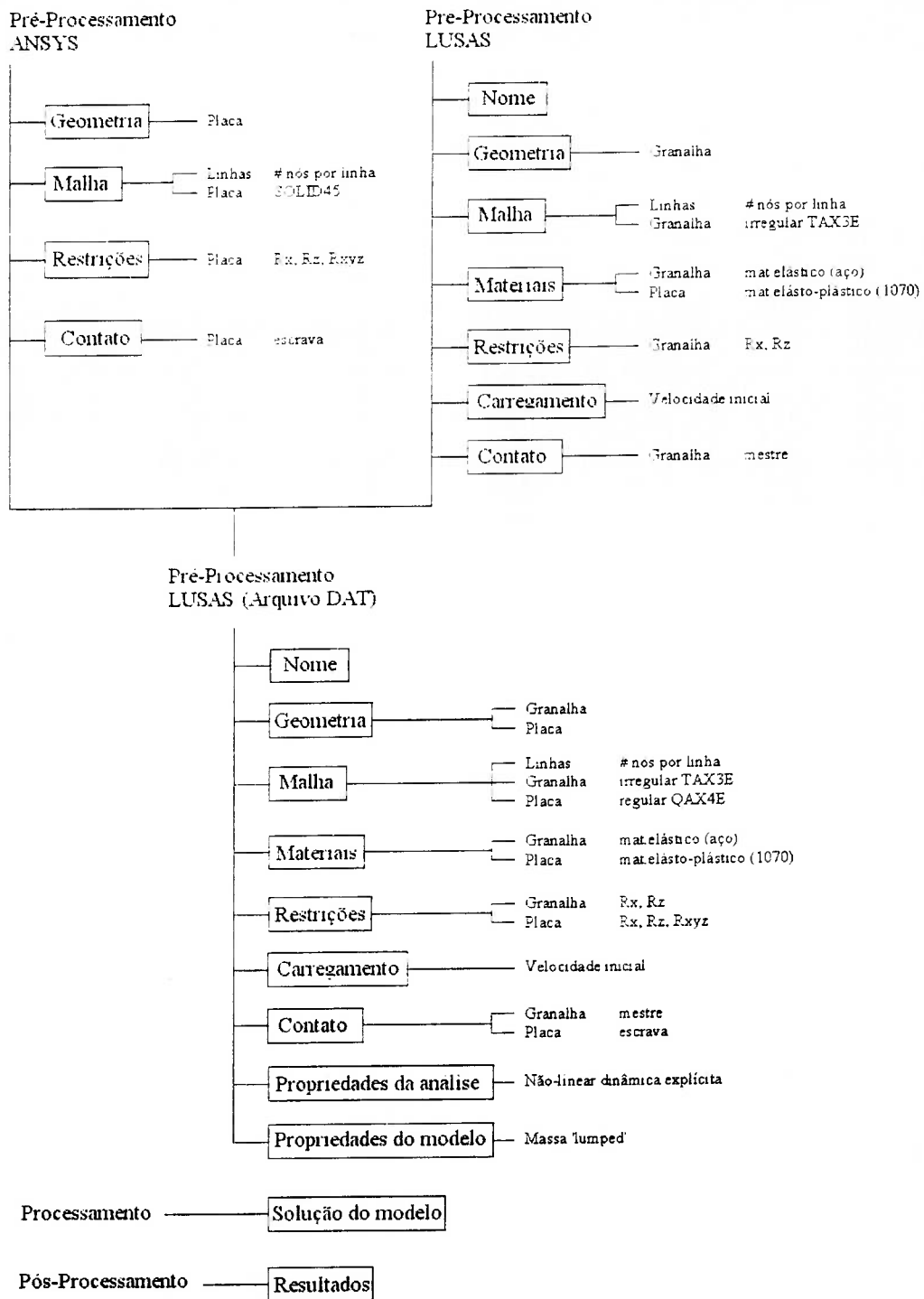


Figura 4.29 - Diagrama do procedimento para elaboração do modelo tridimensional

Paralelamente, gera-se uma lista de nós e de elementos da malha da placa no programa ANSYS, além de criar também a lista de nós para dados do contato e as restrições, as quais vão ser inseridas dentro do arquivo DAT do modelo construído em LUSAS.

Foram elaborados programas para poder ordenar e manipular as informações das listas de nós e elementos (Apêndices L.1 e L.2) devido à grande quantidade de informação a manipular. Os programas feitos em linguagem de programação 'Pascal' podem ser encontrados no Apêndice L.

Foi necessário também, criar um programa para obter os nós na zona de contato (Apêndice L.3) e para poder gerar uma lista destes nós da superfície da placa, na seqüência e direção certa utilizada pelos elementos de contato do LUSAS (Apêndice L.4).

O arquivo de fonte do modelo tem extensão DAT e contém as seguintes partes para o caso do modelo de impacto de uma granalha numa placa:

- Nome do modelo;
- Opções do modelo;
- Lista de elementos;
- Lista de nós;
- Propriedades do material: elásticas e plásticas;
- Lista de atribuição do material;
- Propriedades de contato;
- Lista de elementos de contato: superfície mestra e escrava;
- Lista restrições nos nós: X Y Z;
- Propriedades do carregamento: velocidade inicial;
- Lista carregamento nos nós;
- Opções não linearidade do modelo;
- Opções de saída de resultado.

CAPITULO 5 RESULTADOS

5.1 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO BIDIMENSIONAL

A simulação do processo de JCG foi desenvolvida para cinco diferentes valores de intensidade Almen, que correspondem a cinco diferentes velocidades de granalha.

O tempo de duração do impacto, ou seja, o tempo desde que se produz o primeiro contato entre o projétil e a superfície alvo até que o projétil perde contato com a superfície quando é repellido, é quase constante para as cinco velocidades de impacto. O tempo de duração de contato está entre 1,7 e 1,8 μs , sendo ligeiramente maiores para velocidades menores, porque quanto maior a velocidade, mais rápida é a penetração do projétil na superfície e mais rápido é expelido dela. O projétil é expelido aproximadamente entre 0,7 e 0,9 μs depois do início do contato.

O processamento dos modelos 2D foi feito num PC processador Pentium® II tecnologia Intel MMX™ com 383 MB de memória RAM, sendo empregado o programa para análise numérica pelo MEF LUSAS (2000) sob o sistema operativo Microsoft Windows 98, cada uma destas rodagens demoraram aproximadamente, em média, 1 hora para o seu processamento.

5.1.1 Energia Cinética

A energia cinética inicial do projétil representa a energia inicial total com que conta o sistema a qual é usada para gerar as tensões residuais no alvo. Esta energia cinética inicial está dada pela equação (5.3).

$$E_c = \frac{1}{2} \cdot M_g \cdot V_0^2 \quad (5.3)$$

onde M_g é a massa da granalha e V_0 a velocidade inicial da granalha.

Na Figura 5.1 se mostra a evolução da velocidade da granalha ao longo do tempo, o coeficiente de restituição do contato varia entre 0,68 e 0,52 (velocidade

final dividida pela velocidade inicial) e é menor para maiores velocidades do projétil. Na Figura 5.2 se mostra a evolução da energia cinética ao longo do tempo calculado a partir da velocidade da granalha.

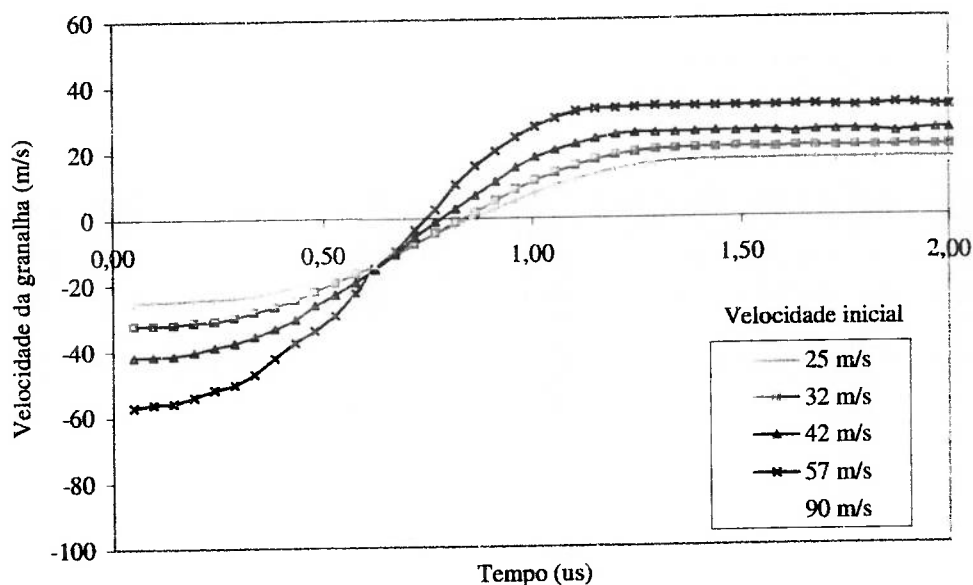


Figura 5.1 - Velocidade do projétil ao longo do tempo de resposta para varias intensidades de JCG

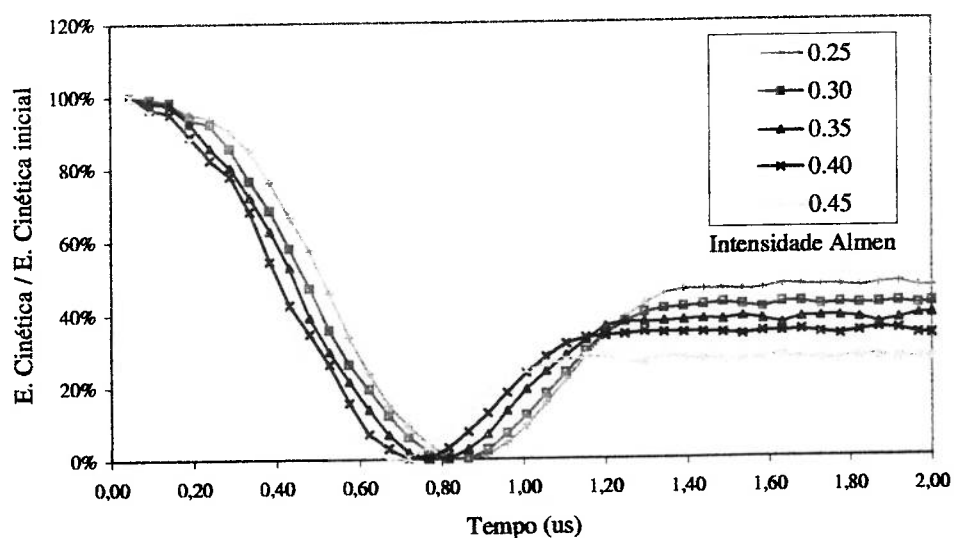


Figura 5.2 - Energia cinética do projétil dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

Na Figura 5.2 se apresenta o desenvolvimento no tempo da energia cinética do projétil em relação à energia cinética inicial do mesmo. Numa primeira etapa, esta porcentagem atinge o valor mínimo (zero) no momento que se produz deformação máxima no alvo, e depois fica só com uma fração da energia inicial.

5.1.2 Energia de Deformação

A Figura 5.3 mostra a variação da energia de deformação ao longo do tempo de impacto, considerando a energia de impacto de um só projétil.

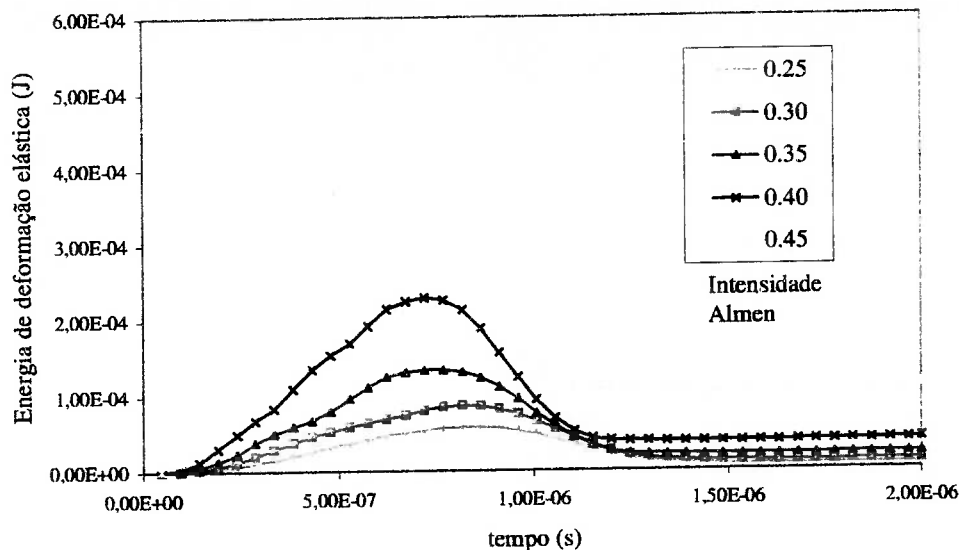


Figura 5.3 - Energia de deformação no alvo em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

Como parte do pós-processamento dos resultados, o programa LUSAS calcula a energia de deformação para materiais não lineares para o primeiro incremento usando a equação (5.1), e para subseqüentes incrementos mediante a equação (5.2).

$$U = \int_V \bar{\epsilon}^T \bar{\sigma} dV \quad (5.1)$$

$$\delta U = \frac{1}{2} \int_V \delta \bar{\epsilon}_e^T (\bar{\sigma}_c + \bar{\sigma}_{pr}) dV \quad (5.2)$$

onde U é a energia de deformação, V é o volume, $\bar{\epsilon}$ é o vetor de deformação, $\bar{\sigma}$ é o vetor de tensões, $\delta\bar{\epsilon}_e$ é o incremento do vetor da deformação elástica, $\bar{\sigma}_c$ é o vetor da atual tensão total e $\bar{\sigma}_{pr}$ é o vetor da tensão total para o incremento anterior.

Como se pode constatar, quanto maior a velocidade da granalha, maior é a deformação total que atinge, bem como maior é o valor de energia de deformação máxima que atinge e maior a energia de deformação remanescente na placa.

Pode-se identificar a ocorrência de duas etapas. Na primeira etapa, o corpo alvo é deformado até atingir o valor de energia de deformação máxima, e na segunda, o corpo alvo se restitui, devolvendo ao projétil só uma parte da energia de deformação inicialmente entregada. É assim que o corpo alvo permanece com uma quantidade de energia de deformação armazenada, resultando em deformação residual.

Na Figura 5.4 se vê a evolução da energia de deformação armazenada no corpo alvo dividido pela energia cinética inicial do projétil.

