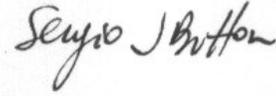


Este exemplar corresponde à redação final da tese defendida e aprovada pela Comissão Julgadora em 26/02/2008.



**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA**

**Análise Numérica do Processo de  
Conformação de Chapas Metálicas por  
Jateamento de Esferas**

Autor: Evandro Cardozo da Silva  
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button  
Co-orientador: Prof. Dr. Renato Pavanello

37/2008

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

# **Análise Numérica do Processo de Conformação de Chapas Metálicas por Jateamento de Esferas**

Autor: Evandro Cardozo da Silva  
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button  
Co-orientador: Prof. Dr. Renato Pavanello

Curso: Engenharia Mecânica  
Área de Concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Tese de doutorado apresentada à comissão de Pós Graduação da Faculdade de Engenharia Mecânica, como requisito para a obtenção do título de Doutor em Engenharia Mecânica.

Campinas, 2008  
S.P . – Brasil

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA  
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

F884p Silva, Evandro Cardozo da  
Simulação Numérica do Processo de Conformação de Chapas por Jateamento de Esferas/ Evandro Cardozo da Silva – Campinas, SP, 2008.

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button  
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Jateamento de Esferas. 2. Conformação por Jateamento de Esferas. 3. Tensão Residual. 4. Elementos Finitos. 5. Análise Numérica I. , . II. Universidade Estadual de Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III. Título.

Titulo em Inglês: Numerical Analysis of Shot Peen Forming of Metallic Sheets

Palavras-chave em Inglês: Shot Peening, Peen Forming, Residual Stress, Numerical Analysis, Finite Element Method

Área de concentração: Materiais e Processos de Fabricação

Titulação: Doutorado em Engenharia Mecânica

Banca examinadora:

Data da defesa: 26/02/2008

**UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS  
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA  
COMISSÃO DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA  
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS**

TESE DE DOUTORADO

**Análise Numérica do Processo de  
Conformação de Chapas Metálicas por  
Jateamento de Esferas**

Autor: Evandro Cardozo da Silva  
Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button  
Co-orientador: Prof. Dr. Renato Pavanello

A Banca Examinadora composta pelos membros abaixo aprovou esta Tese:

*Button*

\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, Presidente**  
DEMA – FEM - UNICAMP

*Janito Vaqueiro Ferreira*  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Janito Vaqueiro Ferreira**  
DMC – FEM - UNICAMP

*Jonas*  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Jonas de Carvalho**  
DEM – EESC - USP

*Luciano Pessanha Moreira*  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Luciano Pessanha Moreira**  
VEM – EEIMVR - UFF

*Pablo Siqueira Meirelles*  
\_\_\_\_\_  
**Prof. Dr. Pablo Siqueira Meirelles**  
DMC – FEM - UNICAMP

Campinas, 26 de fevereiro de 2008

## **Dedicatória:**

Dedico este trabalho à minha querida esposa Fabiana e à minhas filhas Larissa e Vanessa, com quem compartilho minhas conquistas e sou recompensado pelo amor, compreensão, paciência e incentivo durante todo este trabalho.

## **Agradecimentos**

À Deus, em quem eu creio e devo a vida.

Aos meus pais, Arnaldo e Wally, pelo incentivo em todos os momentos da minha vida.

Ao Prof. Dr. Sérgio Tonini Button pela valiosa orientação deste trabalho.

Ao Prof. Dr. Renato Pavanello pela sua importante co-orientação.

À amiga ariana Maria de Castro Loffredo, pelo apoio e motivação no desenvolvimento deste trabalho.

À todos os amigos, colegas, professores e funcionários da pós-graduação, que ajudaram de forma direta e indireta na conclusão deste trabalho. Em especial aos parceiros de pós-graduação Célio Caminaga, Mário Luiz Nunes da Silva, Daniel Villas Boas, Valter de Souza Filho e Wiliam Regone.

À Universidade da Região de Joinville (UNIVILLE), em particular à Profa. Ivanilda M. S. Bastos do Programa de Qualificação Docente (PQD), pelo apoio e incentivo para a realização deste trabalho.

Ao departamento de Design da UNIVILLE, por acreditar na felicidade de seus professores ao investir em sua capacitação.

Ao CNPQ, pelo auxílio financeiro.

*“Não há nada tão fácil que se possa desprezar  
e nada tão difícil que não se possa aprender.”*

*Evandro Cardozo da Silva*

## **Resumo**

SILVA, Evandro Cardozo da, *Análise Numérica do Processo de Conformação de Chapas Metálicas por Jateamento de Esferas*, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008. 217 p. Tese (Doutorado)

O grande desafio do engenheiro no processo de jateamento de esferas, é obter o perfil da tensão residual e a deformação final da peça com precisão. Pois a solução analítica, os resultados experimentais e as simulações numéricas, que possam ser validados, ainda não são totalmente dominados, devido a complexidade do problema de contato dinâmico não linear do impacto que envolve várias disciplinas da elasticidade e plasticidade estática e dinâmica. É preciso reconhecer os vários parâmetros que influenciam o processo e obter um modelo de simulação numérica 3D de elementos finitos (EF) dinâmica e estática, utilizando ferramentas comerciais consagradas, que tenha relativa precisão e possa ser validado ao se caracterizar a tensão residual mecânica induzida e conseqüente deformação. O estudo de modelos estáticos de carregamento equivalente são limitados pela precisão da temperatura e pressão que da a forma final da peça. No modelo de EF elasto-plástico dinâmico 3D do impacto simples, identifica-se que a camada deformada plasticamente, a tensão residual superficial e sub-superficial são influenciados significativamente pelas características da esfera. Além disso, a separação entre as esferas no impacto simultâneo alteram o desenvolvimento da região plástica. Modelos de impactos múltiplos são implementados com base nestes resultados para a condição de impacto concentrado e disperso de forma semi-aleatória para modelos reduzidos da peça discretizada.

### *Palavras Chave*

“Shot Peening”, “Peen Forming”, Tensão Residual, Simulação Numérica, Método dos Elementos Finitos.

## **Abstract**

SILVA, Evandro Cardozo da, *Numerical Analysis of Shot Peen Forming of Metallic Sheets*, Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2008, 217 p. Thesis (Doctorate)

Shot peen forming presents a great challenge to engineers to get a precise residual stress and the correct final plastic strain distribution within the formed parts. Because there is not a complete knowledge on analytical solutions, experimental results and numerical simulations are commonly used due to the complex dynamic contact of nonlinear impact problems that involve many disciplines on static and dynamic elasticity and plasticity. Therefore, it is essential to know the parameters that affect the process to obtain a static and dynamic 3D finite element (FE) numerical model to simulate peen forming using powerful FE commercial codes that have relative precision and give results that can be validated and consequently induced mechanical residual stress and consequent deformation can be characterized. The study of equivalent static load models are limited by the precision of temperature and pressure to calculate the correct deformed shape. In the elastic-plastic 3D dynamic FE model with a single impact, the shot characteristics influence the thickness plasticity, and the superficial and under surface residual stress. Besides, the separation distance between adjacent shots changes the development of the plastic region. Multiple shot impacts models are implemented based in these results for concentrate and partial randomic dispersed impact conditions to reduce the models of the target.

### *Key Words*

Shot Peening, Peen Forming, Residual Stress, Numerical Simulation, Finite Element Method.

# Índice

Lista de Figuras	xii
Lista de Tabelas	xxii
Nomenclatura	xxiii
<b>1 INTRODUÇÃO</b>	<b>1</b>
1.1 Motivação e Objetivos do Trabalho .....	5
1.1.1 Motivação .....	5
1.1.2 Objetivos .....	7
1.2 Escopo do Trabalho .....	8
<b>2 REVISÃO DA LITERATURA</b>	<b>10</b>
2.1 Processo de Jateamento de Esferas .....	10
2.1.1 “Shot Peening” (SP) .....	10
2.1.2 “Peen Forming” (PF) .....	20
2.2 Modelo de Elementos Finitos (EF) .....	26
2.2.1 Modelos Analíticos e Empíricos .....	26
2.2.2 Análise pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) .....	31
2.2.3 Simulação do Processo de Impacto .....	33
2.2.4 Simulação do Processo de Conformação .....	37
2.2.5 Modelos de Carregamentos Equivalentes .....	41

<b>3 MODELO DE ELEMENTOS FINITOS DO “PEEN FORMING”</b>	<b>45</b>
3.1 Modelagem Estática de EF do Processo de “Peen Forming” .....	47
3.1.1 Modelo de Carregamento Equivalente de Temperatura (Elementos Sólido) ...	47
3.1.2 Modelo de Carregamento Equivalente de Pressão (Elementos de Casca) .....	49
3.2 Modelagem Dinâmica de EF Tridimensional do “Shot Peening” .....	57
3.2.1 Modelo de Impacto Simples .....	57
3.2.2 Modelo de Impacto Duplo .....	72
3.2.3 Modelos de Impacto Múltiplo .....	73
3.3 Solução Estática Implícita de “Peen Forming” .....	81
<b>4 RESULTADOS E DISCUSSÕES</b>	<b>83</b>
4.1 Análise Estática de EF do Processo de “Peen Forming” .....	83
4.1.1 Carregamento Equivalente de Temperatura (Elementos Sólido) .....	83
4.1.2 Carregamento Equivalente de Pressão (Elementos de Casca) .....	85
4.2 Análise Dinâmica do “Shot Peening” .....	94
4.2.1 Validação do Modelo .....	94
4.2.2 Modelo de Impacto Simples .....	98
4.2.3 Modelo de Impacto Duplo .....	113
4.2.4 Modelos de Impacto Múltiplo .....	116
4.2.5 Modelos de Célula de Simetria .....	133
4.3 Análise Estática de “Peen Forming” .....	149

<b>5 CONCLUSÕES E SUGESTÕES</b>	<b>151</b>
<b>REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS</b>	<b>161</b>
<b>ANEXO I – Modelo de Elementos Finitos do MSC.Dytran</b>	<b>165</b>
<b>ANEXO II – Tutoriais: Solução Dinâmica Explícita e Estática Implícita</b>	<b>184</b>

## Lista de Figuras

2.1	"Shot peening" a nível atômico (micro análise) .....	12
2.2	Processo de SP: (a) impacto de uma esfera; (b) perfil da tensão residual .....	13
2.3	Balço do sistema de tensão residual: (a) modelo de mola (sem equilíbrio); (b) modelo da estática (com equilíbrio) .....	14
2.4	Tipos de equipamentos utilizados para SP: (a) pressão de ar; (b) roda centrífuga	15
2.5	Determinação da tensão residual $\sigma_{res}(z)$ na placa Almen após remoção dos parafusos: (a) placa mantida reta devido as forças de reação (força compressiva F e momento fletor M); (b) com a remoção das condições de restrição .....	17
2.6	Geração de indentações com o progresso do processo de jateamento .....	17
2.7	Contribuição de diferentes números de áreas impactadas do total de cobertura ....	18
2.8	Placas Almen defletidas após jateamento, e medidas com um Calibrador Almen	19
2.9	Curva de saturação de Almen .....	19
2.10	Esquema do processo de PF: (a) impressão por esferas; (b) camada encruada (empenamento); (c) perfil da tensão residual .....	21
2.11	Camada plástica equivalente utilizada para modelar a tensão residual .....	22
2.12	Distribuição da tensão residual gerada por SP: (a) perfil da tensão residual para a peça defletida; (b) parâmetros que influenciam o processo .....	22
2.13	Processo de conformação por jateamento de esferas (PF): (a) conformação convexa; (b) conformação côncava .....	23

2.14	Deformação esférica por PF .....	24
2.15	Efeito de conformação do PF .....	25
2.16	Geometria do impacto de uma esfera .....	27
2.17	Influência geral dos parâmetros do SP sobre a distribuição da tensão residual .....	29
2.18	Diagrama esquemático para o cálculo da tensão residual .....	29
2.19	Comparação do resultado analítico e experimental para uma amostra, $R = 0,55$ mm, $v = 36,58$ m/s .....	30
2.20	Efeito do diâmetro $D$ na tensão ( $v = 60$ m/s) .....	35
2.21	Comparação da análise de EF (AEF) com os resultados experimentais para um jateamento de 15s .....	39
2.22	Curva de Saturação ( $v = 36$ m/s) .....	41
3.1	Representação do fluxo dos modelos adotados na tese .....	46
3.2	Representação do modelo empregado para a simulação com gradiente de temperatura na placa metálica: (a) discretização da geometria da placa; (b) definição da camada plástica equivalente (sólido 1) .....	48
3.3	Representação do modelo empregado para a simulação com pressão na placa metálica: (a) elemento de casca; (b) elemento de casca compósito .....	50
3.4	Seqüência de carregamento com o efeito de uma pré-carga de 50 N .....	52
3.5	Simulação da placa adotada por WANG <i>et al.</i> (2005) com carregamento com cobertura total: (a) condições de contorno impostas; (b) deflexão plástica; (c) distribuição da tensão residual no ponto de deflexão máxima da aresta lateral .....	53
3.6	Definição da seqüência de aplicação das cargas parciais (coberturas) .....	54
3.7	Condições de contorno de uma placa triangular discretizada com EF tipo casca ..	55
3.8	Distribuição de carga parcial de 0,05 MPa e seqüência de coberturas	56

3.9	A geometria (1/4) e modelo de discretização usado: (a) baseado em MEGUID <i>et. al</i> (1999b) e (b) baseado em HAN <i>et. al</i> (2002) .....	58
3.10	Calota esférica com 0,1mm de espessura definida por elementos de casca rígida: (a) Calota esférica inteira; (b) Meia calota esférica e (c) 1/8 da calota esférica .....	58
3.11	Comparativo do perfil da tensão residual entre algumas geometrias discretizadas (GD) para a região de impacto (velocidade de impacto, $v = 36,0$ m/s) .....	61
3.12	Comparativo do perfil da tensão residual entre a malha da esfera (40 – 2296 elementos) e o bloco $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ mm <sup>3</sup> (GD5 - região de impacto) ( $v = 36,0$ m/s)	62
3.13	Convergência do perfil da tensão residual em função da malha da esfera para o bloco $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ mm <sup>3</sup> (GD5 - região de impacto) ( $v = 36,0$ m/s) .....	62
3.14	Comparativo do perfil da tensão residual entre algumas geometrias discretizadas para a região de impacto ( $v = 36,0$ m/s) .....	64
3.15	Escolha da geometria discretizada $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ mm <sup>3</sup> Composta (CHEXA+CTETRA) Refinada (CS4) .....	65
3.16	Comparativo do perfil da tensão residual entre a malha da esfera (40 – 2296 elementos) e a célula de simetria $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ mm <sup>3</sup> CRef (CS4) ( $v = 36,0$ m/s) .....	64
3.17	Convergência do perfil da tensão residual da malha da esfera para a célula de simetria $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ mm <sup>3</sup> CRef (CS4) ( $v = 36,0$ m/s) .....	66
3.18	Comparação entre as duas geometrias discretizadas (células de simetria $2,1 \times 2,1 \times 4,0$ ), para uma mesma esfera ( $v = 36,0$ m/s): (a) célula híbrida; (b) célula bloco; (c) perfil da tensão residual XX comparativo .....	67
3.19	Comparação do perfil de tensão residual entre diferentes geometrias discretizadas com elementos hexaédricos: (a) célula bloco hexaedro $2R \times 2R \times 5R$ ; (b) célula bloco hexaedro $3R \times 3R \times 5R$ ; (c) célula bloco hexaedro $5R \times 5R \times 5R$ ; (c) perfil da tensão residual XX comparativo. ( $R = 0,7$ mm; $v = 36$ m/s; $\mu = 0,1$ ; $\alpha = 0,0$ ) .....	68
3.20	Geometria e modelo discretizado usado no estudo do duplo impacto dinâmico: (a) geometria e notação usada; (b) geometria discretizada mostrando a simetria e os elementos de contato .....	72
3.21	Geometria de modelo discretizado para o impacto múltiplo pontual .....	74
3.22	Esquema da posição dos pontos de impacto ( $R$ =raio da esfera): (a) Impacto disperso cartesiano; (b) impacto disperso radial .....	74

3.23	Histórico do deslocamento vertical no ponto de impacto da peça com e sem amortecimento tipo- $\alpha$ (Anexo I) obtido no MSC.Dytran com quatro impactos simultâneos. $\alpha = 0,00055$ (calculado em função da frequência natural) .....	75
3.24	Geometria discretizada com vista superior para 25 impactos: (a) Impacto disperso cartesiano; (b) Impacto disperso radial .....	76
3.25	Representação da célula de simetria considerando a posição dos pontos de impacto (R=raio da esfera): (a) Esquema dos pontos de impacto disperso cartesiano; (b) Célula de simetria com o impacto de 4 esferas .....	77
3.26	Comparação entre discretização com malhas híbridas para o modelo de célula de simetria: (a) malha híbrida grosseira; (b) malha híbrida refinada; (c) deformação no ponto de impacto de uma esfera (número de elementos; tempo de processamento) .....	78
3.27	Comparação entre discretização com malhas híbridas e hexagonais para o modelo de célula de simetria: (a) malha hexaédrica grosseira (2000 eles.); (b) malha hexaédrica refinada (16000 eles.); (c) deformação no ponto de impacto de uma esfera para as quatro discretizações .....	79
3.28	Comparação entre malhas híbridas e hexaédrica para a distribuição do perfil de tensão residual XX. (D = 1,4 mm; v = 36 m/s; $\mu = 0,1$ ; $\alpha = 0,004$ ) .....	80
4.1	Resultados simulados para a placa de 3 mm de espessura com uma temperatura TS1 = 97 °C .....	84
4.2	Simulação de placa metálica com modelo sólido no MSC.Marc: Distribuição da deflexão em z (Detalhe da legenda das cores) .....	84
4.3	Simulação de placa metálica com modelo sólido no MSC.Marc: distribuição da Tensão Normal (Detalhe da face lateral ampliado) .....	85
4.4	Comparação da redistribuição da tensão residual obtidas e o trabalho de HAN <i>et al.</i> (2002) .....	86
4.5	Curva de saturação para a velocidade de impacto de 36m/s .....	87
4.6	Curvas de Saturação para diferentes espessuras de região plástica em função do carregamento equivalente de pressão .....	87
4.7	Curva de saturação para região plástica com 8% da espessura da placa para carregamento equivalente de pressão .....	88
4.8	Influência da aplicação da pré-carga sobre a distribuição da tensão residual .....	89

4.9	Simulação da placa adotada por WANG et al. (2005) com carregamento parcial: (a) condições de contorno impostas; (b) deflexão plástica; (c) distribuição da tensão residual no ponto de deflexão máxima da aresta lateral .....	90
4.10	Simulação da influência da cobertura sobre o perfil da deflexão .....	90
4.11	Simulação da influência da seqüência de cobertura sobre o perfil da deflexão .....	91
4.12	Simulação da influência da seqüência de cobertura sobre o perfil da tensão residual .....	91
4.13	Empenamento de uma placa triangular: (a) Carregamento total de pressão equivalente; (b) Seqüência de coberturas .....	92
4.14	Perfis da tensão residual obtidos na cobertura total e na seqüencial com carga equivalente de pressão .....	92
4.15	Perfil da deflexão obtidos na cobertura total e na seqüencial com carga equivalente de pressão .....	93
4.16	Seqüência de carregamento (0,1 MPa ) para uma placa triangular: (a) Do vértice para a aresta e (b) Invertida, da aresta para o vértice .....	93
4.17	Histórico da velocidade do impacto da esfera .....	95
4.18	Histórico da deformação em Z do bloco no ponto de impacto da esfera. ( $\mu=0,2$ ; $v=6,3$ m/s; $R=25$ mm) .....	95
4.19	Distribuição da tensão residual no ponto de impacto da esfera para diferentes velocidades para os experimentos de WANG et al. (1998), para: (a) Aço AISI 4320 e (b) Liga de Alumínio ASM 4202 C. (esp. = 2,0 mm; $\mu=0,0$ ; $R=0,4$ mm) ...	97
4.20	Deformação da placa após o impacto adjacente de duas esferas .....	98
4.21	Impacto adjacente de duas esferas: (a) tensão residual no centro do ponto de impacto da primeira esfera; (b) tensão residual entre os dois pontos de impacto ..	99
4.22	Distribuição da tensão residual no impacto adjacente de duas esferas simultâneo.	100
4.23	Efeito da velocidade da esfera sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura, para um raio de esfera $R=0,7$ mm e módulo de elasticidade tangencial $E_t = 120$ MPa .....	101
4.24	Efeito do tamanho da esfera sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ; $v=36$ m/s; $E_t=120$ MPa) .....	102

4.25	Efeito do atrito sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $v=36$ m/s; $E_t=120$ MPa) .....	103
4.26	Efeito do encruamento do material sobre a tensão residual XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ; $v=36$ m/s; $R=0,7$ mm) .....	104
4.27	Efeito do encruamento do material sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ; $v=36$ m/s; $R=0,7$ mm) .....	105
4.28	Efeito da taxa de deformação plástica sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ; $v=36$ m/s; $R=0,7$ mm) .....	106
4.29	Efeito do material da peça sobre a tensão residual XX na espessura ( $\mu = 0,0$ ; $v = 36$ m/s; $R = 0,7$ mm) .....	107
4.30	Efeito do material da peça sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu = 0,0$ ; $v = 36$ m/s; $R = 0,7$ mm) .....	108
4.31	Efeito do impacto oblíquo de uma esfera sobre: (a) deformação equivalente; (b) deformação em Z (indentação). ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\mu = 0,2$ ) .....	109
4.32	Efeito de impactos oblíquos de uma esfera sobre a deformação da geometria. ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\mu = 0,2$ ) .....	109
4.33	Efeito de impactos oblíquos de uma esfera sobre: (a) Distribuição da Tensão Residual XX na espessura; (b) Distribuição da deformação XX na espessura. ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\mu = 0,2$ ) .....	110
4.34	Efeito do atrito no ponto impacto oblíquo de $\beta=30^\circ$ , sobre: (a) Distribuição da Tensão Residual XX na espessura; (b) Distribuição da Deformação XX na espessura. ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\alpha = 0,0012$ ) .....	111
4.35	Efeito do atrito para um impacto oblíquo de $\beta=30^\circ$ sobre a geometria da deformação na superfície de impacto. ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\mu = 0,2$ ; $\alpha = 0,0012$ ) .....	112
4.36	Efeito do atrito para um impacto oblíquo de $\beta=30^\circ$ sobre a tensão residual XX. ( $v = 36,0$ m/s; $R = 0,7$ mm; $\alpha = 0,0012$ ) .....	112
4.37	Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre a indentação entre as duas esferas ( $\mu = 0,2$ ; $\alpha = 0,007$ ) .....	113
4.38	Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre: (a) o perfil da tensão residual na linha de centro da peça; (b) o perfil da tensão residual na linha de centro do impacto. ( $\mu = 0,2$ ; $\alpha = 0,007$ ) .....	114

4.39	Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre o perfil da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$ MPa): (a) razão de distância $d/R = 2$ ; (b) razão de distância $d/R = 1$ . ( $\mu = 0,2$ ; $\alpha = 0,007$ ) .....	115
4.40	Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre o perfil da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$ MPa) a razão de distância $d/R = 0,4$ . ( $\mu = 0,2$ ; $\alpha = 0,007$ ) .....	116
4.41	Impacto múltiplo concentrado: (a) geometria discretizada para um bloco e nove esferas; (b) saturação da deformação residual XX .....	117
4.42	Convergência do impacto múltiplo concentrado para: (a) deformação no ponto de impacto; (b) tensão residual XX sem amortecimento .....	118
4.43	Impacto múltiplo concentrado (9 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão von Mises; (e) deformação von Mises; (f) tensão – componente X .....	119
4.44	Esquema da posição dos pontos de impacto ( $R$ =raio da esfera) identificando dois pontos de análise (A e B) para os modelos de impacto múltiplo disperso: (a) cartesiana e (b) radial .....	120
4.45	Modelo de impacto Cartesiano: (a) de 5 esferas; (b) de 13 esferas .....	121
4.46	Impacto múltiplo disperso Cartesiano (25 esferas): (a) Distribuição das 25 esferas para 1/4 da geometria; (b) Deformação plástica equivalente; (c) Tensão equivalente .....	121
4.47	Impacto múltiplo disperso Cartesiano (25 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão de von Mises; (e) deformação de von Mises; (f) tensão – componente X .....	122
4.48	Impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria do modelo cartesiano: (a) indentações; (b) distribuição da deformação em mm .....	123
4.49	Comparação de perfis de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s para a tensão residual - componente XX .....	123
4.50	Comparação de perfis de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s para a deformação residual - componente XX .....	124
4.51	Comparação de perfis de vários modelos de impactos no ponto B a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX .....	125
4.52	Comparação de perfis do modelo de 25 impactos nos pontos A e B a velocidade de 36 m/s: (a) para o modelo de 13 impactos; (b) para o modelo de 25 impactos .	126

4.53 Modelos de impacto Radial: (a) de 5 esferas; (b) de 13 esferas .....	127
4.54 Impacto múltiplo disperso Radial (25 esferas): (a) Distribuição das 25 esferas para 1/4 da geometria; (b) Deformação plástica equivalente; (c) Tensão equivalente .....	127
4.55 Impacto múltiplo disperso Radial (25 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão de von Mises; (e) deformação de von Mises; (f) tensão – componente X .....	128
4.56 Impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria do modelo radial: (a) indentações; (b) distribuição da deformação em mm .....	129
4.57 Comparação de perfis de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX .....	130
4.58 Comparação de perfis de vários modelos de impactos no ponto B a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX .....	131
4.59 Comparação de perfis do modelo de 25 impactos nos pontos A e B a velocidade de 36 m/s: (a) para o modelo de 13 impactos; (b) para o modelo de 25 impactos..	132
4.60 Efeito da velocidade da esfera sobre: (a) a indentação; (b) distribuição da tensão residual. ( $\mu = 0,0$ ; $R = 0,7$ mm; $E_t = 120$ MPa; $\alpha = 0,0036$ ) .....	134
4.61 Efeito da velocidade da esfera sobre a distribuição da deformação residual. ( $\mu = 0,0$ ; $R = 0,7$ mm; $E_t = 120$ MPa; $\alpha = 0,0036$ ) .....	135
4.62 Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$ MPa) para: (a) $v = 36$ m/s; (b) $v = 72$ m/s; (c) $v = 108$ m/s. ( $\mu = 0,0$ ; $R = 0,7$ mm; $E_t = 120$ MPa; $\alpha = 0,0036$ ) .....	135
4.63 Discretização das células de simetria para diferentes tamanhos de esferas: (a) $R = 0,35$ mm; (b) $R = 0,7$ mm; (c) $R = 1,4$ mm .....	136
4.64 Efeito do tamanho da esfera sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. ( $\mu = 0,0$ ; $v = 36$ m/s; $E_t = 120$ MPa) .....	137
4.65 Efeito do tamanho da esfera sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu = 0,0$ ; $v = 36$ m/s; $E_t = 120$ MPa) .....	138
4.66 Contorno da tensão residual XX para: (a) $R = 0,35$ mm ( $M = 0,35 \times 10^{-6}$ kg; $\alpha = 0,002$ ) ; (b) $R = 0,7$ mm ( $M = 2,8 \times 10^{-6}$ kg; $\alpha = 0,0036$ ) ; (c) $R = 1,4$ mm ( $M = 22,4 \times 10^{-6}$ kg; $\alpha = 0,0054$ ). ( $\mu = 0,0$ ; $v = 36$ m/s; $E_t = 120$ MPa) .....	138

4.67	Efeito do atrito sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. (v = 36 m/s; R = 0,7 mm; E <sub>t</sub> = 120 MPa; α = 0,0036) .....	139
4.68	Efeito do atrito sobre a deformação XX na espessura. (v = 36 m/s; R = 0,7 mm; E <sub>t</sub> = 120 MPa; α = 0,0036) .....	140
4.69	Contorno da tensão residual XX para: (a) μ = 0,0; (b) μ = 0,2; (c) μ = 0,5. (v = 36 m/s; R = 0,7 mm; E <sub>t</sub> = 120 MPa; α = 0,0036) .....	140
4.70	Efeito do encruamento do material sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. (μ = 0,0; v = 36 m/s; R = 0,7 mm) .....	141
4.71	Efeito do encruamento do material sobre a deformação XX na espessura. (μ = 0,0; v = 36 m/s; R = 0,7 mm).....	142
4.72	Contorno da tensão residual XX para: (a) E <sub>t</sub> = 120 MPa; (b) E <sub>t</sub> = 600 MPa; (c) E <sub>t</sub> = 1200 MPa. ((μ = 0,0; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,0036) .....	142
4.73	Efeito do impacto múltiplo concentrado sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,0066) .....	143
4.74	Efeito do impacto múltiplo concentrado sobre a deformação XX na espessura. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,0066) .....	144
4.75	Contorno da tensão residual XX (x10 <sup>-3</sup> MPa) para: (a) 1 impacto; (b) 5 impactos; (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,0066) .....	144
4.76	Contorno da tensão residual XX (x10 <sup>-3</sup> MPa) para: (a) 7 impactos; (b) 10 impactos. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,0066).....	145
4.77	Esquema da posição dos pontos de impacto (R=raio da esfera) identificando três pontos de análise (A, B e C) para os modelos de impacto múltiplo disperso tipo célula .....	145
4.78	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura no: (a) Ponto A; (b) Ponto B. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,007) .....	146
4.79	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura no ponto C. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,007) .....	147
4.80	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura para os modelos de 13 impactos. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,007) ..	147
4.81	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura para os modelos de 17 impactos. (μ = 0,2; R = 0,7 mm; v = 36 m/s; α = 0,007) ..	148

4.82	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre a Deformação Residual XX na espessura no: (a) Ponto A. ( $\mu = 0,2$ ; $R = 0,7\text{mm}$ ; $v = 36\text{m/s}$ ; $\alpha = 0,007$ )	148
4.83	Efeito do impacto múltiplo disperso sobre a Deformação Residual XX na espessura no: (a) Ponto B; (b) Ponto C. ( $\mu = 0,2$ ; $R = 0,7\text{ mm}$ ; $v = 36\text{ m/s}$ ; $\alpha = 0,007$ ) .....	149
4.84	Deformação final com contorno do deslocamento vertical após aplicar o perfil da tensão residual de 8 impactos concentrados com $v = 36\text{m/s}$ .....	150

## Lista de Tabelas

3.1 Resultados simulados para a variação de deslocamento em função das temperaturas impostas no sólido superior .....	49
3.2 Resultados simulados para a definição das pressões equivalentes impostas na superfície em função das deflexões obtidas de ensaios .....	51
3.3 Seleção do modelo constitutivo do material do bloco e da esfera para o modelo de SP .....	59
3.4 Propriedades do material do bloco e da esfera para o modelo de SP .....	59
3.5 Dados de geometrias discretizadas (GD) para o modelo de impacto 3D .....	60
3.6 Dados de células de simetria para o modelo de impacto 3D .....	63
3.7 Propriedades do material do bloco e da esfera para o modelo de SP de MAJZOABI <i>et al.</i> (2005) .....	71
3.8 Massas utilizadas nas simulações para diferentes geometrias (R=0,7mm) .....	76
4.1 Tabela comparativa entre resultados empíricos e simulados da profundidade da camada plástica e da distribuição da tensão residual .....	96

## Nomenclatura

$d$	- Separação entre as esferas	[mm]
$D$	- Diâmetro da esfera	[mm]
$E$	- módulo de elasticidade	[GPa]
$E_t$	- módulo de elasticidade transversal	[GPa]
$F$	- Força	[N]
$h$	- Espessura da peça	[mm]
$h_p$	- Profundidade da camada plástica	[mm]
$H$	- Altura da célula de simetria	[mm]
$m$	- Massa da esfera	[kg]
$M$	- Momento	[N.m]
$\bar{p}$	- Pressão média	[MPa]
$p_{est}$	- Pressão máxima estática	[MPa]
$p_{din}$	- Pressão máxima dinâmica	[MPa]
$r$	- Raio da indentação	[mm]
$R$	- Raio da esfera	[mm]
$T$	- Temperatura	[°C]
$v$	- Velocidade inicial da esfera	[mm/s]
$V$	- Volume da esfera	[mm <sup>3</sup> ]
$z$	- Profundidade da penetração	[mm]

$z_0$	- Profundidade da penetração final	[mm]
$w$	- Frequência modal mínima	[Hertz]
$W, H,$	- Dimensões da peça jateada	[mm]
$\alpha$	- Coeficiente de amortecimento dinâmico	
$\alpha$	- Coeficiente de dilatação térmica	[mm/mm/°C]
$\beta$	- Ângulo de incidência do impacto oblíquo	[graus]
$\delta$	- Alongamento	[mm]
$\Delta t_{crit}$	- Incremento de tempo crítico	[s]
$\Delta t$	- Incremento de tempo inicial	[s]
$\varepsilon$	- Deformação	[mm/mm]
$\varepsilon_{eq}^{pl}$	- Deformação plástica equivalente	[mm/mm]
$\dot{\varepsilon}$	- Taxa de deformação	[mm/mm/s]
$\dot{\varepsilon}^{pl}$	- Taxa de deformação plástica	[mm/mm/s]
$\dot{\varepsilon}_{eq}$	- Taxa de deformação equivalente	[mm/mm/s]
$\sigma$	- Tensão	[MPa]
$\sigma^R$	- Tensão residual	[MPa]
$\sigma_{esc}$	- Tensão de Escoamento	[MPa]
$\sigma_{din}$	- Tensão dinâmica	[MPa]
$\sigma_{xx}^r$	- Tensão residual transversal	[MPa]
$\mu$	- Coeficiente de atrito	
$\nu$	- Coeficiente de Poisson	
$\rho$	- Densidade do material	[kg/mm <sup>3</sup> ]

# CAPÍTULO 1

## INTRODUÇÃO

O “shot peening” (SP) é um processo de trabalho a frio largamente usado para o tratamento de superfícies metálicas para aumentar a resistência à fadiga e a dureza da superfície. Este resultado é consequência do desenvolvimento da tensão residual de compressão e do trabalho a frio, respectivamente, que por sua vez induzem distorção do componente tratado o que passa a ser um processo de conformação pela necessidade da aplicação. Esse processo chamado de “shot peen forming” (PF) é um importante processo de fabricação que atualmente tem sua maior aplicação na indústria automobilística, aeronáutica e aeroespacial.

A tecnologia de simulação de PF tem se desenvolvido há menos de uma década como consequência do desenvolvimento da tecnologia de simulação de processos de conformação, como de estampagem e de forjamento com programas desenvolvidos especificamente com base em trabalhos como de KOBAYASHI *et al.* (1989). Modelos mais detalhados e aprimorados têm viabilizado a capacidade de análise da conformação do nível de investigação para a previsão do estado do material depois do tratamento, sem a necessidade de se executar caros experimentos. Além disso, a capacidade de otimizar o processo como prova de ganho de produtividade e melhoria de solução de custo-benefício é uma realidade.

Porém, nos últimos anos, novas exigências têm surgido em termos de qualidade do produto, tais como a avaliação da recuperação elástica e controle das tolerâncias, integração dos efeitos da manufatura (incluindo montagem) na análise do desempenho do produto como fadiga, resistência ao impacto, entre outras.

Estas exigências têm sido cada vez maiores com a introdução de novos materiais como ligas de alumínio, aços de alta resistência, aços bifásicos, com o objetivo de reduzir o consumo de energia, em particular na indústria aeroespacial associado à maior autonomia de voo.

Para tanto, novos padrões devem ser definidos para garantir a qualidade das peças e alguns conceitos como duplo “shot peening”, “over-shot peening” e avaliação da tensão residual deverão ser adicionados a este novo padrão viabilizado por modelos virtuais multifuncionais.

Programas de simulação de processos de conformação atuais, que foram projetados há mais de 10 anos atrás para conter características de conformabilidade, têm começado a atingir seus limites. Conseqüentemente uma nova geração de programas foi desenvolvida para sobrepor a necessidade de lidar com novas exigências da indústria.

Aspectos como uma detalhada revisão do “solver”, incluindo a formulação do elemento na forma explícita, algoritmos de contato, a modelagem paramétrica de material, métodos de solução iterativos como Newton-Raphson (N-R) (OWEN e HINTON, 1986), e métodos de solução restrita "Arc-Length" (CRIESFIELD, 1991) foram fundamentais para garantir a melhoria da precisão dos resultados da conformação considerando tensões e deformações dentro das tolerâncias exigidas.

Além disso, a forte pressão para a redução dos prazos “time to market” deixa uma janela de tempo muito apertada para realizar-se uma simulação de conformação que seja capaz de impactar uma decisão de projeto. Por isso, o processo de simulação de ponta a ponta foi melhorado e modernizado. Nessa situação um projeto dos parâmetros do processo mais rápido e rotinas “solver” incrementais mais rápidas preenchem adequadamente a diferença de tempo entre o projeto e a simulação do PF.

Nesse caso, o objetivo é criar o primeiro esboço do projeto do processo em alguns minutos apenas, o que permite o envolvimento da simulação já numa etapa adiantada do projeto, facilita a otimização do processo e elimina o custo de problemas subseqüentes, com a implementação do

projeto do processo de forma mais eficiente, sem se empregar o método de tentativa-e-erro para determinar os parâmetros ótimos do processo.

Além disso, a computação paralela representa uma solução ótima para a aceleração da fase de validação com a evolução dos equipamentos computacionais (“hardware”). Como exemplo, a versão industrial “Massive Parallel Processing” (MPP) necessita de uma nova arquitetura de “solver” inovadora que também permite forte interação com uma interface personalizada para o usuário.

Conceitos avançados de programação orientada-a-objetos, e novos modelos de bases de dados, facilitam o gerenciamento dos dados de simulação e os transferem de processos ativos, num ambiente de engenharia colaborativo e simultâneo.

Neste trabalho são apresentadas as várias técnicas disponíveis para modelagem do efeito de “peening” com o Método dos Elementos Finitos (MEF) para identificar o estado da arte na simulação do processo de SP. Podemos destacar atualmente como tipos de modelos de simulação de elementos finitos a modelagem do impacto que utiliza algoritmo dinâmico explícito (impactos), algoritmo estático padrão (recuperação elástica) e modelo de carregamento térmico (análise de tensão térmica).

A idéia de projetar uma aeronave completa no computador bem como sua montagem sem ter fabricado uma única peça, a duas décadas atrás era considerado ainda inviável. Hoje ninguém pode considerar um novo projeto de aeronave sem modelagem sólida, MEF e programas de simulação. Da mesma forma se encontra no limite da revolução tecnológica o processo de PF. As tecnologias emergentes tornam possível esta transformação graças à pressão de outros processos para que a tecnologia de PF busque um nível maior de controle e previsibilidade. Uma vez que PF em superfície de asas é principalmente manual, esta sobreviverá com a aplicação de tecnologia e automação.

Em vez de ser uma solução passa a ser um aborrecimento para os engenheiros devido à complexidade dos parâmetros que requerem controle para este tipo de aplicação de processo

manual. Por isso, para uma nova geração de aeronaves a serem processadas, o PF deve se transformar de um processo baseado no conhecimento do operador para uma automação, e assim ser eficiente, repetitivo e de custo reduzido.

A necessidade de empurrar a tecnologia para o seu limite usando ligas de alto desempenho e obter curvaturas cada vez mais complexas para melhor desempenho aerodinâmico, como detalhes estruturais de projeto de nervuras, requerem um nível de controle e complexidade apenas possível usando técnicas de PF muito sofisticadas e equipamento de controle. O controle do PF não se limita à forma original da duvidosa intensidade Almen, tamanho da esfera e cobertura como um meio de medir o controle do processo, mas na redefinição e adaptação das especificações pelos fabricantes de aeronaves com o advento do controle de pré-carga, aplicação progressiva de carregamento, e muitas outras técnicas avançadas em PF.

A interferência humana é o elo fraco no ciclo de vida do processo e o robô como não requer treinamento, não cansa, produz um trabalho repetitivo e de qualidade, e se a produtividade deve ser aumentada é só adicionar mais robôs com o mesmo desempenho, é peça chave para manter PF como o processo de conformação de superfície de asas de alumínio. Por isso, PF para se manter, deve evoluir para um nível sofisticado de tecnologia que garanta custo, desempenho, repetibilidade, controle e documentação que estão alinhados com a demanda do mercado mundial atual. Esta deve ser a solução para desenvolvimento permanente das exigências de desempenho de projeto e especificação da complexidade da forma aerodinâmica, o melhor processo de manufatura pelo monitoramento direto da velocidade da esfera/controlado do fluxo, automação, programas adaptáveis, determinação virtual da forma da peça e posicionamento da peça, o entendimento do próprio processo de PF, e a aplicação de controle e carregamento repetitivo garantirá um processo previsível e repetitivo a custo razoável.

Embora a mecânica envolvida em PF seja muito complicada, com o desenvolvimento dos computadores e do MEF, tem sido possível simular o processo, para prever a deformação das peças, para definir os parâmetros do processo de forma mais eficiente e assim reduzir o tempo dos experimentos.

## 1.1 Motivação e Objetivos do Trabalho

### 1.1.1 Motivação

A falha por fadiga em estruturas de engenharia é a que gera maior risco para passageiros em veículos de transporte aéreo, e quando ocorre, é instantânea e portanto catastrófica. O grande desafio dos engenheiros projetistas é que tais sistemas mecânicos críticos sejam projetados para resistir de forma segura a condições de carregamento cíclicos definindo níveis de tensões apropriados que tem no processo de SP comprovadamente a melhor alternativa para aumentar a resistência a fadiga.

Podemos dizer que no início da década passada houve a transição entre os métodos de tentativa-e-erro e a simulação numérica para o uso e desenvolvimento do processo de SP, que era praticamente restrito à indústria de construção aeronáutica e aeroespacial. Logo, nas fases iniciais o conhecimento do processo era puramente empírico, e mais recentemente há um esforço considerável de pesquisar a tecnologia e os fenômenos do material envolvidos, desenvolvendo modelos analíticos e numéricos, desenvolvendo plantas e maquinário capazes de usar sistemas de controles computadorizados para obter um aumento na precisão dos componentes.

Para investigar o processo de SP devemos empregar duas aproximações diferentes: a simulação quase-estática e a transiente de Elementos Finitos (EF). A simulação transiente dinâmica é realizada usando o método de integração explícito considerando ondas elásticas e plásticas, o efeito da inércia e da taxa de deformação. O resultado é um detalhado histórico temporal do campo de deformação plástica e o desenvolvimento da tensão residual durante o impacto. A peça nestas condições sofreu deformação plástica superficial, resultando numa tensão e deformação residual que geram desequilíbrio. Portanto, a técnica estática implícita deve ser aplicada para se determinar a deformação e a tensão residual finais, considerando tanto não linearidade geométrica quanto do material.

As duas aproximações acima podem ser realizadas atualmente em programas de análise de EF não linear com modelo implícito através do programa comercial de grande porte

MSC.Marc que simula não linearidade, recuperação elástica, solda e conformação superplástica. Já o modelo explícito é especificado pelo programa MSC.Dytran que é capaz de simular a conformação de chapas metálicas, conformação de embalagens plásticas e análise de impacto. A escolha dos programas de análise de EF citados se deve às características e parâmetros do processo a ser simulado. O SP é um processo híbrido envolvendo muitas disciplinas como elasticidade e plasticidade estática e dinâmica. Por isso, a investigação do processo requer uma compreensão completa do comportamento mecânico do elemento impactante ("shot" - gralha) e o alvo (peça), os dois principais elementos do SP.

A opção pelo tema escolhido (Análise Numérica do Processo de Conformação de Chapas Metálicas por Jateamento de Esferas) deve-se, sobretudo, à grande importância do processo no desenvolvimento da indústria automobilística e aeronáutica. Sua aplicação nestas áreas é marcada pela capacidade deste processo de aumentar a resistência à fadiga das peças e conseqüentemente garantir a produção de peças com alto desempenho em uma área de risco e alta exigência. Embora a mecânica envolvida neste processo seja muito complexa, a simulação numérica é uma alternativa para implementar o projeto do processo com mais eficiência em lugar do tradicional método de tentativa-e-erro. Portanto, o problema principal para otimizar o processo, é idealizar o projeto dos parâmetros do processo usando recursos dos métodos numéricos para simulação. A utilização de um processo de conformação que dispensa o uso de ferramental e que possa ser simulado, para entendimento de toda sua mecânica, é uma grande vantagem competitiva na área em que se aplica.

Por ser a mecânica envolvida na conformação por SP muito complexa, embora estejam disponíveis métodos numéricos consolidados para a sua simulação, identifica-se que esta área demanda ainda muita pesquisa. Ao se rever os trabalhos recentemente publicados nesse tema, observou-se que neste trabalho de tese o programa comercial MSC.Dytran é utilizado de forma inédita para simular o processo de SP.

O maior desafio deste trabalho é determinar o modelo mais adequado para simular o processo de "peen forming" considerando-se sua precisão e eficiência. Uma das limitações da simulação pelo MEF estão nos recursos computacionais atuais para uma simulação direta do

processo real, e tem na aplicação de carregamento equivalente uma alternativa viável. A opção de maior precisão está em estudar o fenômeno localmente e estender o resultado para o restante da estrutura tratada e assim obter um modelo para o processo de conformação.

São itens fundamentais para construir uma metodologia de projeto do processo usando recursos da simulação numérica, a definição eficiente no modelo de EF, das variáveis de entrada, da relação destas com as variáveis do processo e da validação com dados experimentais.

### **1.1.2 Objetivos**

#### **Objetivo Geral**

Obter uma metodologia de simulação numérica para projetar os parâmetros do processo de “peen forming” que auxilie o método de tentativa-e-erro comumente utilizado.

#### **Objetivos Específicos**

Distinguir as principais influências dos parâmetros do processo, abordadas na literatura, na obtenção da peça final.

Analisar, na revisão da literatura, os principais modelos empregados para simular o processo de “peen forming”.

Implementar em um programa comercial, os diversos modelos de simulação para identificar e detalhar o modelo mais adequado.

Discriminar uma metodologia que empregue o modelo escolhido para simular o processo de “peen forming” de forma otimizada.

Analisar e interpretar os resultados da simulação para calibrar a relação do projeto do processo e a sua execução adotando a metodologia desenvolvida.

Construir um modelo de EF para simular o processo de "shot peen forming" usando um modelo de material elasto-plástico.

Estudar o efeito de alguns parâmetros do processo no padrão da tensão residual.

Viabilizar uma análise de elementos finitos não linear tridimensional considerando o contato entre esfera e peça e a necessidade de aplicar amortecimento dinâmico.

## 1.2 Escopo do Trabalho

A tese é dividida em cinco capítulos. Na seqüência desta introdução, temos o **Capítulo 2**, que representa uma revisão dos trabalhos encontrados na literatura envolvendo os conceitos de SP e PF, modelos analíticos e empíricos e modelos de elementos finitos atualmente empregados na simulação dos processos.

No **Capítulo 3** aborda-se a modelagem numérica do processo denominado “peen forming” empregado para conformação de peças metálicas. É desenvolvido um modelo baseado no MEF para avaliar as principais variáveis que influenciam esse processo com ferramentas comerciais consolidadas da MacNeal-Schwendler Corporation (MSC).

Inicialmente, no **Capítulo 3**, estudos preliminares de modelos equivalentes de temperatura e pressão, tanto de modelos de EF sólido quanto de cascas, são apresentados para compreender o fenômeno físico, mesmo não podendo ser reproduzido na totalidade devido a diversidade de parâmetros que o envolve.

Num segundo estágio um modelo explícito dinâmico de EF para a descrição do impacto de uma esfera e de múltiplas esferas numa região limitada é estudado para identificar localmente o fenômeno e a sensibilidade aos parâmetros do processo. Com os resultados do estudo dos impactos, transportar para uma peça real e fazer a análise através de um modelo implícito estático de EF para o obter o processo próximo do real de forma otimizada para toda a peça.

No **Capítulo 4** discutem-se e analisam-se os modelos implementados no capítulo anterior para caracterizar as tensões residuais induzidas mecanicamente. Vários resultados de simulações com impactos simples e múltiplos para o modelo dinâmico são mostrados, bem como o resultado estático final da peça deformada.

Finalmente, o **Capítulo 5** resume as descobertas do trabalho, as contribuições desta tese e identifica as futuras pesquisas relacionadas que se fazem necessárias.

Segue no **Anexo I**, uma descrição do conceito dos métodos implícito e explícito empregados, os tipos de EF, de material, de contato e de amortecimento disponíveis nos programas comerciais, utilizados na tese para a realização das simulações dos processos, da MSC que são os “solvers” MSC.Marc2005 (solução estática), Dytran2005r3 (solução dinâmica) e para pré e pós-processamento o ambiente gráfico do Patran2005r3.

No **Anexo II** é proposto um tutorial para o processo estudado e comprovadamente validado, é extremamente vantajoso para nortear os critérios de escolha dos parâmetros inerentes do processo de forma otimizada e assim reduzir custos e aumentar o domínio tecnológico sobre o mesmo.

## **CAPÍTULO 2**

### **REVISÃO DA LITERATURA**

Neste capítulo será feita uma abordagem do processo a ser simulado e os métodos utilizados para sua simulação tanto analítica, empírica quanto numérica computacional.

#### **2.1 Processo de Jateamento de Esferas**

"Shot peening" (SP) é empregado para tratamento especial de superfície metálica por jateamento de esferas aumentando a resistência a fadiga. Ao ser usado para conformar peças, sem utilizar ferramental, passa a ser denominado de "peen forming" (PF).

##### **2.1.1 Shot Peening**

O SP é um processo de tratamento de superfície para aumentar a vida útil, aumentando a resistência a fadiga, de vários tipos de peças metálicas. Conhecer os vários parâmetros e os princípios que envolvem o processo, aumenta os benefícios que o processo pode proporcionar, como prevenir tração, corrosão e trincas nas peças metálicas. Além disso, permite conhecer uma derivação desse processo que é o "peen forming".

A tecnologia envolvida com o processo é bastante complexa. Para compreender os seus principais princípios devemos dividir a sua abordagem em alguns tópicos, como: história do SP, fundamentos de SP, tipos de mídia de SP, distribuição da tensão residual, cobertura e saturação, equipamento de SP e avanços no SP (KIRK, 1999).

##### ***História do Shot Peening***

"Shot peening" não é um processo novo. A muito tempo se sabe que o metal pré-tensionado ou trabalhado a frio poderia criar materiais mais duros e duráveis. Na antiga cidade de Ur, da Mesopotâmia, em 2700 a.C., se tem informações de "shot-peening" executado manualmente em ouro. Durante as cruzadas de 1100 a 1400, as lâminas das espadas de Damasco e Toledo eram trabalhadas a frio, também manualmente, para dar flexibilidade e resistência ao aço. O processo de "peening" (achatar com um pequeno martelo de cabeça de esfera) foi usado no processo de forjamento antes da idade do bronze para aumentar a resistência de armaduras, espadas e ferramentas. Canos de espingardas na guerra civil americana foram tratadas com "peening" para aumentar a dureza do aço. E, os raios de concordância das bielas nos primeiros carros de corrida dos europeus nos anos 20 foram manualmente tratados com martelos especiais. Hoje, para se conseguir esses efeitos, estas peças não são trabalhadas manualmente e sim por meio de partículas esféricas de aço, cerâmica ou de vidro, conhecidas na prática como granalha, usadas no processo de "shot-peening".

Embora no século 20 e 21 o "peening" tenha consideravelmente evoluído, a idéia geral continua a mesma: jatear o material com milhares de pequenas esferas a alta velocidade funciona de forma semelhante a martelar o material como era feito na idade média, como um forjamento localizado. O jateamento de esferas automatizado corresponde a cerca de 30.000 impactos por segundo na região da peça limitada pelo jato. O processo de conformação por jateamento de esferas desde 1960 tem sido reconhecido como processo de manufatura para vários componentes aeronáuticos.

### ***Fundamentos do Shot Peening***

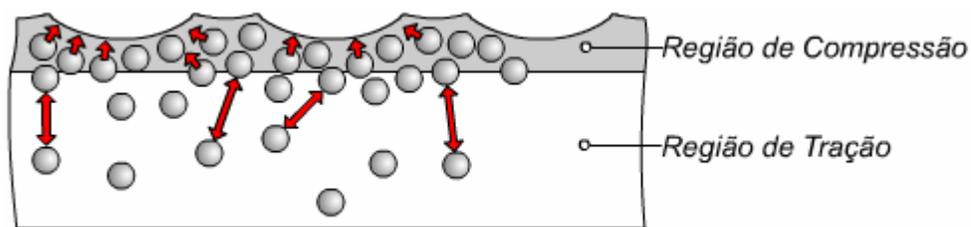
Os átomos na superfície de uma peça metálica manufaturada terão em geral uma tensão residual de tração deixada pela laminação, solda, tratamento térmico e outros processos de produção que geram tensão. As trincas se formam facilmente em áreas com tensão de tração porque esta tensão puxa os átomos para fora do metal, rompendo a ligação metálica. Jateando (SP) a peça metálica, criamos uma camada de tensão que comprime o material.

Ao se fazer o jateamento, os átomos próximo a superfície do metal são comprimidos e tentam recompor a forma original do metal sendo empurrados para fora (Figura 2.1). Os átomos

mais profundos são puxados em direção a superfície com suas ligações com os átomos na camada comprimida, resistindo à extração, criando tensão de tração interna que mantém a peça em equilíbrio com a tensão compressiva próxima a superfície. No SP a região compressiva criada na superfície previne a propagação de trincas.

Técnicas apropriadas de SP garantem que a tensão na região sob tração não seja grande o suficiente para criar falhas internas prematuras, onde a nucleação de trincas é menor que na superfície sob tração, e na superfície não ocorra falha por excesso de impactos ao romper as ligações metálicas por esforços mecânicos localizados.

Assim, obtém-se com o jateamento uma deformação muito elevada sem trincas por causa da pressão hidrostática envolvida no processo.



**Figura 2.1** – "Shot peening" a nível atômico (micro análise).

O SP é um processo de trabalho a frio no qual uma peça metálica é bombardeada por pequenas partículas, denominadas "shot", em geral esferas de aço (ou arames cortados esferoidizados, vidro e cerâmica) com diâmetros de 0,1 a 0,5 mm a velocidades relativamente elevadas (até 100 m/s). Embora SP seja com frequência confundido com jateamento abrasivo, os dois processos têm efeitos muito diferentes. O jateamento abrasivo é usado para livrar metais de corrosão e ferrugem, enquanto SP é usado para o endurecimento do metal e para aumentar o limite de resistência à fadiga, a resistência à fadiga por corrosão e a resistência ao desgaste.

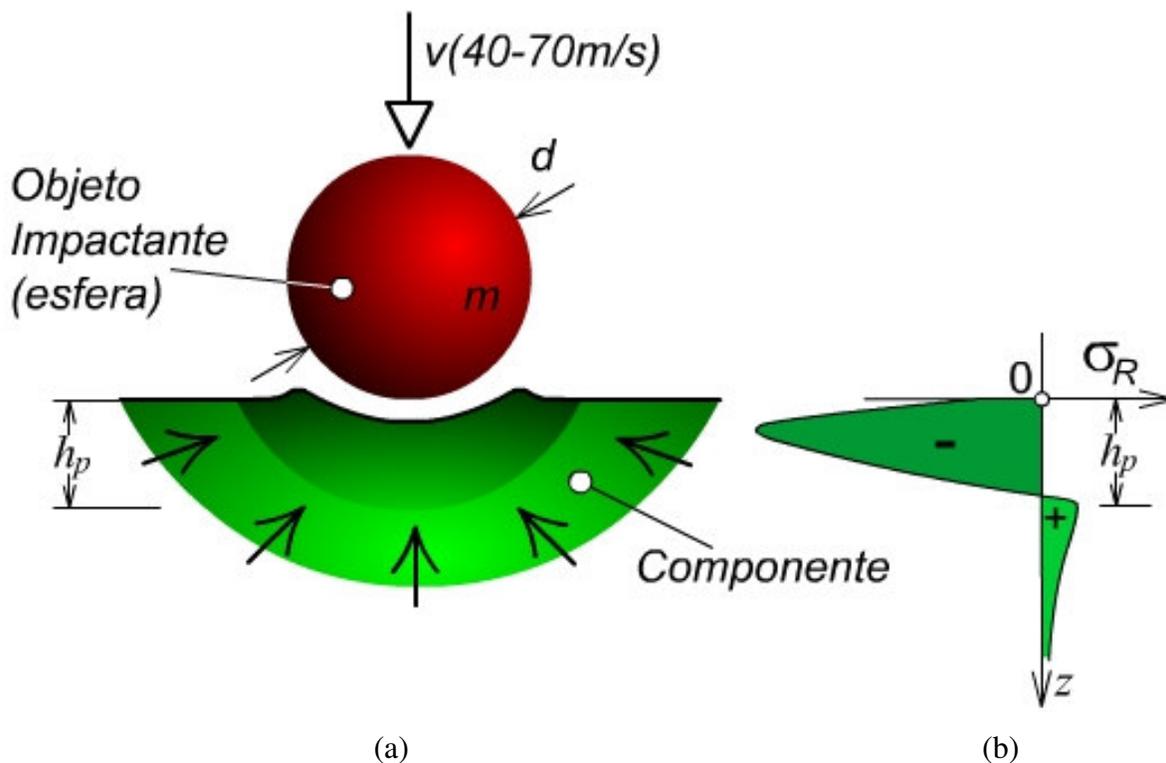
Mesmo sendo simples em conceito, SP só recentemente se tornou totalmente técnico devido a sua complexidade, já que as propriedades físicas finais do metal tratado, são afetadas pelos diferentes tipos de impacto causados por esferas de características diversas (material, diâmetro, dureza e

forma), ângulo de impacto, intensidade, velocidade, diâmetros dos bocais, tempo de exposição, o tipo de material e a cobertura da superfície.

SP é um processo de trabalho a frio realizado a temperatura ambiente no qual a superfície da peça tratada deforma plasticamente e fica indentada por pequenas impressões geradas pelos impactos das esferas que causam o escoamento plástico numa região superficial que pode induzir à distorção da peça.

### *Tensão Residual*

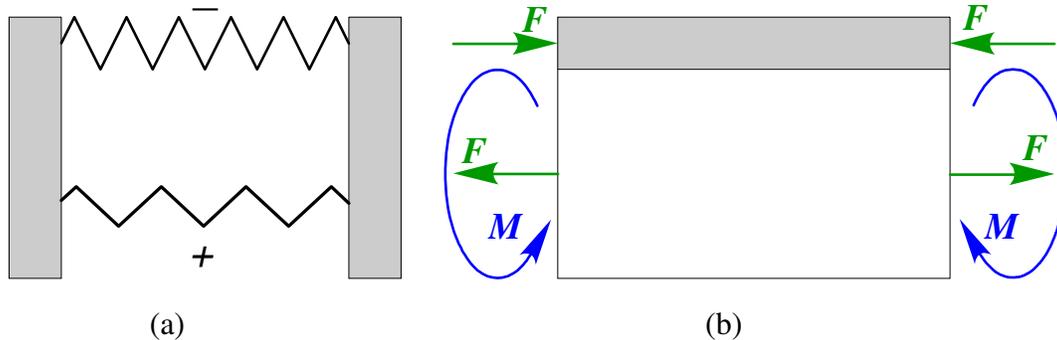
O SP é um processo que cria uma camada, deformada plasticamente, de proteção de tensão residual de compressão devido ao impacto de esferas (Figura 2.2).



**Figura 2.2** – Processo de SP: (a) impacto de uma esfera; (b) perfil da tensão residual.

A Figura 2.3a mostra um modelo de mola representativo do equilíbrio da tensão residual, em que  $F$  (força de tração) é equilibrada pela força total de compressão das molas externas. O

balanço, tanto de força como de momento fletor, são necessários em qualquer sistema em equilíbrio.



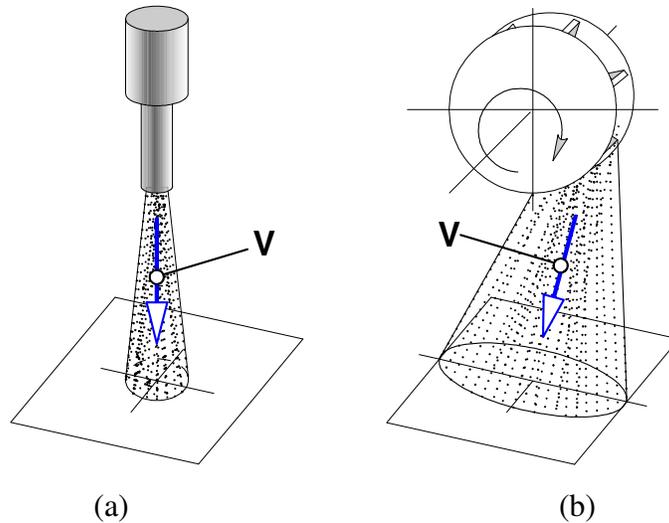
**Figura 2.3** – Balanço do sistema de tensão residual: (a) modelo de mola (sem equilíbrio); (b) modelo da estática (com equilíbrio).

Na prática, a força corresponde ao tipo de tensão residual dada multiplicada pela área em que atua. No SP o equilíbrio interno ocorre por tensões inversamente proporcionais às suas áreas de atuação (Figura 2.3b). O nível de tensão superficial de compressão é aproximadamente a metade do limite de resistência a tração ou cerca de 2/3 da resistência ao escoamento do material jateado (encruado) atuando sobre uma espessura similar ao diâmetro da esfera usada.

### ***Velocidade da partícula ("shot")***

A velocidade ( $v$ ) é o parâmetro de maior significado para o SP entre os vários parâmetros de uma partícula (tamanho, forma, massa, densidade, dureza, etc.) por fazer parte da equação da energia cinética ( $E = 1/2mv^2$ ) de uma partícula de massa ( $m$ ) em movimento.

Para acelerar esta partícula precisamos gerar trabalho com pressão de ar (Figura 2.4a) maior de um lado da partícula, cuja diferença multiplicada pela área efetiva gera a força de aceleração. No SP com pressão de ar, a velocidade é função da pressão de ar no bico e do diâmetro do bico. Podemos utilizar a força centrífuga gerada mecanicamente por uma roda centrífuga (Figura 2.4b) na qual a velocidade da partícula é função da velocidade de rotação e do diâmetro da roda centrífuga. A distribuição da tensão residual e dureza, obtidos com os dois equipamentos, são distintas (OSK, 2005).



**Figura 2.4** – Tipos de equipamentos utilizados para SP: (a) pressão de ar; (b) roda centrífuga

### ***Impacto de uma partícula***

Uma partícula em alta velocidade ao colidir com uma superfície metálica cria uma indentação, como visto na Figura 2.2a, devido a sua alta energia cinética. Na hora do contato a tensão tende ao infinito, por ser pontual, tendo que ocorrer deformação no componente o que aumenta a área de contato e a tensão reduz rapidamente até ser menor que a resistência ao escoamento quando o material termina a deformação plástica parando a partícula. A partícula perdeu parte de sua energia cinética e a recuperação elástica faz com que a partícula mude de sentido e ricocheteie. A energia cinética perdida é na forma de trabalho do impacto da partícula que é a força vezes a distância penetrada. O material se move lateralmente pela deformação plástica gerada pela tensão de tração superficial que por sua vez gera a tensão residual de compressão superficial (Figura 2.2b).

### ***Tipos de meios de SP***

Para o jateamento abrasivo, o meio deve ser irregular para remover depósitos quebradiços superficiais, enquanto no SP deve ter um contorno bastante suave idealizado pela forma esférica a ser utilizada.

A condição necessária para o processo é dispor-se de lotes de partículas perfeitamente esféricas, dureza extremamente elevada e altas resistências ao desgaste, à corrosão e à fratura. Na realidade, a escolha restringe-se a quatro materiais diferentes: ferro fundido, aço (fundido ou cortado em arames), vidro e cerâmica. As esferas de aço, obtidas por "atomização" e arames cortados e tamboreados, são mais empregados por terem maior resistência ao desgaste em relação ao ferro fundido e resistência ao impacto em relação ao vidro e a cerâmica.

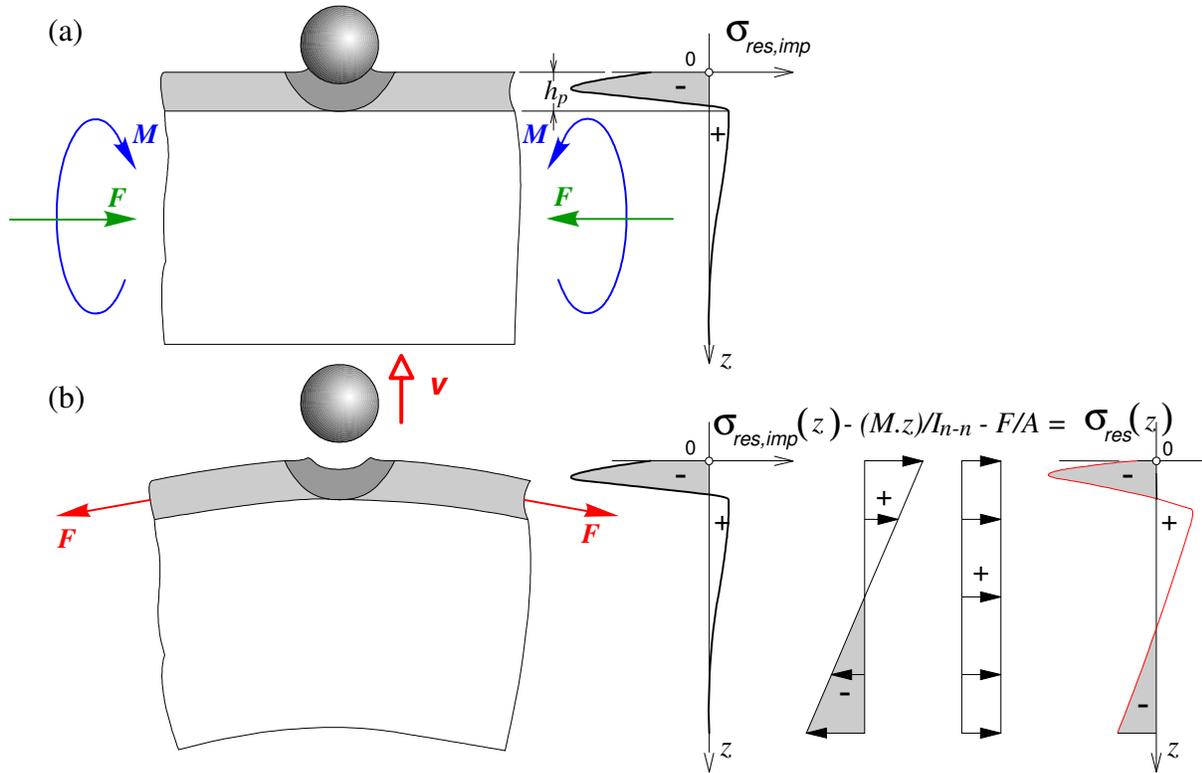
Na especificação da forma, é essencial que menos de 10% de uma amostragem estejam fora da especificação da forma e tamanho definido. Se continuarmos a reutilizar a mídia deve-se retirar as defeituosas por tratamento, resultado do uso no processo, e substituí-las por novas.

### ***Distribuição da tensão residual***

Existem duas condições de jateamento de um componente retangular. Na primeira, na qual jateamos os dois lados das superfícies principais, são geradas duas camadas de tensões de compressão superficiais cujas forças são equilibradas pela força interna que atua numa área maior e conseqüentemente tem uma tensão muito menor e de tração.

Na segunda condição, jateamos uma das superfícies principais apenas. O modelo de molas equivalente (Figura 2.3a) é constituído por duas molas apenas. Neste caso o equilíbrio é obtido pela deflexão gerada pelos momentos induzidos que são a base do "peen forming" (Figura 2.5b). Com a deflexão ocorre a mudança da distribuição residual até atingir o equilíbrio. Placas Almen são exemplo desta última condição de jateamento não uniforme. Com a remoção dos parafusos, as placas defletem (altura Almen) pela indução de momento gerado pelo jateamento de uma das superfícies.

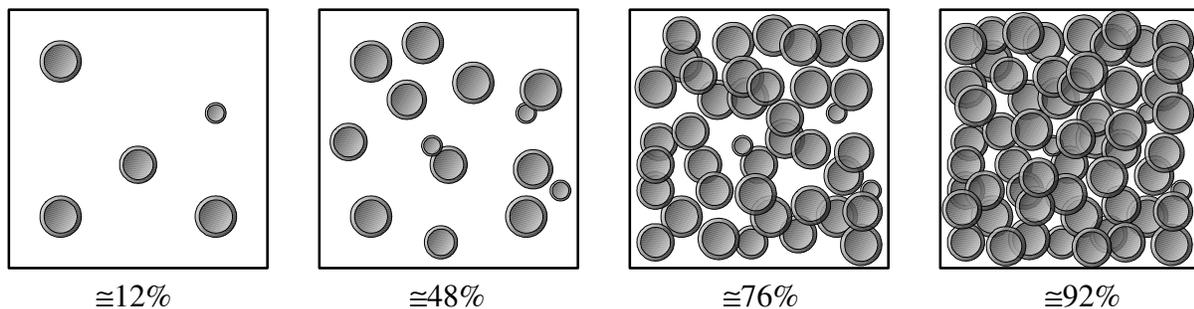
A tensão residual  $\sigma_{res}(z)$  na placa Almen é determinada quando liberados os parafusos. Ocorre a superposição da deflexão elástica, considerando que as tensões possam ser somadas, como pode ser visto na Figura 2.5a, em que se vê o momento induzido, e Figura 2.5b, o equilíbrio é alcançado com a deflexão e alongamento da placa.



**Figura 2.5** – Determinação da tensão residual  $\sigma_{res}(z)$  na placa Almen após remoção dos parafusos: (a) placa mantida reta devido as forças de reação (força compressiva  $F$  e momento fletor  $M$ ); (b) com a remoção das condições de restrição.

### Cobertura e Saturação

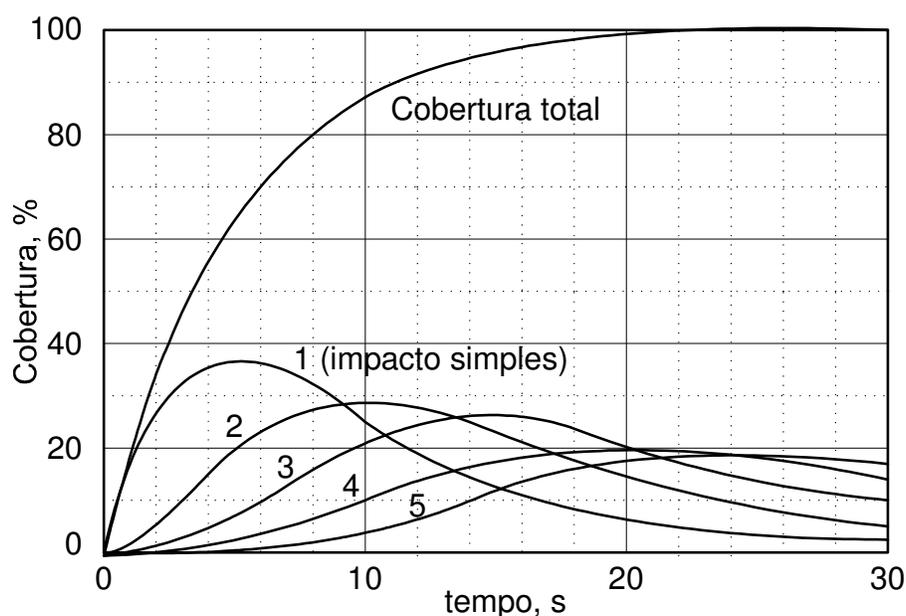
A cobertura da superfície é aumentada em função do efeito acumulativo dos impactos aleatórios do jateamento, que criam uma série de indentações na superfície da peça (Figura 2.6).



**Figura 2.6** – Geração de indentações com o progresso do processo de jateamento.

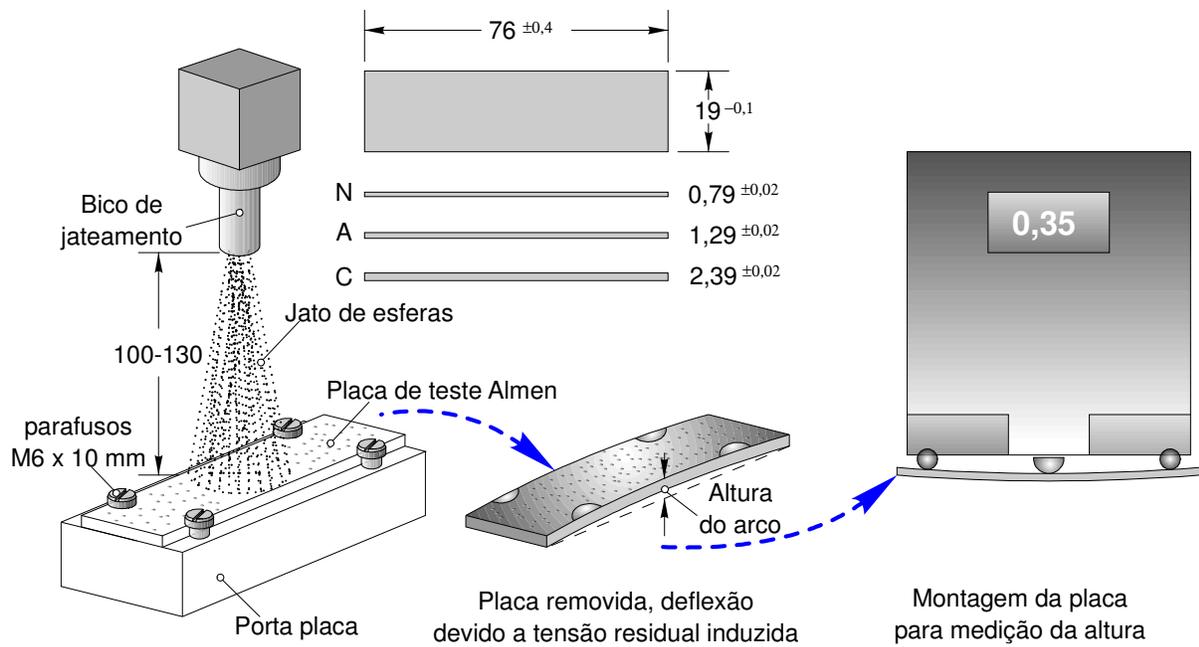
Cada impacto gera um encruamento localizado e a superposição de impactos significa mais de uma deformação plástica, e se em excesso, poderá gerar trincas no material. A superfície

estará completamente jateada, "100% de cobertura", controlando-se a contribuição relativa do aumento dos impactos repetidos com cobertura total para um regime de jateamento específico. Na Figura 2.7, vemos que com este regime particular a maior parte da área jateada recebeu um único impacto (sem superposição) e uma cobertura total de 86% até 10 s de jateamento, e com 20 s se obtém uma cobertura de 98%, que equivale a uma cobertura total do material, mas a área jateada de maior proporção recebeu quatro impactos que só é identificado de forma imprecisa com lente com dez vezes de aumento.



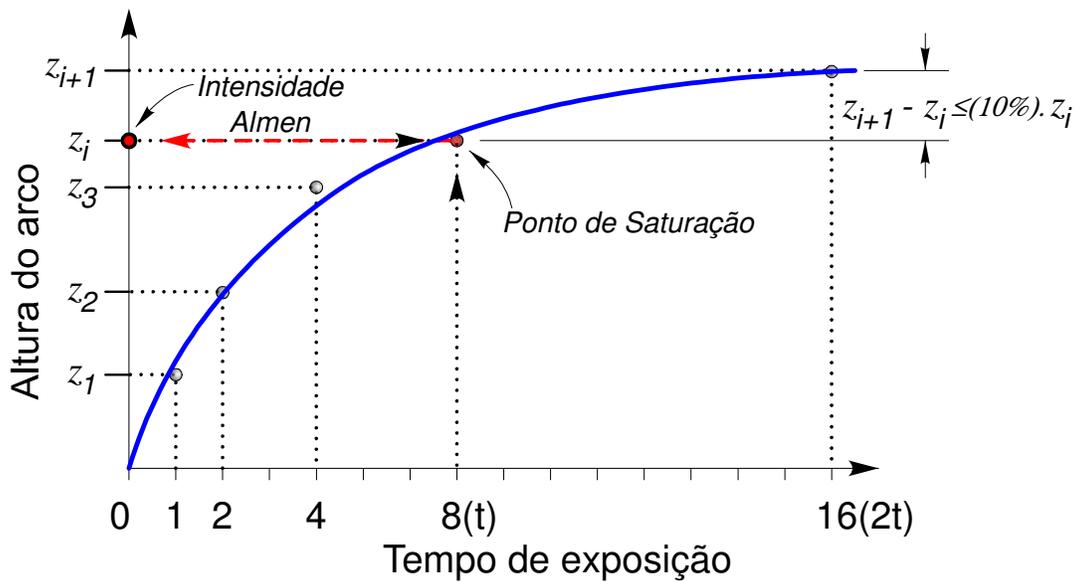
**Figura 2.7** – Contribuição de diferentes números de áreas impactadas do total de cobertura. Adaptado de KIRK (1999).

Tendo definido uma intensidade de jateamento, é desejável que a cobertura seja o mais uniforme possível. Isto é tratado por curvas de saturação que são obtidas usando-se placas e calibradores Almen (Figura 2.8).



**Figura 2.8** – Placas Almen defletidas após jateamento, e medidas com um Calibrador Almen.

Uma série de placas idênticas são expostas a jatos de esferas de mesma intensidade mas para diferentes tempos de jateamento para levantar a curva de saturação. A curva é definida pela deflexão de Almen (Figura 2.9).



**Figura 2.9** – Curva de saturação de Almen.

A saturação é definida como o ponto no qual dobrando o tempo de jateamento não produz mais que 10 % de aumento na intensidade Almen. O tempo  $t$  é o tempo mínimo que se enquadra na especificação do processo, cuja deflexão Almen é conhecida como "Intensidade Almen".

### ***Benefícios***

A tensão residual compressiva numa camada superficial pode ser produzida por diferentes métodos. O SP tem vantagens particulares, como: redução do número de fixadores, de itens do ferramental e dos custos de partida, além da diminuição do tempo de desenvolvimento e de manufatura.

Para o SP não importa o tamanho e a forma das peças. O SP induz a maior tensão residual compressiva possível numa camada superficial que é muito importante para resistência ao impacto e carregamentos percussivos. Além disso, o SP é muito eficaz quando usamos aço de alta dureza e peças com fatores de concentração de tensão elevados.

Com o SP ocorre os efeitos de mudança da distribuição da tensão residual, da microestrutura e dureza da camada superficial e a mudança da estrutura superficial (rugosidade).

As principais vantagens do SP são aumento do limite à fadiga (vida finita e vida estendida), a prevenção do aparecimento de trincas e de fadiga por corrosão sob tensão, a prevenção da fadiga por atrito ("fretting fatigue") e o aumento da resistência ao desgaste por abrasão e cavitação.

### **2.1.2 Peen Forming**

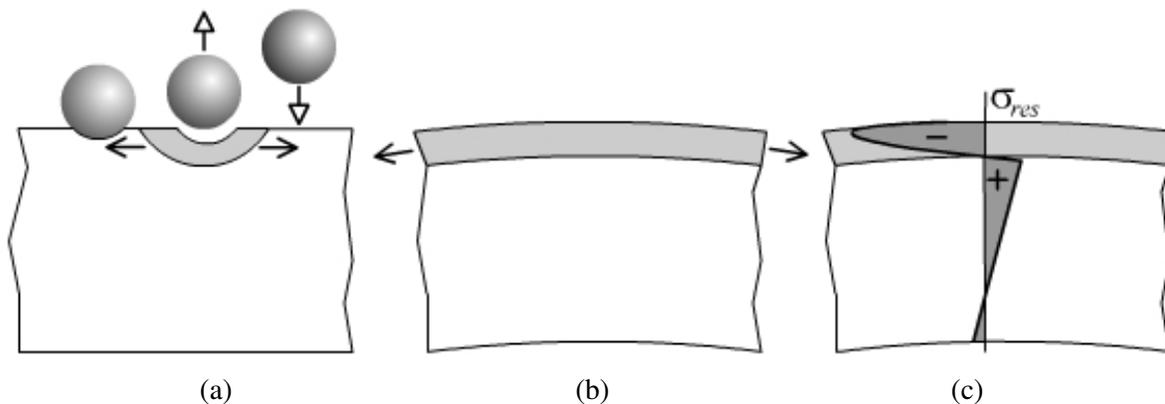
"Peen forming", uma derivação do SP, é um processo de conformação de trabalho a frio no qual se estica o material, induzindo-se tensão compressiva variável na chapa metálica ao se jatear apenas uma de suas superfícies. O resultado é a habilidade de formar curvaturas complexas desejadas, tanto convexas quanto côncavas (KOPP e SCHULZ, 2002a), sem ferramental de

conformação. Ao contrário de outros processos de conformação, a tensão compressiva gerada neste processo elimina virtualmente trincas por tensão durante a conformação e a necessidade de testes não destrutivos.

### ***Fundamentos de Peen Forming***

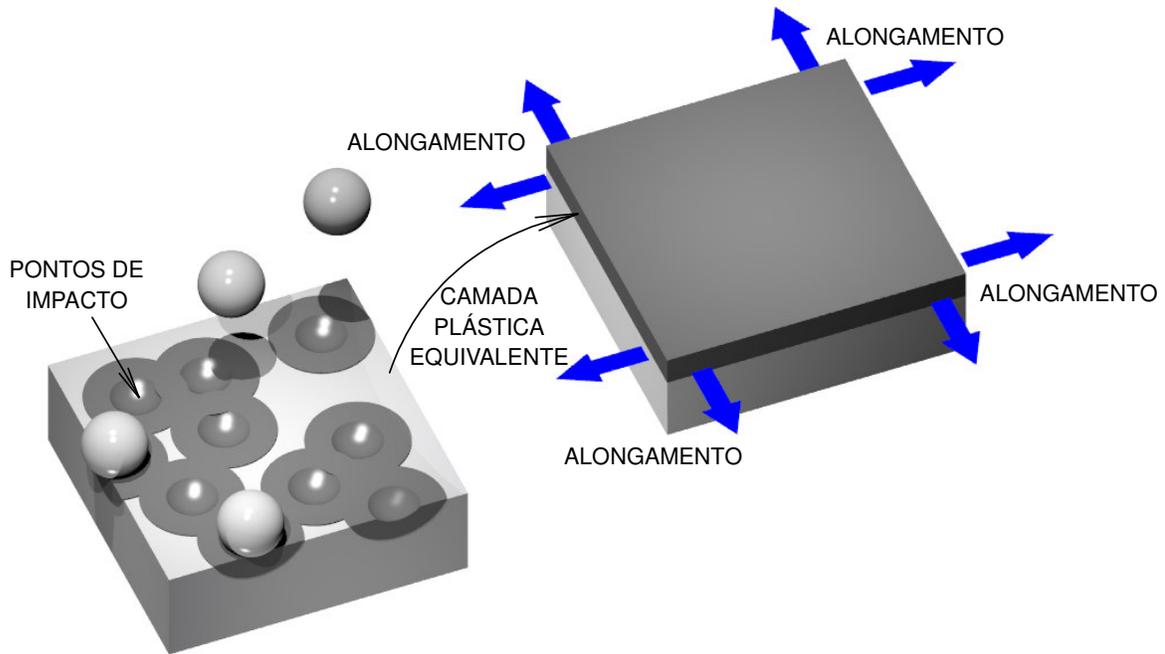
Quando uma esfera metálica rígida impacta uma superfície de material elasto-plástico, e a velocidade e a massa de impacto é suficientemente elevada, o material abaixo de cada ponto de impacto sofre deformação plástica local alongando a superfície (Figura 2. 10a).

Após o ricochete da esfera, o restante do material elástico tende a empurrar contra a região deformada plasticamente, para voltar à posição não alongada, resultando numa região compressiva (Figura 2.10c) e conseqüente deflexão (Figura 2.10b). Materiais dúcteis, como uma chapa de liga de alumínio, criam uma camada plástica relativamente grande, que aumenta com o aumento da intensidade Almen que é função do tamanho e velocidade da esfera.



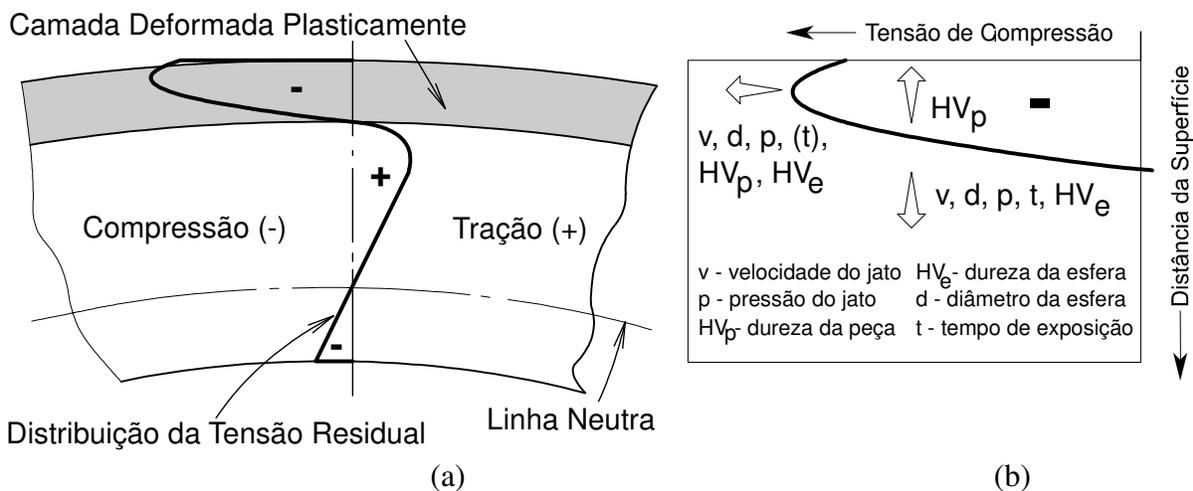
**Figura 2.10** – Esquema do processo de PF: (a) impressão por esferas; (b) camada encruada (empenamento); (c) perfil da tensão residual.

No PF o alongamento planar da camada superficial ocorre do lado da peça jateada (Figura 2.11) e o restante do material tenta permanecer com as mesmas dimensões. A diferença entre as dimensões gera um momento que cria deflexão ao atingir o equilíbrio ( $\Sigma M = 0$  e  $\Sigma F = 0$ ) e conseqüentemente induz tensão de compressão residual na camada superficial. A medida desta deflexão em uma placa Almen depois de jateada, devido à deformação plástica em uma camada fina, é denominada de intensidade Almen.



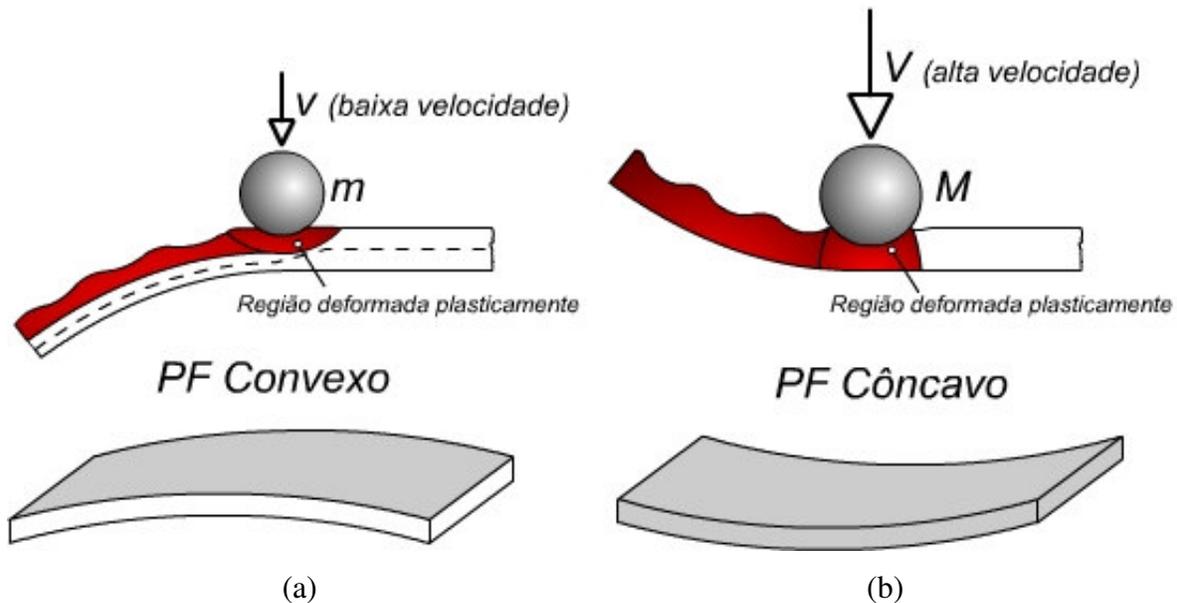
**Figura 2.11** – Camada plástica equivalente utilizada para modelar a tensão residual.

O princípio básico da PF é um processo de forjamento parcial no qual a tensão residual gerada induz a uma curvatura convexa permanente (Figura 2.12a). Esse processo requer uma intensidade Almen maior, que é obtida principalmente pelo uso de esferas mais pesadas com diâmetros de 2 a 10 mm.



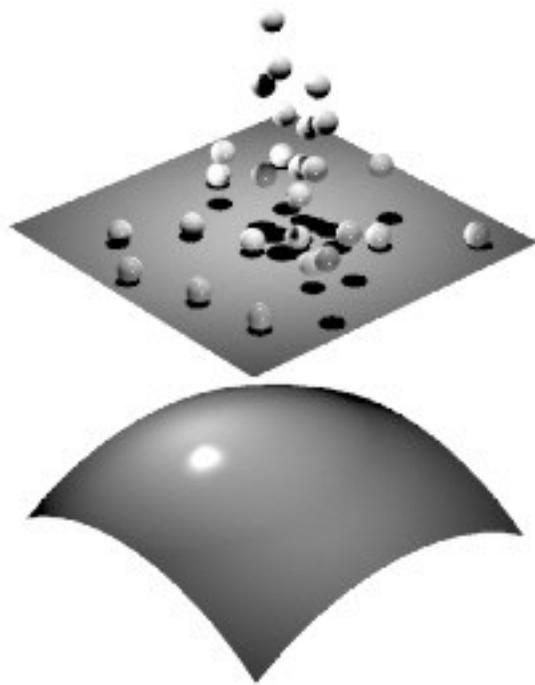
**Figura 2.12** - Distribuição da tensão residual gerada por SP: (a) perfil da tensão residual para a peça defletida; (b) parâmetros que influenciam o processo. Adaptado de SCHIFFNER e HELLING (1999).

Na conformação côncava ("beeting") as esferas impactam a tal velocidade que toda a seção transversal do metal é influenciada (Figura 2.13b). Como mostra a Figura 2.13a, na conformação convexa, por outro lado, uma velocidade menor é utilizada, a qual influencia somente a superfície impactada. Somente uma camada fina diretamente abaixo da superfície do componente é deformada, e camadas mais profundas e o lado oposto não são afetados.



**Figura 2.13** – Processo de conformação por jateamento de esferas (PF): (a) conformação convexa; (b) conformação côncava.

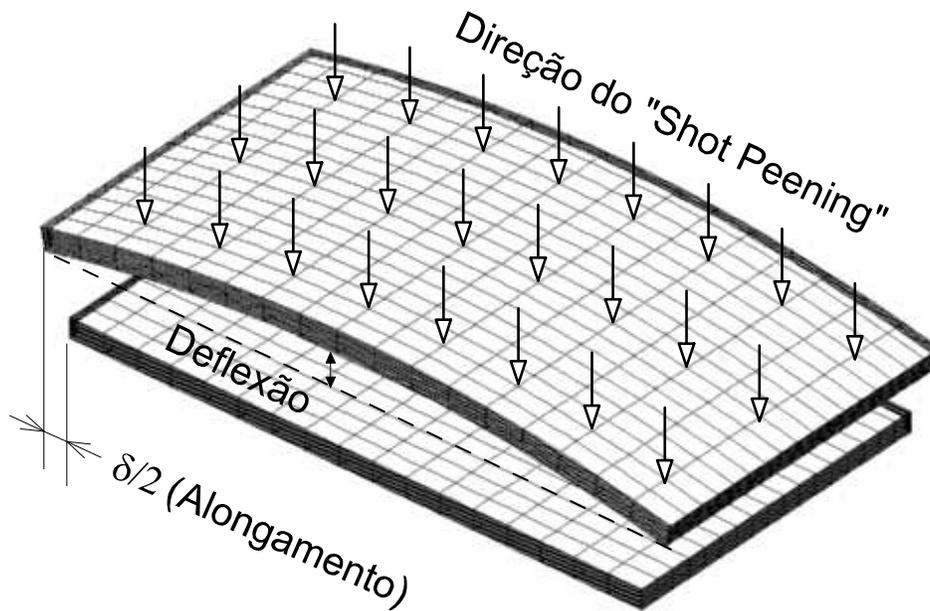
Para deformar permanentemente a superfície da peça, o material deve ser submetido à tração, produzindo alongamento elástico da superfície superior e deformação plástica local que se manifesta como tensão residual compressiva. Após descarregamento, fibras localizadas abaixo da indentação, tentam recuperar sua posição para sua forma original, mas o material circundante não permite que isso ocorra. Por isso, uma região de tensão compressiva é gerada. Uma camada uniforme de tensão compressiva residual no metal é obtida por impactos múltiplos e progressivos da peça. Se a superfície do material é assumida como isotrópica, a tensão compressiva causada por SP distribui-se radialmente de forma uniforme, de modo que quando as esferas de aço são projetadas em um lado da placa plana, a placa toma a forma esférica (equivalente a uma peça esférica), com a curvatura uniforme em todas as direções (Figura 2.14).



**Figura 2.14** – Deformação esférica por PF. Adaptado de YAMADA *et al.* (2002)

A principal desvantagem do PF é que esse processo de conformação é muito difícil de ser controlado porque muitas variáveis do processo podem afetar a curvatura gerada por SP, tal como diâmetro  $D$  do “shot” (esfera), a velocidade  $v$  da espera, a razão  $\eta$  de cobertura das esferas, o ângulo de incidência do impacto (“shooting”), o material dos *shots* e das chapas. A Figura 2.12b mostra a grande quantidade de variáveis do processo que afetam o perfil da tensão residual pelos experimentos feitos por SCHIFFNER e HELLING (1999). Por isso, por muito tempo, a definição dos parâmetros de processamento do PF tem se baseado no método de tentativa-e-erro que exige grande esforço para determinar os parâmetros ótimos.

A camada deformada plasticamente (Figura 2.12a) faz com que o metal sofra duas mudanças geométricas básicas para atingir o equilíbrio. A camada superior alonga-se para aliviar a tensão compressiva, e esse alongamento cria um diferencial de tensão na espessura da peça. Este diferencial causa o encurvamento da peça na direção da superfície jateada para manter o equilíbrio, como mostrado na Figura 2.15. Segundo VANLUCHENE e CRAMER (1996), qualquer método numérico usado para simular o PF deve ser capaz de produzir ambos os efeitos de deflexão e alongamento.



**Figura 2.15** – Efeito de conformação do PF. Adaptado de VANLUCHENE e CRAMER (1996).

O PF, aplicação do SP, gera formas côncavas, convexas e planas em chapas. SP permitiu à indústria aeroespacial e automobilística reduzir o peso dos veículos em 30 a 50%. Obtém-se com PF peças metálicas de fuselagem de aviões e foguetes. Encontramos tecnologia de ponta na Alemanha (FRIESE, 2004) com projetos como do foguete Ariane 5 e do avião Airbus A-380 (550 lugares, autonomia de 14.800 Km, maior aeronave já construída) (KSA, 2005).

Embora a mecânica envolvida em PF seja muito complicada, com o desenvolvimento dos computadores e do método dos elementos finitos (MEF), tem sido possível simular o processo, para prever a deformação das peças, para definir os parâmetros do processo de forma mais eficiente e assim reduzir o tempo dos experimentos.

## 2.2 Modelo de Elementos Finitos

No item anterior foram apresentados alguns fundamentos do SP e PF. O principal foco de pesquisa desses processos é prever a camada e o perfil da tensão residual compressiva que dá característica de resistência à fadiga às peças tratadas (SP) e grau de empenamento (PF), cujos resultados são influenciados por vários parâmetros. A avaliação quantitativa destes parâmetros foi pesquisada por diversos autores por muitas décadas. Porém, estas avaliações foram essencialmente baseadas em resultados analíticos e experimentais que em geral são caros, tediosos e tomam muito tempo.

As desvantagens dos modelos analíticos e experimentais foram aos poucos dando lugar a modelos de simulação numérica por programas de código de elementos finitos como ANSYS, NASTRAN, ABAQUS, DYTRAN entre outros códigos proprietários, que permitem os pesquisadores a simular os processos de SP e PF. Além de serem mais baratos e fáceis, as simulações numéricas podem identificar os mecanismos dos processos durante o impacto verificando a influência dos vários parâmetros sobre os mesmos.

### 2.2.1 Modelos Analíticos e Empíricos

Modelos analíticos e empíricos foram desenvolvidos para simular os perfis de tensão do SP, destacando-se o trabalho de AL-OBAID (1995) cujos resultados foram confirmados por WATANABE e HASEGAWA (1996) com medições de difratometria de raio-X na camada superficial. Cálculos empíricos, baseados nas propriedades dos materiais em função dos parâmetros do SP, definem a distribuição da tensão residual medidos por raio-X por WANG *et al.* (1998). Revisando modelos empíricos, AL-HASSANI *et al.* (1999) utilizam o MEF para simular o impacto.

O modelo dinâmico de um impacto simples foi inicialmente abordado por JOHNSON (1972) usando uma aproximação na verdade pseudo-dinâmica que considera somente as propriedades de inércia da esfera impactante (Figura 2.16) . Desta forma obteve a relação entre a

profundidade da região plástica com os parâmetros da esfera, como diâmetro, massa e velocidade.

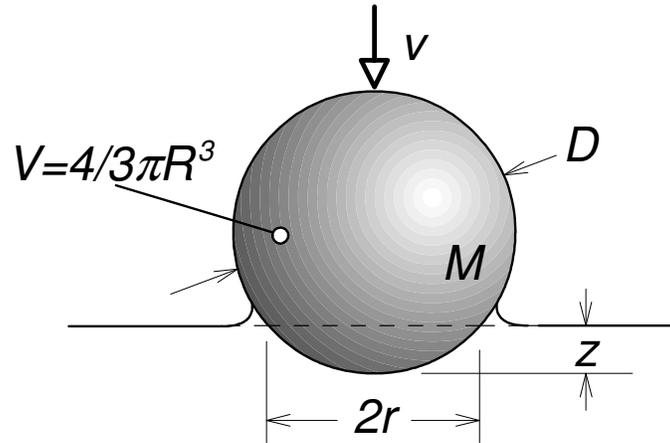


Figura 2.16 – Geometria do impacto de uma esfera.

Se um projétil esférico rígido de diâmetro  $D$ , impacta um bloco semi-infinito (Figura 2.16) então a equação do movimento da esfera é:

$$mv \frac{dv}{dz} = -\bar{p} \cdot \pi r^2$$

A penetração final  $z_0$  é,

$$z_0 = \sqrt{\left(\frac{D^2}{6}\right) \left(\frac{\rho v_0^2}{\bar{p}}\right)}$$

onde  $\rho (=m/V)$  é a densidade da esfera e  $\frac{\rho v_0^2}{\bar{p}}$  é uma indicação do regime de comportamento conhecido como número de dano (ND). Para  $ND = 10^{-3}$  temos o comportamento de início do regime plástico para  $v \cong 7,6$  m/s, onde  $\bar{p}$  é a pressão média de resistência do metal do bloco na condição plastificação total, segundo AL-OBAID (1995) ( $\bar{p} = 3\sigma_{esc}$ ).

AL-OBAID (1995) estudou a distribuição da tensão residual no alvo e desenvolveu expressões teóricas para os parâmetros do processo baseado num modelo de expansão da

cavidade esférica. Para o cálculo da região de transição entre a tensão residual de tração e compressão, denominada por muitos autores de profundidade da região plástica ( $h_p$ ) (Figura 2.2), usou a seguinte expressão:

$$\frac{h_p}{R} = 3 \left( \frac{2}{3} \right)^{1/4} \left( \frac{\rho v_0^2}{\bar{p}} \right)^{1/4}$$

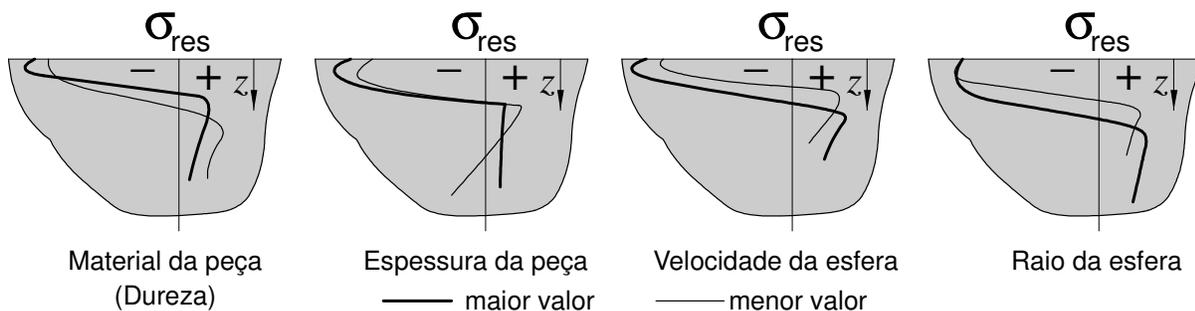
Esta expressão se baseia na combinação da equação da penetração final de JOHNSON (1972) e de equações e resultados experimentais obtidos pelo autor para representar a relação da profundidade da região plástica com a indentação ( $z_0$ ):

$$\frac{h_p}{R} = 3 \left( \frac{z_0}{R} \right)^{1/2}$$

Da mesma forma SHEN *et al.* (2004) também utilizou a relação de JOHNSON (1972) para considerar a relação da velocidade da esfera para a região da indentação ( $r$ ) (Figura 2.16),  $z_0 = f(v_0)$ , pela expressão:

$$r^2 = z_0 D - z_0^2 = z_0 (D - z_0)$$

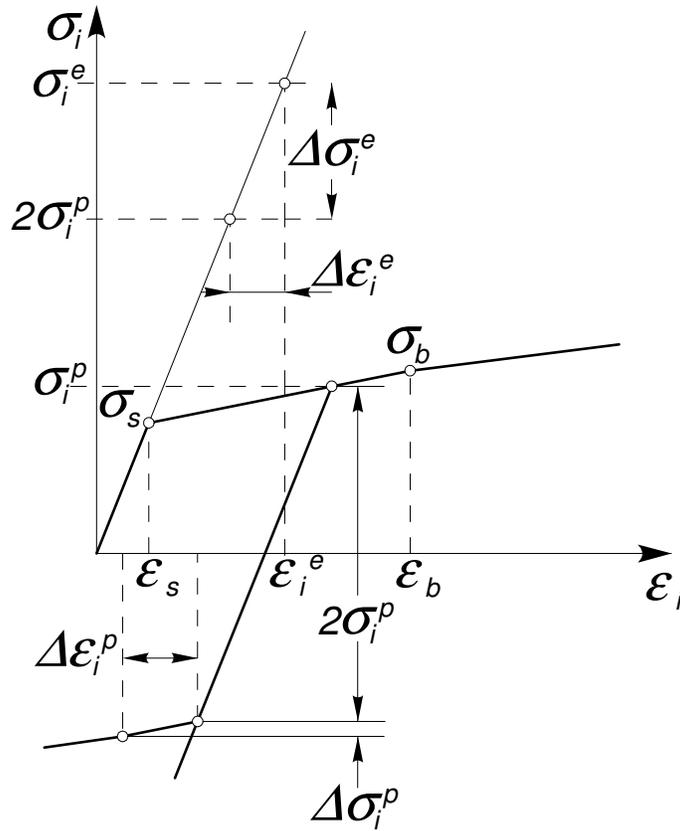
As medições experimentais da distribuição da tensão residual podem ser vistas na Figura 2.17 obtidas por SCHIFFNER e HELLING (1999) conhecendo o principais parâmetros do processo de SP, que são: o raio ( $R$ ) da esfera, a velocidade inicial ( $v_0$ ) da esfera, o comportamento do material da esfera e da peça e a espessura da peça.



**Figura 2.17** – Influência geral dos parâmetros do SP sobre a distribuição da tensão residual.

No trabalho de SHEN *et al.* (2004) vemos a tensão elasto-plástica  $\sigma_i^p$ , de acordo com a curva tensão-deformação elasto-plástica (multilinear) (Figura 2.18), dada pela expressão:

$$\sigma_i^p = \begin{cases} \sigma_i^e & \text{para } \varepsilon_i^p < \varepsilon_s \\ \sigma_s + E_1(\varepsilon_i^p - \varepsilon_s) & \text{para } \varepsilon_s \leq \varepsilon_i^p < \varepsilon_b \\ \sigma_b & \text{para } \varepsilon_i^p \geq \varepsilon_b \end{cases}$$



**Figura 2.18** – Diagrama esquemático para o cálculo da tensão residual.

Na Figura 2.18, da lei de Hook, em função da razão  $\alpha = r_p / r_e$  do raio de indentação elástico ( $r_e$ ) e plástico ( $r_p$ ), a deformação elástica e elasto-plástica correspondentes a  $\Delta\sigma_i^e$  são obtidas, respectivamente, como:

$$\Delta\varepsilon_i^e = \frac{\Delta\sigma_i^e}{E}$$

$$\Delta\varepsilon_i^p = \alpha\Delta\varepsilon_i^e$$

SHEN *et al.* (2004) considera para o cálculo da tensão residual depois do descarregamento, algumas hipóteses, como: a deformação é pequena, o descarregamento é um processo elástico antes de iniciar o escoamento reverso e tensão hidrostática não induz deformação plástica. Considerando estas hipóteses os autores chegam a expressão final na qual o índice R indica tensão residual final depois de 100% de cobertura (deformação plástica estável e contínua), sendo que o material irá sofrer escoamento e encruamento reverso se  $\sigma_i^e \geq 2\sigma_i^p$ :

$$\sigma_{11}^R = \sigma_{11}^r - \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{33}^r = \frac{1+\nu}{1-\nu} \sigma_{11}^r$$

$$\sigma_{22}^R = \sigma_{22}^r - \frac{\nu}{1-\nu} \sigma_{33}^r = \frac{1+\nu}{1-\nu} \sigma_{11}^r$$

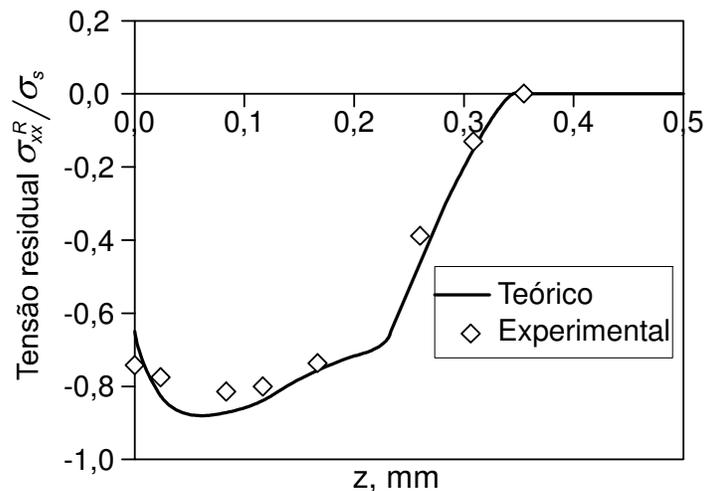
$$\text{onde } \sigma_{11}^r = \frac{1}{3}(\sigma_i^p - \sigma_i^e); \sigma_{22}^r = \sigma_{11}^r \text{ para } \sigma_s \leq \sigma_i^e \leq 2\sigma_i^p \text{ e } \sigma_{33}^r = -2\sigma_{11}^r$$

SHEN *et al.* (2004) se basearam nos resultados experimentais de LI *et al.* (1991) que fornecem carregamento estático F de SP. A velocidade da esfera é calculada igualando a pressão máxima no centro de contato para os casos estático e dinâmico:

$$p_{est} = \frac{1}{\pi} \left( \frac{5}{2} \pi k \rho v^2 E_0^4 \right)^{1/5}$$

$$p_{din} = \frac{1}{\pi} \left( \frac{3}{2} F R^{-2} E_0^4 \right)^{1/3}$$

Como exemplo para o experimento F = 340N corresponde a velocidade calculada v = 36,58 m/s, mostrado na Figura 2.19.



**Figura 2.19** – Comparação do resultado analítico e experimental para uma amostra. R = 0,55 mm, v = 36,58 m/s.

A Figura 2.19 mostra que as equações empíricas determinadas por experimentos físicos, que se baseia na relação entre a tensão induzida e intensidade de jateamento, são precisas o suficiente para determinar os principais parâmetros do processo.

AL-HASSANI *et al.* (1999) fazem uma das primeiras abordagens, considerando que o processo de SP é muito rápido e associam o efeito da taxa de deformação que é muito elevado.

Os resultados obtidos por MEGUID *et al.* (1999b) indicam que os efeitos dos parâmetros da esfera são mais intensos do que a taxa de encruamento da peça tratada. MAJZOBI *et al.* (2005) confirma que a maioria dos materiais e em particular os de estrutura cristalina cúbica de face centrada (cfc) são muito dependentes da taxa de deformação.

Portanto, inúmeras equações constitutivas são encontradas na literatura em que o efeito da taxa de deformação é representado por um parâmetro conhecido como expoente de encruamento. A lei da potência de Cowper-Symonds, já implementada no MSC.Dytran e modelos de simulação numérica, é dada pela expressão:

$$\sigma_{din} = \sigma_{esc} \left[ 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}^{pl}}{C} \right)^{1/p} \right]$$

onde  $\dot{\epsilon}^{pl}$  é a taxa de deformação plástica,  $\sigma_{din}$  (tensão dinâmica),  $\sigma_{esc}$  (tensão de escoamento estática),  $C$  e  $p$  são constantes do material.

### 2.2.2 Análise pelo Método dos Elementos Finitos (MEF)

A análise pelo método numérico de simulação MEF do processo de PF compreende a capacidade de prever o estado do material depois do processo sem ter que executar testes físicos em larga escala, a capacidade de projetar PF para obter o perfil de tensão desejado, e a capacidade de se examinar as conseqüências de se tratar um material que apresenta um carregamento adicional ou sofreu um tratamento térmico.

A pesquisa da simulação do SP é abundante, principalmente para a distribuição da tensão residual (GUAGLIANO *et al.*, 1999, 2001), mas limitada para o processo PF. Modelos de um único impacto têm sido desenvolvidos para ajustes do método para diferentes parâmetros do processo, e, com os recursos computacionais atuais, múltiplos impactos buscam a representação do fenômeno físico com maior precisão. Além disso, graças ao desenvolvimento do MEF, modelos 3D são o estado da arte da modelagem numérica.

A modelagem do impacto é adotada para examinar a tensão criada e a resposta dinâmica da esfera e da peça adotando uma técnica explícita. Já a modelagem do processo é usada para prever a intensidade do jateamento e cobertura com essa mesma técnica, e para prever o desenvolvimento, magnitude e distribuição da tensão residual e a magnitude das deformações de acordo com os parâmetros do processo, a partir de uma análise estática (LEVERS e PRIOR, 1998). A previsão da tensão residual relacionada com os parâmetros do SP é abordada por GAGLIANO *et al.* (1999).

WANG, PLATTS e LEVERS (2002) utilizam o pacote comercial ABAQUS para simular os procedimentos correspondentes às operações experimentais. Para simular impactos múltiplos usam um algoritmo dinâmico explícito devido a sua eficiência. Porém, uma vez que a solução estática é necessária, um algoritmo estático padrão é combinado para determinar tanto a peça deformada resultante quanto uma análise da recuperação elástica.

Trabalhos anteriores em geral não se preocuparam em validar os modelos e resultados obtidos de simulações com o MEF, com resultados experimentais e/ou outros trabalhos, principalmente por falta de recursos e devido à complexidade do processo e de seu controle, bem como aos inúmeros parâmetros que o influenciam e também à carência de trabalhos publicados que fossem especialmente relacionados ao PF.

As últimas pesquisas apresentadas nessa área têm-se mostrado mais confiáveis com maior ou menor concordância com os resultados experimentais e comparativamente a alguns experimentais de outros trabalhos de pesquisa. Raramente se vê comparação com trabalhos de

pesquisa analíticos e de simulação devido à diversidade de parâmetros usados sem padronização aparente (p.e., coeficientes de atrito distintos).

HAN *et al.* (2000a, 2000b, 2002) propõe um modelo de combinação elemento finito/discreto e estratégia explícita/implícita para a simulação numérica direta do processo de PF viabilizando o custo computacional através de estudo teórico e numérico em lugar das pesquisas experimentais e empíricas limitadas comumente utilizadas.

### **2.2.3 Simulação do Processo de Impacto**

Só recentemente o SP tem recebido alguma atenção da comunidade científica. Este processo começou com a análise quasi-estática e passou a considerar condições mais reais para analisar o fenômeno do impacto causado por SP. Por isso, a realização de testes estáticos e dinâmicos identificou que a distribuição da tensão residual causada por uma única esfera pressionada estaticamente é diferente daquela causada pelo impacto em um teste de queda.

Segundo KOBAYASHI *et al.* (1998), a forma da impressão e a distribuição da tensão residual causada pela compressão estática são diferentes das causadas pelo impacto dinâmico. Além disso, afirmam que a tensão residual de tração se desenvolve no centro da impressão como resultado do impacto dinâmico, enquanto que para a compressão estática, esta é nula neste ponto, e, é gerada uma tensão residual compressiva maior com o aumento do número de impactos.

KYRIACOU (1996) apresentou um modelo de estudo dos mecanismos do SP com o MEF demonstrando que com este modelo é possível lidar com modelos de contato considerando impacto simples e múltiplo. Além do modelo elástico, comprovado por resultados de fotoelasticidade, a análise elasto-plástica mostra que o comportamento de encruamento do material jateado afeta o perfil da tensão residual, e que a separação entre os impactos é fator de influência neste perfil mostrando o efeito da cobertura incompleta que é comprovado por MEGUID *et al.* (1999a).

Para a modelagem correta do processo de SP, MEGUID *et al.* (1999a, 1999b), realizaram análises de EF dinâmica elasto-plástica do processo usando um impacto simples e duplo, objetivando avaliar o efeito da velocidade, tamanho e forma do “shot” com a variação do tempo da força de contato, o histórico da velocidade, o desenvolvimento da zona plástica e o alívio da tensão residual.

Apesar da importância da análise anterior para entender o fenômeno envolvido, a modelagem do processo inteiro de jateamento poderia levar a resultados mais corretos mesmo sendo ainda computacionalmente proibitivo. SCHIFFNER e HELLING (1999) apresentam em seu trabalho de simulação da tensão residual por SP, uma aproximação simplificada para um modelo de comportamento de alvo quase-estático, usando funções de carregamento dependentes do tempo obtidas por análise de EF quase-estática axissimétrica dinâmica num primeiro passo para simular o impacto perpendicular de uma esfera elástica contra uma superfície elasto-plástica.

Num segundo passo apresentam como esta primeira aproximação pode ser transformada num modelo tridimensional para investigar o efeito de impactos adjacentes. Porém, as limitações de suas aproximações são evidenciadas pela necessidade de aproveitamento das leis do material incluindo efeitos da taxa de deformação, a influência do atrito entre esfera e peça e impactos múltiplos.

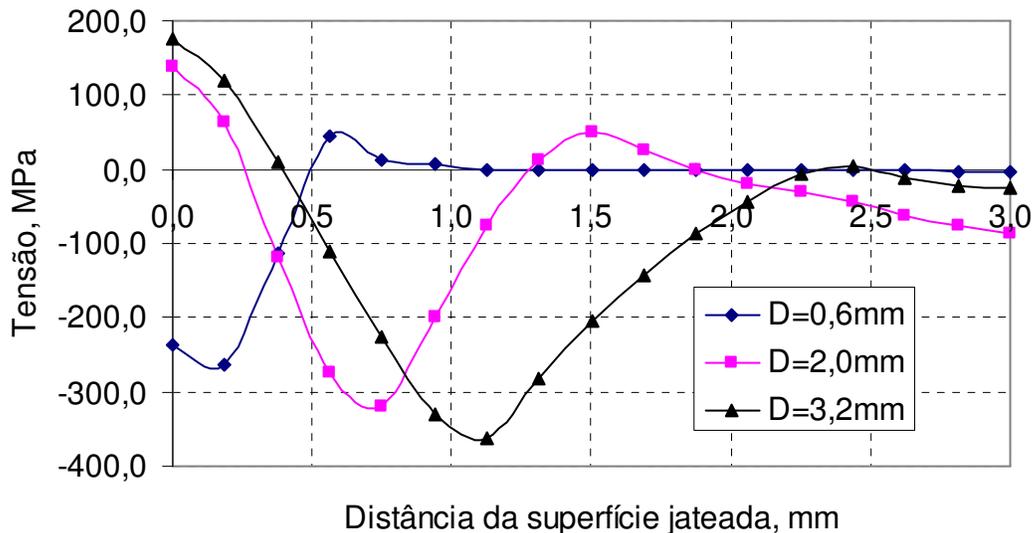
O processo de SP envolve taxas de deformação pontuais muito elevadas durante a colisão e ricochete do jato. Segundo MEGUID *et al.* (2002), para materiais sensíveis a taxa de deformação, é essencial para a análise dinâmica levar em conta tanto a inércia quanto os efeitos da taxa de deformação, o que tem sido o propósito de seus trabalhos recentes, em que realizam uma análise de EF elasto-plástica dinâmica não-linear para simular o processo de SP com código de EF explícito comercial LS-DYNA.

O método implementado para examinar o efeito do impacto de um grande número de esferas rígidas e deformáveis em um alvo de aço de alta resistência (AISI 4340), prevê o efeito da intensidade e cobertura do jateamento sob o campo de tensão residual induzida mecanicamente e

o desenvolvimento da zona plástica. Os autores revelam que a variação do coeficiente de atrito entre a esfera e o alvo sobre a distribuição da tensão residual é desprezível.

AL-HASSANI (1999) verificou com a simulação numérica do impacto simples e múltiplo a influência significativa da taxa de deformação e do encruamento não-linear sobre o perfil da tensão residual e sobre a elevação da dureza superficial.

Um modelo de EF é usado por ZENG (2002) para simular o processo de impacto de uma esfera de aço na superfície de uma peça. Para simular o SP, usa o programa ANSYS/LS-DYNA de elementos finitos explícito dinâmico considerando o efeito dinâmico, contato e os parâmetros não lineares elasto-plásticos característicos do processo. O efeito da razão de cobertura na tensão residual é obtido pelo modelo de impacto múltiplo de sete esferas, com distribuição de vértices de um hexágono com uma centrada, cuja aproximação definem a razão de cobertura. A Figura 4 mostra o efeito do diâmetro sobre a tensão a uma velocidade de 60 m/s.



**Figura 2.20** – Efeito do diâmetro D na tensão ( $v=60\text{m/s}$ ). Adaptado de ZENG (2002).

SCHWARZER *et al.* (2002) implementa o modelo análise de SP no programa ABAQUS/Explícito empregando chapa de aço infinita de espessura 0,85 mm representada por malha 3D circundada por elementos infinitos que “suavizam” os contornos pela minimização das

ondas de energia de reflexão de dilatação e cisalhamento de retorno para dentro da malha de elementos finitos. Os elementos impactantes são representados por múltiplas meias esferas.

Para ter um resultado realista do SP os autores obtaram por um arranjo das esferas para cobertura total no qual as impressões ficassem mais próximas possíveis umas das outras para identificar o desenvolvimento da tensão residual. Foi examinado e discutido o efeito da velocidade, diâmetro, cobertura e ângulo de impacto da esfera. Os resultados revelaram um aumento da camada de compressão com o aumento da velocidade e diâmetro da esfera e também mostraram que a tensão residual compressiva na superfície e a profundidade da tensão residual diminuem com o aumento do ângulo de impacto. Porém, uma análise do perfil da tensão residual simulado com o medido por difração de raio-X mostrou apenas um resultado qualitativo em que a forma do perfil é semelhante, a posição da máxima tensão residual compressiva e o ponto de tensão zero são comparáveis aos resultados experimentais.

GUAGLIANO (2001) propõem a análise por EF, utilizando o código explícito ABAQUS, para prever a tensão residual induzida por SP em uma peça de metal e relacionar estas tensões à intensidade Almen. O objetivo é fornecer ao projetista uma ferramenta útil com a qual se escolha os parâmetros de tratamento ótimos com relação ao comportamento mecânico das peças jateadas. Neste trabalho os resultados numéricos e os valores experimentais da tensão residual apresentam razoável concordância nas placas Almen e em corpos de prova cilíndricos. O modelo numérico adotado para definir a intensidade Almen é comparado com dados experimentais de outras referências.

MAJZOABI *et al.* (2005) utilizaram o código LS-DYNA para a simulação numérica 3D do SP usando múltiplos impactos. Da simulação obtêm-se perfis da tensão residual compressiva e os efeitos da velocidade e a cobertura de jateamento. Conseguem-se um estado uniforme de tensão com 25 impactos. Os autores identificaram que a tensão máxima compressiva aumenta com o aumento da velocidade de impacto até certo ponto ótimo (90 m/s), donde passa a diminuir. Dados experimentais validam o modelo adotado com resultados semelhantes para o perfil da tensão residual.

Mais recentemente, CZEKANSKU e MEGUID (2006) passaram a desenvolver um "solver" próprio como HAN *et al.* (2002). Os autores basearam-se de uma nova formulação de inequações variacionais para apresentar uma solução para os problemas de contato elasto-plástico dinâmico. A robustez e precisão do algoritmo de EF proposto são demonstrados pela aplicação a vários casos estudados. Especificamente no caso da simulação de SP os resultados se assemelham aos obtidos em nosso trabalho usando MSC.Dytran, como o histórico da velocidade de impacto e a força total de contato, mais estáveis.

No trabalho de BRAVO *et al.* (2007) contribui-se para o desenvolvimento da pesquisa na simulação do SP realizando-se o impacto múltiplo local para obter o perfil de tensão e deformação residuais através dos recursos do programa ANSYS juntamente com o "solver" LS-DYNA para a solução dinâmica explícita. O modelo é validado pelo impacto simples que equivale aos resultados de MEGUID *et al.* (1999a).

#### **2.2.4 Simulação do Processo de Conformação**

ZENG (2002) cita alguns métodos de simulação apresentados por LEVERS e PRIOR (1998). Um método consiste em introduzir um conjunto de tensões residuais na malha de EF para que ao iniciar a análise os elementos estejam imediatamente sujeitos a um campo de tensão residual não equilibrada que causa deformação. Porém, esta aplicação instantânea da tensão residual pode ser difícil de ser analisada com sucesso. Outro método é aplicar uma pressão na face dos elementos próximos à superfície do componente. Mas o tempo de duração da pressão é muito difícil de ser determinado. O terceiro método é usar o carregamento térmico para estabelecer o perfil da tensão residual através da espessura da chapa (LEVERS e PRIOR, 1998) que é abordado no item seguinte com uma solução mais real dada por ZENG (2002).

MEGUID *et al.* (1999a) fizeram uma análise elasto-plástica dinâmica de EF de impacto simples e duplo de esferas usando elementos de contato do tipo função penalizada para análise de tensão residual em SP. A análise dinâmica foi realizada usando um método de integração de tempo implícito de Newmark com incremento de tempo ajustável. Os resultados para verificar o modelo se restringiram a um único artigo comparável da época. Foram examinados três aspectos do

modelo de impacto simples. O primeiro se relacionava ao efeito da velocidade da esfera, o segundo com o tamanho e forma da esfera e o terceiro com o coeficiente de encruamento desenvolvido na região plástica e alívio da tensão residual.

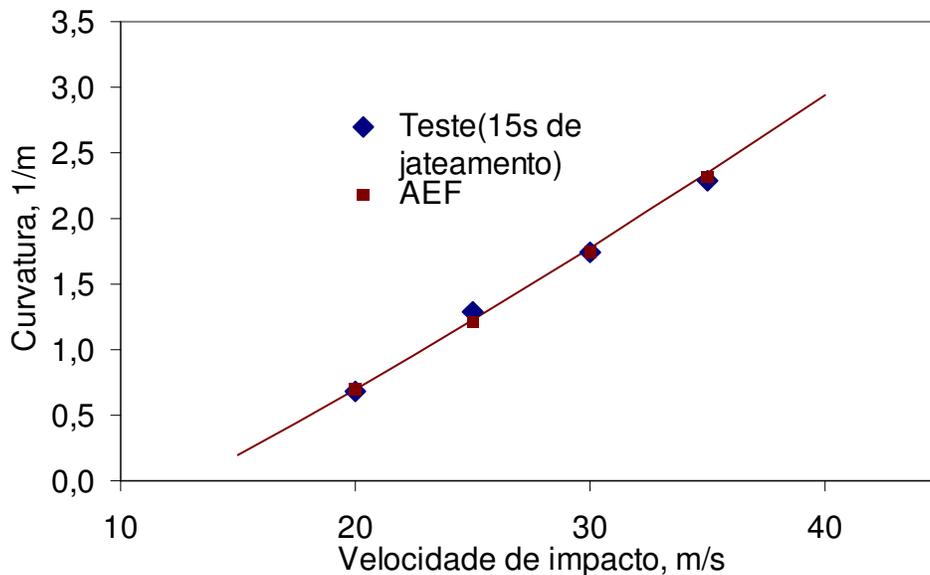
LEVERS e PRIOR (1998) avaliaram que é difícil a extrapolação do impacto de uma esfera para um processo de jateamento real, e, que é atrativo o MEF dinâmico explícito para modelagem do impacto múltiplo na sua eficiência e aplicação para processos de jateamento. Contudo, eles descobriram que o método explícito é verdadeiramente dinâmico de tal forma que o modelo não pode atingir o estado de equilíbrio estático simplesmente estendendo o tempo computacional. Por isso, eles introduzem uma aproximação do perfil de temperatura baseados em elementos de casca para modelar o perfil da tensão residual na espessura e conseqüentemente, obter a deflexão correspondente.

Comparativamente a estudos anteriores encontrados na literatura (MEGUID *et al.*, 1999a, 1999b, 2002 e AL-HASSANI, 1999), tem-se uma aproximação mais detalhada de modelos de impactos múltiplos concentrados (modelo 2D) e adjacentes (modelo 3D) para simulação de PF no trabalho de NAKONIECZNY *et al.* (2002), que determina pelo MEF, o deslocamento, a deformação e a tensão para um problema estático e dinâmico num estado elasto-plástico com área de contato, desprezando o efeito de amortecimento. Obtiveram-se resultados qualitativos que identificaram a tensão residual abaixo da superfície (ponto Bielajev - ponto de máxima tensão compressiva) e que mostraram que a zona plástica equivale à metade do raio da esfera.

Nenhuma destas pesquisas, porém, trataram do problema de distribuição aleatória de impactos explicitamente. É também importante notar que a pesquisa do processo de PF tem se concentrado no efeito macroscópico do SP omitindo impactos individuais baseados em adoção de elemento de casca. Porém, se a preocupação é com a mecânica do jateamento, é preferível uma análise de EF tridimensional, porque a pressão de impacto normal é efetivamente a mais importante carga para induzir o efeito resultante.

Por isso uma atenção particular foi dada por WANG *et al.* (2002) para dois passos: (1) verificar a possibilidade de combinar algoritmos de EF estático e dinâmico para modelagem numerosos

impactos de distribuição aleatória em PF para calcular a forma final da curvatura; (2) obter a tendência do desenvolvimento das curvaturas, plasticidade e tensão residual do PF, baseado na calibração da análise de EF com os experimentos, devido ao tempo real ser muito longo para uma análise explícita. Esta calibração é mostrada na Figura 2.21 para 15s de jateamento sob diferentes pressões.



**Figura 2.21** – Comparação da análise de EF (AEF) com os resultados experimentais para um jateamento de 15s. Adaptado de WANG *et al.* (2002).

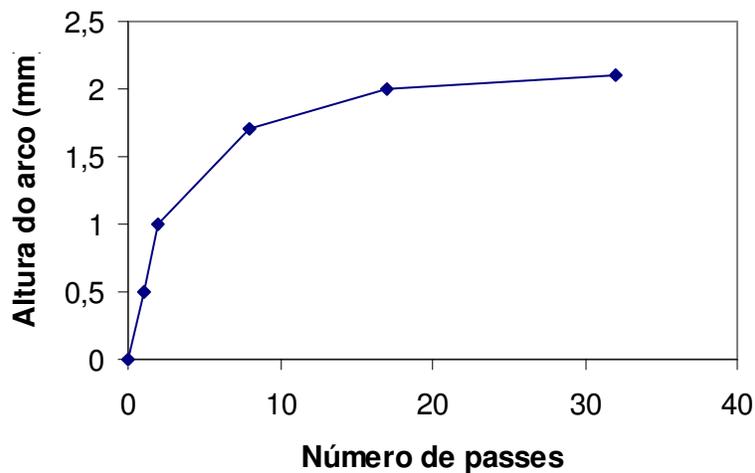
MEO e VIGNJEVIC (2003) citam duas aproximações diferentes para investigar o processo de SP: a simulação quase-estática e transiente. Simulação transiente (simulação dinâmica) é realizada usando um método de integração explícito de tal forma a levar em conta ondas elásticas e plásticas, bem como o efeito da inércia e da taxa de deformação. O resultado é um detalhado histórico temporal do campo de deformação plástica e o desenvolvimento da tensão residual durante o impacto.

Buscando resultados ainda mais precisos, WANG *et al.* (2002) realizaram uma análise de EF de PF para até 1000 impactos aleatórios, modelados por um algoritmo dinâmico explícito e um algoritmo estático para simulação da recuperação elástica, que são combinados para obter a deflexão final mais realista. A comparação entre resultados da simulação e experimentais

mostram que o modelo é capaz de investigar efeitos macroscópicos (p.e., curvatura) do SP tanto quanto do efeito microscópico (p.e., plasticidade local e tensão residual). Para um melhor entendimento do mecanismo de criação da tensão residual compressiva por SP, KOBAYASHI *et al.* (1998) realizou testes com compressão estática e testes com impacto dinâmico com uma única esfera de aço contra uma placa de aço plana e a superposição da tensão residual produzida por impactos circundantes representam o estado criado por SP.

KOPP e SCHULZ (2002a) descrevem a nova tecnologia de PF de jateamento em ambos os lados da peça induzindo curvaturas côncavas e convexas. Os autores utilizam o MEF para simular impactos simples e múltiplos e avaliar as características das curvaturas geradas pelo PF em um e ambos os lados. Os impactos são distribuídos de forma estatística, que é um conceito novo que combina a solução implícita e explícita implementada no programa de EF LS-DYNA3D. O cálculo explícito é empregado somente para o impacto das esferas para aplicar a energia de conformação na peça. O módulo implícito do LS-DYNA3D calcula a recuperação elástica das condições de tensão no interior da peça. Esta tecnologia é otimizada por KOPP e SCHULZ (2002b) a fim de aprimorar o processo quanto à eficiência e repetibilidade, usando como exemplo a fabricação de peças estruturais tridimensionais para identificar os mecanismos que regem a tecnologia de duplo jateamento.

HAN *et al.* (2000a) criaram um modelo de combinação de elementos finitos e discretos para simulação do PF estudando inicialmente as leis de interação 2D e simulação do PF 3D (HAN *et al.*, 2000b). A técnica de solução explícita foi adotada para capturar as características dinâmicas e fornecer detalhes cronológicos das tensões e evolução dos campos de deformação durante o impacto, tanto quanto do perfil da tensão residual. A estratégia de solução proposta por HAN *et al.* (2002), com código próprio, demonstra a possibilidade de simular a curva de saturação de conformar uma placa teste (Figura 2.22).



**Figura 2.22** – Curva de Saturação ( $v=36\text{m/s}$ ). Adaptado de HAN *et al.* (2002).

Nossa contribuição para o desenvolvimento da pesquisa na simulação de PF se encontra no trabalho de BRAVO *et al.* (2007) em que se usa os recursos do programa ANSYS juntamente com o "solver" LS-DYNA para a solução explícita. Realiza-se o impacto múltiplo local para obter o perfil de tensão e deformação residuais como solução explícita, e, tendo estes resultados aplicados em toda a estrutura para obter a forma e o perfil de tensão finais através da solução implícita. O modelo e os dados são baseados no único trabalho que simula o processo de PF como um todo de HAN *et al.* (2002).

No presente trabalho, de forma inédita e mesma orientação, utiliza-se o MSC.Dytran como solução dinâmica explícita para o impacto múltiplo local e a solução estática implícita é obtida através do programa MSC.Marc para elementos de casca de toda a amostra simulada.

### 2.2.5 Modelos de Carregamentos Equivalentes

Podemos simular o processo real com mais precisão se pudermos incluir no modelo o princípio fundamental de simulação de criar uma camada plástica por SP que pode reduzir o custo experimental e fornecer um processo de projeto mais eficiente. Uma alternativa para a simulação do processo de conformação (PF) é utilizar modelos de carregamento equivalente.

GRASTY e ANDREW (1996) propõem o modelo de camada comprimida, que modela PF assumindo compressão transversal da camada superficial de um modelo de elemento sólido, a um custo computacional elevado. A pressão de compressão é selecionada com os resultados experimentais e limitada a peças pequenas e de formas simples. A validação do método está vinculada a comparação da tensão residual obtida com modelo de impacto múltiplo, no caso com nove impactos. A análise de EF foi feita no MSC.Marc e MSC.Mentat como pré- e pós-processamento.

Um método para simular o PF é apresentado por LEVERS e PRIOR (1998), como já citado, onde usam o carregamento térmico em elementos de casca para estabelecer o perfil da tensão residual através da espessura da chapa. Neste método a aplicação da carga é direta porque os métodos de entrada existentes para análise térmica podem ser usados somente pelo perfil da temperatura e o coeficiente de expansão térmica, adotando para tanto uma sub-rotina de carregamento térmico no programa ABAQUS.

Porém na prática, a cobertura de jateamento com frequência não é maior que 50%, e 100% é muito raramente usada, de tal forma que o campo de tensão residual é muito difícil de ser testado com precisão, o que limita em muito a extensão da aplicação deste método.

Além disso, adotar o elemento de casca para a análise de tensão baseada na tensão de um único impacto é discutível, embora KYRIACOU (1996) afirme que o primeiro impacto contribua com 85% da tensão residual o que pode ser considerado uma boa aproximação para um processo tão complexo.

GARDINER e PLATTS (1999) empregam o mesmo conceito de LEVERS e PRIOR (1998) , utilizando também o programa ABAQUS, comprovando a sua aplicação equivalente a processos de PF reais para áreas de superfície em larga escala de componentes muitas vezes pré-tensionados, contrário a modelos de impacto local definido para amostras reduzidas. O modelo se resume a verificar o efeito do jateamento na espessura tendo como foco o desenvolvimento de mapas de planejamento da intensidade de jateamento sobre o componente, em combinação com pré-carga elástica, para se obter a forma final desejada.

Um método atual, que também utiliza o carregamento térmico, é adotado por ZENG (2002) para produzir a deformação equivalente em lugar do campo de tensão residual. Isto quer dizer que, se a deformação de uma peça induzida por carregamento térmico é a mesma da de um conjunto de parâmetros de jateamento, então o carregamento térmico será considerado como carregamento equivalente a este conjunto. A relação entre carregamento térmico e deformação pode ser estabelecida com uma placa Almen.

ZENG (2002) considera o processo de carregamento térmico como estacionário para que o processo de PF possa ser simulado com o MEF estático implícito. O programa MSC.Marc é usado para simular a deformação de uma placa Almen e estruturas complexas, onde elementos de casca de camadas múltiplas é adotado para descrever o gradiente de temperatura da superfície jateada à superfície oposta. O resultado é uma deformação idêntica ao do PF considerando a restrição de rigidez da área não jateada, o que valida o método.

YAMADA *et al.* (2002) simulam a deformação por SP baseando-se na análise de tensão térmica usando o método de elementos finitos adotando o programa MSC.Marc. Um empenamento inesperado na extremidade do painel pode ser identificado e prevenido com a simulação. A simulação da deformação devida ao PF foi confirmada como possível, criando um modelo de um material com um coeficiente de expansão linear pequeno somente na superfície usando a análise do MEF antes de calcular o aquecimento e o resfriamento do modelo.

Para intensidades Almen elevadas (0,254 mm), o raio de curvatura simulado tendem a ser muito maior do que dos resultados experimentais, mas mostra excelente conformidade com os resultados experimentais quando a intensidade é baixa (0,01778 mm). Uma limitação superior quantitativa parece ocorrer, mas qualitativamente, a tendência da deformação é satisfatoriamente reproduzível, de tal forma que permite um entendimento racional do fenômeno de deformação durante o SP.

WANG *et al.* (2005) representaram a continuidade ao aplicar modelos de carregamento equivalente. Em seu trabalho utilizam uma unidade de carregamento equivalente que produz uma camada plástica para modelar o efeito macroscópico do PF. Nesse método, utilizaram novamente

a temperatura, como meio mais conveniente de carregamento equivalente para aplicar tensão pelo MEF utilizando o elemento de casca compósito no ABAQUS e induzir a camada plástica equivalente em uma estrutura de placa fina. A determinação da espessura da camada plástica equivalente baseia-se na formulação de AL-HASSANI *et al.* (1984) e na simulação de impactos múltiplos. O modelo é calibrado com os parâmetros do jateamento, como: raio da esfera, vazão de massa e pressão do ar. O modelo pode ser aplicado na prática pois o número de ciclos de carregamento pode ser usado em razão direta com o tempo de exposição. Porém, os resultados computacionais locais e tensões residuais (microscópicos) não equivalem às condições reais.

Nosso primeiro trabalho (SILVA *et al.*, 2006), que emprega carregamento equivalente, busca conhecer o processo de conformação por PF. Aplicaram-se carregamentos equivalentes de temperatura para um modelo de EF com elementos sólidos e carregamentos de pressão para elementos de casca que se adaptam a geometria que a indústria aeroespacial utiliza em suas estruturas, como painéis e asas de aviões. Os resultados da solução implícita são comprovados com os corpos de prova ensaiados, obtendo-se a forma e o perfil de tensão finais desejados com o programa MSC.Marc.

## CAPÍTULO 3

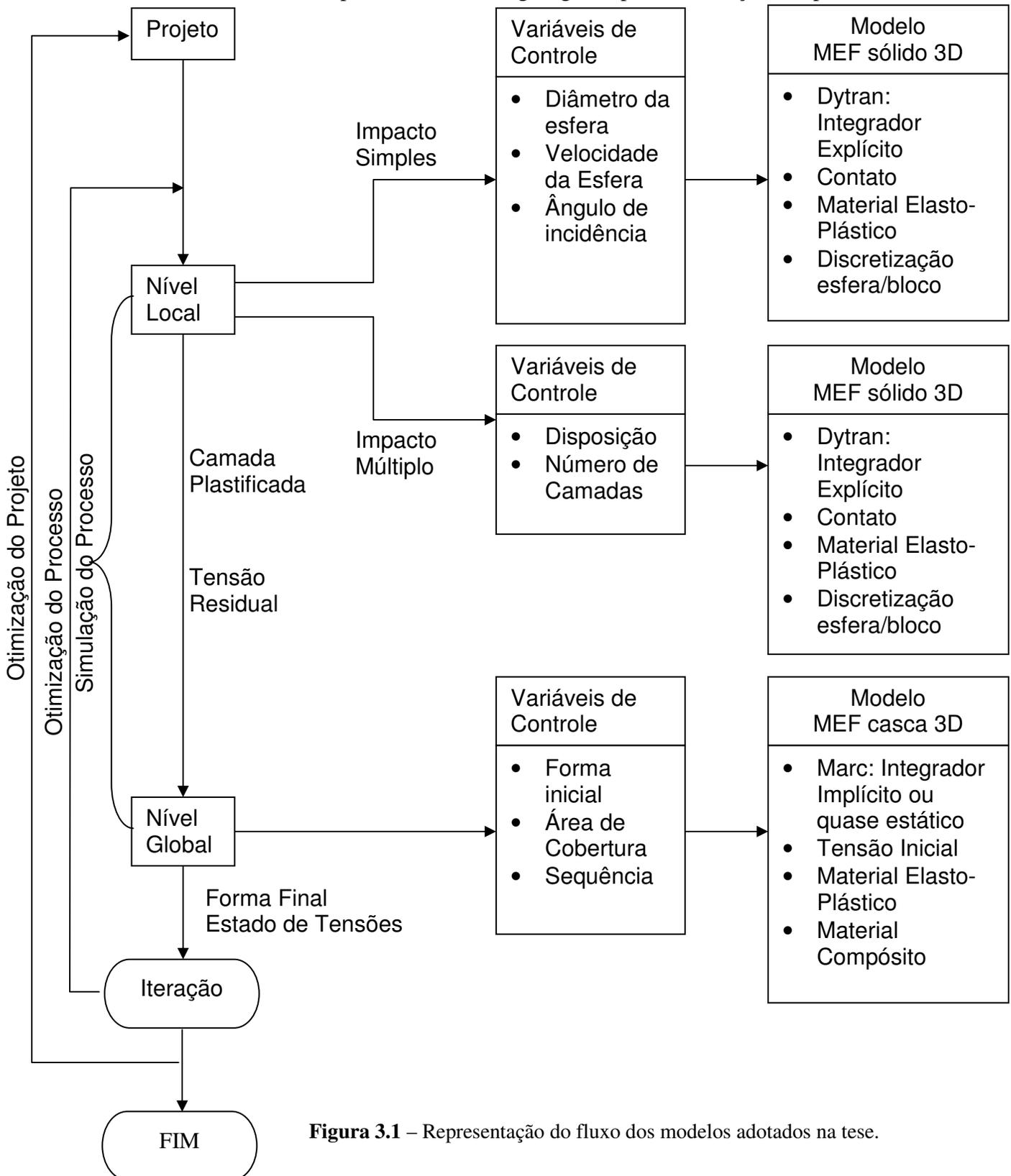
### MODELO PARA SIMULAR "PEEN FORMING"

O "Shot Peening" (SP) é um processo de tratamento de superfície de metais que gera características de resistência à fadiga em componentes críticos, pela tensão residual de compressão gerada na superfície jateada. Este processo, conhecido como "Shot Peen Forming" (PF), também é empregado como processo de conformação de chapas por jateamento de esferas em um dos lados da chapa, sem matriz, dando forma a chapas metálicas que geram painéis, contornos aerodinâmicos de asas e fuselagens de curvaturas e espessuras diferentes.

Na literatura se verifica que existe um interesse ainda maior pelo tratamento da superfície (SP), e que as pesquisas praticamente se concentram em determinar o perfil da tensão residual. Empregase o Método de Elementos Finitos (MEF) para estas simulações e o esforço está em fazer a simulação direta a um custo proibitivo para uma simulação em grande escala em um sistema de EF dinâmico tridimensional. A alternativa de carregamento equivalente de temperatura, pressão e até tensão, tem na calibragem do modelo ainda um desafio, por não se conhecer a camada plástica real e pelo fato que a definição dos coeficientes térmicos diferentes para cada camada e a pressão necessária para se obter a deflexão real serem ainda custosa.

O modelo deste trabalho tem como base a estratégia utilizada por HAN *et al.* (2002) que realizou a simulação explícita/implícita. Esta estratégia se resume em fazer uma análise dinâmica explícita de EF numa pequena região da peça simulando SP, pelo impacto múltiplo de esferas com EF, obtendo os perfis de tensão e deformação plástica residuais, que por sua vez são as condições iniciais aplicadas em todo o componente para uma solução estática implícita de EF.

Na Figura 3.1, mostra-se um resumo das fases identificadas na simulação do processo de PF, incluindo os resultados esperados e as estratégias gerais para a resolução dos problemas.



**Figura 3.1** – Representação do fluxo dos modelos adotados na tese.

Antes de aplicarmos o modelo de HAN *et al.* (2002), foram feitos alguns testes com modelos de carregamento equivalente de temperatura e pressão buscando-se ter a sensibilidade com alguns parâmetros do processo e de modelos de EF empregando elementos sólidos e de casca para simular PF de corpos de prova já conformados.

### **3.1 Modelagem Estática de EF do Processo de "Peen Forming"**

Um método mais simples de simular o processo de PF é aplicar modelos que utilizam carregamentos equivalentes como pressão, temperatura ou tensão. Pode-se supor que estes processos de carregamentos são processos estáticos e conseqüentemente, o processo de PF pode ser simulado com o MEF implícito estático.

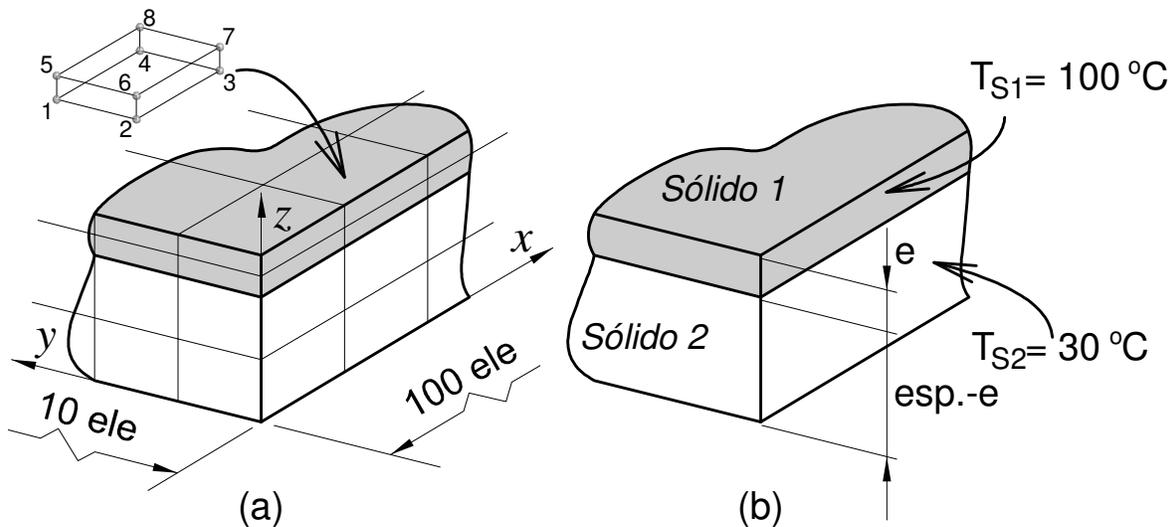
Para a análise do processo de PF foi adotado o método de análise de EF (FEA - Finite Element Analysis), utilizando um programa proprietário FEA, o MSC.MARC v. 2005, com pré e pós-processamento no programa MSC.Patran v. 2005, e também com pós-processamento no MSC.Mentat 2005, executados numa estação PC Pentium4 2.8GHz (Windows-XP) com 2GB de RAM.

Recentemente, os recursos de hardware e software foram atualizados, sendo que hoje temos disponível uma estação PC Pentium D CPU 3.4GHz (Windows-XP64) com 8GB de RAM e os programas MSC.Dytran e MSC.Patran na versão 2005r3.

#### **3.1.1 Modelo de Carregamento Equivalente de Temperatura (Elemento Sólido)**

O modelo de carregamento equivalente de temperatura consiste em impor um gradiente de temperatura numa chapa metálica discretizada por EF sólidos.

Para o modelo de simulação foi escolhida uma placa de 200 x 30 x esp. mm<sup>3</sup> (esp. = espessura do corpo de prova). Uma malha de EF de 4000 elementos hexaédricos de 8 nós é discretizada conforme a Figura 3.2a. A chapa foi discretizada buscando-se simular a espessura deformada plasticamente pelo PF adotando dois sólidos compostos (Figura 3.2b).



**Figura 3.2**– Representação do modelo empregado para a simulação com gradiente de temperatura na placa metálica: (a) discretização da geometria da placa; (b) definição da camada plástica equivalente (sólido 1).

Para essa análise adotou-se um material de comportamento linear considerando os seguintes parâmetros para a simulação: chapa metálica Alumínio 2024T3 com  $E = 73 \text{ GPa}$  (Módulo de Elasticidade),  $\nu = 0,33$  (Coeficiente de Poisson),  $\alpha = 22,68 \times 10^{-6} / ^\circ\text{C}$  (Coeficiente de Dilatação Térmica) e  $T = 30 ^\circ\text{C}$  (Temperatura de Referência).

Para definir qual o melhor modelo para simular o processo, foram estudadas as condições de vínculos de apoio, a temperatura de referência e a influência da espessura do sólido superior.

Após estas análises buscou-se avaliar como os modelos de EF se comportavam com a variação da temperatura aplicada no sólido superior, considerado a escolha por testes de 10% da espessura total da chapa, de modo a definir valores de temperatura que representassem os mesmos valores de deflexão encontrados nos ensaios para as chapas com 3, 4, 5 e 6 mm obtidos no trabalho de SILVA *et. al* (2006).

A diferença do deslocamento com a mudança da temperatura é linear, como pode ser observado na Tabela 3.1. A variação do deslocamento vertical da placa para essas temperaturas é de exatamente 0,409 mm, ou seja, cerca de  $24,45 ^\circ\text{C}/\text{mm}$ .

**Tabela 3.1** – Resultados simulados para a variação de deslocamento em função das temperaturas impostas no sólido superior

Espessura (mm)	Varição de deslocamento para variações de 10 °C na temperatura imposta (mm)	Coefficiente de temperatura (°C/mm)	Temperatura para simulação (°C)
3	0,409	24,45	97,0
4	0,320	31,25	68,7
5	0,262	38,17	54,8
6	0,220	45,45	46,8

Procedimento similar pode ser adotado para as outras espessuras, sempre considerando os resultados dessa tabela. Além disso, podemos utilizar modelos alternativos para definir a deflexão da placa por imposição da temperatura na superfície superior do sólido superior e de pressão inicial de compressão imposta no sólido superior, gerando resultados idênticos aos do primeiro modelo.

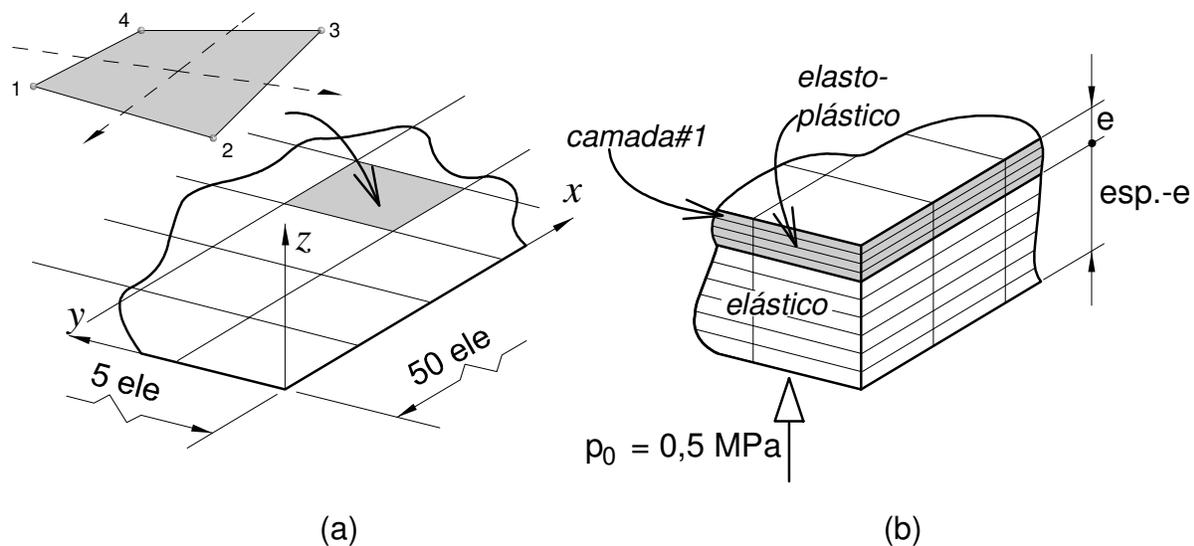
Embora se tenham resultados de deflexão comparáveis aos dos ensaios, o perfil de tensão residual não é compatível com os obtidos na literatura, e, a busca de um resultado mais coerente é inviável, por o custo computacional é proibitivo devido a exigência do refino da malha para o modelo sólido cuja razão de aspecto elevado compromete a precisão dos resultados da simulação. Portanto, dispor-se de um modelo que melhor caracterize a geometria e facilite encontrar resultados tanto de deflexão quanto de perfil de tensão residual se justifica na escolha do modelo de EF de casca estudado.

### **3.1.2 Modelo de Carregamento Equivalente de Pressão (Elemento de Casca)**

Na simulação do processo de PF pelo MEF um segundo modelo foi desenvolvido com elementos de casca, para diminuir o tempo de processamento e desta forma flexibilizar e favorecer o uso do método para a análise do processo. Para esta segunda simulação também foi empregado o programa MSC.MARC v. 2005, com pré e pós-processamento pelo programa MSC.Patran v. 2005.

Para validação desse modelo foi escolhida uma placa de liga de alumínio Al7050 T7651 com módulo de elasticidade de 72 GPa, tensão de escoamento de 450 MPa e taxa de encruamento linear de 120 MPa/unidade de deformação, de 150 x 50 x 4 mm<sup>3</sup> como exemplo baseado no trabalho de HAN *et al.* (2002).

Uma malha de 250 elementos quadriláteros de casca fina de 4 nós, com 6 graus de liberdade por nó, foi discretizada como mostra a Figura 3.3a. As camadas se referem ao modelo de material compósito de diferentes materiais, com várias espessuras de camada e com a orientação de material isotrópico. A chapa foi discretizada buscando-se simular a espessura deformada pelo PF adotando diferentes camadas (Figura 3.3b), mantendo a consideração do modelo anterior de 10% da espessura total para a espessura da camada plástica.



**Figura 3.3** – Representação do modelo empregado para a simulação com pressão na placa metálica: (a) elemento de casca; (b) elemento de casca compósito

HAN *et al.* (2002) utilizaram um exemplo numérico baseado em dados experimentais da placa acima para um conjunto de duas pressões de ar de 35 e 55 psi, que correspondem às velocidades de impacto de 36 e 46,5 m/s, respectivamente. A Tabela 3.2 representa as pressões equivalentes à deflexão máximas ao longo da aresta de 150 mm obtidas no MARC.

**Tabela 3.2** – Resultados simulados para a definição das pressões equivalentes impostas na superfície em função das deflexões obtidas de ensaios.

Velocidade de impacto (m/s)	Deflexão máxima - Ensaios (mm)	Pressão equivalente – MARC (MPa)	Deflexão máxima – MARC (mm)
36	2,1	0,85	2,098
46,5	3,0	1,52	3,004

Os próximos modelos desenvolvidos neste trabalho tiveram por objetivo simular a influência do pré-tensionamento, da distribuição de pressão sobre a placa (cobertura), da distribuição de pressão sobre a placa em função da seqüência de coberturas e suas combinações sobre o PF.

A chapa, de material elasto-plástico, está bi-apoiada sobre uma superfície rígida. A carga é automaticamente incrementada até atingir o valor aplicado. Este problema usa um elemento de casca fina de 4 nós com 6 graus de liberdade por nó e o incremento de carga adaptativo.

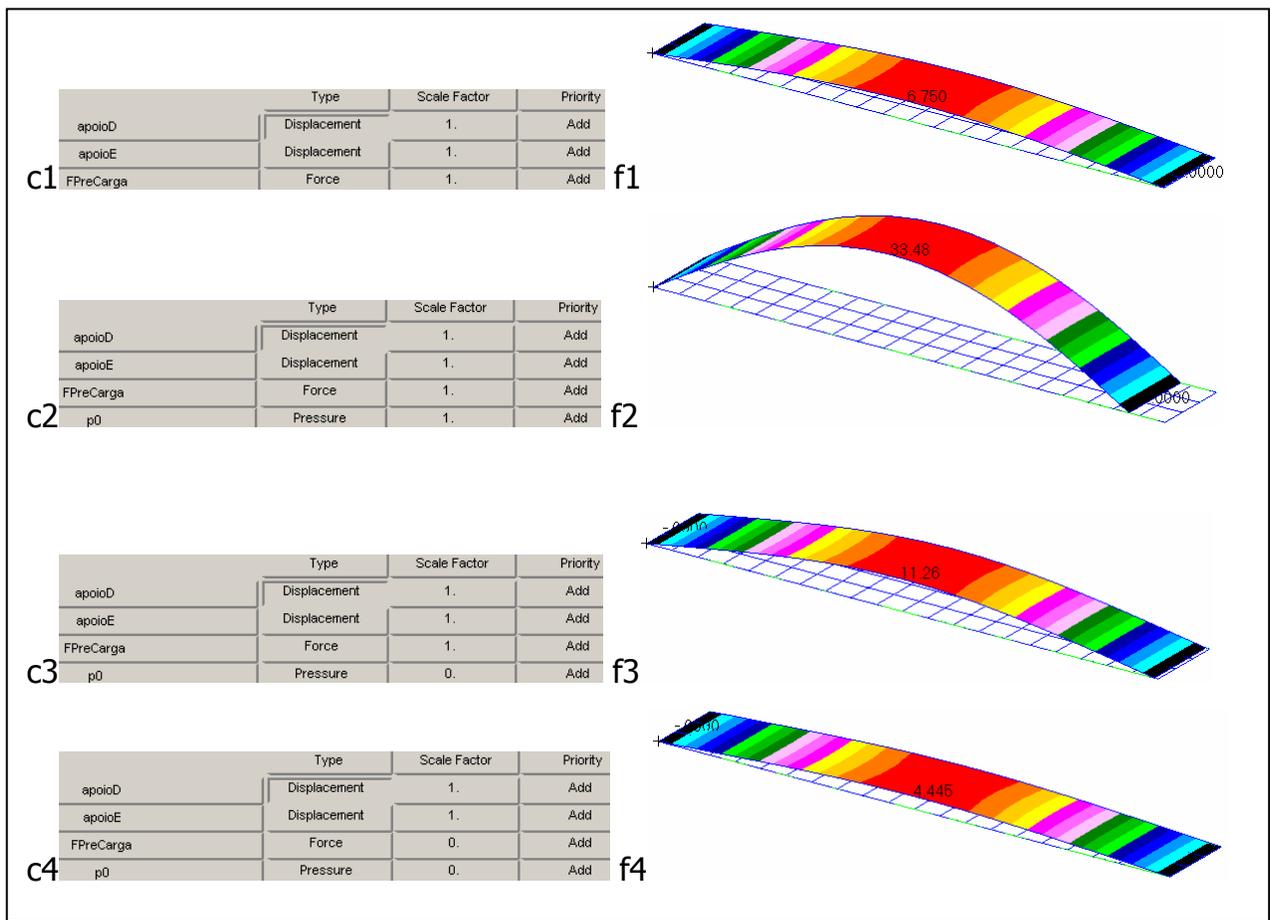
A placa inteira é modelada com 60 elementos (84 nós), com 20 elementos no comprimento (eixo x) e 3 elementos na largura (eixo y). Sua geometria é definida em função das amostras ensaiadas com placas de 200 x 30 x 3 mm<sup>3</sup>. O material é modelado como compósito definido por 12 camadas de material elástico e 8 camadas de material elásto-plástico. As propriedades elásticas da chapa de Alumínio 2024T3 são definidas por  $E = 73$  GPa (Módulo de Elasticidade) e  $\nu = 0,33$  (Coeficiente de Poisson). O modelo elásto-plástico linear é informado por entrada de uma tabela com dados do diagrama tensão x deformação para Alumínio 2024T3. O número de pontos de integração na espessura da casca é definido pelo número de camadas, estando entre elas, na opção de material compósito adotado.

### ***Efeito do Pré-Tensionamento no PF***

Adotou-se um modelo no qual é simulado o efeito do pré-tensionamento baseado no modelo anterior de casca (Figura 3.3) . Para tanto, um carregamento imposto é selecionado de modo a manter o material abaixo do seu limite de proporcionalidade ao ser retirado. Ou seja, aplica-se

uma carga na linha central da placa (50 N) de tal forma que ao ser retirada a peça não sofre deformação permanente.

Para uma análise de pré-carregamento são necessárias quatro cargas, como mostra a Figura 3.4, adotando-se a seguinte seqüência: aplicação de uma força (50N), um acréscimo de pressão, uma retirada de pressão e por último a retirada da força de pré-carga.



**Figura 3.4** – Seqüência de carregamento com o efeito de uma pré-carga de 50N.

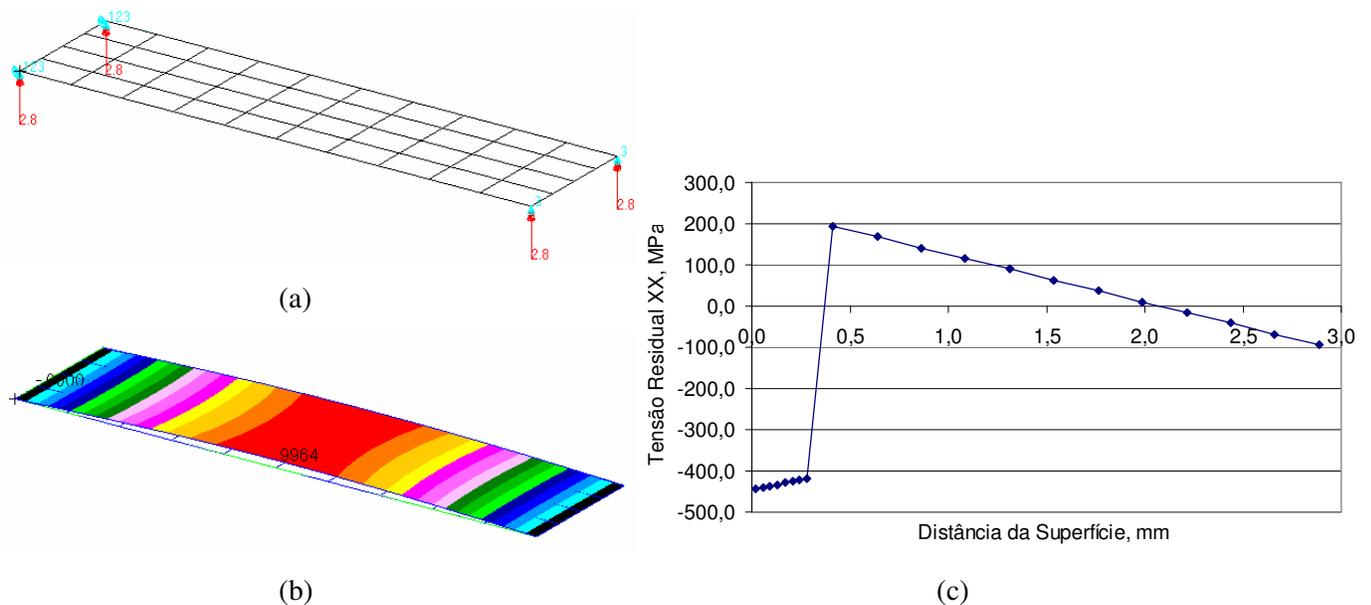
### *Efeito da distribuição de pressão sobre a placa (cobertura)*

Identificamos nesse modelo a influência de se aplicar carregamento equivalente de pressão sobre toda a placa ou sobre uma região específica como o parâmetro cobertura do PF. Nesse modelo aplicam-se as mesmas propriedades do material e da camada laminada apresentadas anteriormente.

No trabalho de WANG *et al.* (2005) observa-se que para se obter uma dada deflexão plástica em uma placa, foi aplicada uma cobertura parcial em um quarto da superfície total da placa como condição equivalente à condição de cobertura observada experimentalmente.

Na Figura 3.4a é mostrado que para se obter uma deflexão permanente de cerca de 1 mm é preciso aplicar-se uma pressão equivalente de 2,8 MPa em toda a extensão da placa resultando uma deflexão de 0,9964 mm. Já WANG *et al.* (2005), para obter essa mesma deflexão, aplicou um carregamento de pressão parcial e central em um quarto da extensão de uma placa de 76 x 19 x 3 mm<sup>3</sup>.

Neste modelo foi utilizada uma malha de 4x10 elementos (Figura 3.5a) e foram obtidos os resultados de distribuição de tensão residual de deflexão plástica mostrados na Figura 3.5c.

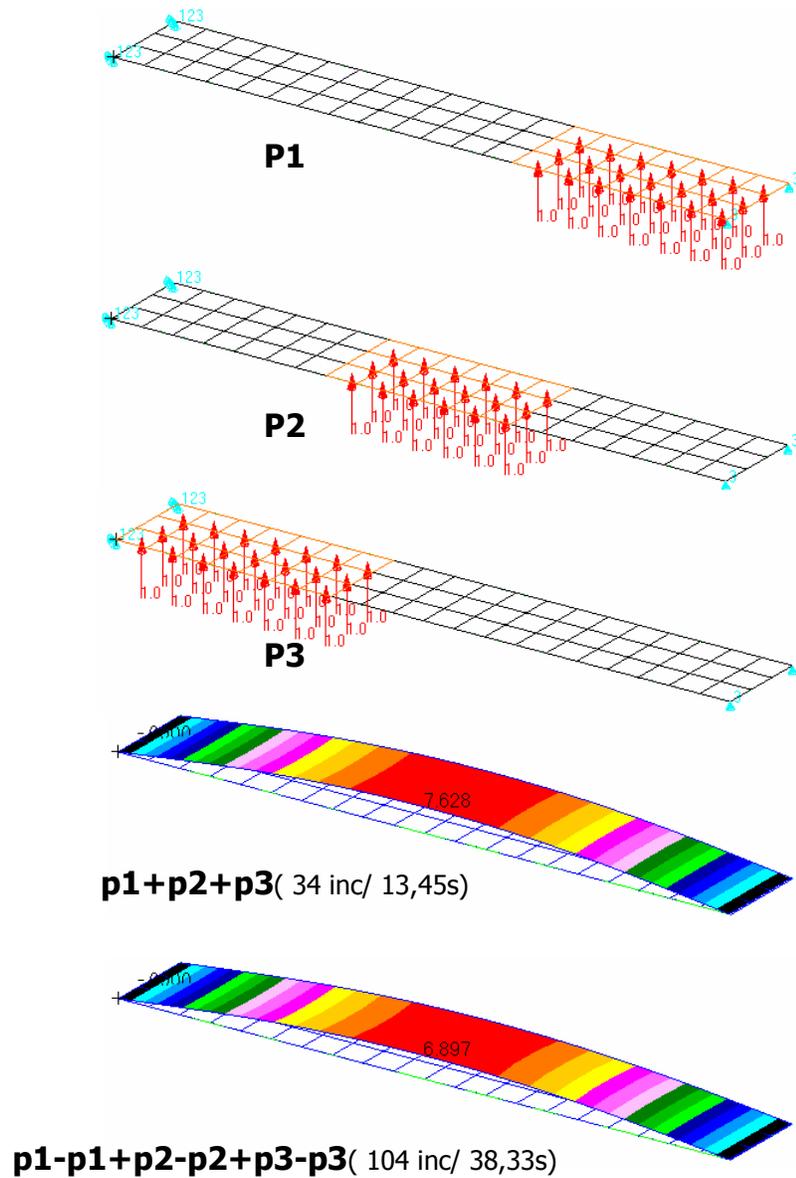


**Figura 3.5** – Simulação da placa adotada por WANG *et al.* (2005) com carregamento com cobertura total: (a) condições de contorno impostas; (b) deflexão plástica; (c) distribuição da tensão residual no ponto de deflexão máxima da aresta lateral.

### ***Efeito da distribuição de pressão sobre a placa em função da seqüência de coberturas***

Neste item buscou-se verificar a influência da seqüência de coberturas sobre a forma final da placa deformada. O material e a camada laminada se repetem nestas análises para o mesmo corpo de prova do item anterior.

Neste modelo, vemos na Figura 3.6 como são aplicadas e retiradas cargas parciais de 0,1 MPa numa placa bi-apoiada (P1, P2 e P3).

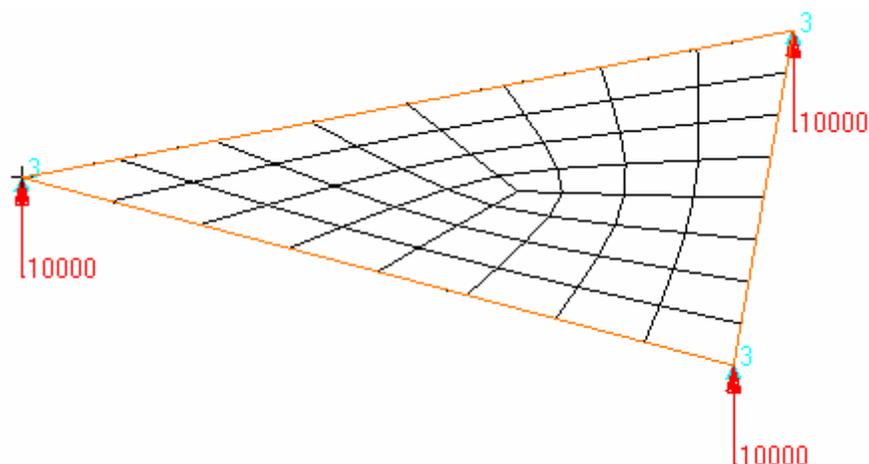


**Figura 3.6** – Definição da seqüência de aplicação das cargas parciais (coberturas).

### *Estudo da influência da cobertura e da seqüência de coberturas para uma geometria triangular*

Neste item foi estudado o comportamento de modelos para uma geometria triangular para se avaliar a influência da cobertura parcial e da seqüência de cobertura.

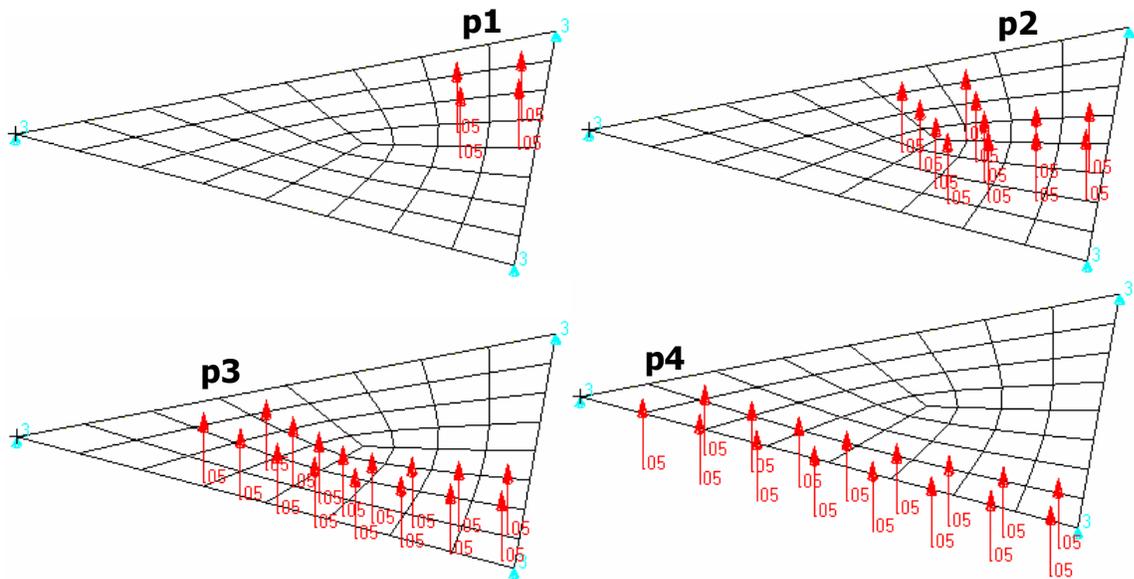
A placa inteira é modelada com 48 elementos (61 nós), com 8 elementos em cada aresta da geometria triangular de 500 mm de lado, como mostra a Figura 3.7.



**Figura 3.7** – Condições de contorno de uma placa triangular discretizada com EF tipo casca fina.

No modelo mostrado na Figura 3.7, avaliou-se o comportamento da distribuição da tensão residual e da deflexão para uma placa triangular submetida a seqüências distintas de carregamento. Inicialmente, aplica-se um carregamento equivalente de pressão em toda a superfície.

São aplicadas e retiradas cargas parciais de pressão de 0,1 MPa (P1, P2, P3 e P4), modificando-se os sentidos das seqüências de aplicação como por exemplo do vértice para a aresta e invertida da aresta para o vértice. A Figura 3.8 mostra as sub-regiões de aplicação de carga parcial, definidas pela malha de EF, pela seqüência de cobertura com uma carga equivalente de 0,05MPa. Esta pressão não é suficiente para criar uma deformação permanente na peça.



**Figura 3.8** – Distribuição de carga parcial de 0,05 MPa e seqüência de coberturas.

O objetivo da simulação do carregamento equivalente de pressão sobre uma geometria triangular de grandes dimensões em lugar da geometria retangular, comumente empregada para uma amostra reduzida de análise de PF, é verificar a influência da cobertura total, parcial e da seqüência de cobertura sobre o perfil da tensão residual e da deflexão finais da peça jateada.

### 3.2 Modelagem Tridimensional Dinâmica de EF do "Shot Peening"

São considerados cinco modelos utilizando um código de EF comercial Dytran/Patran2005r3 da MSC. O primeiro modelo considera o impacto simples de uma esfera normal a uma superfície, o segundo com impacto oblíquo a superfície, o terceiro com impacto de duas esferas separadas, o quarto com impacto múltiplo local e o quinto com impacto múltiplo distribuído.

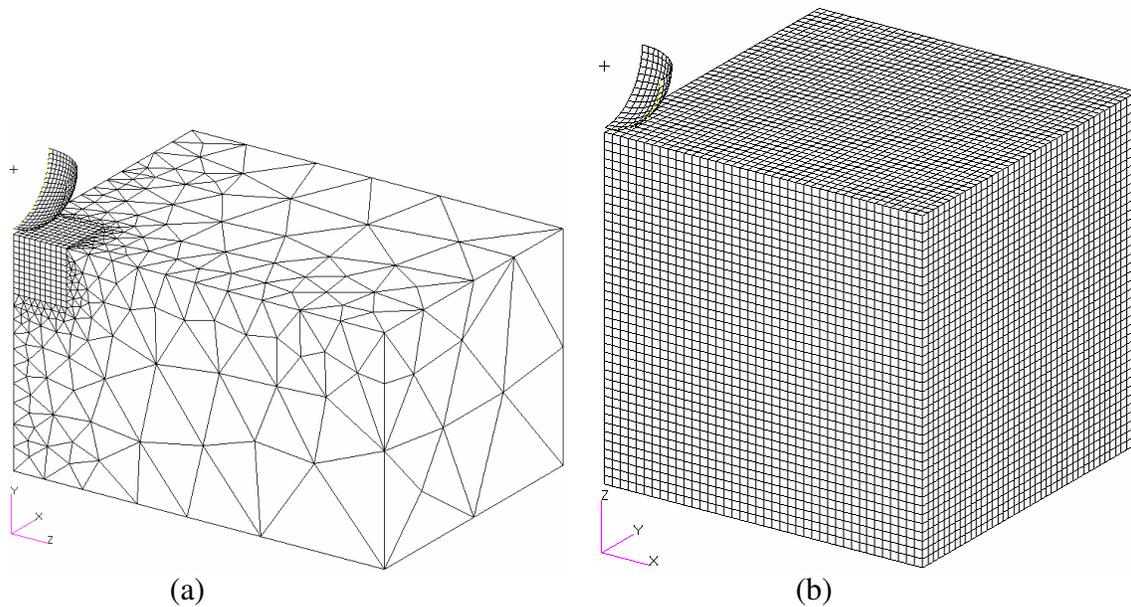
Os procedimentos da simulação do processo tem como referência principal os trabalhos de MEGUID *et. al* (1999a , 1999b e 2002) e HAN *et. al* (2000a, 2000b e 2002) por serem mais consistentes, abrangentes e de relativa precisão. O primeiro se atém ao processo de SP e o segundo está voltado para o processo de conformação de PF que é a aplicação do SP para gerar curvaturas em peças metálicas.