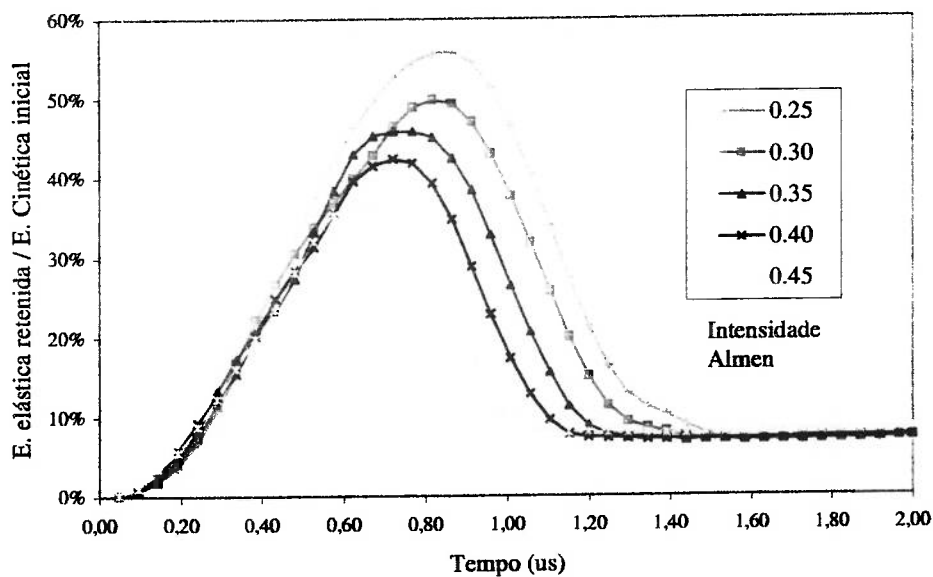


Figura 5.4 - Energia de deformação no alvo dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

Vê-se também que a energia de deformação não continua decrescendo até o instante do último contato do projétil e o alvo (entre 1,7 e 1,8 μ s dependendo da

velocidade inicial do projétil), senão até antes do último contato (entre 1,2 e 1,6 μ s). Isto ocorre, porque antes do último contato, a energia cinética já é devolvida ao projétil. Cabe ressaltar que, para menores velocidades do projétil utilizadas no impacto, maior é a porcentagem da energia de deformação que atinge no momento de máxima deformação durante o impacto.

Também se vê que para todas as intensidades de JCG, só um 10% da energia inicial do projétil fica remanescente em forma de energia de deformação.

5.1.3 Trabalho Plástico

Na Figura 5.5 tem-se a evolução do trabalho plástico em função do tempo.

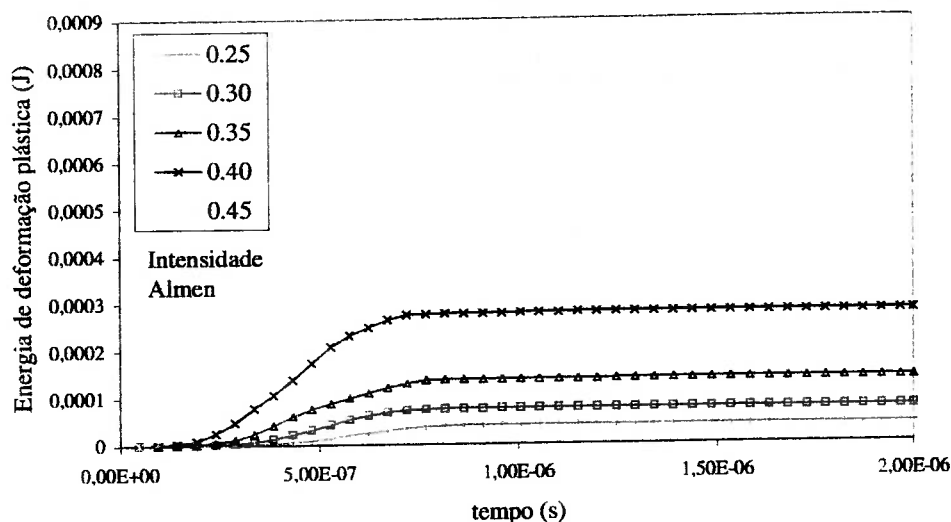


Figura 5.5 - Trabalho plástico efetuado no alvo em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

O programa LUSAS calcula o trabalho plástico mediante a equação (5.4).

$$\delta PW = \frac{1}{2} \int_V \delta \bar{\epsilon}_p^T (\bar{\sigma}_c + \bar{\sigma}_{pr}) dV \quad (5.4)$$

onde PW é o trabalho plástico e $\delta \bar{\epsilon}_p$ é o incremento do vetor da deformação plástica.

Como se esperava, quanto maior é a intensidade de JCG aplicada, maior é o trabalho plástico efetuado no alvo.

Tem-se na Figura 5.6 o trabalho plástico no alvo dividido pela energia cinética inicial do projétil. Constata-se que para maiores intensidades de JCG, maior é a porcentagem de trabalho plástico, ou seja, uma maior parte da energia cinética inicial é transformada em trabalho plástico. A porcentagem da energia que se transforma em deformação plástica varia entre 40 e 60%.

Também se pode ver que, após o ponto de deformação máxima da placa, o trabalho plástico não diminui, pois não pode ser devolvido.

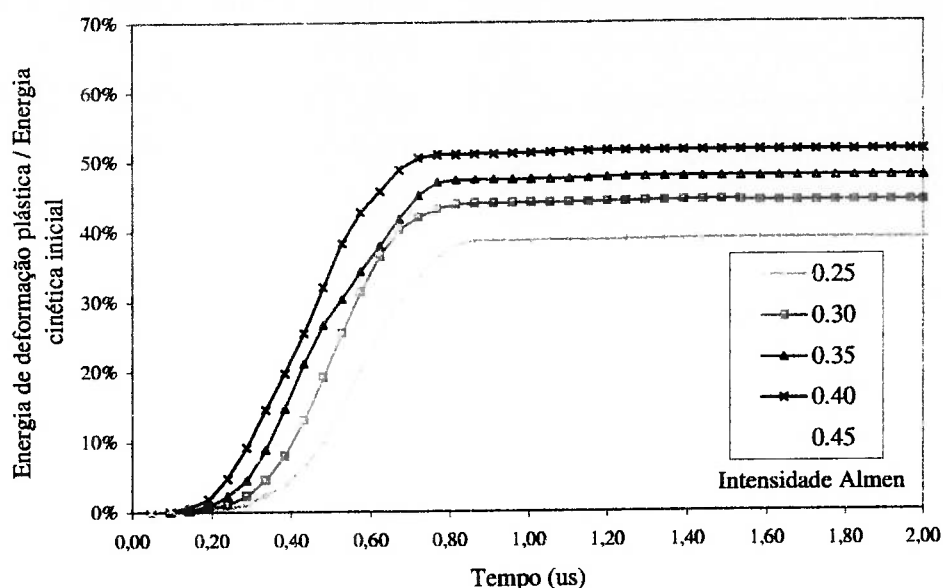


Figura 5.6 - Trabalho plástico efetuado no alvo dividido pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

5.1.4 Energia de Deformação Total

Na Figura 5.7 pode-se ver a energia de deformação total, ou seja, a soma das energias de deformação elástica e o trabalho plástico dividida pela energia cinética inicial. Esta soma de energia representa a porcentagem de quantidade de energia entregue ao sistema que é aproveitada, em outras palavras, a energia total que fica na placa durante e depois do impacto.

A porcentagem da energia de deformação total varia entre 46 e 66% em relação à energia cinética inicial empregada. As porcentagens são maiores para maiores velocidades do projétil.

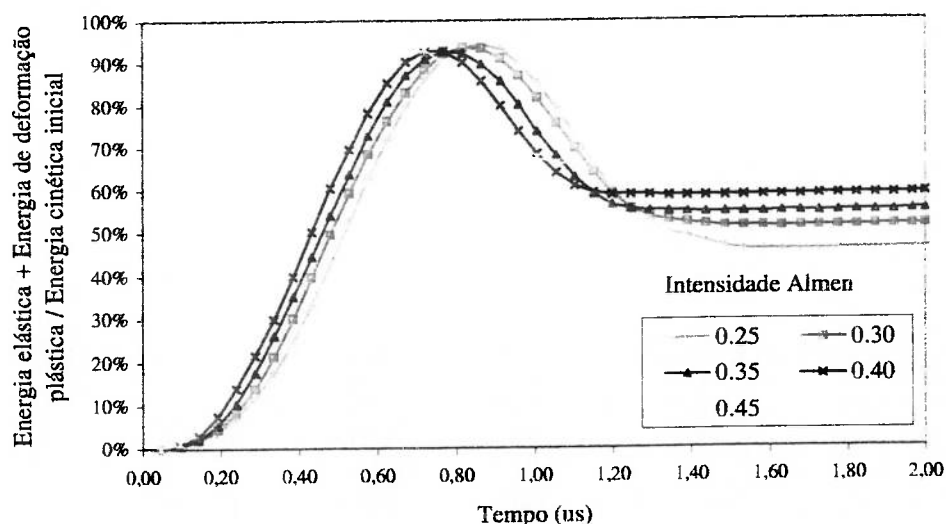


Figura 5.7 - Soma das energias de deformação elástica e plástica dividida pela energia cinética inicial em função do tempo de resposta para várias intensidades Almen de JCG

5.1.5 Tensões Residuais Geradas

O perfil de tensões residuais gerado abaixo da zona do impacto do projétil é considerado como sendo idêntico aos perfis das tensões residuais sob toda a superfície do corpo submetido ao JCG. Esta hipótese é válida porque nos processos de JCG, a cobertura da superfície é de pelo menos 100%, ou seja, o perfil de tensões gerado embaixo da superfície se repete em cada ponto abaixo da superfície do alvo.

O perfil do campo de tensões residuais 'representativo', que é utilizado para ser comparado com modelos experimentais, é calculado como a média dos perfis de tensões residuais localizados abaixo da endentação formada pelo impacto.

Os perfis dos campos de tensões residuais para o modelo bi-dimensional axissimétrico são as tensões residuais levantadas, ao longo de linhas retas, desde a superfície até o outro extremo do corpo alvo. As tensões levantadas são as tensões na direção X (Figura 5.8), ou seja as tensões tangenciais à superfície.

Experimentalmente, o método de Raios-X (Wang *et al.*, 1998a; Kobayashi *et al.*, 1998; Guagliano, 2001 e Boyce *et al.*, 2001) só pode detectar o valor de tensão residual na superfície. Por esta razão, os valores das tensões residuais ao longo da

profundidade são obtidos retirando-se finas camadas do material da superfície para obter-los a distintas profundidades. Assim, o método de Raios-X é um processo semi-destrutivo para obtenção de tensões residuais (Kandil *et al.*, 2003).

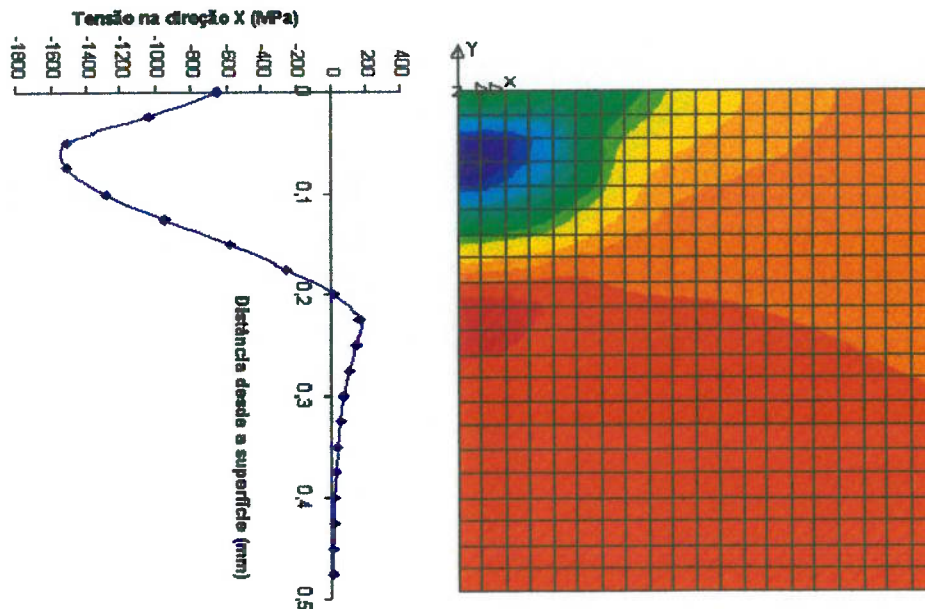


Figura 5.8 - Perfil de tensões no eixo X gerados na seção embaixo da zona de impacto

O perfil de tensões residuais que está na linha do eixo do modelo axissimétrico de impacto não é representativo, porque só mostra o perfil de tensões residuais para um ponto determinado (o centro) de toda a área da endentação criada.

Para encontrar uma distribuição das tensões residuais representativa é necessário calcular a média dos perfis de tensões residuais gerados abaixo da endentação gerada pelo impacto. Na Figura 5.9, tem-se o diâmetro da endentação gerada pelo impacto da gralha sobre a placa para várias velocidades de impacto. Estes valores foram obtidos na simulação pelo MEF. O número de perfis de tensões residuais usados para o cálculo da média depende diretamente do tamanho da endentação criada na placa. Quanto maior é a endentação, maior é o número de perfis a serem utilizados para o cálculo da média.

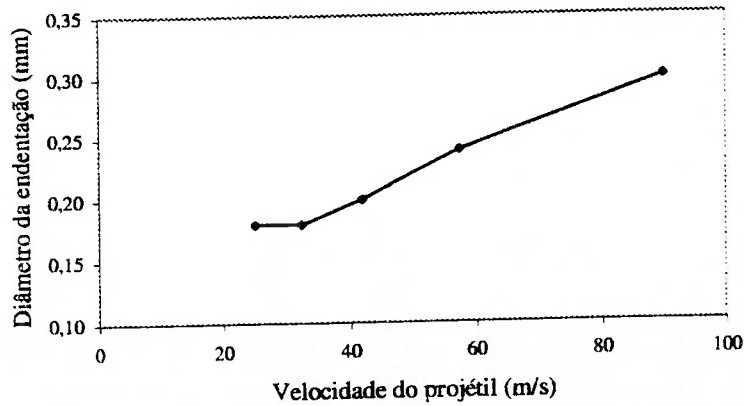


Figura 5.9 - Diâmetro da endentação criado pelo impacto de um projétil de $\varnothing 0,8$ mm em função da velocidade do mesmo

Com este objetivo, foram levantados os perfis de tensões residuais para cada $25 \mu\text{m}$ ao longo do raio da endentação, e a partir do eixo do modelo. Cada perfil foi ponderado com a sua respectiva área de abrangência. Unicamente para o perfil de $\varnothing 300$ os perfis foram levantados para cada $50 \mu\text{m}$. Para o diâmetro de endentação de $200 \mu\text{m}$ levantou-se 5 perfis de tensões residuais, como se pode constatar na Figura 5.10a, e para um diâmetro de endentação de $250 \mu\text{m}$ levantou-se 6 perfis de tensões residuais, Figura 5.10b.

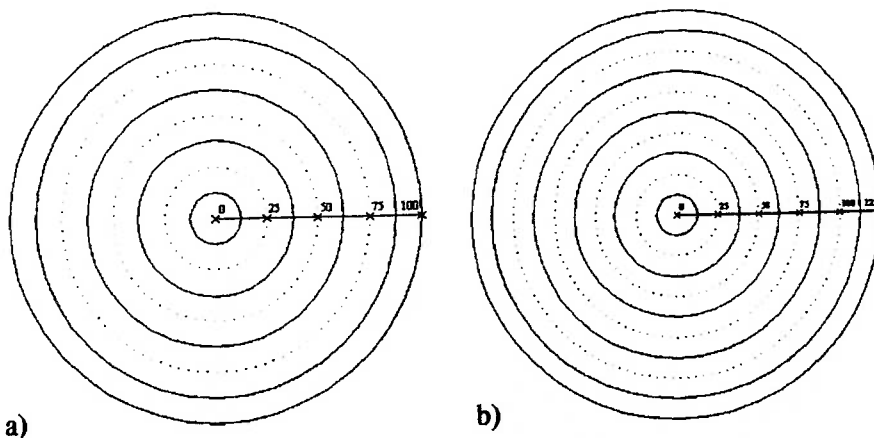


Figura 5.10 - Áreas de abrangência dos perfis de tensões residuais para endentações de (a) $\varnothing 200 \mu\text{m}$ e (b) $\varnothing 250 \mu\text{m}$

Considerando A_i a área de abrangência para cada um dos perfis de tensões residuais gerados abaixo da endentação criada (σ_i), o perfil médio representativo para essa intensidade de JCG é dado pela equação (5.5).

$$\sigma_{m\acute{e}dia} = \frac{\sum A_i \cdot \sigma_i}{\sum A_i} \quad (5.5)$$

Por exemplo, para uma endentação de $\varnothing 180\mu\text{m}$ (considerando as distâncias em μm), obtêm-se as equações (5.6) e (5.7).

$$\sigma_{m\acute{e}dia}^{\varnothing 180\mu\text{m}} = \frac{\frac{\pi}{4} \cdot [25^2 - 0^2] \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + \frac{\pi}{4} \cdot [75^2 - 25^2] \cdot \sigma_{25\mu\text{m}} + \frac{\pi}{4} \cdot [125^2 - 75^2] \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + \frac{\pi}{4} \cdot [175^2 - 125^2] \cdot \sigma_{75\mu\text{m}} + \frac{\pi}{4} \cdot [180^2 - 175^2] \cdot \sigma_{100\mu\text{m}}}{\frac{\pi}{4} \cdot [180^2]} \quad (5.6)$$

$$\sigma_{m\acute{e}dia}^{\varnothing 180\mu\text{m}} = \frac{1 \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + 8 \cdot \sigma_{25\mu\text{m}} + 16 \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + 24 \cdot \sigma_{75\mu\text{m}} + 2,84 \cdot \sigma_{100\mu\text{m}}}{51,84} \quad (5.7)$$

O mesmo procedimento é adotado para a obtenção das equações das tensões médias para os outros diâmetros de endentação, Tabela 5.1.

Tabela 5.1 - Equações de tensão média para diferentes diâmetros de endentação

Endentação	Tensão média
$\varnothing 180 \mu\text{m}$	$\frac{1 \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + 8 \cdot \sigma_{25\mu\text{m}} + 16 \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + 24 \cdot \sigma_{75\mu\text{m}} + 2,84 \cdot \sigma_{100\mu\text{m}}}{51,84}$
$\varnothing 200 \mu\text{m}$	$\frac{1 \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + 8 \cdot \sigma_{25\mu\text{m}} + 16 \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + 24 \cdot \sigma_{75\mu\text{m}} + 15 \cdot \sigma_{100\mu\text{m}}}{64}$
$\varnothing 240 \mu\text{m}$	$\frac{1 \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + 8 \cdot \sigma_{25\mu\text{m}} + 16 \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + 24 \cdot \sigma_{75\mu\text{m}} + 32 \cdot \sigma_{100\mu\text{m}} + 11,16 \cdot \sigma_{125\mu\text{m}}}{92,16}$
$\varnothing 300 \mu\text{m}$	$\frac{1 \cdot \sigma_{0\mu\text{m}} + 8 \cdot \sigma_{50\mu\text{m}} + 16 \cdot \sigma_{100\mu\text{m}} + 11 \cdot \sigma_{150\mu\text{m}}}{36}$

5.1.6 Resultados das Tensões Residuais Geradas

A Figura 5.11 apresenta as tensões residuais geradas nos modelos axissimétricos na direção X e, que quanto maior é a velocidade de impacto da granalha, maior é a região com tensões residuais de compressão formada abaixo da superfície. As maiores tensões residuais de compressão são representadas pela cor azul. Por esta razão, precisa-se considerar a média da tensão residual em relação à área de abrangência da endentação criada, como estabelecida acima.

A Figura 5.12 apresenta as tensões residuais na direção Y. Nesta figura tem-se a região do corpo alvo com tensões residuais de tração (cor vermelha) ao lado direito da zona com tensões de compressão. As tensões residuais de tração aparecem para o equilíbrio das tensões na seção do corpo alvo. É por esse motivo, que se geram regiões com tensões residuais de tração abaixo das regiões com tensões residuais de compressão nos resultados das tensões na direção X, Figura 5.11.

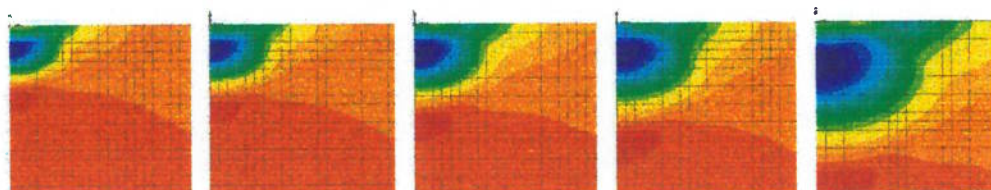


Figura 5.11 - Tensões residuais geradas nos modelos bidimensionais na direção X do modelo para as cinco intensidades de JCG

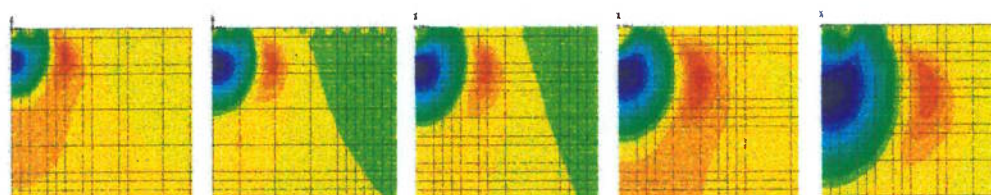


Figura 5.12 - Tensões residuais geradas nos modelos bidimensionais na direção Y do modelo para as cinco intensidades de JCG

A Figura 5.13 apresenta os distintos campos de tensões residuais médios calculados a partir do procedimento estabelecido. Têm-se os perfis do campo de tensões residuais para velocidades do projétil de 25, 32, 42, 57 e 90m/s. Os

resultados das tensões residuais na direção X para as 5 intensidades do JCG estão mais detalhados nos Apêndices A e B.

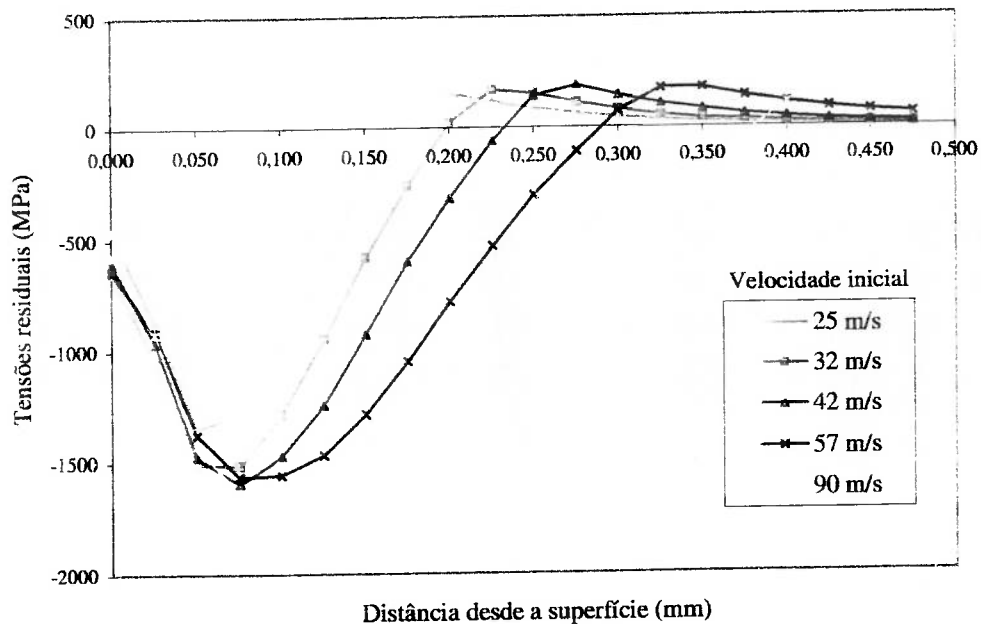


Figura 5.13 - Campos de tensões residuais médios para diferentes velocidades do projétil

Na Tabela 5.2 são mostrados os valores de tensão residual na superfície (σ_s^{cr}), valor de tensão residual máxima ($\sigma_{máx}^{cr}$) e a profundidade do CTRC (Z_0).

Tabela 5.2 - Características obtidas do CTRC para distintas velocidades de granalha

velocidade	25 m/s	32 m/s	42 m/s	57 m/s	90 m/s
σ_s^{cr} (MPa)	-462	-652	-604	-640	-575
$\sigma_{máx}^{cr}$ (MPa)	-1342	-1515	-1593	-1563	-1735
Z_0 (mm)	0,169	0,198	0,233	0,290	0,381

Nas Figuras 5.14, 5.15 e 5.16 vê-se estas características do CTRC obtidas numericamente neste trabalho, experimentalmente por Wang *et al.* (1998a) como se encontra nas equações (3.5), (3.6) e (3.8), por simulação numérica no trabalho de Guagliano (2001) no Apêndice F, e teoricamente no trabalho de Al-Obaid (1995) na equação (3.4).

É evidente, segundo a Figura 5.14, que a profundidade do campo de tensões residuais de compressão gerada é maior para maiores velocidades de granalha. Esta característica é visível também aos resultados de outras pesquisas tanto teóricas (Al-Obaid *et al.*, 1995), empíricas (Wang *et al.*, 1998a) e simulações feitas por outros investigadores (Guagliano, 2001).

Deve-se reconhecer que os resultados da simulação pelo processo MEF neste trabalho ainda têm a mesma tendência crescente, não se ajusta fielmente a nenhum dos resultados das outras investigações, mas se mantêm entre os valores destes outros trabalhos. Era de se esperar pequenas diferenças entre os resultados destas distintas investigações, devido não somente a suas distintas naturezas, mas também ao fato desses resultados terem sido obtidos experimentalmente em condições, eventualmente, diferentes uma de outras.

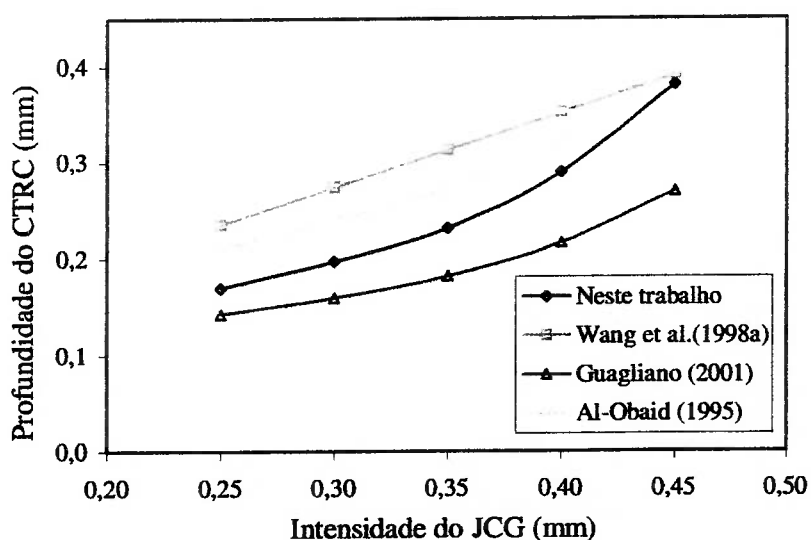


Figura 5.14 - Profundidade do CTRC obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos

Uma característica importante do CTC é o valor da tensão residual de compressão na superfície, porque geralmente nas falhas por fadiga a iniciação das trincas se gera na superfície, a qual é muito sensível, pois está exposta diretamente à intempérie (The Wheelabrator Corporation, 1977). Como se vê na Figura 5.15, o valor das tensões residuais de compressão na superfície oscila entre 500 e 650 MPa. Na pesquisa de Wang *et al.* (1998a) encontrou-se, que a tensão residual na superfície é constante para todas as intensidades de JCG, pois se concluiu que esta tensão residual não depende da intensidade do JCG, mas sim depende só do limite de escoamento.

Nos resultados da investigação de Guagliano (2001) constata-se que os valores de tensão residual na superfície aumentam pouco para maiores intensidades de JCG. Os valores obtidos nesta pesquisa oscilam entre os valores encontrados em outras investigações.

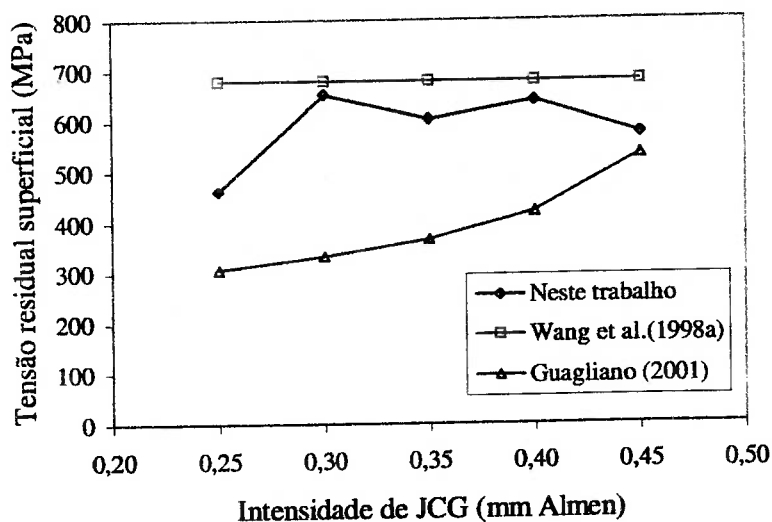


Figura 5.15 - Tensão residual na superfície obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos

Igualmente, também cabe mencionar que o valor da tensão residual máxima de compressão é maior para maiores velocidades do projétil. Na pesquisa de Wang *et al.* (1998a) o valor desta tensão residual é constante para cada material e não depende da intensidade do JCG.

Na pesquisa de Meguid *et al.* (1999a, 1999b) este valor de tensão residual máxima de compressão não varia muito em relação à velocidade do projétil, os dados da pesquisa de Meguid *et al.* (1999a, 1999b) não foram incorporados ao gráfico da Figura 5.15, pois foram desenvolvidos para materiais diferentes.