#### 3.2.1 Modelo de Impacto Simples

A modelagem dinâmica do impacto simples foi inicialmente conduzido por JOHNSON (1972), usando uma aproximação pseudodinâmica. Neste trabalho conduzimos uma análise elasto-plástica dinâmica de impacto simples e duplo utilizando um modelo dinâmico explícito de elementos finitos, devido a sua eficiência, para modelar o processo de SP com precisão.

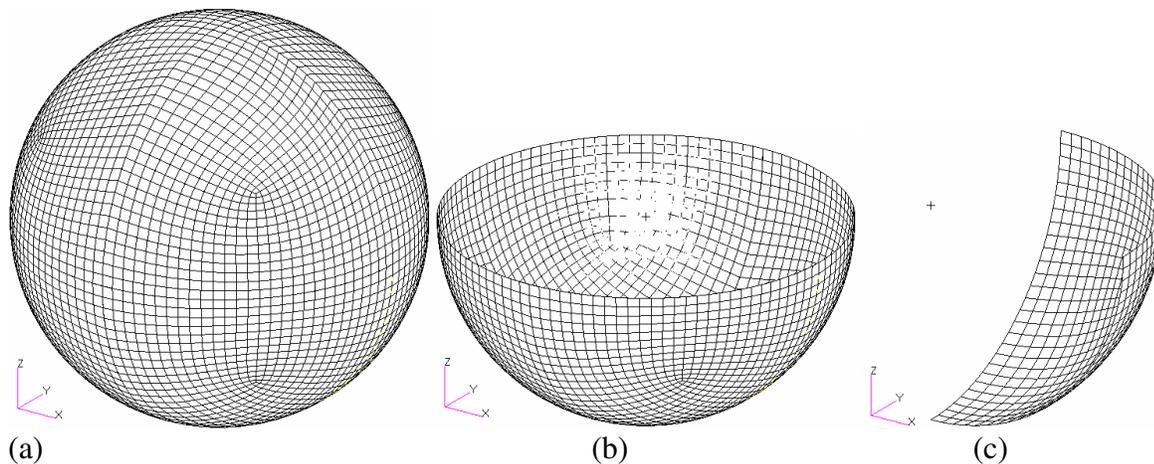
#### *Modelo de Elementos Finitos*

São considerados dois modelos utilizando o código de EF comercial MSC.Dytran2005r3 com pré- e pós-processamento no programa MSC.Patran2005r3. O primeiro modelo considera o impacto simples e o segundo, o impacto duplo lateral de esferas de raio R que colidem num ângulo normal de incidência sobre uma peça, mostrada na Figura 3.9, com um quarto da geometria, devido à simetria e para redução do custo computacional. As dimensões da peça em forma de um bloco são de  $8 \times 8 \times 4 \text{ mm}^3$  (HAN *et. al*, 2002). As dimensões definidas por MEGUID *et. al* (1999b) para definir o efeito dos contornos também é dada para um quarto da geometria como tendo comprimento  $W = 7R$ , altura  $H = 4R$  e largura  $B = 5R$ . A área de impacto é considerada em função da dimensão da esfera.



**Figura 3.9** – A geometria (1/4) e modelo de discretização usado: (a) baseado em MEGUID *et. al* (1999b) e (b) baseado em HAN *et. al* (2002).

Utiliza-se o modelo de casca para a esfera verificando-se uma redução expressiva no custo computacional, cerca de oito vezes menor, em relação ao elemento sólido (Figura 3.10).



**Figura 3.10** – Calota esférica com 0,1mm de espessura definida por elementos de casca rígida: (a) Calota esférica inteira; (b) Meia calota esférica e (c) 1/8 da calota esférica.

Em nosso modelo, a esfera de aço ( $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ ) é definida como rígida, por ter dureza muito maior do que o componente e ser mais apropriada para a maioria das simulações de impacto, o que foi verificado por MEGUID *et al.* (2002). A massa da esfera (maciça) serve como parâmetro de entrada do código de EF para simulação ( $R = 1,0 \text{ mm}$ ,  $m = 4,11 \times 10^{-6} \text{ kg}$ ). A

definição das propriedades do material do bloco e da esfera a serem informados ao programa pela seleção do modelo constitutivo do material como sendo escolhido ElasPlas(DYMAT24) e Rigid(MATRIG) para o bloco e esfera, respectivamente, são descritos no Anexo I e mostrados na Tabela 3.3. As propriedades e seus valores são informadas na Tabela 3.3 como dados de entrada do código de EF para os elementos da simulação.

**Tabela 3.3** – Seleção do modelo constitutivo do material do bloco e da esfera para o modelo de SP.

<b>Parâmetros de Entrada</b>	<b>Seleção (Bloco)</b>	<b>Seleção (Esfera)</b>
Modelo Constitutivo	ElasPlas(DYMAT24) <sup>1</sup>	Rigid(MATRIG) <sup>1</sup>
Tipo de Elemento	Sólido Lagrangeano	Casca
Modelo de Escoamento	Bilinear	-
Modelo de Taxa de Deformação	Cowper Symonds	-
Modelo (critério) de Falha	Máxima Deformação Plástica	-
Propriedades de Corpo Rígido	-	Geométricas

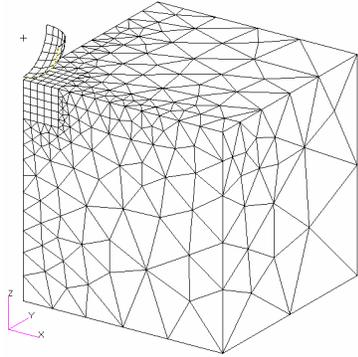
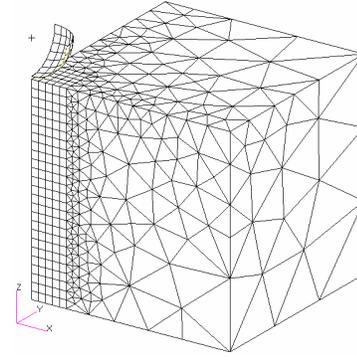
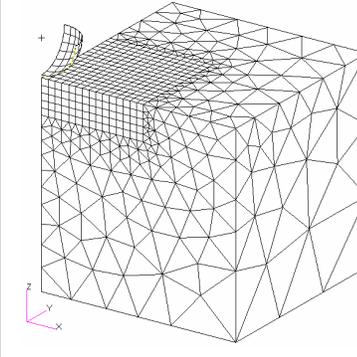
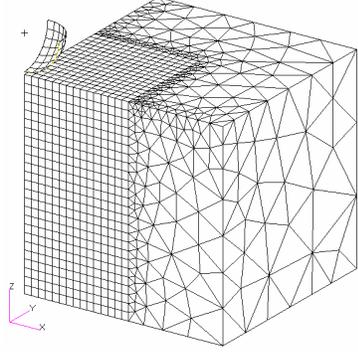
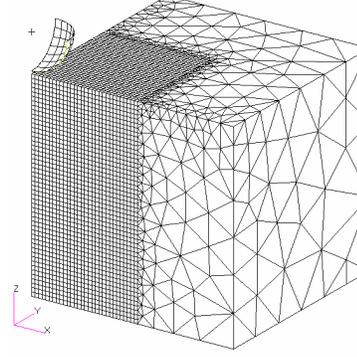
**Tabela 3.4** – Propriedades do material do bloco e da esfera para o modelo de SP.

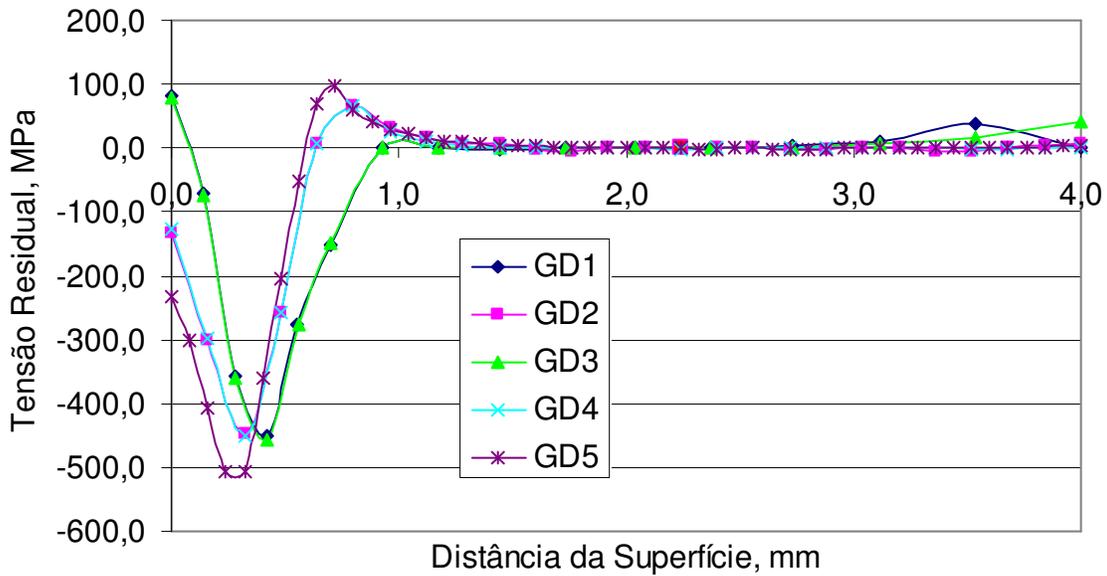
<b>Propriedades do Bloco</b>	<b>Valores (Aço)</b>	<b>Valores (Liga Al 7050 T7651)</b>
Densidade ( $\rho$ ) =	$7,8 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$	$2,83 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Módulo de Elasticidade (E) =	$200,0 \times 10^3 \text{ MPa}$	$72,0 \times 10^3 \text{ MPa}$
Coefficiente de Poisson ( $\nu$ ) =	0,3	0,33
Tensão de Escoamento ( $\sigma_{esc}$ ) =	600,0 MPa	450,0 MPa
Módulo de Elast. Transversal ( $E_t$ ) =	800,0 MPa	120,0 MPa
<b>Propriedades da Esfera</b>	<b>Valores (Aço)</b>	<b>Valores (Aço)</b>
Densidade ( $\rho$ ) =	$7,85 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$	$7,85 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Diâmetro (D) =	1,0	1,4
Massa (m) =	$4,11 \times 10^{-6} \text{ kg}$	$1,12 \times 10^{-5} \text{ kg}$

Para discretizar a peça, são usados elementos finitos sólidos de oito nós (hexaedro - CHEXA) e tetraedro de quatro nós (CTETRA), ambos com grande capacidade de deformação e deslocamento (ANEXO I). O primeiro, para região de impacto em função de sua maior precisão, e, o segundo, para o restante da peça (MEGUID *et. al*, 2002) . Os teste de convergência foram realizados usando-se as malhas mostradas (Tabela 3.5 e Figura 3.11) para a geometria definida por HAN *et al*. (2002).

<sup>1</sup> Anexo I - Modelo de Materiais

**Tabela 3.5 – Dados de geometrias discretizadas (GD) para o modelo de impacto 3D.**

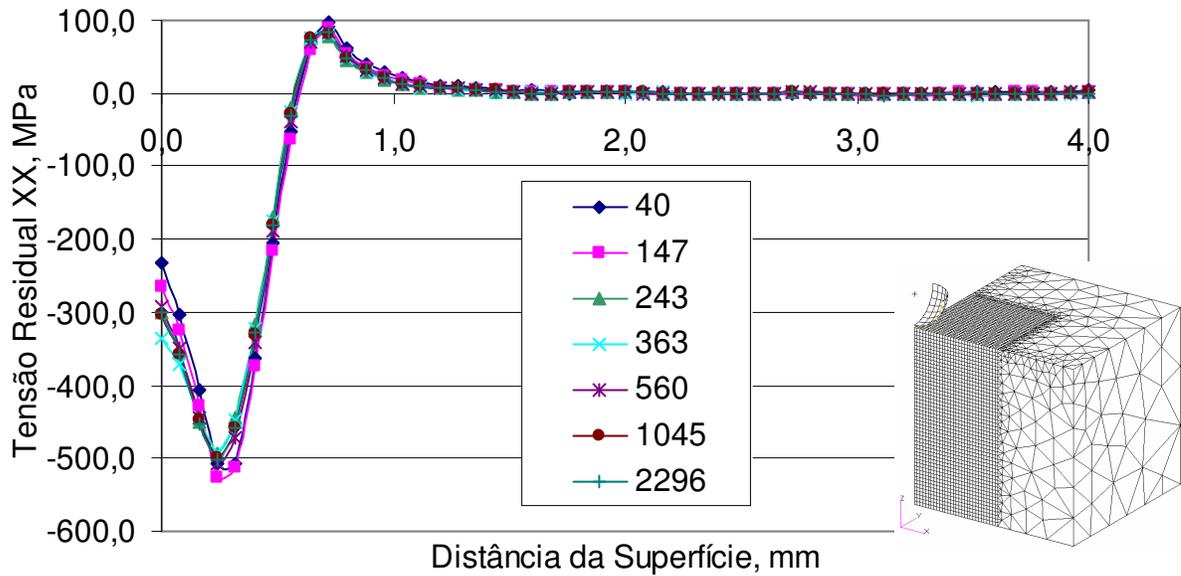
<b>GD 1</b>	<b>GD 2</b>	<b>GD 3</b>
		
<b>Região de Impacto</b>		
<b>Dimensões:</b> 0,7x0,7x0,7mm	0,7x0,7x4,0 mm	2,1x2,1x0,7 mm
<b>Número de elementos:</b> 5x5x5 elementos	5x5x25 elementos	15x15x5 elementos
<b>Dimensão do elemento:</b> 0,14x0,14x0,14 mm	0,14x0,14x0,16 mm	0,14x0,14x0,14 mm
<b>GD 4</b>	<b>GD 5</b>	
		
<b>Região de Impacto</b>		
<b>Dimensões:</b> 2,1x2,1x4,0 mm	2,1x2,1x4,0 mm(Refinado)	
<b>Número de elementos:</b> 15x15x25 elementos	30x30x50 elementos	
<b>Dimensão do elemento:</b> 0,14x0,14x0,16 mm	0,07x0,07x0,08 mm	



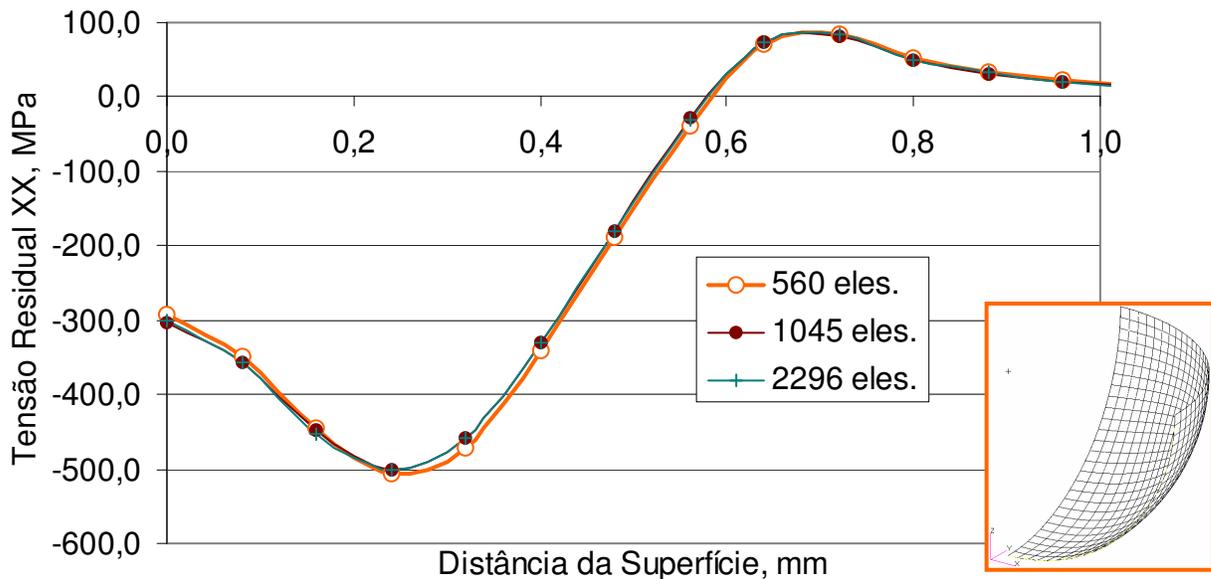
**Figura 3.11** – Comparativo do perfil da tensão residual entre algumas geometrias discretizadas (GD) para a região de impacto (velocidade de impacto,  $v = 36,0$  m/s).

Observa-se na Figura 3.10 que há uma distorção razoável no perfil da tensão residual XX para diferentes geometrias discretizadas (GD, Tabela 3.5). Podemos destacar um grupo definido para uma espessura de 0,7 mm (GD1 e GD3), um segundo grupo para uma espessura de 4,0 mm (espessura da amostra - (GD2 e GD4)) e finalmente, o refinamento para a espessura de 4,0 mm (GD5). Resultados experimentais podem ajudar na escolha e validação do modelo proposto.

HAN *et al.* (2000) consideram que a dimensão do elemento do bloco deve ser menor do que  $D/10$ . Optou-se inicialmente pelas discretizações da região de impacto como sendo  $2,1 \times 2,1 \times 4,0$  mm<sup>3</sup> com malha de dimensão  $D/10$  (GD4) e refinada  $D/20$  (GD5). Ambas convergiram para uma malha da esfera (1/8) de 560 elementos (Figura 3.12 e 3.13).



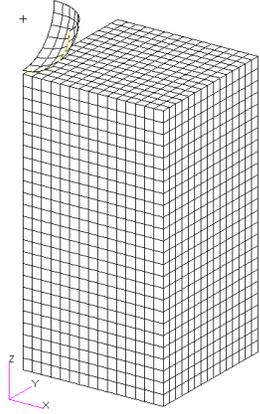
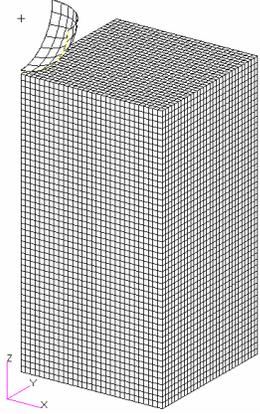
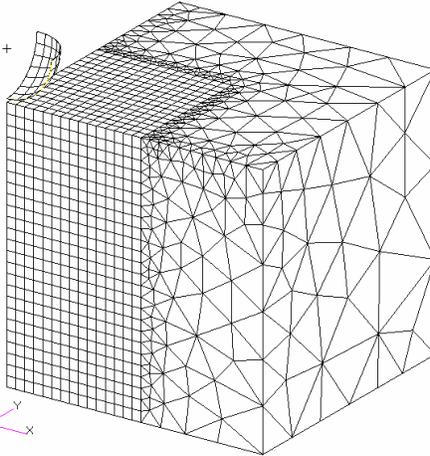
**Figura 3.12** – Comparativo do perfil da tensão residual entre a malha da esfera (40 – 2296 elementos) e o bloco 2,1x2,1x4,0 mm<sup>3</sup> (região de impacto) (v = 36,0 m/s).

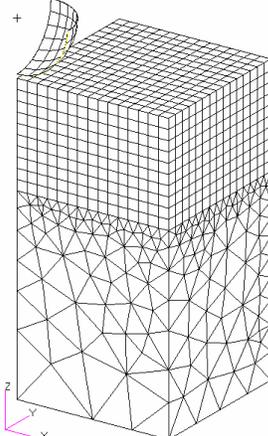
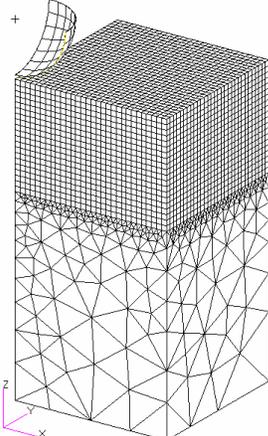


**Figura 3.13** – Convergência do perfil da tensão residual em função da malha da esfera para o bloco 2,1x2,1x4,0 mm<sup>3</sup> (região de impacto) (v = 36,0 m/s).

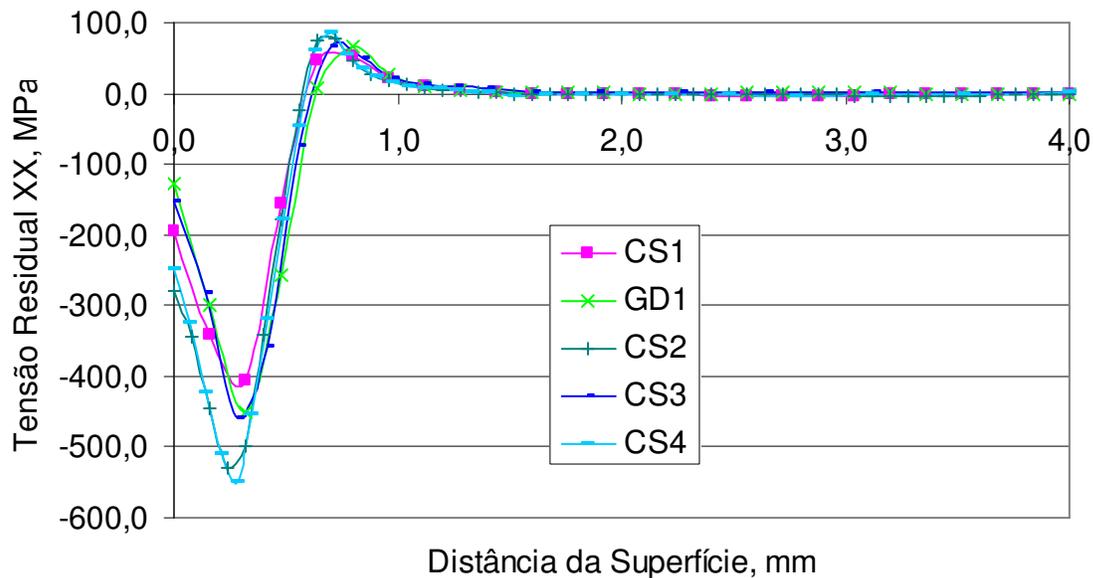
Um modelo de célula de simetria é a alternativa que atualmente se adota para simulação de SP para impacto múltiplo. Os testes de convergência foram realizados usando as malhas mostradas (Tabela 3.6 e Figura 3.14).

**Tabela 3.6** – Dados de múltiplas células de simetria (CS) para o modelo de impacto 3D.

<b>CS 1</b>	<b>CS 2</b>	<b>GD 1</b>
		
Dimensões: 2,1x2,1x4,0 mm	2,1x2,1x4,0 mm <b>Ref</b>	Região de Impacto 2,1x2,1x4,0 mm <b>HexTet</b>
Número de elementos: 15x15x25 elementos	30x30x50 elementos	15x15x25 elementos
Dimensão do elemento: 0,14x0,14x0,16 mm	0,07x0,07x0,08 mm	0,14x0,14x0,16 mm
Elementos: 5625 CHEXA	45000 CHEXA	5625 CHEXA 10466 CTETRA

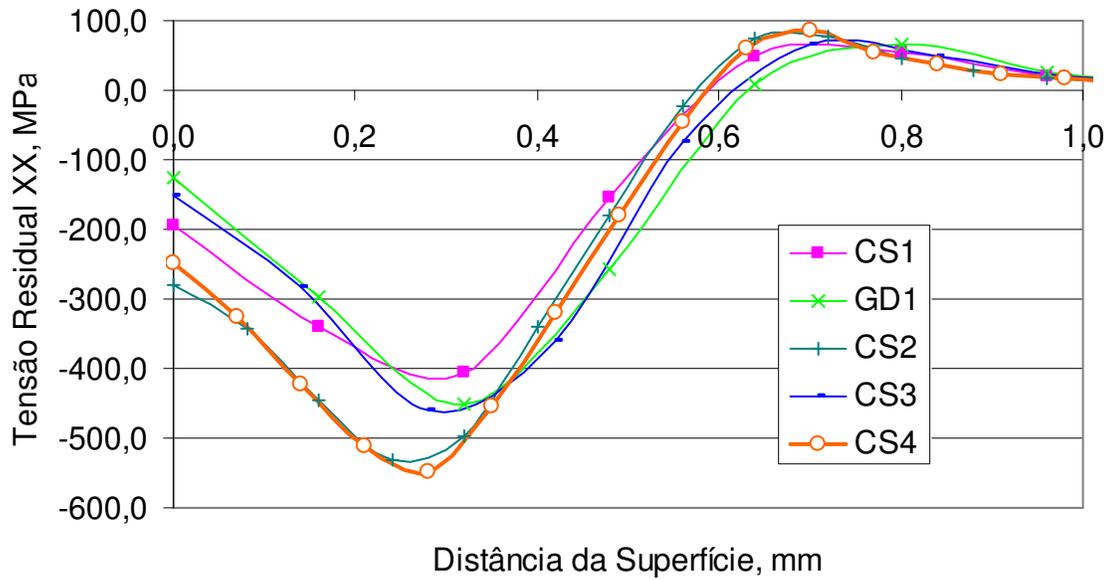
<b>CS 3</b>	<b>CS 4</b>
	
Dimensões: 2,1x2,1x4,0 mm <b>C</b>	2,1x2,1x4,0 mm <b>CRef</b>
Número de elementos: 15x15x10 elementos	30x30x20 elementos
Dimensão do elemento: 0,14x0,14x0,16 mm	0,07x0,07x0,08 mm
2250 CHEXA 10031 CTETRA	18000 CHEXA 16482 CTETRA

Verifica-se novamente que há uma distorção razoável no perfil da tensão residual XX para diferentes células de simetria (CS, Tabela 3.6). Podemos destacar três grupos: um grupo definido por células de simetria com malha de elementos sólido tipo bloco (hexaedro) (CS1 e CS2), um grupo com a malha do bloco formada por elementos híbridos (hexaedros + tetraédros) (CS3 e CS4)) e o terceiro, representado por uma geometria discretizada (GD1). Resultados experimentais, novamente, ajudariam na escolha e validação do modelo proposto.

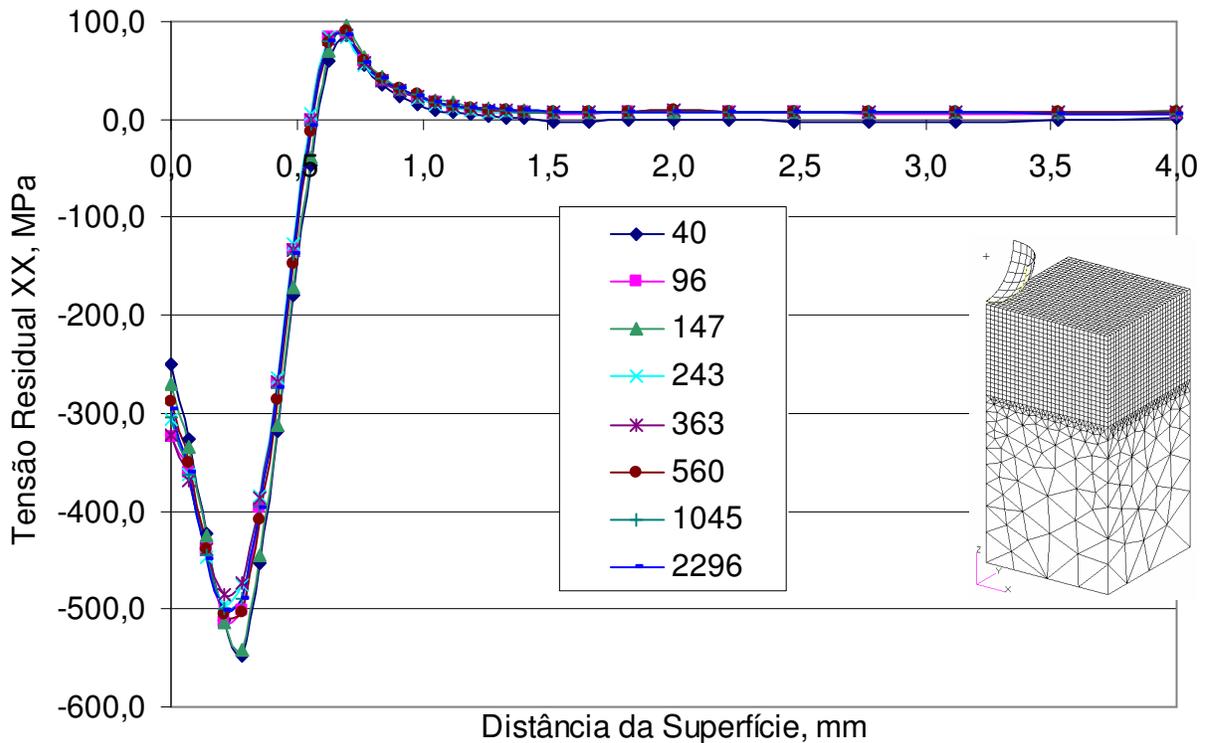


**Figura 3.14** – Comparativo do perfil da tensão residual entre algumas geometrias discretizadas para a região de impacto ( $v = 36,0$  m/s).

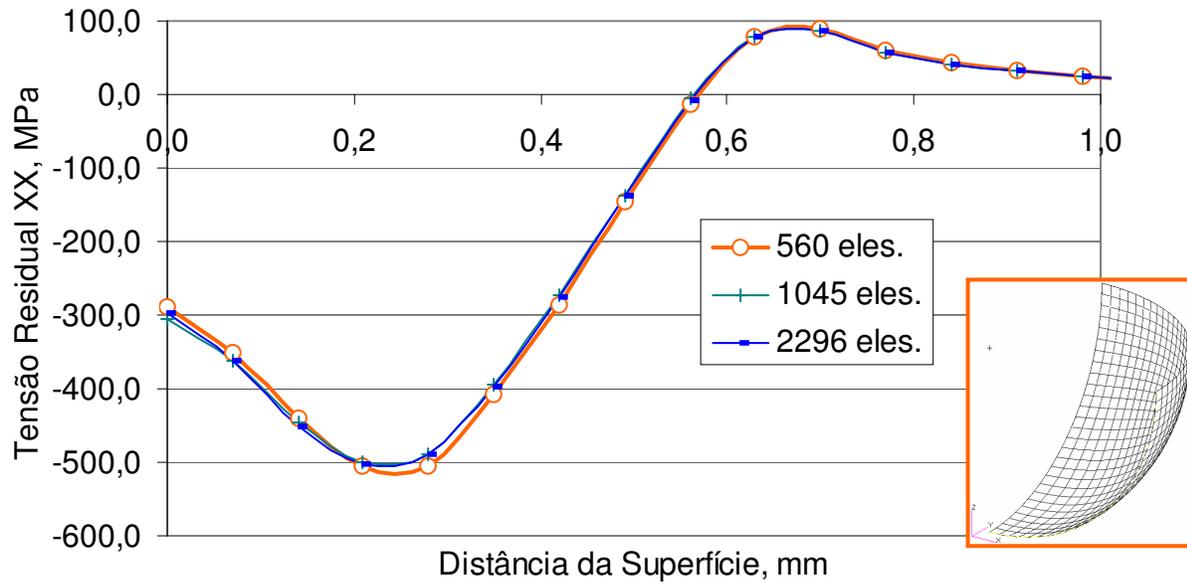
Como já mencionado, HAN *et al.* (2000) consideram que a dimensão do elemento do bloco deve ser menor do que  $D/10$ . Nesse modelo, optou-se inicialmente por discretizações da região de impacto como sendo  $2,1 \times 2,1 \times 4,0$  mm<sup>3</sup> com malha de dimensão  $D/10$  (CS3) e refinada  $D/20$  (CS4). Escolheu-se a célula de simetria definida pelo refino da malha do bloco  $D/20$  (CS4), Figura 3.15. Ambas convergiram para uma malha da esfera (1/8) de 560 elementos (Figura 3.16 e 3.17).



**Figura 3.15** – Escolha da geometria discretizada  $2,1 \times 2,1 \times 4,0 \text{ mm}^3$  Composta (CHEXA+CTETRA) Refinada (CS4).



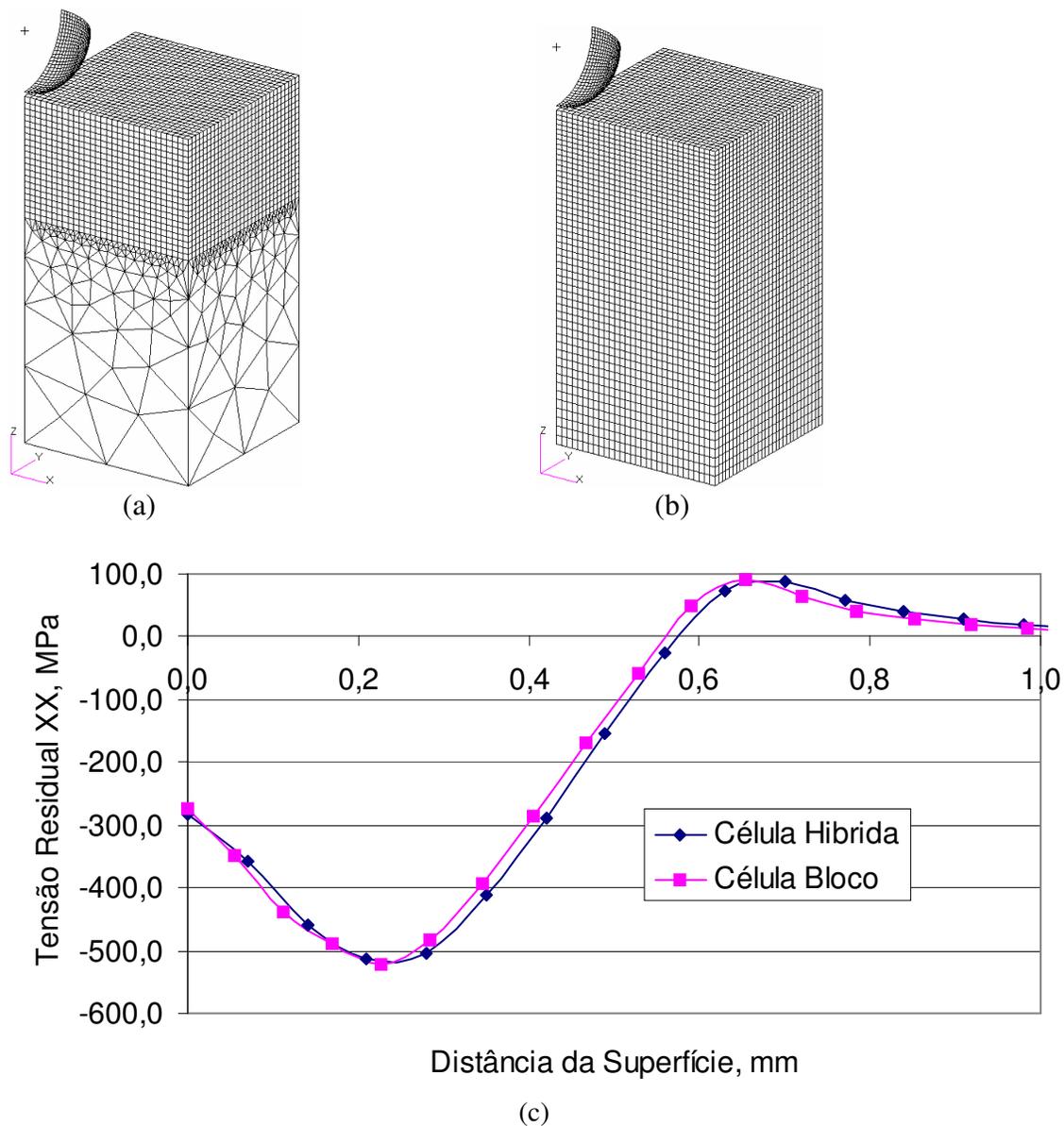
**Figura 3.16** – Comparativo do perfil da tensão residual entre a malha da esfera (40 – 2296 elementos) e a célula de simetria  $2,1 \times 2,1 \times 4,0 \text{ mm}^3$  CRef (CS4) ( $v = 36,0 \text{ m/s}$ ).



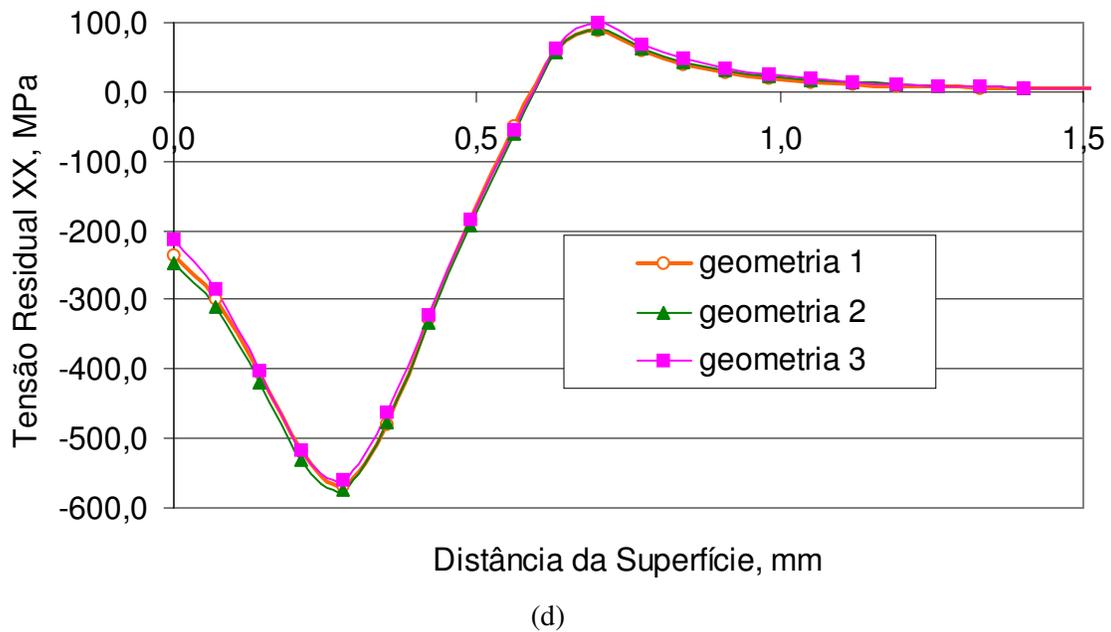
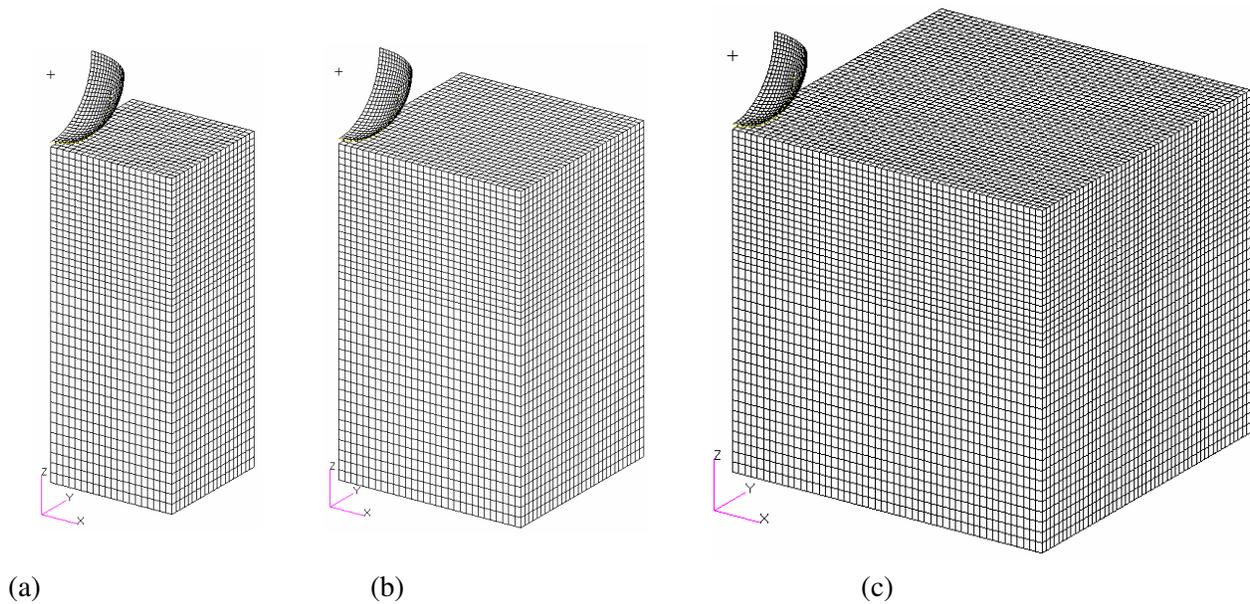
**Figura 3.17** – Convergência do perfil da tensão residual da malha da esfera para a célula de simetria 2,1x2,1x4,0 mm<sup>3</sup> CRef (CS4) (v = 36,0 m/s).

Pouca diferença se observa nos perfis de tensão e deformação residual quando se comparam os resultados obtidos por discretizações da geometria do bloco como malha de elementos sólidos de bloco (hexaedro) e híbrido (hexaedro + tetraedro) (Figura 3.18), o que leva à escolha da solução de menor custo computacional, ou seja, o bloco.

Podemos verificar que para diferentes geometrias do bloco (Figura 3.19a, b e c) não há influência na distribuição do perfil da tensão residual para um mesmo refino na direção do p onto de impacto da esfera, sem amortecimento ( $\alpha = 0,0$  – modelo de amortecimento Anexo I), como mostra a Figura 3.19d. O refinamento compreende uma espessura de 2R para uma espessura total de 5R, onde R é o raio da esfera. O material da Tabela 3.4 (liga de alumínio) também é empregado nestas simulações.



**Figura 3.18** – Comparação entre as duas geometrias discretizadas (células de simetria 2,1x2,1x4,0), para uma mesma esfera ( $v = 36,0$  m/s): (a) célula híbrida (18000 elementos hexaédro + 16482 tetraedro)(9000 passos  $\equiv 57$  min  $\equiv 21,6$  ms); (b) célula bloco (45000 elementos hexaédro)(4500 passos  $\equiv 36$  min  $\equiv 22,9$  ms); (c) perfil da tensão residual xx comparativo.



**Figura 3.19** – Comparação do perfil de tensão residual entre diferentes geometrias discretizadas com elementos hexaédricos: (a) célula bloco hexaedro 2R x 2R x 5R; (b) célula bloco hexaedro 3R x 3R x 5R; (c) célula bloco hexaedro 5R x 5R x 5R; (d) perfil da tensão residual xx comparativo. ( $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\mu = 0,1$ ;  $\alpha = 0,0$ )

### ***Modelo de Impacto Oblíquo***

No jateamento industrial, o vetor do corpo impactante raramente é normal a superfície do componente. Isto se deve ao fato de que as geometrias tratadas podem ter formas complexas e a esfera em geral não tem um impacto normal a algumas partes da superfície. Além disso, o processo é bastante aleatório, e como visto no Capítulo 2, as esferas podem ser transportadas tanto por ar comprimido quanto por roda centrífuga contra uma superfície.

Os jatos de esferas tem diferentes formas dando direções distintas às esferas. Dentro do jato existe contato entre as esferas e quando as esferas ricocheteiam também colidem entre si.

Para verificar o efeito do modelo de impacto simples oblíquo pode-se utilizar um modelo com meia-simetria da peça e para diferentes ângulos de incidência que variam de  $30^{\circ}$  a  $90^{\circ}$  com o plano da normal. O efeito do coeficiente de atrito  $\mu$  sobre o processo é simulado para um ângulo de incidência de  $30^{\circ}$  com o plano da normal e varia de 0,0 a 0,5.

AL-HASSANI *et. al* (1999) discretizaram um modelo para a simulação de SP com o impacto oblíquo simples com o programa ABAQUS usando o padrão de atrito de Coulomb isotrópico adotando o coeficiente de atrito como 0,1. Os autores apresentaram resultados da tensão axial numa linha do ponto de impacto para diferentes instantes de tempo.

### ***Efeito da Taxa de Deformação***

Embora o processo de PF seja um processo de conformação a frio no qual a taxa de deformação a princípio, não é um parâmetro importante, o comportamento dos materiais a altas taxas de deformação pode ser significativamente diferente do observado no carregamento quase-estático. Não levamos em conta nas nossas simulações a sensibilidade do material à taxa de deformação pois de acordo com AL-HASSANI (1981), devido ao aquecimento após múltiplos impactos, o efeito da taxa é atenuado.

Além desse aspecto, a taxa de deformação também não foi considerada neste trabalho pela falta de dados de material relacionados a essa taxa para os modelos escolhidos, embora AL-HASSANI

*et. al* (1999) assumem que o material (aço) exibe dependência da taxa de deformação sob carregamento dinâmico e que esta aumenta para o impacto múltiplo de esferas.

A maior dificuldade para resolver o problema de simulação por EF do processo de SP é obter experimentalmente os dados do material e escolher o modelo mais adequado para esse material. Na prática do SP é comum estabelecermos apenas a dureza do material da peça e da granalha (esfera). Em geral, não se dispõe dos dados da curva tensão-deformação do material mesmo para a região plástica. Outro grande problema é a alta taxa de deformação envolvida no processo de SP que chega a  $6 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$  (MEGUID *et al.*, 2002) para um tempo de impacto em torno de  $2 \mu\text{s}$ .

A equação empírica encontrada por Cowper e Symond para a relação entre a taxa de deformação e as tensões, já vista no Capítulo 2, usando a lei da potência é

$$\dot{\epsilon}^{pl} = C \left( \frac{\sigma_{esc}}{\sigma_{din}} - 1 \right)^p$$

onde  $\dot{\epsilon}^{pl}$  é a taxa de deformação plástica,  $\sigma_{din}$  tensão dinâmica,  $\sigma_{esc}$  é a tensão de escoamento estática e  $C$  e  $p$  são constantes do material. Dados de materiais com taxas de  $10^6 \text{ s}^{-1}$  não foram encontrados na literatura. Por isso, decidimos empregar os coeficientes propostos por MAJZOBI *et al.* (2005) que realizaram vários ensaios para obter as propriedades mecânicas da placa alvo a altas taxas de deformação necessárias para validar as simulações numéricas, e adotar o modelo de Cowper-Symond com  $C = 2 \times 10^5$ ,  $p = 3,3$  e  $\sigma_{esc} = 1500 \text{ MPa}$  para as simulações.

Esta escolha permite que se examine o efeito da taxa de deformação sobre o comportamento global do material ao se comparar com os resultados do modelo independente da taxa de deformação, através dos perfis da tensão e da deformação residual obtidos na simulação. Inúmeras simulações foram feitas com o MSC.Dytran usando o modelo de Cowper e Symond para simular o processo de SP com a utilização do método explícito dinâmico tridimensional de elementos finitos fornecido pelo código MSC.Dytran. A Tabela 3.7 mostra as propriedades do material do bloco e da placa que foram utilizados por MAJZOBI *et al.* (2005) considerando uma célula de simetria de  $0,8 \times 0,8 \times 1,6 \text{ mm}^3$  e adotando um coeficiente de atrito constante 0,1.

**Tabela 3.7** – Propriedades do material do bloco e da esfera para o modelo de SP de MAJZOABI *et al.* (2005).

<b>Propriedades do Bloco</b>	<b>Valores (AISI 4340)</b>
Densidade ( $\rho$ ) =	$7,80 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Módulo de Elasticidade (E) =	$210,0 \times 10^3 \text{ MPa}$
Coefficiente de Poisson ( $\nu$ ) =	0,3
Tensão de Escoamento ( $\sigma_{esc}$ ) =	1500,0 MPa
Módulo de Elast. Transversal ( $E_t$ ) =	1600,0 MPa
<b>Propriedades da Esfera</b>	<b>Valores (Aço)</b>
Densidade ( $\rho$ ) =	$7,80 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Diâmetro (D) =	0,8
Massa (m) =	$2,09 \times 10^{-6} \text{ kg}$

### ***Modelos Implícito/Explícito, de Materiais, de Contato e Amortecimento***

O método de EF implícito tem dificuldades numéricas mesmo para problemas quase-estáticos não-lineares devido a aproximação iterativa empregada que tem a convergência comprometida para o comportamento de materiais altamente não-lineares. Já o método de EF explícito as equações do "solver" podem ser resolvidas diretamente para determinar a solução sem iteração o que representa um método alternativo mais robusto. Numa condição de carregamento simples o método de EF implícito, mais tradicional, tem um tempo de solução menor, mas para certas condições de carregamento a solução explícita é vantajosa, como por exemplo no contato dinâmico.

Para modelar a interface esfera/alvo, foram utilizados elementos de contato para ambos os corpos no qual o método de EF explícito é a melhor escolha. Os nós de contato foram criados na superfície do bloco a ser jateado próximo à região de impacto e na metade inferior da superfície da esfera, uma vez que apenas estas regiões são passíveis de contato. Os coeficientes de atrito de  $\mu = 0,25$  empregado por MEGUID *et. al* (1999a) e  $\mu = 0,1$  para Al-Hassani (1996) são alguns dos valores encontrados na literatura.

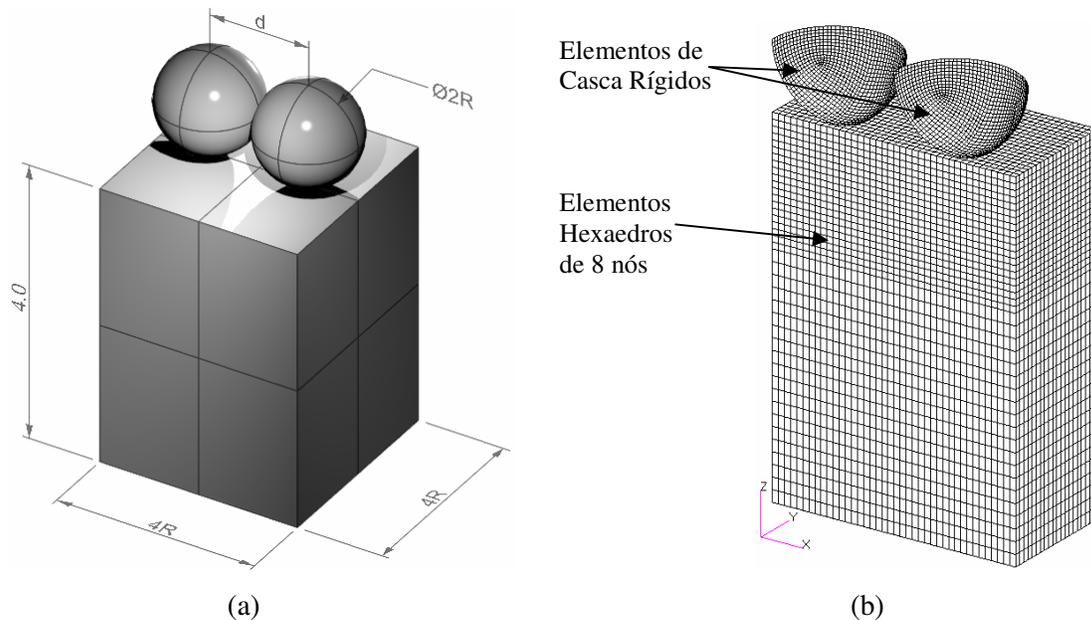
HAN *et al.* (2002) considera que valores maiores que 0,2 não tem influência significativa sobre o perfil da tensão residual, o que comprovamos nos resultados da simulação do efeito do atrito, como mostrado no próximo capítulo em que se concluiu que o coeficiente de atrito dinâmico em

nada influenciou nos resultados das simulações. Já o coeficiente de atrito estático alterou completamente o perfil da tensão residual que outros autores sequer mostram ou comentam, com exceção de HAN *et al.*(2002).

O Anexo I detalha os modelos adotados para a análise por elementos finitos para os programas utilizados para simulação dinâmica explícita (MSC.Dytran) e a solução estática implícita (MSC.Marc) utilizando o programa MSC.Patran para pré- e pós-processamento.

### 3.2.2 Modelo de Impacto Duplo

Um modelo de impacto duplo dinâmico tridimensional de duas esferas posicionadas lado a lado é desenvolvido para verificar o efeito da proximidade dos impactos sobre o perfil da tensão residual, como realizado no trabalho de MEGUID *et al.* (1999b). A Figura 3.20a mostra o esquema dos pontos de impacto das duas esferas de raio  $R$  com a distância de separação entre elas igual a  $d$ . Na Figura 3.20b tem-se a geometria discretizada dos componentes para a simetria do modelo com os mesmos elementos vistos anteriormente para o impacto simples. Não se considera a sensibilidade do material à taxa de deformação, o coeficiente de atrito é  $\mu = 0,2$ , o material é o definido por HAN *et al.* (2002), Tabela 3.4, e a velocidade de impacto é  $36,0$  m/s.



**Figura 3.20** – Geometria e modelo discretizado usado no estudo do duplo impacto dinâmico: (a) geometria e notação usada; (b) geometria discretizada mostrando a simetria e os elementos de contato.

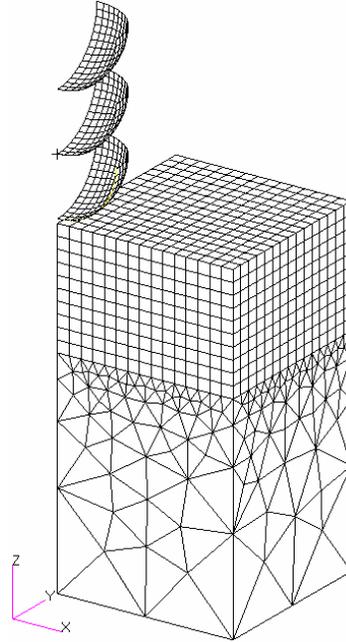
### 3.2.3 Modelo de Impacto Múltiplo para SP

A modelagem dinâmica do impacto múltiplo é definida neste trabalho pela análise elasto-plástica dinâmica de impacto múltiplo local e distribuído utilizando para análise um algoritmo dinâmico explícita de elementos finitos. São obtidos os perfis de tensão e de deformação residual local para serem aplicados em toda a peça como dados de entrada para a solução estática implícita. Adota-se um modelo de SP em escala reduzida considerando que: o efeito do impacto da esfera é local; não é necessário jatear a peça inteira que pode ser complexa, sendo que a precisão é suficiente para um domínio regular com o mesmo material e sujeito aos mesmos parâmetros de jateamento; e finalmente, que só é necessário refinar a malha na região de interesse (região de impacto).

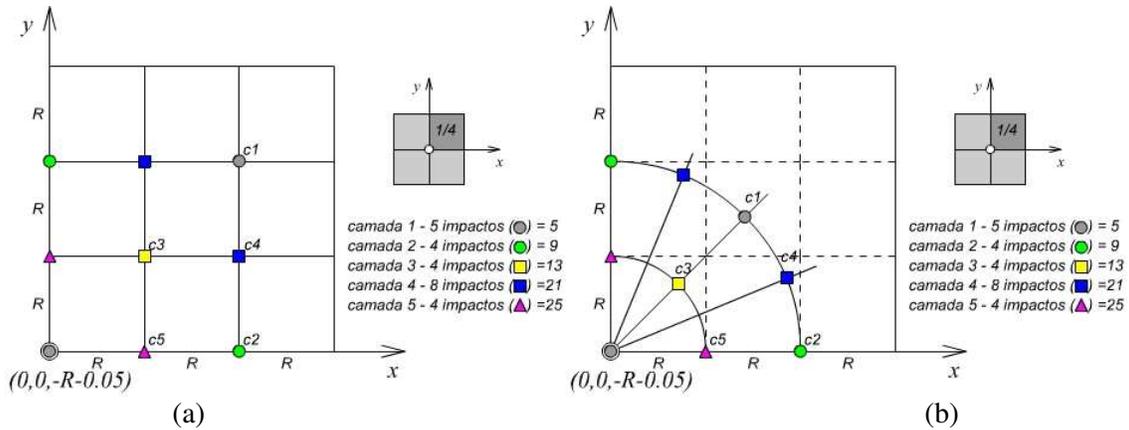
#### *Modelo de Elementos Finitos*

São considerados dois modelos utilizando um código de EF comercial MSC.Dytran no ambiente gráfico MSC.Patran2005r3. O primeiro modelo considera o impacto múltiplo concentrado (pontual) (Figura 3.21) e o segundo, o impacto múltiplo disperso de esferas de raio  $R$  que colidem num ângulo normal de incidência sobre uma peça mostrada esquematizado na Figura 3.22a e Figura 3.22b para 1/4 da geometria, devido à simetria e para economia do custo computacional.

As dimensões da peça, na forma de bloco, são de  $2,1 \times 2,1 \times 4 \text{ mm}^3$  ( $3R \times 3R \times H$ ).  $H$  corresponde a espessura da chapa jateada e é mantida para minizar os efeitos do contorno. A área de impacto é considerada em função da dimensão da esfera ( $R$ ). Adota-se a mesma esfera do modelo de impacto simples e as propriedades do bloco de alumínio são fornecidas na Tabela 3.4.



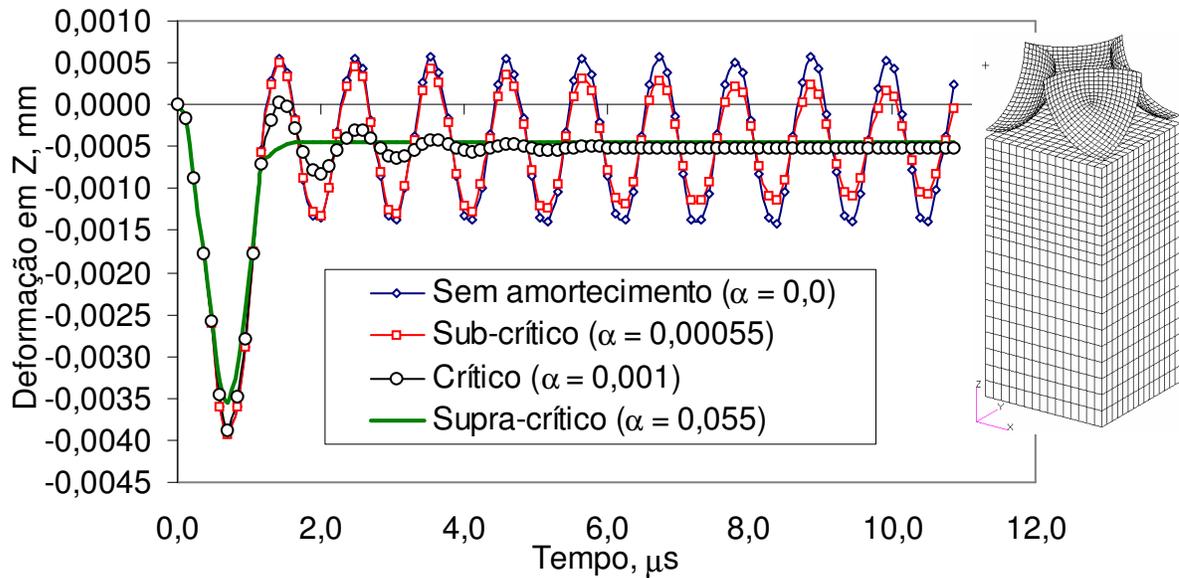
**Figura 3.21** – Geometria de modelo discretizado para o impacto múltiplo pontual (malha "grosseira").



**Figura 3.22** – Esquema da posição dos pontos de impacto ( $R$ =raio da esfera): (a) Impacto disperso cartesiano; (b) impacto disperso radial.

A separação entre os impactos corresponde ao raio da esfera ( $R = 0,7 \text{ mm}$ ) e corresponde a um tempo suficiente para que as oscilações provocadas pelo impacto atual não perturbem a solução do próximo impacto. A Figura 3.23 mostra o efeito do amortecimento, calculado conforme Anexo I.5.1, sobre a deformação no ponto de impacto para um modelo baseado em MAJZOBI *et al.* (2005). O tempo entre os impactos é obtido a partir da fórmula da velocidade ( $v = 36 \text{ m/s}$ ) resolvido por:

$$t = \frac{R}{v} = \frac{0,7[\text{mm}]}{36000[\text{mm} / \text{s}]} = 1,94 \times 10^{-5} \text{ s} \cong 20 \mu\text{s}$$



**Figura 3.23** – Histórico da deformação em Z no ponto de impacto da peça com e sem amortecimento tipo- $\alpha$  (Anexo I) obtido no MSC.Dytran com quatro impactos simultâneos.  $\alpha = 0,00055$  (calculado em função da frequência natural)

LEVERS e PRIOR (1998) observaram que o MEF explícito dinâmico para modelar o impacto múltiplo é considerado atrativo na sua eficiência e aplicação no processo de PF. Porém, descobriram que o método explícito é verdadeiramente dinâmico de tal forma que o modelo não pode atingir o estado de equilíbrio estático simplesmente estendendo o tempo computacional. Portanto, adotar parâmetros de amortecimento, como adotado por MEGUID *et. al* (2002), é uma alternativa para a oscilação numérica indesejada associada com a solução explícita para este tipo de problema.

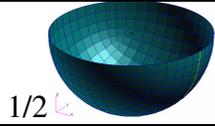
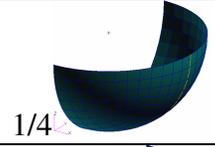
Para a simulação de impacto múltiplo disperso aproveita-se a simetria da geometria do bloco e a simetria correspondente da esfera. Como o modelo de casca rígida utilizado no MSC.Dytran tem como entrada de dados apenas o parâmetro da massa da esfera, é suficiente calcular a massa, que corresponde à geometria adotada na simetria da simulação (1/4 do bloco).

Conhecendo o volume de uma esfera  $V$  ( $m^3$ ) e seu peso específico  $\rho$  ( $kg/m^3$ ) obtemos a sua massa por:

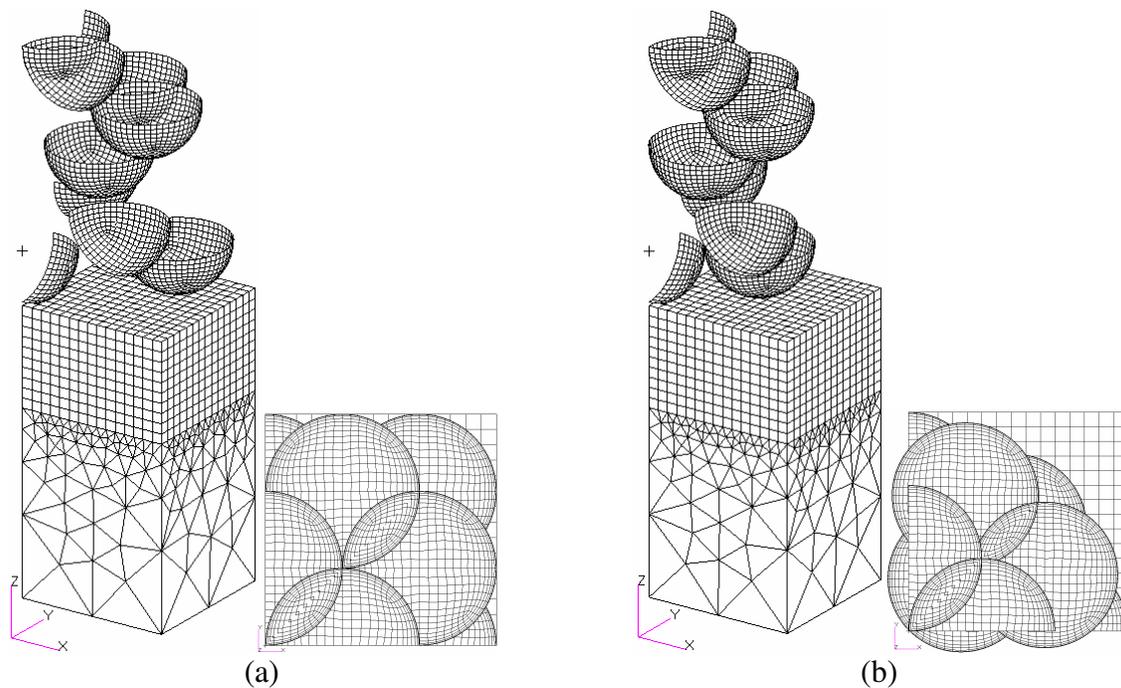
$$V = \frac{4}{3}\pi R^3; \rho = \frac{m}{V} \Rightarrow m = \rho V = \rho \frac{4}{3}\pi R^3 [kg]$$

Para uma esfera de aço ( $\rho = 7850,0 \text{ kg/m}^3$ ) temos as massas da Tabela 3.8.

**Tabela 3.8** – Massas utilizadas nas simulações para diferentes geometrias ( $R=0,7\text{mm}$ ).

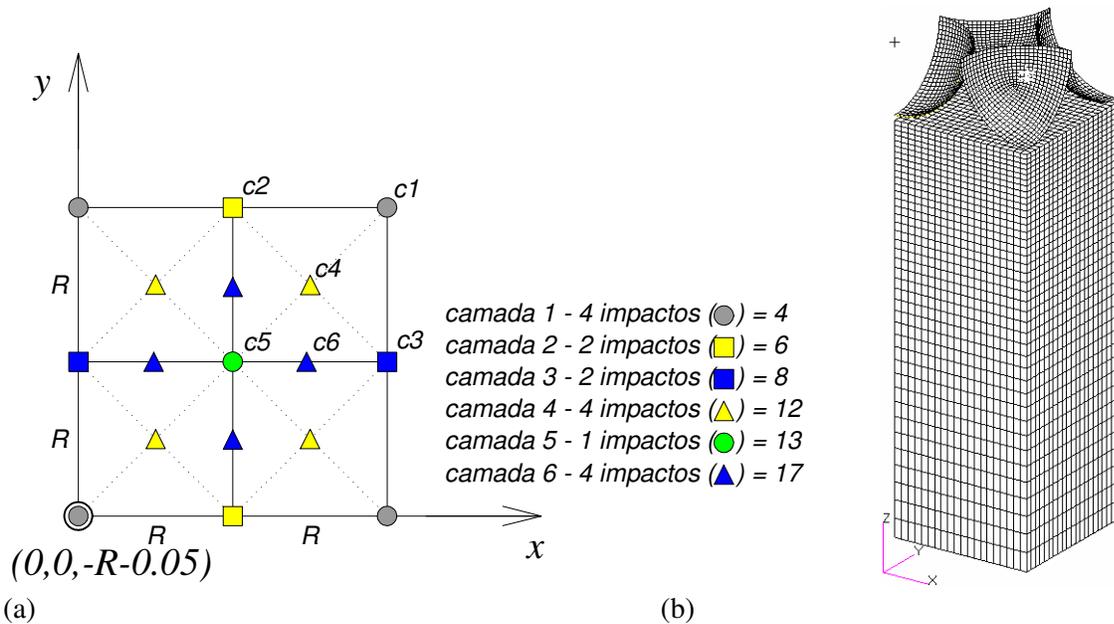
Esfera	Massa ( $\times 10^{-6} \text{ kg}$ )	Representação da Geometria Discretizada
inteira (1/1)	11,2	
metade (1/2)	5,6	
um quarto (1/4)	2,8	

A geometria do modelo de impacto múltiplo pode ser visualizada na Figura 3.24 com a vista superior após 25 impactos representados para 1/4 da geometria simétrica do bloco. As esferas são representadas baseando-se na Tabela 3.8.



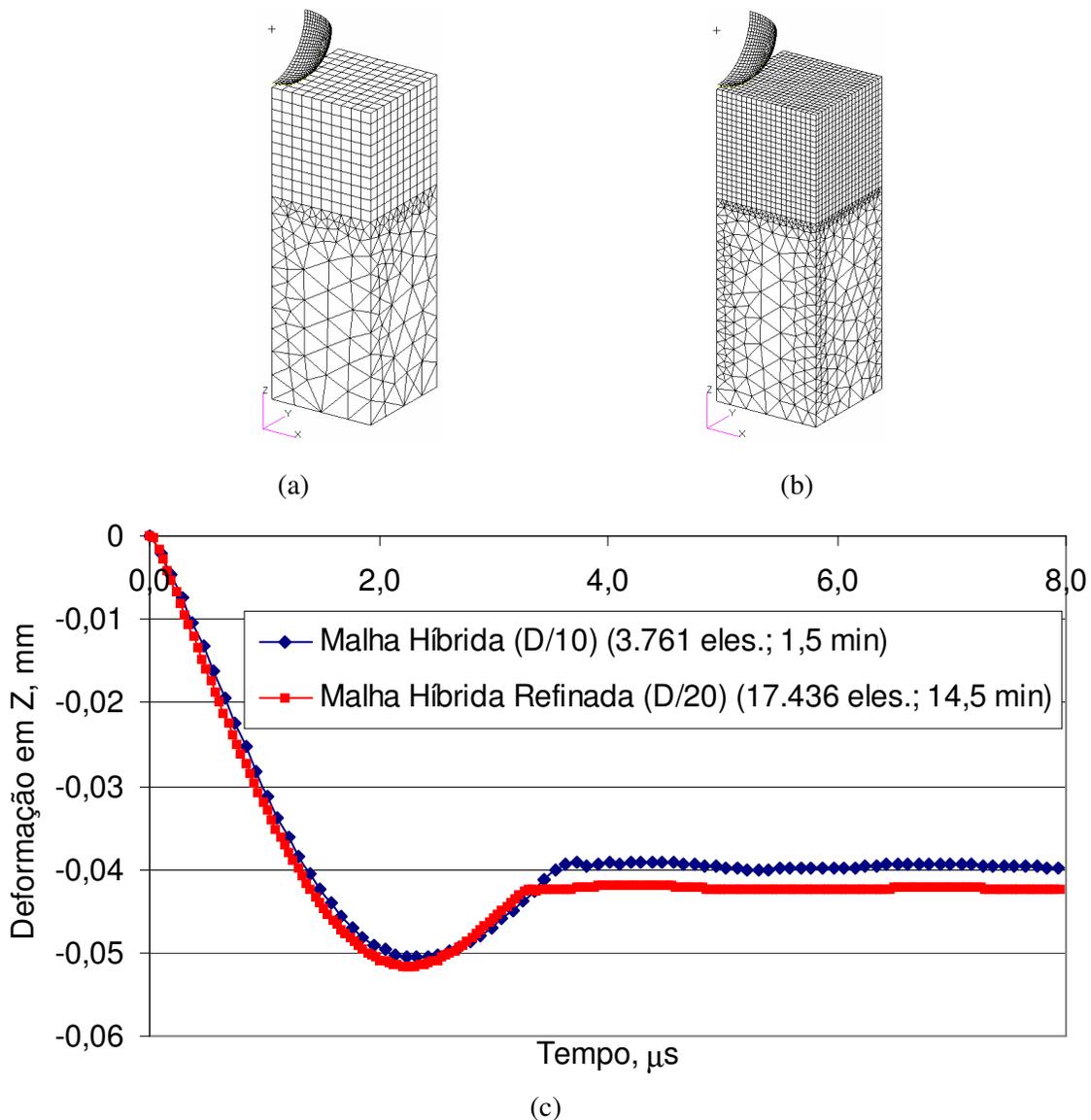
**Figura 3.24** – Geometria discretizada com vista superior para 25 impactos: (a) Impacto disperso cartesiano; (b) Impacto disperso radial.

Se ignorarmos os efeitos do contorno, como na maioria dos trabalhos atuais, podemos utilizar o modelo de impacto múltiplo, discretizando numa célula de simetria como mostrado na Figura 3.25b. A separação entre os impactos continua sendo de  $R$  e a geometria da célula é dada por  $1,4 \times 1,4 \times 4,0 \text{ mm}^3$  ( $2R \times 2R \times H$ ) como mostra a Figura 3.25a.



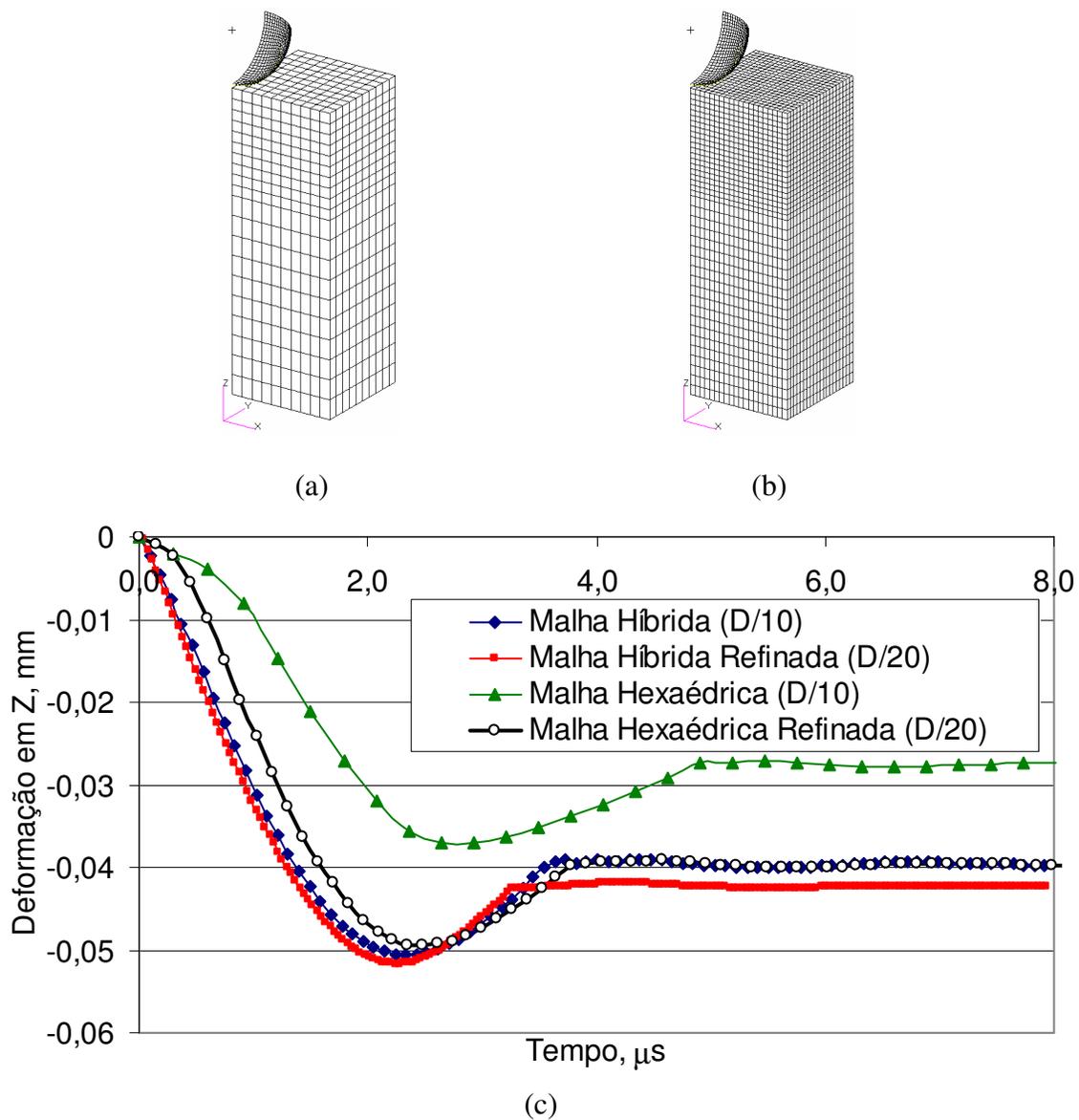
**Figura 3.25** – Representação da célula de simetria considerando a posição dos pontos de impacto ( $R$ =raio da esfera): (a) Esquema dos pontos de impacto disperso cartesiano; (b) Célula de simetria com o impacto de 4 esferas.

Da Figura 3.26c se observa que o resultado do impacto de uma esfera no modelo de célula de simetria para uma malha mais refinada (Figura 3.26b), com 17436 elementos sólidos, difere em poucos milésimos em relação a uma malha mais grosseira (Figura 3.26a), com 3761 elementos sólidos, a um custo computacional muito maior. Para simular o impacto preciso de 2000 ciclos, cerca de 1,5 minutos de processamento, para a malha grosseira, e, 5000 ciclos, cerca de 15 minutos de processamento, para a malha refinada. Nas simulações da célula de simetria foram utilizados os dados de material da Tabela 3.4 para a liga de alumínio (Liga Al 7050 T7651).



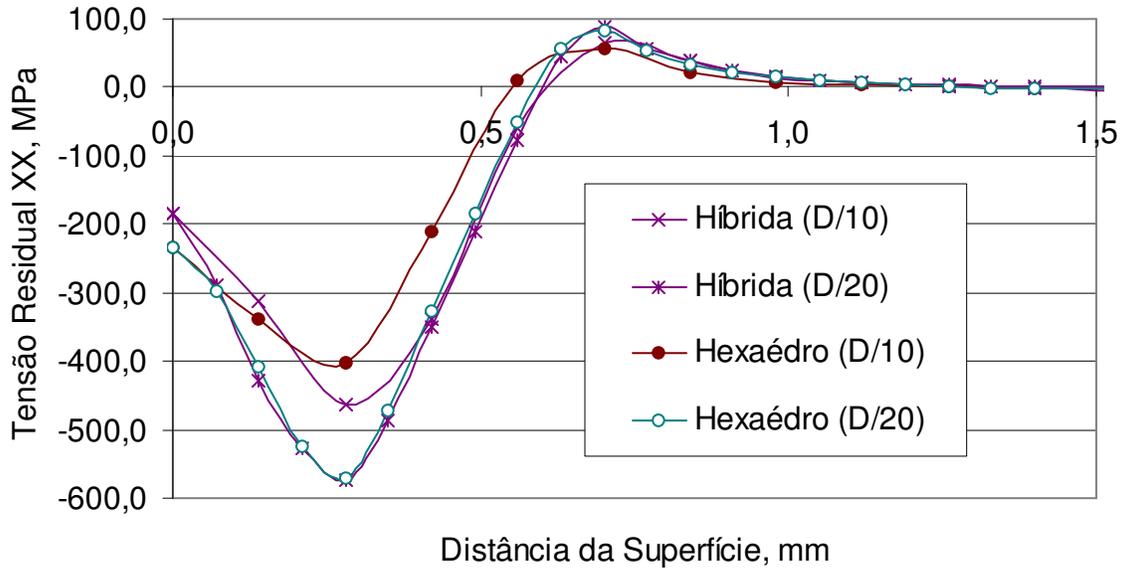
**Figura 3.26** – Comparação entre discretização com malhas híbridas para o modelo de célula de simetria: (a) malha híbrida grosseira; (b) malha híbrida refinada; (c) deformação no ponto de impacto de uma esfera (número de elementos; tempo de processamento).

Se considerarmos comparativamente uma geometria discretizada com a malha de apenas elementos hexaédricos (Figura 3.27a e 3.27b) observamos que a malha refinada hexaédrica (dimensão do elemento =  $D/20$ ) corresponde a malha grosseira ( $D/10$ ) para a impressão na peça (Figura 3.27c).



**Figura 3.27** – Comparação entre discretização com malhas híbridas e hexagonais para o modelo de célula de simetria: (a) malha hexaédrica grosseira (2000 eles.); (b) malha hexaédrica refinada (16000 eles.); (c) deformação no ponto de impacto de uma esfera para as quatro discretizações.

Na Figura 3.28 é verificada a influência da malha do bloco sobre o perfil da tensão residual no ponto de impacto para um coeficiente de atrito de 0,1 e um coeficiente de amortecimento de 0,004 (Anexo I.5.1), para diferentes refinamentos (D/10 e D/20), onde D é o diâmetro da esfera.



**Figura 3.28** – Comparação entre malhas híbridas e hexaédrica para a distribuição do perfil de tensão residual XX. ( $D = 1,4$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\mu = 0,1$ ;  $\alpha = 0,004$ )

Para utilizar o modelo de célula de simetria na simulação do impacto múltiplo, selecionamos o modelo de malha refinada (D/20) com apenas elementos hexaédricos, ao analisarmos os resultados obtidos nesse modelo de impacto múltiplo e compará-los com resultados obtidos anteriormente em modelos de impacto simples.

### 3.3 Modelagem Tridimensional Estática de EF do "Peen Forming"

Tendo realizado a simulação explícita com o impacto múltiplo de esferas para o processo de SP, obtivemos os perfis de tensão e deformação, que foram aplicados em modelos para a análise estática implícita, como condição inicial de carregamento de tensão e deformação, de forma idêntica ao carregamento equivalente visto no item 3.1.

Nessa condição emprega-se o método implícito para resolver o problema estático e obter a condição de equilíbrio com as condições finais de deflexão plástica e estado de tensão residual. Este procedimento se justifica por podermos considerar que as tensões e deformações são distribuídas uniformemente na direção horizontal e são as mesmas para uma mesma distância da superfície jateada. Por isso, os estados de tensão e deformação são função apenas da coordenada na espessura da placa analisada.

Como no carregamento equivalente de pressão e temperatura, são necessárias condições de restrição para evitar movimento de corpo rígido e que se assemelhem às condições reais observadas no processo de jateamento. Nesse caso, é preciso restringir o movimento vertical em relação a um plano de referência nas duas extremidades da placa e também uma restrição de movimento horizontal em uma das extremidades.

Das hipóteses citadas acima, baseado-se em HAN *et al.*(2002), pode-se usar uma malha grosseira de EF na direção horizontal reduzindo-se o modelo e obtendo uma solução de PF realística. Além disso, a distribuição do tamanho do elemento ao longo da espessura não é necessariamente a mesma que a do modelo explícito. No modelo de Han, na região próxima à superfície jateada os elementos são ligeiramente aumentados e na região não jateada, eles são refinados. Isso se deve por observar-se que depois da redistribuição da tensão, para placas finas, na região não jateada o nível de tensão de compressão aumenta significativamente e em alguns casos pode sofrer escoamento plástico. Acreditamos que esta seja uma limitação do modelo daquele autor que utiliza elemento sólido também para a solução estática implícita para toda a placa.

Em nosso modelo, a solução se dá empregando um elemento de casca que mais se assemelha à geometria das peças que sofrem o processo de PF. No item 3.1.2 do modelo de carregamento equivalente de pressão, observamos na Figura 3.2 o modelo de casca com elemento compósito no qual se identifica uma camada plástica na região próxima a superfície jateada, cuja espessura podemos agora identificar com os resultados obtidos no modelo explícito de impacto múltiplo do SP. Esta camada corresponde a um material elasto-plástico e o restante da espessura da placa como elástico para o elemento do modelo de material compósito. A malha do modelo dinâmico explícito com elemento sólido é transportada para o modelo estático implícito com mesma distribuição na espessura da placa.

A amostra para jateamento PF foi adotada do trabalho de HAN *et al.* (2002) com as dimensões de 150 x 50 x 4 mm<sup>3</sup> com as propriedades do material Al 7050 T7651 como sendo módulo de elasticidade igual a 72 GPa, tensão de escoamento igual 450 MPa e módulo de elasticidade tangencial igual 120 MPa como mostrado na Tabela 3.4 no modelo explícito.

## **CAPÍTULO 4**

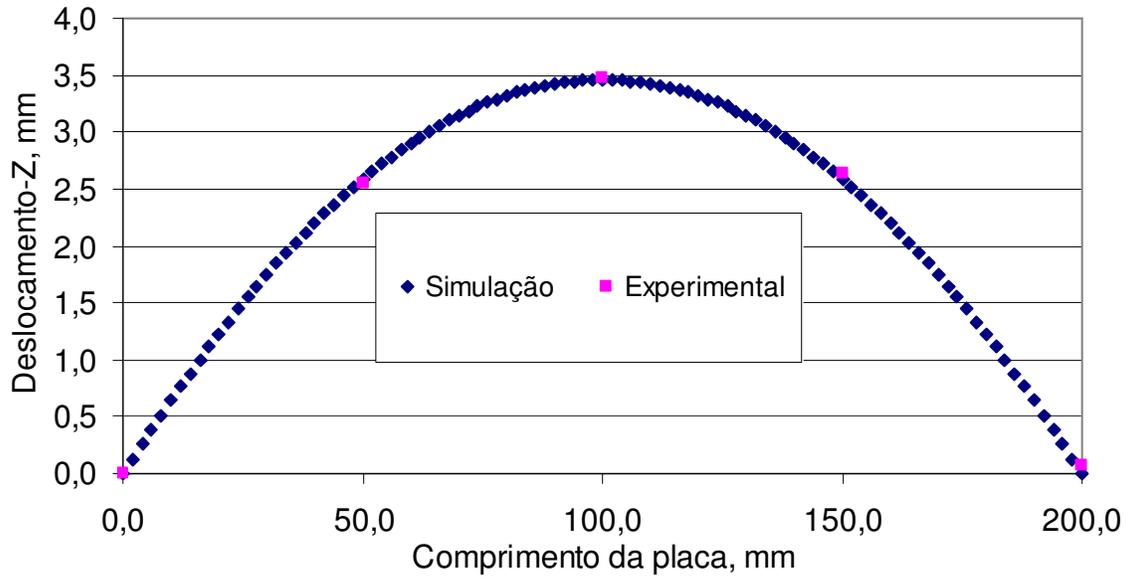
### **RESULTADOS E DISCUSSÕES**

Como o método de tentativa-e-erro para determinar os parâmetros ótimos do processo exige muito esforço, é preciso encontrar alguma aproximação que permita planejar o projeto do processo com mais eficiência. Embora os mecanismos envolvidos no PF sejam muito complicados, métodos numéricos estão disponíveis para simular esse processo. Uma solução de carregamento equivalente pode ser uma alternativa barata para se obter o perfil de tensão residual e a deflexão finais, porém está limitada à definição da camada plástica gerada pelo processo. Isto é contornado simulando-se o impacto múltiplo de esferas para uma região de amostra reduzida, o que viabiliza a simulação real, já que simular toda a peça seria extremamente oneroso. Nos modelos de simulação desenvolvidos nesta tese identifica-se a camada plástica e a tensão residual gerada pelos impactos múltiplos e posteriormente, aproveita-se esses resultados como carregamento equivalente de tensão para a solução final de tensão residual e deformação.

#### **4.1 Modelagem Estática de EF do Processo de "Peen Forming"**

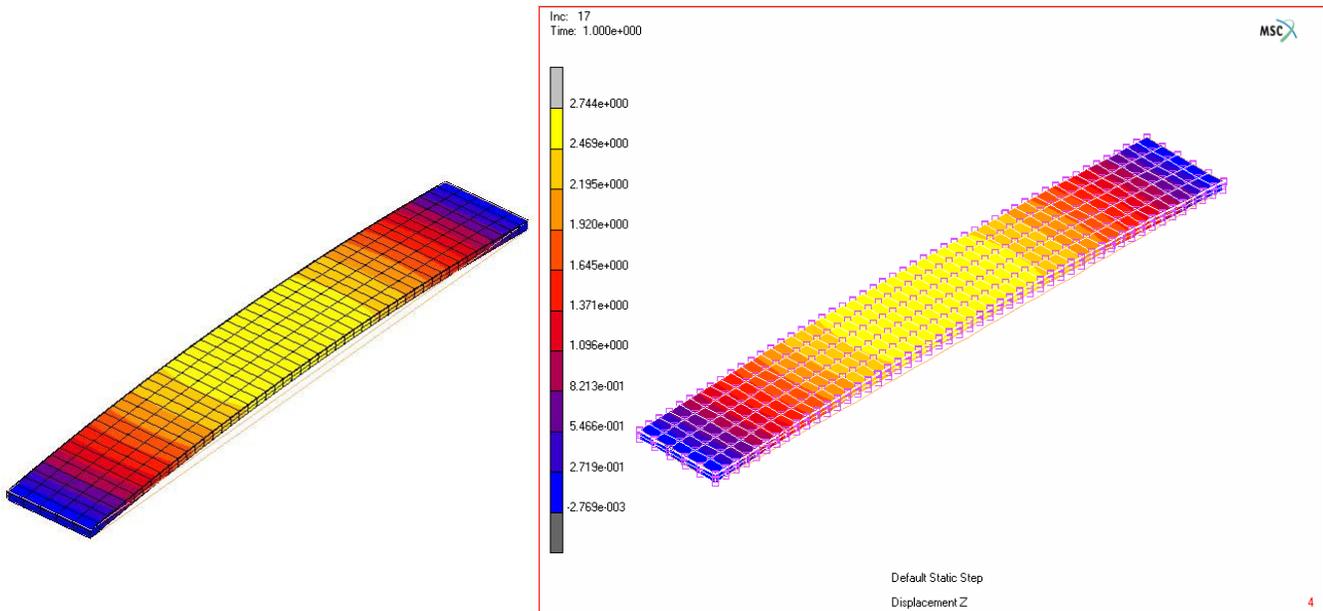
##### **4.1.1 Modelo de Carregamento Equivalente de Temperatura (Elemento Sólido)**

Como visto na Tabela 3.1, do Capítulo 3, a diferença do deslocamento com a mudança da temperatura é linear, cerca de 24,45 °C/mm. Portanto, para se ter resultados equivalentes aos dos experimentos deve-se adotar uma temperatura de 97 °C para a placa de 3 mm de espessura (Figura 4.1).