Os valores de tensão residual máxima de compressão da pesquisa de Guagliano (2001) demonstram que não varia muito estes valores para diferentes intensidades de JCG, e também, como se viu no item 4.4, que para o caso de múltiplos impactos, este valor de tensão residual diminui 20% em relação ao primeiro impacto. Por esse motivo, os valores de tensão residual máxima de compressão obtidos na simulação foram diminuídos 20%, mas ainda assim, estes valores são maiores que os valores obtidos por outras pesquisas, Figura 5.16.

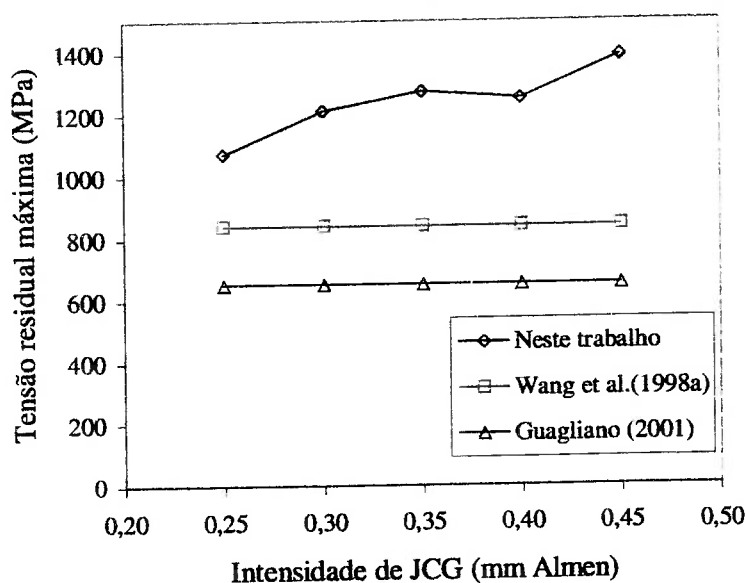


Figura 5.16 - Tensão residual máxima obtida pela simulação do JCG e outros trabalhos

Cabe destacar, que após a região de transição de tensões residuais de compressão para tração, abaixo da superfície do modelo, tem-se uma tensão residual máxima de tração. As tensões residuais de tração são geradas para equilibrar as tensões de compressão na seção da placa. Valores elevados de tensões de tração podem ocasionar a iniciação de trincas nos componentes tratados com o JCG, resultando em falha por fadiga do material (Wang *et al.*, 1998b).

5.2 RESULTADOS DA SIMULAÇÃO TRIDIMENSIONAL

A simulação do processo de JCG para os modelos 3D foi desenvolvida só para três diferentes valores de intensidade Almen.

O tempo de duração do impacto para o modelo 3D é 2 μ s, como no caso dos modelos 2D. Este tempo é suficiente para poder visualizar o total desenvolvimento do impacto.

O processamento dos modelos 3D foi feito num PC de processador Pentium® 4 tecnologia Intel 2.4 GHz com 383 MB de memória RAM, sendo empregado o mesmo programa para análise numérica pelo MEF, LUSAS 2000, sob o sistema operativo Microsoft Windows XP. Cada um dos processamentos demorou cerca de 132h (5,5 dias).

5.2.1 Tensões Residuais

A Figura 5.17 apresenta o campo das tensões residuais do modelo 3D, onde as intensidades são representadas em escala de cores.

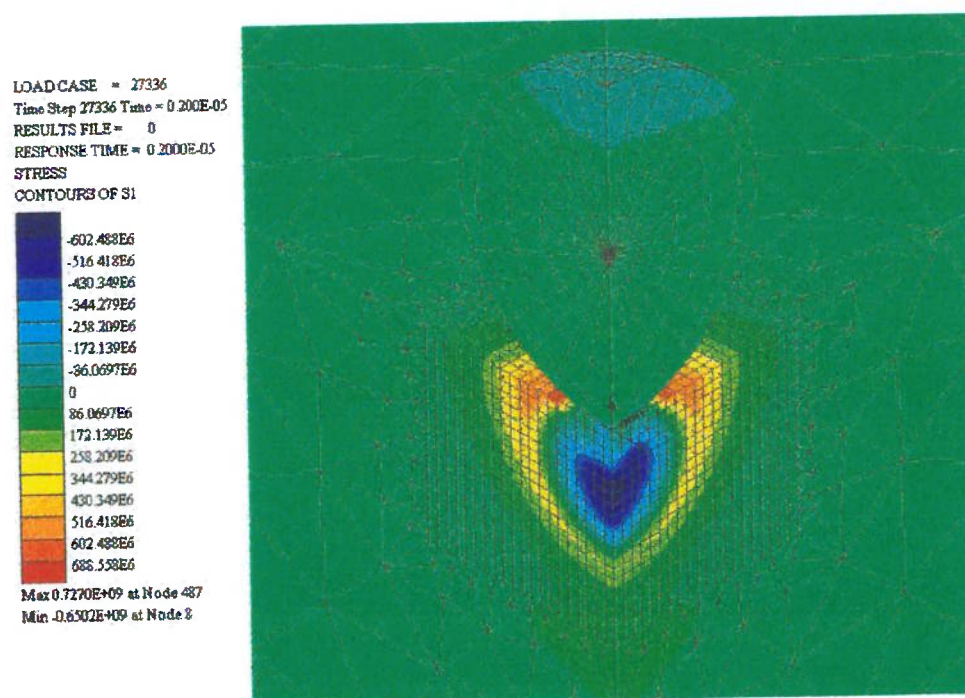


Figura 5.17 - Tensões residuais principais obtidas no modelo tridimensional

Pode-se observar na Figura 5.17 que abaixo da superfície da placa, a cor azul dos elementos indicam que esta zona contém tensões residuais de compressão e a cor vermelha na superfície indica as tensões residuais de tração. Também pode ser constatado que na superfície, ao redor da zona de impacto, foram geradas tensões residuais de tração como consequência do impacto isolado. Estas tensões residuais de tração se anulam ou transformam-se em compressão quando o alvo é submetido a múltiplos impactos próximos entre si (Meguid *et al.*, 1984).

A Figura 5.18 apresenta a profundidade do CTRC em função da intensidade do JCG para o modelo 3D.

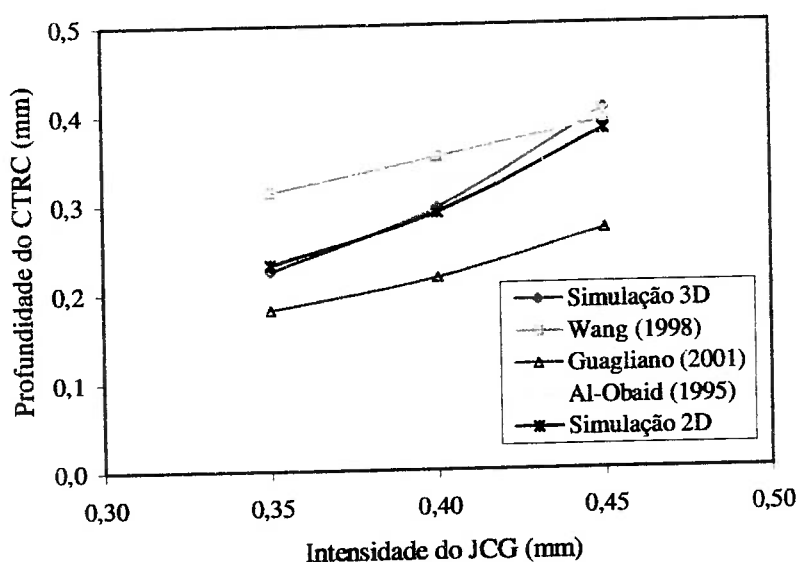


Figura 5.18 - Profundidade do CTRC obtida pela simulação 2D e 3D do JCG comparados com outros trabalhos

Pode-se constatar pela Figura 5.18 que a profundidade do CTRC é muito similar à obtida pelo modelo 2D e que as diferenças encontradas entre os modelos 2D e 3D variam de 1,7 e 6,2%, sendo que as maiores diferenças ocorrem para as maiores velocidades de granalha.

A Tabela 5.3, abaixo, apresenta as profundidades de CTRC encontradas entre os modelos 2D e 3D para velocidades de 42, 57 e 90 m/s.

Tabela 5.3 - Profundidades do CTRC para as simulações 2D e 3D

velocidade	42 m/s	57 m/s	90 m/s
Modelo 2D	0,233	0,290	0,381
Modelo 3D	0,225	0,295	0,405

CAPITULO 6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

O desenvolvimento do presente estudo permitiu o estabelecimento de conclusões e recomendações que são apresentadas a seguir.

6.1 CONCLUSÕES

As principais conclusões inferidas foram:

- A simulação do processo de JCG através de modelo bidimensional axissimétrico resultou ser uma simplificação adequada para a obtenção das características do CTRC formado.
- Os resultados da análise numérica quando comparados com os valores experimentais de outros pesquisadores podem ser considerados como satisfatórios, situando-se dentro da faixa de resultados de outras análises experimentais, para os mesmos casos, sob diferentes parâmetros do processo.
- O modelo 2D proposto apresentou resultados de profundidade do CTRC mais próximos aos resultados experimentais do que os resultados apresentados por simulações numéricas de outros autores.
- O modelo 3D apresentou resultados similares ao modelo 2D, sendo o modelo 2D mais rápido no processamento e menos complexo na sua elaboração. Ficou demonstrado que o modelo 2D é mais eficiente neste sentido.
- A adoção de uma taxa de deformação constante para todo o material demonstrou ser adequada para encontrar as características do CTRC. A estimativa desta taxa de deformação foi realizada a partir do gráfico tensão-deformação ao longo do tempo de impacto, para os pontos da placa que ultrapassaram o limite da tensão de escoamento.
- O valor de tensão residual superficial, a partir de uma determinada intensidade de JCG, oscila dentro de uma pequena faixa de valores e que tende a atingir um valor constante para um mesmo material.
- O modelo elasto-plástico exponencial de curva tensão-deformação do material SAE 1070 mostrou-se adequado e imprescindível para a geração e avaliação das tensões residuais no processo.

- A utilização de dois códigos de elementos finitos para a realização da análise foi extremamente conveniente. O código ANSYS para a geração dos modelos e o código LUSAS, através da importação da lista de nós e elementos, para o processamento da análise.

6.2 RECOMENDAÇÕES PARA FUTUROS TRABALHOS

As principais recomendações são:

- O estabelecimento de um modelo para avaliar múltiplos impactos nos modelos 2D e 3D no mesmo ponto de contato inicial e para pontos próximos para avaliar o efeito de impactos vizinhos que está relacionado diretamente com uma porcentagem de cobertura.
- Simulação do processo de JCG variando parâmetros como o material do alvo, o efeito do atrito e diferentes tamanhos de granalha.
- O estabelecimento de um modelo para avaliar a CTRC que considera a influência de pré-tensão e/ou pré-aquecimento.
- Desenvolvimento de um estudo experimental que permita o levantamento do perfil de tensões residuais em condições similares às de análise numérico computacional.
- Avaliar a sensibilidade das tensões residuais à variação da taxa de deformação.
- Avaliar a sensibilidade das tensões residuais à variação da taxa de amortecimento.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AL-OBAID, Y.F. *et al.*, The Automated Simulation of Dynamic Non-Linearity to Shotpeening Mechanics. *Computers and Structures*, Vol 40, N° 6, pp.1451-1460, 1991.
- AL-OBAID, Y.F. *et al.*, Shot-peening Mechanics: Experimental and Teorical Analysis. *Mechanics of Materials*, Vol 19, pp.251-260, 1995.
- ALTENBERGER, L, Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304. *Materials Science and Engineering*, Vol A264, 1999, pp.1-16.
- ANSYS, Ansys 6.0 Documentation, Ansys Inc., United States, 1994.
- ASM HANDBOOK COMMITTEE, Metals Handbook V.1, Properties and Selection: Irons and Steels. Nona edição, 1978.
- ASM HANDBOOK COMMITTEE, Metals Handbook V.5, Surface Cleaning, Finishing and Coating. Nona edição, 1982.
- ASTM E-647, Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates. Annual Book of ASTM Standard. Part 10, 1980.
- BATHE, K., Finite Element Procedures, Prentice Hall, 1996, New Jersey-USA.
- BENÍTEZ, D., GONÇALVES, E., Modelagem do processo de jateamento empregando o Método dos Elementos Finitos. V Congresso Iberoamericano de Ingeniería Mecánica y IV Congreso Nacional de Ingeniería Mecánica, Mérida, Venezuela, Octubre 2001.
- BENÍTEZ, D. Metodologia de análise da influência das tensões residuais no comportamento à fratura. São Paulo, 2002. 158p. Tese de Doutorado - Escola Politécnica da Universidade de São Paulo (EPUSP).
- BENÍTEZ, D., CALLE, M.A., Simulação das tensões e deformações residuais no processo de jateamento empregando o Método dos Elementos Finitos. II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, Brasil, Maio 2003.
- BRAISTED, W. *et al.*, Finite Element Simulation of Laser Shock Peening. *International Journal of Fatigue*, Vol 21, pp. 719-724, 1999.
- BORESI, A.P. *et al.*, Advanced Mechanics of Materials, John Wiley & sons, inc., 5ta edição, 1993.

- BOYCE, B.L. *et al.*, The residual stress state due to a spherical hard-body impact. *Mechanical of Materials*, Vol 33, Maio 2001, pp.441-454.
- CALLE, M.A., GONÇALVES, E., Modelación por elementos finitos de las tensiones residuales generadas por granallado en acero SAE 1070. III Congresso Bolivariano de Engenharia Mecânica, Lima, Peru, Julho 2003.
- CALLE, M.A., MACHADO, I., Efeitos do processo de jateamento com granalhas na microestrutura e nas propriedades mecânicas de um aço SAE 1070. II Congresso Brasileiro de Engenharia de Fabricação, Uberlândia, Brasil, Maio 2003.
- CANANN, S.A. *et al.*, Automatic 3D surface meshing to address today's industrial needs. *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol 25, 1997, pp.185-198.
- CAO W. *et al.*, Correlation of Almen Arc height with Residual Stresses in Shot Peening Process. *Materials Science and Technology*, Vol 11, Setembro 1995, pp.967-973.
- DE SOUZA, S.A. *Ensaio Mecânicos de Materiais Metálicos*, 5ª edição, Editora Edgard Blücher Ltda., 1982.
- DRECHSLER, A. *et al.*, Mechanical Surface Treatments on Ti-10V-2Fe-3Al for improved Fatigue Resistance. *Materials Science and Technology*, A243, pp.217-220, 1998.
- DOWLING, N.E., *Mechanical behaviour of materials: engineering methods for deformation, fracture and fatigue*. Editora Prentice Hall, 1999.
- ELECTRONICS, INCORPORATED, The Shot Peening and Blast Cleaning Corporation, Disponível em: <<http://www.shotpeener.com>>. Acesso em: 07 novembro 2003.
- FATHALLAH, R. *et al.*, Prediction of Plastic Deformation and Residual Stresses induced in Metallic Parts by Shot Peening. *Materials Science and Technology*. Vol 14, Julho 1998, pp. 631-639.
- FREDDI, A. *et al.*, Design of Experiments to Investigate Residual Stresses and Fatigue Life Improvement by a Surface Treatment. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol 20, Nº 8, pp. 1147-1157, 1997.
- FUCHS, H.O., *Defects and Virtues of the Almen Intensity Scale*. Stanford University.

- GIRISH, D.V. *et al.*, Influence of Shot Peening on the Surface Durability of Thermomechanically treated En 24 Steel Spur Gears. *Tribology International*, Vol 30, Nº 12, pp. 865-870, 1997.
- GONÇALVES, E., Investigation of Welding Heat Flow and Thermal Strain in Restraint Steel Plates, M.S. Thesis, MIT, 1980.
- GONÇALVES, E. *et al.*, Residual Stresses Due to Welding: Computer-Aided Analysis of their Formation and Consequences, *SNAME Transactions*, Vol 90, 1982.
- GONÇALVES, E., CALLE, M.A., Análise por elementos finitos das tensões residuais quando influenciadas por uma trinca submetida a carregamentos cíclicos. VI Congresso Ibero-Americano de Engenharia Mecânica, Coimbra, Portugal, Outubro 2003.
- GUAGLIANO, M., Relating Almen Intensity to Residual Stresses Induced by Shoot-Peening: A Numerical Approach. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol 110, pp. 277-286, 2001.
- HAMMOND, D.W. *et al.*, Crack Propagation in the Presence of Shot-Peening Residual Stresses. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol 37, Nº 2, pp. 373-387, 1990.
- HOWSTUFFWORKS, How iron and steel work, Disponível em: <www.howstuffworks.com/iron1.htm>. Acesso em: 07 novembro 2003.
- HUTCHINGS, I.M., A model for the erosion of metals by spherical particles at normal incidence. *Wear*, Vol 70, 1981, pp.269-281.
- JONES, N. *Structural Impact*, Cambridge University Press, 1988.
- KANDIL, F.A. *et al.*, A Review of residual measurement methods – A guide to technique selection. National Physical Laboratory. Report MATC(A)04, Feb 2001. Disponível em: <<http://www.npl.co.uk/npl/cmmt/residualstress/publications.html>>. Acesso em: 18 setembro 2003.
- KOBAYASHI, M. *et al.*, Mechanics of Creation of Compressive Residual Stress by Shot Peening. *International Journal of Fatigue*, Vol 20, Nº 5, pp. 351-357, 1998.
- KLOOS, K.H., MACHERAUCH, E., Development of Mechanical Surface Strengthening Processes from the Beginning until Today, Disponível em: <<http://www.shotpeener.com/learning/hist.htm>>. Acesso em: 20 agosto 2002.
- KUCHARSKI, S. *et al.*, Identification of plastic hardening parameters of metals from spherical indentation tests, Vol A318, Agosto 2001, pp.65-76.

LARSSON, M. *et al.*, Effects of Shot Peening on Bending Fatigue Strength of Spring Steel SS2090. *Materials Science and Technology*. Vol 7, November 1991, pp. 998-1004.

LEGHORN, The Story of Shot Peening, Disponível em: <<http://www.shotpeener.com/learning/hist.htm>>. Acesso em: 20 agosto 2002.

LEVERS, A. *et al.*, Finite Elements Analysis of Shot Peening. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol 80-81, pp. 304-308, 1998.

LIU, C.R., GUO, Y.B., Finite element analysis of the effect of sequential cuts and tool-chip friction on residual stresses in a machined layer. *International Journal of Mechanical Sciences*, Vol 42, pp. 1069-1086, 2000.

LOS ALAMOS NATIONAL LABORATORY, The Compliance Method for Measuring Residual Stress, Disponível em: <<http://www.lanl.gov/projects/residual/compare.html>>. Acesso em: 18 setembro 2003.

LUSAS, Theory Manual. FEA Ltd, United Kingdom, 2000.

MARTIN, U. *et al.*, Cyclic deformation and near surface microstructures of normalized shot peened steel SAE 1045. *Materials Science and Engineering*, Vol A246, 1998, pp.69-80.

MEGUID, S.A., KLAIR, M.S., Finite Element Studies into Incomplete Coverage in Shot-Peening, International Conference of Shot Peening, Chicago, USA, 1984, Disponível em: <<http://www.shotpeening.org/ICSP/icsp-2.htm>>. Acesso em: 20 agosto 2002.

MEGUID, S.A. *et al.*, Elasto-Plastic Finite-Element Study of the Effect of Residual Stresses upon Double Edge-Cracked Plate. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol 23, Nº 4, pp.735-744, 1986.

MEGUID, S.A. *et al.*, Finite Elements Modeling of Shot-Peening Residual Stresses. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol 92-93, pp. 401-404, 1999.

MEGUID, S.A. *et al.*, Three Dimensional Dynamic Finite Element Analysis of Shot Peening Induced Residual Stresses. *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol 31, pp. 179-191, 1999.

- MEGUID, S.A. *et al.*, 3D finite elements analysis of peening of strain-rate sensitivity materials assign multiple impingement model, *International Journal of Impact Engineering*, Vol 27, pp. 119-134, 2002.
- MENIG, R.A. *et al.*, Depth profiles of macro residual stresses in thin shot peened steel plates determined by X-ray and neutron diffraction, *Scripta Materialia*, Vol 45, pp.977-983, 2001.
- MEO, M., VIGNJEVIC, R., Finite element analysis of residual stress induced by shoot peening process, *Advances in engineering software*, Vol 34, pp. 569-575, 2003.
- NATKANIEC-KOCA DA, D. *et al.*, Influence of Shot-Peening in Short Crack behaviour in a Medium Carbon Steel. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol 19, N° 7, pp. 911-917, 1996.
- ROBINSON, C.G. *et al.*, The use of Specialized Shot Peening Techniques on Tapered Leaf Suspension Springs for Road Vehicles, *International Conference of Shot Peening*, Deutsche Gesellschaft für Materialkunde.
- ROZAS SCHMITT, E. C., Apostilas da disciplina Dinâmica Aplicada, Pontificia Universidad Católica del Perú, Faculdade de Engenharia Mecânica, 2000.
- SCHIFFNER, K. *et al.*, Simulation of Residual Stresses by Shot Peening. *Computers and Structures*, Vol 72, pp. 329-340, 1999.
- SIMON, A., Introduction au thème "contraintes résiduelles". *La Revue de Métallurgie-CIT/Science et Génie des Matériaux*, Février, p.151-156, 1997.
- SMITH, J.W., *Vibration of Structures, Applications in civil engineering design*, Chapman and Hall Ltd, 1998.
- SOCIETY OF AUTOMOTIVE ENGINEERS, Inc., 1997, *SAE Handbook*, Vol. 1, pp. 8.13 - 8.14
- SONG, P.S. *et al.*, Crack closure and crack growth behavior in shot peened fatigued specimen. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol 63, 1999, pp.295-304..
- TERASAKI, T. *et al.*, Non-Destructive Method for Estimating Residual Stress Distribution in Components due to Shot Peening. *JSME International Journal, Serie A*, Vol 42, N° 2, 1999.
- THE WHEELABRATOR CORPORATION, *Shot-Peening*, décima edição, Indiana-EEUU, 1977.

WAGNER, L., Mechanical Surface Treatment on Titanium, Aluminum and Magnesium alloys. *Materials Science and Engineering*, A263, pp. 210-216, 1999.

WANG, S. *et al.*, Compressive Residual Stress introduced by Shot Peening. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol 73, pp. 64-73, 1998.

WANG, S. *et al.*, Fatigue Limits of Shot-Peening Metals. *Journal of Materials Processing Technology*, Vol 73, pp. 57-63, 1998.

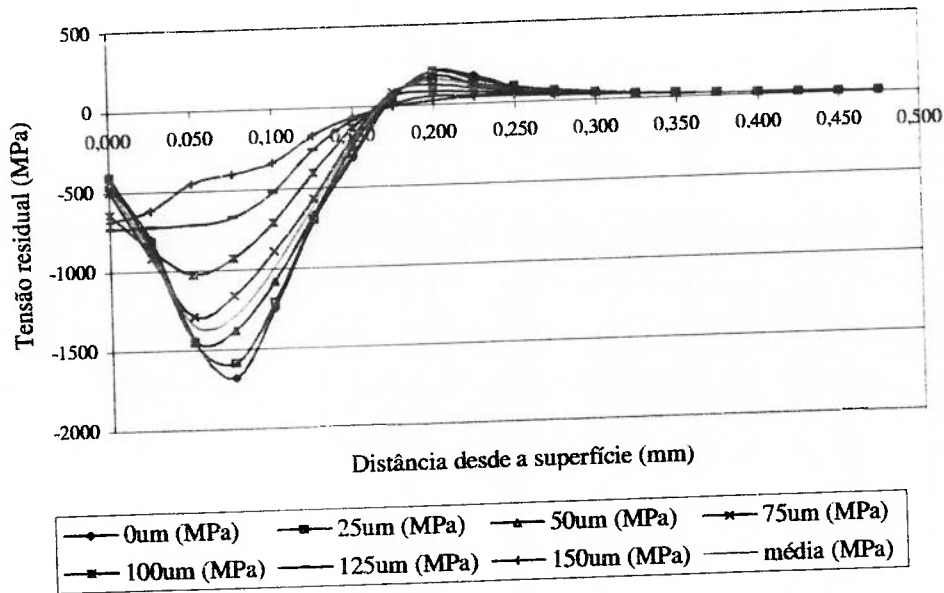
ZHU, X.Y. *et al.*, Correlation of Fatigue Crack Growth behaviour with Crack Closure in Peened Specimens. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol 8, N° 7/8, pp. 811-820, 1995.

ZINN, W. *et al.*, Mechanical Surface Treatments of Lightweight Materials-Effects on Fatigue Strength and Near-Surface Microstructures. *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol 8(2), pp. 145-151, April 1999.

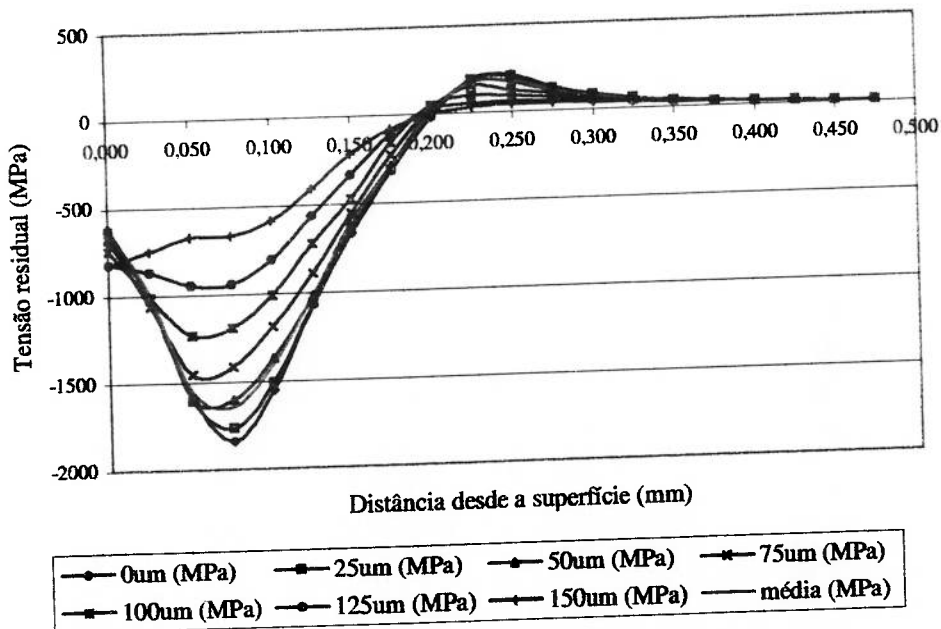
ZUCAS, J.A. *et al.*, *Impact dynamics*, Ed. Jhon Wiley & sons, 1982.

APÊNDICES

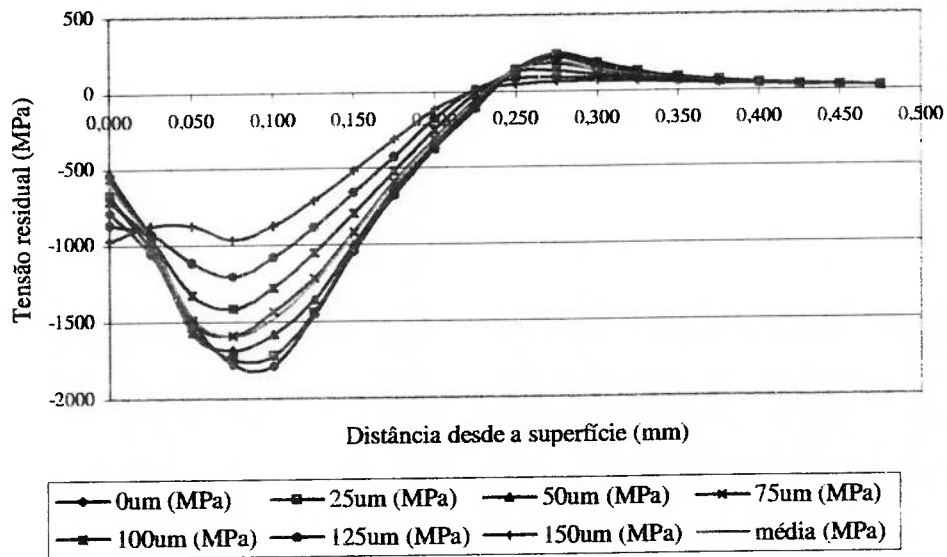
APÊNDICE A - Gráfico dos CTRC gerados pelo impacto da granalha para várias velocidades e distintas zonas da endentação



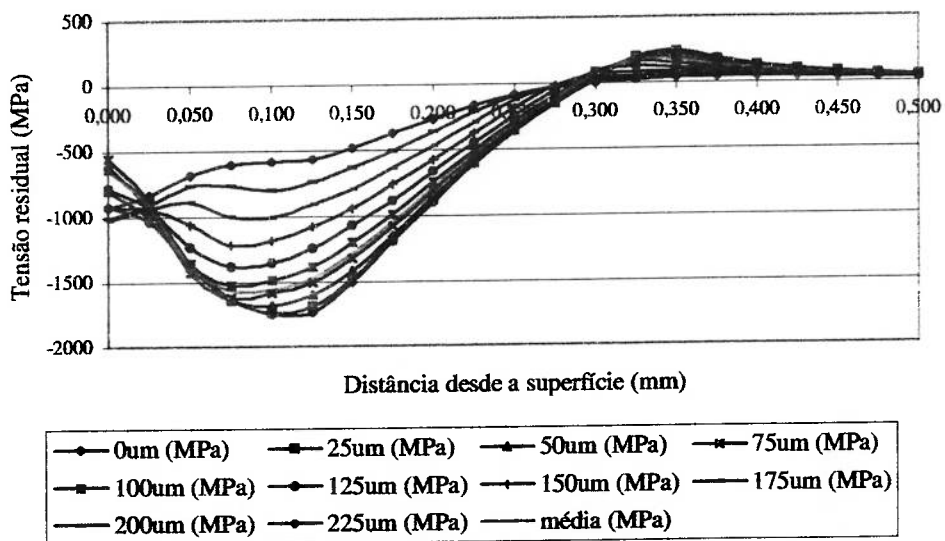
A.1 - CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 25 m/s