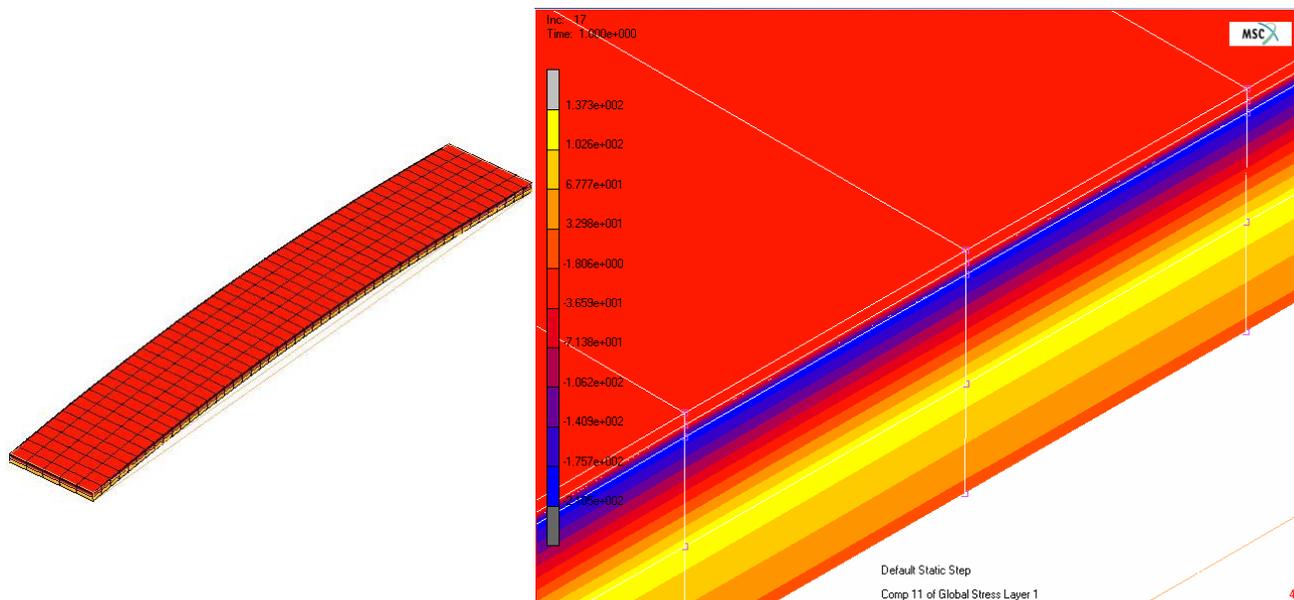


**Figura 4.1** – Resultados simulados para a placa de 3 mm de espessura com uma temperatura TS1 = 97 °C.

A Figura 4.2 mostra que a placa tem deflexão predominante no seu comprimento e apresenta distribuição da tensão normal final (Figura 4.3), resultado do modelo sólido empregado na simulação com o programa MSC.Marc.



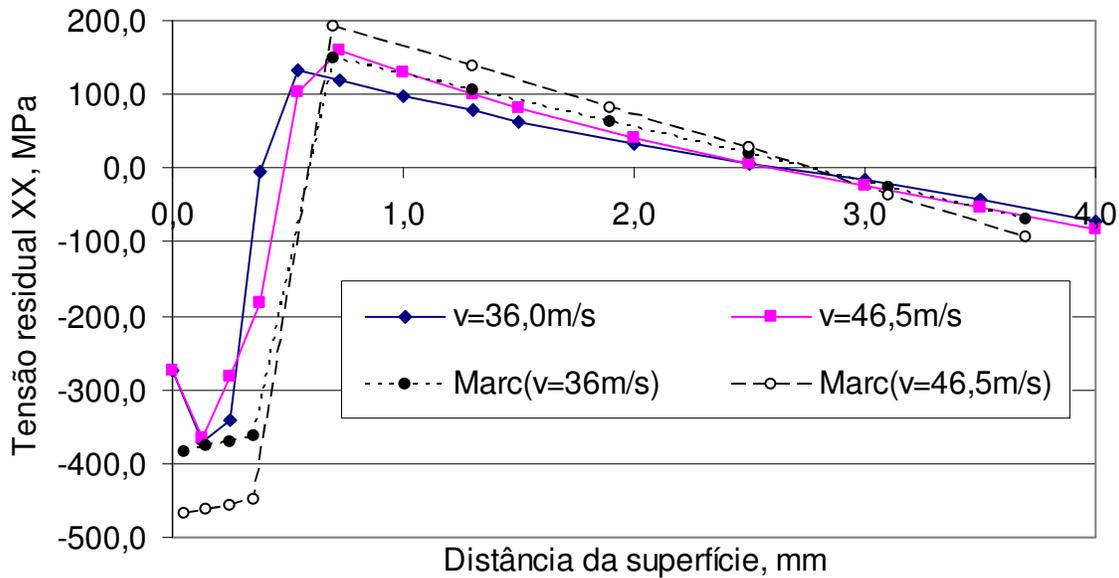
**Figura 4.2** – Simulação de placa metálica com modelo sólido no MSC.Marc: Distribuição da deflexão em z (mm) (Detalhe da legenda das cores)



**Figura 4.3** – Simulação de placa metálica com modelo sólido no MSC.Marc: distribuição da Tensão Normal (MPa) (Detalhe da face lateral ampliado)

#### 4.1.2 Modelo de Carregamento Equivalente de Pressão (Elemento de Casca)

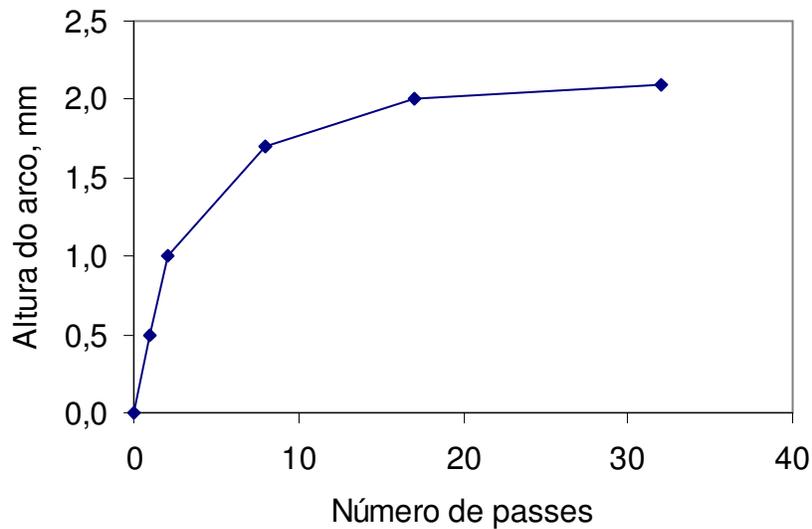
Nos resultados de HAN *et al.* (2002) como mostrado na Figura 4.4, não se observa nenhuma sensibilidade da tensão residual XX (orientação na direção do eixo x do programa MSC.Dytran) com a variação da velocidade, enquanto que os resultados obtidos na simulação do MSC.Marc se mostram de acordo com a literatura. A relação da influência do parâmetro da velocidade sobre o perfil da tensão residual são encontrados nos resultados experimentais de SCHIFFNER e HELLING (1999) obtidos para SP.



**Figura 4.4** – Comparação da redistribuição da tensão residual obtidas com o trabalho de HAN *et al.* (2002).

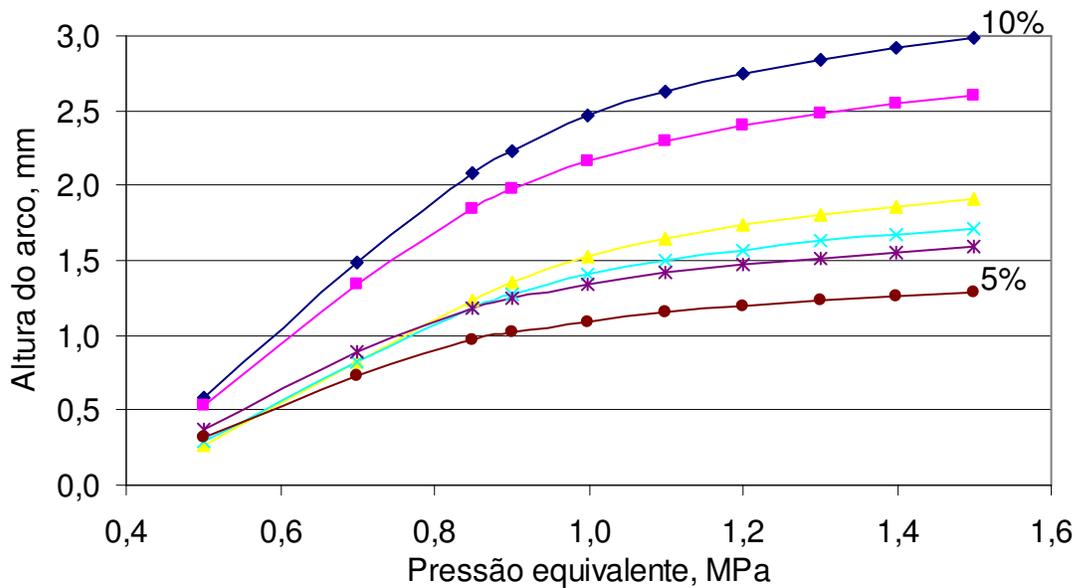
Como se observa na Figura 4.4, logo abaixo da superfície há um pico de tensão residual denominado de ponto Bielajev (NAKONIECZNY, BORKOWSKI e WYMYSLOWSKI, 2002). O perfil de tensão residual obtido em nossa simulação não corresponde ao fenômeno físico de PF, por termos considerado o mesmo tipo de material para as camadas elasto-plásticas. Para uma maior correspondência, seria necessário definir camadas de materiais com diferentes comportamentos elasto-plástico a fim de melhor representar o encruamento de cada camada ao longo do processo. Essa definição de materiais distintos somente será possível após a realização de diversos ensaios de PF e da medição da microdureza ao longo da espessura das chapas deformadas.

A estratégia de solução proposta por HAN *et al.* (2002) com código próprio, também possibilita simular a curva de saturação no processo PF como mostra a Figura 4.5. Essa curva permite que se defina uma espessura de camada plástica correspondente ao PF e que possa ser utilizada nas simulações com os modelos de elementos de casca com carregamento equivalente de pressão.

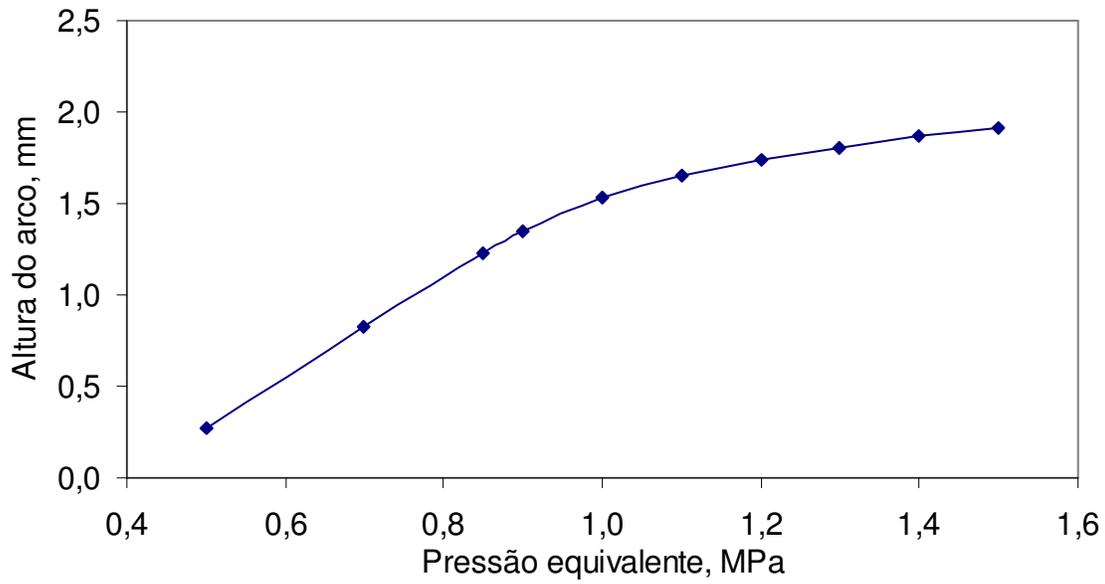


**Figura 4.5** – Curva de saturação para a velocidade de impacto de 36m/s. Adaptada de HAN *et al.* (2002).

Para a placa especificada com 4 mm de espessura, aplicando-se o modelo de carregamento de pressão equivalente, obtêm-se as curvas de saturação para diferentes espessuras de camadas plásticas (hp) entre 5 e 10% da espessura da chapa (h), mostradas na Figura 4.6. O resultado é uma espessura plastificada de cerca de 0,35 mm, que se aproxima da curva de saturação obtida por HAN *et al.* (2002), correspondente a 8% da espessura da chapa (Figura 4.7).



**Figura 4.6** – Curvas de Saturação para diferentes espessuras de região plástica em função do carregamento equivalente de pressão ( $h_p = 5-10\%h$ ).

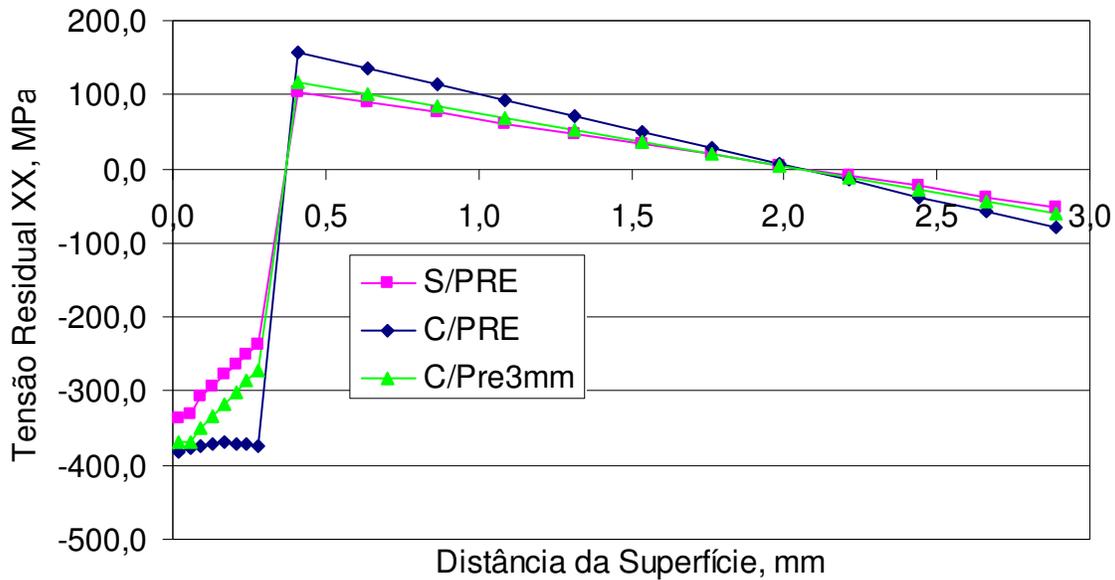


**Figura 4.7** – Curva de saturação para região plástica com 8% da espessura da placa para carregamento equivalente de pressão.

Em termos práticos, a simulação dos modelos com elementos de casca pode permitir que se defina o número adequado de passes para atingir-se um determinado nível de tensão residual desejado ou uma deflexão específica da chapa deformada.

### ***Efeito do Pré-Tensionamento no PF***

A Figura 4.8 mostra a influência dos casos de pré-carregamento sobre a distribuição da tensão residual, em que se comparam a condição sem pré-carga (S/PRE), com pré-carga (C/PRE), e com a correção da carga equivalente de pressão para obter-se uma deflexão semelhante à deflexão de 3 mm obtida experimentalmente (C/Pre3mm).



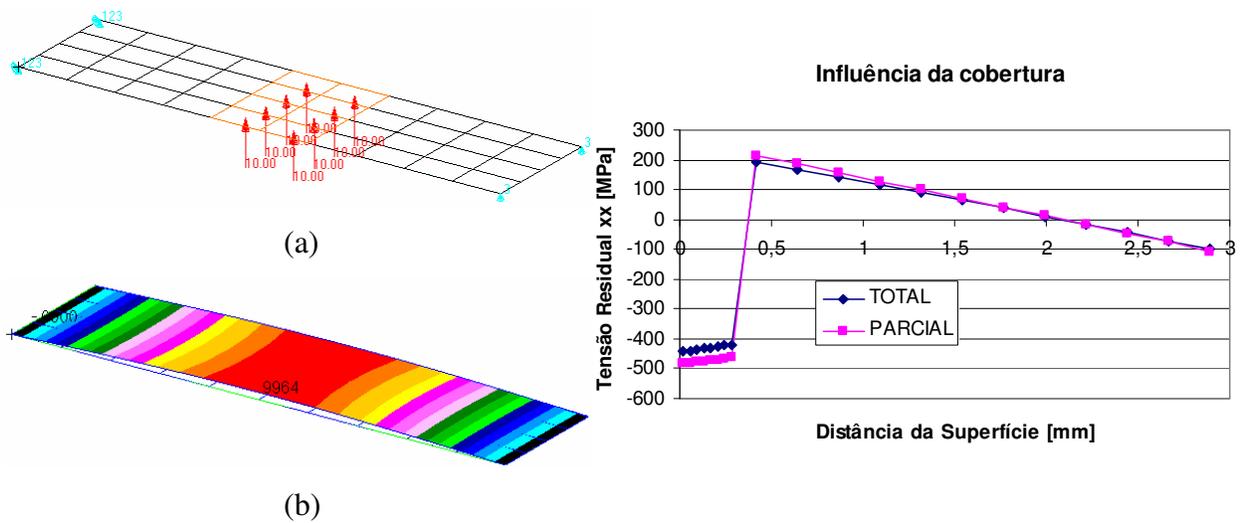
**Figura 4.8** – Influência da aplicação da pré-carga sobre a distribuição da tensão residual.

A deflexão residual da placa é maior quando há uma pré-carga aplicada. Portanto para se obter a mesma deflexão de 3 mm obtida experimentalmente, uma pressão equivalente menor deve ser aplicada nesse modelo de material compósito. Após alguns testes em que se variou a pressão aplicada, obteve-se uma pressão equivalente de 0,16 MPa que gerou uma deflexão de 3,018 mm, bem próxima da deflexão de 3 mm.

***Efeito da distribuição de pressão sobre a placa (cobertura)***

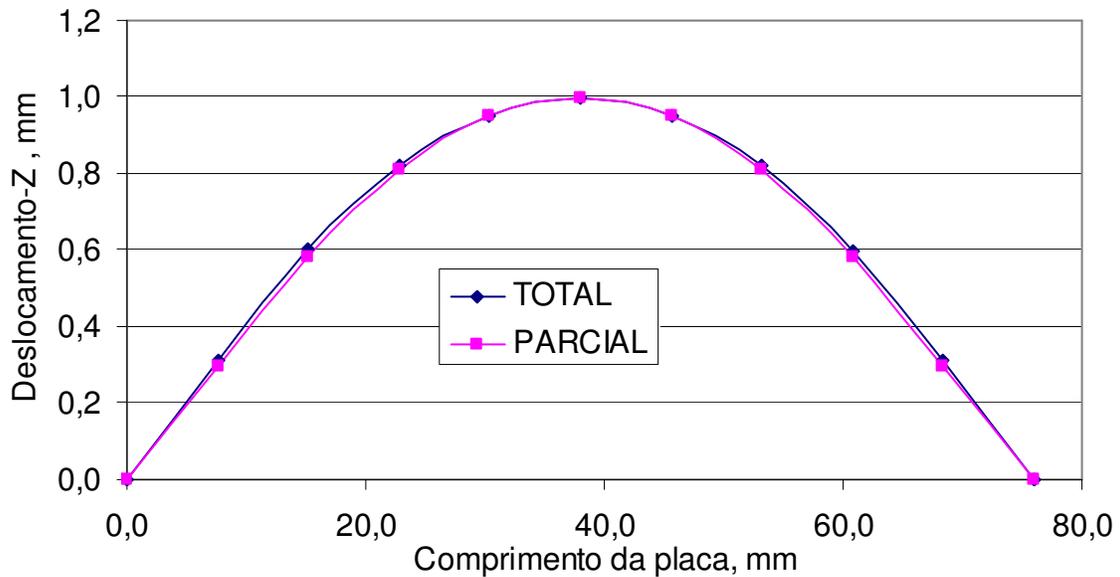
Para uma deflexão de cerca de 1 mm (0,9964 mm) (Figura 4.9b) detectamos que é preciso aplicar uma pressão equivalente de 10 MPa com cobertura parcial em 1/5 do comprimento da placa (Figura 4.9a) de forma idêntica ao trabalho de WANG *et al.* (2005).

Da Figura 4.8c, identifica-se que para uma mesma deflexão de 1 mm, a tensão residual aumenta em aproximadamente 10% ao aplicar-se pressão em uma região restrita da placa (cobertura parcial).



**Figura 4.9** – Simulação da placa adotada por WANG *et al.* (2005) com carregamento parcial: (a) condições de contorno impostas; (b) deflexão plástica; (c) distribuição da tensão residual no ponto de deflexão máxima da aresta lateral.

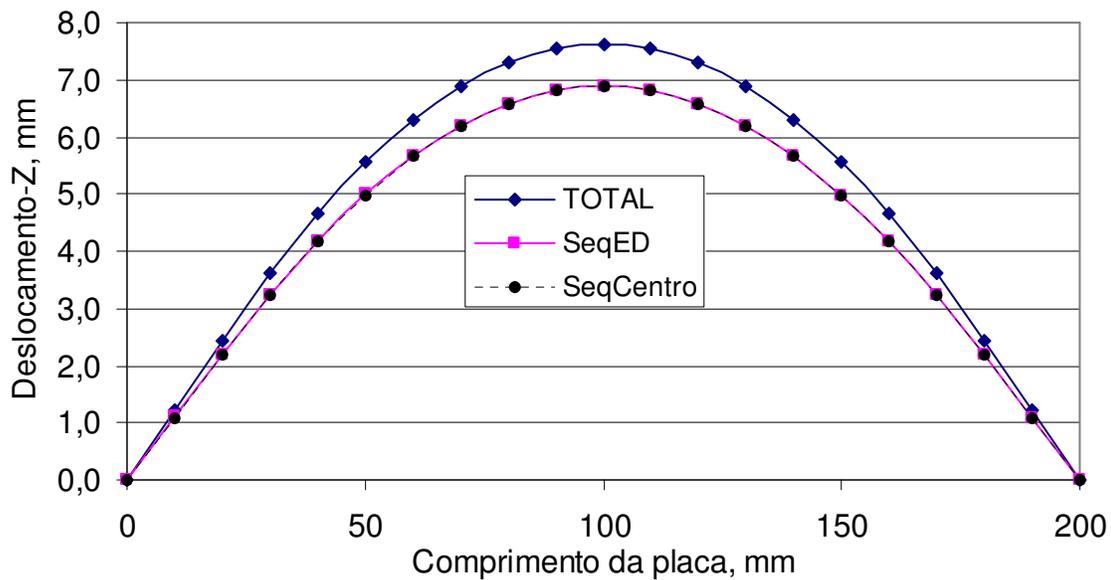
Superpondo os resultados das duas condições de cobertura, observa-se na Figura 4.10, que para uma cobertura total, a concavidade é ligeiramente mais suave do que a observada para uma cobertura parcial, o que era de se esperar.



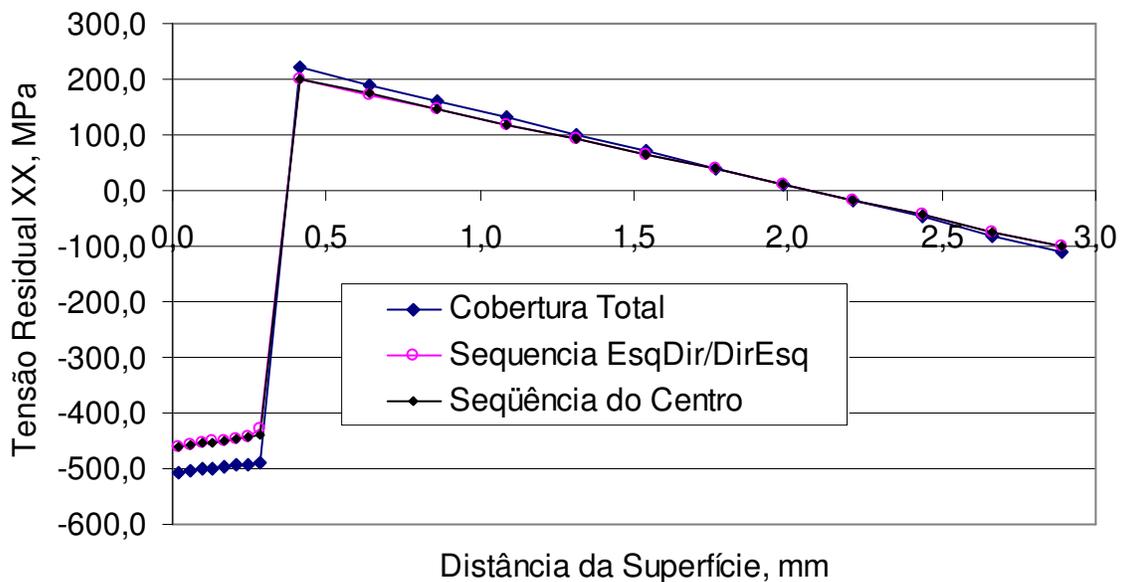
**Figura 4.10** – Simulação da influência da cobertura sobre o perfil da deflexão.

### *Efeito da distribuição de pressão sobre a placa em função da seqüência de coberturas*

A influência da seqüência de coberturas é mais significativa se comparada à aplicação de pressão equivalente sobre toda a estrutura, modificando-se os sentidos das seqüências, como por exemplo da esquerda para a direita (SeqED), ou do centro para fora (SeqCentro). Porém, a aplicação de seqüências diversas de pressões parciais não causa variações importantes seja na deflexão (Figura 4.11) ou na tensão residual (Figura 4.12).



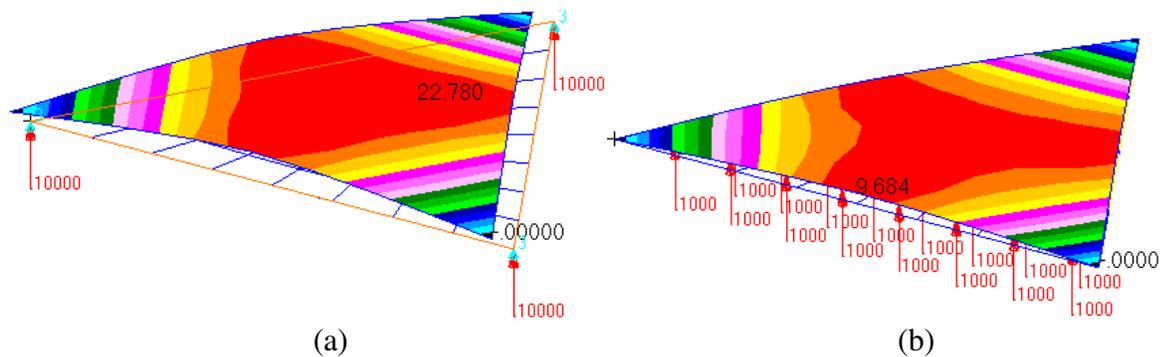
**Figura 4.11** – Simulação da influência da seqüência de cobertura sobre o perfil da deflexão.



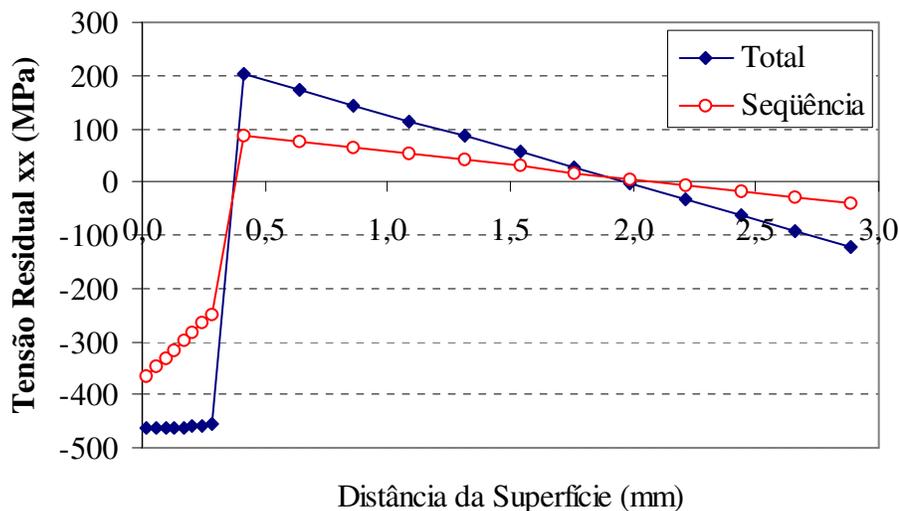
**Figura 4.12** – Simulação da influência da seqüência de cobertura sobre o perfil da tensão residual.

### Estudo da influência da cobertura e da seqüência de coberturas para uma geometria triangular

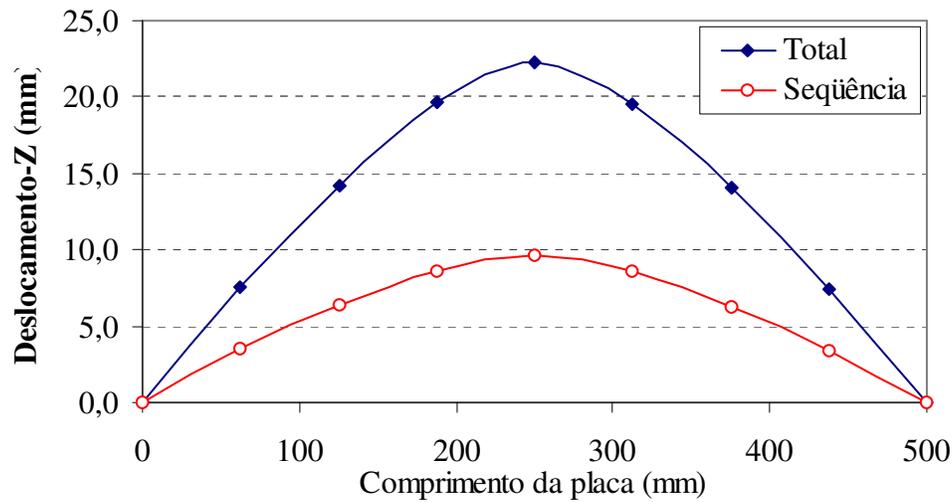
Aplicando-se um carregamento equivalente de pressão de 0,1 MPa em toda estrutura, obtém-se uma deflexão (empenamento) máxima de 22,78 mm na região central da placa como mostra a Figura 4.13a, e para uma seqüência de mesmo valor de pressão a deflexão é de 9,68mm, como mostra a Figura 4.13b. Nos gráficos de distribuição da tensão residual e deflexão esta diferença de resultados é bastante visível, como pode ser visto na Figura 4.14 e Figura 4.15, respectivamente.



**Figura 4.13** – Empenamento de uma placa triangular: (a) Carregamento total de pressão equivalente; (b) Seqüência de coberturas.

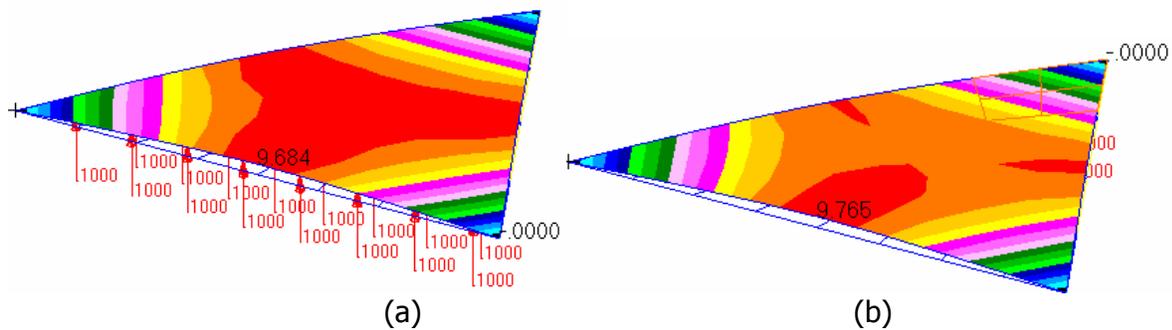


**Figura 4.14** – Perfis da tensão residual obtidos na cobertura total e na seqüencial com carga equivalente de pressão.



**Figura 4.15** – Perfil da deflexão obtidos na cobertura total e na seqüencial com carga equivalente de pressão.

O comportamento de uma placa sujeita a uma mesma seqüência de pressão equivalente, mas em sentido oposto apresenta pouca influência quando se consideram as condições estudadas. Jateando-se do vértice para a base tem-se uma deflexão plástica máxima de 9,684 mm. Invertendo-se o sentido de jateamento, ou seja, da base para o vértice, um valor maior é obtido (9,765 mm) para uma distribuição de tensão modificada mostrado na Figura 4.16. O que modifica é a distribuição da deflexão que é mais uniforme para o primeiro caso.



**Figura 4.16** – Seqüência de carregamento (0,1 MPa) para uma placa triangular: (a) Do vértice para a aresta e (b) Invertida, da aresta para o vértice.

## 4.2 Modelagem Dinâmica de Shot Peening

### 4.2.1 Validação do Modelo

Para verificar o modelo implementado, inicialmente fez-se uma comparação com os trabalhos de MEGUID *et al.* (1999a, 1999b e 2000) e MAJZOABI *et. al* (2005) para a abordagem do SP e posteriormente, voltado para o trabalho em questão, a comparação foi feita com o trabalho de HAN *et al.* (2002) que aborda o processo de conformação de PF. Foram utilizadas as mesmas características do alvo e da esfera destes trabalhos para nossa simulação. Embora não sejam parâmetros de jateamento que representam verdadeiramente o processo, são dos poucos trabalhos que inspiram confiança nos resultados e estão disponíveis. Os resultados desta tese se aproximam dos obtidos por esses trabalhos, como será mostrado a seguir.

A Figura 4.17 mostra a variação da velocidade durante todo o processo de impacto da esfera contra a superfície de uma amostra de aço (MEGUID *et. al.*, 1999). O tempo de contato é cerca de 1,7  $\mu\text{s}$  (1,75  $\mu\text{s}$ ), ponto B, e o ricochete da esfera ocorre a 1,3  $\mu\text{s}$  (1,25  $\mu\text{s}$ ), ponto A, atingindo uma velocidade de 15,9 m/s (14,3 m/s), o que representa um coeficiente de restituição de cerca de 21%. Portanto, da energia cinética total da esfera (75 m/s) somente 4,5% (15,9 m/s) é usado no ricochete elástico e o restante se dissipa principalmente em trabalho plástico.

A Figura 4.18 mostra a indentação com os parâmetros de KOBAYASHI *et. al* (1998) para o teste de impacto dinâmico usando um única esfera de aço contra uma placa plana de aço. A profundidade da indentação obtida por KOBAYASHI *et. al* (1998) no teste dinâmico foi de 180  $\mu\text{m}$ , enquanto que na simulação no MSC.Dytran obtemos 187  $\mu\text{m}$ . Isto representa uma aproximação muito boa em relação aos resultados experimentais obtidos por aqueles autores.

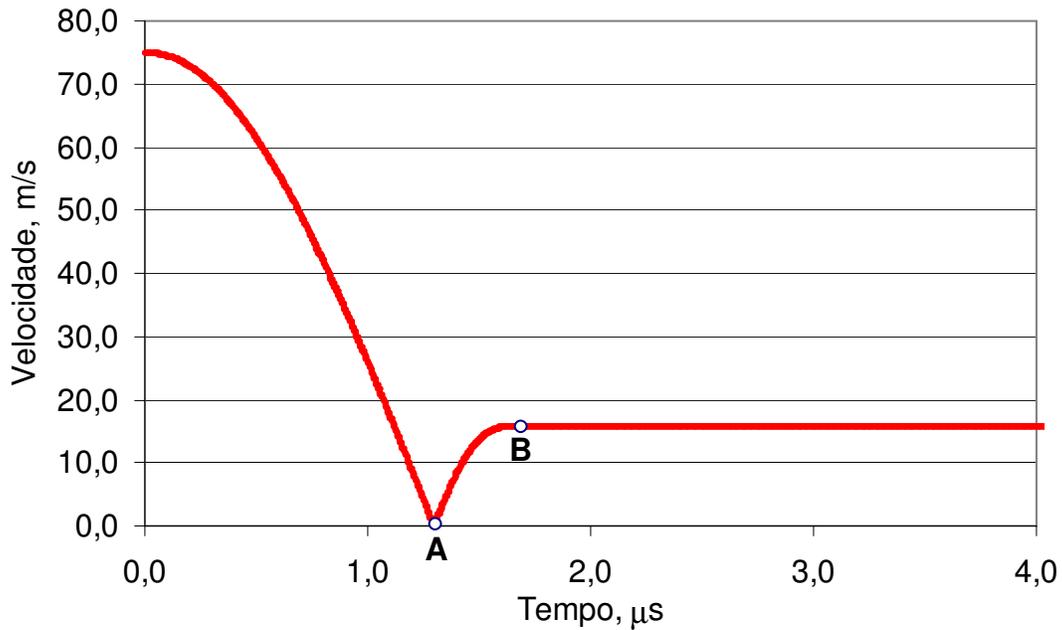
Os resultados das simulações de EF tridimensional, com célula reduzida, podem ser comparados com os resultados empíricos obtidos por WANG *et al.* (1998) que elaboraram equações para a tensão residual na superfície ( $\sigma_s^R$ ) e a tensão máxima de compressão ( $\sigma_{\max}^R$ ) dadas na seqüência, respectivamente.

$$\sigma_S^R = 120 + 0,5 \cdot \sigma_{esc} (\pm 30)$$

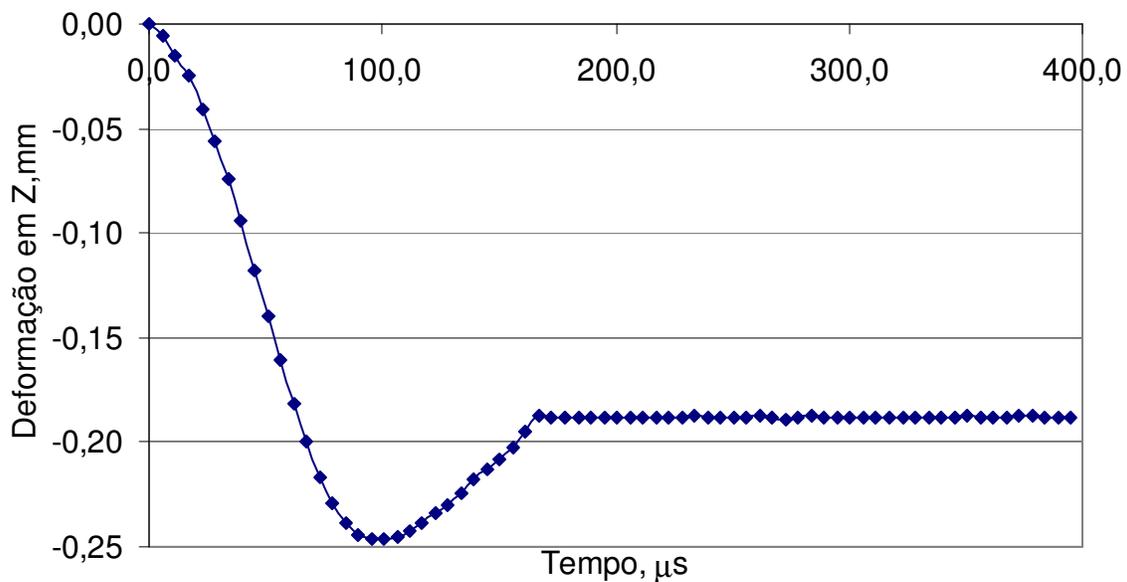
$$\sigma_{max}^R = 70 + 0,667 \cdot \sigma_u (\sigma_u < 1000 MPa)$$

$$\sigma_{max}^R = 430 + 0,323 \cdot \sigma_u (\sigma_u \geq 1000 MPa)$$

onde:  $\sigma_{esc}$  é a tensão de escoamento e  $\sigma_u$  é o limite de resistência a tração.



**Figura 4.17** – Histórico da velocidade do impacto da esfera.



**Figura 4.18** – Histórico da deformação em Z do bloco no ponto de impacto da esfera. ( $\mu=0,2$ ;  $v=6,3$  m/s;  $R=25$ mm)

A relação entre a profundidade da camada plástica ( $h_p$ ) e a intensidade do jateamento ( $f_A$ ), obtida por WANG *et al.* (1998), é dada por:

$$h_p = A_0 + k \cdot f_A$$

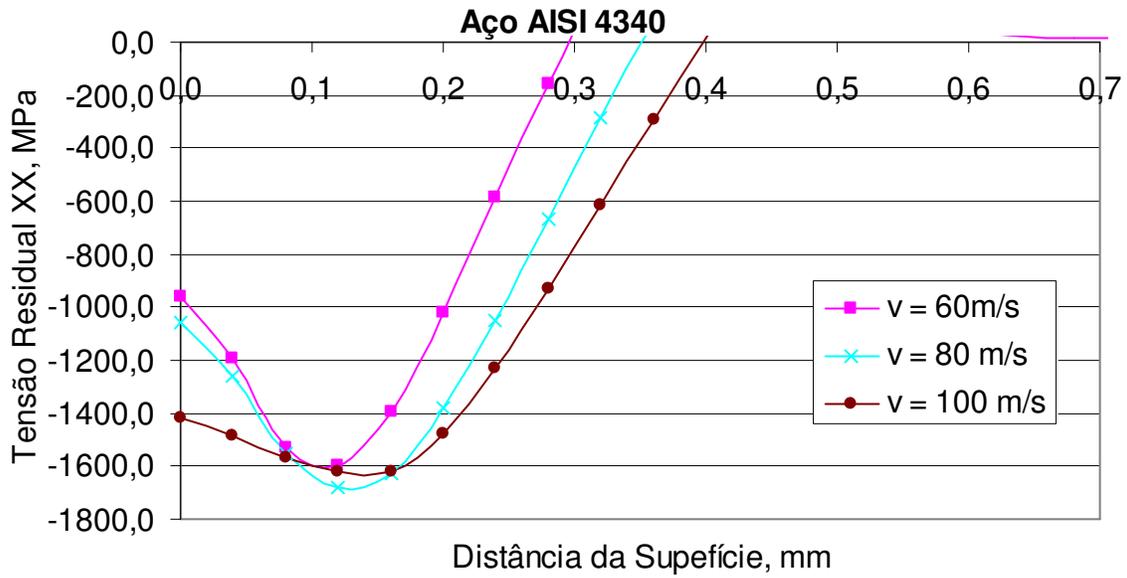
$$\text{onde: } k = 1,392 - 0,611 \cdot (\sigma_u / \sigma_{uref})$$

onde:  $A_0$  depende do tipo de material (WANG *et al.*, 1998),  $k$  é uma constante e  $\sigma_{uref}$  é o limite de resistência referencial adotado como sendo o aço SAE 1070 (1270 MPa).

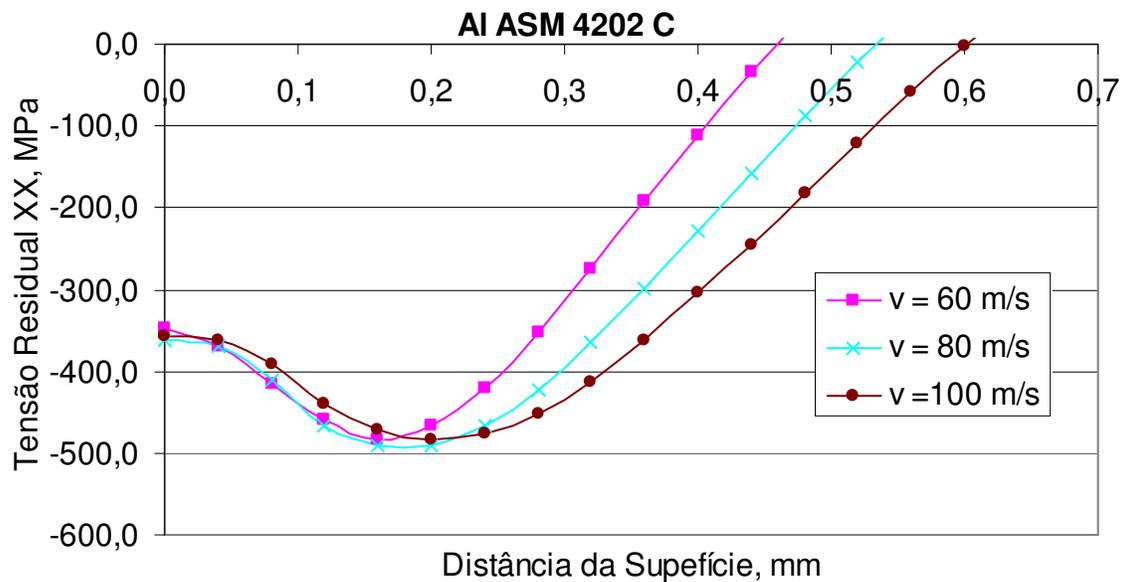
Na Tabela 4.1 são mostrados os resultados das tensões residuais e da profundidade da camada plástica obtidos empiricamente e os resultados obtidos nas simulações de impacto simples com o MSC.Dytran. As Figura 4.19a e 4.19b representam os perfis de tensão residual para o aço AISI 4340 e a liga de alumínio ASM 4202 C, respectivamente. Os resultados mostram que o ponto de máxima tensão (ponto de Bielajev) não se altera para diferentes velocidade de impacto. A profundidade da camada plástica para os resultados experimentais e simulados são muitos próximos para a liga de alumínio e são distintos para o aço. O mesmo se observa com relação ao valores da superfície ( $\sigma_s^R$ ) e de tensão residual máxima ( $\sigma_{max}^R$ ).

**Tabela 4.1** – Tabela comparativa entre resultados empíricos e simulados da profundidade da camada plástica e da distribuição da tensão residual.

MATERIAL	Almen tipo A				WANG et al.(1998)			TESE			
	$f_A$	$v$ [m/s]	$k$	$A_0$	$h_p$ [mm]	$\sigma_{rs}$ [MPa] ( $\pm 30$ )	$\sigma_{rmax}$ [MPa]	$h_p$ [mm]	$\sigma_{rs}$ [MPa]	$\sigma_{rmax}$ [MPa]	Bielajev [mm]
<b>Aço AISI 4340</b>											
E [GPa] = 210	0,40	60,0	0,495	0,04	0,24	870,0	1032,1	0,28	963,5	1601,0	0,12
$v = 0,3$	0,45	80,0	0,495	0,04	0,26	870,0	1032,1	0,35	1057,0	1678,0	0,12
$\rho$ [kg/m3] = 7800	0,50	100,0	0,495	0,04	0,29	870,0	1032,1	0,40	1420,0	1621,9	0,12
$\sigma_e$ [MPa] = 1500											
$\sigma_u$ [MPa] = 1864											
<b>Al ASM 4202 C</b>											
E [GPa] = 71	0,40	60,0	1,145	0,01	0,47	326,5	412,8	0,46	348,0	482,3	0,16
$v = 0,33$	0,45	80,0	1,145	0,01	0,53	326,5	412,8	0,54	361,5	491,8	0,16
$\rho$ [kg/m3] = 2710	0,50	100,0	1,145	0,01	0,58	326,5	412,8	0,59	358,0	484,8	0,20
$\sigma_e$ [MPa] = 413											
$\sigma_u$ [MPa] = 514											



(a)



(b)

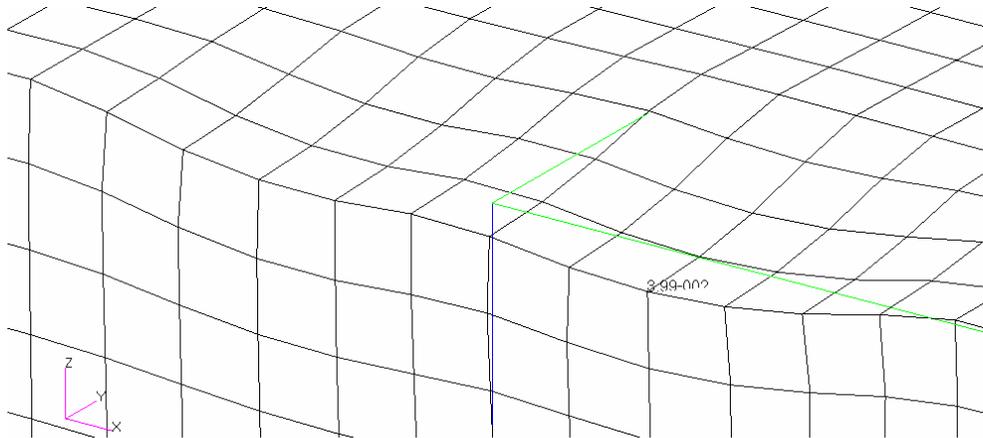
**Figura 4.19** – Distribuição da tensão residual no ponto de impacto da esfera para diferentes velocidades para os experimentos de WANG *et al.* (1998), para: (a) Aço AISI 4320 e (b) Liga de Alumínio ASM 4202 C. (esp. = 2,0 mm;  $\mu=0,0$ ; R=0,4mm)

## 4.2.2 Modelo de Impacto Simples

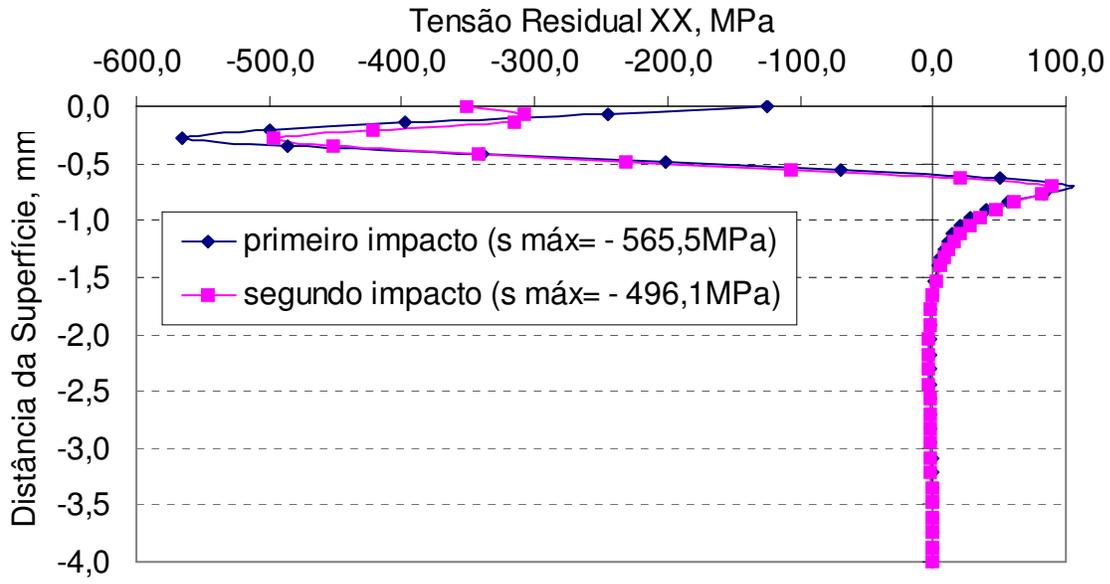
GUAGLIANO *et al.* (1999) afirmaram, pela análise dos resultados dos seus cálculos, que o campo de tensão residual é principalmente influenciado pelo primeiro impacto e a diferença devido ao próximo impacto se limita a uma faixa de 15%. Isto comprova que a análise do impacto simples é uma avaliação aproximada razoável como primeiro passo.

A Figura 4.20 mostra duas indentações após o impacto adjacente seqüencial de duas esferas e o resultado do perfil da tensão residual é mostrado na Figura 4.21a no ponto central do primeiro impacto no qual a diferença da tensão máxima no ponto Bielajev é de 12,3% para menos. Esta diferença está dentro do previsto por GUAGLIANO *et al.* (1999), e se mantém observando o perfil da tensão residual na linha central entre os dois impactos, como mostra a Figura 4.21b, em que esta diferença aumenta para 18,2% para mais.

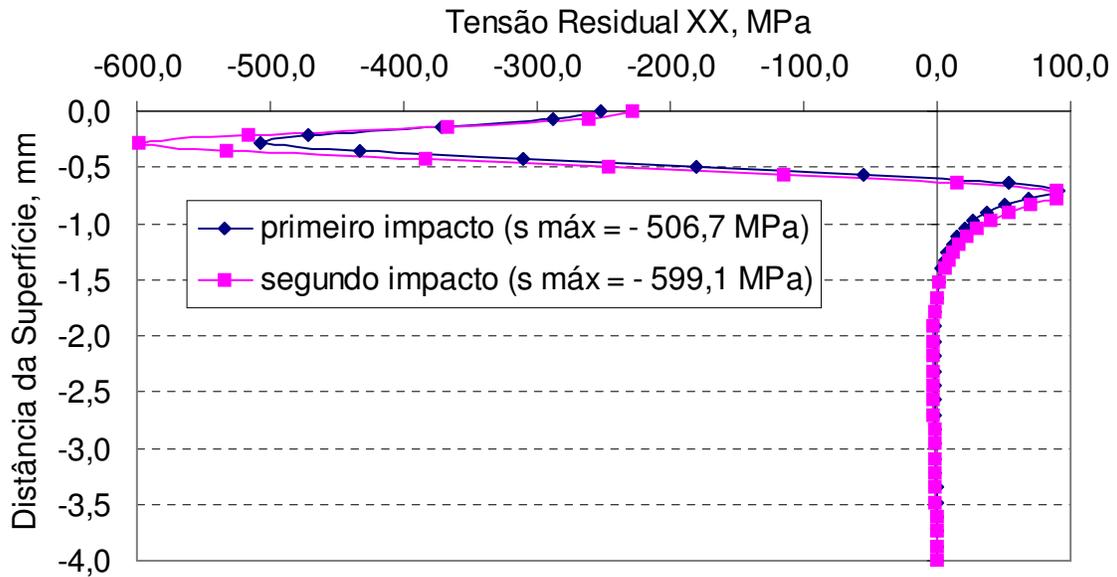
Na Figura 4.22 se observa que no impacto simultâneo de duas esferas existe pouca diferença para a distribuição da tensão residual no ponto de contato e entre as esferas. A disposição dos gráficos são para visualizar a distribuição da tensão em função da espessura da peça na posição vertical como ocorre no fenômeno físico. No restante da tese se adotado a disposição rotacionada com a distância da superfície jateada na horizontal que é comumente encontrada na literatura.



**Figura 4.20** – Deformação da placa após o impacto adjacente de duas esferas.

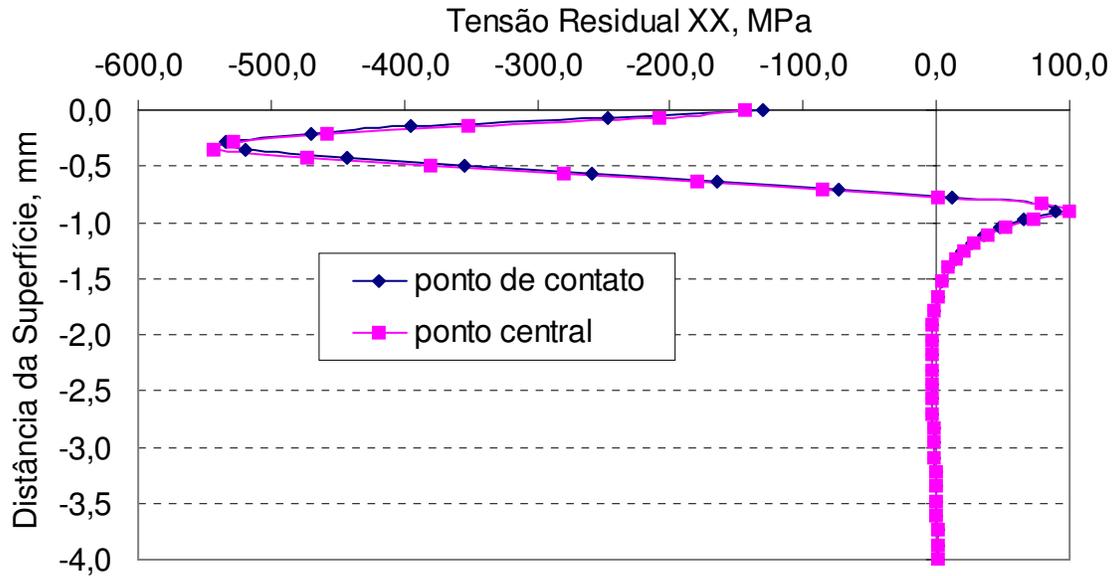


(a)



(b)

**Figura 4.21** – Impacto adjacente de duas esferas: (a) tensão residual no centro do ponto de impacto da primeira esfera; (b) tensão residual entre os dois pontos de impacto.



**Figura 4.22** – Distribuição da tensão residual no impacto adjacente de duas esferas simultâneo.

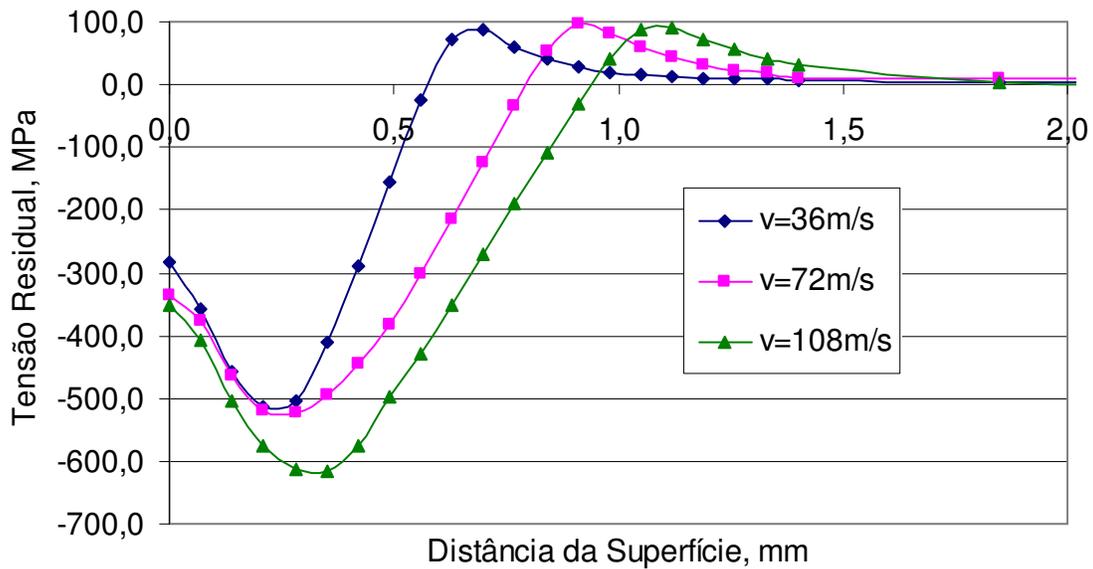
Para um impacto simples de esfera contra uma superfície metálica, foram verificados os efeitos dos seguintes parâmetros sobre o perfil da tensão e deformação: velocidade da esfera, tamanho da esfera, impacto oblíquo, atrito, encruamento e sensibilidade à taxa de deformação durante o desenvolvimento da região plástica.

Uma análise de elementos finitos de impacto simples foi feita para uma amostra de uma liga de alumínio Al 7050 T7651 com uma densidade  $\rho = 2830,0 \text{ kg/m}^3$  e módulo de elasticidade  $E = 72,0 \text{ GPa}$  utilizado por HAN *et al.* (2002). Considera-se o comportamento elasto-plástico bilinear com a tensão de escoamento  $\sigma_{esc} = 450,0 \text{ MPa}$  e o módulo de elasticidade tangencial  $E_t = 120,0 \text{ MPa}$ . Também considera-se a esfera de raio  $R = 0,7 \text{ mm}$  e velocidade  $v = 36,0 \text{ m/s}$  como de aço rígida com densidade  $\rho = 7850,0 \text{ kg/m}^3$ . Não se considera o atrito nestas análises.

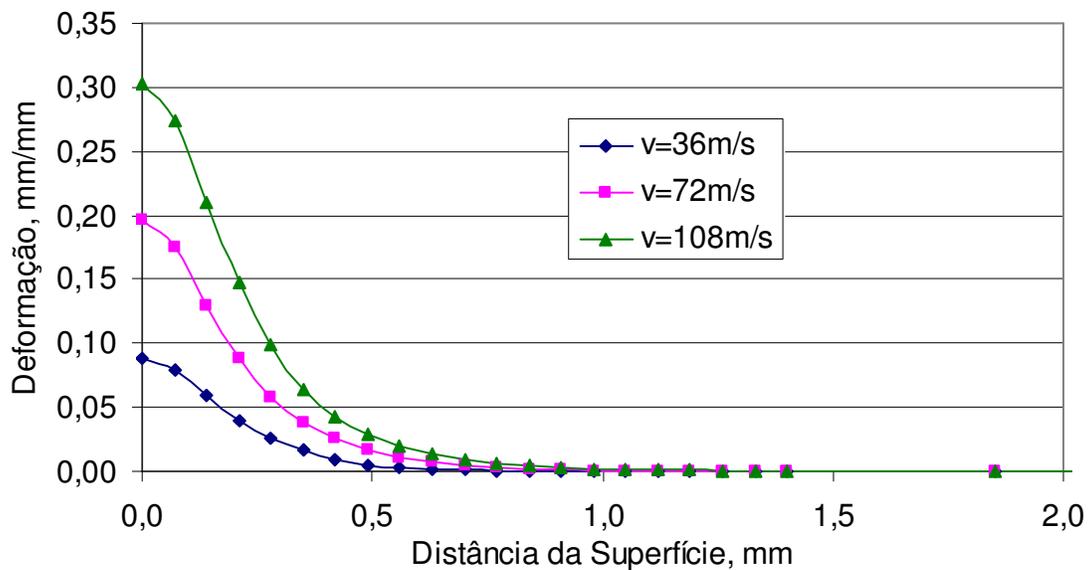
Os resultados são representados na forma de gráficos de tensão x distância da superfície e deformação x distância da superfície, selecionando os nós na linha de centro do impacto ao longo da espessura da amostra para verificar o efeito dos diferentes parâmetros analisados, como: velocidade e tamanho da esfera, atrito, encruamento e taxa de deformação (aço).

### Efeito da Velocidade da Esfera

O impacto simples foi simulado para três velocidades diferentes: 36, 72 e 108 m/s. Utilizando a esfera de aço de  $R = 0,7$  mm mostra-se o perfil da tensão residual em XX (Figura 4.23a) e da deformação residual em XX (Figura 4.23b). Observa-se com o aumento da velocidade da esfera: um aumento da camada compressiva; a partir de uma certa velocidade o ponto de Bielajev aumenta e se desloca para o interior da peça; a deformação aumenta proporcionalmente.



(a)

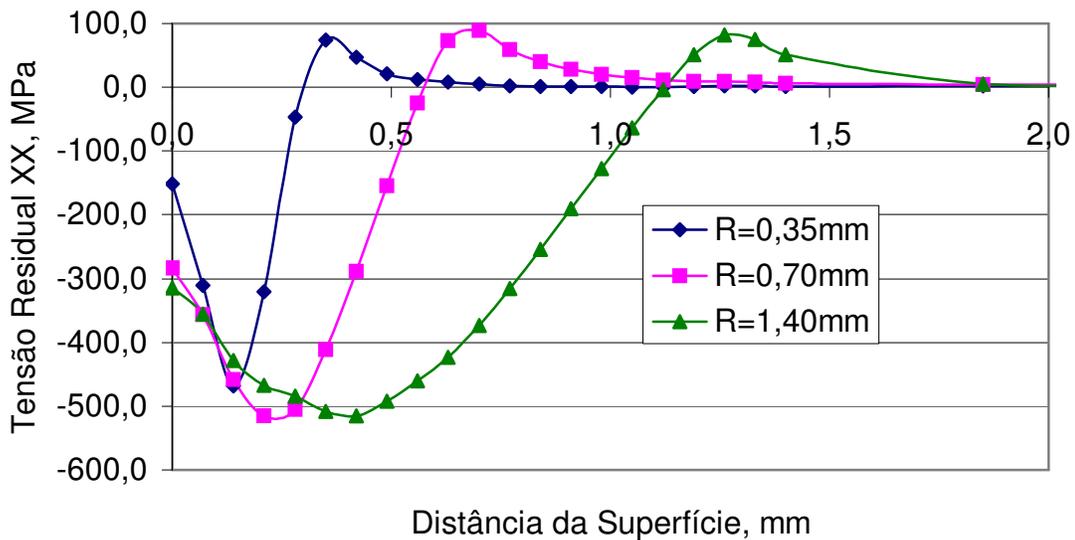


(b)

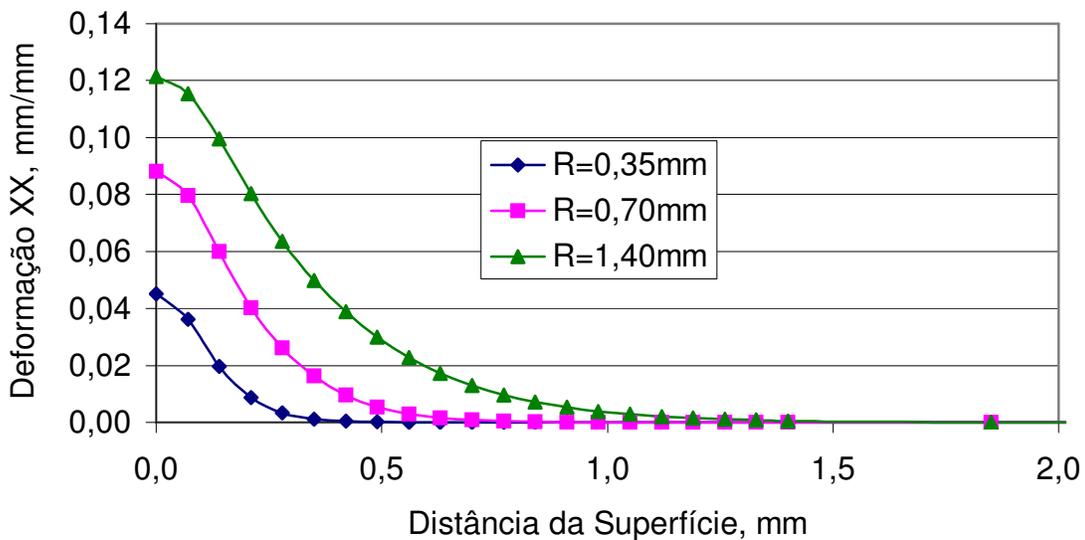
**Figura 4.23** – Efeito da velocidade da esfera sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura, para um raio de esfera  $R=0,7$  mm e módulo de elasticidade tangencial  $E_t=120$  MPa.

### Efeito do Tamanho da Esfera

O impacto simples ( $v=36\text{m/s}$ ) foi simulado para três esferas ( $R$ ): 0,35, 0,7 e 1,4 mm. Para o material alvo com  $E_t = 120\text{ MPa}$ , mostra-se o perfil da tensão residual em XX (Figura 4.24a) e da deformação residual em XX (Figura 4.24b). O aumento do tamanho da esfera resulta em: um aumento sensível da camada plástica; uma estabilização e penetração do ponto de Bielajev; uma estabilização da tensão máxima na superfície; um aumento gradual da deformação.



(a)

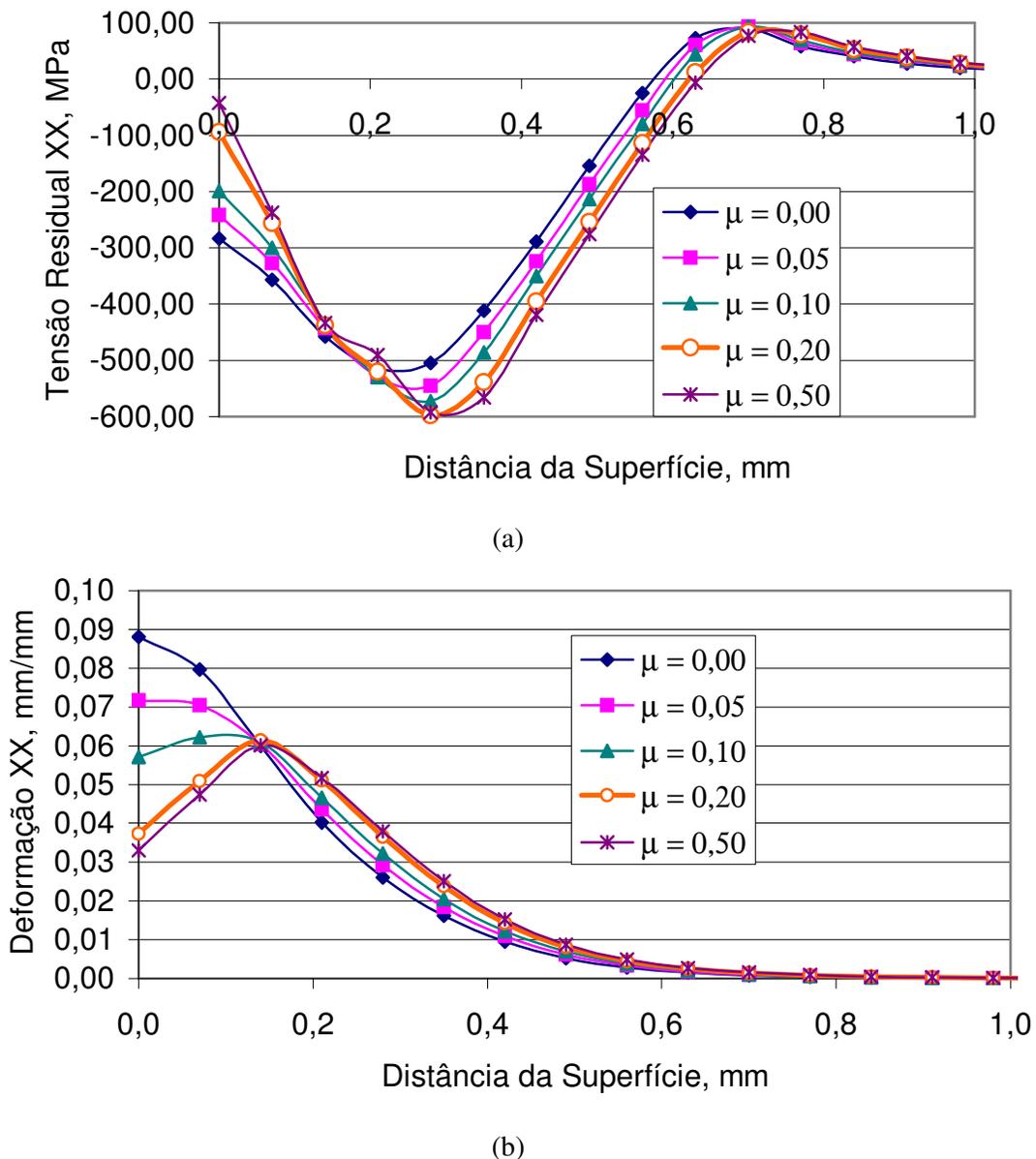


(b)

**Figura 4.24** – Efeito do tamanho da esfera sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36\text{ m/s}$ ;  $E_t=120\text{MPa}$ )

## Efeito do Atrito

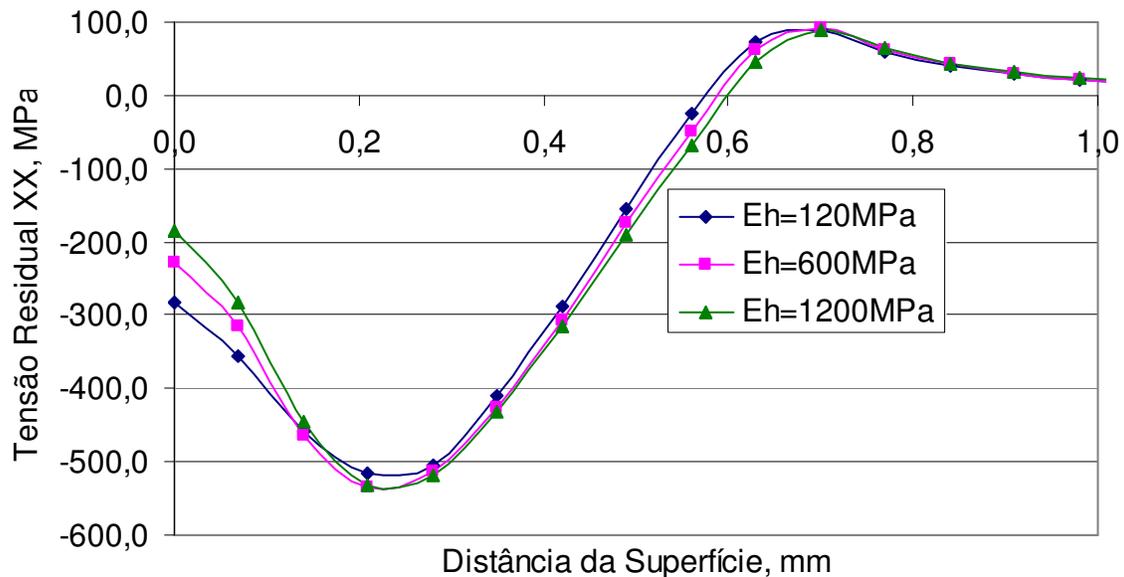
O impacto simples normal à superfície da amostra foi simulado para os coeficientes de atrito ( $\mu$ ): 0,05, 0,1, 0,2 e 0,5. O resultados são o perfil da tensão residual em XX (Figura 4.25a) e da deformação residual em XX (Figura 4.25b). A tensão residual resultante aumenta com o aumento do coeficiente de atrito e para um valor maior que 0,2 a influência não é muito significativa e há uma certa instabilidade no resultado. O perfil da deformação se altera com o aumento do atrito e também não se modifica significativamente para valores maiores que 0,2.



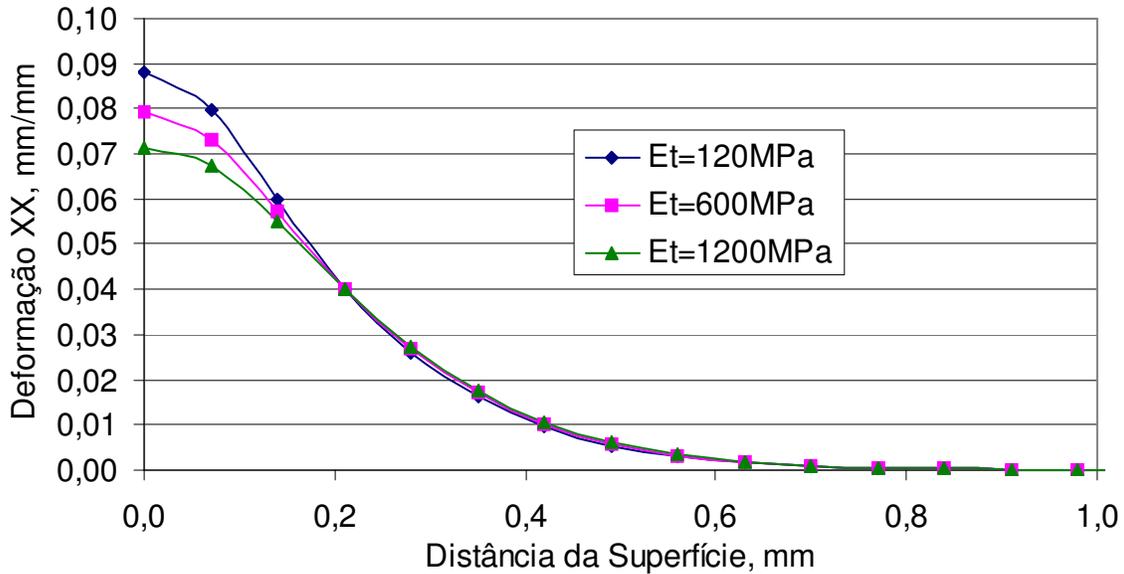
**Figura 4.25** – Efeito do atrito sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $v=36$  m/s;  $E_r=120$ MPa)

### *Efeito do Encruamento*

O efeito das características do encruamento do alvo foi verificado definindo diferentes módulos de elasticidade tangencial ( $E_t$ ): 120, 600 e 1200 MPa. Que correspondem a  $E_t/E = 0,6, 3$  e 6, respectivamente. Foi assumido o modelo de material bi-linear e se escolheu a esfera com  $R = 0,7$  mm e velocidade de impacto  $v = 36$  m/s. Os resultados são o perfil da tensão residual em XX (Figura 4.26) e da deformação residual em XX (Figura 4.27) para os diferentes módulos de elasticidade tangenciais escolhidos. Com o aumento do encruamento: a espessura da região comprimida e o valor máximo da tensão residual sofrem pouca alteração, enquanto a tensão e a deformação residual na superfície diminuem.



**Figura 4.26** – Efeito do encruamento do material sobre a tensão residual XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36$ m/s;  $R=0,7$ mm)



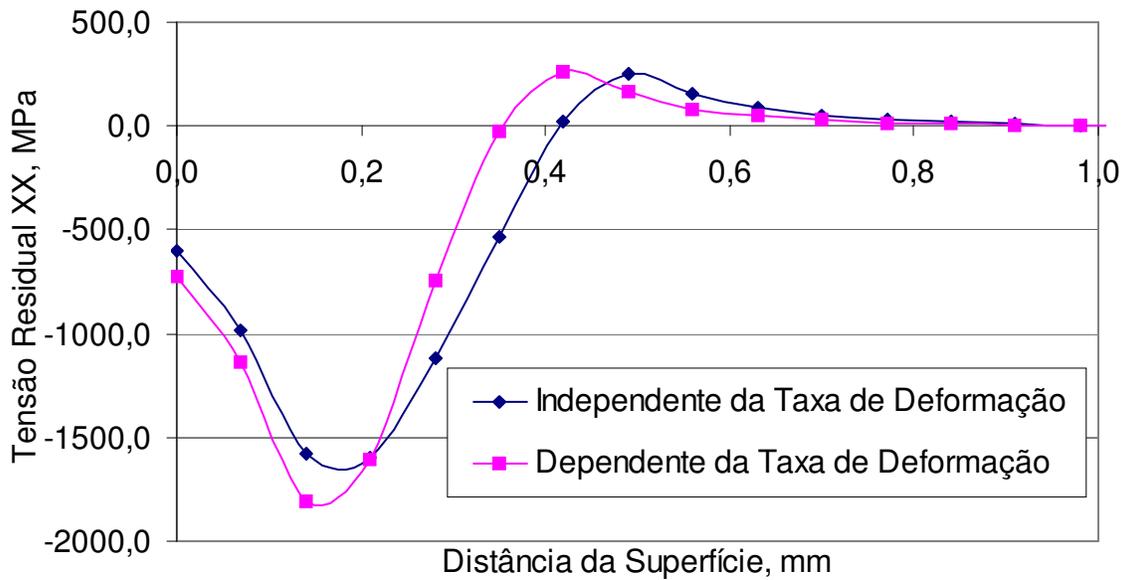
**Figura 4.27** – Efeito do encruamento do material sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36\text{m/s}$ ;  $R=0,7\text{mm}$ )

### *Efeito da Taxa de Deformação*

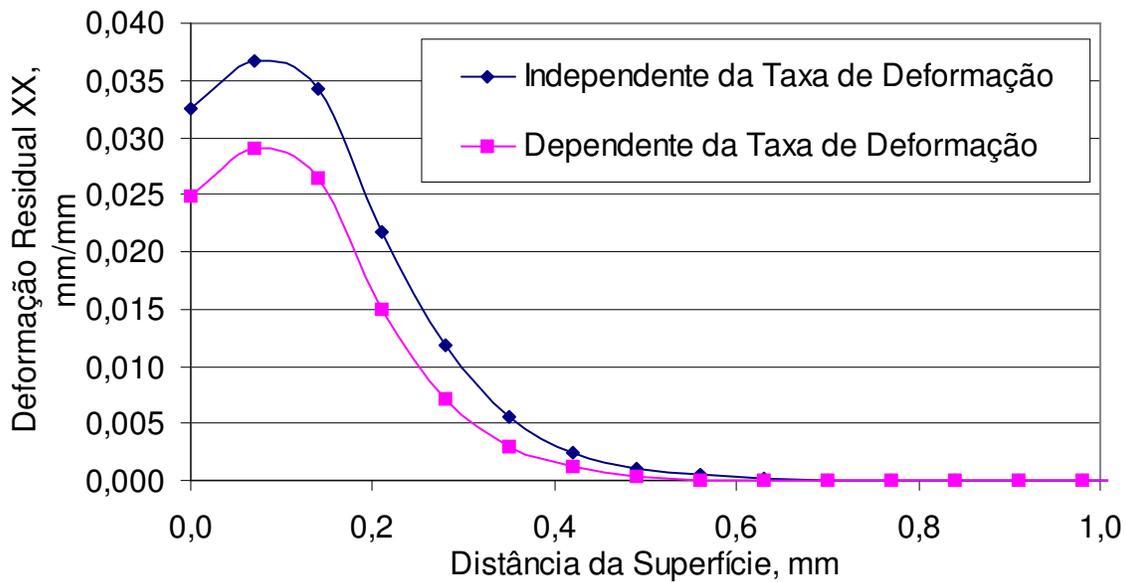
A escolha do modelo constitutivo do material como *ElasPlas(DYMAT24)* para o código comercial *MSC.Dytran* com a possibilidade de usar um modelo de taxa de deformação, permite verificar o efeito da taxa de deformação sobre a tensão e deformação residuais. A simulação é feita com  $R = 0,7 \text{ mm}$ ,  $v = 36 \text{ m/s}$  e utiliza-se o modelo de taxa de deformação de *Cowper-Symonds* com as constantes do material  $C = 2 \times 10^5$  e  $p = 3,3$  (MAJZOABI *et al.*, 2005) (Item 2.2.1). Com pico de taxa de deformação da ordem de  $10^6$  durante o processo de jateamento, revelam-se elevados valores de tensão residual compressiva próxima a superfície (ponto de *Bielajev*), mas com pequeno efeito sobre a tensão superficial (Figura 4.28a). A espessura região plástica reduziu-se sensivelmente e a deformação residual apresentou-se correspondente à dependência da taxa de deformação (Figura 4.28b).

Embora possamos comparar os modelos com e sem sensibilidade à taxa de deformação, não existem resultados experimentais que validem as constantes do material para os modelos elaborados. Esta dificuldade deve-se à limitação dos testes a altas taxas de deformação que não são possíveis para o processo de PF. Em nosso trabalho simulou-se a velocidade mínima de  $36000 \text{ mm/s}$  enquanto na literatura se encontrou apenas testes de taxas que correspondem a

velocidades não maiores que 1000-1700 mm/s (MAJZOABI *et al.*, 2005). Portanto não considerar a sensibilidade à taxa de deformação do material é suficiente para o desenvolvimento do trabalho atual e se considerarmos que o PF é um processo de trabalho a frio e o material a ser conformado simulado ser de alumínio, pode-se assumir que há pouca influência da taxa de deformação sobre o processo de conformação por jateamento de esferas.



(a)



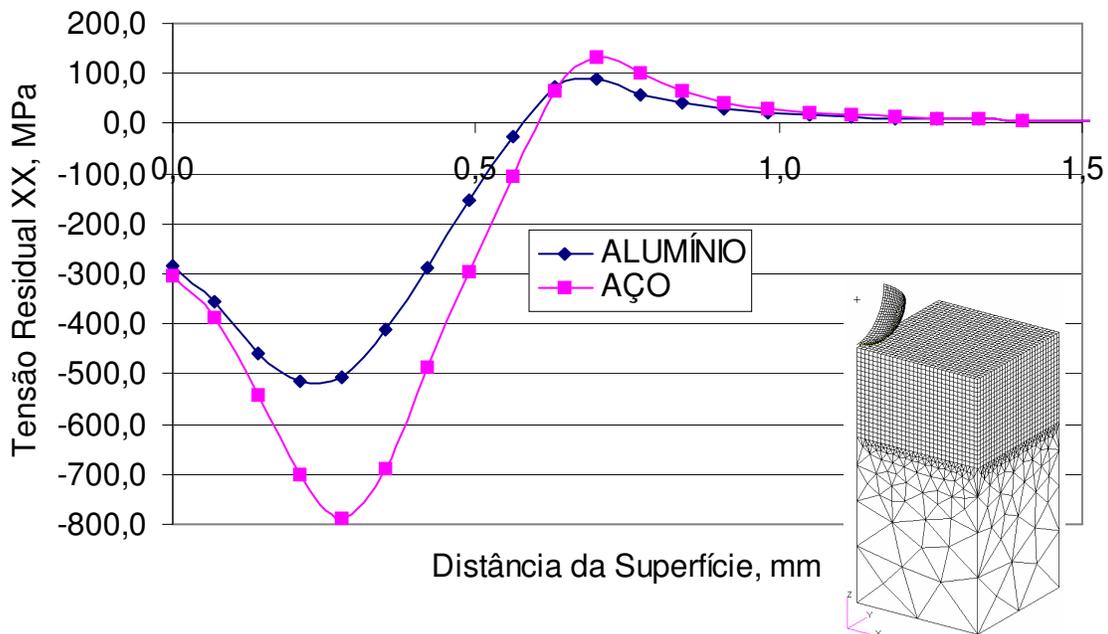
(b)

**Figura 4.28** – Efeito da taxa de derformação plástica sobre: (a) Tensão Residual XX na espessura; (b) Deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36\text{m/s}$ ;  $R=0,7\text{mm}$ )

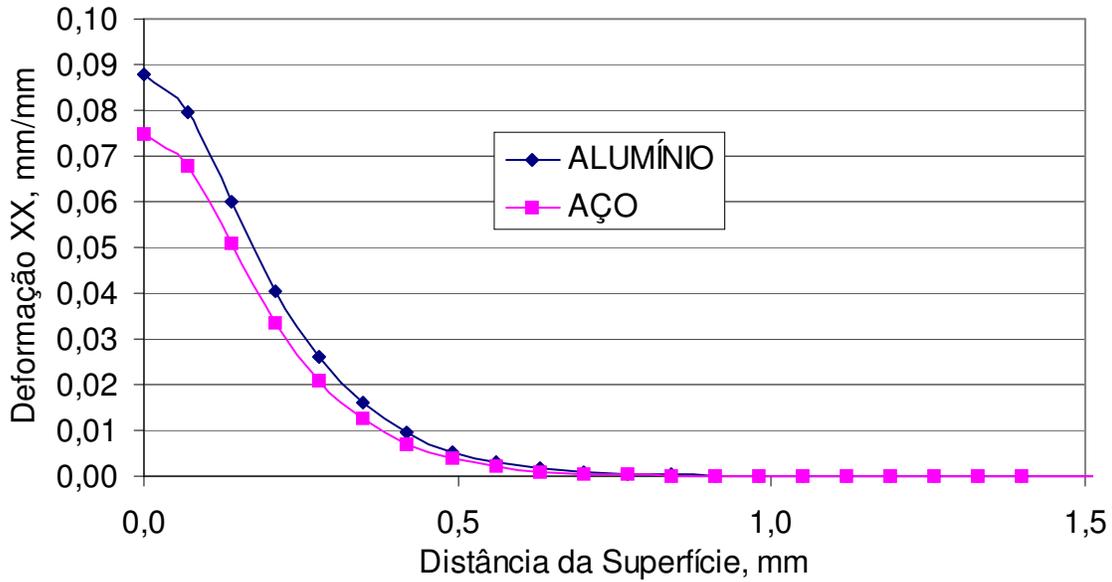
### *Efeito do Material da Peça*

O efeito do material da peça jateada sobre o perfil da tensão residual foi verificado, estudando-se o aço e uma liga de alumínio mostrados na Tabela 3.4. Foi assumido o modelo de material bi-linear e escolheu-se a esfera com  $R = 0,7 \text{ mm}$  e velocidade de impacto  $v = 36 \text{ m/s}$ .

Na Figura 4.29 é mostrada a diferença entre o perfil de tensão residual do aço em relação ao alumínio. Observa-se que a tensão de compressão é idêntica para os dois materiais e a diferença é pequena na tensão de tração no interior da peça após a região plástica. Porém, um grande pico de tensão de compressão é notório no aço em relação ao alumínio, isto é, o ponto Bielajev esta aproximadamente na mesma profundidade, mas difere muito entre os dois materiais para as mesmos parâmetros da esfera impactante. Já da Figura 4.30 observa-se que o alumínio tem uma deformação residual maior na região próxima a superfície da peça e que os dois materiais têm um perfil nulo a partir da distância de cerca de  $R$  da esfera que representa o ponto de máxima tração no perfil da tensão residual.



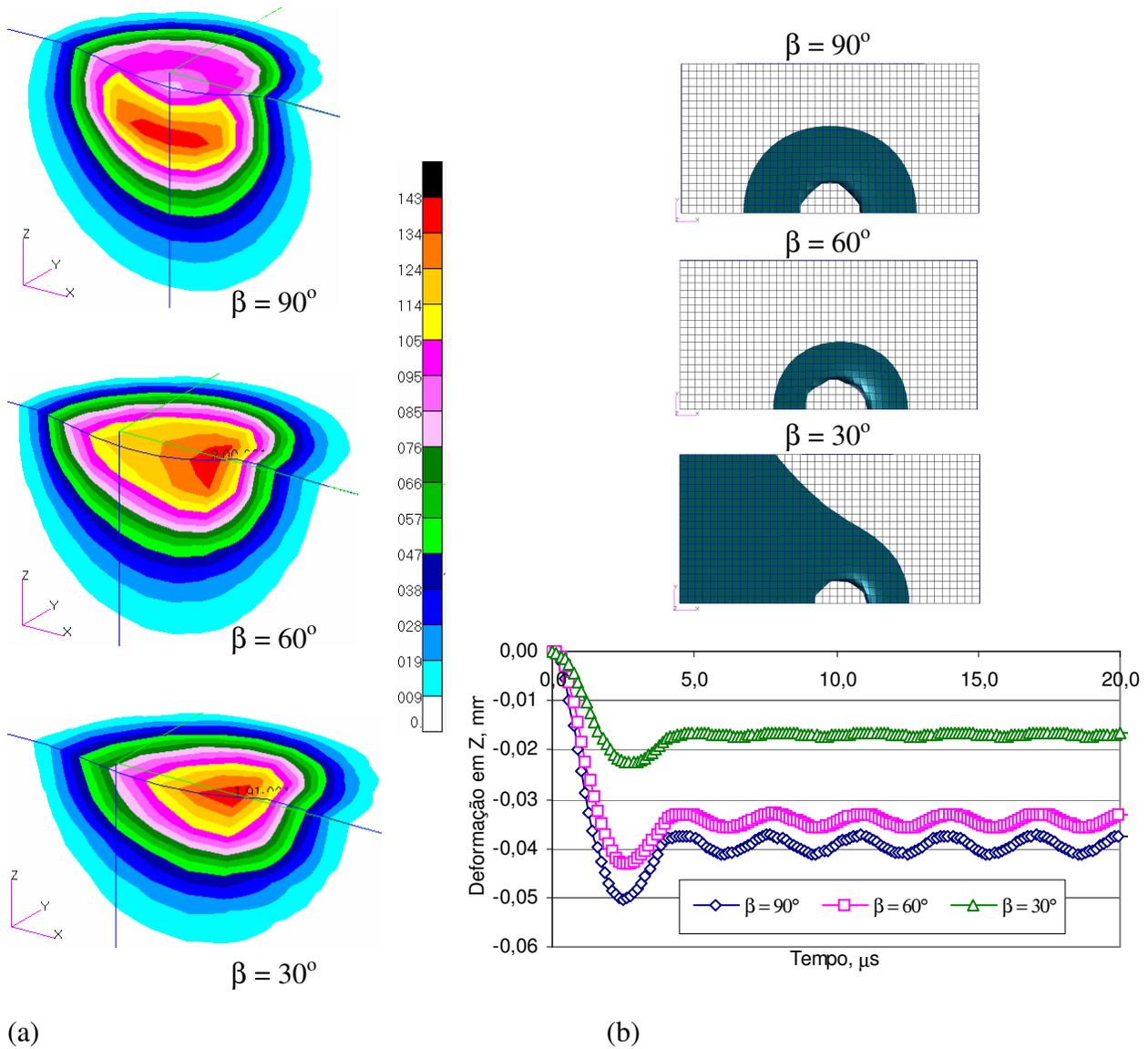
**Figura 4.29** – Efeito do material da peça sobre a tensão residual XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36\text{m/s}$ ;  $R=0,7\text{mm}$ ).



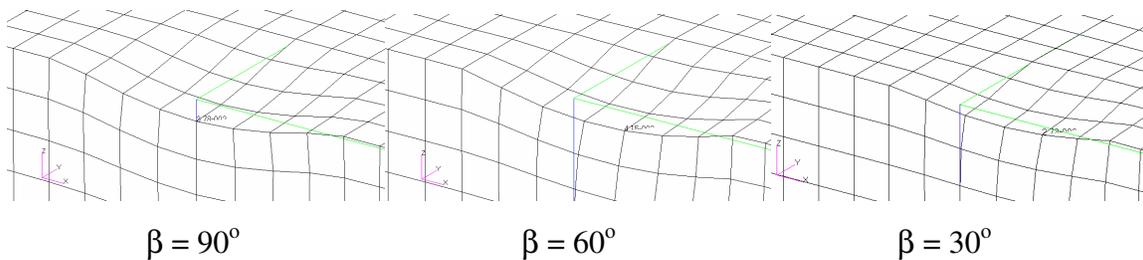
**Figura 4.30** – Efeito do material da peça sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu=0,0$ ;  $v=36\text{m/s}$ ;  $R=0,7\text{mm}$ ).

### *Efeito do Impacto Oblíquo e Atrito*

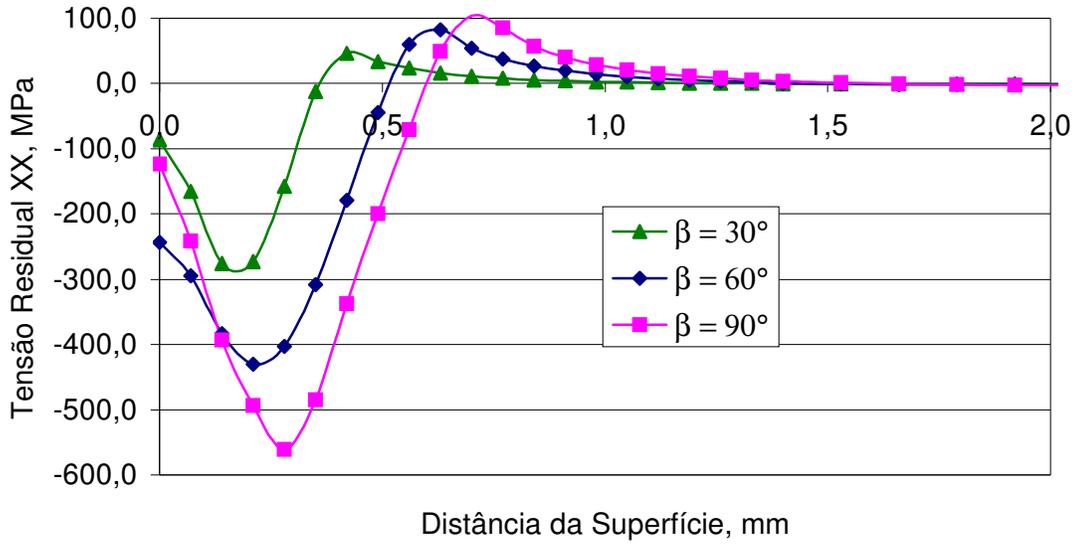
A energia cinética contida na esfera é na sua maior parte transformada em trabalho plástico. Como a grande maioria dos impactos das esferas não é normal à superfície e sim oblíqua, esta energia cinética é reduzida pela decomposição da velocidade, que é afetada pela componente normal da velocidade, pela profundidade da indentação (Figura 4.31b) e a componente tangencial altera a geometria (Figura 4.31a). Na Figura 4.32 e 4.33 vemos o efeito do ângulo de impacto ( $\beta$ ) sobre a espessura da camada comprimida e sobre o perfil da tensão residual para um impacto de 36,0 m/s na direção do eixo-x e ângulo de 30 a 90 graus com a superfície de impacto usando  $E_t = 120,0 \text{ MPa}$ ,  $\mu = 0,2$  e sem amortecimento.



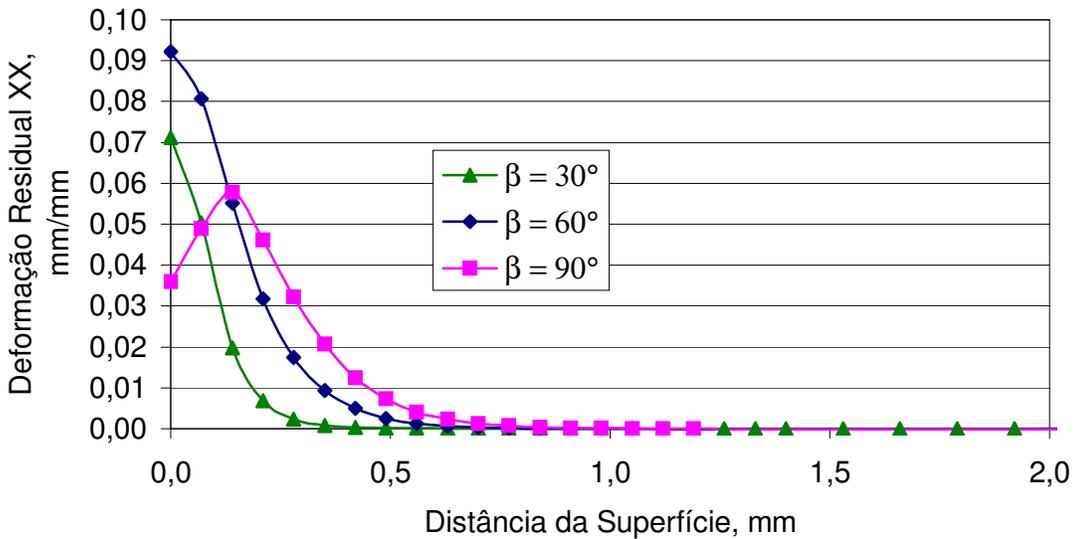
**Figura 4.31** – Efeito do impacto oblíquo de uma esfera sobre: (a) deformação equivalente; (b) deformação em Z (indentação). ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\mu = 0,2$ ).



**Figura 4.32** – Efeito de impactos oblíquos de uma esfera sobre deformação da geometria; ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\mu = 0,2$ ).



(b)

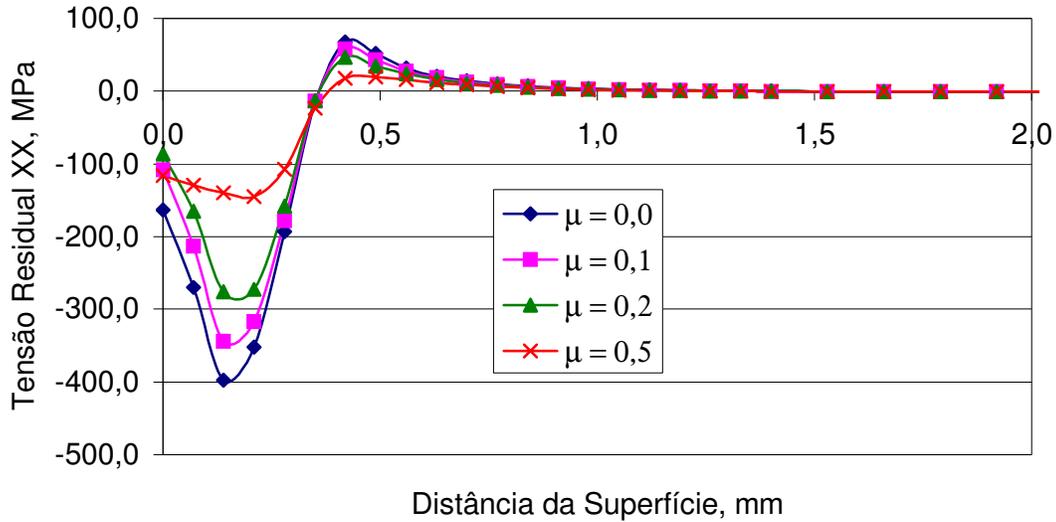


(c)

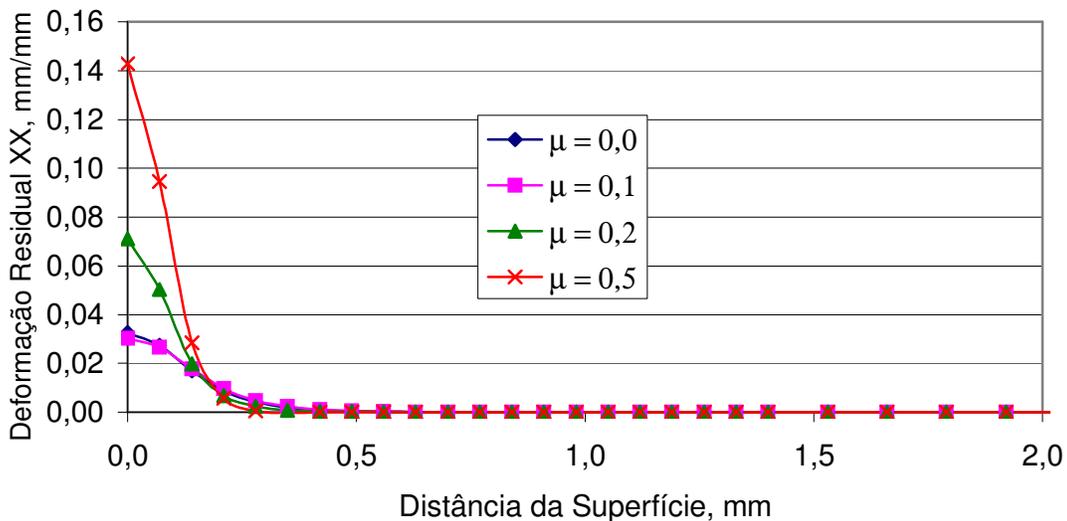
**Figura 4.33** – Efeito de impactos oblíquos de uma esfera sobre: (a) Distribuição da Tensão Residual XX na espessura; (b) Distribuição da deformação XX na espessura. ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\mu = 0,2$ ).

Esses resultados mostram que a profundidade da indentação, a profundidade da região plástica e a tensão máxima compressiva aumentam com o aumento do ângulo ( $\beta$ ) de incidência. Uma região assimétrica se desenvolve a partir do impacto normal a superfície (Figura 4.32). A Figura 4.34a mostra que a profundidade da camada plástica não é afetada pelo coeficiente de atrito para um

ângulo de incidência de  $30^\circ$  com a superfície de impacto. Porém o perfil da tensão residual muda substancialmente de forma inversa. Com o aumento do atrito, a deformação plástica no ponto de incidência aumenta acentuadamente, como mostra a Figura 4.34b.



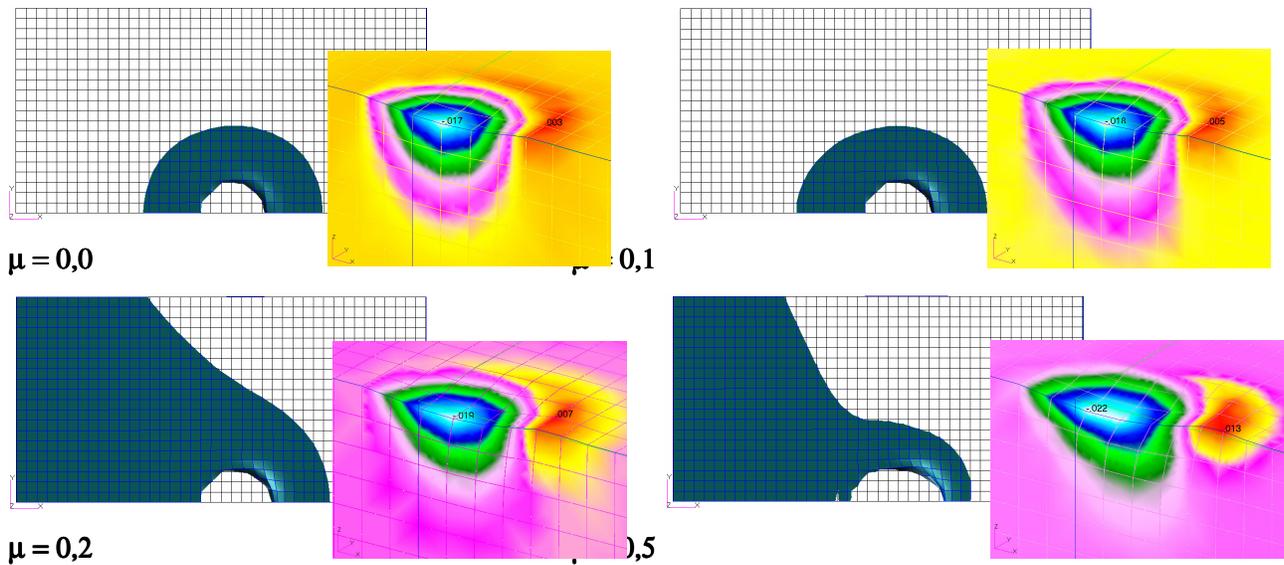
(a)



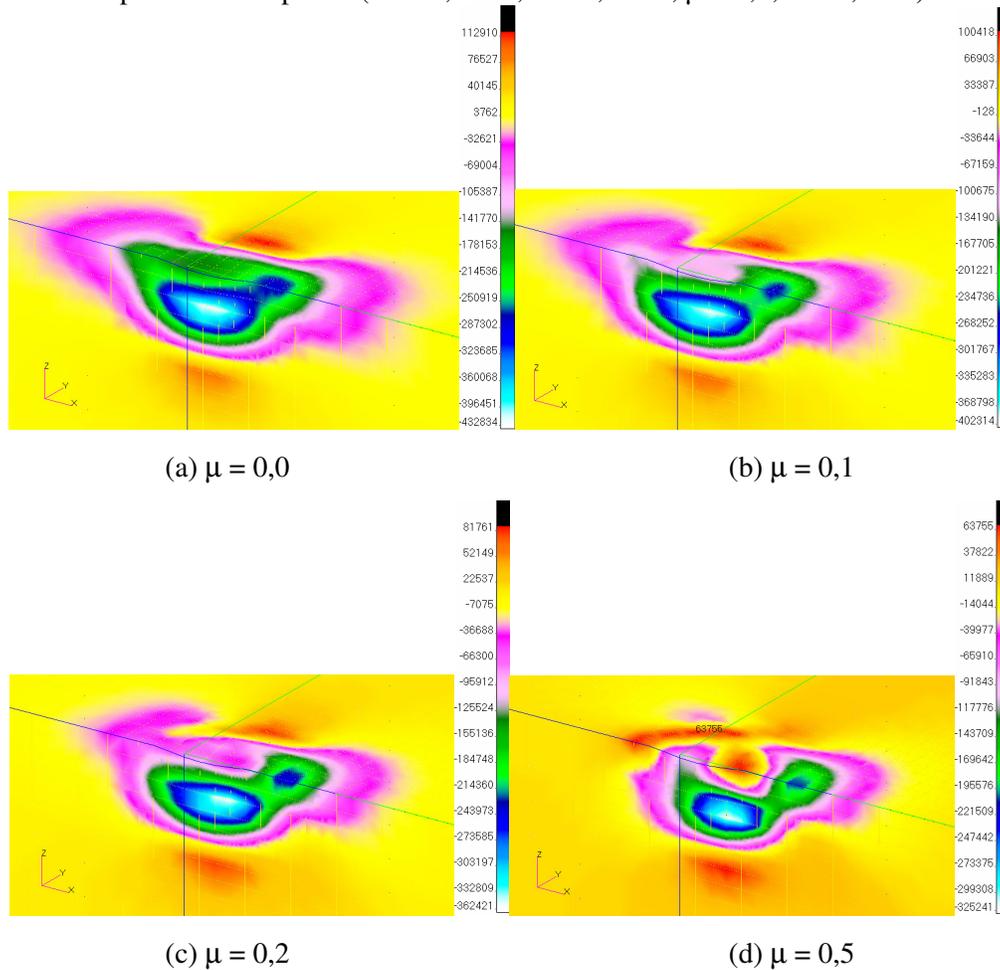
(b)

**Figura 4.34** – Efeito do atrito no ponto impacto oblíquo de  $\beta=30^\circ$ , sobre: (a) Distribuição da Tensão Residual XX na espessura; (b) Distribuição da Deformação XX na espessura. ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\alpha = 0,0012$ )

A Figura 4.35 mostra que com o aumento do atrito há um aumento da deformação no ponto de impacto para um impacto oblíquo ( $\beta = 30^\circ$ ). Com o aumento do atrito a distribuição da tensão compressiva vai se concentrando abaixo da superfície (Figura 4.36).



**Figura 4.35** – Efeito do atrito para um impacto oblíquo de  $\beta=30^\circ$  sobre a geometria da deformação na superfície de impacto. ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\mu = 0,2$ ;  $\alpha = 0,0012$ )



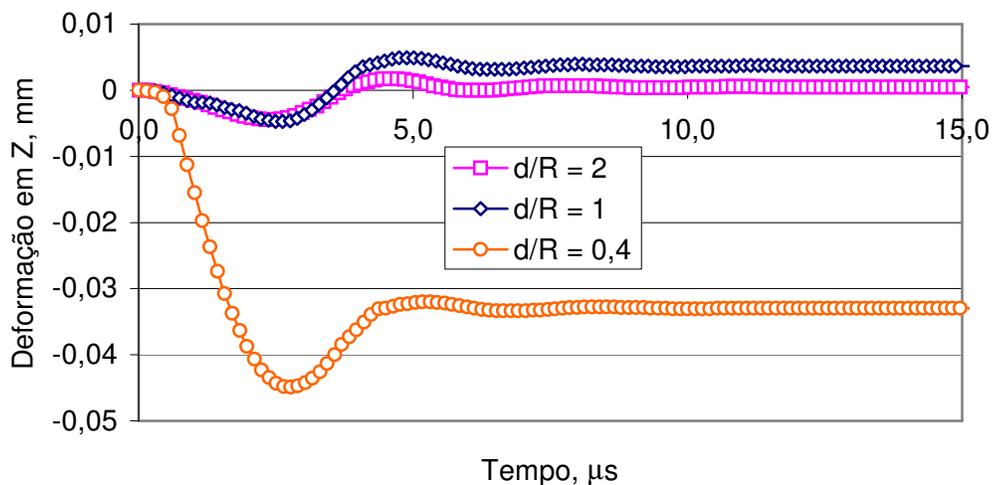
**Figura 4.36** – Efeito do atrito para um impacto oblíquo de  $\beta=30^\circ$  sobre a tensão residual XX. ( $v = 36,0$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $\alpha = 0,0012$ )

### 4.2.3 Impacto Duplo

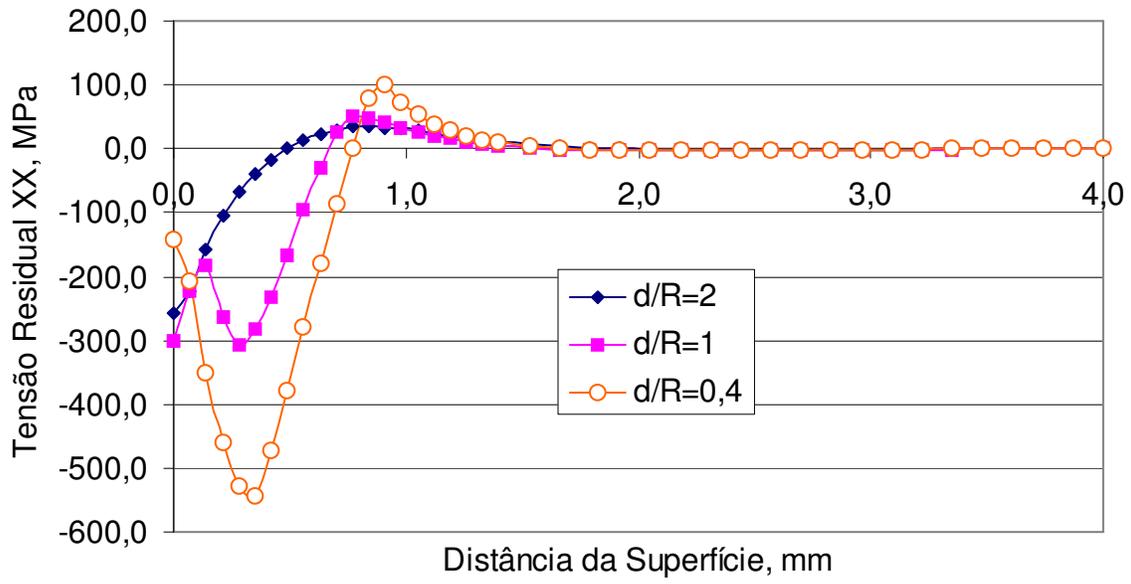
Nesta seção se verifica o efeito do impacto simultâneo de duas esferas posicionadas lado a lado. A análise do perfil da tensão residual é feita para duas distâncias  $d$  entre as esferas. Os dados do material e das condições do processo são informados no item 3.2.2.

O resultado do impacto dinâmico simultâneo pode ser visto no efeito da distância que separa as esferas a razão de  $d/R = 0,4$ ,  $d/R = 1$  e  $d/R = 2$  sobre a tensão residual,  $\sigma_{xx}^f$ . Esse efeito é mensurável e deve-se à interação das indentações como podemos ver na Figura 4.37. Também no ponto de impacto, observamos com a proximidade dos impactos que o perfil da tensão residual muda, mas de forma discreta, como mostra a Figura 4.38b para  $d/R = 1$  e  $d/R = 2$ .

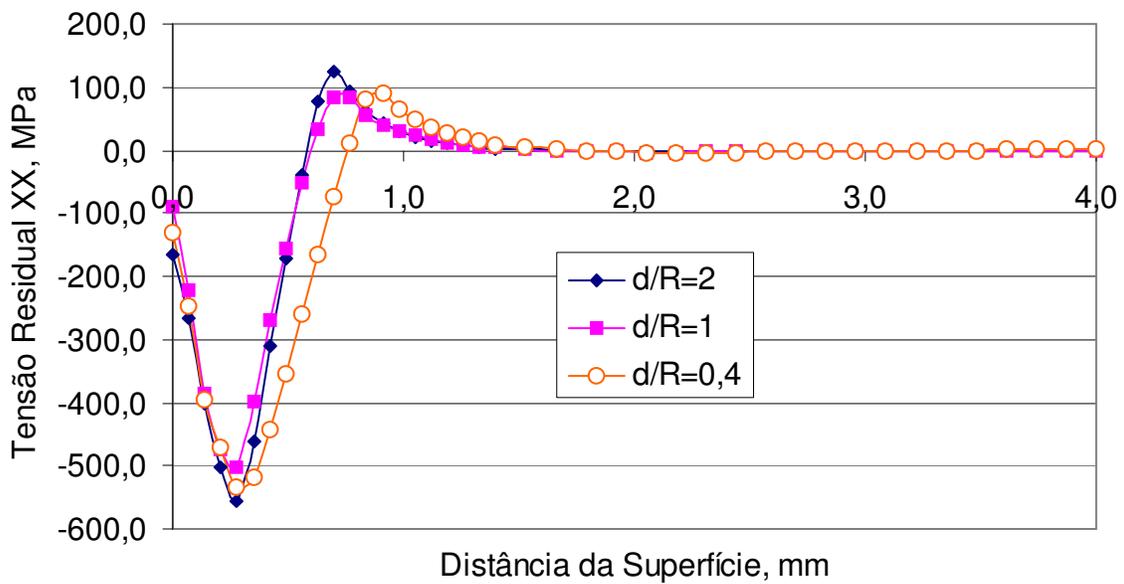
O perfil de tensão no ponto de impacto diminui à medida que aproximamos as esferas com uma diferença de cerca de 10% para o ponto de Bielajev, como mostra a Figura 4.38b para  $d/R = 1$  e  $d/R = 2$ . Para  $d/R < 1$  temos uniformidade no perfil da tensão residual para um valor intermediário ao das razões anteriores, e, um aumento na profundidade da camada plastificada, como pode ser observado da comparação dos gráficos das Figuras 4.38a e 4.38b. Esta última condição fisicamente não é possível para o impacto normal simultâneo. No entanto, na prática a maioria dos impactos são oblíquos à peça e o tempo do impacto é extremamente curto ( $< 2 \mu s$ ).



**Figura 4.37** – Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre a indentação entre as duas esferas;

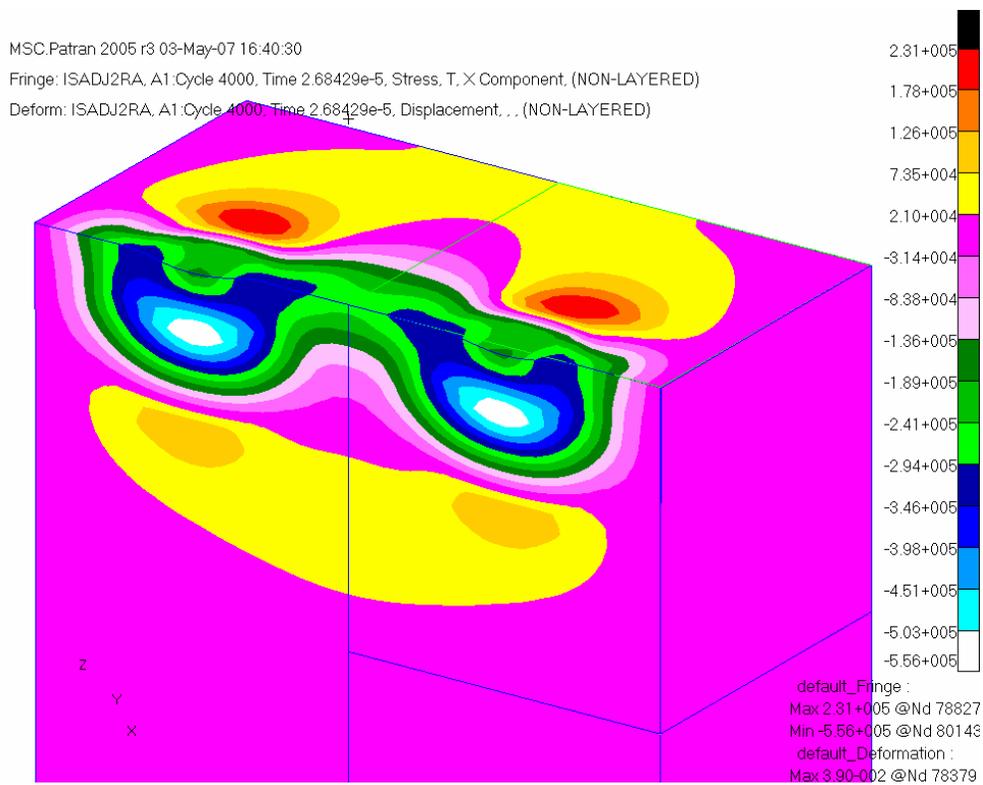


(a)

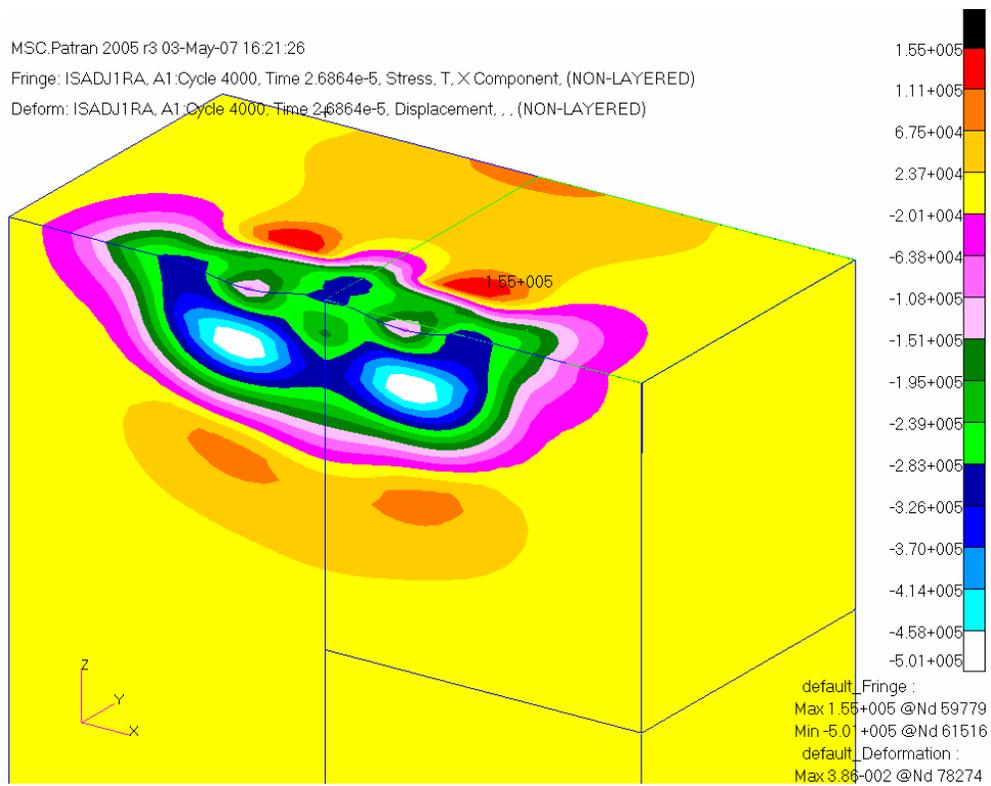


(b)

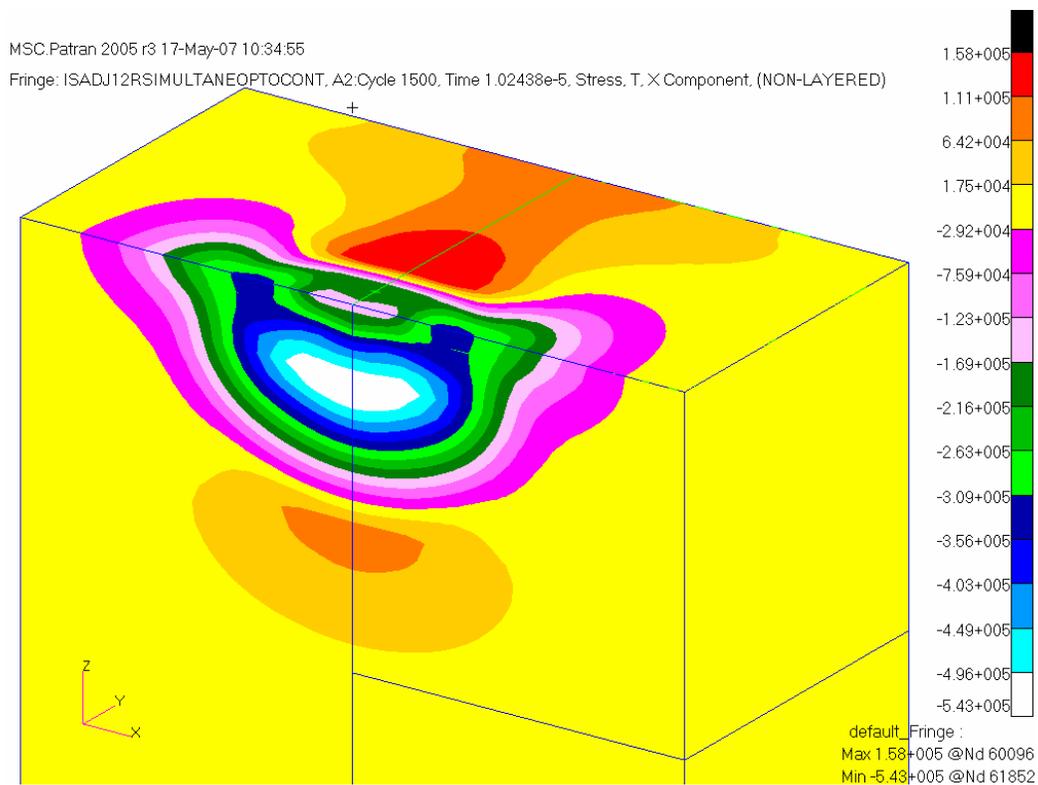
**Figura 4.38** – Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre: (a) o perfil da tensão residual na linha de centro da peça; (b) o perfil da tensão residual na linha de centro do impacto. ( $\mu=0,2$ ;  $\alpha = 0,007$ ).



(a)



**Figura 4.39** – Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre o perfil da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) : (a) razão de distância  $d/R = 2$ ; (b) razão de distância  $d/R = 1$ . ( $\mu=0,2$ ;  $\alpha = 0,007$ ).



(c)

**Figura 4.40** – Efeito da separação entre o impacto de duas esferas sobre o perfil da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) a razão de distância  $d/R = 0,4$ . ( $\mu=0,2$ ;  $\alpha = 0,007$ ).

Na Figura 4.39a, 4.40b e 4.40 fica clara a interatividade que ocorre com a aproximação entre os impactos no centro da peça.

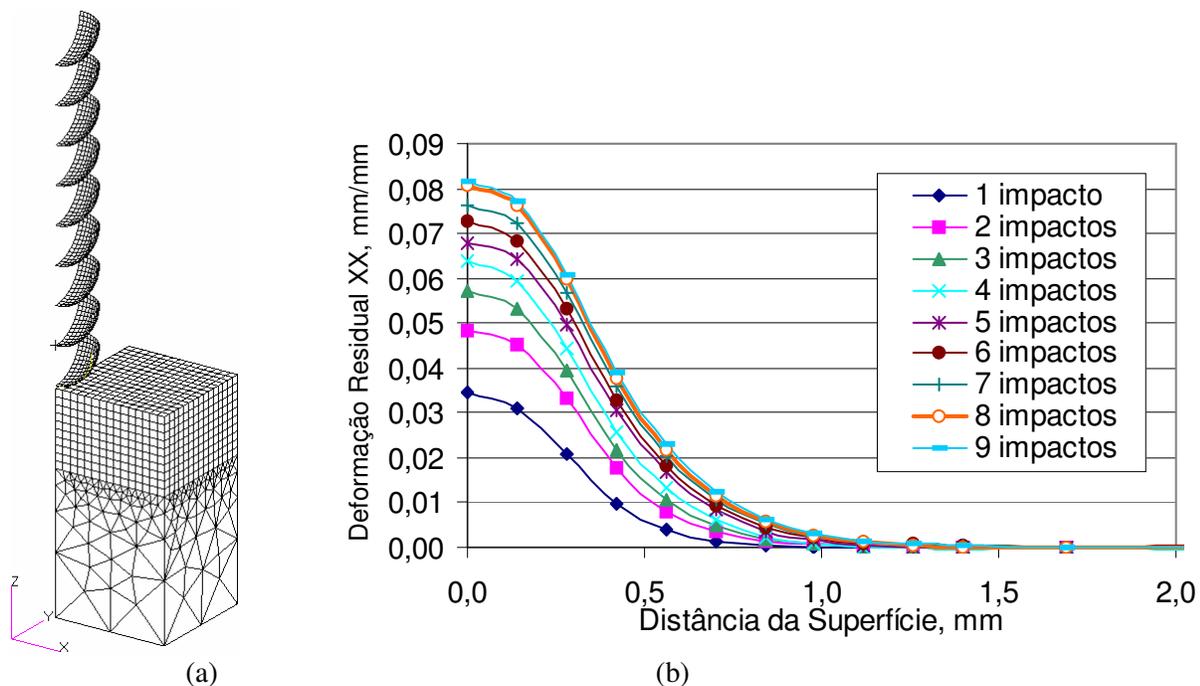
#### 4.2.4 Impacto Múltiplo

Baseado no impacto simples apresentado anteriormente, um modelo de impactos múltiplos foi desenvolvido. Os dados de geometria e material são os mesmos do trabalho de simulação de PF de HAN *et al.* (2002). Portanto, a amostra é de alumínio e a esfera de aço, considerada rígida, tem raio  $R = 0,7$  mm e velocidade  $v = 36$  m/s. Os resultados a seguir foram obtidos do modelo numérico de múltiplos impactos descrito no Capítulo 3. A simulação numérica de múltiplos impactos de esferas foi realizada considerando-se cinco camadas com 5, 9, 13, 21 e 25 impactos acumulativos para camadas sucessivas. O modelo usa a simetria de 1/4 da geometria da amostra e razões diferentes para as esferas conforme Tabela 3.8, que colidem simultaneamente com a amostra para cada camada.

Os resultados são separados em um modelo que considera o impacto múltiplo concentrado, ou seja, repetidamente em um mesmo ponto, e um modelo que mais se aproxima do processo real em que ocorre múltiplos impactos dispersos das esferas contra a amostra. Este último modelo pode ter várias configurações em termos de distribuição, sendo que aqui consideramos regularmente distribuídos, como de forma cartesiana e radial (Figura 3.21). Um modelo final considerando uma célula de simetria da amostra é implementado para verificar a saturação com múltiplos impactos em uma região mais restrita.

### ***Impacto Múltiplo Concentrado***

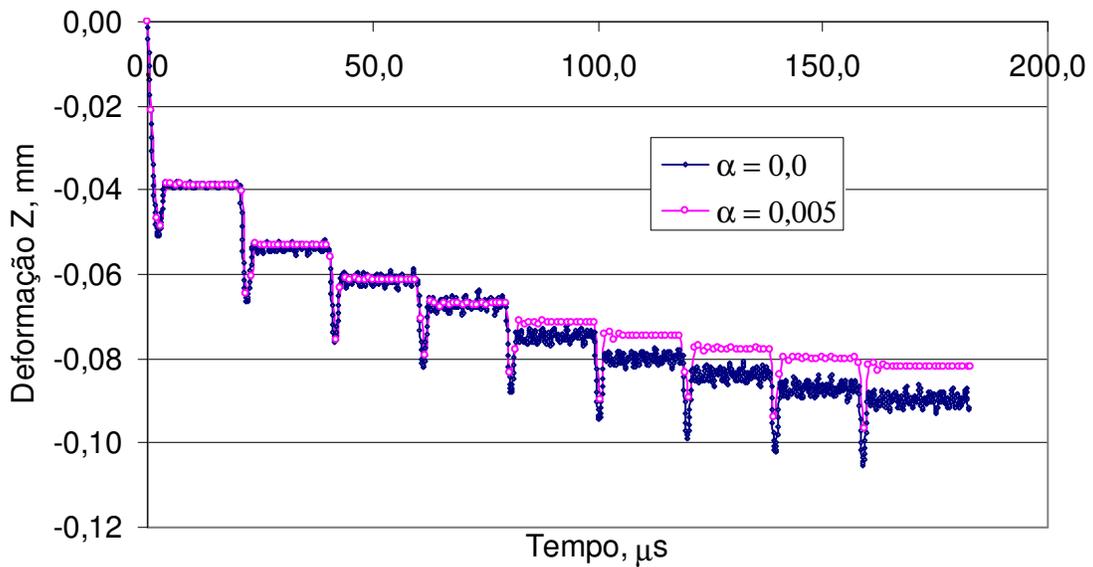
O modelo simulado de impacto múltiplo concentrado de nove impactos de esferas contra uma amostra num arranjo de esferas que colidem sucessivamente pode ser observado na Figura 4.41a. Para o primeiro impacto a esfera esta a uma distância da amostra de 0,05 mm e nos próximos impactos as esferas estão a  $R = 0,7\text{mm}$  umas das outras e os impactos ocorrem a intervalos de  $20\ \mu\text{s}$  que é função do raio da esfera e da velocidade de impacto. Para o raio da esfera  $R = 0,7\ \text{mm}$  e uma velocidade de impacto de  $36\ \text{m/s}$ , temos a amostra da placa de dimensões  $2,1 \times 2,1 \times 4,0\ \text{mm}^3$  e um coeficiente de atrito de  $0,2$ .



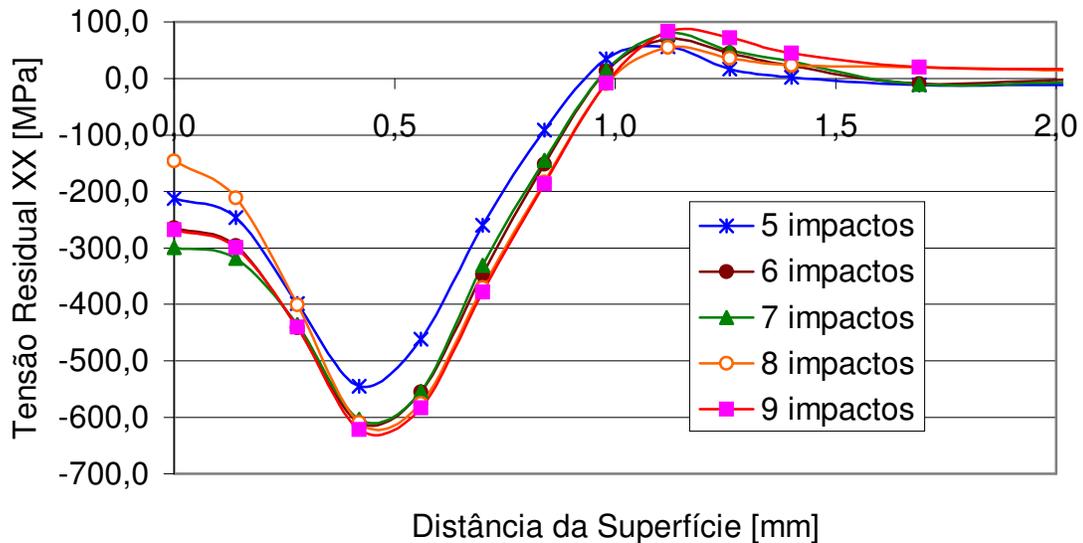
**Figura 4.41** – Impacto múltiplo concentrado: (a) geometria discretizada para um bloco e nove esferas; (b) saturação da deformação residual xx.

A Figura 4.41a mostra que uma seqüência de 9 impactos num só ponto, onde há saturação da deformação a partir de 8 impactos, ao observar que a deformação aumenta muito pouco e convergindo gradualmente (Figura 4.41b).

Também podemos deduzir que a partir de 8 impactos ocorre a saturação na deformação em Z (Figura 4.42a) e na tensão residual XX máxima próxima à superfície (Figura 4.42b). Há uma convergência gradual para os resultados de deformação e tensão com o aumento do número de impactos.



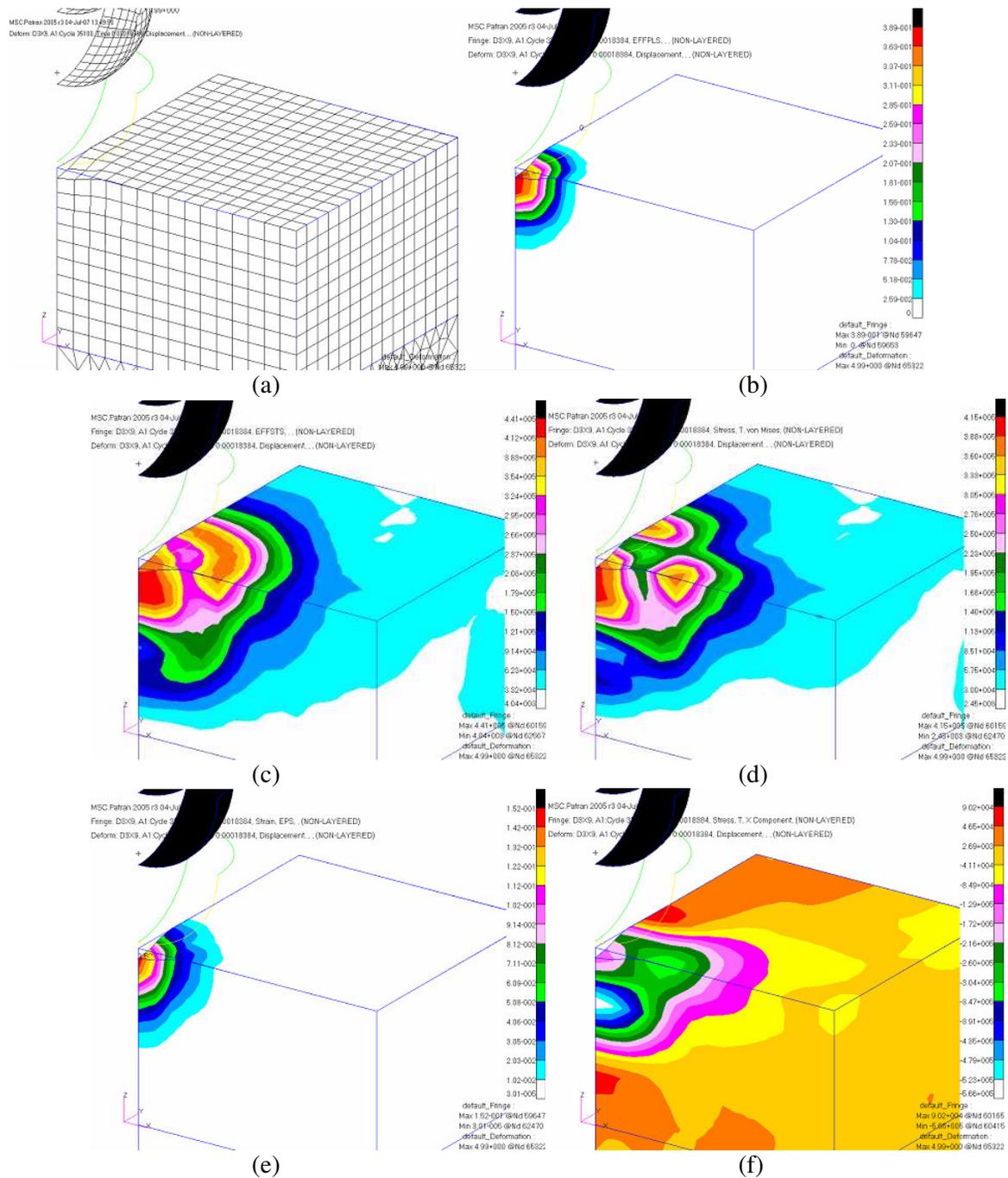
(a)



(b)

**Figura 4.42** – Convergência do impacto múltiplo concentrado para: (a) deformação no ponto de impacto; (b) tensão residual XX sem amortecimento.

Após nove impactos, podemos observar na Figura 4.43, as várias saídas de resultados do MSC.Dytran como deformação, deformação plástica equivalente, tensão equivalente, tensão von Mises, deformação von Mises, tensão – componente X.

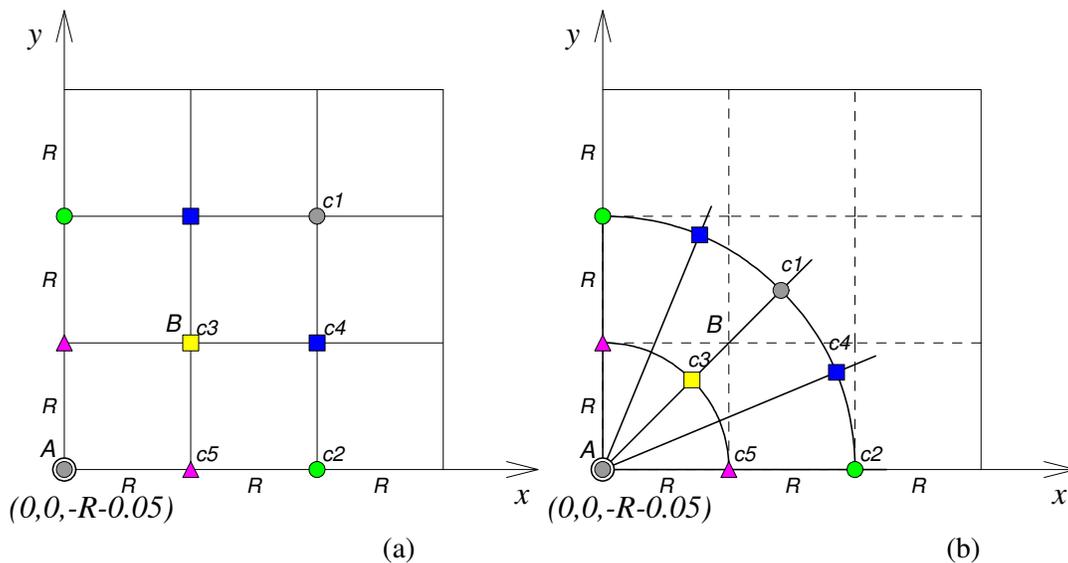


**Figura 4.43** – Impacto múltiplo concentrado (9 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão von Mises; (e) deformação von Mises; (f) tensão – componente X.

**Impacto Múltiplo Disperso**

A simulação numérica de múltiplos impactos de esferas sobre uma amostra de uma chapa de alumínio é desenvolvida usando camadas com 5, 9, 13, 21 e 25 impactos que são mostrados para 1/4 da geometria da amostra. A simulação de múltiplos impactos de elementos finitos, realizada no MSC.Dytran, adota dois modelos de distribuição regular, um denominado Cartesiano e outro Radial, sendo o segundo com uma aproximação maior entre as esferas.

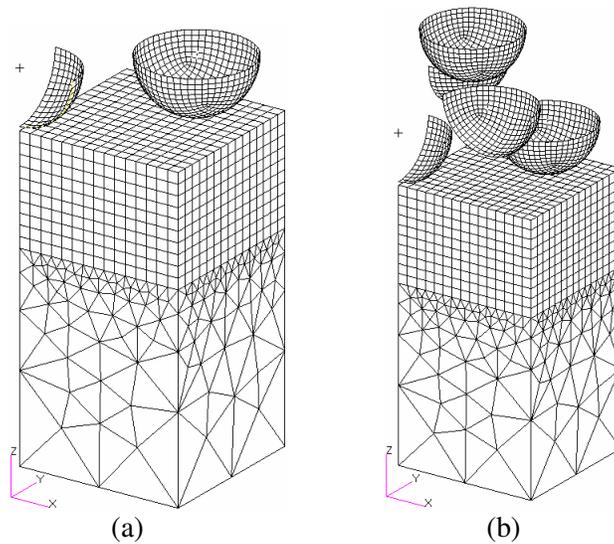
A variação do perfil da tensão e deformação residual é estudada em dois pontos críticos (Figura 4.44): o ponto A na origem da simetria de 1/4 (ponto central da amostra inteira) e o ponto B na coordenada da origem (R,R,-R-0,05) (R=0,7mm)(c1a c5 camadas, Figura 3.21).



**Figura 4.44** – Esquema da posição dos pontos de impacto (R=raio da esfera) identificando dois pontos de análise (A e B) para os modelos de impacto múltiplo disperso: (a) cartesiana e (b) radial.

**Cartesiano**

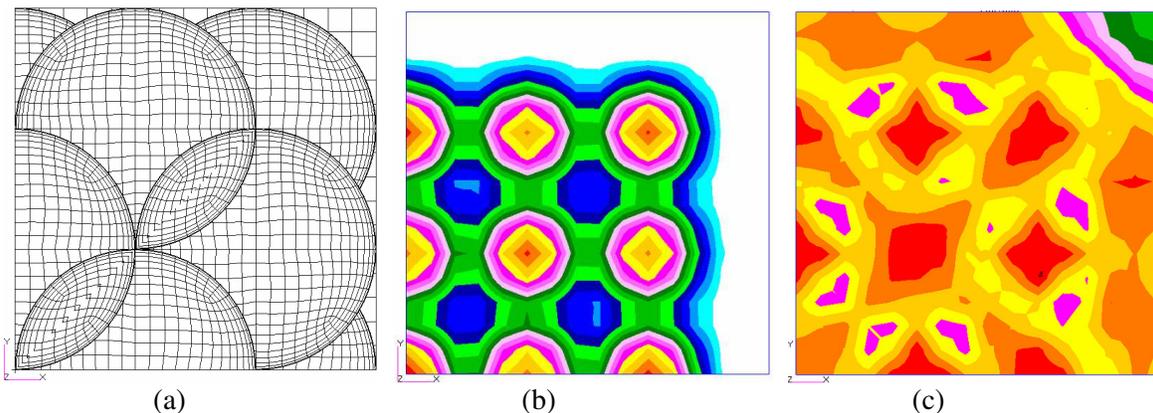
Na Figura 4.45a vemos o modelo de impacto simultâneo de 5 esferas em que se utiliza 1/2 e 1/8 da esfera para a simulação largamente testada que equivale ao modelo completo tanto de esfera quanto de geometria de bloco.



**Figura 4.45** – Modelo de impacto Cartesiano: (a) de 5 esferas; (b) de 13 esferas.

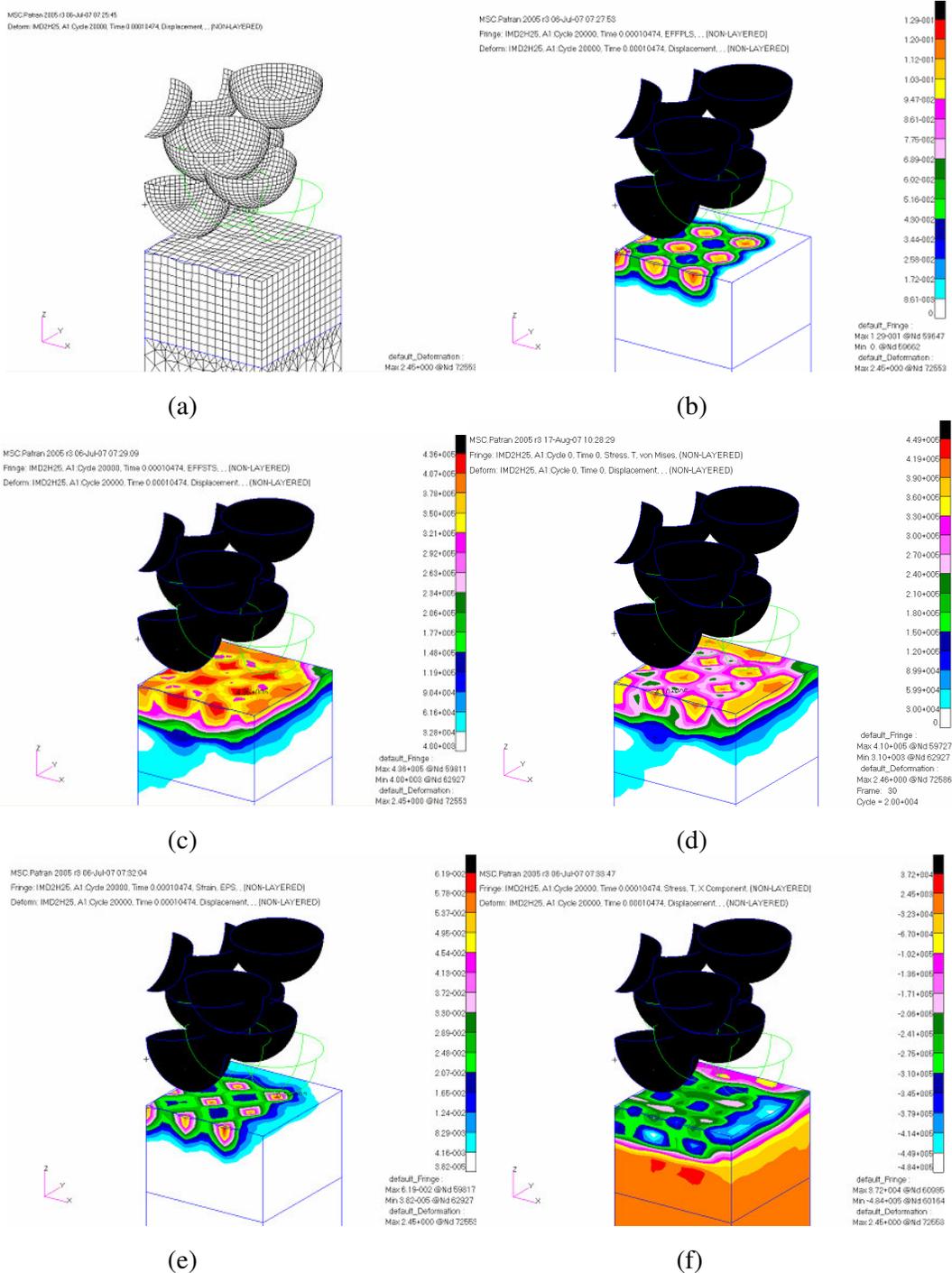
O modelo de 13 impactos (Figura 4.45b) mostra a distribuição das esferas para os impactos sucessivos baseado no esquema do modelo Cartesiano mostrado na Figura 3.21a do Capítulo 3. O primeiro impacto ocorre com uma camada de 5 esferas, o segundo com 4 esferas e o terceiro também com 4 esferas num intervalo entre os impactos das camadas de cerca de  $20 \mu\text{s}$ . O intervalo de tempo entre um impacto e outro foi calculado no Capítulo 3.

Na vista superior do bloco vemos o resultado da deformação plástica e tensão equivalentes após o impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria (Figura 4.46).



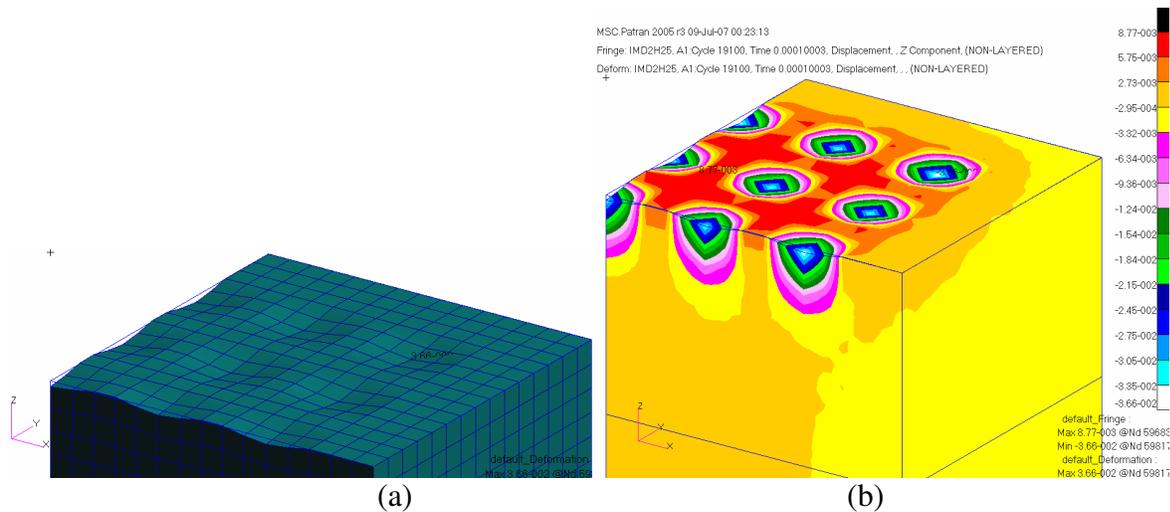
**Figura 4.46** – Impacto múltiplo disperso Cartesiano (25 esferas): (a) Distribuição das 25 esferas para 1/4 da geometria; (b) Deformação plástica equivalente; (c) Tensão equivalente.

Após 25 impactos podemos observar na Figura 4.47 as várias saídas de resultados do MSC.Dytran como deformação, deformação plástica equivalente, tensão equivalente, tensão von Mises, deformação von Mises, tensão – componente X.



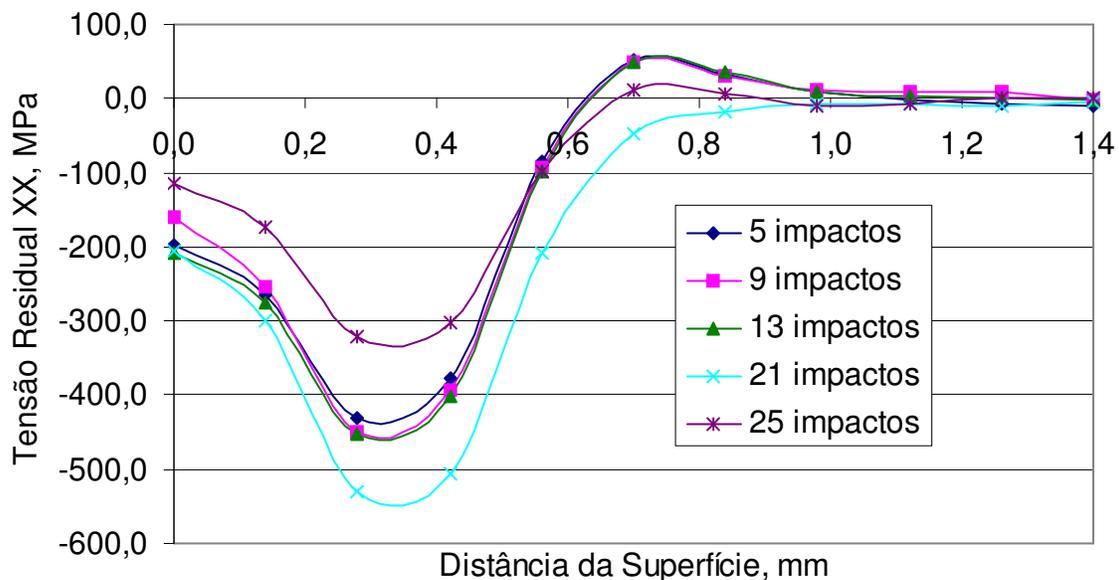
**Figura 4.47** – Impacto múltiplo disperso Cartesiano (25 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão de von Mises; (e) deformação de von Mises; (f) tensão – componente X.

As indentações que ficam na peça podem ser vistas na Figura 4.48a e a correspondente distribuição das deformações geradas, na Figura 4.48b. Observa-se que neste modelo a cobertura é cerca de 50% e por ser a malha não refinada aparecem suaves ondulações na superfície. A profundidade da impressão tem medida coerente com resultados analíticos.

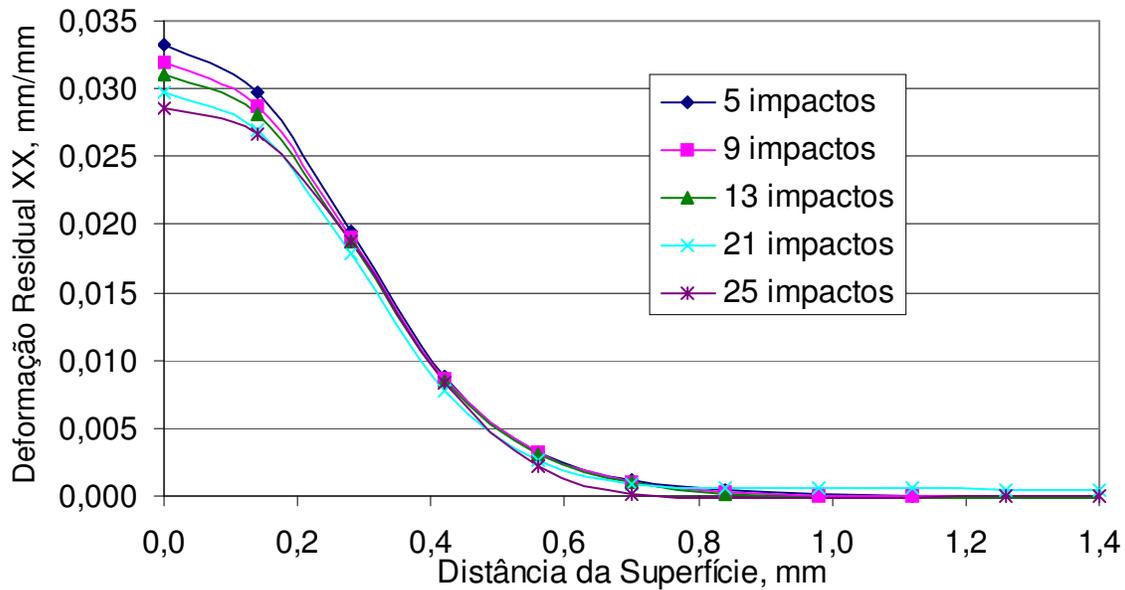


**Figura 4.48** – Impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria do modelo cartesiano: (a) indetações; (b) distribuição da deformação em mm.

A distribuição da tensão e deformação residuais são mostradas na Figura 4.49 e 4.50, respectivamente, no ponto A para uma velocidade de impacto de  $v = 36$  m/s e na seqüência de camadas definidas anteriormente para o modelo de impacto múltiplo disperso Cartesiano.



**Figura 4.49** – Comparação de perfís de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s para a tensão residual - componente XX.

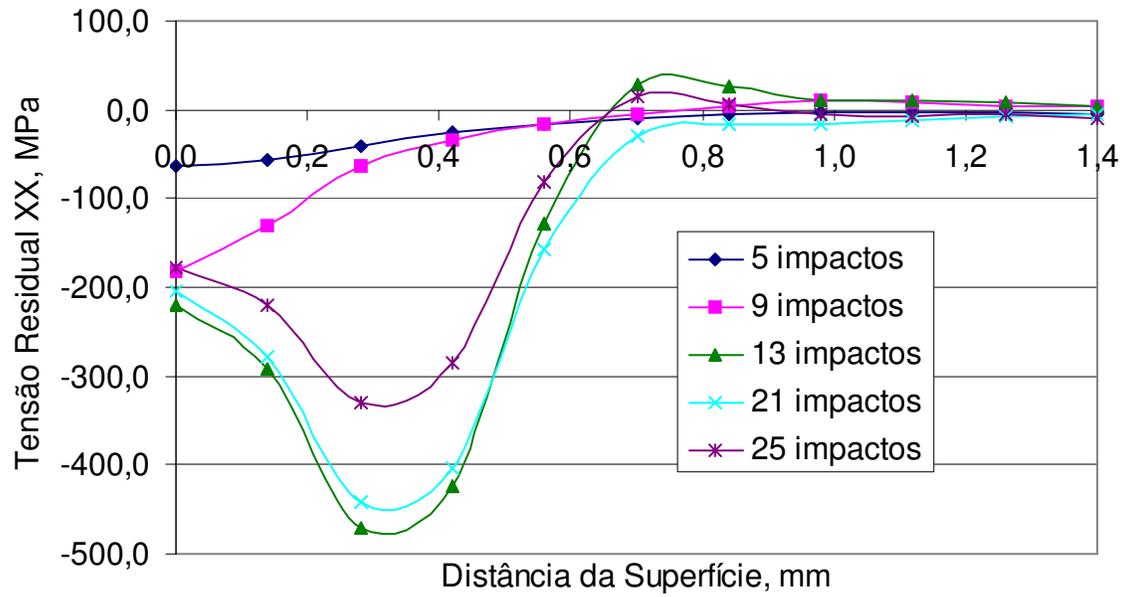


(b)

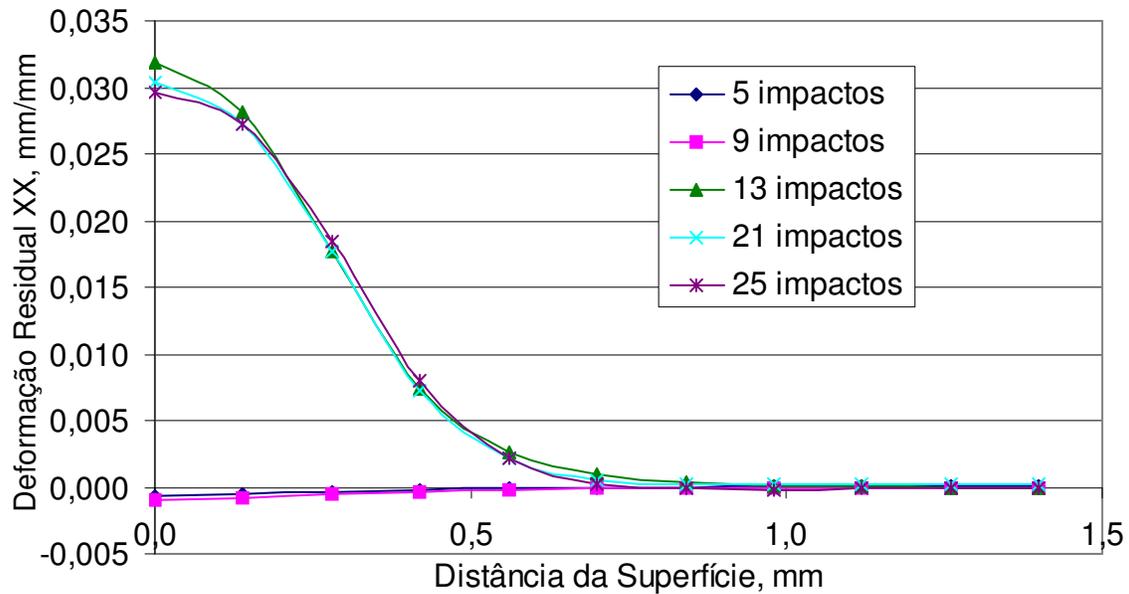
**Figura 4.50** – Comparação de perfís de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s para a deformação residual - componente XX.

Da Figura 4.51 vemos que a medida que o número de impactos aumenta, altera-se bastante o perfil da tensão residual, invertendo-se para 25 impactos. O mesmo não acontece com o perfil da deformação residual, que muda pouco e seu valor máximo diminui devido ao aumento do encruamento da peça.

A distribuição da tensão e deformação residual são mostradas na Figura 4.51 no ponto B. Vemos que a medida que o número de impactos aumenta, também se altera bastante o perfil da tensão residual, como também observado no trabalho de MAJZOBI *et al.* (2005) de forma semelhante, e para uma concentração maior de impactos o perfil da deformação residual pouco se modificam e novamente diminui devido ao aumento do encruamento da peça.



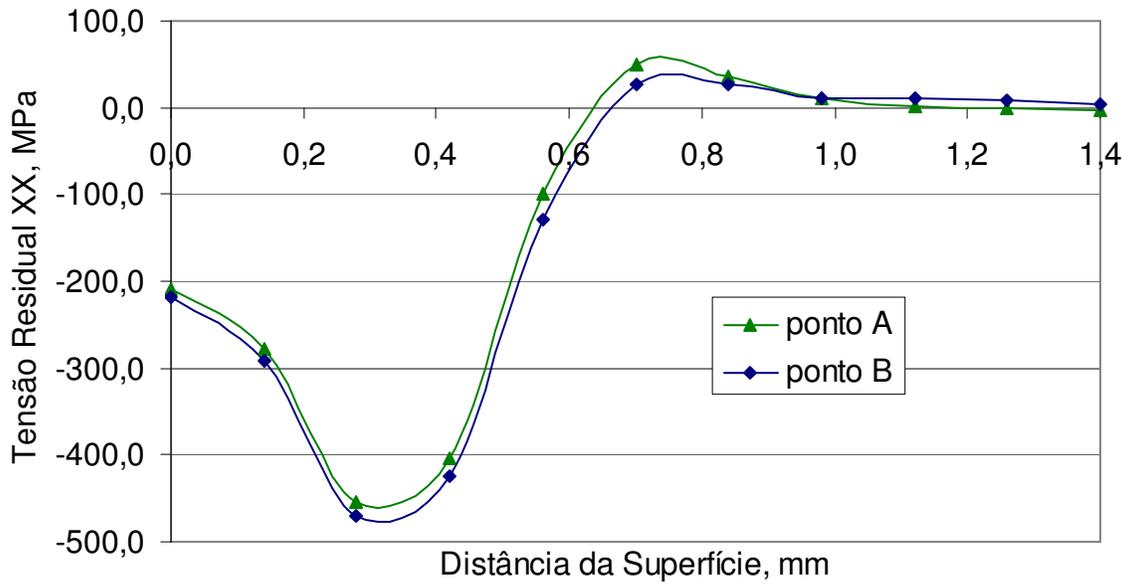
(a)



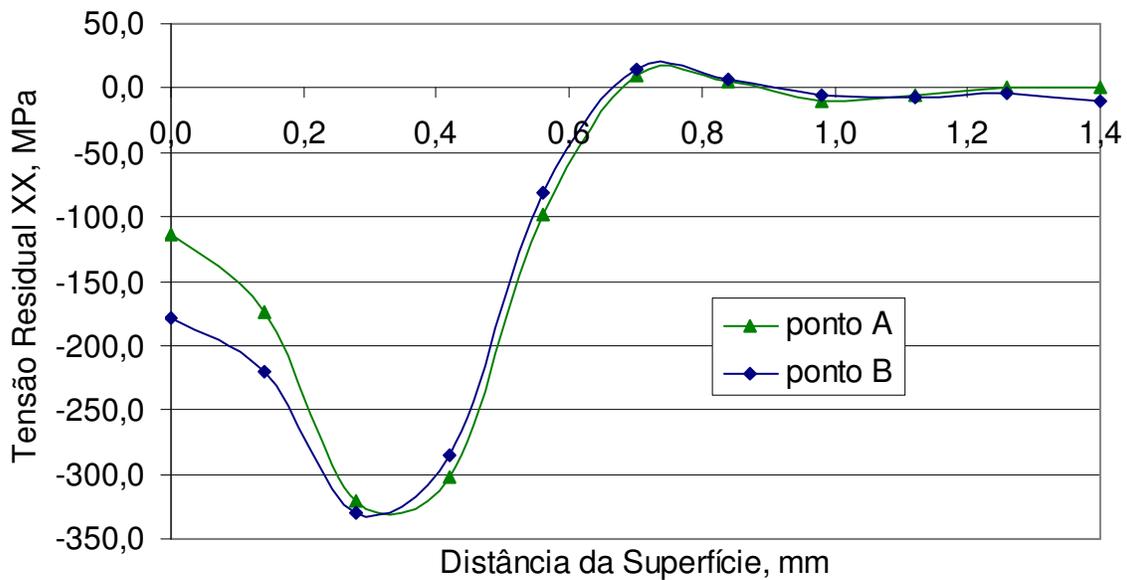
(b)

**Figura 4.51** – Comparação de perfis de vários modelos de impactos no ponto B a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX.

A Figura 4.52 mostra que o perfil da tensão residual, para 13 e 25 impactos em dois pontos diferentes (A e B), não é uniforme e depende da quantidade e da velocidade de impacto.



(a)



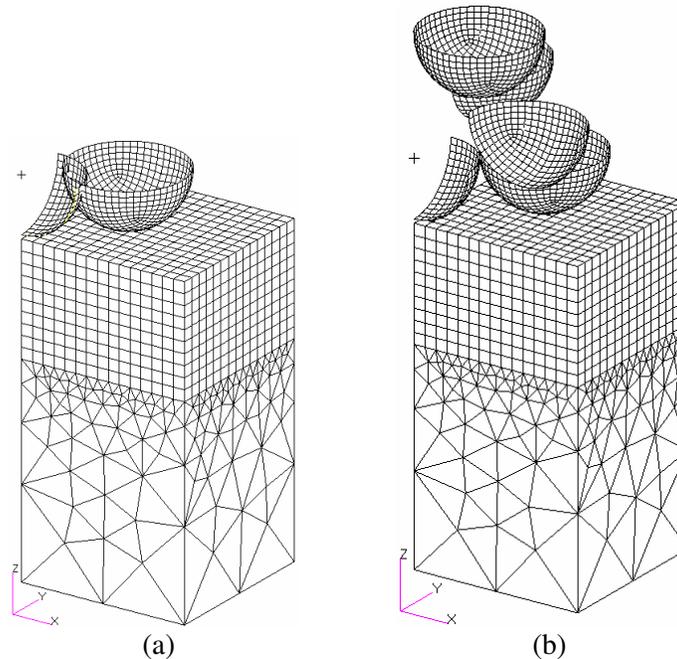
(b)

**Figura 4.52** – Comparação de perfis do modelo de 25 impactos nos pontos A e B a velocidade de 36 m/s: (a) para o modelo de 13 impactos; (b) para o modelo de 25 impactos.

Com o aumento de impactos a distribuição da tensão na superfície perde a uniformidade de 13 para 25 impactos, mas mantém a profundidade da camada plastificada (Figura 4.52). Isto se deve a um instante de oscilação residual numérica com maior número de impactos sem amortecimento (Figura 3.32), observando-se que a tensão na superfície oscila. Além disso, a disposição aleatória escolhida para um número limitado a 25 impactos altera o perfil da tensão.

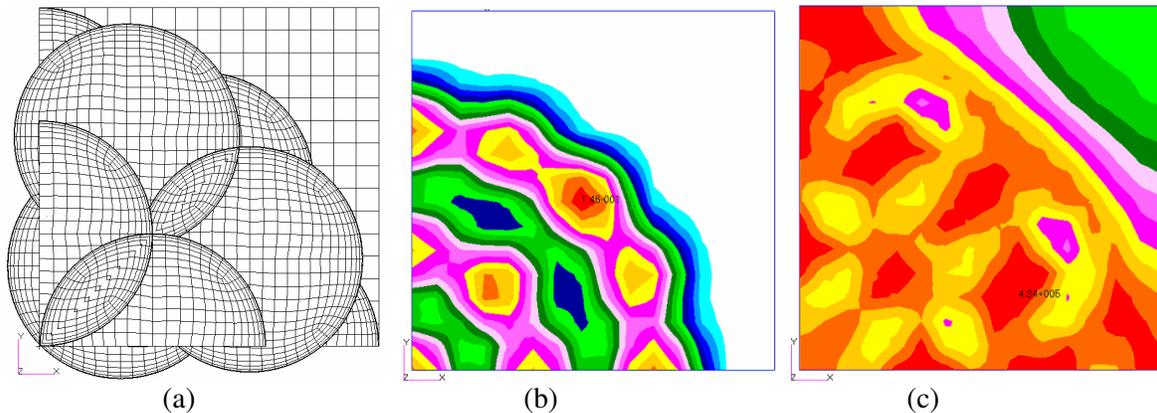
## Radial

Como no modelo Cartesiano a Figura 4.53a mostra o modelo de impacto simultâneo de 5 esferas numa distribuição radial em relação ao centro da amostra. Observa-se em relação ao modelo Cartesiano uma sensível aproximação entre as esferas para o modelo Radial.



**Figura 4.53** – Modelos de impacto Radial: (a) de 5 esferas; (b) de 13 esferas.

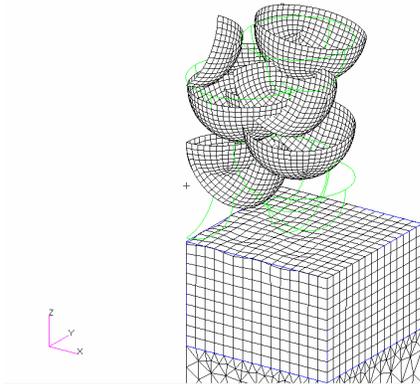
Na vista superior do bloco vemos o resultado da deformação plástica e tensão equivalentes após o impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria (Figura 4.54).



**Figura 4.54** – Impacto múltiplo disperso Radial (25 esferas): (a) Distribuição das 25 esferas para 1/4 da geometria; (b) Deformação plástica equivalente; (c) Tensão equivalente.

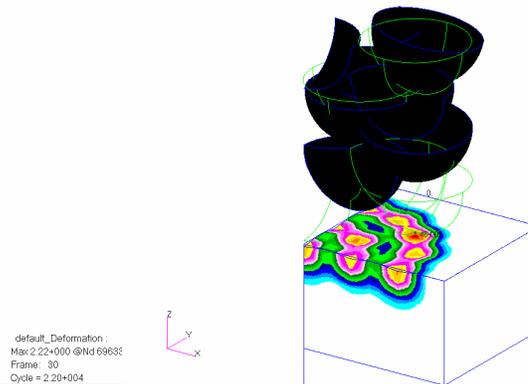
Após 25 impactos podemos observar na Figura 4.55 as várias saídas de resultados do MSC.Dytran como deformação, deformação plástica equivalente, tensão equivalente, tensão von Mises, deformação von Mises, tensão – componente X.