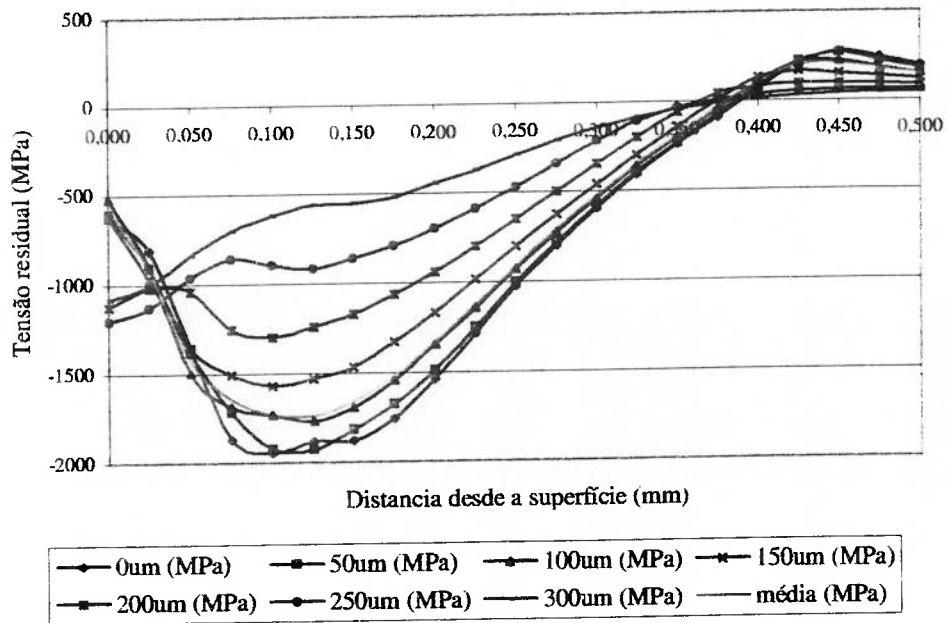
A.2 - CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 32 m/s



A.3 - CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 42 m/s

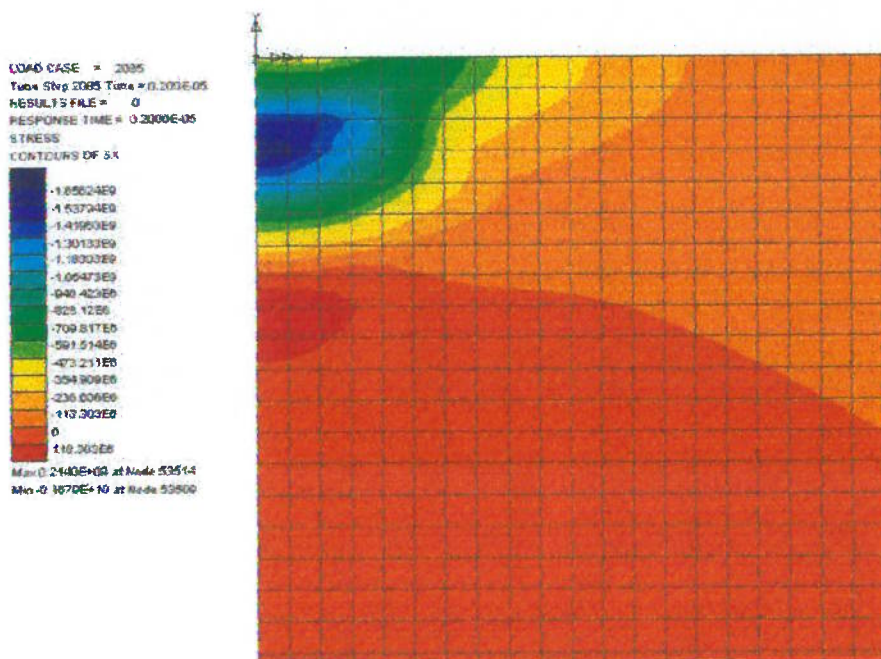


A.4 - CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 57 m/s

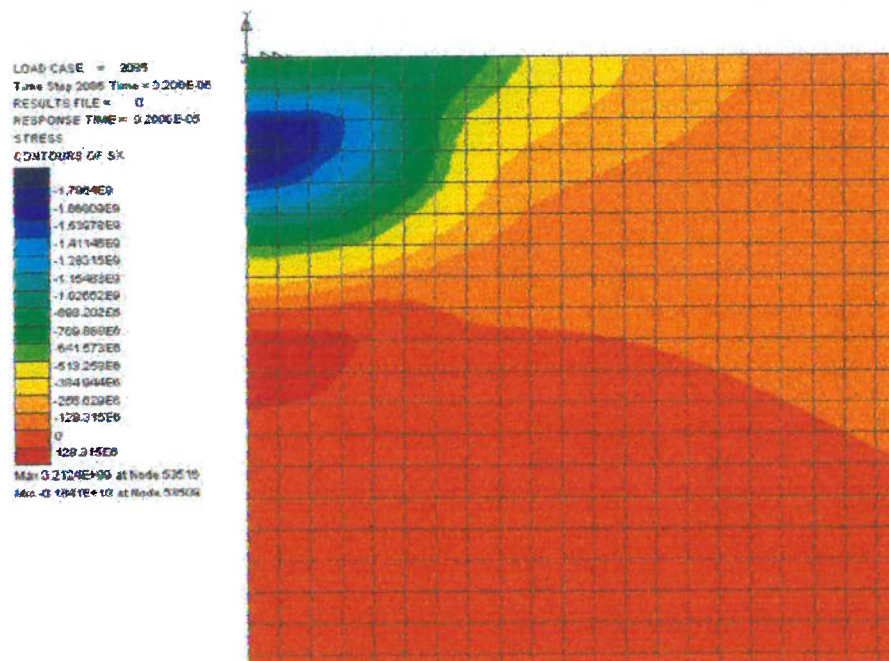


A.5 - CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 90 m/s

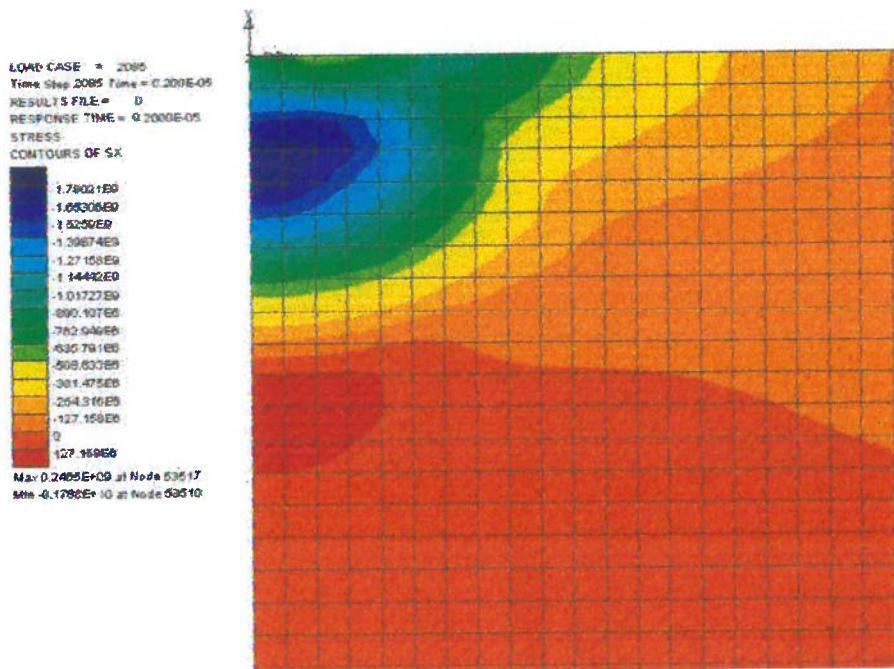
APÊNDICE B - Resultados das tensões equivalentes residuais de Von Mises nos modelos assimétricos do impacto de uma granalha isolada sobre uma placa de aço SAE 1070 a diferentes velocidades de granalha



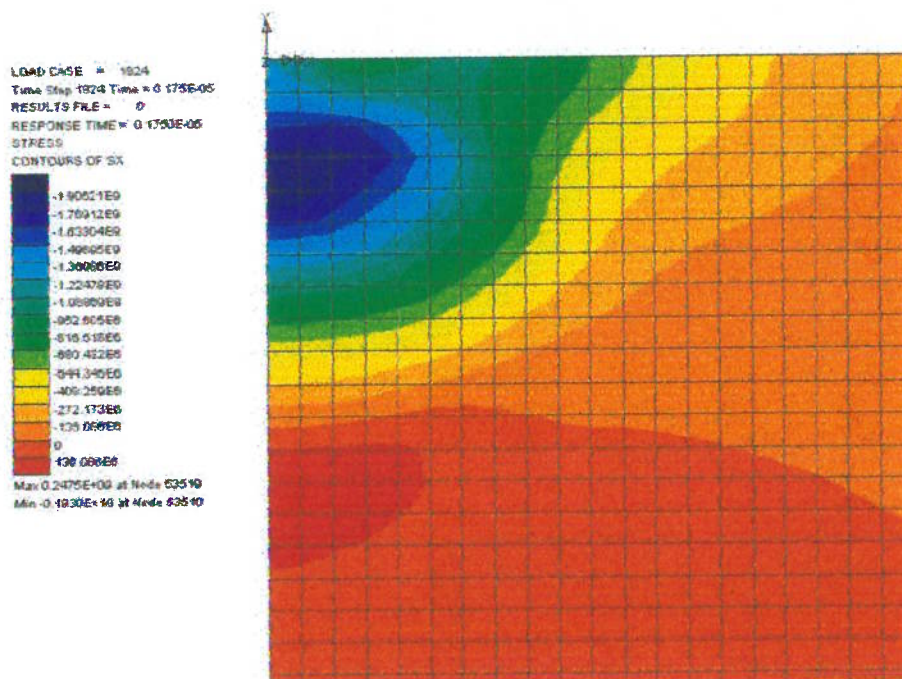
B.1 - Detalhe do CTCRC gerado para uma velocidade de granalha de 25 m/s



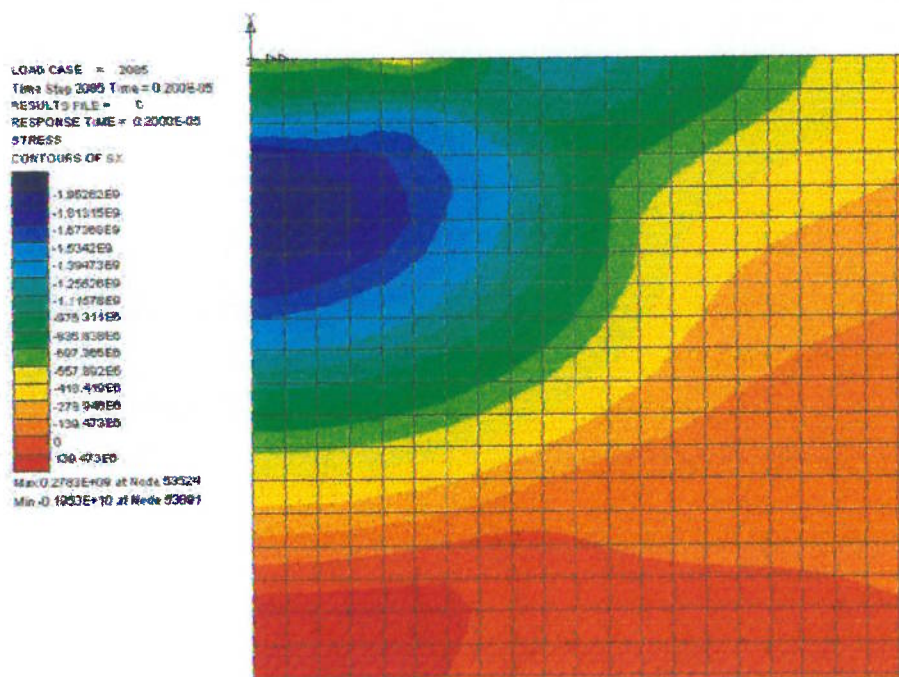
B.2 - Detalhe do CTCRC gerado para uma velocidade de granalha de 32 m/s



B.3 - Detalhe do CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 42 m/s



B.4 - Detalhe do CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 57 m/s



B.5 - Detalhe do CTRC gerado para uma velocidade de granalha de 90 m/s

APÊNDICE C - Definições e relações entre tensões e deformações de engenharia e reais (Dowling, 1999)

Parâmetro	Definição fundamental	Antes da formação do pescoço	Após a formação do pescoço
Tensão de engenharia	$\sigma_E = \frac{F}{S_0}$	$\sigma_E = \frac{F}{S_0}$	$\sigma_E = \frac{F}{S_0}$
Tensão Real	$\sigma_R = \frac{F}{S_i}$	$\sigma_R = \frac{F}{S_i}$ $= \sigma_E(1 + \epsilon_E)$	$\sigma_R = \frac{F}{S_f}$
Deformação de engenharia	$\epsilon_E = \frac{dl}{l_0}$	$\epsilon_E = \frac{dl}{l_0}$	$\epsilon_E = \frac{dl}{l_0}$
Deformação Real	$\epsilon_R = \ln\left(\frac{S_0}{S_{min}}\right)$	$\epsilon_R = \ln\left(\frac{l_i}{l_0}\right)$ $= \ln\left(\frac{S_0}{S_i}\right)$ $= \ln(1 + \epsilon_E)$	$\epsilon_R = \ln\left(\frac{S_0}{S_f}\right)$

APÊNDICE D - Pontos da curva tensão-deformação real do SAE 1070

Quantidade de Def. Plástica	Deformação Real	Tensão Real (MPa)
-	0,000	0
0 %	0,005	1120
2,5 %	0,018	1327
5 %	0,031	1429
10 %	0,056	1554
15 %	0,082	1640
20 %	0,106	1701
30 %	0,157	1795
40 %	0,208	1867
70 %	0,359	2015
100 %	0,511	2117

APÊNDICE E - Pontos da curva tensão-deformação real do SAE 1070 considerando o efeito da taxa de deformação a alta velocidade

Quantidade de Def. Plástica	Deformação Real	Tensão Real (MPa)
-	0,000	0
0 %	0,005	1512
2,5 %	0,018	1791
5 %	0,031	1929
10 %	0,056	2098
15 %	0,082	2214
20 %	0,106	2296
30 %	0,157	2424
40 %	0,208	2520
70 %	0,359	2720
100 %	0,511	2858

APÊNDICE F – Dados obtidos a partir da simulação numérica de Guagliano (2001) para várias velocidades de JCG. Os dados ressaltados são obtidos a partir da pesquisa de Guagliano (2001) e os dados não ressaltados são dados obtidos por interpolação a partir dos anteriores

F.1 - Profundidade do CTRC para granalha de Ø0,8mm

Profundidade do CTRC (μm)									
Diâmetro da granalha (mm)	Velocidade (m/s)								
	25	32,4	40	41,9	57,3	60	80	89,8	100
0,3			93			113	130		143
0,5			123			153	170		192
0,7			145			180	207		227
0,8	143	160,0	177,5	181,9	217,3	223,5	256,5	269,7	283,5
1,0			210			267	306		340