MSC.Patran 2005 r3 17-Aug-07 11:19:24  
 Deform: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, Displacement... (NON-LAYERED)

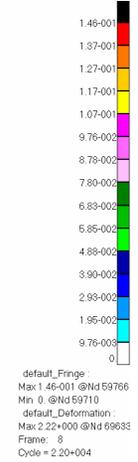


(a)

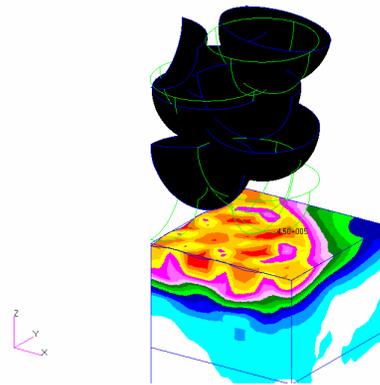
MSC.Patran 2005 r3 17-Aug-07 11:32:38  
 Fringe: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, EFFPLS... (NON-LAYERED)  
 Deform: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, Displacement... (NON-LAYERED)



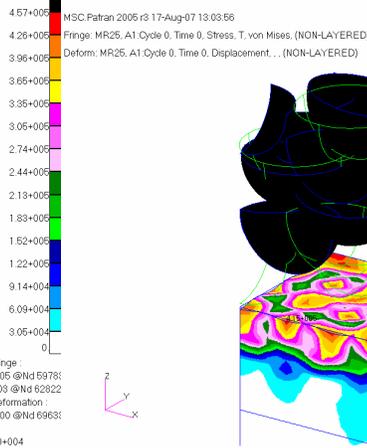
(b)



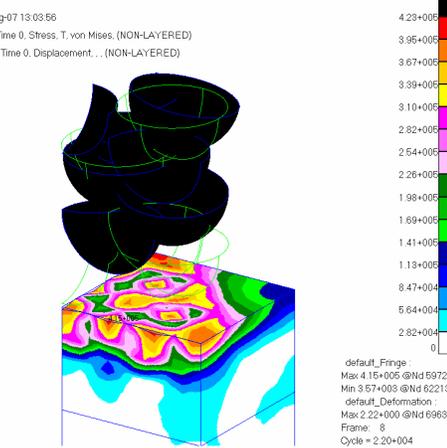
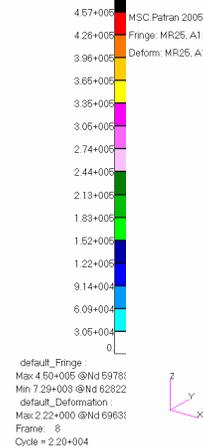
MSC.Patran 2005 r3 17-Aug-07 12:50:23  
 Fringe: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, EFFSTS... (NON-LAYERED)  
 Deform: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, Displacement... (NON-LAYERED)



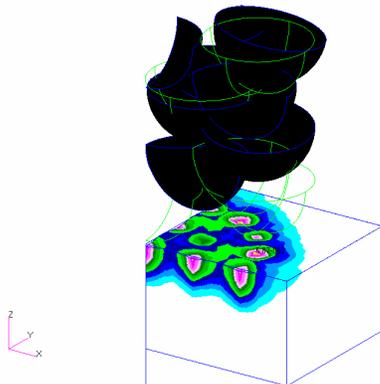
(c)



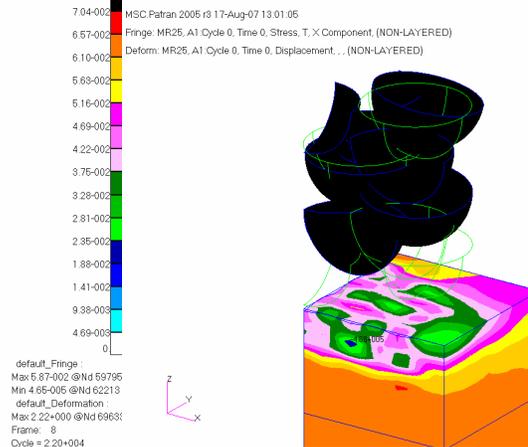
(d)



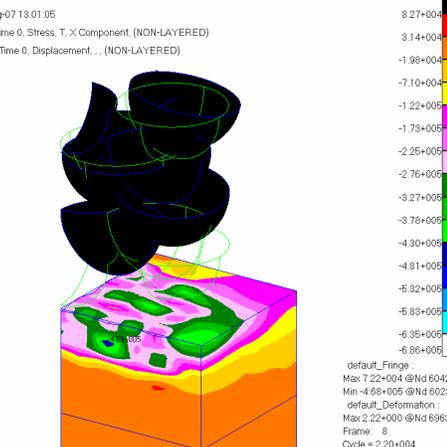
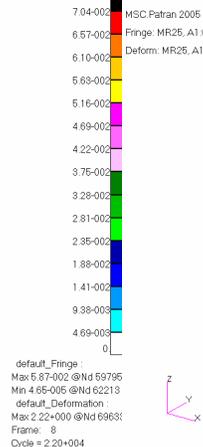
MSC.Patran 2005 r3 17-Aug-07 12:57:09  
 Fringe: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, Strain, EPS... (NON-LAYERED)  
 Deform: MR25, A1 Cycle 0, Time 0, Displacement... (NON-LAYERED)



(e)

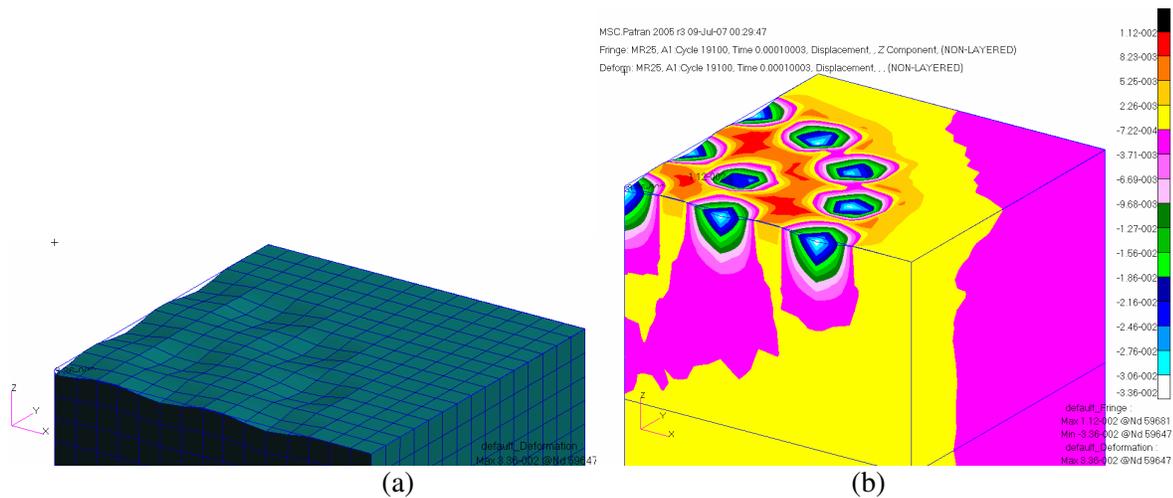


(f)



**Figura 4.55 – Impacto múltiplo disperso Radial (25 esferas): (a) deformação; (b) deformação plástica equivalente; (c) tensão equivalente; (d) tensão de von Mises; (e) deformação de von Mises; (f) tensão – componente X.**

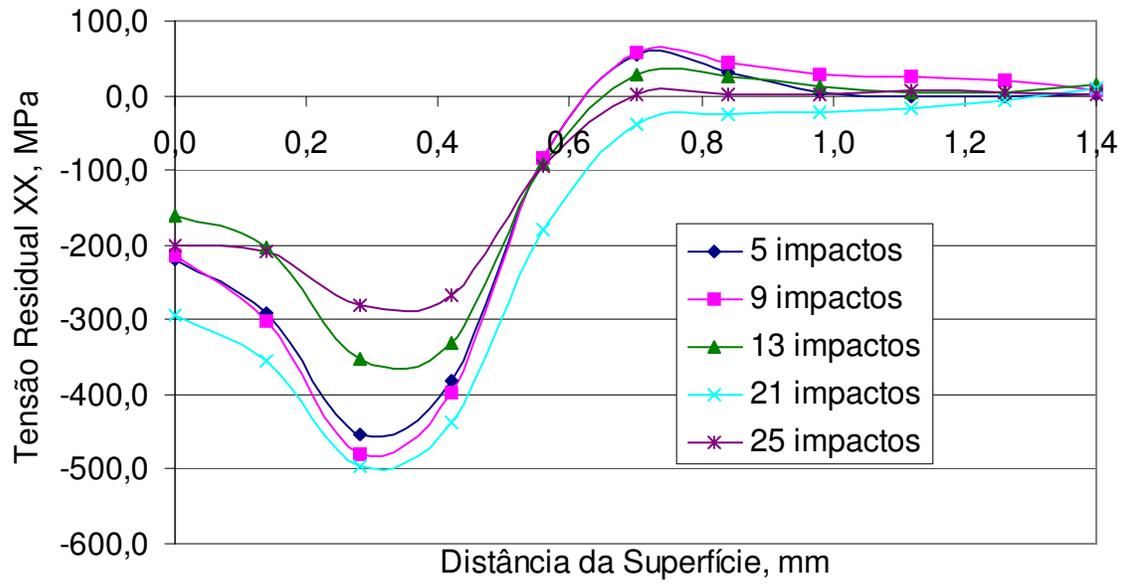
As impressões (indentações) que ficam na peça podem ser vistas na Figura 4.56a e a distribuição correspondente das deformações geradas, na Figura 4.56b. Observa-se que neste modelo a cobertura é cerca de 70% e por ser a malha não refinada aparecem suaves ondulações na superfície.



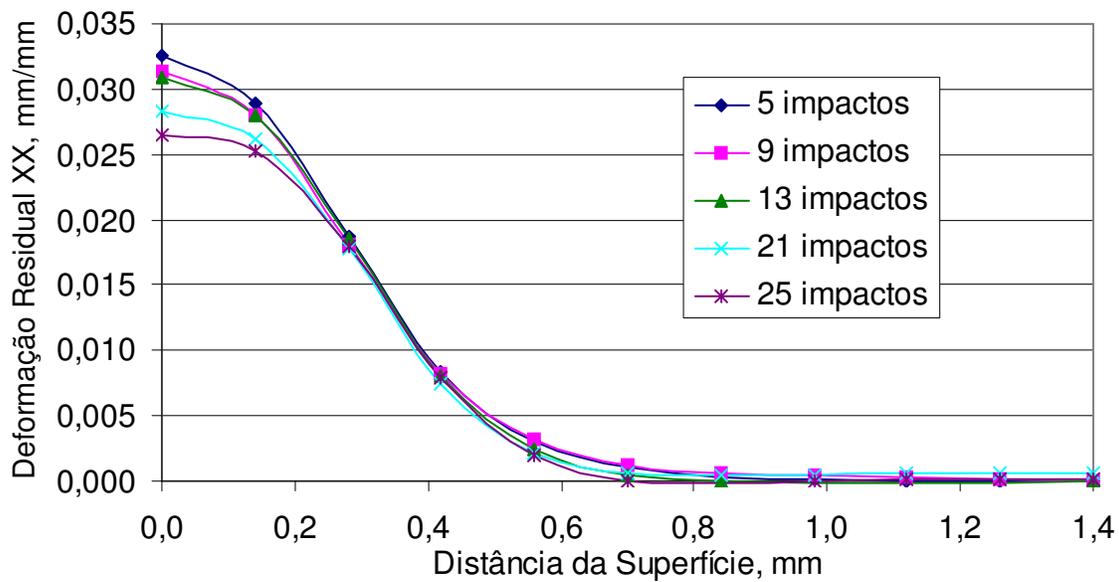
**Figura 4.56** – Impacto de 25 esferas para 1/4 da geometria do modelo radial: (a) indentações; (b) distribuição da deformação em mm.

A Figura 4.57 apresenta resultados obtidos no ponto A (Figura 4.44) para uma velocidade de impacto de  $v = 36$  m/s e na seqüência de camadas definidas anteriormente para o modelo de impacto múltiplo disperso Radial.

Da Figura 4.57 vemos que a medida que o número de impactos aumenta, muda bastante o perfil da tensão residual (Figura 4.57a), invertendo-se para 25 impactos. O mesmo não acontece com o perfil da deformação residual (Figura 4.57b), que muda pouco e seu valor máximo diminui devido ao aumento do encruamento da peça.



(a)

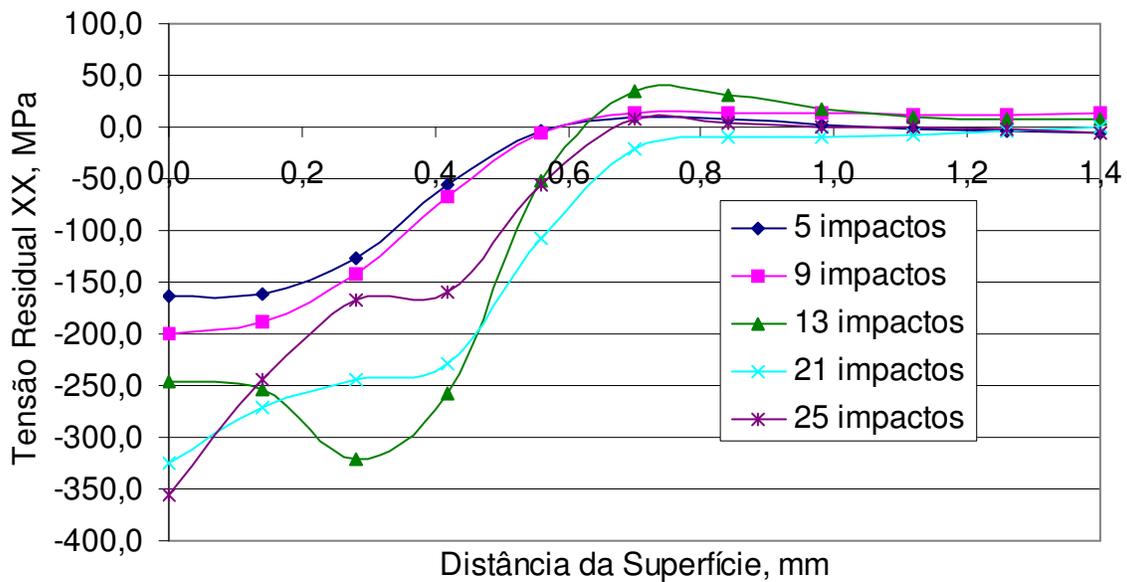


(b)

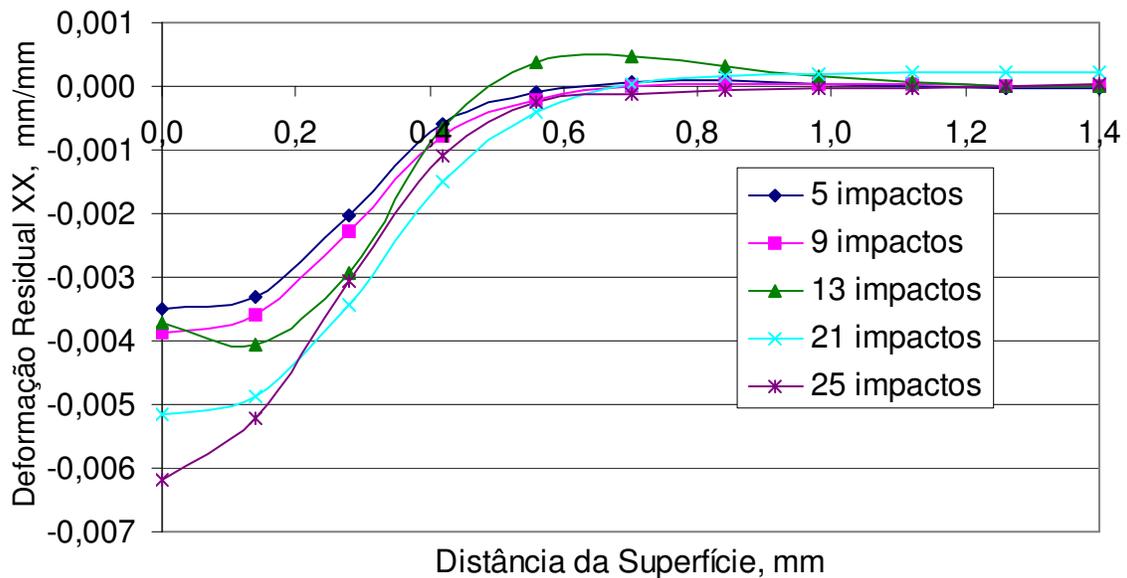
**Figura 4.57** – Comparação de perfís de vários modelos de impactos no centro da amostra a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX.

A distribuição da tensão e deformação residual são mostradas na Figura 4.58 no ponto B (Figura 4.44). Vemos que a medida que o número de impactos aumenta, altera-se bastante o perfil da tensão residual (Figura 4.58a), observado também no trabalho de MAJZOBI *et al.* (2005) de forma semelhante, e para uma concentração maior de impactos o perfil da deformação residual (Figura 4.58b) se modifica de forma mais acentuada e desta vez aumenta negativamente

na superfície pela compressão que a proximidade dos impactos produzem sobre o ponto B, que nesta distribuição não está sobre um ponto de impacto.



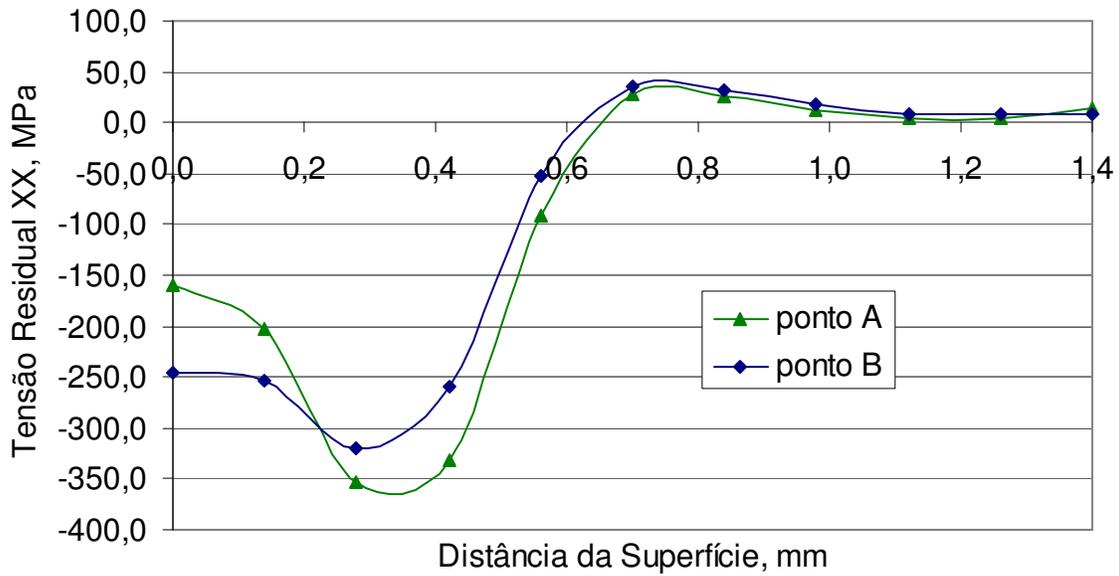
(a)



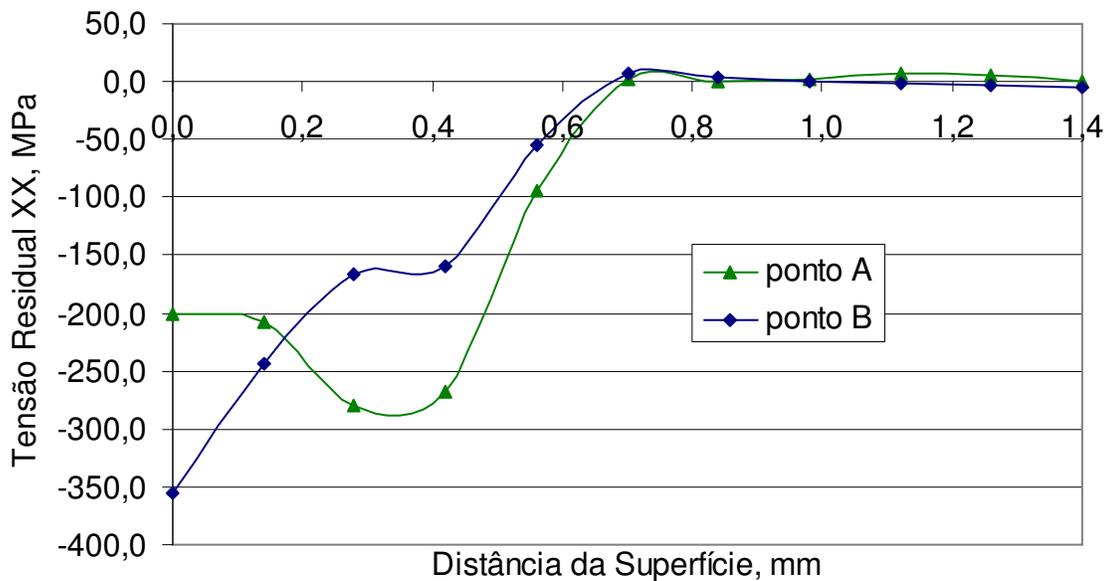
(b)

**Figura 4.58** – Comparação de perfis de vários modelos de impactos no ponto B a velocidade de 36 m/s: (a) tensão residual - componente XX; (b) deformação residual - componente XX.

A Figura 4.59 mostra que o perfil da tensão residual, para 13 e 25 impactos em dois pontos diferentes (A e B) (Figura 4.44), não é uniforme e depende da quantidade e da velocidade de impacto.



(a)



(b)

**Figura 4.59** – Comparação de perfís do modelo de 25 impactos nos pontos A e B a velocidade de 36 m/s: (a) para o modelo de 13 impactos; (b) para o modelo de 25 impactos.

Com o aumento de impactos a distribuição da tensão na superfície perde a uniformidade de 13 para 25 impactos (Figura 4.59). Isto se deve a um instante de oscilação residual numérica com maior número de impactos sem amortecimento (Figura 3.32), observando-se que a tensão na superfície oscila. Além disso, a proximidade dos impactos altera o perfil da tensão e o ponto B selecionado para o modelo radial não sofre impacto direto como o do modelo cartesiano, como

mostrado no esquema da Figura 4.44a. O número de impactos também é fator influente no resultado do perfil por não atingir uma uniformidade da distribuição na amostra.

Nas análises feitas até este item não é considerado o amortecimento dinâmico para os modelos propostos, e que foi considerado nos próximos modelos descritos a seguir.

#### **4.2.5 Tipo Célula de Simetria**

Buscando uma distribuição uniforme da tensão para um número particular de impactos de esferas, foi adotada uma geometria reduzida que despreza o efeito do contorno no centro da área examinada. Esta geometria se reduz a uma célula de simetria (Figura 3.25) que diminui o modelo consideravelmente, mesmo em relação ao modelo anterior de simetria da geometria reduzida. Com esse modelo o efeito acumulativo dos impactos SP aumenta a cobertura da superfície produzindo uma série de indentações mais próximas.

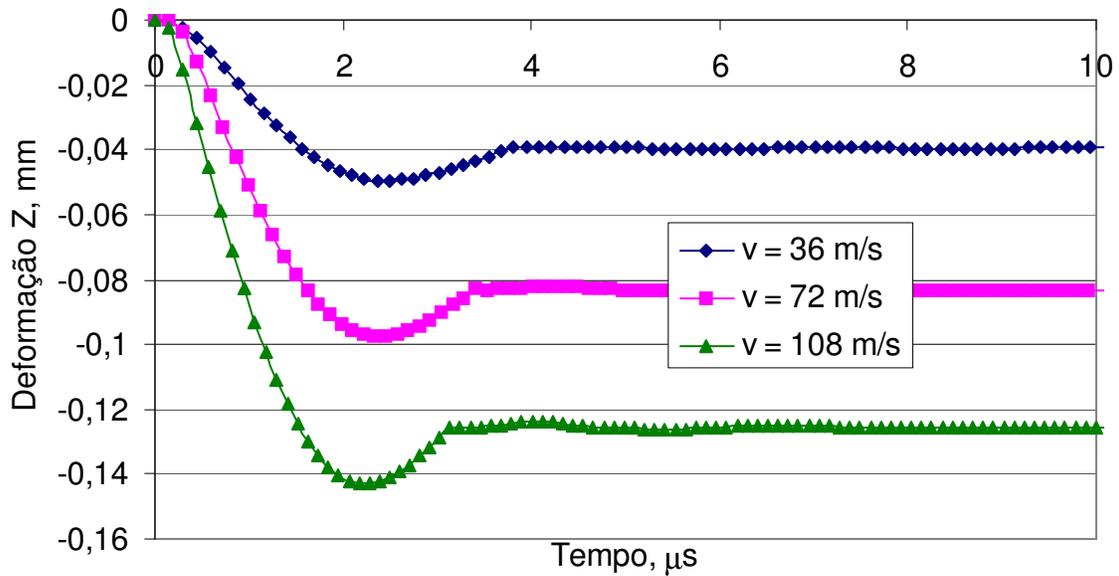
Antes de simular o impacto múltiplo para este modelo, uma análise do impacto simples para vários parâmetros é feita para verificar este modelo reduzido adotado, considerando amortecimento. Para a esfera são considerados seus parâmetros de velocidade, tamanho e atrito. Além disso, o parâmetro do encruamento do material da peça também é avaliado. A verificação da indentação é mostrada em todas essas simulações.

Como nos modelos anteriores, o impacto múltiplo concentrado (na mesma posição) e o impacto múltiplo disperso (com distribuição cartesiana) são analisados para este modelo de célula de simetria reduzido. Em todas as simulações utilizam-se os dados das propriedades da liga de Al 7050 T7651 utilizada por HAN *et. al* (2002) e mostrados na Tabela 3.4.

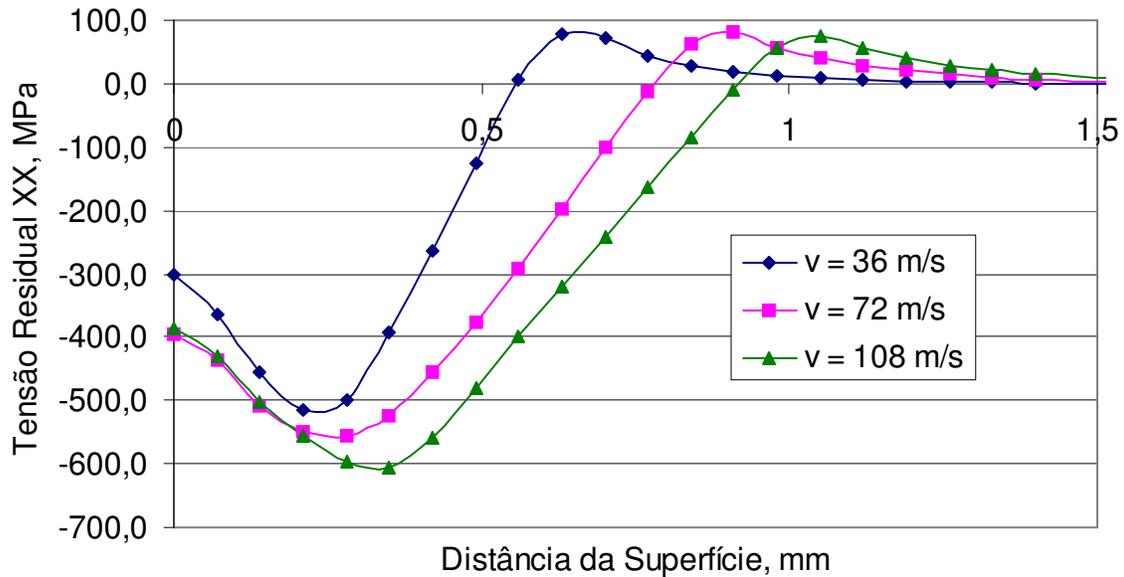
#### ***Efeito da Velocidade da Esfera***

Na Figura 4.60a identifica-se que com o aumento da velocidade, a deformação no ponto de impacto aumenta em cerca de 0,02 mm. As distribuições da tensão (Figura 4.60b) e da deformação (Figura 4.61) residuais são idênticas ao modelo anterior de célula de simetria.

Porém, na tensão superficial vemos uma convergência com o aumento da velocidade (Figura 4.60b).

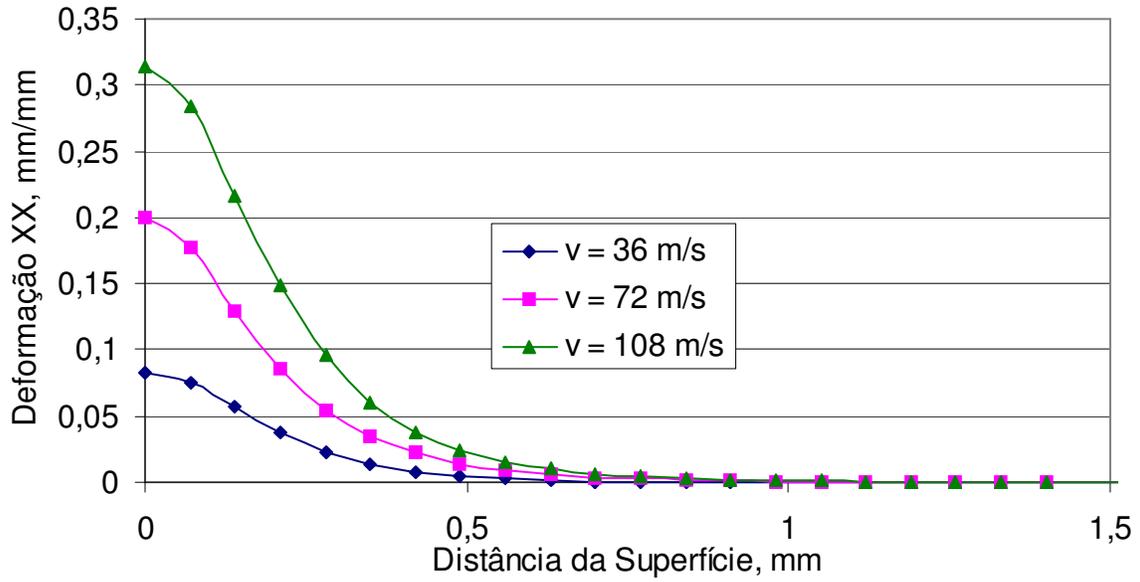


(a)



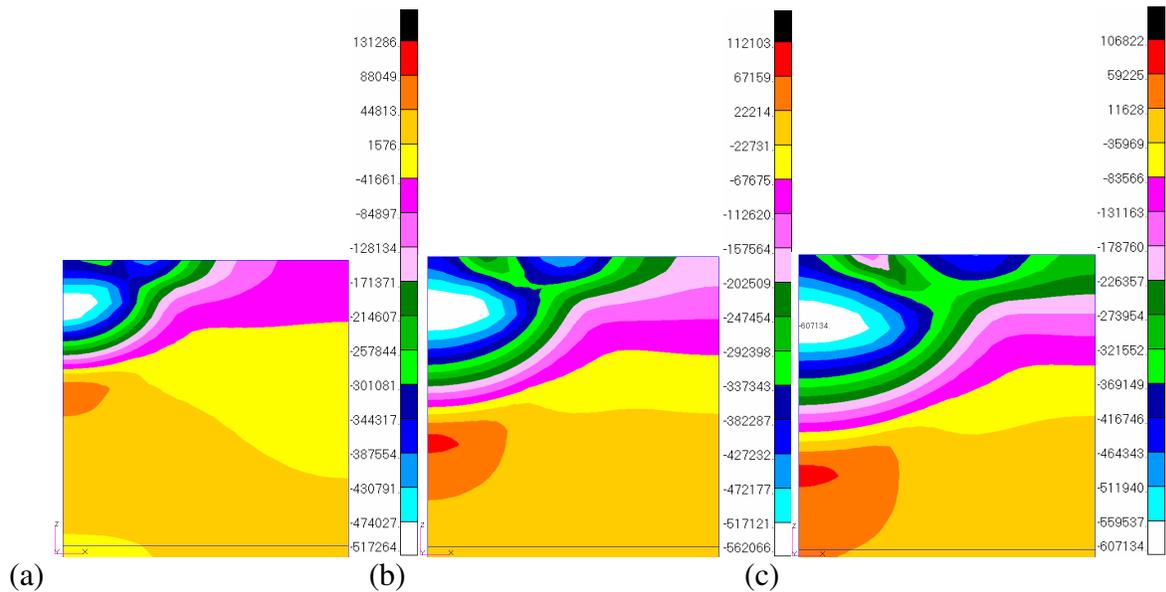
(b)

**Figura 4.60** – Efeito da velocidade da esfera sobre: (a) a indentação; (b) distribuição da tensão residual. ( $\mu=0,0$ ;  $R = 0,7$  mm;  $E_t=120$ MPa;  $\alpha = 0,0036$ )



**Figura 4.61** – Efeito da velocidade da esfera sobre a distribuição da deformação residual. ( $\mu=0,0$ ;  $R = 0,7$  mm;  $E_t=120$ MPa;  $\alpha = 0,0036$ )

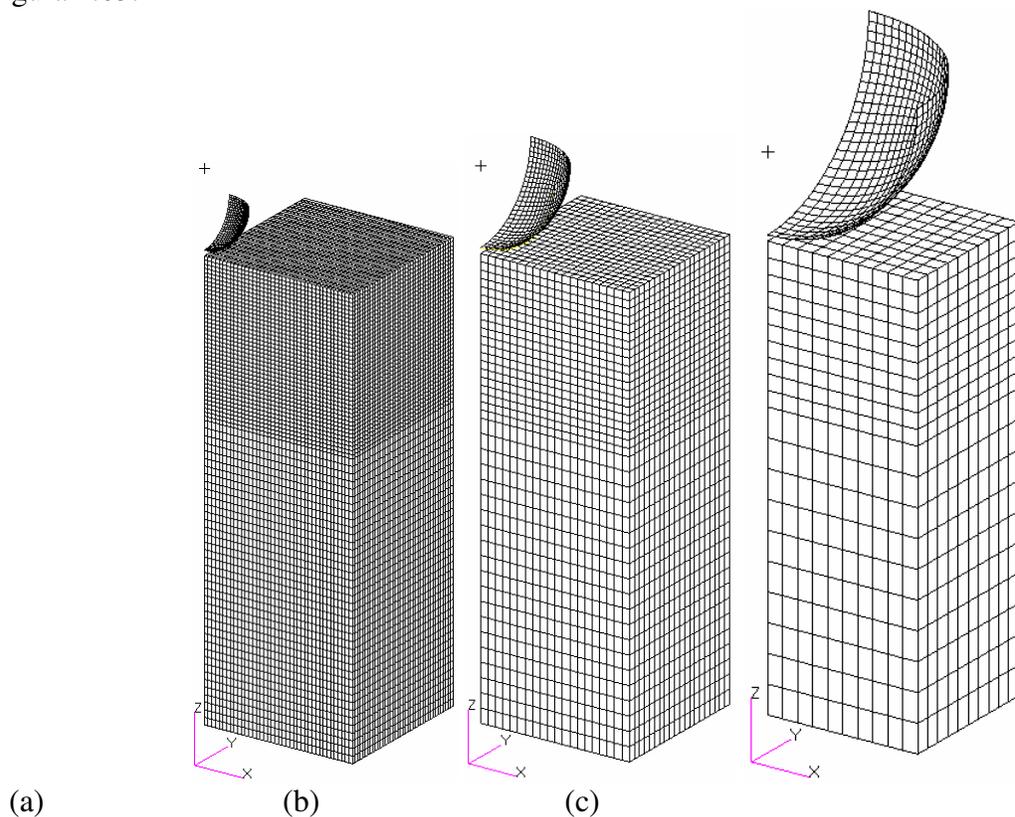
Na Figura 4.62 é ilustrado o contorno da tensão residual XX para diferentes velocidades. Identifica-se que a região compressiva e trativa aumentam, tanto quanto a sua intensidade máxima, com o aumento da velocidade de impacto normal da esfera contra a superfície da célula.



**Figura 4.62** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a)  $v = 36$  m/s; (b)  $v = 72$  m/s; (c)  $v = 108$  m/s. ( $\mu = 0,0$ ;  $R = 0,7$  mm;  $E_t = 120$ MPa;  $\alpha = 0,0036$ )

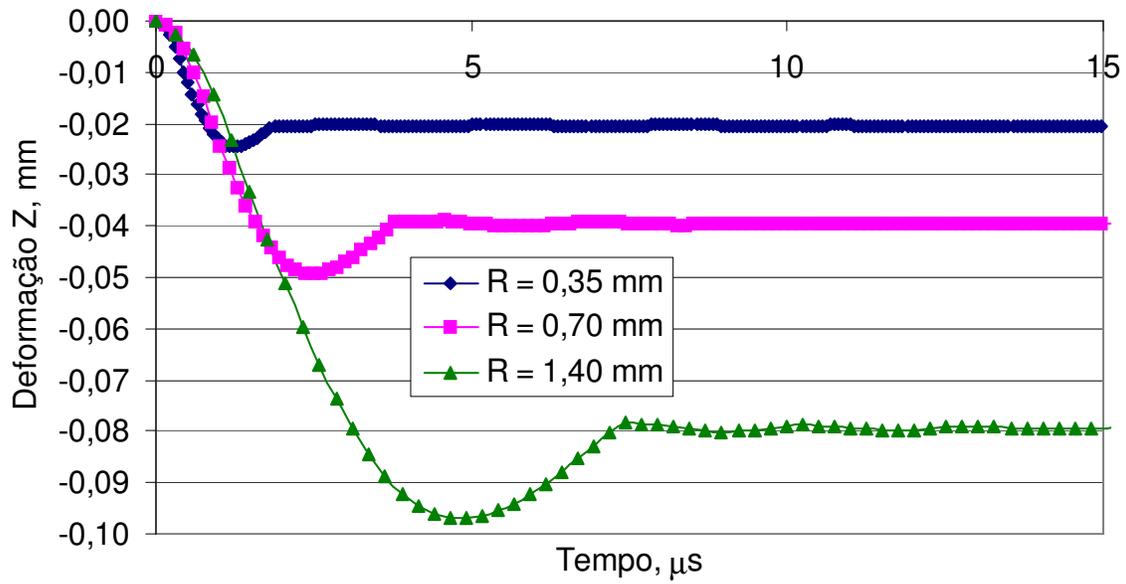
### *Efeito do Tamanho da Esfera*

Para verificar o efeito do tamanho da esfera para este modelo com o impacto simples, manteve-se o refinamento da malha definido por HAN *et. al* (2002) de  $D/20$  como mostra a Figura 4.63.

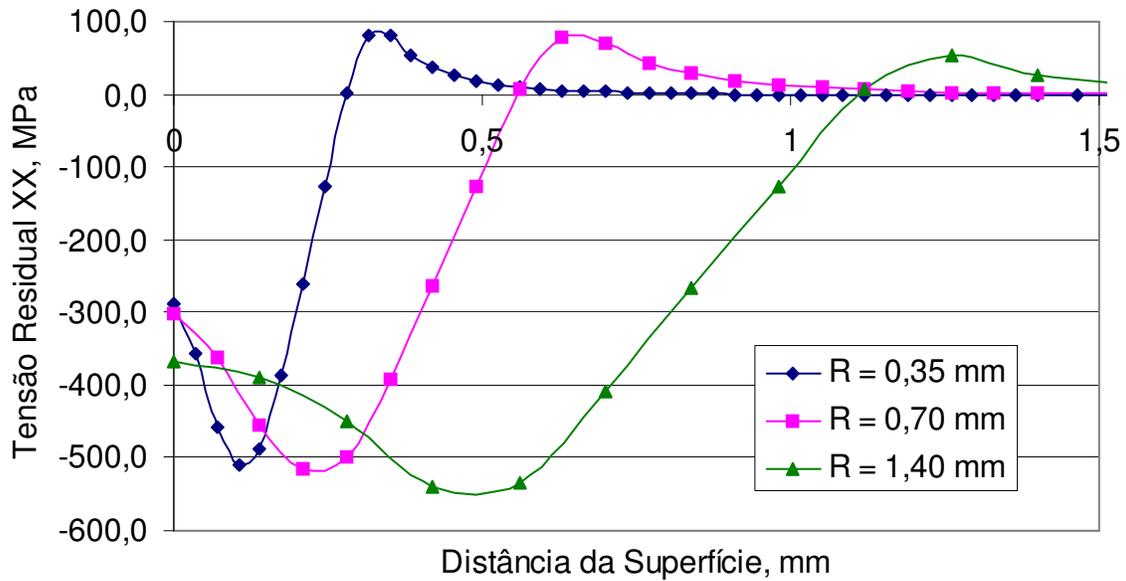


**Figura 4.63** – Discretização das células de simetria para diferentes tamanhos de esferas: (a)  $R = 0,35$  mm; (b)  $R = 0,7$  mm; (c)  $R = 1,4$  mm.

Na Figura 4.64a identifica-se que com o aumento do raio da esfera, a deformação no ponto de impacto aumenta na mesma proporção, isto é, se quadruplicarmos o raio da esfera ( $4 \times 0,35$  mm = 1,40 mm) a profundidade da indentação quadruplica também ( $4 \times 0,02$  mm = 0,08 mm). A distribuição da tensão e deformação residual é diferente do modelo anterior de célula de simetria. Porém, a profundidade da camada plástica se mantém (Figura 4.64b). Na Figura 4.65 observa-se que a deformação na superfície pouco se modifica com o aumento do raio da esfera.

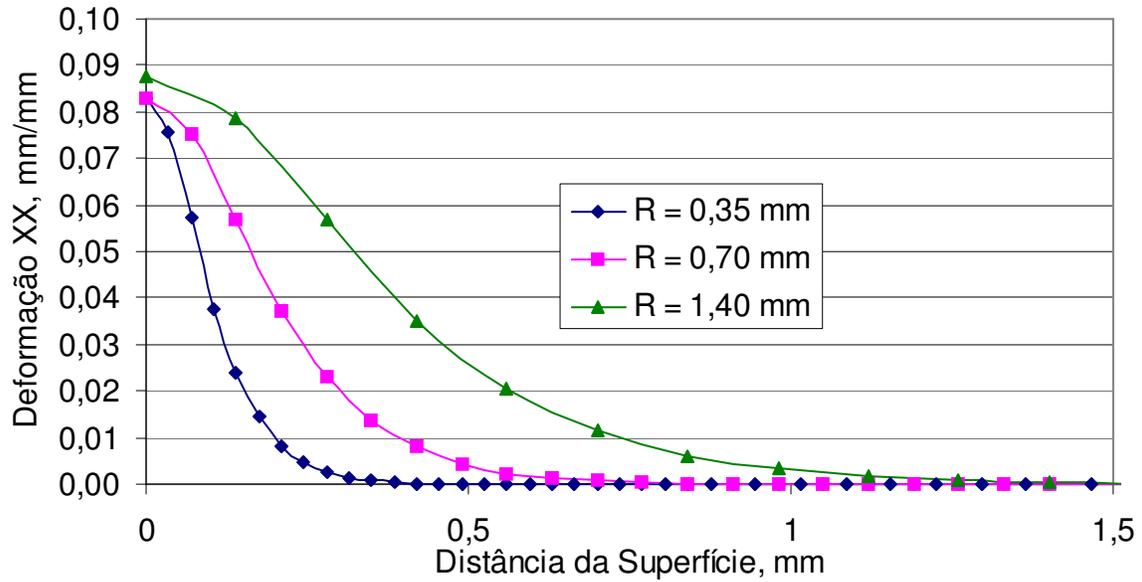


(a)



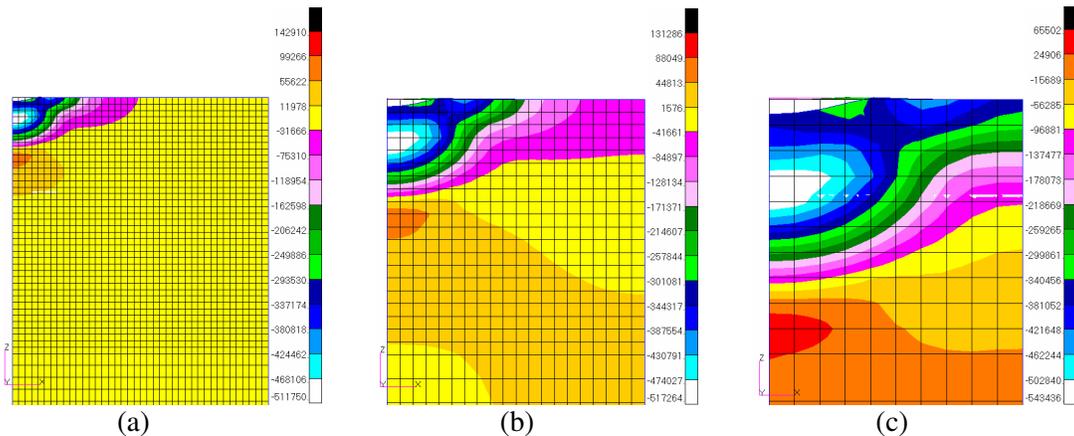
(b)

**Figura 4.64** – Efeito do tamanho da esfera sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura; (c) Deformação XX na espessura. ( $\mu = 0,0$ ;  $v = 36 \text{ m/s}$ ;  $E_t = 120 \text{ MPa}$ )



**Figura 4.65** – Efeito do tamanho da esfera sobre a deformação XX na espessura.  
 $(\mu = 0,0; v = 36 \text{ m/s}; E_t = 120\text{MPa})$

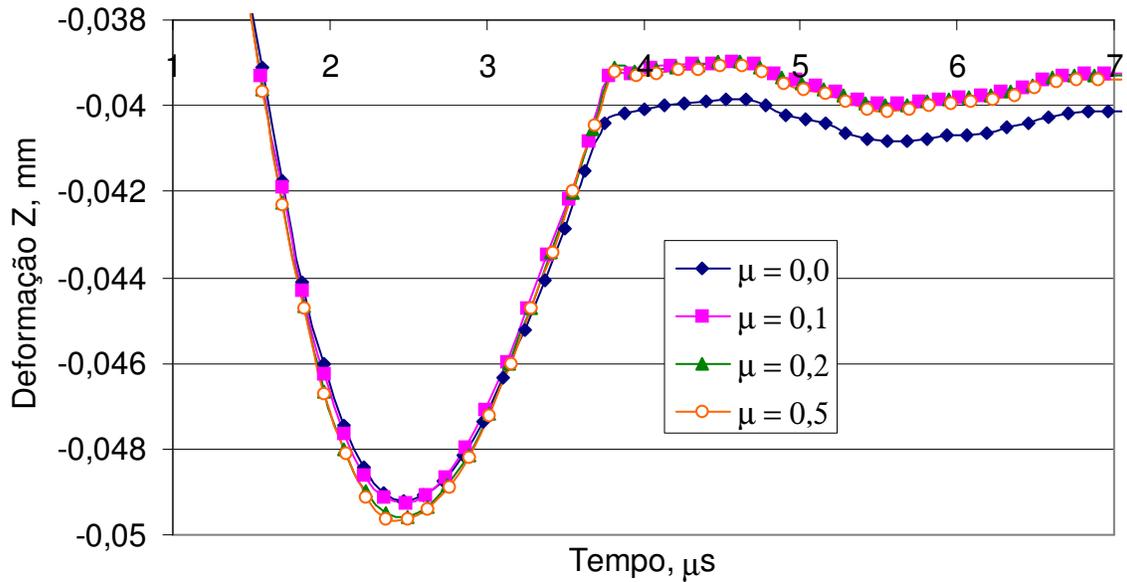
Na Figura 4.66 é ilustrado o contorno da tensão residual XX para diferentes raios de esfera. Identifica-se que a região compressiva e trativa aumentam, tanto quanto a sua intensidade máxima, com o aumento do raio da esfera de forma bastante expressiva.



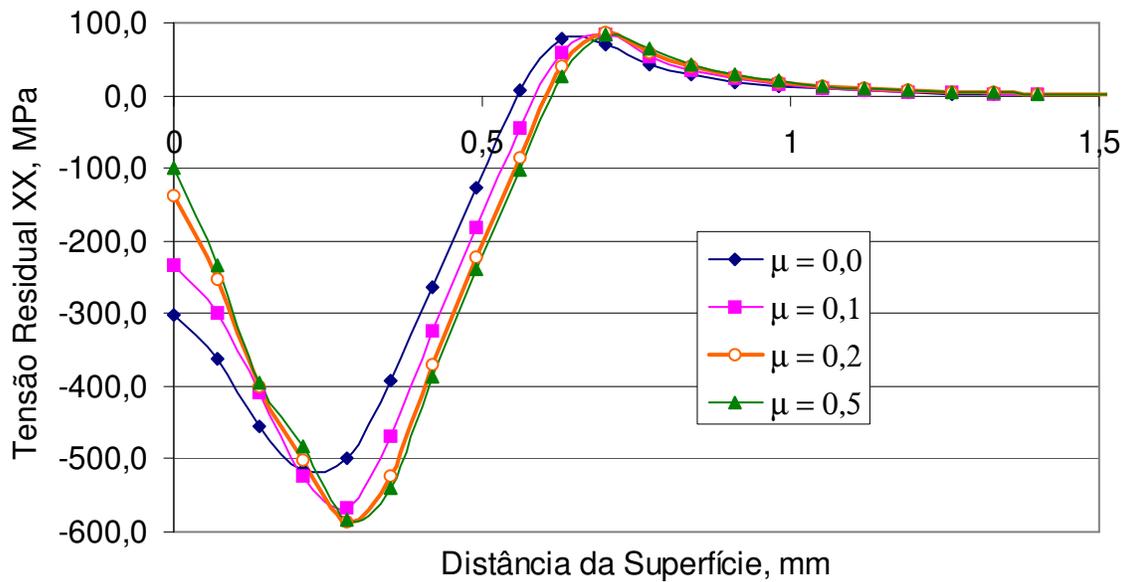
**Figura 4.66** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a)  $R = 0,35 \text{ mm}$  ( $m = 0,35 \times 10^{-6} \text{ kg}$ ;  $\alpha = 0,002$ ) ; (b)  $R = 0,7 \text{ mm}$  ( $m = 2,8 \times 10^{-6} \text{ kg}$ ;  $\alpha = 0,0036$ ) ; (c)  $R = 1,4 \text{ mm}$  ( $m = 22,4 \times 10^{-6} \text{ kg}$ ;  $\alpha = 0,0054$ ).  $(\mu = 0,0; v = 36 \text{ m/s}; E_t = 120\text{MPa})$

## Efeito do Atrito

Na Figura 4.67a identifica-se que com o aumento do coeficiente de atrito não se altera a profundidade da indentação gerada no impacto normal. A distribuição da tensão (Figura 4.67b) e deformação (Figura 4.68) residual é idêntica ao modelo anterior de célula de simetria.

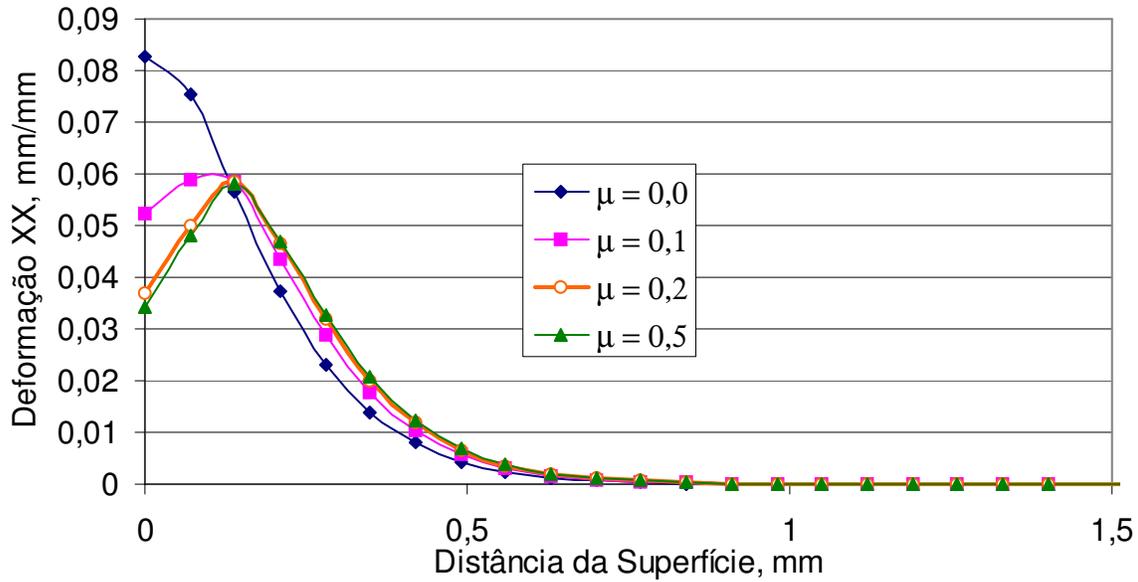


(a)



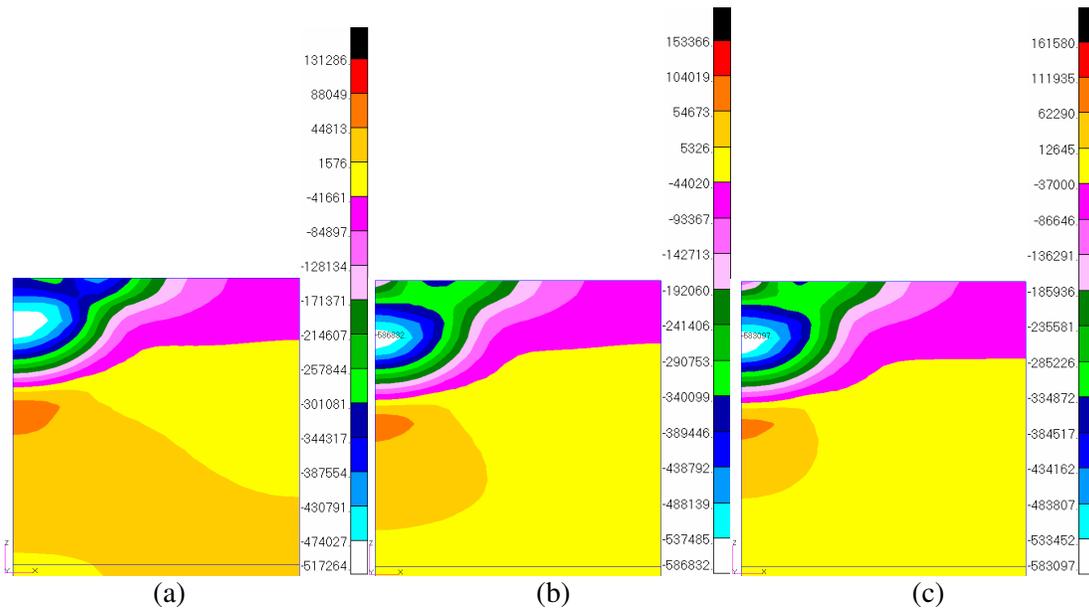
(b)

**Figura 4.67** – Efeito do atrito sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. ( $v = 36 \text{ m/s}$ ;  $R = 0,7 \text{ mm}$ ;  $E_t = 120 \text{ MPa}$ ;  $\alpha = 0,0036$ )



**Figura 4.68** – Efeito do atrito sobre a deformação XX na espessura. ( $v = 36$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $E_t = 120$ MPa;  $\alpha = 0,0036$ )

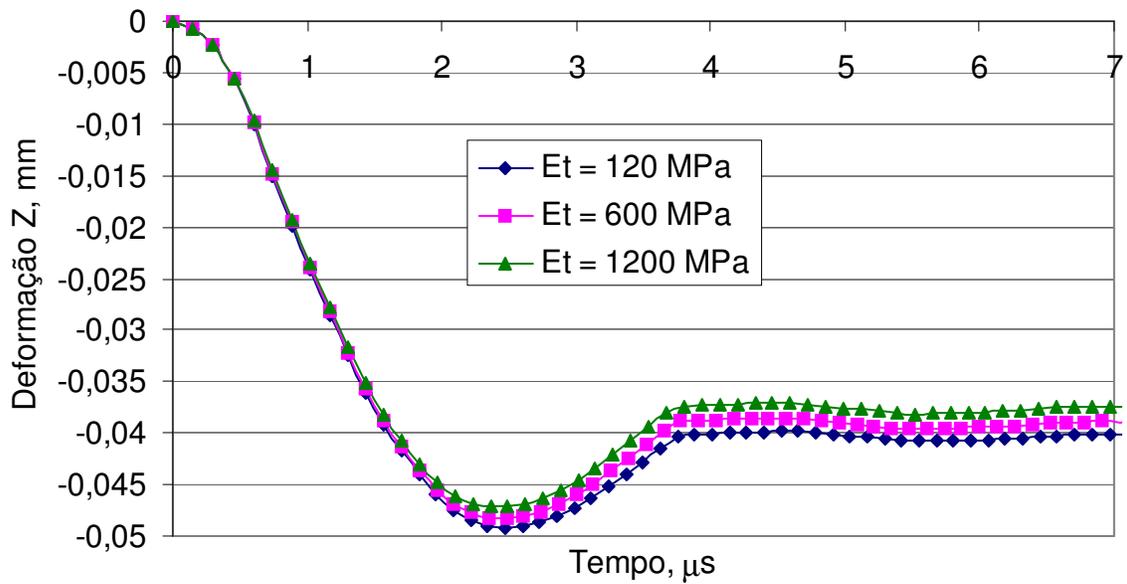
Na Figura 4.69 é ilustrado o contorno da tensão residual XX para diferentes coeficientes de atrito. Com o aumento do atrito, identifica-se que a região compressiva e trativa diminuem, sua intensidade máxima permanece inalterada e se desloca para o interior da célula. Na superfície a tensão diminui sua intensidade e sua região aumenta um pouco.



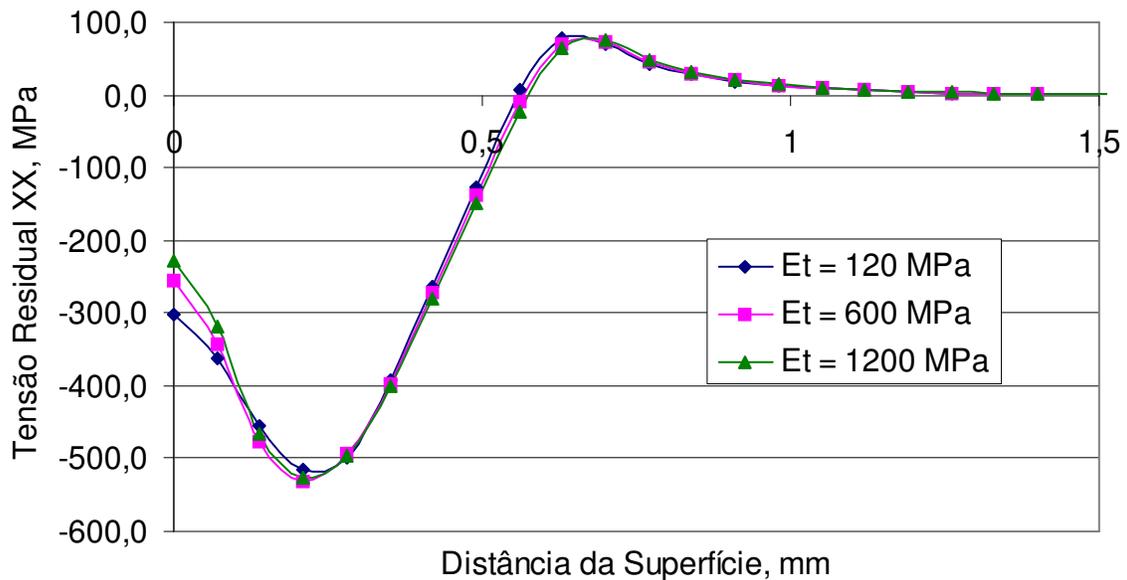
**Figura 4.69** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a)  $\mu = 0,0$ ; (b)  $\mu = 0,2$ ; (c)  $\mu = 0,5$ . ( $v = 36$  m/s;  $R = 0,7$  mm;  $E_t = 120$  MPa;  $\alpha = 0,0036$ )

### Efeito do Encruamento

Na Figura 4.70a identifica-se que com o aumento do encruamento, a profundidade da indentação gerada no impacto normal é mínima, cerca de  $1,7 \mu\text{m}$ . A distribuição da tensão (Figura 4.70b) e deformação (Figura 4.71) residual é idêntica ao modelo anterior de célula de simetria.

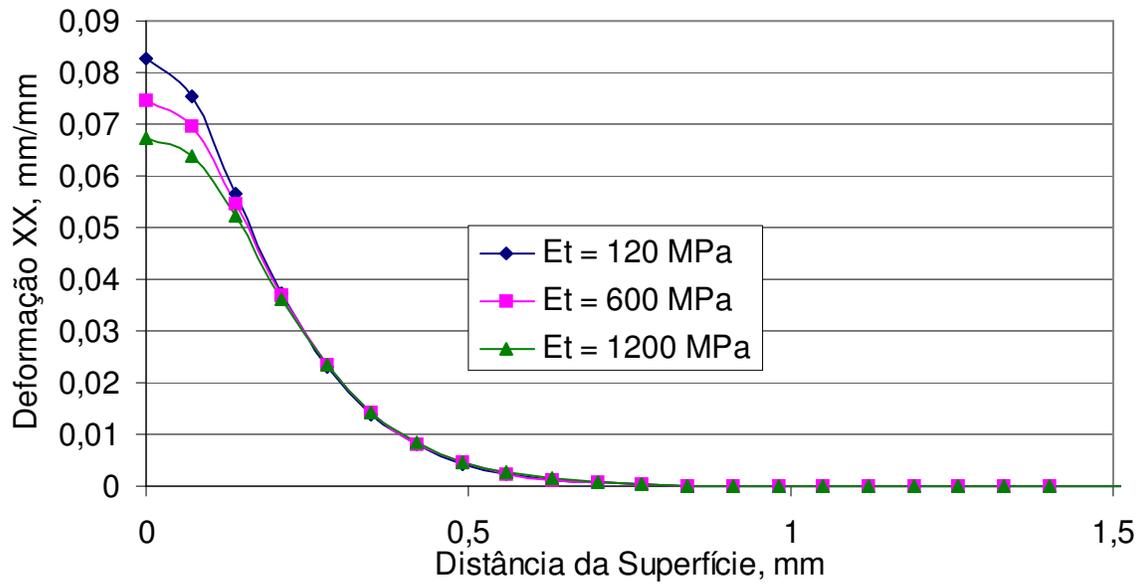


(a)



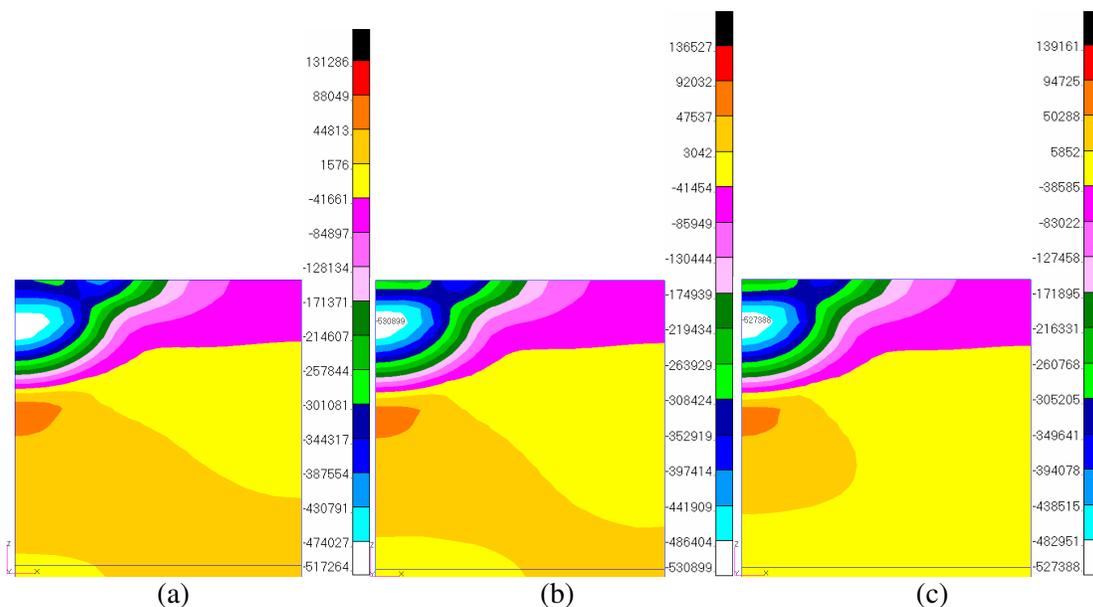
(b)

**Figura 4.70** – Efeito do encruamento do material sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. ( $\mu = 0,0$ ;  $v = 36 \text{ m/s}$ ;  $R = 0,7 \text{ mm}$ )



**Figura 4.71** – Efeito do encruamento do material sobre a deformação XX na espessura.  
 $(\mu = 0,0; \nu = 36 \text{ m/s}; R = 0,7 \text{ mm})$

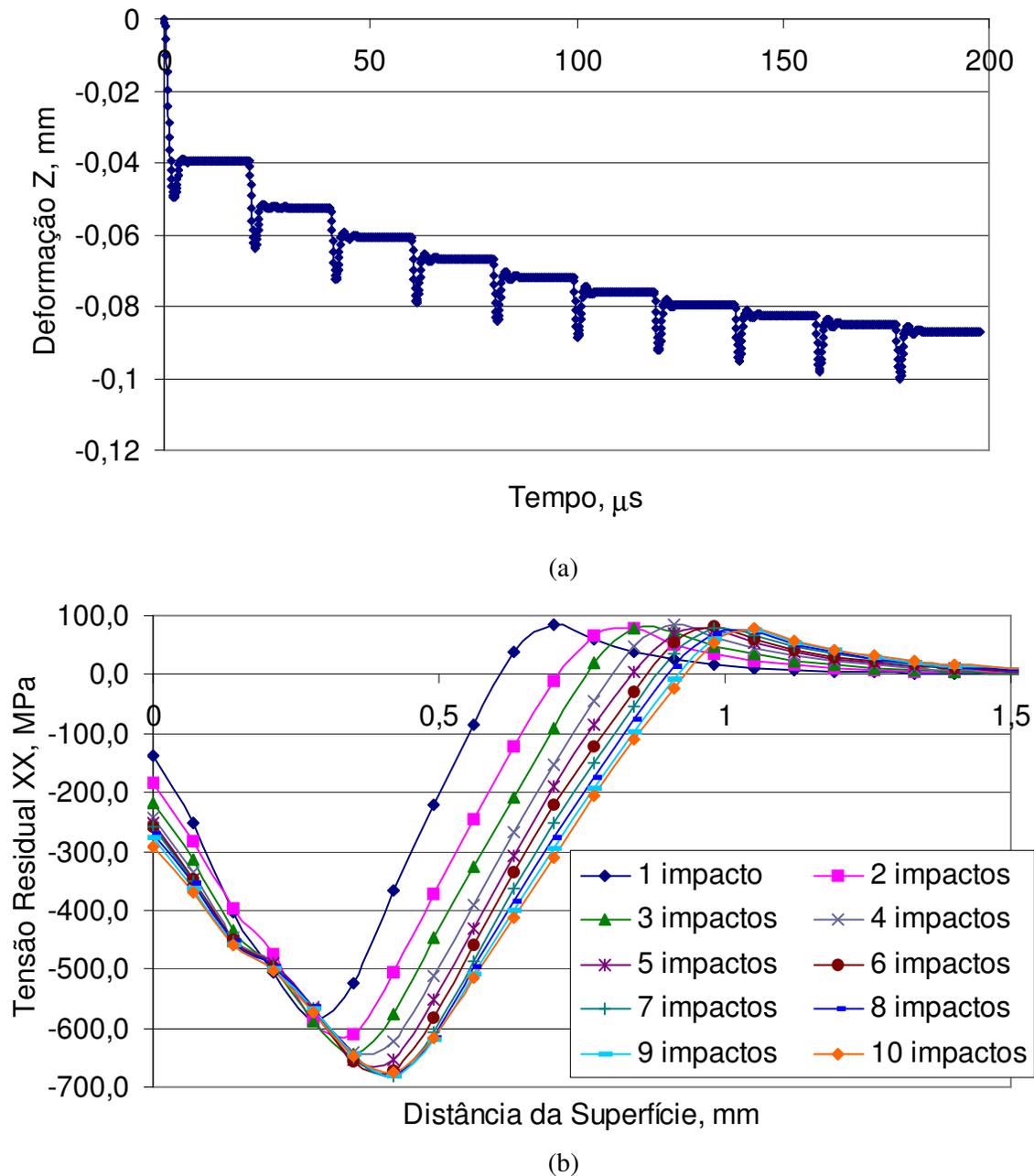
Na Figura 4.72 é ilustrado o contorno da tensão residual XX para diferentes módulos de elasticidade tangencial ( $E_t$ ). Identifica-se que a região compressiva e trativa permanecem estáveis com o aumento do encruamento e que sua intensidade permanece inalterada, enquanto na superfície ocorre um alteração pouco expressiva.



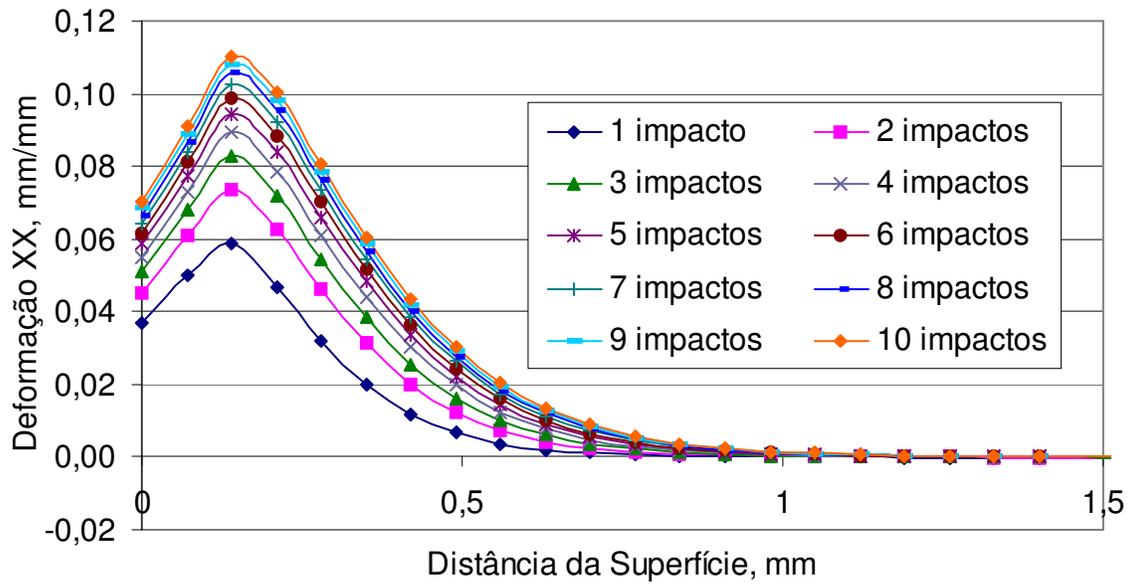
**Figura 4.72** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a)  $E_t = 120 \text{ MPa}$ ; (b)  $E_t = 600 \text{ MPa}$ ; (c)  $E_t = 1200 \text{ MPa}$ .  $(\mu = 0,0; R = 0,7 \text{ mm}; \nu = 36 \text{ m/s}; \alpha = 0,0036)$

### Impacto Concentrado

Nas Figuras 4.73 e 4.74 vemos que a partir do oitavo impacto a convergência do resultado de indentação (Figura 4.73a), da tensão residual XX (Figura 4.73b) e da deformação XX (Figura 4.74).

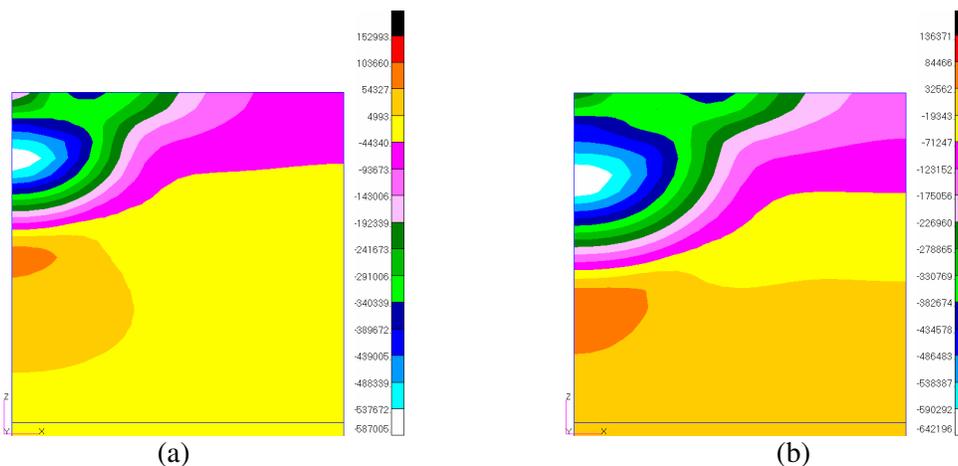


**Figura 4.73** – Efeito do impacto múltiplo concentrado sobre: (a) A indentação; (b) Tensão Residual XX na espessura. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,0066$ )

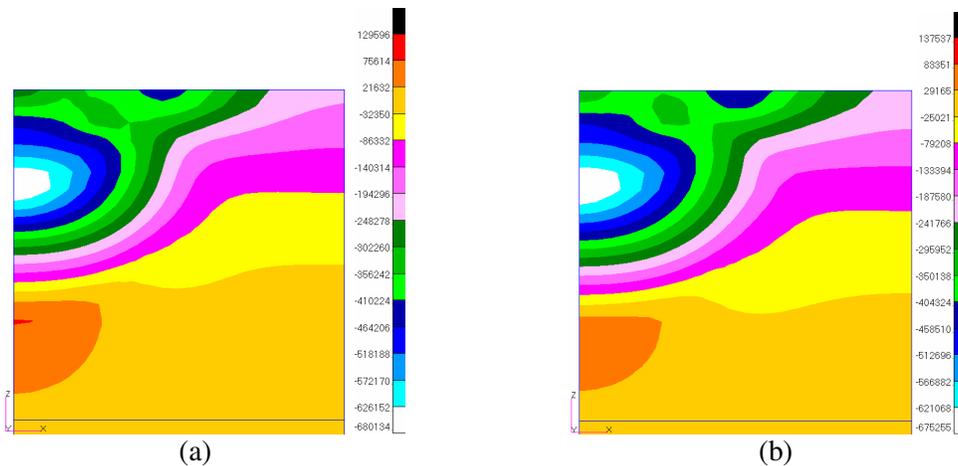


**Figura 4.74** – Efeito do impacto múltiplo concentrado sobre a deformação XX na espessura. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,0066$ )

Nas Figuras 4.75 e 4.76 são ilustrados os contornos da tensão residual XX para quantidades diferentes de impactos no mesmo ponto (concentrado). Identifica-se que a região compressiva e trativa aumentam com o número de impactos e que sua intensidade aumentam gradualmente. Na superfície ocorre uma alteração pouco expressiva a partir do quinto impacto. A distribuição da tensão residual é pouco alterada quando se compara o efeito de 7 com 10 impactos, o que indica uma saturação e convergência dos estado de tensão residual final.



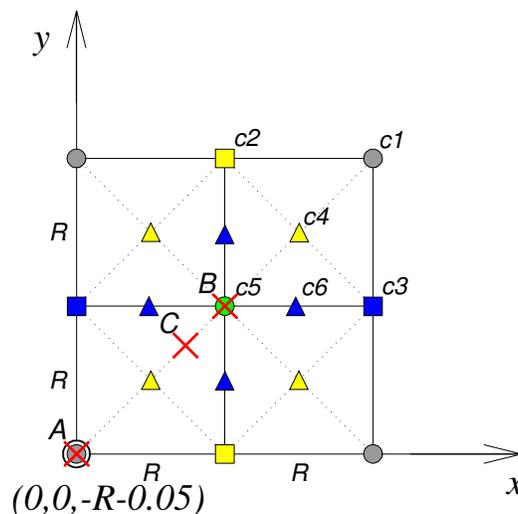
**Figura 4.75** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a) 1 impacto; (b) 5 impactos. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,0066$ )



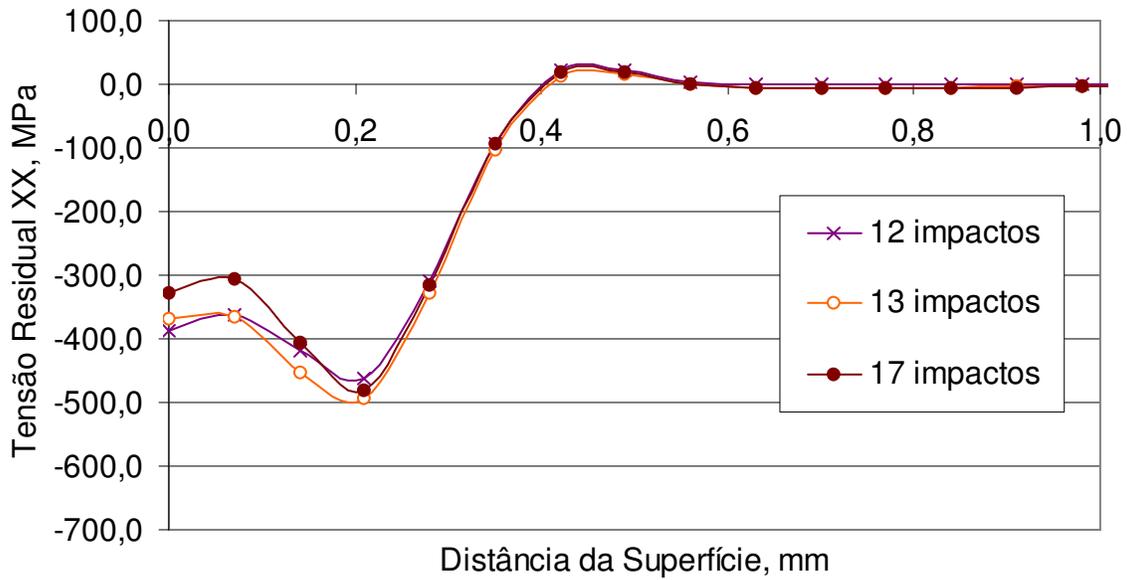
**Figura 4.76** – Contorno da tensão residual XX ( $\times 10^{-3}$  MPa) para: (a) 7 impactos; (b) 10 impactos. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,0066$ )

### *Impacto Múltiplo Disperso*

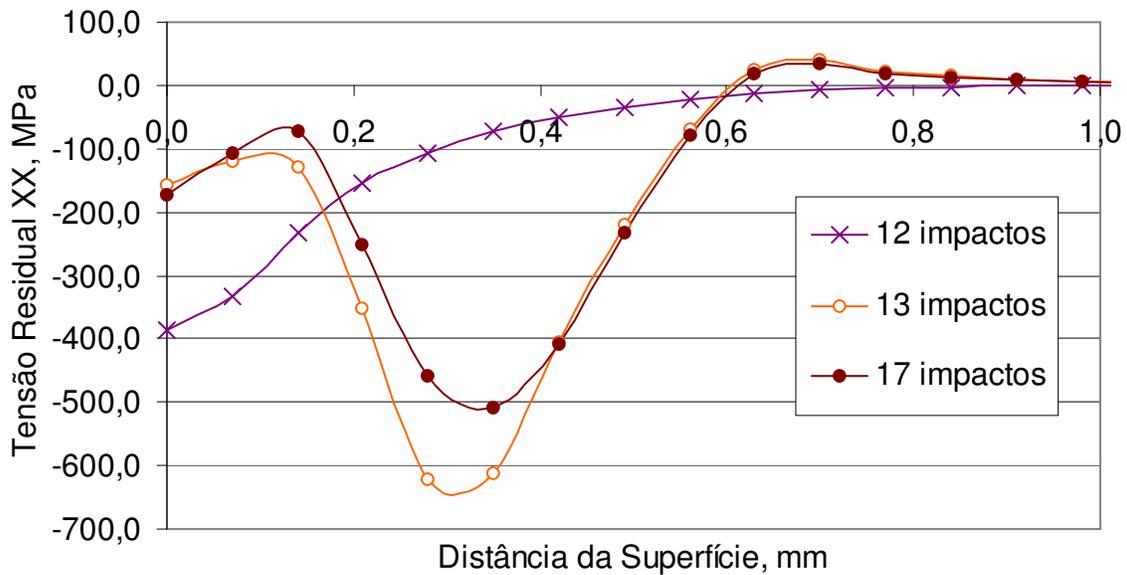
A variação do perfil da tensão e deformação residual é estudada em três pontos críticos (Figura 4.77): o ponto A no vértice da geometria retangular, no ponto B na coordenada da origem ( $R, R, -R-0,05$ ) ( $R=0,7$ mm) e no ponto C na coordenada da origem ( $0,7R, 0,7R, -R-0,05$ ) ( $R=0,7$ mm). O efeito do impacto múltiplo disperso sobre o perfil da tensão residual XX para o modelo de 12, 13 e 17 impactos são mostrados na Figura 4.78 para os pontos A e B e na Figura 4.79 para o ponto C.



**Figura 4.77** – Esquema da posição dos pontos de impacto ( $R$ =raio da esfera) identificando três pontos de análise (A, B e C) para os modelos de impacto múltiplo disperso tipo célula.



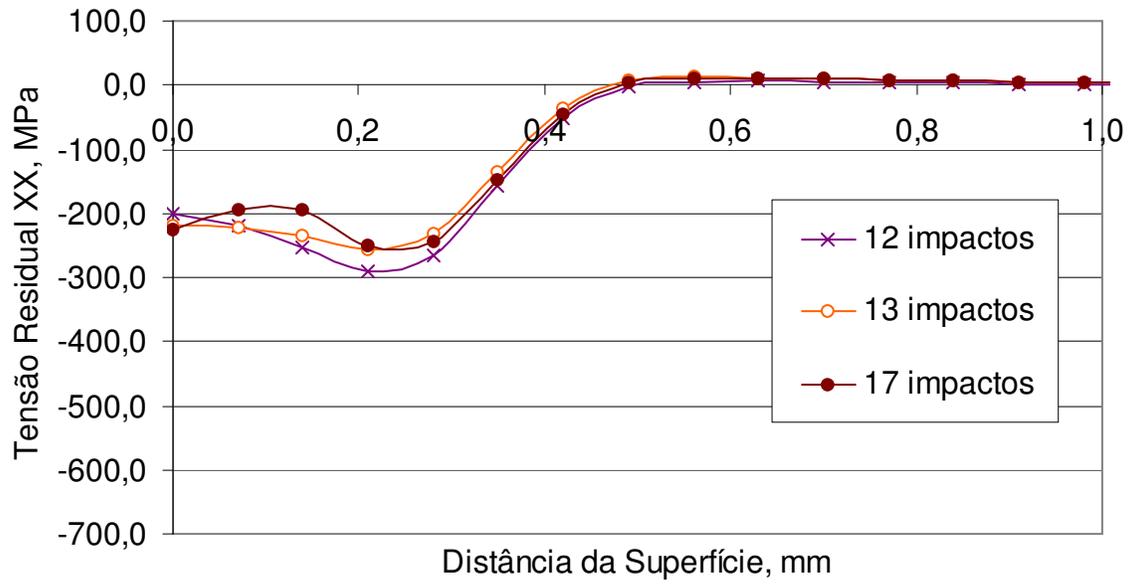
(a)



(b)

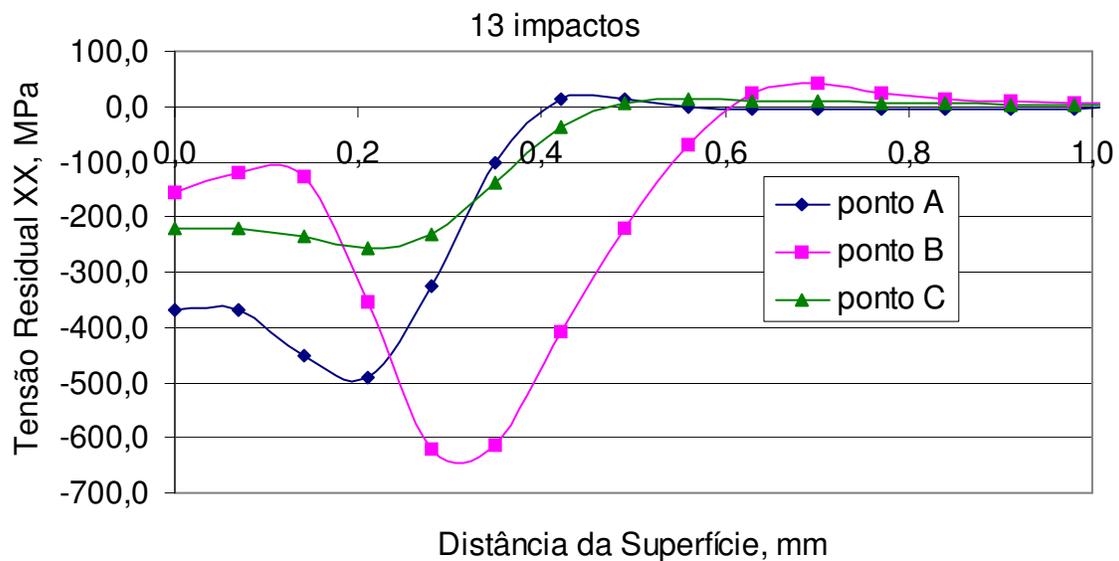
**Figura 4.78** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura no: (a) Ponto A; (b) Ponto B. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )

Para o número de impactos utilizado há uma pequena convergência em cada ponto selecionado, o que sugere que deve-se aumentar a cobertura e buscar-se a saturação no perfil de tensão residual.



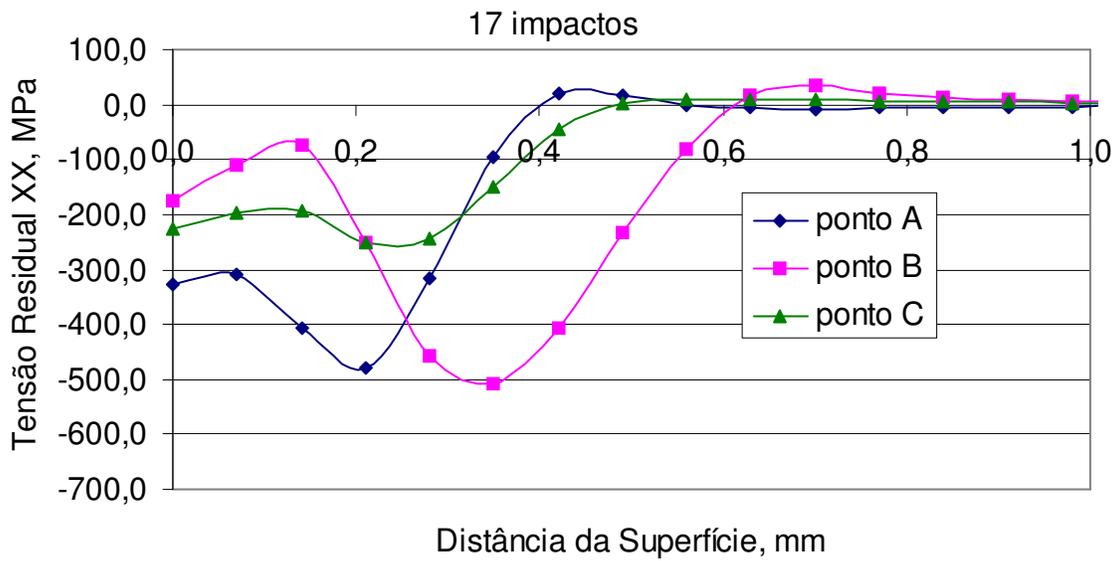
**Figura 4.79** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura no ponto C. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )

Na Figura 4.80 e 4.81 os perfis de tensão residual são superpostos para os pontos selecionados para os modelos de 13 e 17 impactos, respectivamente.



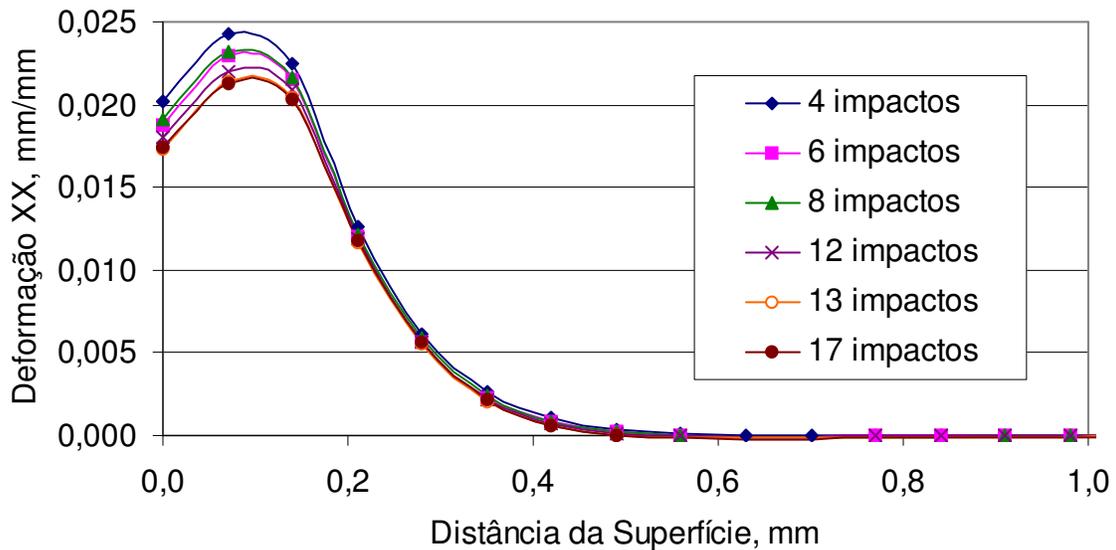
**Figura 4.80** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura para o modelo de 13 impactos. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )

A cobertura não é suficiente para se atingir o estado de saturação do perfil da tensão residual que na prática deve ser obtida com 100% de cobertura com um número determinado de esferas e que é superior ao simulado com 17 impactos de esferas.

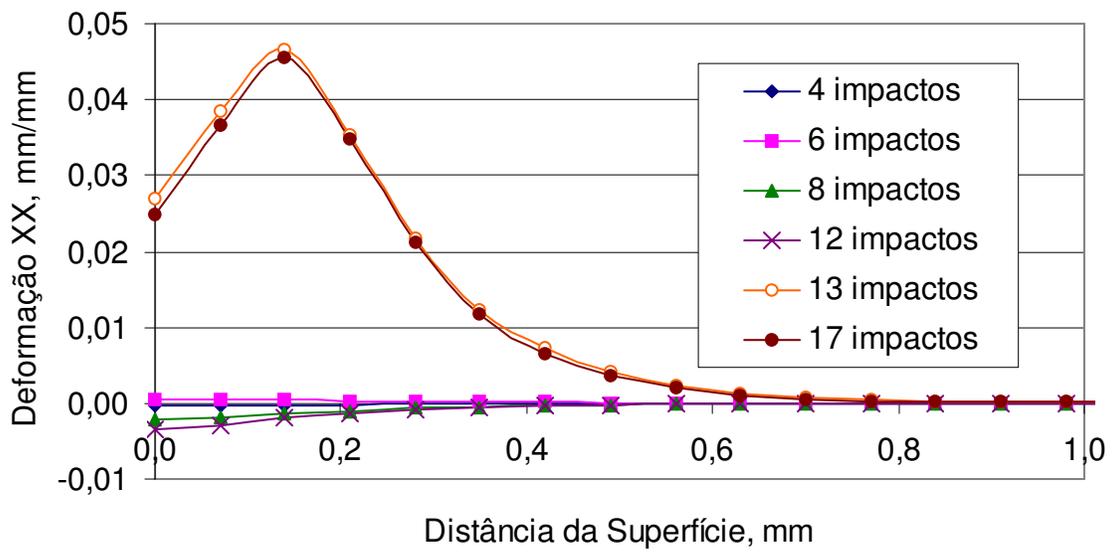


**Figura 4.81** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre Tensão Residual XX na espessura para os modelos de 17 impactos. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )

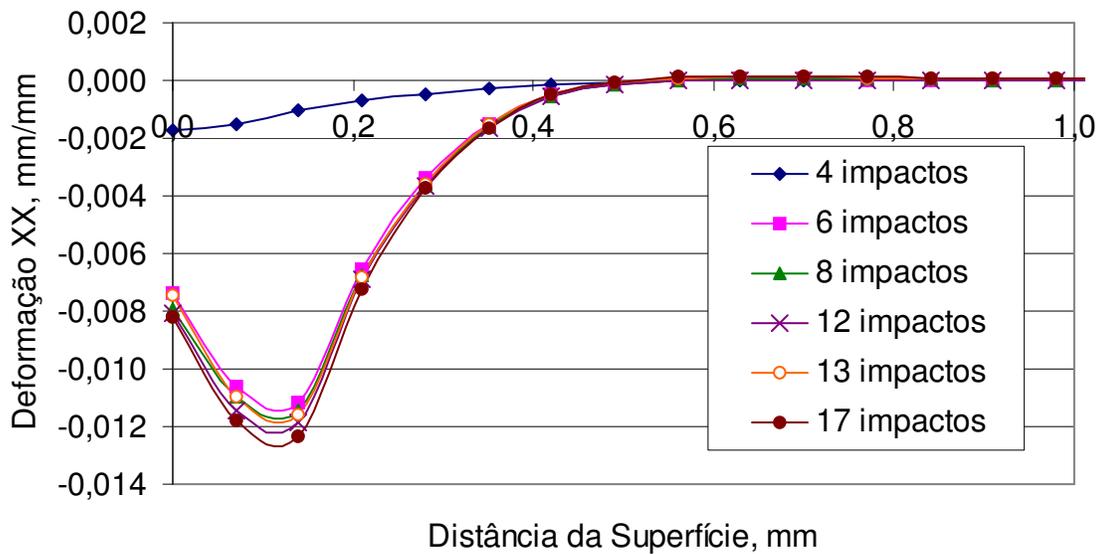
A convergência para cada ponto selecionado é observada na Figura 4.82 e 4.83. Porém, cada ponto apresenta comportamentos distintos de deformação tanto em amplitude quanto em forma.



**Figura 4.82** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre a Deformação Residual XX na espessura no Ponto A. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )



(a)

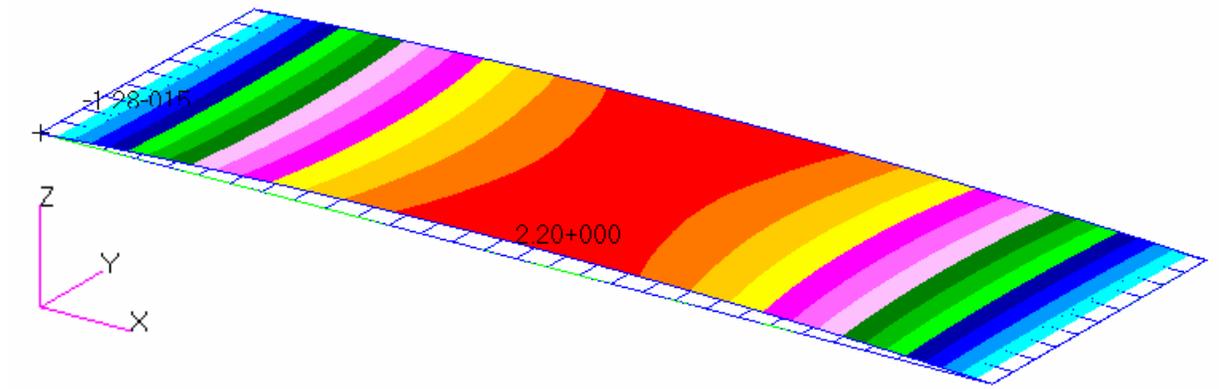


(b)

**Figura 4.83** – Efeito do impacto múltiplo disperso sobre a Deformação Residual XX na espessura no: (a) Ponto B; (b) Ponto C. ( $\mu = 0,2$ ;  $R = 0,7$  mm;  $v = 36$  m/s;  $\alpha = 0,007$ )

### 4.3 Modelagem Estática de “Peen Forming”

Uma análise estática implícita de EF é feita em toda a placa, que foi jateada no modelo anterior para uma amostra reduzida com análise dinâmica explícita. A malha de EF consiste de apenas 300 elementos de casca com elemento grosseiro de  $5 \times 5 \text{ mm}^2$  e na espessura o mesmo número de camadas com a mesma dimensão da amostra sólida. A restrição citada no item 3.3 é aplicada na placa e o procedimento de aplicar a tensão residual como condição inicial de carregamento equivalente tem como resultado a deflexão da peça como mostrado na Figura 4.84 para uma velocidade de impacto de 36 m/s e do impacto múltiplo localizado de 8 esferas em que se atinge o ponto de saturação.



**Figura 4.84** – Deformação final com contorno do deslocamento vertical após aplicar o perfil da tensão residual de 8 impactos concentrados com  $v = 36\text{m/s}$ .

O resultado da deflexão de 2,2 mm obtido neste trabalho é validado pelo valor equivalente ao resultado obtido por HAN *et al.* (2002) de 2,1 mm para a mesma velocidade de impacto obtida com 32 passes de impacto múltiplo utilizando uma malha de 4500 elementos sólidos de 8 nós a um custo computacional de 300 MB contra 50 MB do nosso modelo com 300 elementos de casca de 4 nós.

## **CAPÍTULO 5**

### **CONCLUSÕES E SUGESTÕES**

#### **5.1 Problematização**

A tensão residual é fator preponderante em determinar a resistência à fadiga da maioria das peças mecânicas e também pelo desequilíbrio que possa ocorrer pela tensão induzida por jateamento de esferas e assim produzir a peça conformada.

Na maioria dos casos as tensões induzidas por cargas alternadas em componentes mecânicos causam pequenas fissuras que dão início a falha por fadiga, que é súbita e catastrófica. Para o processo de propagação das trincas são importantes as tensões de tração, que fazem com que as pequenas trincas que foram nucleadas venham a crescer e levem à ruptura final.

Para aumentar a resistência à fadiga entra o processo de “shot peening” que gera tensão residual de compressão na superfície, evita fraturas, endurece a superfície jateada e forma pequenas cavidades para lubrificação. Servindo como tratamento de superfície e como processo de conformação sob condições de jateamento, esse processo de trabalho a frio é extensamente usado na indústria aeroespacial e automobilística. A principal deficiência em implementar o processo nos estágios iniciais de projeto está na dificuldade de se obter o campo de tensão residual resultante e a forma final da peça que respondem pela integridade mecânica do componente. Ensaios experimentais ainda não são uma alternativa viável.

Através do conhecimento das características do processo e do modelo numérico implementado definiram-se os parâmetros otimizados para controle e reprodutibilidade das peças obtidas pelo

processo. O conceito e contribuição que o modelo utilizado traz ao desenvolvimento tecnológico são resultados da superação de grandes dificuldades associadas à complexidade dos fenômenos envolvidos e da sua reprodução com modelos numéricos.

As dificuldades superadas compreendem a escassez de artigos científicos que possam ser reproduzidos, serem comparáveis e que validem os modelos propostos. O aprendizado da ferramenta de alto desempenho é desafiador por não ser o material de apoio suporte suficiente para o trabalho proposto. Isto implica num experimento numérico extenso e demorado por não haver dados e resultados que calibrem o modelo a contento. A falta de resultados experimentais que possam validar o modelo proposto ainda é uma realidade que compromete o desenvolvimento do trabalho.

## **5.2 Objetivos**

Por esse motivo o objetivo deste estudo foi determinar o perfil da tensão residual resultante induzida mecanicamente por jateamento de esferas e o resultado da conformação obtida, ambos pela análise numérica do método de elementos finitos por modelos propostos validados por resultados da literatura. Considerando que a simulação pelo MEF é fundamental para contribuir a uma melhor compreensão do processo através da análise dos mecanismos de conformação, foi proposto:

Realizar a análise de elementos finitos dinâmica não linear tridimensional do impacto simples. Esta proposta foi definida para poder identificar os vários parâmetros que influenciam o processo e passíveis de simulação para a compreensão do processo de “shot peening”.

Permitir através da análise de elementos finitos dinâmica não linear tridimensional do impacto de múltiplas esferas buscar resultados o mais próximos dos reais. E assim, obtido o perfil de tensão residual com a simulação obter a forma final da peça jateada.

### 5.3 Contribuições da Tese

Como proposta inicial de trabalho nesta área, os resultados obtidos até o momento são satisfatórios por ser notória a grande complexidade que o processo de jateamento de esferas de superfícies metálicas envolve. As limitações estão nos modelos atuais de contato, de atrito, de amortecimento, na precisão numérica, na definição da malha, na concepção das condições de contorno, nas propriedades representativas dos materiais, na validação tanto com resultados experimentais quanto da literatura, etc. Para atingir resultados expressivos de simulação a decisão do engenheiro deve controlar e qualificar as hipóteses necessárias para que o modelo numérico represente apropriadamente o modelo físico cuja precisão é função da especificação apropriada dos dados.

#### 5.3.1 Shot Peening

A análise numérica de elementos finitos dinâmica não linear tridimensional foi realizada com uma ferramenta comercial (MSC.Dytran), que ainda não foi empregado nesta aplicação pela pesquisa na literatura, simulando o processo de “shot peening”. A tensão residual gerada pelo processo é a principal informação tecnológica de interesse industrial. Os parâmetros que influenciam o perfil desta tensão foram analisados para o impacto simples de uma esfera considerada rígida. Também foram considerados os resultados da deformação residual considerando a direção  $x$  perpendicular ao plano da peça com material de comportamento bilinear. Foi definida uma malha mais apropriada para o bloco (representação reduzida da peça) considerando o tamanho do elemento pelo trabalho de HAN *et al.* (2000b) e na convergência para esta malha da esfera com modelo de casca por vários testes de convergência mostrados explicitamente neste trabalho.

A validação pelo perfil da velocidade de impacto no tempo, comparada com o modelo de MEGUID, SHAGAL e STRANART (1999a), apresentou resultados muito próximos para a malha definida pelo autor e adaptada no MSC.Dytran. Porém, esses resultados se alteram ao se verificar que a velocidade final da esfera após o impacto aumenta de 14,3 m/s para 17,3 m/s para um novo modelo de CZEKANSKI e MEGUID (2006), o que se deve a limitações do código

implícito comercial ANSYS usado por aqueles autores, que só converge com resultados numéricos com grande amortecimento para o primeiro caso. O modelo de EF proposto se equivale para o segundo caso com o uso do código explícito comercial LS-DYNA que utiliza o encruamento de  $E_t = 1000$  MPa no lugar do modelo anterior que utiliza  $E_t = 800$  MPa que comprovamos não tem influência expressiva sobre tensão e deformação residual.

O modelo de impacto simples representa o perfil da tensão residual com uma distribuição de tensão de compressão, confirmando em nosso trabalho, na qual ocorre um pico de tensão próximo a superfície (ponto de Bielajev) conforme se encontra na literatura. Verifica-se a afirmação de GUAGLIANO *et al.* (1999) que a principal contribuição para o campo de tensão residual está no primeiro impacto e a diferença entre o próximo está em torno de 15%. Observa-se que em lugar de se fazer o impacto seqüencial, ao se optar pelo impacto simultâneo, este apresenta uma maior uniformidade na tensão residual na peça. Constatamos que esta segunda opção é a alternativa para a simulação do processo de jateamento mais realista embora não a tenhamos aplicado na sua totalidade até o presente momento.

O efeito da velocidade e do tamanho da esfera sobre o perfil da tensão e da deformação residuais são verificados. Sua influência esta principalmente sobre a espessura da cama sob compressão, sobre a tensão superficial e sub-superficial, e é muito expressiva na deformação. O efeito do encruamento do material é muito menor do que estes efeitos. Já o atrito converge para um valor em torno de 0,2, como na literatura (HAN *et al.*, 2000b), e influencia significativamente o perfil de tensão na superfície e no ponto de máxima tensão, sendo que a deformação altera bastante a forma do perfil passando a ter uma deformação maior abaixo da superfície a partir de um atrito de 0,1. Além disso, o trabalho considera o efeito da taxa de deformação usando o modelo de Cowper-Symond (Anexo I). O resultado mostra a maior influência da taxa de deformação sobre a camada comprimida e o pico de tensão de compressão máxima, sendo que a deformação diminui sensivelmente considerando a sensibilidade à taxa de deformação. O trabalho é complementado pelo efeito que o material da peça tem sobre o perfil da tensão e deformação residual. Para materiais tão distintos quanto o alumínio e o aço a diferença é mais significativa no ponto de tensão compressiva máxima e na deformação superficial. Evidentemente o material da peça tem

grande influência sobre os resultados e sua escolha (dados experimentais) é fundamental para a comparação com os corpos-de-prova usados nos experimentos.

Uma vez que o processo de “shot peening” envolve mais de um único impacto, é necessário fazer a análise da condição real de múltiplos impactos e seu efeito sobre o campo de tensão residual induzido e o desenvolvimento da zona plástica. Optamos em fazer a análise de impactos múltiplos considerando a condição de impacto múltiplo seqüencial concentrada em um único ponto, impacto duplo lateral simultâneo e o impacto múltiplo disperso.

Demonstramos que o impacto duplo de esferas simultâneo gera uma uniformidade da distribuição da tensão residual ao se aproximar as esferas lateralmente. O resultado, visto no Capítulo 4, mostra que os efeitos da interação são significativos no plano intermediário as duas impressões. Abaixo de cada ponto de impacto predomina a influência do impacto da esfera sobre a tensão residual induzida e a região plástica, sendo apenas significativo o efeito da interação pela aproximação entre centros das esferas para valores menores que o diâmetro, resultado que não havíamos encontrado na revisão bibliográfica. Essas informações norteiam o modelo de impacto múltiplo disperso adotado.

O modelo de múltiplos impactos concentrados em um único ponto sobre o resultado do tratamento é vantajoso sobre um modelo disperso, pois a convergência é obtida rapidamente a exemplo do modelo adotado, que com 8 impactos seqüenciais já chega a um valor de saturação.

O tratamento por shot peening com o impacto múltiplo disperso tem um custo computacional maior que o concentrado. Esta primeira experiência com o modelo realístico de “shot peening”, considera os resultados das interações entre múltiplos impactos simultâneos e numa seqüência de camadas. Obtiveram-se resultados significativos a um custo computacional aceitável, embora a validação do modelo seja feita em função de resultados obtidos da literatura que nem sempre são precisos e reproduzíveis devido a informações incompletas e inconsistentes.

Primeiramente procurou-se definir modelos de simetria com uma distribuição cartesiana e radial com dimensões de amostras indicadas na literatura. Neste caso observa-se que a dificuldade está

em se atingir a saturação que depende do número de impactos e da proximidade das esferas para o impacto múltiplo disperso. A proximidade maior no modelo radial mostra uma dependência maior do número de impactos do que no modelo cartesiano no qual já se observa uma tendência de uniformidade com 13 impactos apenas.

Uma vez que há uma tendência de se usar modelos de amostras locais cada vez mais reduzidas, optou-se em seguida por usar uma célula com a dimensão de um diâmetro de esfera de lado do quadrado da superfície de impacto e espessura da chapa a ser analisada. Nos primeiros impactos a distribuição das esferas influencia o perfil da tensão residual principalmente nos pontos de impacto.

### **5.3.2 Shot Peen Forming**

Para muitos autores os modelos de carregamento equivalente são alternativas viáveis aos modelos de impacto. O custo computacional é baixo por ser uma solução estática na qual se emprega o método dos elementos finitos implícito estático. A limitação está em validar o modelo com dados experimentais ou mesmo com modelos de impacto.

No modelo de carregamento equivalente de temperatura foram feitas análises tanto para elementos finitos tipo sólido quanto para o tipo casca. Os resultados com elementos sólidos são influenciados pela razão de aspecto, dificultando o refinamento de malha e inviabilizando sua aplicação para estruturas de chapas metálicas, muito empregadas na indústria aeronáutica, como na fuselagem e em painéis. Embora os resultados de deflexão para o modelo sólido sejam equivalentes aos corpos de prova ensaiados, o modelo de casca adapta-se melhor à geometria de chapas metálicas. Além disso, o modelo de casca é mais eficiente computacionalmente que o modelo sólido.

Portanto, foram realizadas várias análises com o modelo de carregamento equivalente de pressão empregando elementos finitos do tipo casca. Com este modelo foi possível representar curvas de saturação que são dependentes da escolha da camada plástica. A limitação deste modelo está em definir a espessura da camada plástica, que pode ser obtida ou por dados experimentais ou por modelos de impacto. Neste trabalho foi possível comparar os resultados da curva de saturação

com 8% da espessura da chapa com espessura da camada plástica e o perfil da tensão residual final com o modelo de impacto múltiplo de HAN *et al.* (2002). O modelo de carregamento equivalente de pressão se mostra muito flexível quando é possível analisar no processo de PF a um custo computacional e de modelagem baixos: o efeito do pré-tensionamento, o efeito da distribuição de pressão (cobertura), o efeito da distribuição da pressão em função da seqüência de coberturas para uma amostra de chapa retangular e triangular.

Os resultados da aplicação do perfil de tensão residual do “shot peening”, obtidos do modelo de impacto múltiplo de elementos finitos tipo sólido, na solução estática implícita são equivalentes ao modelo adotado por HAN *et al.* (2002) para obter a peça deformada final (“peen forming”) com elemento finitos do tipo casca.

Considerando o amortecimento, a geometria do bloco não é um fator que possa influenciar os resultados do perfil da tensão residual para a simulação do SP. Portanto, devemos escolher um fator de amortecimento coerente após testar o impacto simples sem amortecimento (Anexo I) reduzindo o tempo para atingir o estado de equilíbrio estático e assim viabilizando modelos com geometria reduzida otimizados.

Existem diferentes modelos de EF 3D para determinar o perfil da tensão residual pelo impacto múltiplo de esferas, porém nenhum foi validado experimentalmente na íntegra: os modelos convergem apenas na profundidade da camada plástica.

O custo computacional é elevado para uma convergência numérica ao empregar-se o refinamento da discretização da geometria (célula de simetria).

A combinação de todos os parâmetros que influenciam o processo para simulação é um desafio que deve ser vencido pela validação do modelo por resultados experimentais ou trabalhos que tenham dados de material e disponha de todas as variáveis do processo explicitamente e precisamente identificadas. Além disso, o estudo de cada modelo de análise de contato, atrito e geometria continua a ser desafiador e exigência de muito trabalho de pesquisa.

Deve-se definir uma célula de simetria de baixo custo para obter os perfis de tensão, deformação e deformação plástica efetiva, para SP com a análise dinâmica explícita tridimensional. A impressão dinâmica elasto-plástica (indentação) pode ser avaliada pelo impacto de uma calota esférica rígida sobre uma célula de simetria por um impacto e múltiplos impactos, tanto locais quanto distribuídos.

Os resultados obtidos, até o momento, são qualitativamente e quantitativamente aceitáveis em relação à literatura disponível. Porém, limitam-se ainda à deflexão final da peça pois a solução estática com a entrada do perfil de tensão residual do SP é a média da distribuição da tensão de compressão, pois o programa não permite que se informe mais de uma tensão para espessura, embora seja possível informar o perfil da tensão na espessura (Anexo II). Sem a simulação do SP não teríamos o perfil da tensão residual, e também o que antes era uma limitação para o modelo de carregamento equivalente, ou seja, a espessura da camada deformada plasticamente. A entrada do perfil de tensão e de deformação residuais na solução estática implícita está sendo estudada. A escolha do elemento de casca para a solução estática, para obter a distribuição da tensão e deformação final da peça, é a alternativa mais barata e que melhor se molda a forma das peças aeroespaciais que adotam o processo de fabricação por jateamento de esferas.

Para conhecer o mecanismo de jateamento de esferas, a maioria dos trabalhos numéricos tem partido do modelo de simulação de elementos finitos de uma única indentação ou impactos múltiplos em um única linha ou regularmente distribuídos. Neste trabalho partiu-se para a estratégia de se optar por um modelo mais próximo do real com a identificação dos parâmetros com o impacto simples, como a indentação para cada condição diferente de parâmetro, e impactos múltiplos em células reduzidas com distribuição relativamente aleatórias.

#### **5.4 Trabalhos Futuros**

O estudo mais aprofundado de alternativas para os modelos de impacto múltiplo, como os modelos de carregamento equivalente, não pode ser descartado. A solução com estes modelos é deve ser mais eficiente, porém sua eficácia ainda não está comprovada a contento.

Com o domínio da tecnologia desenvolvida é necessário rever os resultados obtidos para condições otimizadas de refinamento, para que possamos definir uma estratégia de auto-validação do modelo numérico utilizado por experimentos precisos com parâmetros que reproduzam o processo de tratamento e conformação por jateamento de esferas, baseados em dados de entrada que permitam a sua simulação em substituição aos métodos de tentativa-e-erro.

Outro tema interessante é o estudo de casos de danos devidos aos impactos adotando-se a propriedade de falha juntamente com um modelo adequado de material elasto-plástico que pode ser estudado baseando-se no trabalho recente de FRIJA *et. al* (2006) e dos recursos do Dytran.

Uma vez que os recursos computacionais estão cada vez mais desenvolvidos e alguns trabalhos já demonstram viabilidade para simular-se condições de jateamento próximos do real usando apenas o modelo dinâmico explícito, o investimento neste sentido parece ser uma linha a ser seguida com determinação. Um exemplo clássico é o trabalho de KOPP e SHULZ (2002) para conformação por jateamento de esferas simultâneo em ambos os lados da chapa metálica.

As informações que encontramos em artigos da área, em geral são incompletas e de resultados duvidosos e imprecisos. Os trabalhos indicam um procedimento e adotam outro para mostrar resultados possivelmente adaptados pela complexidade do fenômeno físico estudado devido ao grande número de variáveis que o influenciam e que restringem a precisão das simulações ao se implementar num programa de simulação. Muitos autores citam que seus resultados numéricos são validados com os resultados experimentais, mas sequer representam esta comparação. Portanto, é muito importante que se tenham resultados experimentais, como por exemplo, o perfil da indentação e da tensão residual, para validar-se o modelo desenvolvido e corrigir possíveis distorções alterando-se os parâmetros sobre os quais se tem controle.

Considerar um modelo mais realístico possível é adotar o MEF dinâmico explícito tridimensional para o modelamento de impacto múltiplo devido a sua eficiência e sua aplicação na prática para o processo de jateamento. Para tanto devemos buscar um modelo de impacto múltiplo distribuído aleatoriamente e com ângulos de impacto diferentes dos normais além do impacto entre as esferas, que estão fisicamente envolvidos com o processo de SP. Além disso, grande parte da energia cinética da esfera é transformada em energia de deformação plástica bem

como em energia térmica, cujas relações com a sensibilidade à taxa de deformação devem ser consideradas no modelo desenvolvido e buscada na literatura a expressão analítica que melhor se adapte à análise numérica e possa ser validada com a simulação e com experimentos precisos.

Uma alternativa à simulação explícita dinâmica, continua sendo a de carregamento equivalente, que se dá a um custo muito reduzido, mesmo que ainda seja complicado especificar-se a temperatura, a pressão ou a tensão equivalente para se obter a forma final da peça e o perfil da tensão residual. Vemos que existe uma tendência de podermos aproveitar as vantagens de cada modelo para definir um modelo híbrido, pois já sabemos que o modelo explícito é eficiente em determinar a camada plástica e o perfil da tensão residual para o SP, e a solução implícita é imediata em se obter a forma final para PF. Porém, no momento tem-se uma aproximação apenas qualitativa para o perfil da tensão residual para um modelo de casca.

## Referências Bibliográficas

- BRAVO, C. M. A. C.; SILVA, E. C.; PAVANELLO, R.; BUTTON, S.T. Simulação Numérica do Processo de Conformação de Chapas Metálicas por Jateamento de Esferas. *CMNE/CILAMCE 2007*, p. 217-227, Portugal 2007.
- AL-HASSANI, S.T.S. Mechanical Aspects of Residual Stress Development in Shot Peening. *Proc. of the First Int. Conf. on Shot Peening*, ICSP-1, Paris, p. 14-17, 1981.
- AL-HASSANI, S.T.S. An Engineering Approach to Shot Peening Mechanics. *Proc. of the Second Int. Conf. on Shot Peening*, ICSP-2, Chicago, p. 275, 1984.
- AL-HASSANI, S.T.S.; KORMI, K.; WEBB, D.C. Numerical Simulation of Multiple Shot Peening. *The 7th International Conference o Shot Peening* (ICSP - 7), p. 217-227, 1999.
- CALLISTER, William D. *Materials Science and Engineering: An Introduction*. 3th ed. New York: John Wiley & Sons, Inc., 1994. 811 p.
- CRISFIELD, M.A. Non-linear Finite Element Analysis of Solids and Structures. *John Wiley & Sons Ltd*. Chichester - England, 1991.
- CZEKANSKI, A.; MEGUID, S.A. On the use of variational inequalities to model impact problems of elasto-plastic media. *International Journal of Impact Engineering*, Vol. 32, pp. 1485 - 1511, 2006.
- FRIESE, Axel. Shot Peening Machine Installed at Airbus Plant. *Metal Finish News*. v. 5, p. 18-19, 2004. Recuperado em 01 out. 2005: <http://mf.nli/article/?id=223>
- FRIJA, M. et al. Finite element modelling of shot peening process: Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity. *Materials Science & Engineering*, Vol. 426, pp. 173 - 180, 2006.
- GARDINER, D.S.; PLATTS, M.J. Towards Peen Forming Process Oprimisation. *The 7th International Conference o Shot Peening* (ICSP - 7), pp. 235-243, 1999.
- GRASTY, L.V.; ADREW, C. Shot peen forming sheet metal: finite element prediction of deformed shape. *Journal of Engineering Manufacture*, pp. 361-366, 1996.

GUAGLIANO, M. et al. An Approach to Relate the Shot Peening Parameters to the Induced Residual Stresses. *The 7<sup>th</sup> International Conference o Shot Peening*, p. 274-282, 1999.

GUAGLIANO, M. Relating Almen instensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach. *Journal of Materials Processing Technology*, p. 277-286, 2001.

HAN, K.; PERIC, D.; CROOK, A.J.L.; OWEN, D.R.J. A combined finite/discrete element simulation of shot peening process. Part I: studies on 2D interaction laws. *Engineering Computations*, v. 17, n. 5, p. 593-619, 2000a.

HAN, K., PERIC; D., OWEN; D.R.J; YU, J. A combined finite/discrete element simulation of shot peening process. Part II: 3D interaction laws. *Engineering Computations*, v. 17, n. 6, p. 680-702, 2000b.

HAN, K.; OWEN, D.R.J.; PERIC, D. A combined finite/discrete element simulation of peen forming process. *Engineering Computations*, v. 19, n. 1, p. 92-118, 2002.

JOHNSON, W. IMPACT STRENGTH OF MATERIALS. *Edward Arnold (Publishers) Limited*, First Published, 1972, London, England.

KIRK, David. Contributed paper: Shot peening. *Aircraft Engineering and Aerospace Technology: An International Journal*, v. 71, n. 4, p. 349-361, 1999.

KOBAYASHI, S.; OH, S.I.; ALTAN, T. Metal Forming and the Finite-Element Method. *Oxford University Press Inc.*, New York, 1989.

KOBAYASHI, M.; MATSUI, T.; MURAKAMI, Y. Mechanism of creation of compressive residual stress by shot peening. *International Journal Fatigue*, v. 20, n. 5, p. 351-357, 1998.

KOPP, R.; SCHULZ, J. Flexible Sheet Forming Technology by Double-sided Simultaneous Shot Peen Forming. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, v. 51, n. 1, pp.195-198, 2002.

KOPP, R.; SCHULZ, J. Optimising the Double-Sided Simultaneous Shot Peening Forming. *Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening (ICSP-8)*, pp. 227-233, 2002.

KYRIACOU, S. Shot-Peening Mechanics, a Theoretical Study. *Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening (ICSP-6)*, pp. 505-516, 1996.

KSA Process Automation. Disponível em: Exemplos de jateamento da KSA. <http://www.kugelstrahlzentrum.de/News.html>. Acesso em: 01 de out. 2005.

LEVERS, Andrew; PRIOR, Alan. Finite element analysis of shot peening. *Journal of Materials Processing Technology*. p. 304-308, 1998.

LI, J.K. et al. Mechanical Approach to the Residual Stress Field Induced by Shot Peening. *Materials Sci. and Engineering*, A, v. 147, p. 167-173, 1991.

MACKERLE, Jaroslav. Finite element analyses and simulations of sheet metal forming processes. *Engineering Computations*, v. 21, n. 8, p. 891-940, 2004.

MAJZOUBI, G.H.; AZIZI, R.; ALAVI NIA, A. A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts. *Journal of Materials Processing Technology*, 1226-1234, 2005.

MEGUID, S. A.; SHAGAL, G.; STRANART, J. C. Finite element modeling of shot-peening residual stresses. *Journal of Materials Processing Technology*. p. 401-404, 1999a.

MEGUID, S. A. et al. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses. *Finite Element in Analysis and Design*. v. 31, p. 179-191, 1999b.

MEGUID, S. A. et al. 3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model. *International Journal of Impact Engineering*. v. 27, p. 119-134, 2002.

MEO, M.; VIGNJEVIC, R. Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process. *Advances in Engineering Software*. v. 34, p. 569-575, 2003.

METHEWS, J.H. Numerical Methods for Mathematics, Science, and Engineering. *Prentice Hall*, Englewood Cliffs, New Jersey, 2nd ed., 1992.

MSC.Dytran 2005 r3, *Theory Manual*, User Documentation: Copyright 2006 MSC.Software Corporation. Printed in U.S.A.

NAKONIECZNY, A.; BORKOWSKI, P.; WYMYSŁOWSKI, P. Example of the Computer Simulation of Shot Peening Process. *Journal of Materials Processing Technology*. p. 523-529, 2002.

OSK Surface & Shot Peening Engineering. Disponível em: Blast Process Menu <http://www.osk-kiefer.de/home/default.asp?lang=en> Acesso em: 01 de out. 2005.

REDDY, J.N. An Introduction to Nonlinear Finite Element Analysis. *Oxford University Press Inc.*, New York, first edition, 2004.

SCHIFFNER, K.; HELLING, C. Droste gen. Simulation of residual stress by shot peening. *Computers & Structures*. v. 72, p. 329-340, 1999.

SHEN, S. M *et al.* Assessment, Development, and Validation of Computational Fracture Mechanics Methodologies and Tools for Sho-Peened Material Used in Rotorcraft

Principal Structural Elements. *Final Report*, July 2004.

SCHWARZER, J.; SCHULZE, V.; VÖHRINGER, O. Finite Element Simulation of Shot Peening – A Method to Evaluate the Influence of Peening Parameters on Surface Characteristics. *Journal of Materials Processing Technology*. 2002, pp. 507-515.

SILVA, E.C.; PAVANELLO, R.; OLIVEIRA, R.S.; BUTTON, S.T. Análise Numérica do Processo de Conformação de Chapas Metálicas por Jateamento de Esferas. In: XXVII CILAMCE - Iberian Latin American Congress on Computational Methods in Engineering, 2006, Belem - Pa. *Proceedings of the XXVII CILAMCE*, 2006. v. CD-ROM. p. 1-15.

WANG, Shengping; LI, Yongjun; YAO, Mei; WANG, Renshi. Compressive residual stress introduced by shot peening Forming. *Journal of Materials Processing Technology*. 1998, pp. 64-73.

WANG, Tao; PLATTS, Jim; LEVERS, Andrew. Finite Element Impact Modeling for Shot Peen Forming. *Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening (ICSP-8)*, p. 541-546, 2002.

WANG, T.; PLATTS, M.J.; LEVERS, A. A processes model for shot peen forming. *Journal of Materials Processing Technology*, Article in Press. 2005.

WATANABE, Yoshihiro; HASEGAWA, Norihiko. Simulation of Residual Stress Distribution on Shot Peening. *Proceedings of the 6<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening (ICSP-6)*, pp. 530-535, 1996.

YAMADA, T. et al. Development of Shot Peening for Wing Integral Skin for Continental Business Jets. *Mitsubishi Heavy Industries, Ltd. Technical Review*. v. 39, n. 2, 2002.

ZENG, Yuansong. Finite Element Simulation of Shot Peen Forming. *Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Conference on Shot Peening (ICSP-8)*, p. 554-561, 2002.

## ANEXO I

Este anexo descreve o modelo de elementos finitos para o problema de SP no MSC.Dytran 2005 r3. São descritos brevemente a Análise Dinâmica Transiente Explícita, Conceitos Básicos de Lagrange, Biblioteca de Elementos, Modelo de Materiais, Condições de Carregamento Lagrangeano, Condições de Contorno Lagrangeano, Modelo de Amortecimento, Modelo de Contato e Rigidez. Estas condições são abordadas para a geometria discretizada do bloco e da esfera.

### I.1 Análise Dinâmica Explícita

A técnica geral para a solução explícita envolve a resolução de problemas espaciais pelo método dos EF. Os problemas no tempo são resolvidos pela integração explícita no tempo (vários incrementos de tempo reduzidos).

A implementação da solução explícita no MSC.Dytran envolve a solução de problemas espaciais pela Tecnologia de Elementos Finitos Lagrangeanos e a Tecnologia de Volumes Finitos Eulerianos. A solução do problema no tempo pela integração de diferença central (MATHEWS, 1992).

#### I.1.1 Incremento de Tempo Explícito X Implícito

##### Explícito

O tamanho do incremento de tempo é geralmente definido pelas necessidades de manter estabilidade na integração da diferença central. O limite de estabilidade pode ser aproximado pelo menor tempo transiente da onda que atravessa o menor elemento.

O limite de estabilidade é definido em termos de:

$$\Delta t \leq \frac{2}{\omega_{\max}} \left( \sqrt{1 + \xi^2} - \xi \right)$$

onde:  $\omega_{\max}$  = o maior autovalor do sistema e  $\xi$  = fração do amortecimento crítico no modo mais elevado.

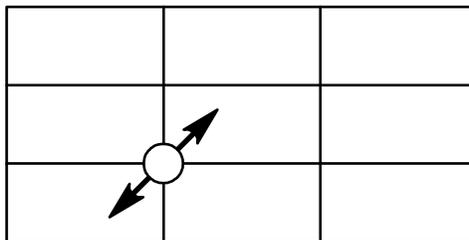
O amortecimento pode ser introduzido por pressão de volume viscoso ("bulk viscosity pressure") do comportamento do material viscoelástico ou outros meios.

### **Implícito**

A solução implícita é incondicionalmente estável, de tal forma que o tamanho do incremento de tempo é definido pela precisão exigida. O incremento de tempo deve subdividir o mais curto período natural de interesse na estrutura. O incremento de tempo para uma análise implícita será normalmente 10 a 100 vezes maior do que para uma análise explícita.

### **Incremento de Tempo Explícito**

O incremento de tempo, usado pelo MSC.Dytran, deve subdividir o menor período natural da malha. Imagine fazendo a análise do autovalor com a mesma malha e extraindo cada modo possível. O incremento de tempo deve ser menor que o período associado com a maior frequência natural dada. A forma do modo associado com este autovalor é tipicamente uma oscilação do ponto do gride na rigidez do elemento ao qual está associado.



Visto que é possível realizar uma análise de autovalor completa para cada ciclo para calcular o incremento de tempo, um método de aproximação - conhecido como Critério de Courant - é usado. Este é baseado no tempo mínimo para uma onda de tensão cruzar um elemento.

O incremento de tempo crítico de um elemento depende da menor dimensão do elemento  $L$  e da velocidade do som  $c$  através do material do elemento:

$$\Delta t_{crit} = L/c$$

onde para elementos 1D  $c = \sqrt{E/\rho}$  ( $E$  = Módulo de Elasticidade;  $\rho$  = Densidade)

Na simulação do incremento de tempo o incremento de tempo crítico é calculado para cada elemento no modelo inteiro. O MSC.Dytran encontra o incremento de tempo crítico e um fator de segurança para garantir uma solução estável:

$$\Delta t = S * \Delta t_{crit}$$

Ao definirmos um incremento de tempo inicial ( $1 \times 10^{-6}$  s) e se este é maior que o incremento de tempo crítico, a rodada terminará com um erro, por exemplo:

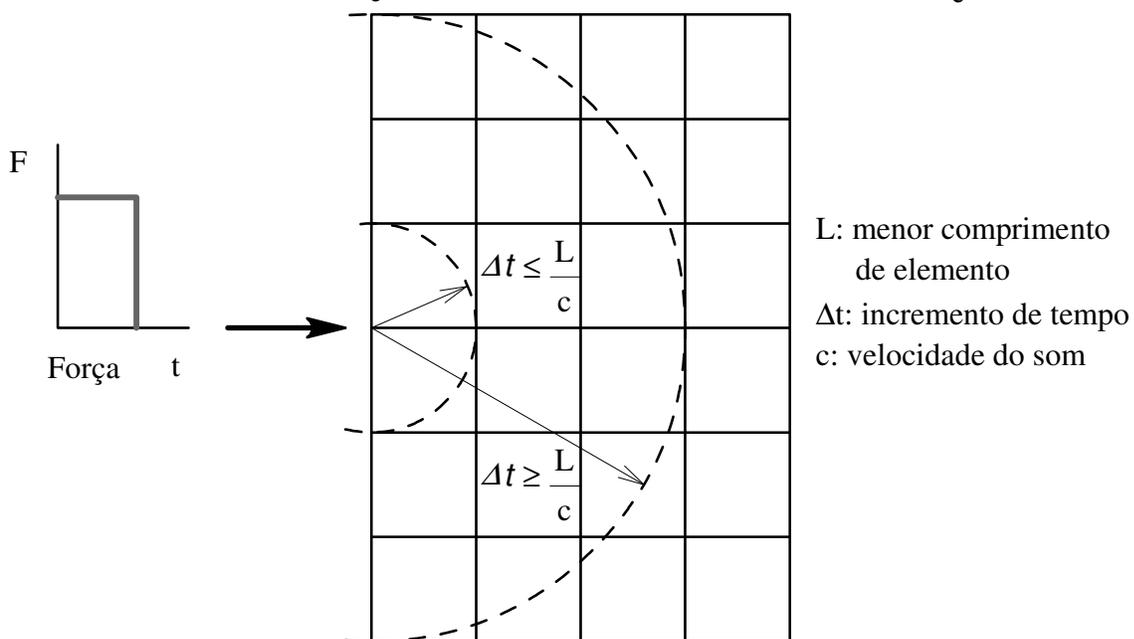
```
%E-P4270902-P4XXTXIX_SET_NEW_TIME,,,
The initial time-step is too large.
Initial time-step = 0.100000E-07.
Maximum allowable initial time-step = 0.523860E-08.
```

O valor padrão para o fator de segurança S no MSC.Dytran é 0,666. Porém, para modelos com elementos Lagrangeanos, este fator pode ser redefinido para 0,9.

## Tempo de Integração

**Integração Explícita**  $\Delta t \leq \frac{L}{c}$

**Integração Implícita**  $\Delta t \geq \frac{L}{c}$



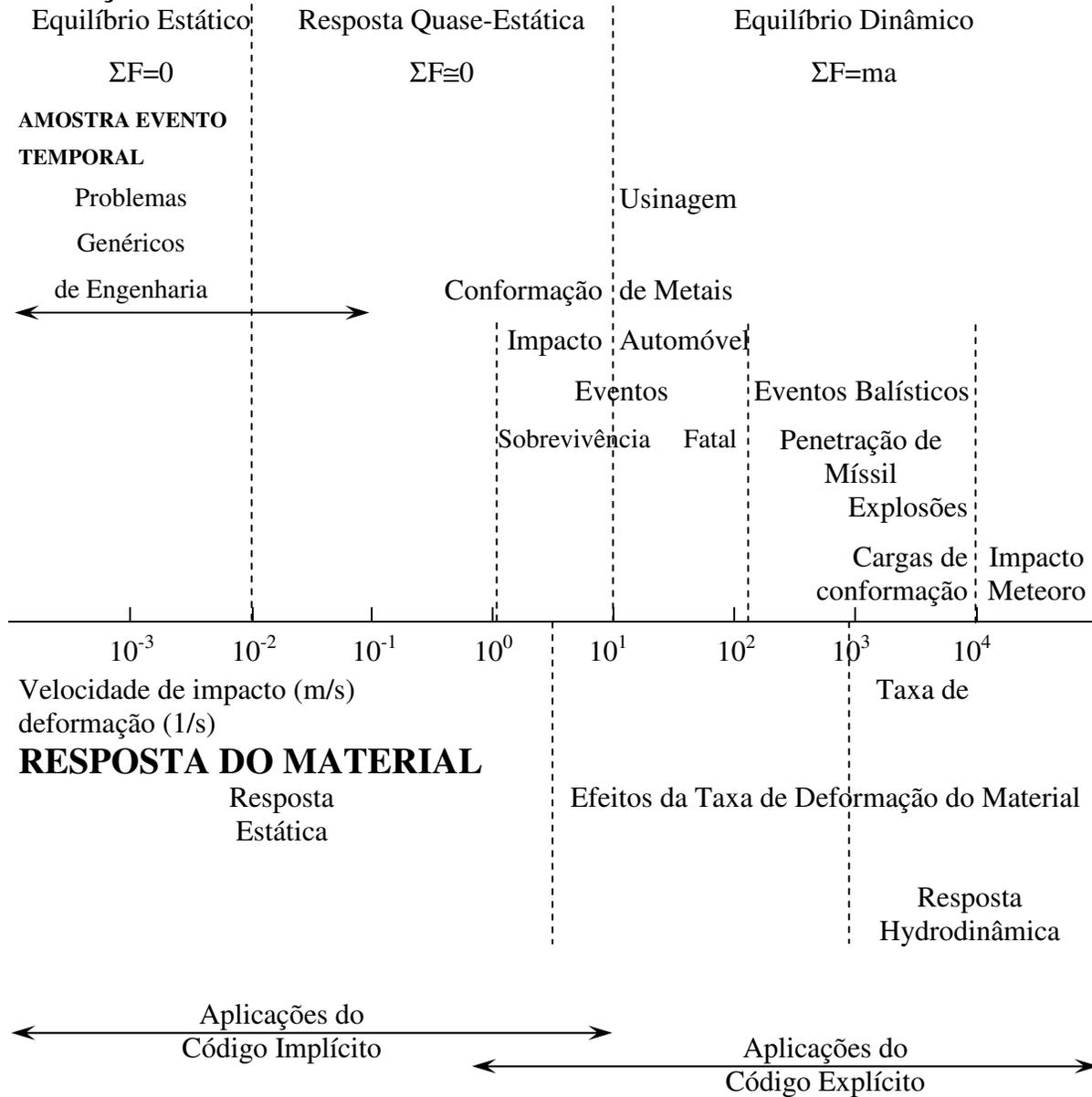
### Explícito

- Incremento de tempo menor
- Sem grandes matrizes e inversão de matriz tendo matriz diagonal (massa concentrada)
- Procedimento de solução robusta mesmo para elevado grau de não linearidade

### Implícito

- Incremento de tempo maior
- Requer grandes matrizes e inversão de matrizes
- Procedimento de solução complicado com o aumento do grau de não linearidade

# BALANÇO DE FORÇAS



### **I.1.2 Tecnologia Explícita vs. Implícita**

Os códigos explícitos são relativamente mais eficientes para problemas com as seguintes características:

- Curta duração: O custo computacional aumenta linearmente com o tempo do problema, mas também pequenos problemas transientes necessitam de muitos passos de tempos de integração;
- Não linearidades em grande número ou estendidas: O custo computacional permanece o mesmo, enquanto que para um método implícito o tempo de CPU aumenta exponencialmente;
- Problemas de grandes dimensões: O custo computacional aumenta linearmente com tamanho do problema. O tempo de CPU aumenta por um fator de dois quando o número de elementos é dobrado.

### **I.1.3 Aplicação da Técnica Explícita**

A aplicação do método explícito de EF é essencialmente para fenômenos físicos não lineares, como: grandes deslocamentos, problemas de contato e acoplamento, plasticidade, formulação de grandes deformações, fenômeno da falha, escoamento de material e problemas transientes e dinâmicos.

O modelo pode suportar grandes translações e rotações e interações de contato e acoplamento pelo modelamento simples de interações complexas entre dois ou mais corpos discretizados separadamente.

Dispõe-se de um grande número de modelos de materiais para modelar um grande campo de modelos de materiais, podendo-se simular diversos materiais como metais, ligas, plásticos e compósitos.

A maioria dos elementos tem formulação para grandes deformações tanto que uma opção permite que elementos de casca podem se tornar finas devido ao alongamento de membrana.

Pode-se prever a falha do material e em casos em que o material se deforma excessivamente adota-se Euler com resistência.

O MSC.Dytran é muito apropriado para eventos de curta duração como explosões e impactos a alta velocidade. Foi projetado para eventos dinâmicos. Problemas estáticos podem ser analisados quase estaticamente, mas a técnica é viável somente se o problema incorpora não linearidades significativas.

### **I.1.4 Técnica de Solução dos Métodos Implícito e Explícito**

É importante entender os fundamentos da técnica de solução dos métodos explícitos e suas diferenças em relação ao método implícito, visto que é crítico para muitos aspectos do código e é completamente diferente dos programas de elementos finitos comuns com os quais se está em geral familiarizado.

#### **Métodos Implícitos**

A maioria dos programas de EF usa métodos implícitos para gerar uma solução transiente. Normalmente é usado o método de Newmark para integrar no tempo. Se o incremento de tempo é o passo  $n$ , uma boa estimativa da aceleração no final do passo  $n + 1$  irá atender a seguinte equação de movimento:

$$Ma'_{n+1} + Cv'_{n+1} + Kd'_{n+1} = F_{n+1}^{ext}$$

onde

$M$  = matriz massa da estrutura

$C$  = matriz amortecimento da estrutura

$K$  = matriz rigidez da estrutura

$F_{n+1}^{ext}$  = vetor dos carregamentos externos aplicados no passo  $n + 1$

$a'_{n+1}$  = estimativa da aceleração no passo  $n + 1$

$v'_{n+1}$  = estimativa da velocidade no passo  $n + 1$

$d'_{n+1}$  = estimativa do deslocamento no passo  $n + 1$

onde a apóstrofe indica valor estimado.

As estimativas do deslocamento e velocidade são dadas por:

$$d'_{n+1} = d_n + v_n \Delta t + \left( (1 - 2\beta) a_n \Delta t^2 \right) / 2 + \beta a'_{n+1} \Delta t^2$$

ou

$$d'_{n+1} = d_n^* + \beta a'_{n+1} \Delta t^2$$

$$v'_{n+1} = v_n^* + \gamma a'_{n+1} \Delta t$$

ou

$$v'_{n+1} = v_n + (1 - \gamma) a_n \Delta t + \gamma a'_{n+1} \Delta t$$

onde  $\Delta t$  é o incremento de tempo e  $\beta$  e  $\gamma$  são constantes.

Os termos  $d_n^*$  e  $v_n^*$  são previsíveis e são baseados nos valores já calculados.

Substituindo estes valores na equação do movimento resulta em

$$M a'_{n+1} + C (v_n^* + \gamma a'_{n+1} \Delta t) + K (d_n^* + \beta a'_{n+1} \Delta t^2) = F_{n+1}^{ext}$$

ou

$$\left[ M + C \gamma \Delta t + K \beta \Delta t^2 \right] a'_{n+1} = F_{n+1}^{ext} - C v_n^* - K d_n^*$$

A equação do movimento pode ser definida como

$$M^* a'_{n+1} = F_{n+1}^{residual}$$

As acelerações são obtidas pela inversão da matriz  $M^*$  como segue:

$$a'_{n+1} = M^{*-1} F_{n+1}^{residual}$$

Isto é semelhante à decomposição da matriz de rigidez na análise estática linear. Porém, na forma dinâmica estão também presentes os termos de massa e amortecimento.

## Métodos Explícitos

A equação do movimento

$$Ma_n + Cv_n + Kd_n = F_n^{ext}$$

pode ser expressa por

$$Ma_n = F_n^{ext} - F_n^{int}$$

$$a_n = M^{-1} F_n^{residual}$$

onde

$F_n^{ext}$  = vetor dos carregamentos externos aplicados

$F_n^{int}$  = vetor dos carregamentos internos (p.ex., forças geradas pelos elementos e forças temporais)

$$F_n^{int} = Cv_n + Kd_n$$

$M$  = matriz massa

A aceleração pode ser obtida invertendo a matriz massa e a multiplicando pelo vetor de carregamento residual.

Se  $M$  é diagonal, sua inversão é simples, e a equação da matriz é o conjunto de equações independentes para cada grau de liberdade que é definida por:

$$a_{ni} = F_{ni}^{residual} / M_i$$

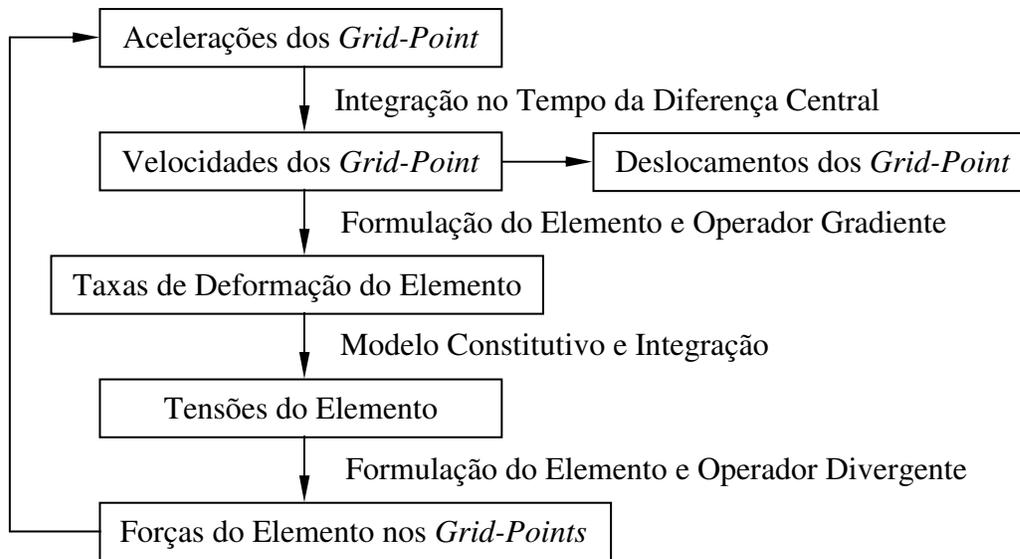
O método da diferença central é usado para avançar no tempo:

$$v_{n+1/2} = v_{n-1/2} + a_n (\Delta t_{n+1/2} + \Delta t_{n-1/2}) / 2$$

$$d_{n+1} = d_n + v_{n+1/2} \Delta t_{n+1/2}$$

Define-se a aceleração como constante ao longo do intervalo de tempo.

Métodos explícitos não requerem a decomposição de matrizes ou soluções matriciais. Em vez disso, é efetuado uma repetição para cada incremento de tempo como mostra o seguinte diagrama:

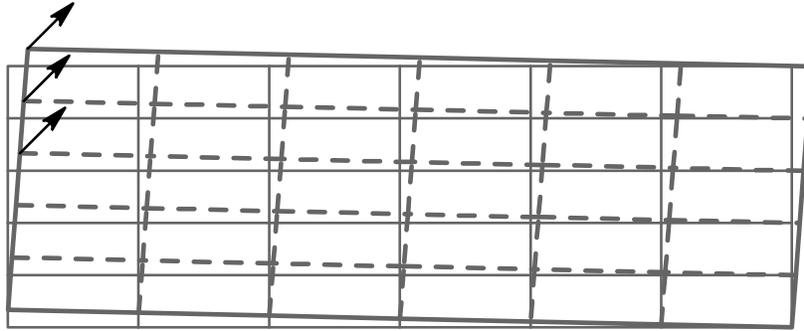


Métodos implícitos podem ser incondicionalmente estáveis independentemente do tamanho do incremento de tempo. Porém, para que os códigos explícitos permaneçam estáveis, o incremento de tempo deve ser subdividido o mais curto período natural na malha. Isto significa que o incremento de tempo deve ser menor que o tempo que a onda de tensão leva para atravessar o menor elemento na malha. Tipicamente, os incrementos de tempo explícitos são 100 a 1000 vezes menores do que os usados nos códigos implícitos.

Porém, visto que cada iteração não envolve a custosa formulação e decomposição de matrizes, técnicas explícitas são muito competitivas com os métodos implícitos.

## I.2 Solução de Lagrange

Quando é usado o “solver” Lagrangeano os pontos do gride são fixos nas posições no componente a ser analisado. Os elementos do material são criados conectando os pontos do gride juntos, e o conjunto de elementos produzem a malha. Quando o corpo se deforma os pontos do gride movem-se com o material e os elementos se distorcem. Por isso, o “solver” Lagrangeano está calculando o movimento dos elementos de massa constante.



### **I.3 Elementos e Aplicação**

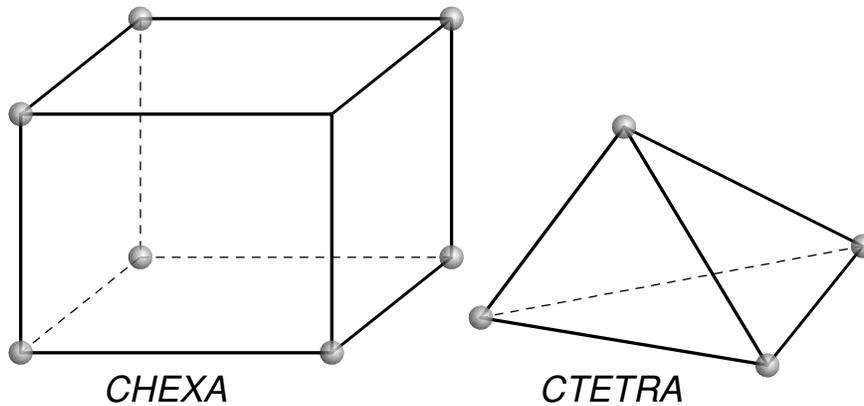
Dos elementos disponíveis no MSC.Dytran para modelar estruturas foram empregados essencialmente os elementos do tipo sólido e de casca rígido.

#### **I.3.1 Elementos Sólidos**

Os elementos sólidos são usados para modelar partes volumétricas de estruturas. Especificamente neste trabalho discretizamos a malha de uma parte reduzida de uma placa na forma de bloco através destes elementos.

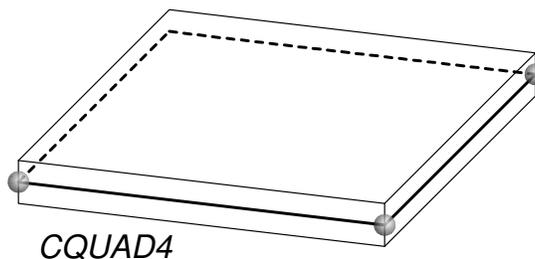
Estes elementos consistem de elementos hexaédricos de 8 pontos de grade que correspondem a 8 nós do elemento HEXA e as formas degeneradas de elementos hexaédricos PENTA e TETRA. Em nosso modelo aplica-se uma malha híbrida no bloco constituída de elementos HEXA e TETRA. Os pontos do grid tem apenas 3 graus de liberdade (GDL). Os sólidos padrão utilizam o sistema de coordenadas global para os cálculos numéricos.

O sólido Lagrangeano é identificado no MSC.Dytran por PSOLID. O elemento utiliza apenas um ponto de integração de Gauss para determinar a tensão a um custo de uso muito baixo.



### I.3.2 Elementos de Casca

Os elementos de casca são usados para modelar estruturas finas, onde a espessura é pequena comparada com o comprimento. Os pontos do gride para elementos de casca tem 6 GDL e um elemento de casca quadrilátero é denominado de CQUAD4 possuindo quatro formulações: Belytschko-Tsay, Hughes-Liu, Key-Hoff e Dummy Quad Element. Todas tem elemento de deformação constante baseados na formulação  $C^0$ -Mindlin, elemento de placa de Mindlin denominado por Reddy (2004) como teoria da deformação por cisalhamento de primeira ordem (FSDT), com um ponto de quadratura de Gauss. A formulação adotada é a formulação padrão Key-Hoff que tem as mesmas definições de elementos que Belytschko-Tsay com melhorias. Como elemento muito eficiente que dá bons resultados a grandes deformações em deflexão quanto como modo empenado. A geometria do elemento suporta empenamento e opção de “cisalhamento transversal” fornece rigidez física no modo empenado. Não precisa de controle de ampulheta para o modo empenado.

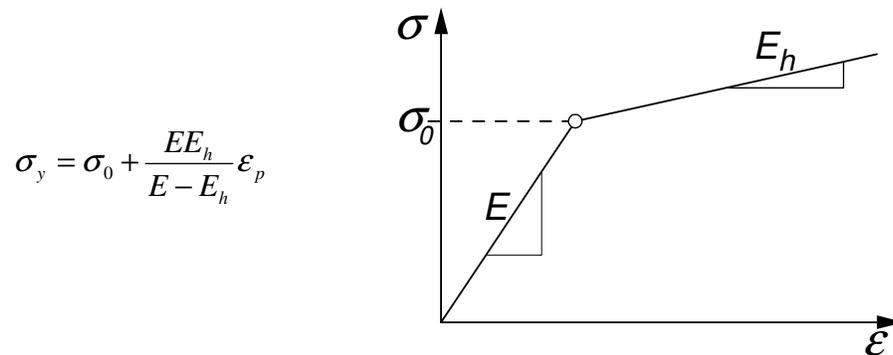


## I.4 Modelo de Materiais

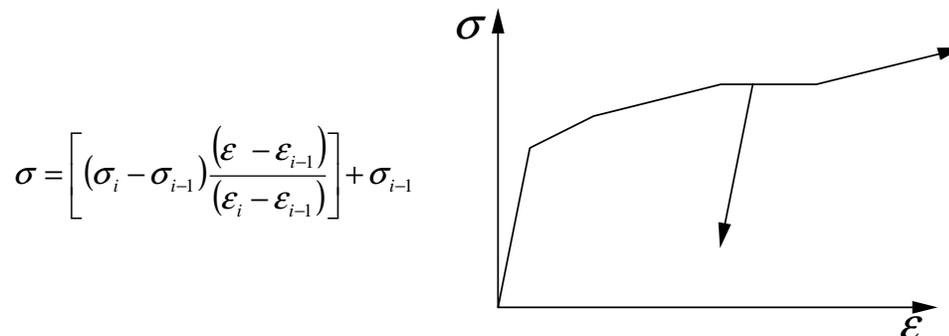
### I.4.1 Bloco – Definição de Material Elasto-Plástico

Dos modelos de materiais disponíveis no Dytran a escolha mais apropriada para este trabalho para o bloco metálico é a o denominado DYMAT24 – Material elasto-plástico com critério de falha. Este modelo define um material elasto-plástico não-linear com encruamento isotrópico onde a curva tensão deformação é linear por partes para elementos de casca, viga e sólido Lagrangeano.

#### Modelo de Escoamento de Von-Mises - Representação Bilinear



#### Modelo de Escoamento de Von-Mises - Representação Linear em Partes



Este material pode ser utilizado com todos os sólidos, casca (exceto para membrana) e elementos de viga Hughes-Liu. A sensibilidade à taxa de deformação e falha pode ser incluído para todos estes elementos. A forma mais simples de definir a sensibilidade à taxa de deformação é especificando as constantes  $C$  e  $p$  da fórmula da razão otimizada de Cowper-Symond

$$\frac{\sigma_{din}}{\sigma_{est}} = 1 + \left( \frac{\dot{\epsilon}_{eq}}{C} \right)^{1/p}$$

Onde  $\sigma_{din}$  é a tensão dinâmica,  $\sigma_{est}$  é a tensão de escoamento estático e  $\dot{\epsilon}_{eq}$  é a taxa de deformação equivalente.

#### **I.4.2 Esfera - Definição de Corpo Rígido**

No MSC.Dytran corpos rígidos arbitrários podem ser definidos por: superfícies rígidas de forma arbitrária, material rígido e elemento de corpo rígido.

##### ***Material Rígido - MATRIG***

O material é tratado como um elemento rígido. Não importa quantos elementos ou propriedades são usadas para definir o corpo rígido, na solução ele é tratado com um único elemento.

As propriedades do MATRIG podem ser definidas pelo usuário que informa a densidade ou a massa da geometria, o que permite ao MSC.Dytran calcular as propriedades geométricas do corpo rígido. Podem ser informados manualmente o centro de gravidade, massa, momento de inércia e velocidade inicial.

#### **I.5 Modelo de Amortecimento**

O Relaxamento Dinâmico (RD) é um processo que usa um conceito de amortecimento para encontrar uma parte em estado estável de uma solução dinâmica para uma resposta transiente. Em geral, problemas, especialmente aquele com elevada não linearidade geométrica e de

comportamento de material, pode ser tratado com um método de RD explícito. Em muitos casos, porém, o número de iterações necessárias para atingir a convergência pode ser muito grande.

O Dytran oferece dois meios possíveis de RD para encontrar a solução estática de um problema mecânico estrutural, o amortecimento alfa e o amortecimento do sistema. A parte estática da solução dinâmica é encontrada pela introdução de amortecimento no esquema de solução iterativo que é usado para resolver as equações de movimento.

### **I.5.1 Alpha Damping (VISCDMP)**

O relaxamento dinâmico (RD) do tipo  $\alpha$  usa um parâmetro de amortecimento único que introduzido no esquema de integração de diferença central das equações de movimento

$$v_{s+1/2} = v_{s-1/2} \cdot (1 - \alpha) + a_s \cdot \Delta t_s$$

onde  $v$  representa a velocidade do ponto no gride,  $a$  é a aceleração,  $\Delta t$  é o incremento de tempo, e  $\alpha$  é o parâmetro de relaxamento dinâmico (o coeficiente de amortecimento). O parâmetro de RD no MSC.Dytran pode ser individualmente definido para cada tipo de elemento estrutural disponível e é informado como VISCDMP.

A escolha do parâmetro(s) RD depende da frequência natural do sistema. O amortecimento crítico  $\alpha$  deve ser adotado como sendo aproximadamente 5/3 vezes o amortecimento crítico (ou 5/3 vezes a frequência natural vezes o incremento de tempo).

Para uma célula de simetria adotada, a frequência modal mínima  $w$  pode ser estimada, segundo MEGUID *et al.* (2002), como:

$$w = \sqrt{\frac{k}{m}} = \frac{1}{H} \sqrt{\frac{2E}{\rho}}$$

onde  $E$  é o módulo de elasticidade do alvo,  $\rho$  sua densidade e  $H$  a altura da célula de simetria. De acordo com MSC.Dytran (2006)

$$\alpha = \frac{5}{3} w \cdot \Delta t$$

onde  $\alpha$  é definido como o amortecimento crítico e  $\Delta t$  que é obtido do arquivo de saída (\*.OUT) a variável DLTH, incremento de tempo usado para o avanço do tempo de simulação do elemento NZ (elemento que controla o incremento de tempo), que inclui o fator de segurança.

*Exemplo* (Figura 3.22):

$$H = 4 \text{ mm}$$

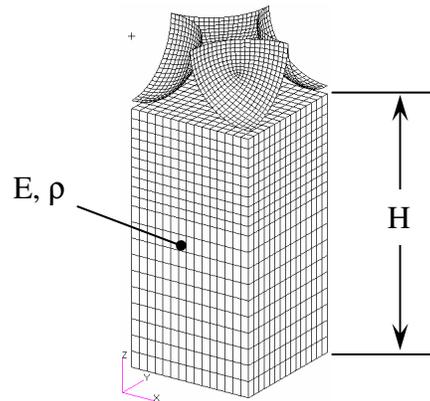
$$E = 72.000,0 \text{ N/mm}^2$$

$$\rho = 2,83 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$$

$$\text{Frequência natural } w = \frac{1}{H} \sqrt{\frac{2E}{\rho}} = 56.393,4 \text{ rad/s}$$

$$\text{Incremento de tempo } \Delta t = \text{DLTH} = 5,9 \times 10^{-9} \text{ s}$$

$$\alpha (\text{VISCDAMP}) = \frac{5}{3} w \cdot \Delta t = 0,00055$$



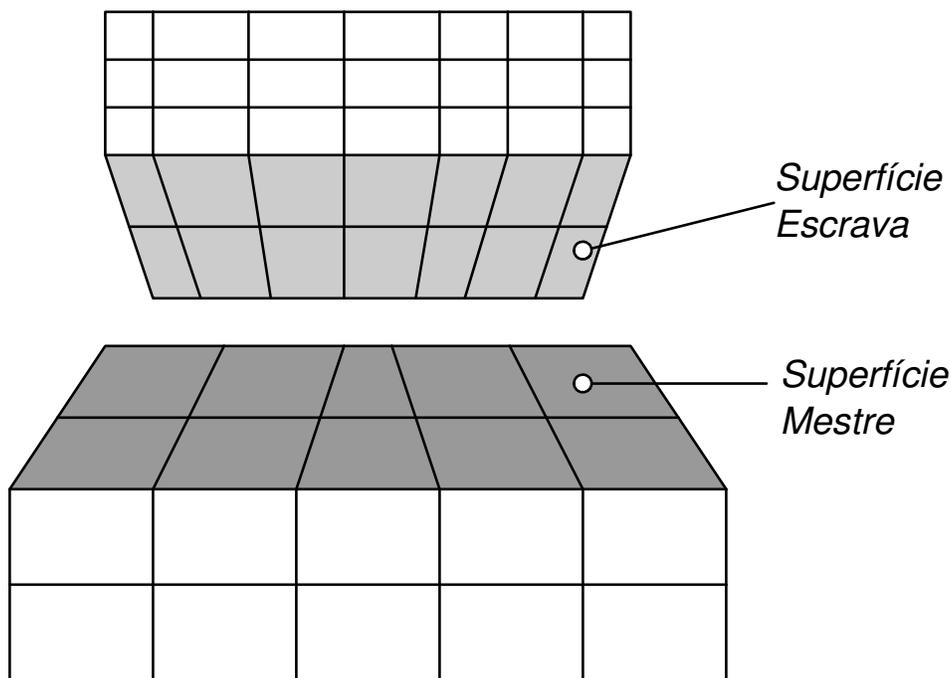
O que se observa nos resultados mostrados na Figura 3.22 do Capítulo 3 é que este valor calculado é um amortecimento sub-crítico, e que se obtém o amortecimento crítico multiplicando o mesmo por 2 e supra-crítico por 10.

## I.6 Modelo de Contato

Define a interação entre uma grande de pontos e elementos Lagrangeanos. Optou-se pelo modelo de contato mestre-escravo (“master-slave”) disponível no MSC.Dytran r3 que é mais adequado ao problema a ser resolvido neste trabalho.

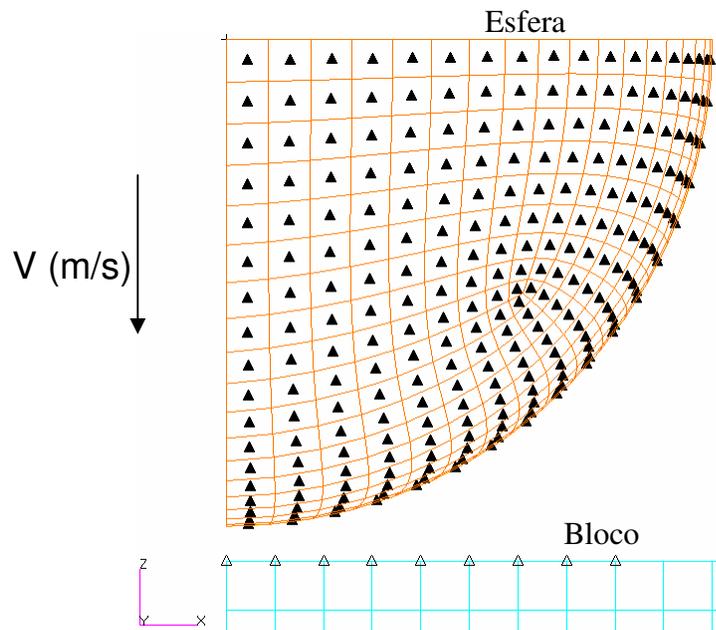
### I.6.1 Contato “Master-Slave”

O contato “Master-Slave” evita que duas superfícies se penetrem. É um algoritmo de contato rápido e eficiente. Os modelos de contato no MSC.Dytran usam o método de penalidade que permite a penetração nodal, a força normal a face do elemento empurra o nó escravo de volta e conservação do momento é adotada.



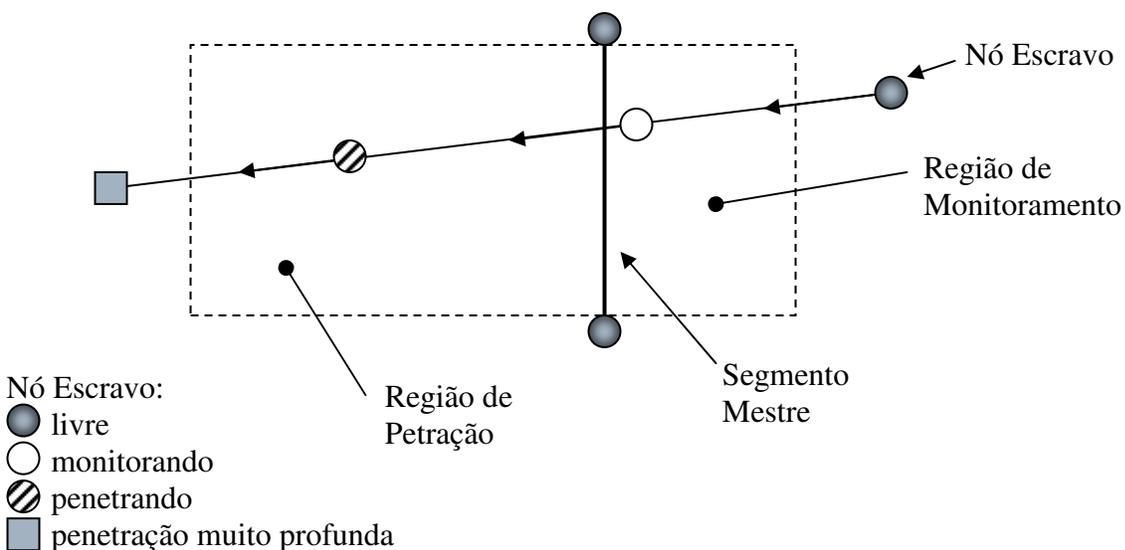
Nas Condições de Carregamento/Contorno ao se criar o contato do tipo elemento uniforme no Dytran escolhe-se a opção de contato baseada no algoritmo de “Master Face – Slave Node”. Para o trabalho em questão a esfera é definida como “Master” com tipo de elemento 2D selecionando apenas a metade em que o contato ocorre ou apenas a região suficiente para ocorrer o contato e assim reduzir os cálculos. A célula de simetria é “Slave” onde são criados os nós de

contato na superfície superior na região de impacto normal com tipo de elemento nodal como mostra a figura a seguir.

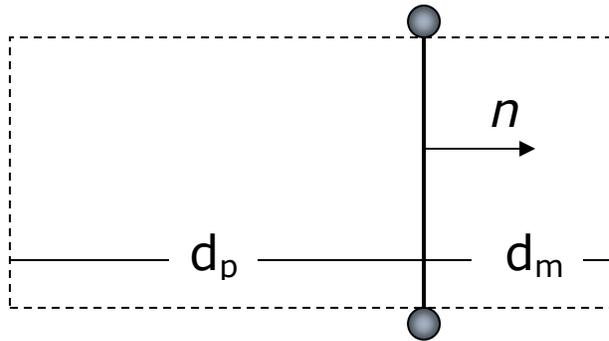


### I.6.2 Algoritmo de Busca de Contato

Para a análise do contato existem quatro regiões: nada ocorre fora da região livre do ponto do gride; verifica a penetração dentro da região de monitoramento; se penetrar, aplicar força para trazer o ponto escravo para a superfície e se penetrar profundamente não aplicar nenhuma força (contato perdido).



A profundidade da região de penetração,  $d_p$ , pode ser definida pelo usuário. Usa-se para manter a estabilidade da estrutura. A largura da região de monitoramento,  $d_m$ , também pode ser definida pelo usuário. A região de monitoramento é dinâmica: será aumentada automaticamente quando o nó escravo tem alta velocidade.



### I.6.3 Força de Contato

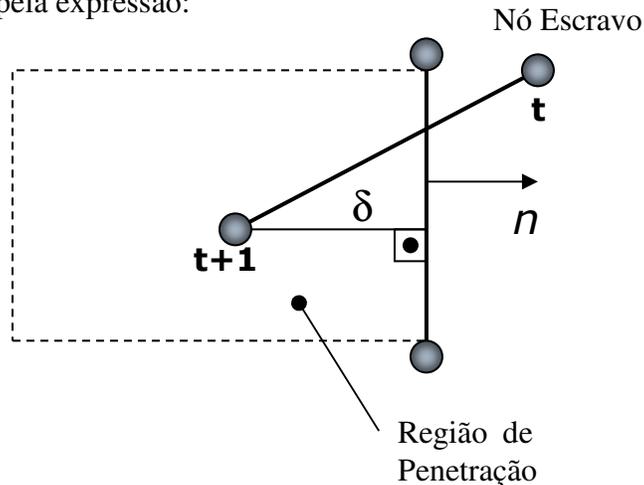
O nó escravo penetra o segmento “Master” do instante  $t$  a  $t+1$  numa distância  $\delta$ . O cálculo da força de contato da penetração é dado pela expressão:

$$\vec{F} = \frac{FACT \times W_{massa}}{\Delta t^2} \times \delta \times \vec{n}$$

onde:  $\Delta t =$  incremento de tempo;

$$W_{massa} = \frac{M_{mestre} \times M_{escravo}}{M_{mestre} + M_{escravo}};$$

$FACT =$  Fator de Escala



Para evitar instabilidades, é definido como padrão  $FACT = .1$ . Um fator de 1.0 resultará no método multiplicador de Lagrange, onde: para contato mestre-escravo usar  $FACT < 1.0$  e para contato de superfície única usar  $FACT < 0.5$ .

No caso de contato com corpos rígidos, temos:

$$W_{massa} = M_{corpo-deformável}$$

Para a conservação do impulso a força de contato calculada é posicionada no nó escravo para trazê-lo de volta para a superfície mestre. Da mesma forma, mas com a força oposta será distribuída para os nós da superfície mestre.

#### I.6.4 Opção de Contato - Atrito

O atrito pode ser incluído no contato embora a opção padrão seja sem atrito. O coeficiente de atrito a baixa e alta velocidade pode ser diferente. O atrito é calculado de acordo com a lei de Coulomb para atrito. A magnitude da força durante o deslizamento se iguala a magnitude da força normal multiplicada pelo coeficiente de atrito. A direção da força de atrito é oposto ao movimento relativo da superfície.

A força de atrito é definida como:

$$\vec{F}_f = -\mu \cdot \vec{F}_n \cdot \frac{\vec{v}_s}{|\vec{v}_s|}$$

O coeficiente de atrito é definido como segue:

$$\mu = \mu_k + (\mu_s - \mu_k) \cdot e^{-\beta v_s}$$

onde:

$\mu_s$  = coeficiente de atrito estático

$\mu_k$  = coeficiente de atrito cinético

$\beta$  = coeficiente de caimento exponencial

$v_s$  = velocidade de deslizamento relativo de material Euleriano e estrutura Lagrangeana.

## ANEXO II

Este anexo descreve o modelo de elementos finitos para a simulação numérica do SP no MSC.Dytran. Um estudo de caso do impacto de uma esfera rígida num bloco de alumínio. Estas condições são abordadas para a geometria discretizada do bloco e da esfera. O resultado do perfil de tensão residual do SP é dado de entrada com tensão inicial no modelo de elementos finitos para a simulação numérica do PF no MSC.Marc. O pré e pós-processamento é efetuado no programa MSC.Patran.

### **II.1 Estudo de Caso do Impacto de uma Esfera Rígida usando MSC.Patran e MSC.Dytran**

Neste exemplo apresentaremos um modelo de impacto, avaliando o perfil de tensão e deformação do SP, pela análise através do método de elementos finitos explícito dinâmico usando o programa de simulação MSC.Dytran e MSC.Patran v.2005r3. MSC.Dytran é um programa para simulação dinâmica explícita e MSC.Patran é o programa de pré e pós processamento usado pelo Dytran.

Com o MSC.Patran podemos criar um novo modelo de geometria ou importar um modelo de CAD (IGES).

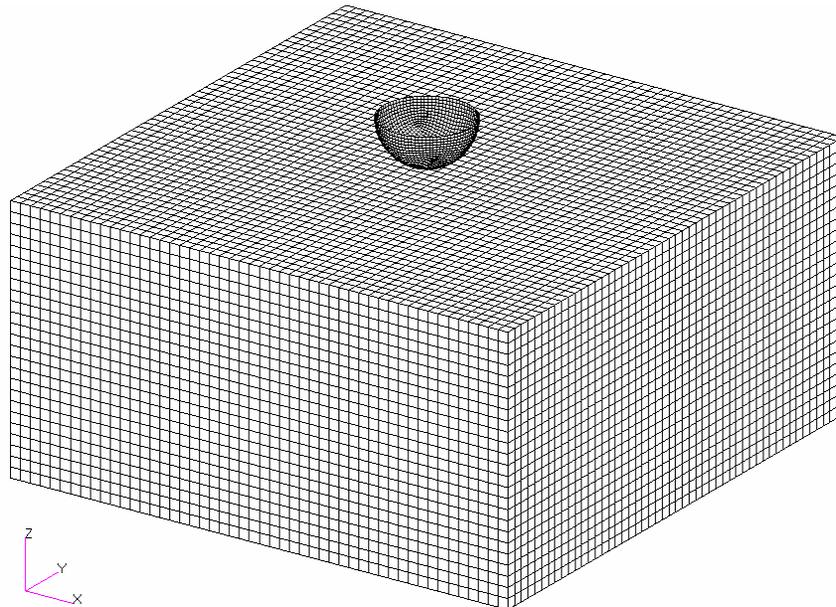
No modelo desenvolvido, em um primeiro estágio, os modelos de geometria da esfera e do bloco reduzido são gerados no MSC.Patran.

O procedimento de análise segue uma seqüência lógica utilizando somente a interface gráfica do MSC.Patran sem o conhecimento profundo do "solver" de análise (MSC.Dytran). Criamos e podemos modificar as definições do modelo através da criação da geometria, modelo de elementos finitos, especificação dos materiais, propriedades dos elementos, carregamento e condições de contorno.

### II.1.1 Descrição do Problema

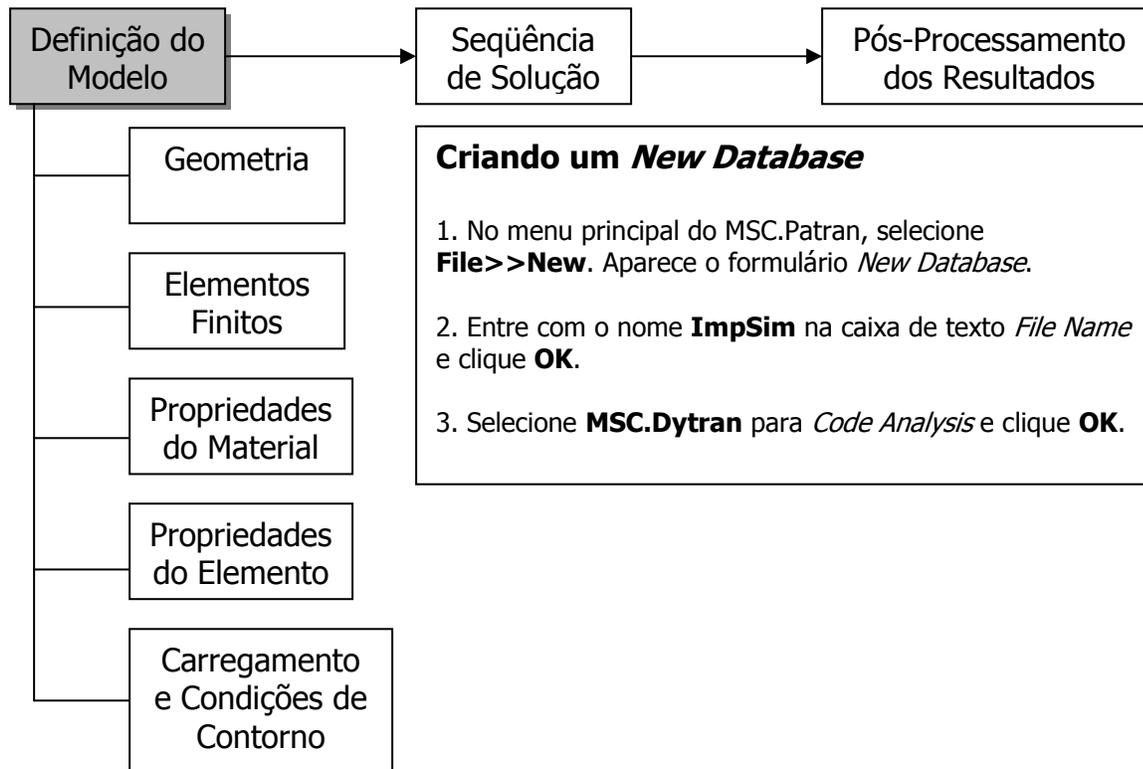
Neste exemplo queremos simular o impacto de uma esfera rígida contra um bloco de alumínio utilizando os dados do trabalho de Han et al. (2002). As dimensões da peça em forma de um modelo de amostra de bloco são de  $8 \times 8 \times 4 \text{ mm}^3$  de uma liga de alumínio Al 7050 T7651. Adota-se neste modelo o sistema MKS.