F.2 - Tensão residual na superfície

Velocidade (m/s)	25	32,4	40	41,9	57,3	60	80	89,8	100
Tensão residual superficial (MPa)	307,5	333,4	360	366,7	420,6	430	520	534,7	550

F.3 - Tensão residual máxima

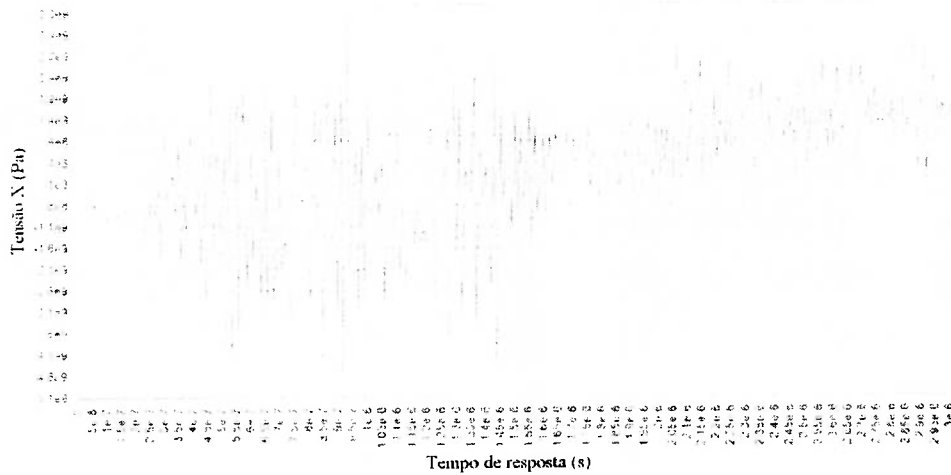
Diâmetro da granalha (mm)	0,3	0,5	0,7	0,8	1,0
Tensão residual máxima (MPa)	620	620	650	650	650

APÊNDICE G - Erro da tensão residual na direção X em relação ao modelo de referência, modelo de 80×80 elementos na zona de contato, para 3 distancias desde a superfície

Modelo	Erro da tensão residual em relação ao modelo de 80×80		
	a 0 mm	a 0,1 mm	a 0,2 mm
10×10	150 %	3,8 %	36 %
15×15	150 %	1 %	18 %
20×20	0,8 %	2,9 %	3,2 %
30×30	36 %	5,1 %	3,4 %
40×40	2,6 %	0,7 %	1,9 %
60×60	20%	0,3 %	0,2 %

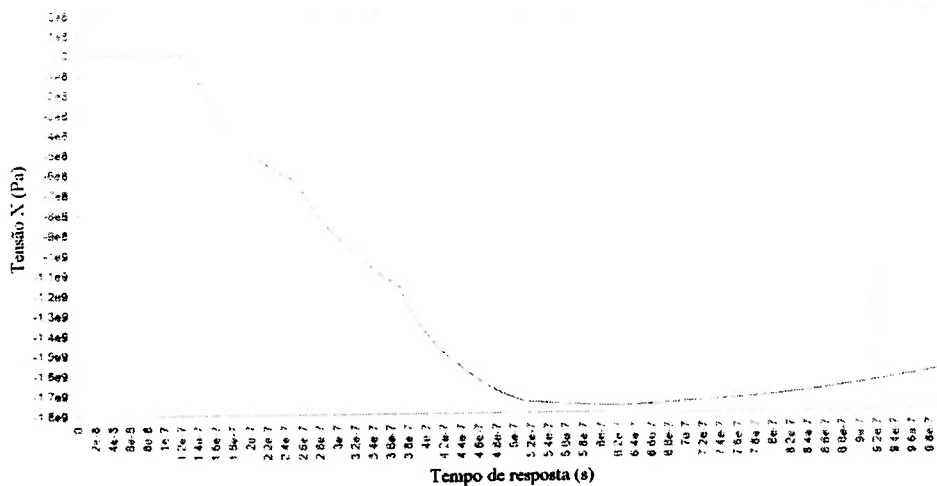
ANEXO H - Gráficos da tensão X em função do tempo de resposta para um nó na superfície do corpo alvo de impacto para um modelo de JCG, considerando e sem considerar o amortecimento do material

Tensão do nó 1 na superfície do corpo alvo



H.1 - Gráfico da tensão em função do tempo para um modelo sem amortecimento

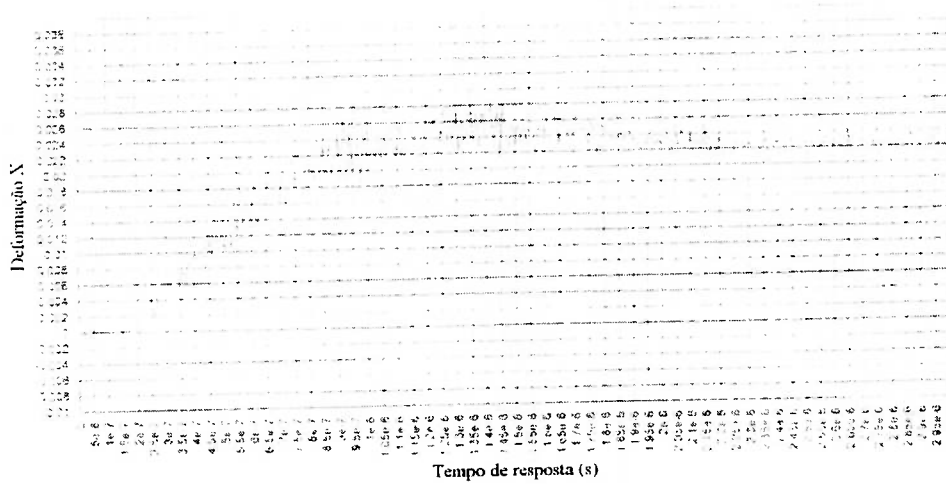
Tensão do nó 1 na superfície do corpo alvo



H.2 - Gráfico da tensão em função do tempo para um modelo com amortecimento

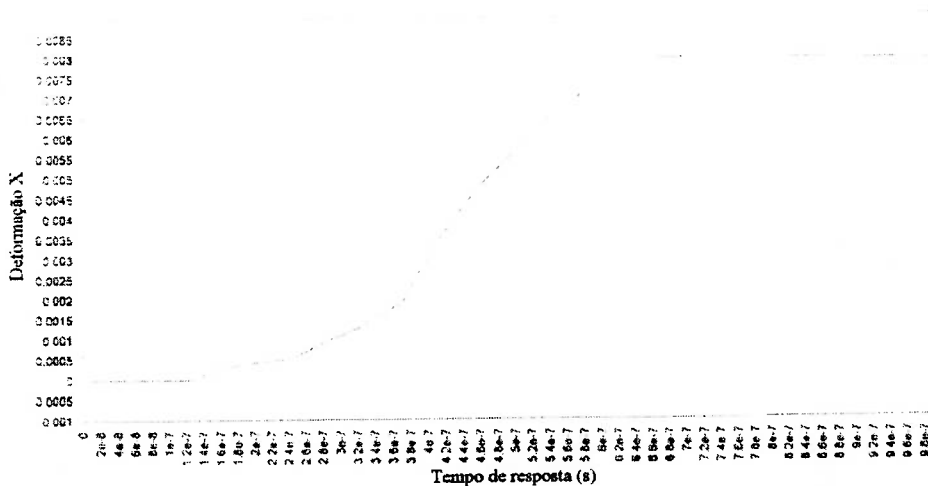
APÊNDICE I - Gráficos da deformação X em função do tempo de resposta para um nó na superfície do corpo alvo de impacto para um modelo de JCG, considerando e sem considerar o amortecimento do material

Deformação do nó 1 na superfície do corpo alvo



L1 - Gráfico da deformação em função do tempo para um modelo sem amortecimento

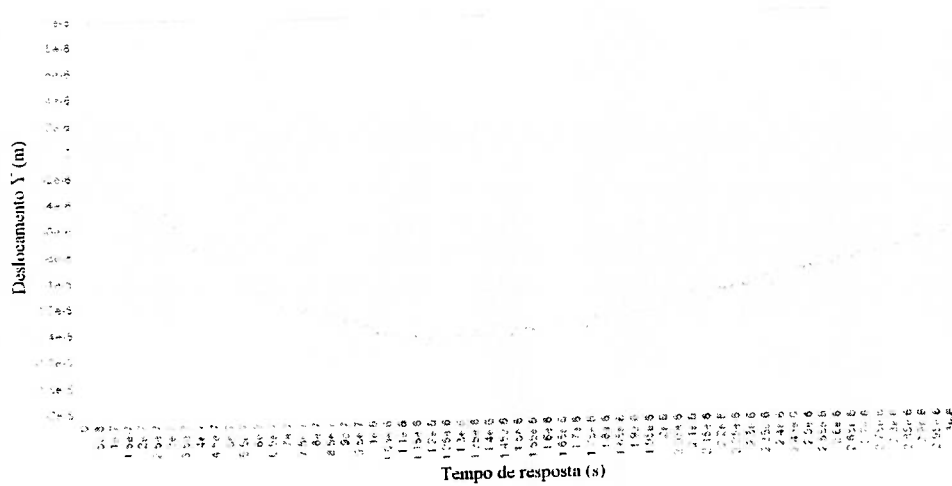
Deformação do nó 1 na superfície do corpo alvo



L2 - Gráfico da deformação em função do tempo para um modelo com amortecimento

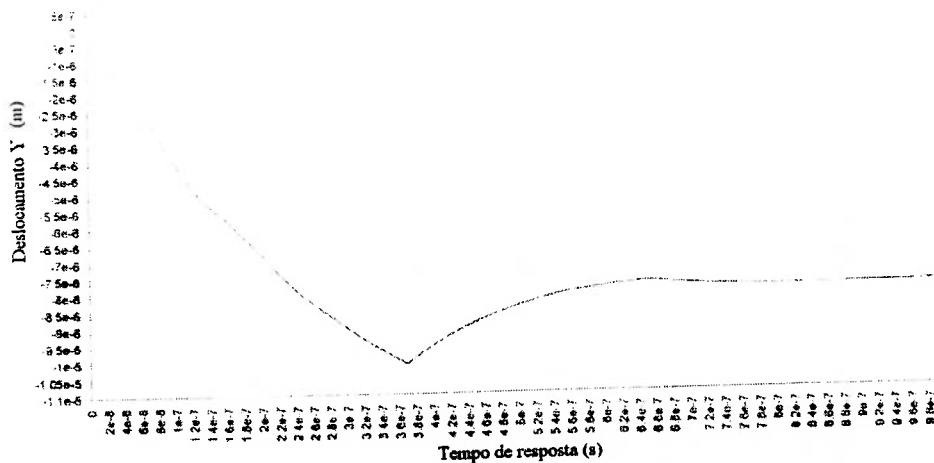
ANEXO J - Gráficos do deslocamento Y em função do tempo de resposta para um nó na superfície do corpo alvo de impacto para um modelo de JCG, considerando e sem considerar o amortecimento do material

Deslocamento do nó 1 na superfície do corpo alvo



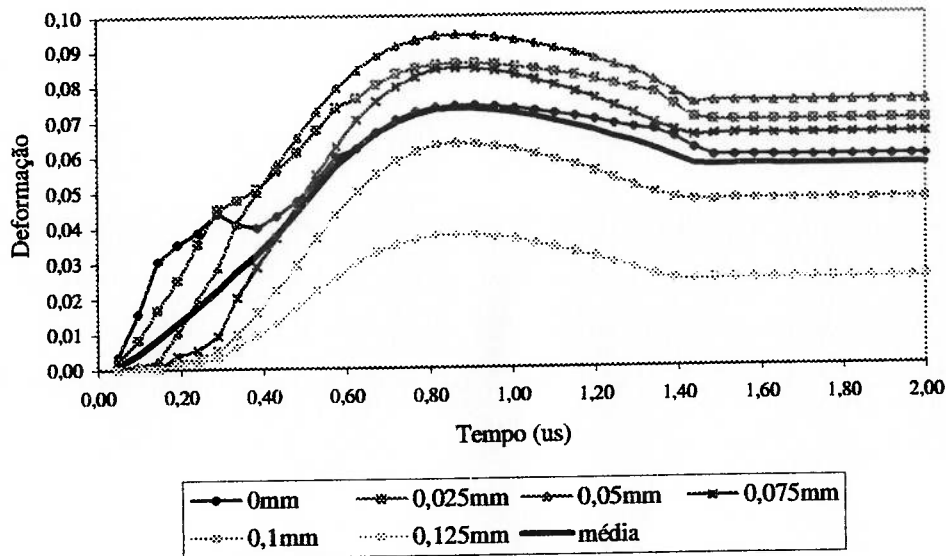
J.1 - Gráfico do deslocamento em função do tempo para um modelo sem amortecimento

Deslocamento do nó 1 na superfície do corpo alvo

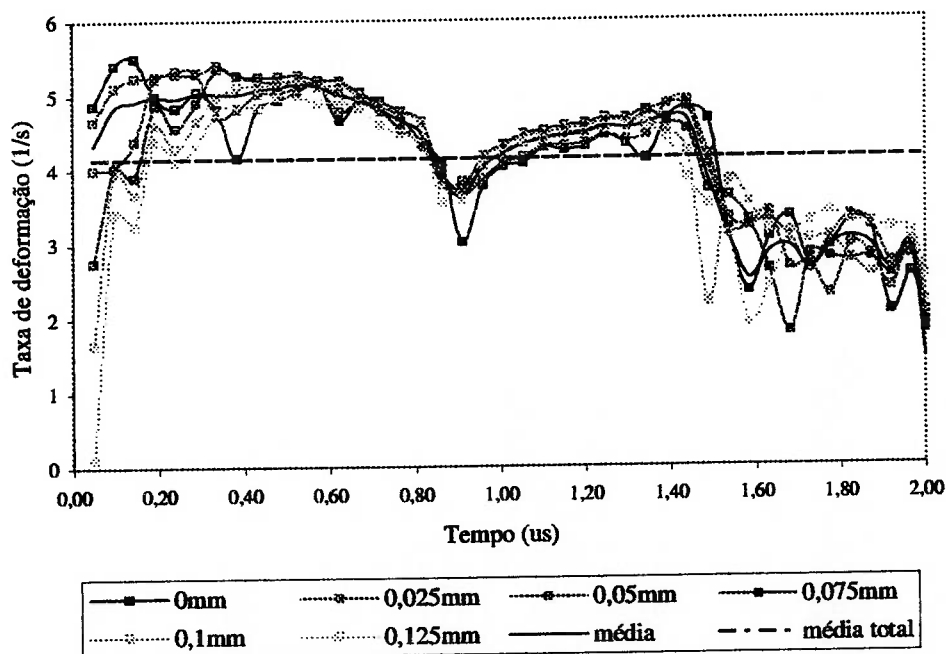


J.2 - Gráfico do deslocamento em função do tempo para um modelo com amortecimento

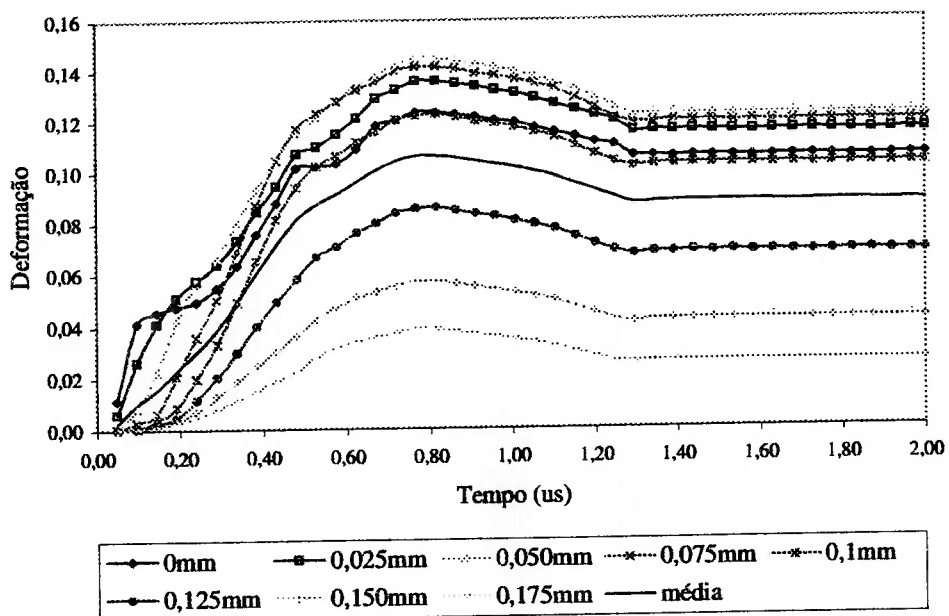
APÊNDICE K - Gráfico de deformação e taxa de deformação em função do tempo de impacto para 3 intensidades de JCG



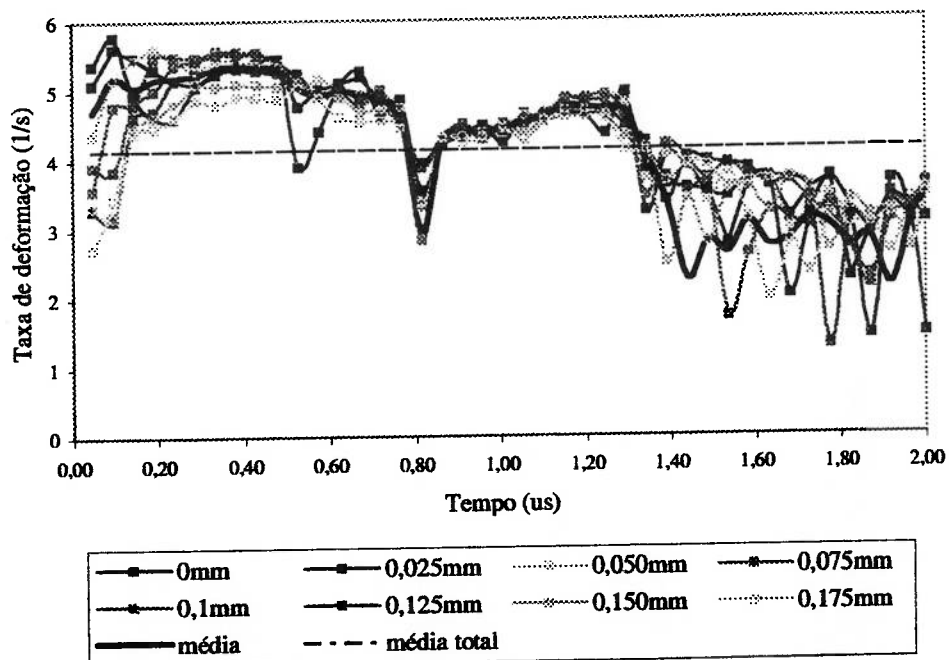
K.1 - Mudança da deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 25 m/s para diferentes profundidades.



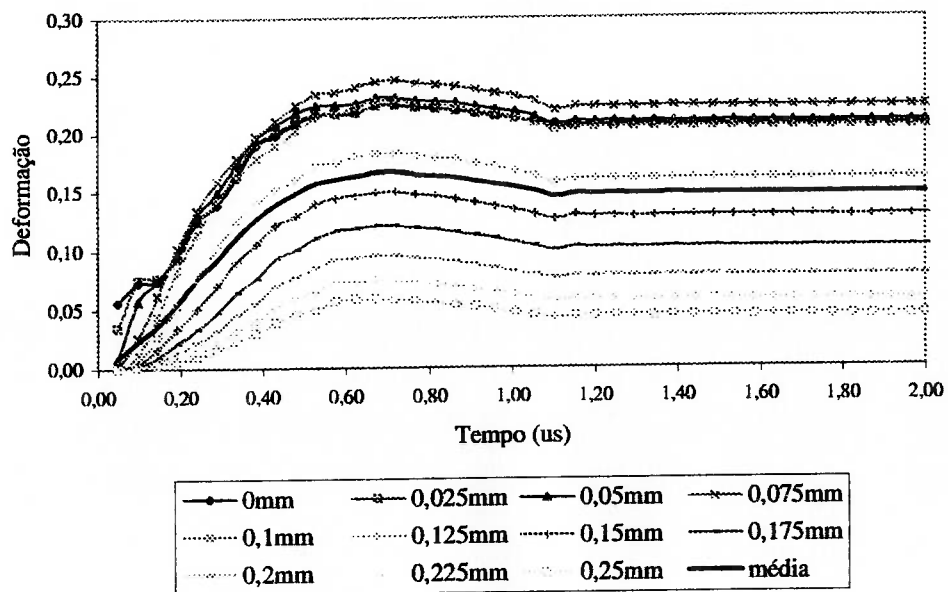
K.2 - Mudança da taxa de deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 25 m/s para diferentes profundidades



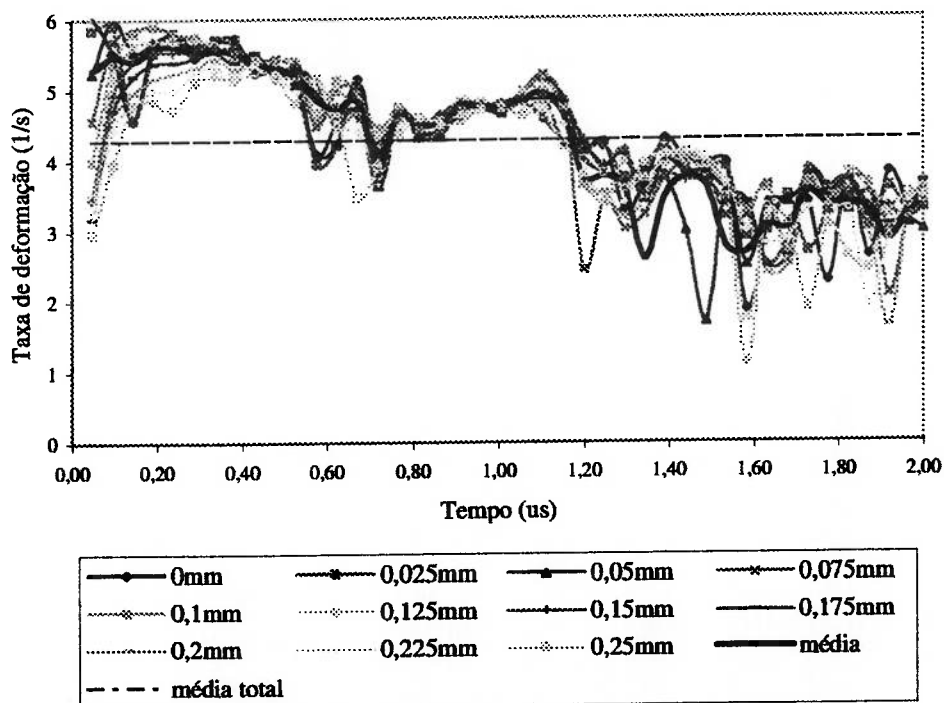
K.3 - Mudança da deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 42 m/s para diferentes profundidades



K.4 - Mudança da taxa de deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 42 m/s para diferentes profundidades



K.5 - Mudança da deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 90 m/s para diferentes profundidades.



K.6 - Mudança da taxa de deformação em função do tempo numa placa submetida ao JCG durante o impacto da granalha a 90 m/s para diferentes profundidades.

APÊNDICE L - Programas utilizados para manipulação de dados

L.1 - Programa para transferir lista de nós do 'Ansys' ao formato de 'Lusas'

```
Program Exportação_dados_nós_ansys_lusas;
var
  arq_dados,arq_saida:text;
  i:integer;
  numero:real;
  x,y,z:real;
Begin
  { Abre-se o arquivo de entrada cria-se o arquivo de saída }
  assign(arq_dados,'c:\pesquisa\ansys\noan00.txt');reset(arq_dados);
  assign(arq_saida,'c:\pesquisa\ansys\nolu00.txt');rewrite(arq_saida);
  { inicializando as variáveis }
  numero:=0;x:=0;y:=0;z:=0;
  { leitura e escritura de dados de 20 em 20 }
  readln(arq_dados);
  repeat
  i:=0;
    repeat
      i:=i+1;
      read(arq_dados,numero);
      read(arq_dados,x);
      read(arq_dados,y);
      readln(arq_dados,z);
      writeln(arq_saida,numero:10:0,' ',x,' ',y,' ',z);
      until (i=20)or(Eof(arq_dados));
    if not(Eof(arq_dados)) then
      begin
        readln(arq_dados);
        readln(arq_dados);
        end;
  until Eof(arq_dados);
  { fechando os arquivos de entrada e saída }
  Close(arq_dados);
  Close(arq_saida);
end.
```

L.2 - Programa para transferir lista de elementos do 'Ansys' ao formato de 'Lusas'

```
Program Exportação_dados_elementos_ansys_lusas;
var
  arq_dados,arq_saida:text;
  i,j,invalido:integer;
  numero:word;
  nodo1,nodo2,nodo3,nodo4,nodo5,nodo6,nodo7,nodo8:word;
```

```
nobo1,nobo2,nobo3,nobo4,nobo5,nobo6,nobo7,nobo8:boolean;
Begin
{ Abre-se o arquivo de entrada cria-se o arquivo de saida }
assign(arq_dados,'c:\pesquisa\ansys\elea00.txt');reset(arq_dados);
assign(arq_saida,'c:\pesquisa\ansys\elelu00.txt');rewrite(arq_saida);
{ inicializando as variáveis }
numero:=0;
invalido:=0;
{ nodos }
nodo1:=0;nodo2:=0;nodo3:=0;nodo4:=0;nodo5:=0;nodo6:=0;nodo7:=0;nodo8:=0;
{ booleanos }
nobo1:=true;nobo2:=true;nobo3:=true;nobo4:=true;nobo5:=true;nobo6:=true;
nobo7:=true;nobo8:=true;
for i:=1 to 4 do
  begin
  readln(arq_dados);
  end;
{ Leitura de dados }
repeat
i:=0;
  repeat
  i:=i+1;
  read(arq_dados,numero);
  { leitura }
  for j:=1 to 5 do
  begin
  read(arq_dados,invalido);
  end;
  read(arq_dados,nodo1);
  read(arq_dados,nodo2);
  read(arq_dados,nodo3);
  read(arq_dados,nodo4);
  read(arq_dados,nodo5);
  read(arq_dados,nodo6);
  read(arq_dados,nodo7);
  readln(arq_dados,nodo8);
{ Escritura }
  write(arq_saida,numero:10,nodo1:8,nodo2:8,nodo3:8);
  if nodo4 > nodo3 then write(arq_saida,nodo4:8);
  write(arq_saida,nodo5:8);
  if nodo6 > nodo5 then write(arq_saida,nodo6:8);
  if nodo7 > nodo5 then write(arq_saida,nodo7:8);
  if nodo8 > nodo5 then writeln(arq_saida,nodo8:8) else writeln(arq_saida);
  until (i=20)or(Eof(arq_dados));
if not(Eof(arq_dados)) then
  for j:=1 to 3 do readln(arq_dados);
until Eof(arq_dados);
{ fechando os arquivos de entrada e saida }
```

```
Close(arq_dados);
Close(arq_saida);
end.
```

L.3 - Programa para procurar os nós na zona de contacto ($0 \leq x \leq 5 \times 10^{-4}$, $0 \leq z \leq 5 \times 10^{-4}$, $y=0$)

```
Program Busqueda_de_nós_de_contacto_da_placa;
var
  arq_dados,arq_saida:text;
  i:integer;
  numero:real;
  x,y,z:real;
Begin
  {Abre-se o arquivo de entrada cria-se o arquivo de saída}
  assign(arq_dados,'c:\pesquisa\ansys\nolu00.txt');reset(arq_dados);
  assign(arq_saida,'c:\pesquisa\ansys\nocont00.txt');rewrite(arq_saida);
  {inicializando as variáveis}
  numero:=0;x:=0;y:=0;z:=0;
  {leitura e seleção de nós na zona de contacto}
  repeat
    read(arq_dados,numero);
    read(arq_dados,x);
    read(arq_dados,y);
    readln(arq_dados,z);
    if not(Eof(arq_dados)) then
      begin
        if (y=0)and(abs(x)<=5e-4)and(abs(z)<=5e-4)
          then writeln(arq_saida,numero:10:0,' ',x,' ',y,' ',z);
        end;
      end;
  until Eof(arq_dados);
  {fechando os arquivos de entrada e saída}
  Close(arq_dados);
  Close(arq_saida);
end.
```

L.4 - Programa para mapear os nós de contacto para o formato do 'Lusas': Slideline

```
Program mapeado_de_nós_de_contacto_para_Slideline_lusas;
var
  arq_dados,arq_saida:text;
  numero,i,j,k,l:integer;
  num:real;
  dado1,dado2,dado3,dado4:real;
Begin
  {Abre-se o arquivo de entrada cria-se o arquivo de saída}
  assign(arq_dados,'c:\pesquisa\ansys\nocont00.txt');reset(arq_dados);
  assign(arq_saida,'c:\pesquisa\ansys\slidlnlu00.txt');rewrite(arq_saida);
```



```
{inicializando as variáveis}
writeln(arq_saida,'SLIDELINE_SURFACE DEFINITION 2');
numero:=20;
{leitura e escritura de cada um dos dados de slideline}
For j:=1 to numero do
begin
  for i:=1 to numero do
  begin
    reset(arq_dados);
    for k:=1 to numero-i do readln(arq_dados);
    for l:=1 to j-1 do read(arq_dados,num);
    read(arq_dados,dado1);
    readln(arq_dados,dado2);
    for l:=1 to j-1 do read(arq_dados,num);
    read(arq_dados,dado3);
    readln(arq_dados,dado4);
    writeln(arq_saida,dado3:8:0,dado4:8:0,dado2:8:0,dado1:8:0);
  end;
end;
{fechando os arquivos de entrada e saída}
Close(arq_dados);
Close(arq_saida);
end.
```