Propriedades do Bloco	Propriedades da Esfera Rígida
Densidade = $2,83 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$	Densidade = $7,85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$
Módulo de Elasticidade = $72,0 \times 10^3 \text{ MPa}$	Massa = $11,3 \times 10^{-6} \text{ kg}$
Coefficiente de Poisson = 0,33	Velocidade de Impacto = 36,0 m/s
Tensão de Escoamento = 450,0 MPa	Raio da Esfera = 0,7 mm
Dimensões do Bloco = $8 \times 8 \times 4 \text{ mm}^3$	

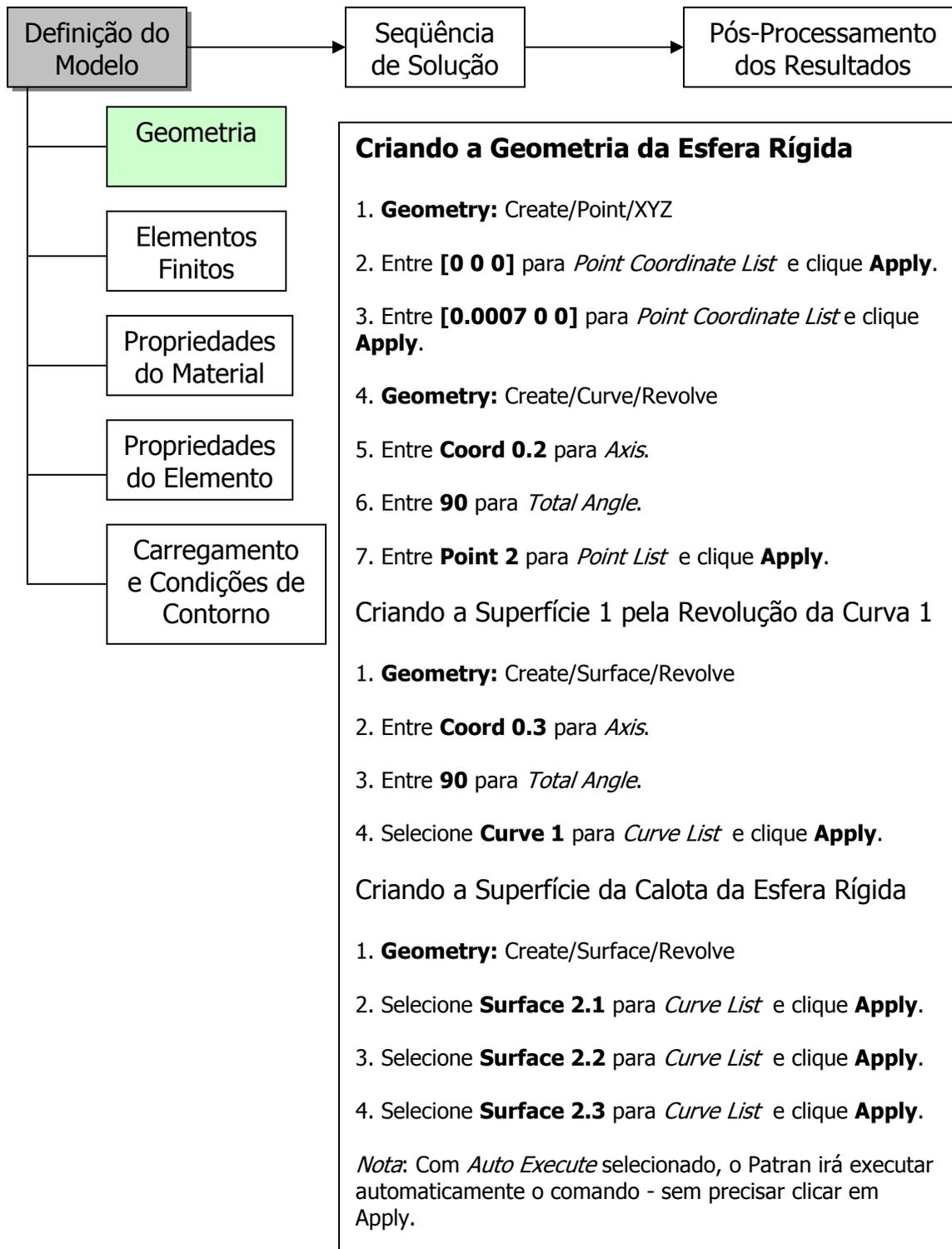


## II.1.2 Procedimento de Análise

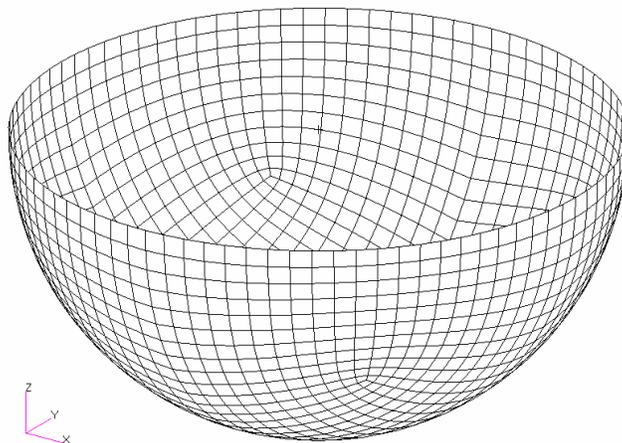
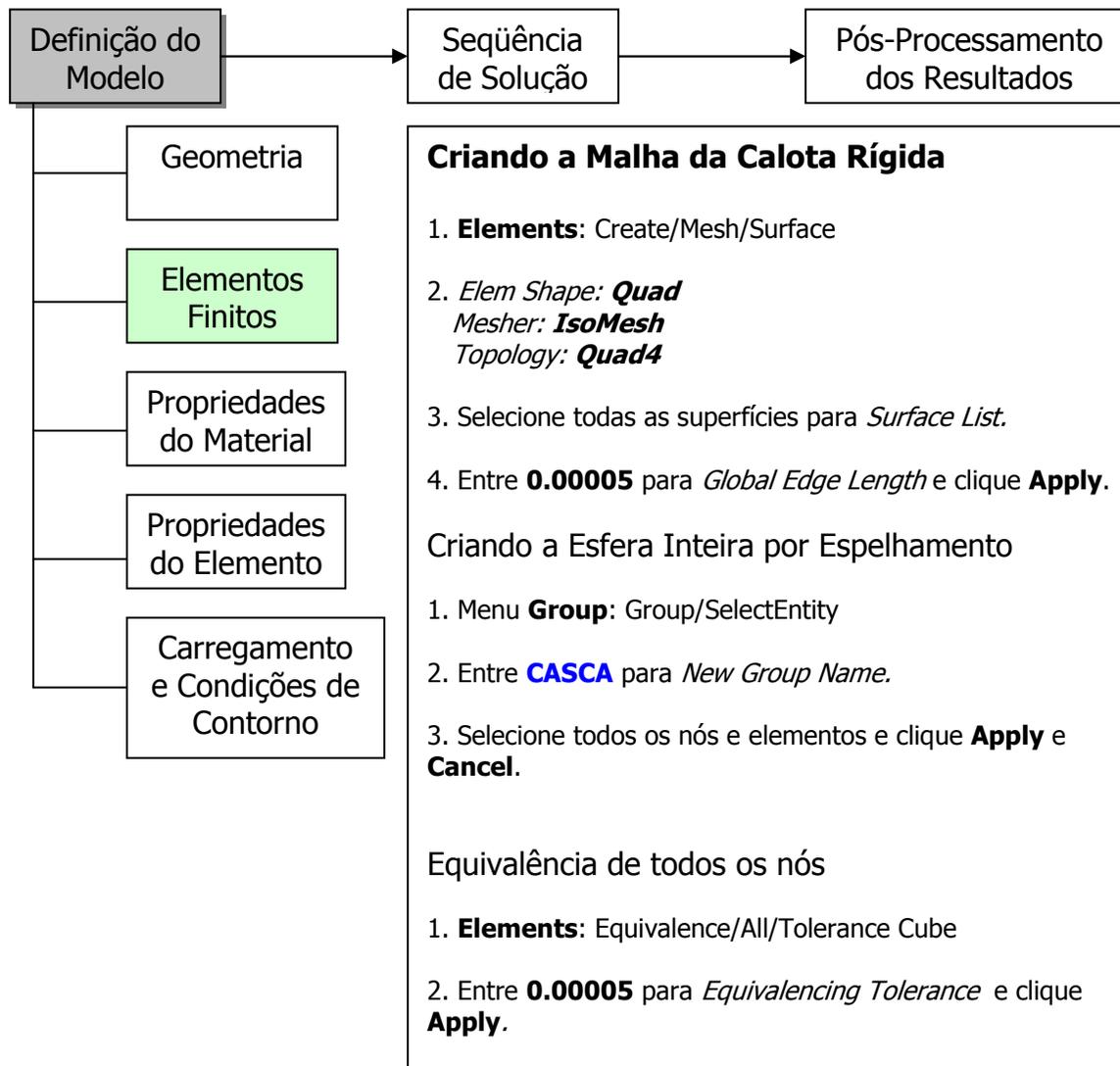
### Arranjo da Análise do Projeto



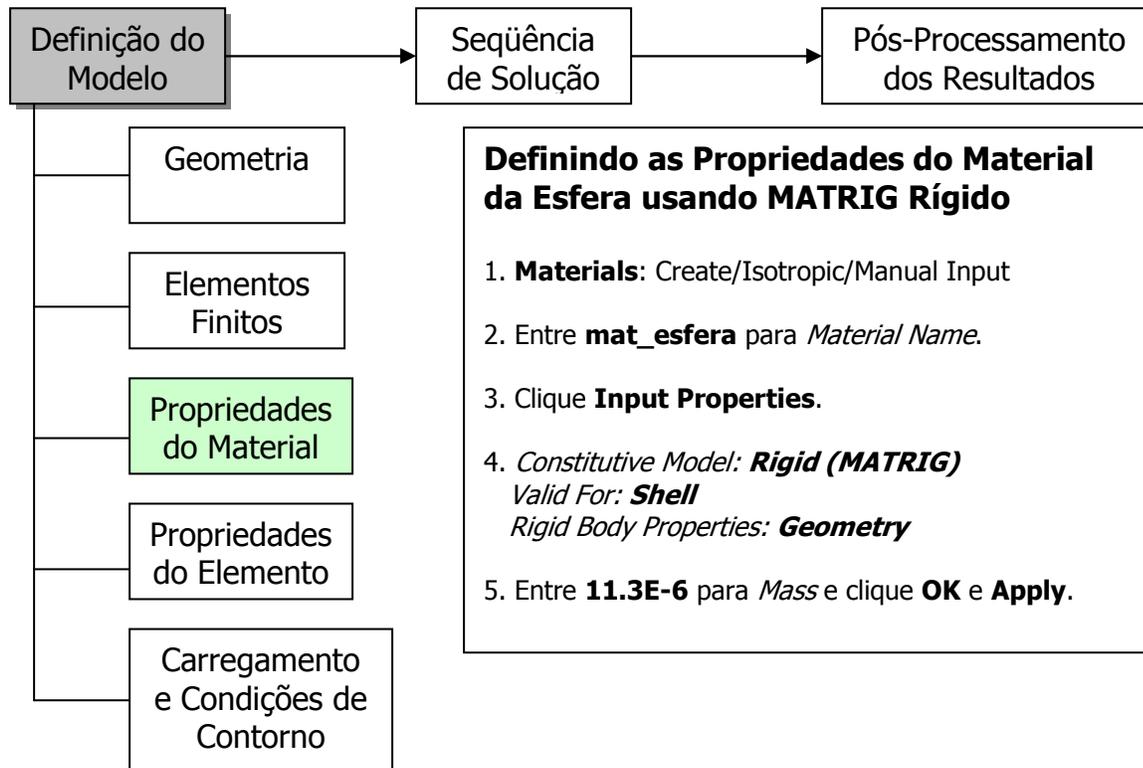
## Definindo a Geometria da Esfera



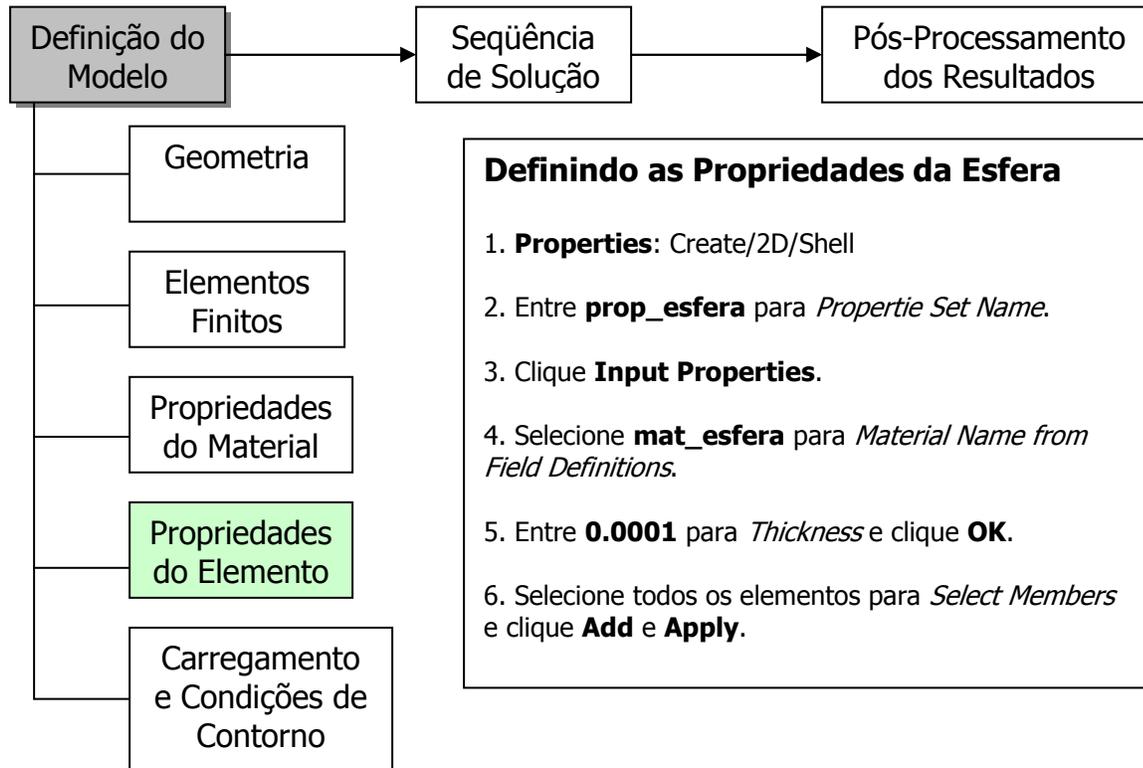
## Discretizando a Esfera



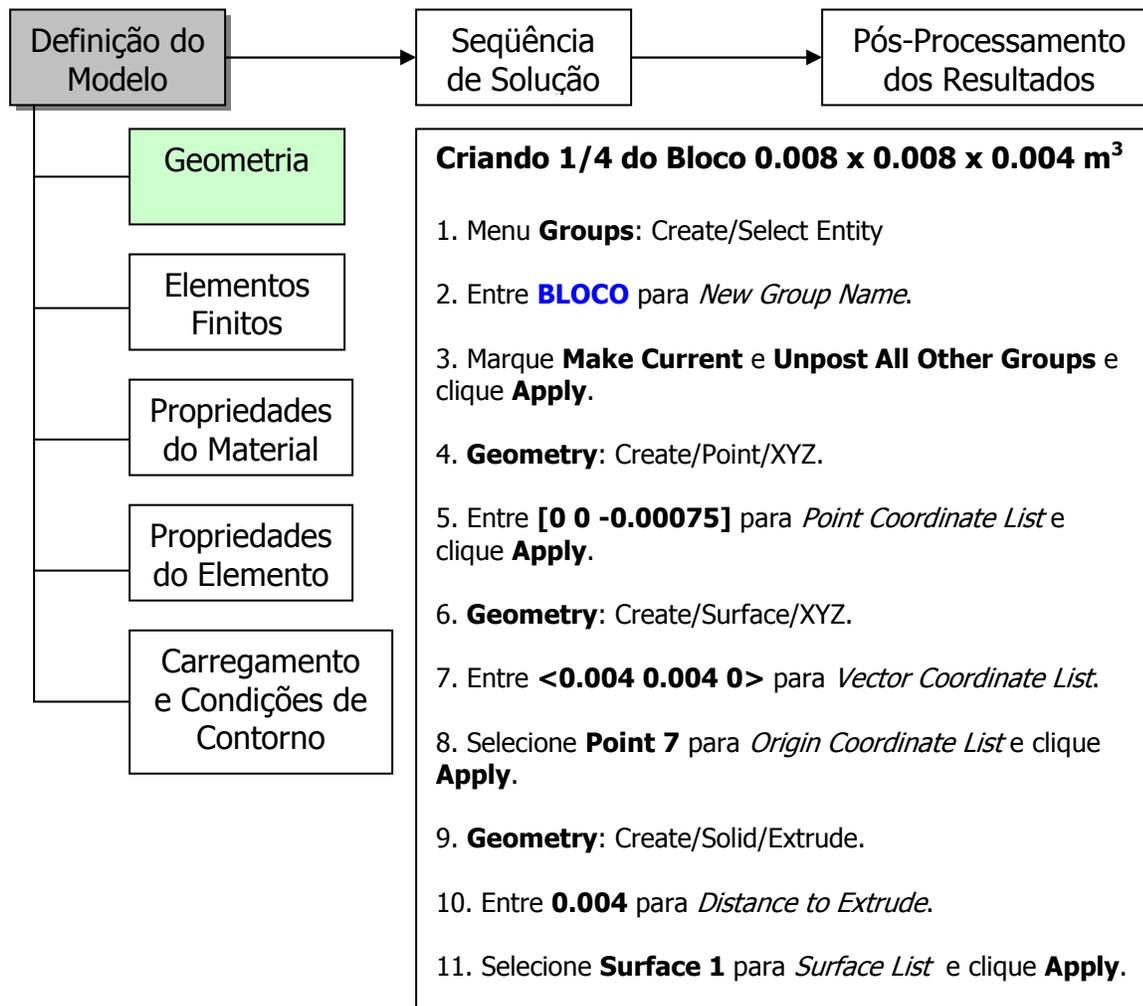
## Definindo o Material da Esfera



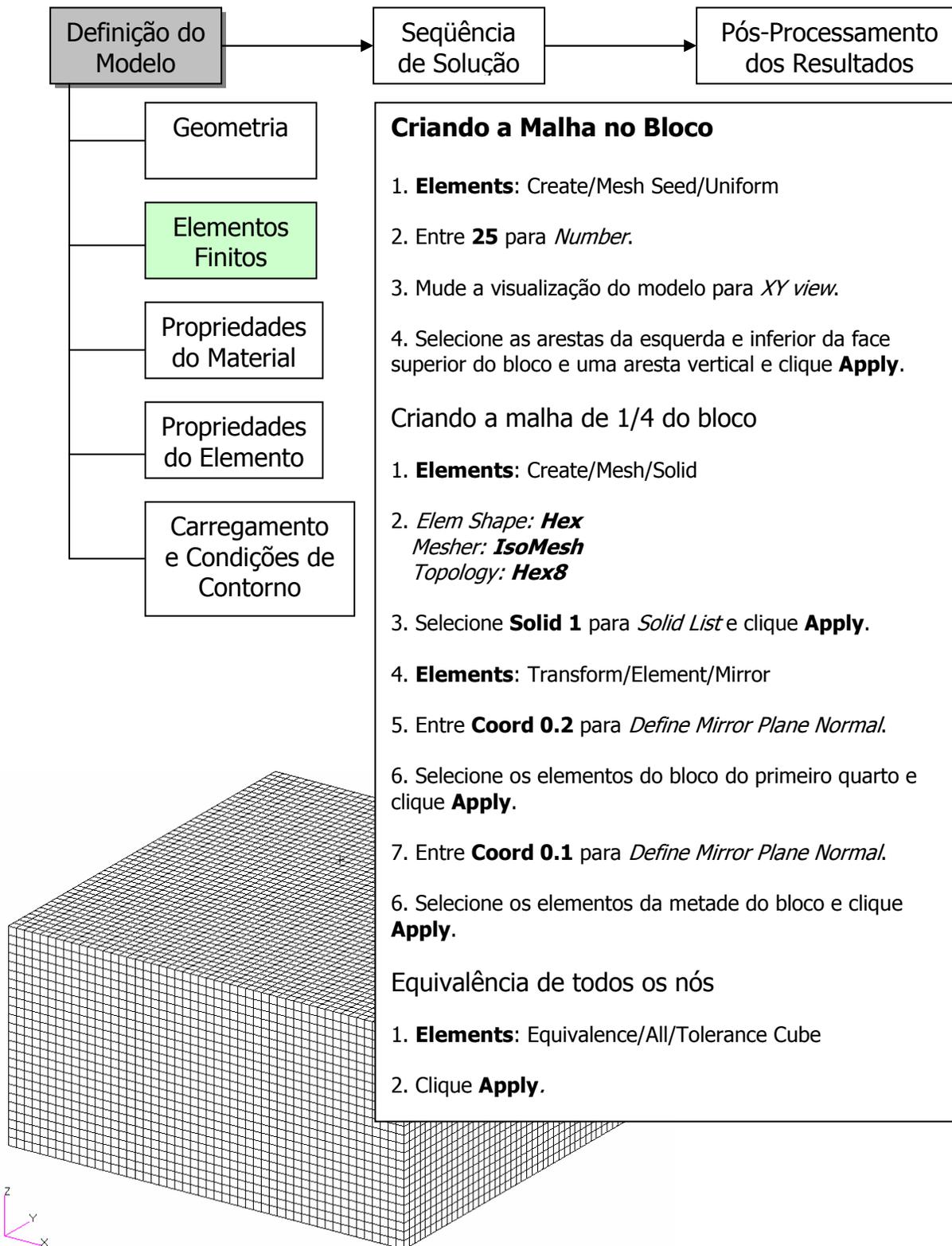
## Definindo as Propriedades da Esfera Rígida



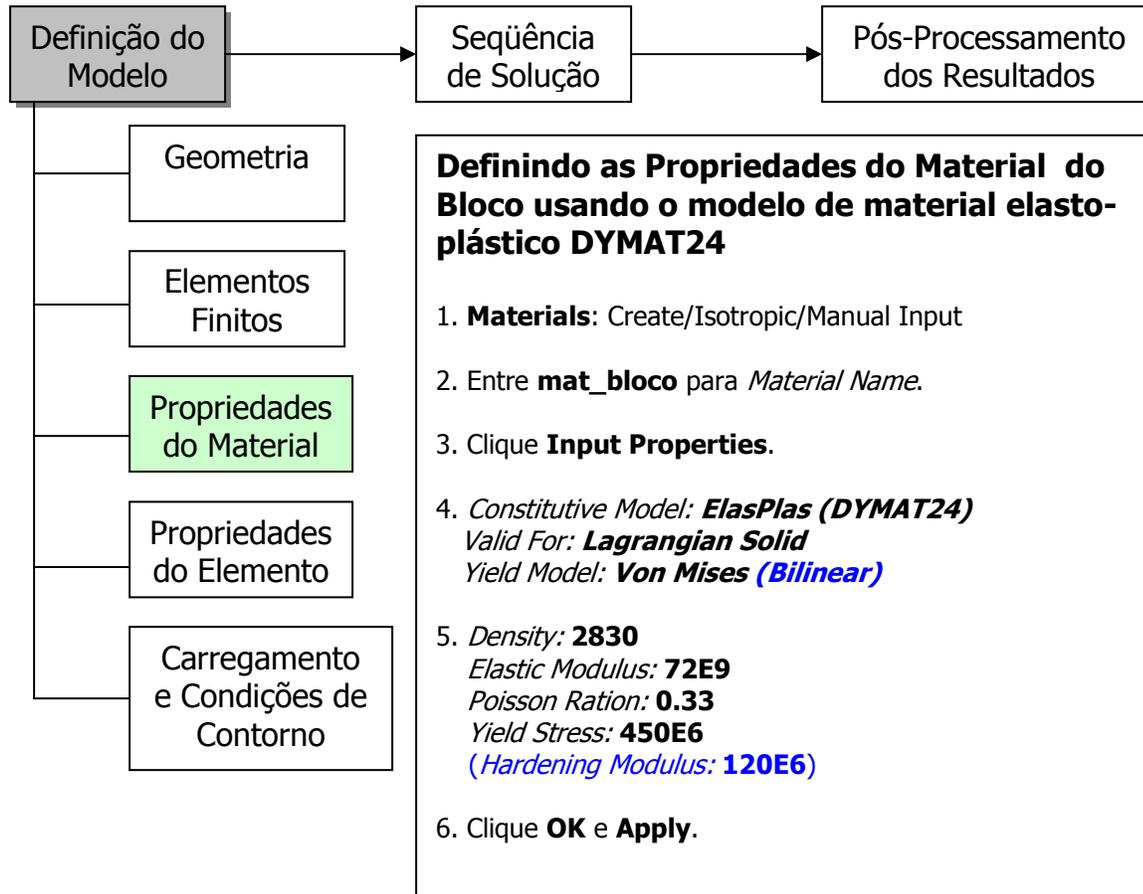
## Definindo a Geometria do Bloco



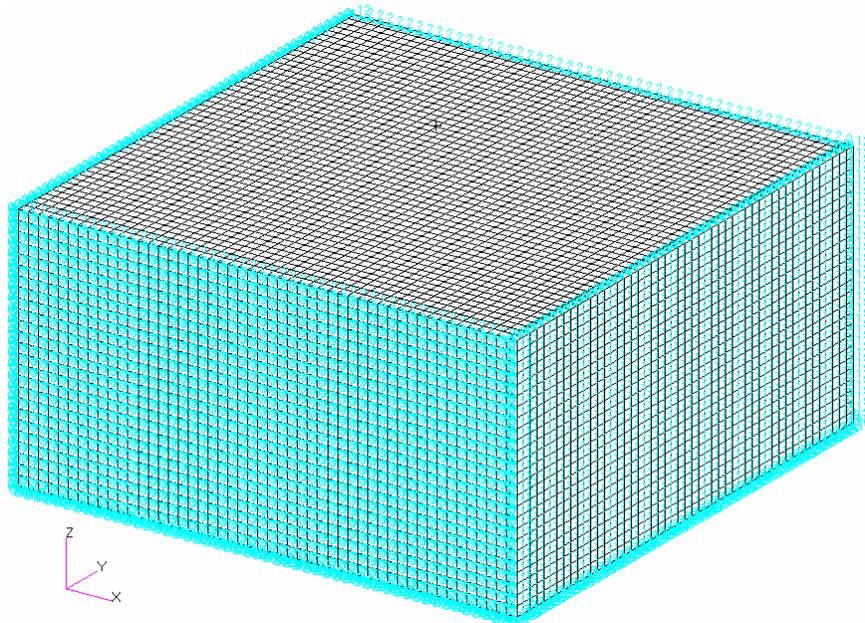
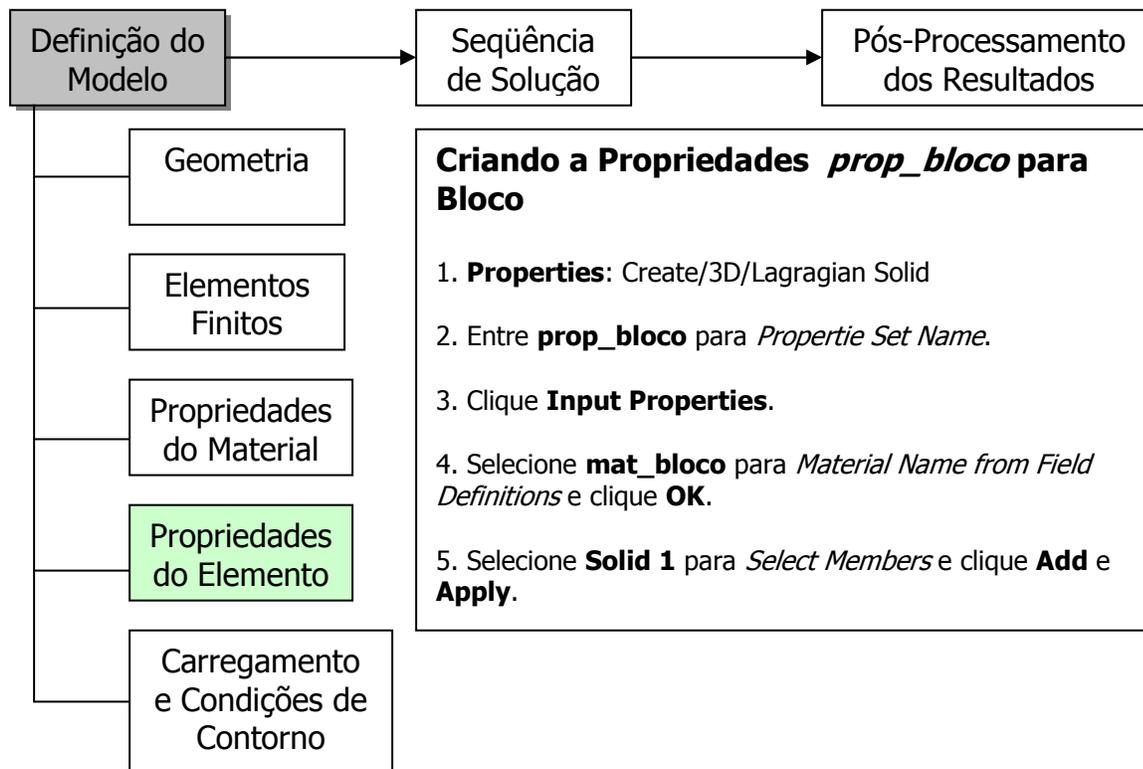
## Discretizando o Bloco



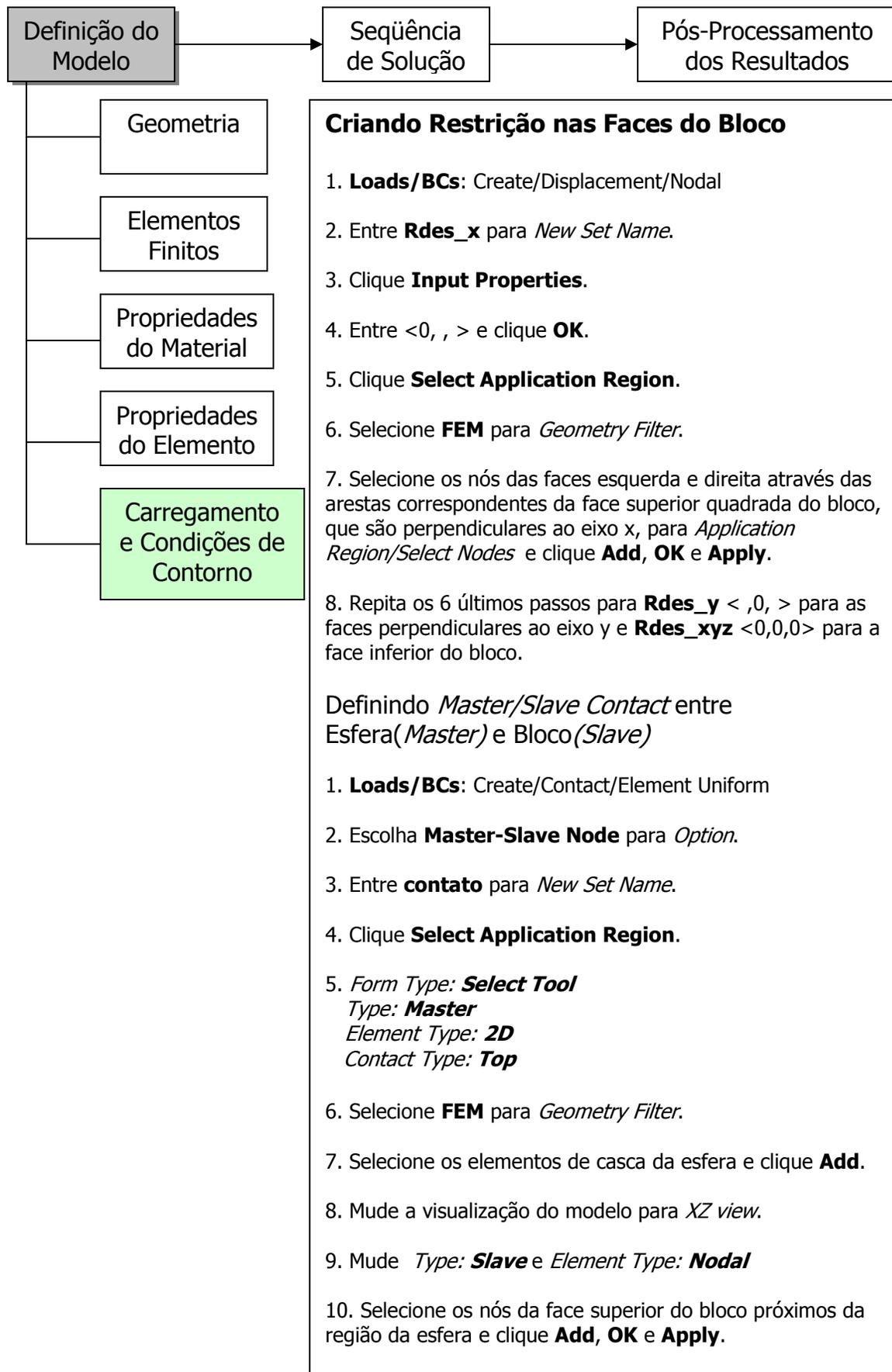
## Definindo o Material do Bloco



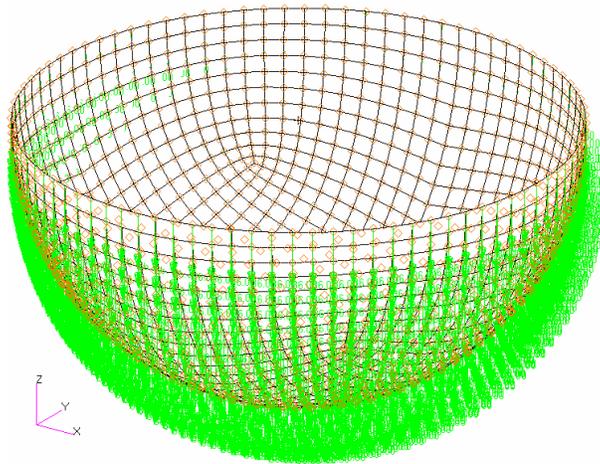
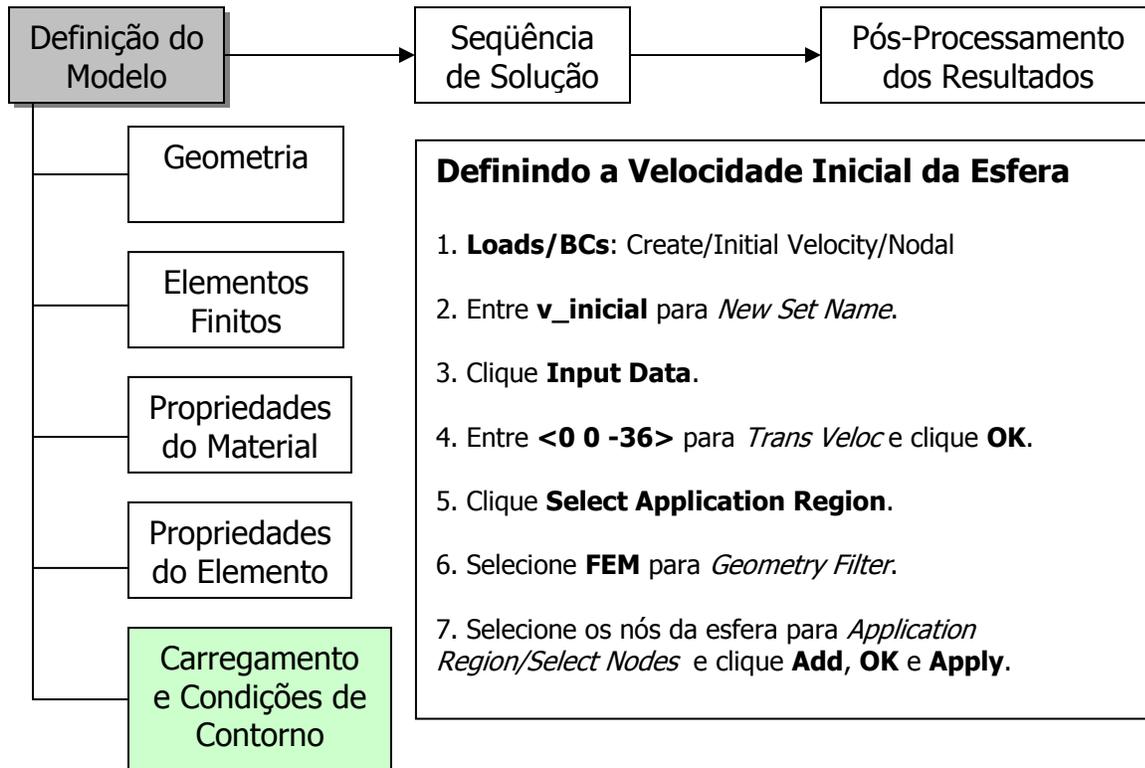
## Definindo as Propriedades do Bloco



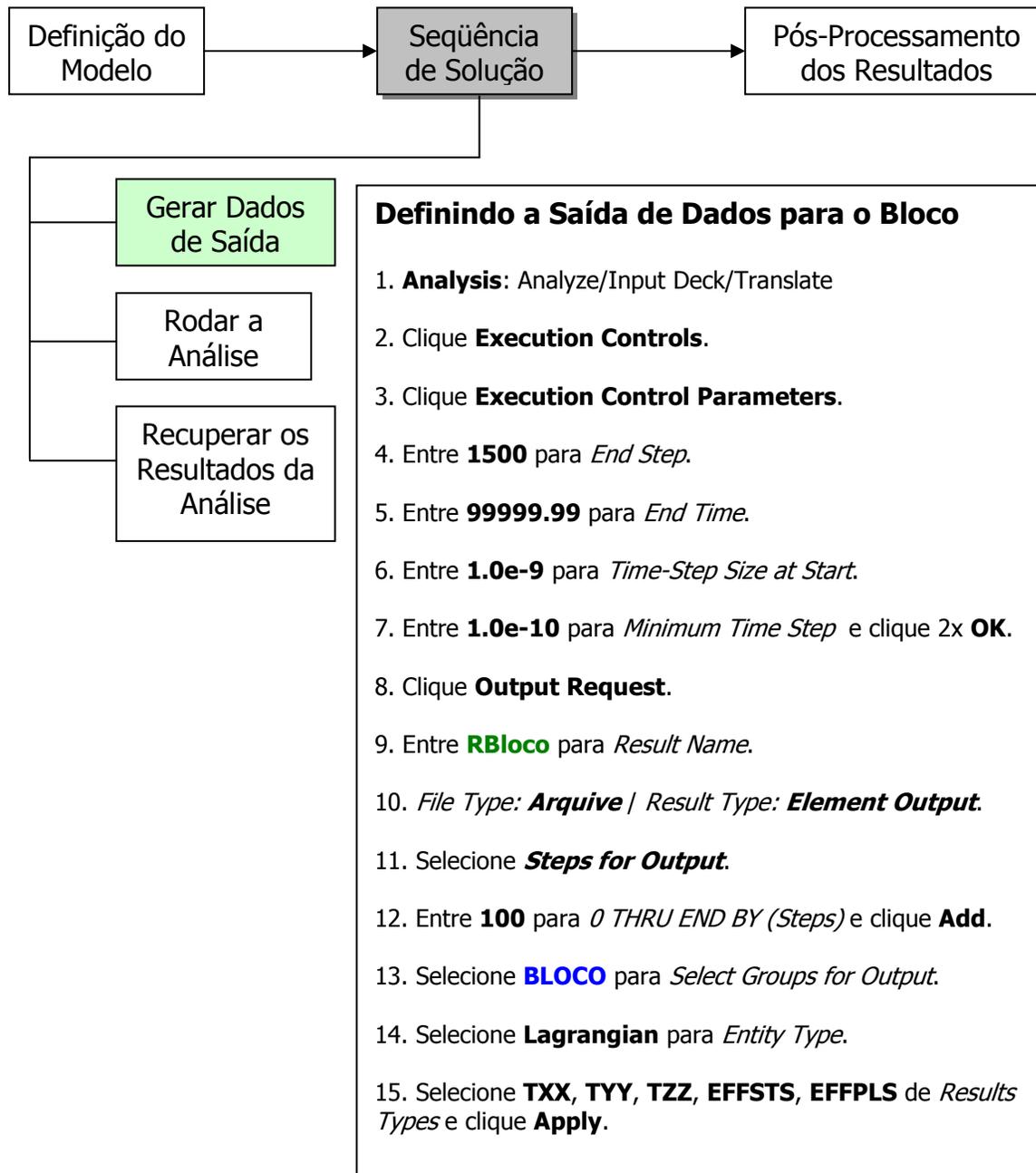
## Definindo o Carregamento e as Condições de Contorno do Bloco/Esfera



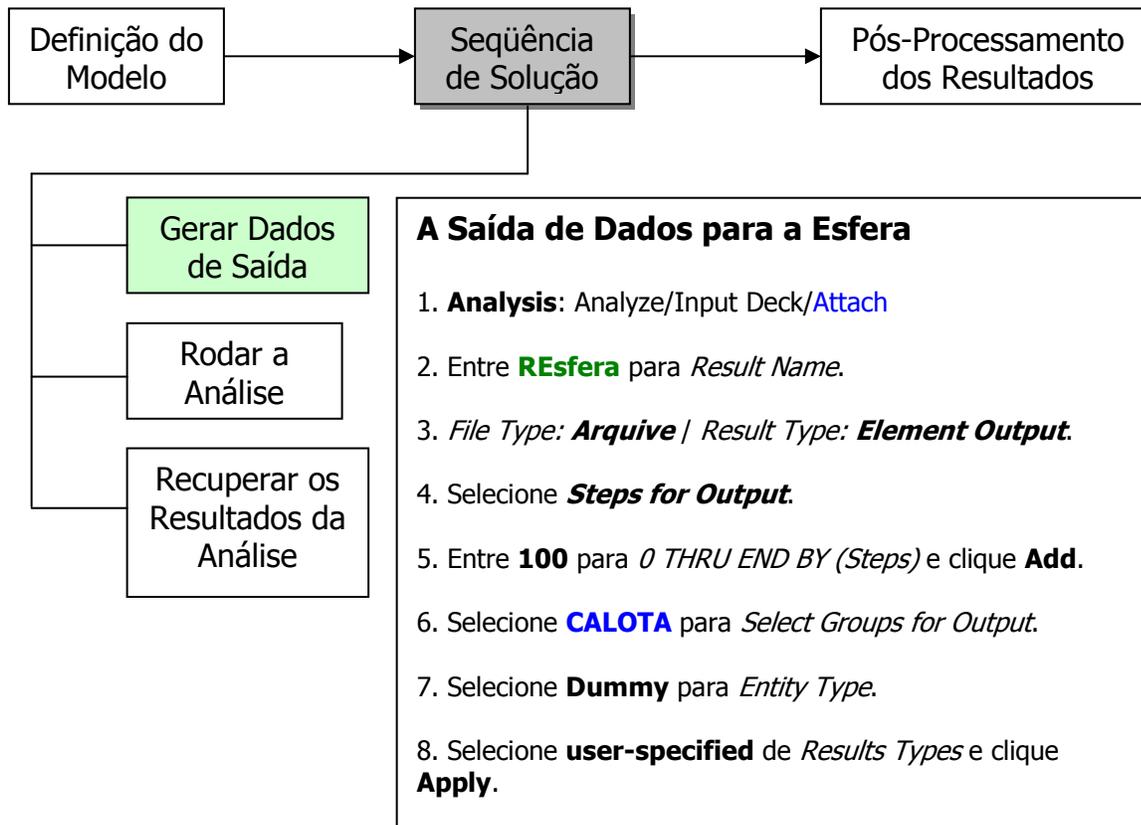
## Definindo o Carregamento e as Condições de Contorno da Esfera



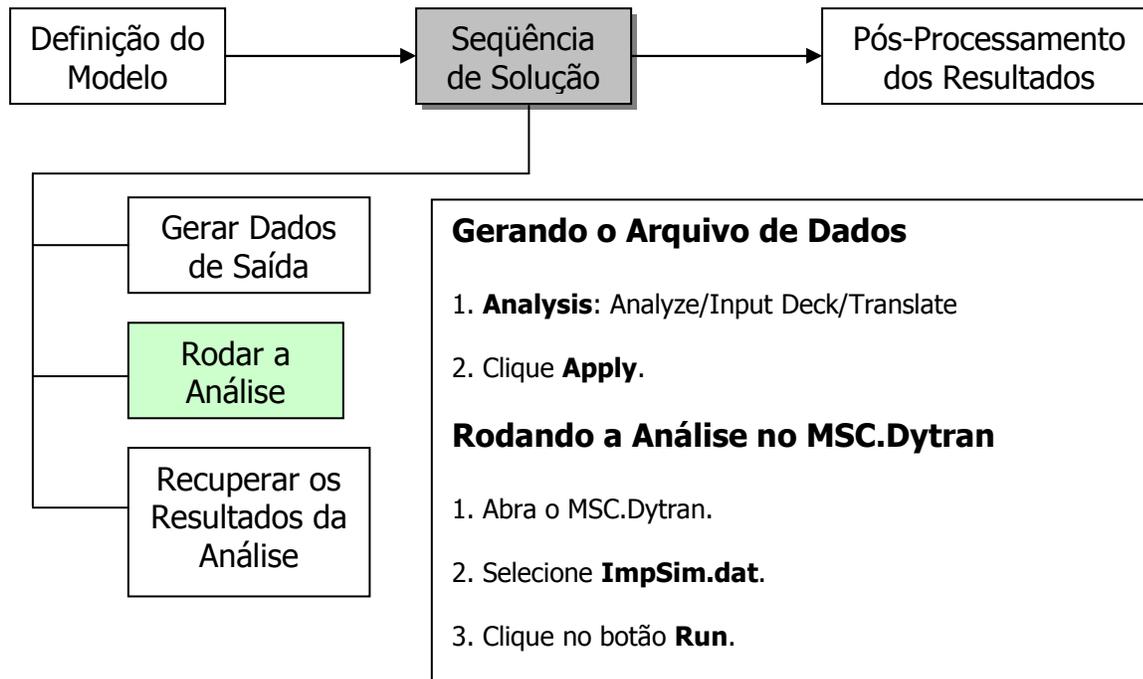
## Definindo a Saída de Dados para o Bloco



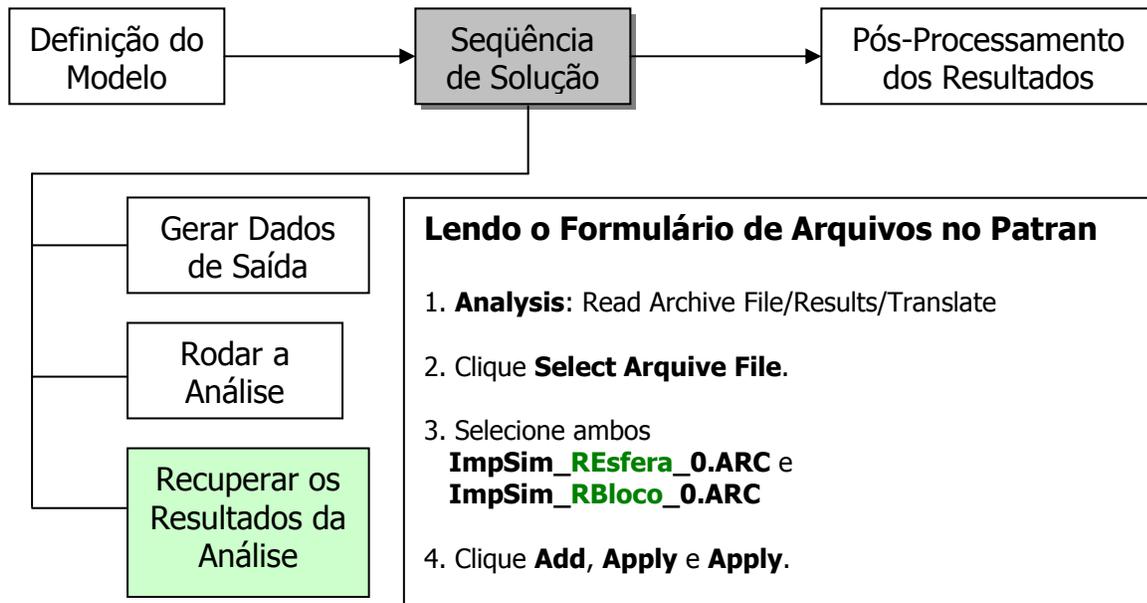
## Definindo a Saída de Dados para a Esfera



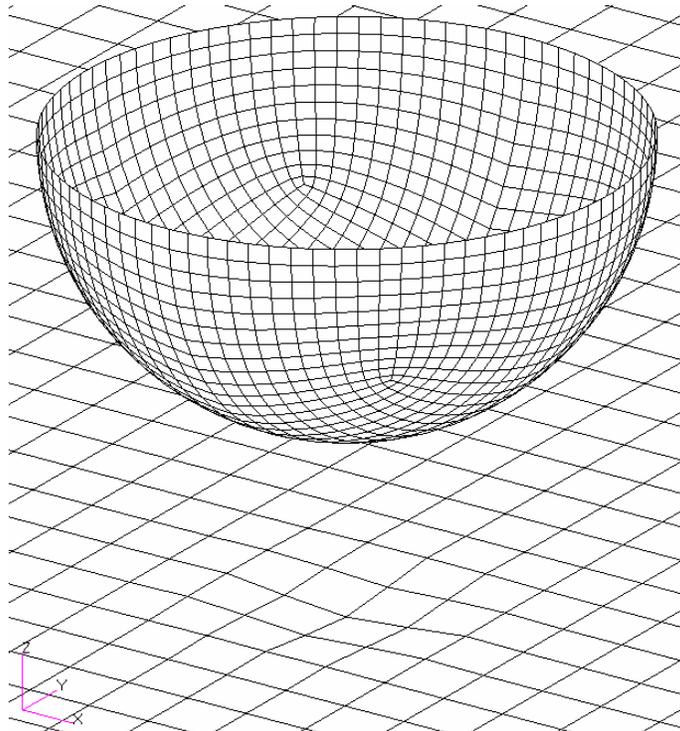
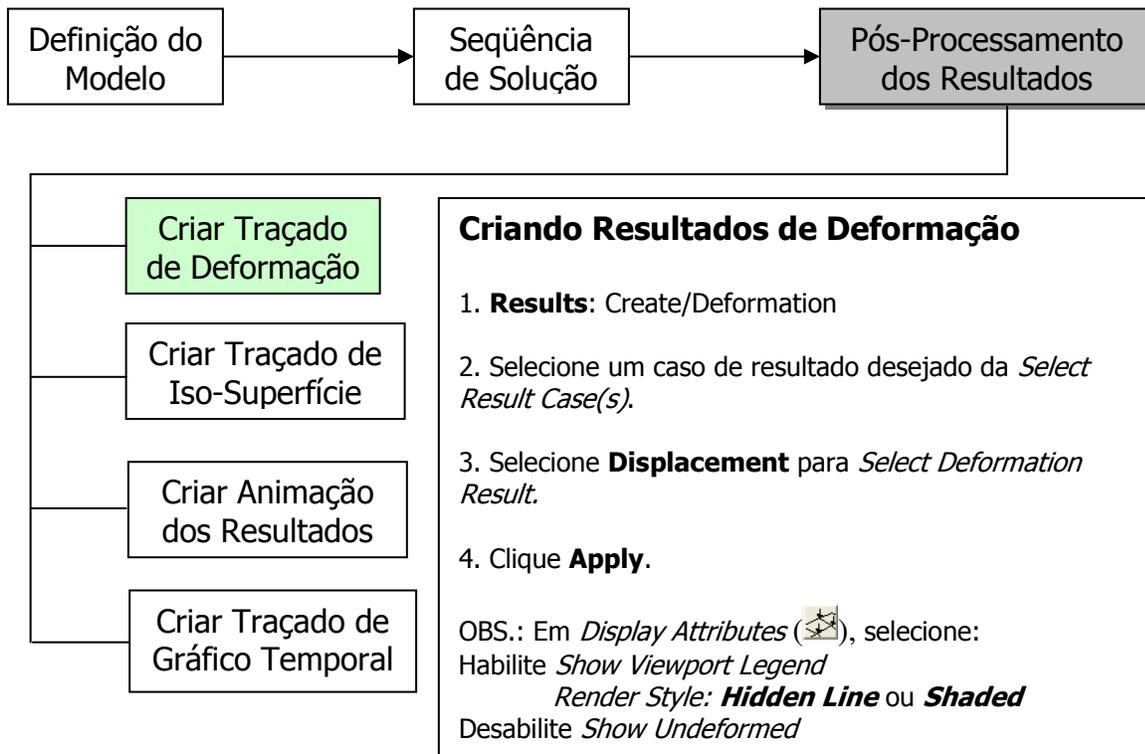
## Definindo a Entrada de Dados para o MSC.Dytran e Fazer a Análise



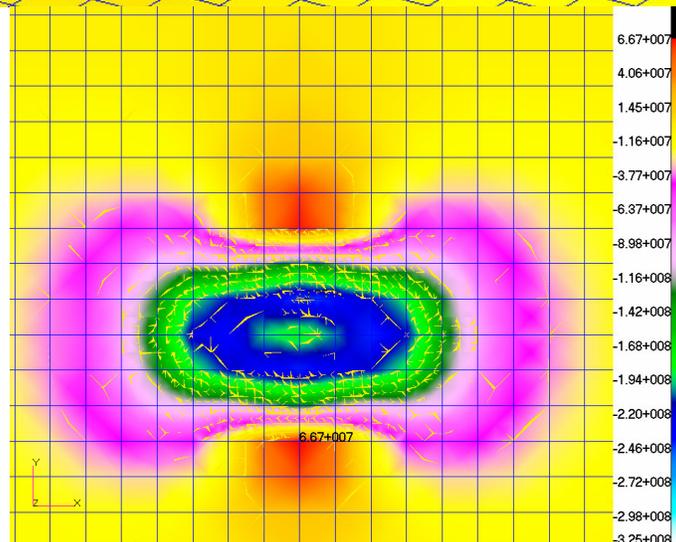
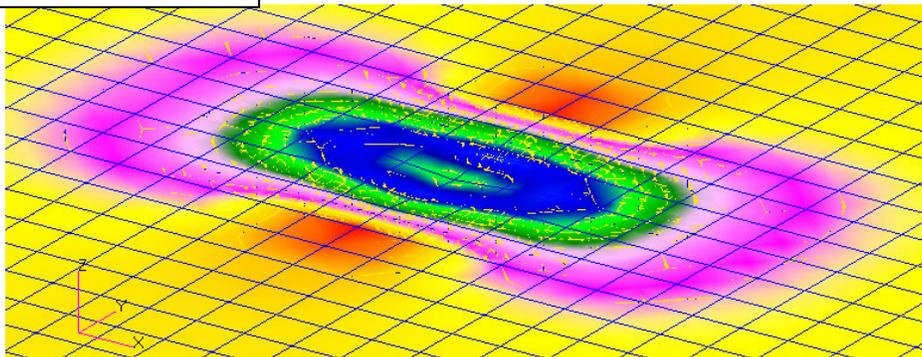
## Recuperação dos Dados da Análise gerados pelo MSC.Dytran no Patran



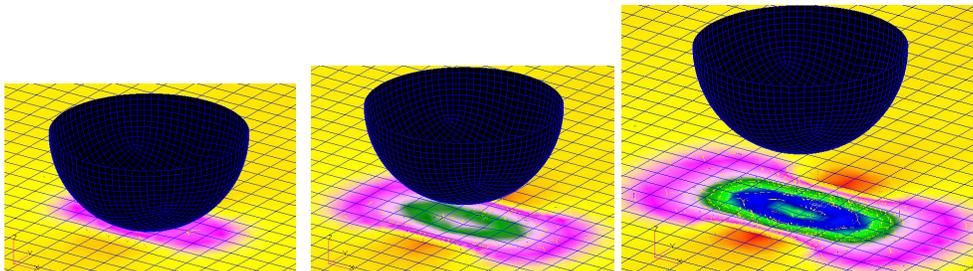
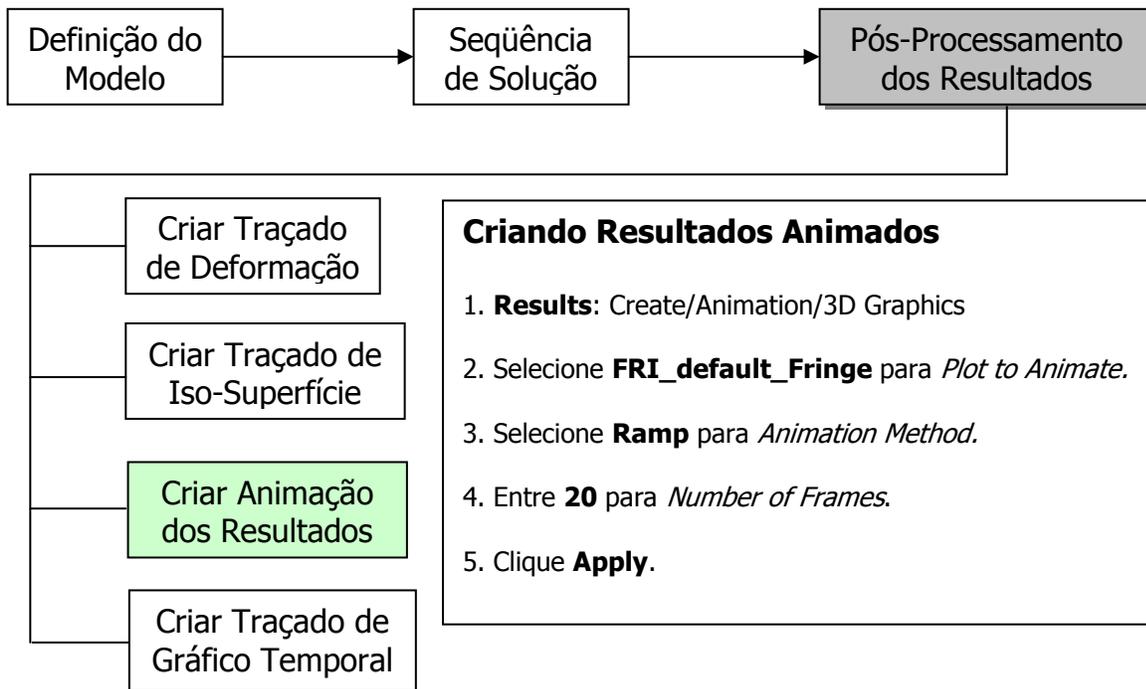
## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Deformação do Bloco



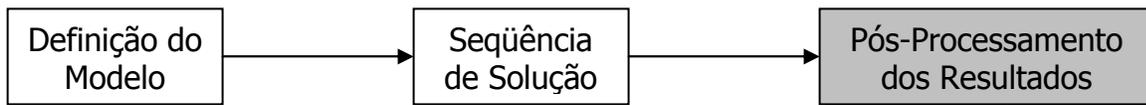
## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Iso-Superfície de Tensão



## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Animação

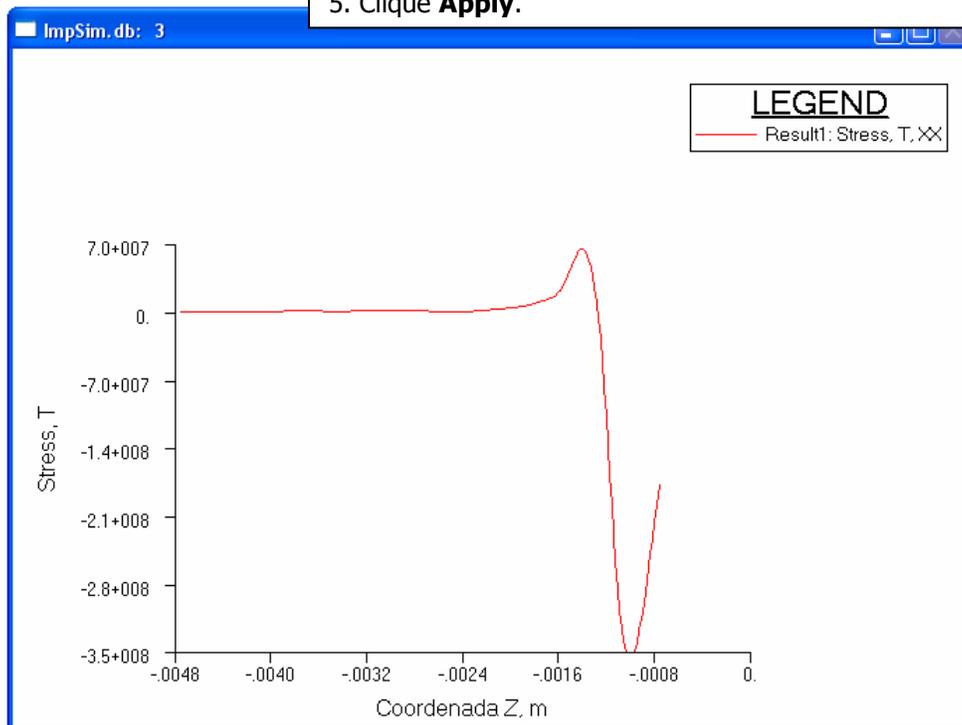


## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Traçado de Gráfico



### Criando Resultados Gráficos

1. **Results:** Create/Graph/Y vs X
2. Selecione todos resultados de *Select Result Case(s)*.
3. Selecione **Stress, T**, para *Select Y Result*.  
Escolha *Quantity: X Component*
4. Defina **Global Variable(time)** para *X-axis*.
5. Clique no botão **Target Entities**.
6. Selecione **Nodes** para *Target Entity*.
7. Mude a visualização do modelo para *XY view*.
8. Selecione todos os nós do centro do bloco em *Select Nodes*.
5. Clique **Apply**.



## II.2 Estudo de Caso da Solução Estática Implícita para Carregamento Equivalente de Tensão usando Msc.Patran e Msc.Marc

Com o MSC.Patran podemos criar um novo modelo de geometria ou importar um modelo de CAD (IGES).

No modelo desenvolvido, em um primeiro estágio, o modelo de geometria de uma placa retangular é gerado no MSC.Patran.

O procedimento de análise segue uma seqüência lógica utilizando somente a interface gráfica do MSC.Patran sem o conhecimento profundo do "solver" de análise (MSC.Marc). Criamos e podemos modificar as definições do modelo através da criação da geometria, modelo de elementos finitos, especificação dos materiais, propriedades dos elementos, carregamento e condições de contorno.

### II.2.1 Descrição do Problema

Neste exemplo queremos obter a solução estática implícita aplicando o perfil da tensão residual, obtido do impacto de esfera, utilizando os dados do trabalho de Han *et al.* (2002). O exemplo utiliza uma placa de teste de "peen forming" de 150 x 50 x 4 mm<sup>3</sup> cujo material é de uma liga de alumínio Al 7050 T7651. Adota-se neste modelo o sistema MKS. Os dados da curva tensão-deformação do material são informados.

---

#### Propriedades da Placa

---

Densidade =  $2,83 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$

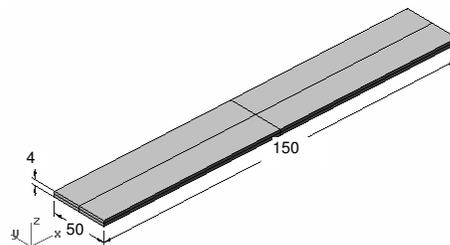
Módulo de Elasticidade =  $72,0 \times 10^3 \text{ MPa}$

Coefficiente de Poisson = 0,33

Tensão de Escoamento = 450,0 MPa

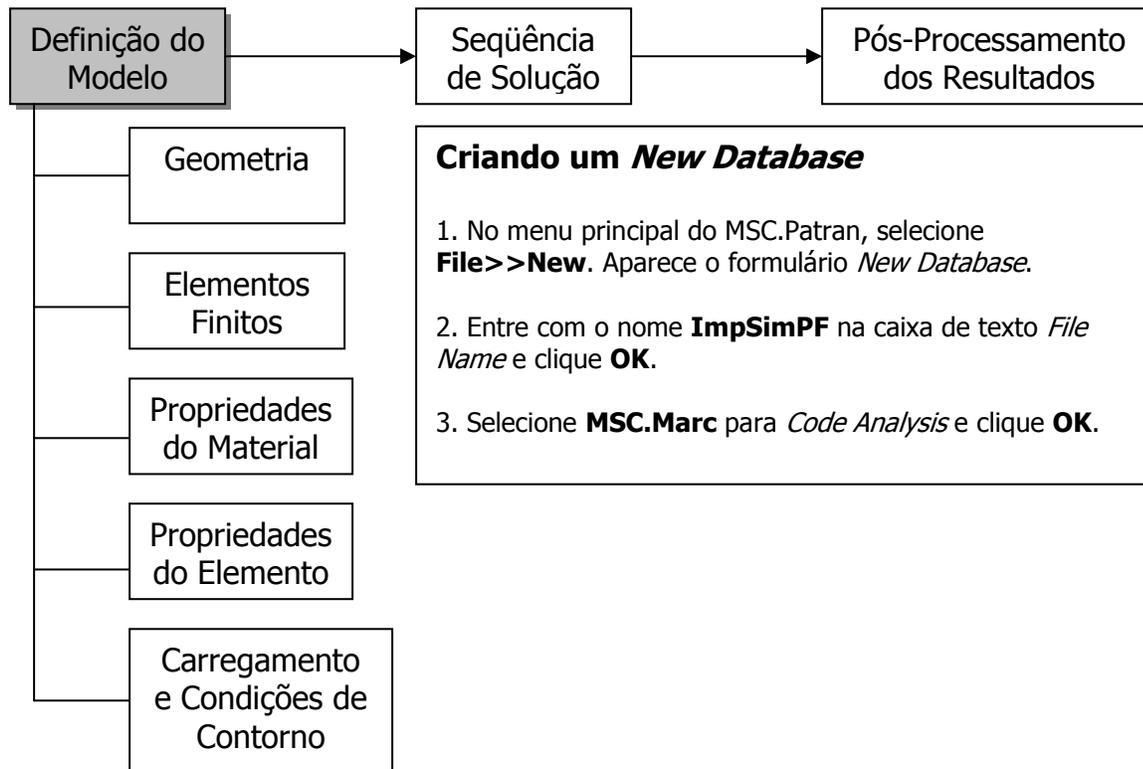
Dimensões da Placa = 150 x 50 x 4 mm<sup>3</sup>

---

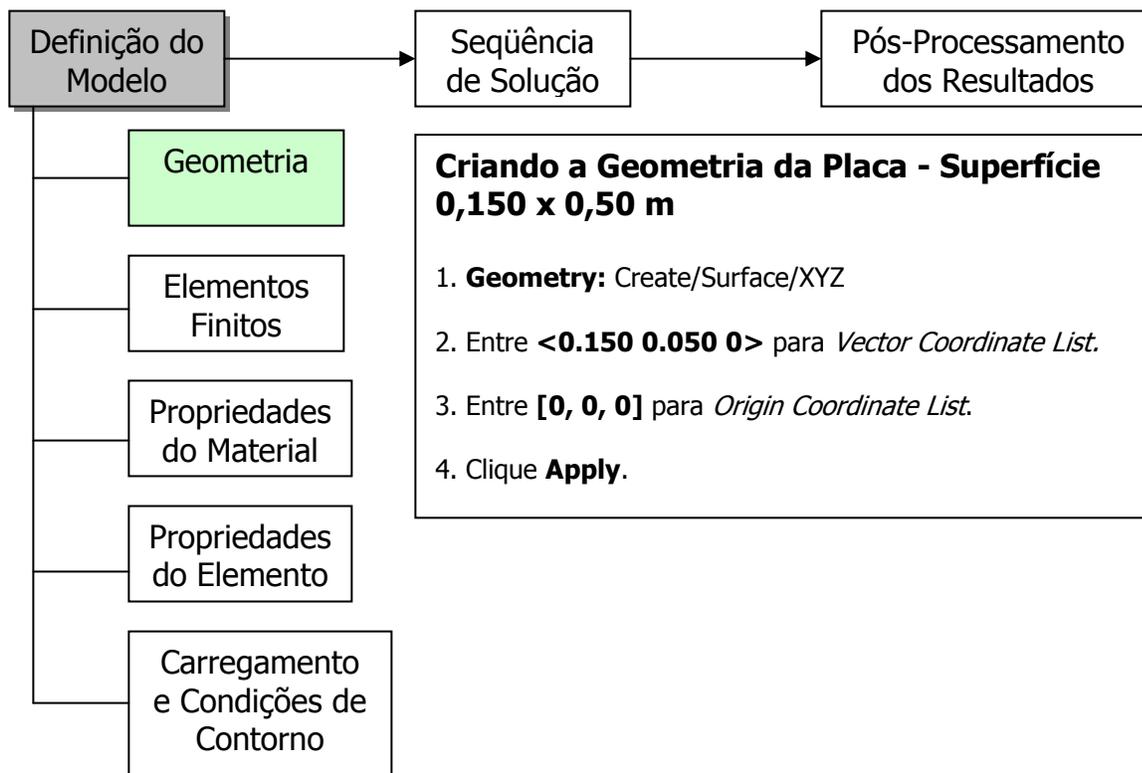


## II.2.1 Procedimento de Análise

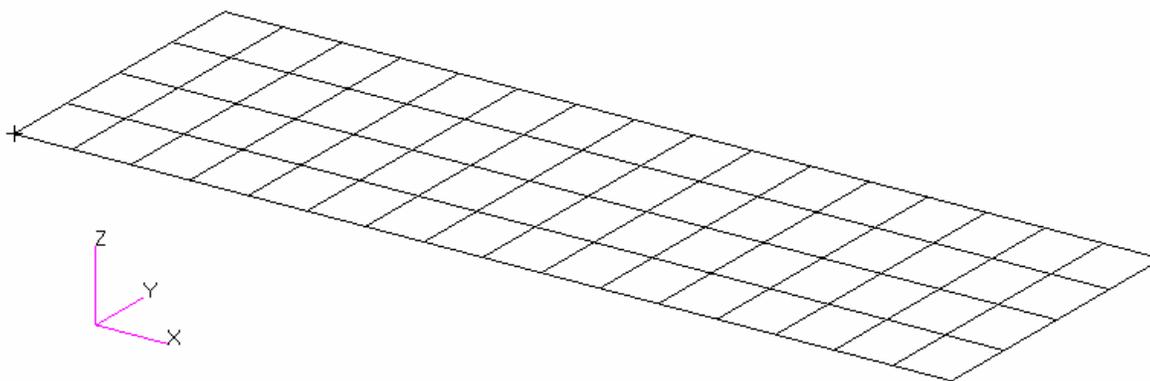
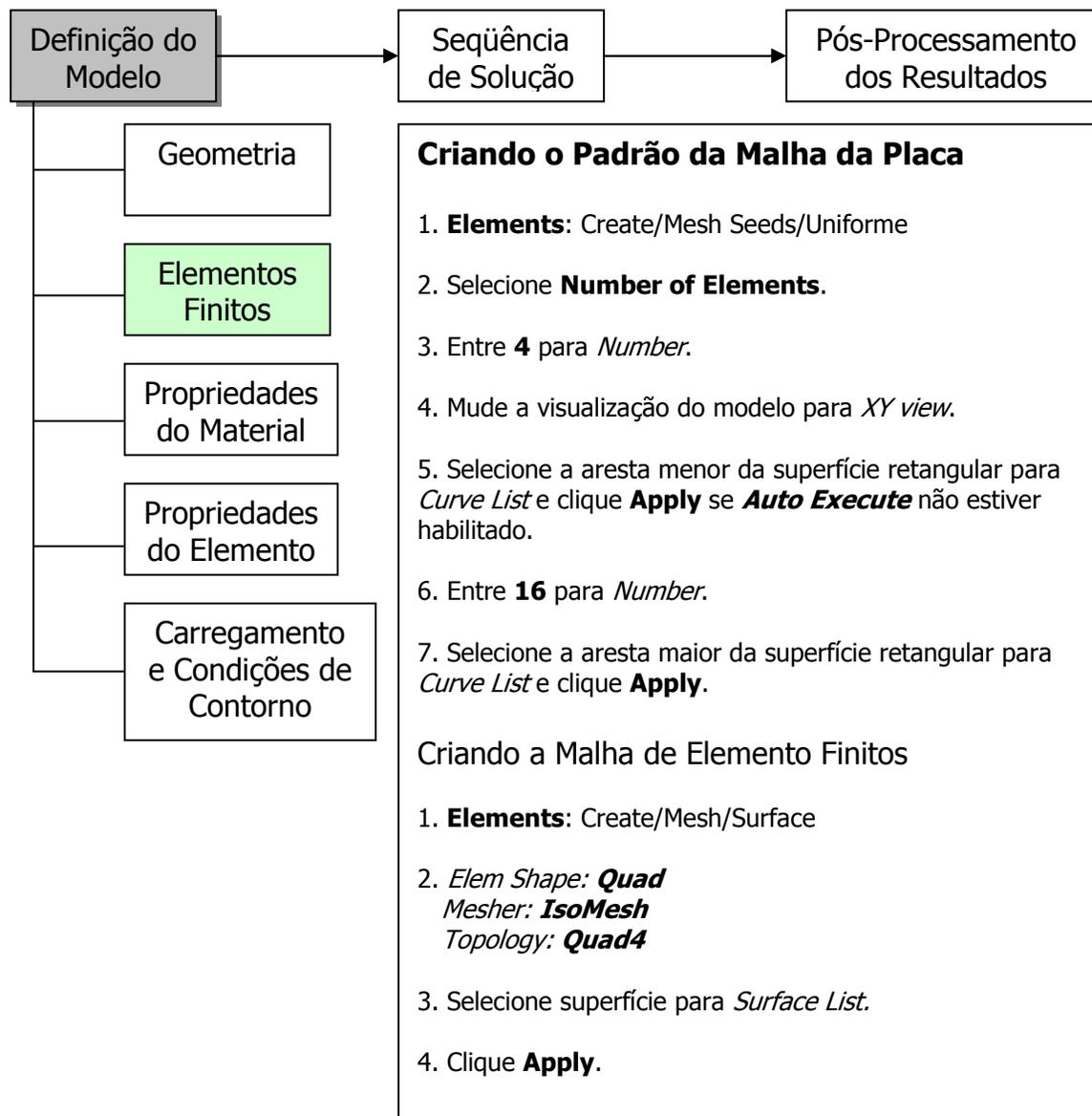
### Arranjo da Análise do Projeto



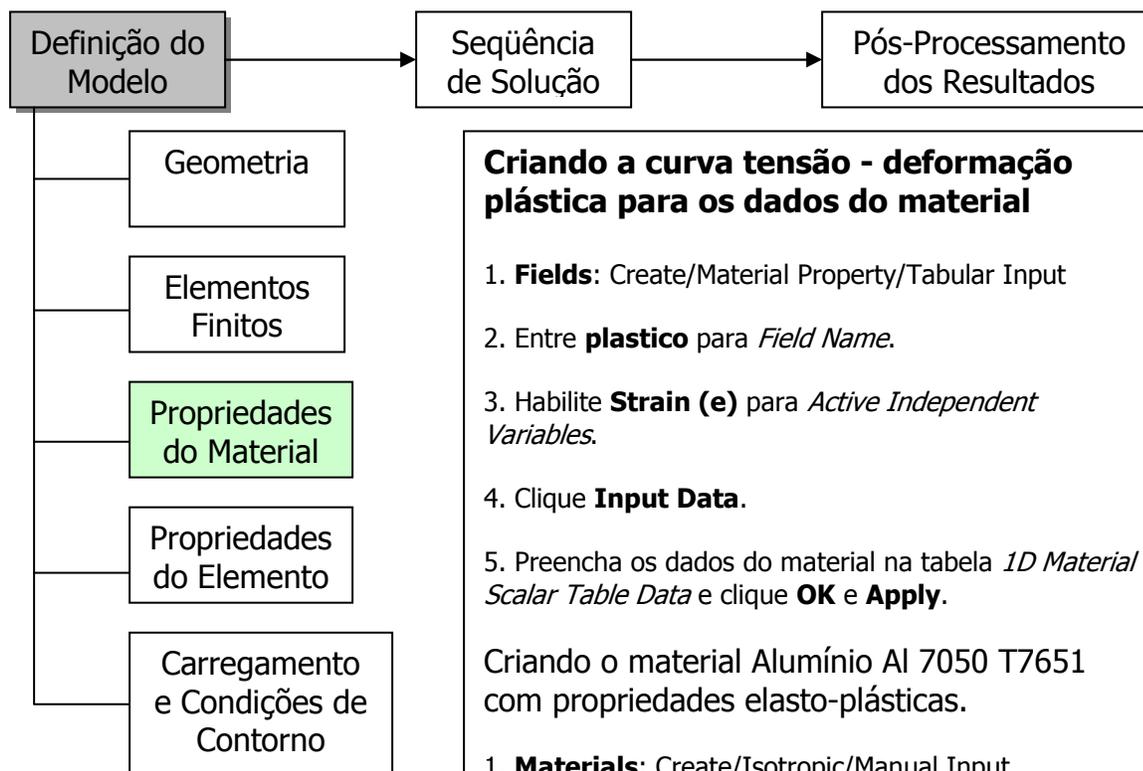
## Definindo a Geometria da Placa



## Discretizando a Placa



## Definindo o Material da Placa



### Criando a curva tensão - deformação plástica para os dados do material

1. **Fields:** Create/Material Property/Tabular Input
2. Entre **plastico** para *Field Name*.
3. Habilite **Strain (e)** para *Active Independent Variables*.
4. Clique **Input Data**.
5. Preencha os dados do material na tabela *1D Material Scalar Table Data* e clique **OK** e **Apply**.

Criando o material Alumínio Al 7050 T7651 com propriedades elasto-plásticas.

1. **Materials:** Create/Isotropic/Manual Input
2. Entre **Al\_e** para *Material Name*.
3. Clique **Input Properties**.
4. *Constitutive Model: Elastic*
5. *Elastic Modulus: 72E9*  
*Poisson Ration: 0.33*  
*Density: 2630*
6. Clique **OK** e **Apply**.

7. Repita os 6 passos anteriore trocando o passo 2 de **Al\_e** para **Al\_ep** para *Material Name*.

8. Clique **Input Properties**.

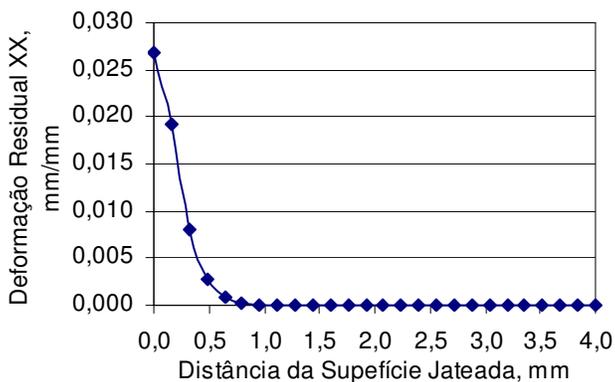
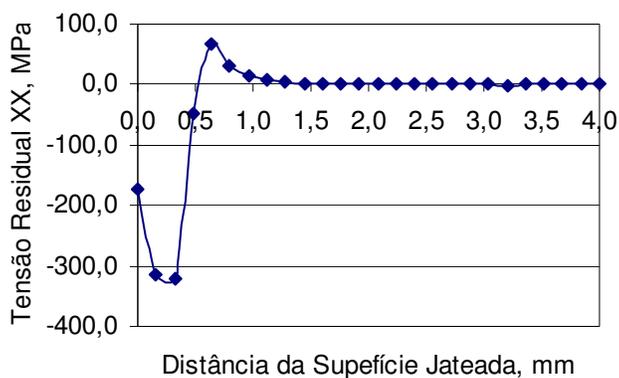
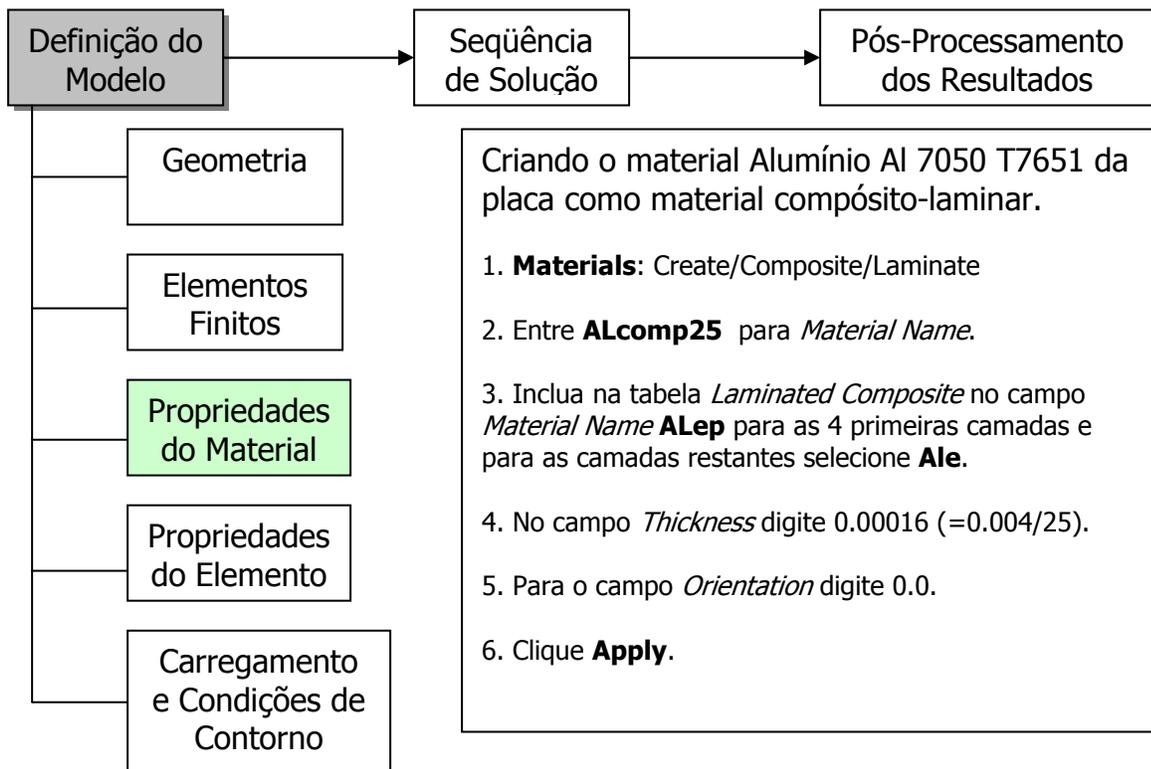
9. Selecione **Plastic** para *Constitutive Model*.

10. Selecione **plastico** em *Temperature/Strain/Strain Rate Dependent Fields*.

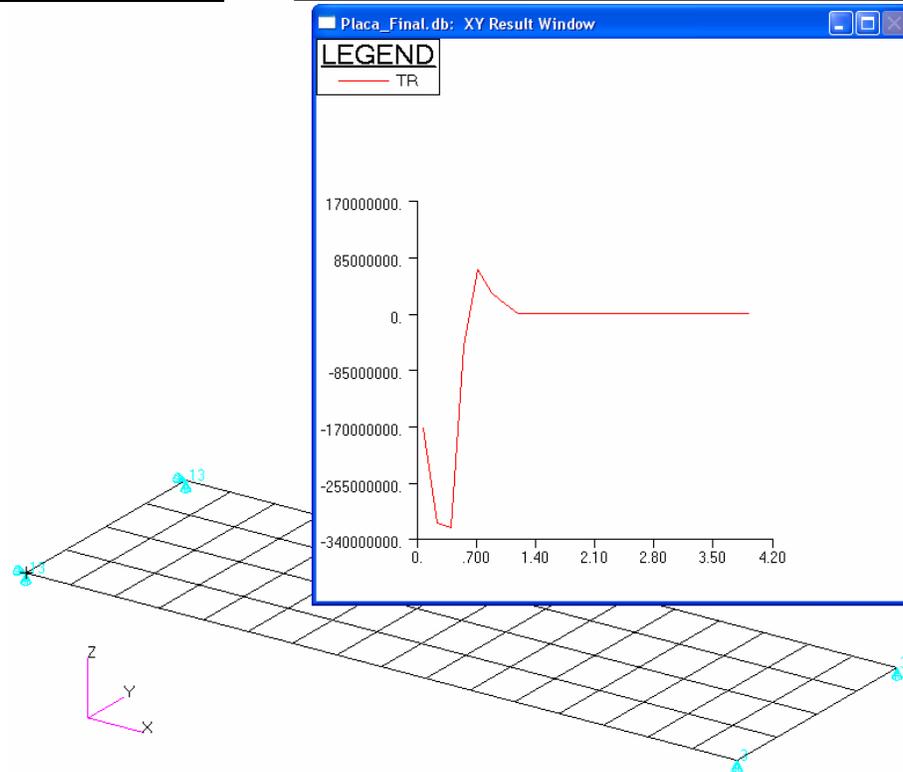
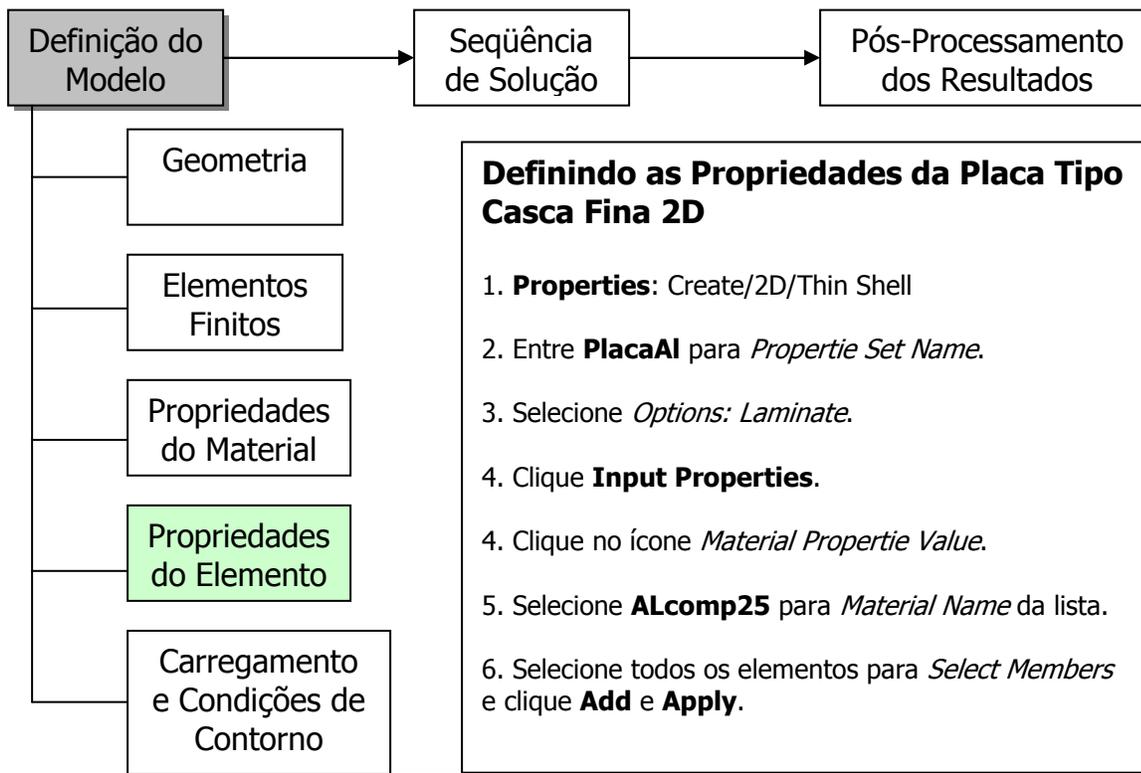
11. Clique **OK** e **Apply**.

Al 7050 T7651		
Dado	sep	$\sigma_p$
1	0,000	450,0
2	0,025	453,0
3	0,050	456,0
4	0,075	459,0
5	0,100	462,0
6	0,125	465,0
7	0,150	468,0
8	0,175	471,0
9	0,200	474,0
10	0,225	477,0
11	0,250	480,1
12	0,275	483,1
13	0,300	486,1
14	0,325	489,1
15	0,350	492,1
16	0,375	495,1
17	0,400	498,1
18	0,425	501,1
19	0,450	504,1
20	0,475	507,1
21	0,500	510,1

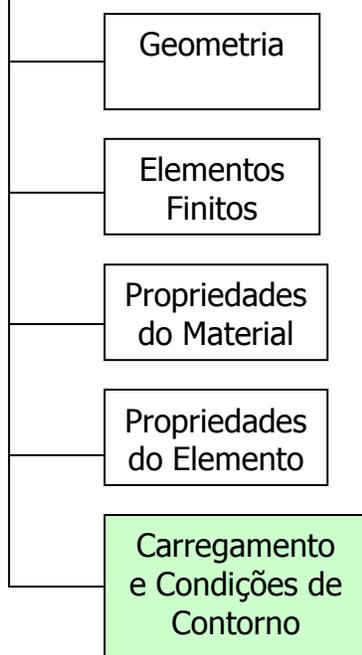
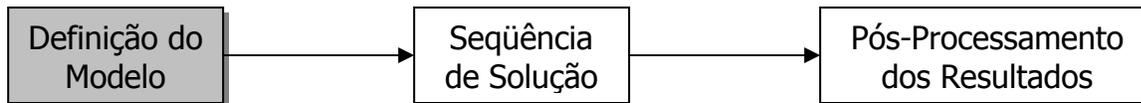
*Definindo o Material da Placa (cont.)*



## Definindo as Propriedades da Placa



## Definindo o Carregamento e as Condições de Contorno da Placa



Camada z [mm]	SXX(MPa)	
1	0,08	-172,50
2	0,24	-315,56
3	0,40	-322,63
4	0,56	-48,94
5	0,72	65,65
6	0,88	30,42
7	1,04	13,99
8	1,20	0,00
9	1,36	0,00
10	1,52	0,00
11	1,68	0,00
12	1,84	0,00
13	2,00	0,00
14	2,16	0,00
15	2,32	0,00
16	2,48	0,00
17	2,64	0,00
18	2,80	0,00
19	2,96	0,00
20	3,12	0,00
21	3,28	0,00
22	3,44	0,00
23	3,60	0,00
24	3,76	0,00
25	3,92	0,00

### Criando Restrição nos Extremos da Placa para Evitar Movimento de Corpo Rígido

1. **Loads/BCs:** Create/Displacement/Nodal
2. Entre **Rdes\_zx** para *New Set Name*.
3. Clique **Input Properties**.
4. Entre <0, 0, 0> para *Translations* e clique **OK**.
5. Clique **Select Application Region**.
6. Selecione **FEM** para *Geometry Filter*.
7. Selecione os nós extremos da aresta da esquerda da superfície para *Application Region/Select Nodes* e clique **Add, OK e Apply**.
8. Repita os 7 últimos passos para **Rdes\_z** <, , 0> para a aresta da direita da superfície da placa.

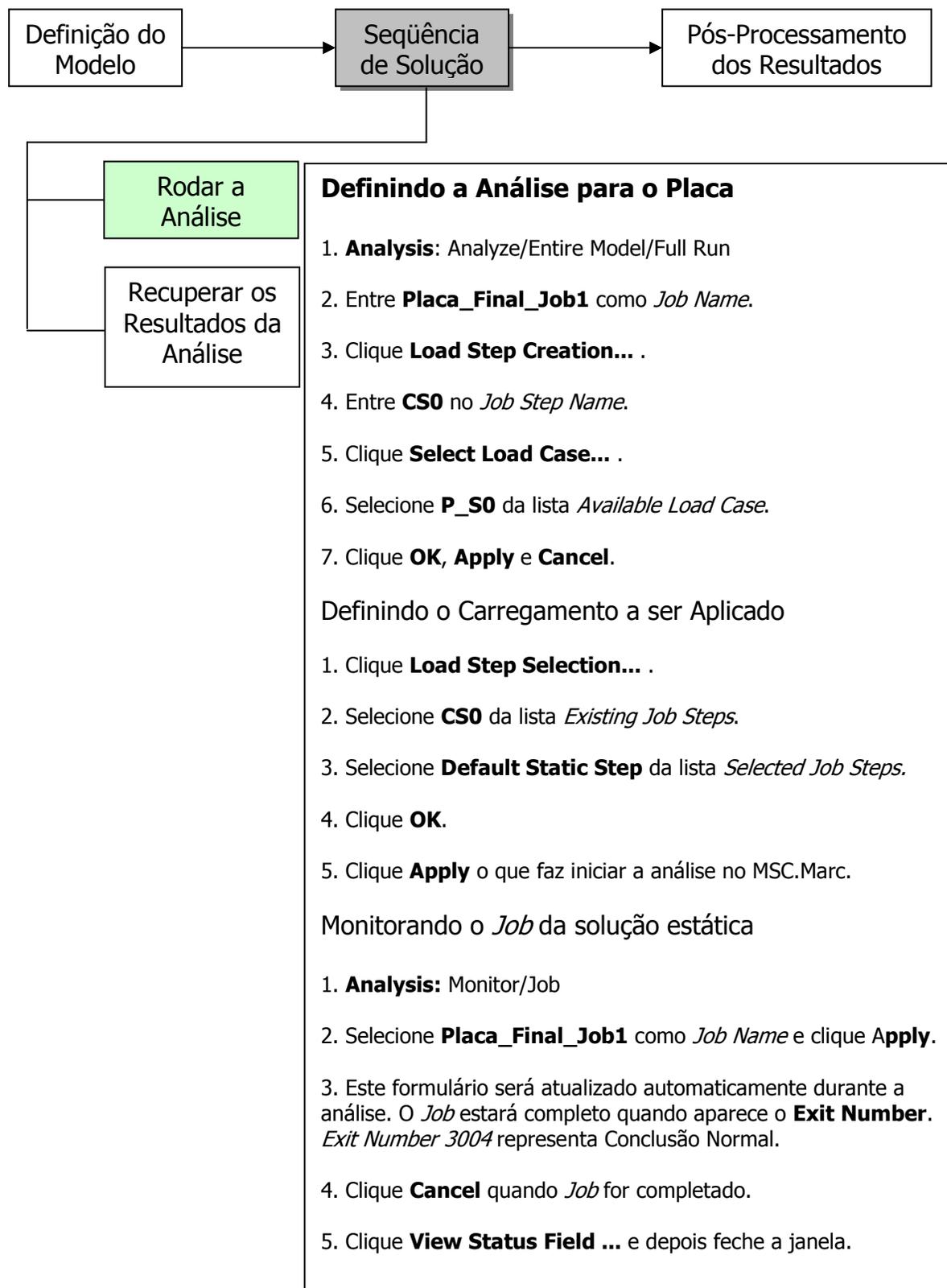
### Criando o perfil da tensão residual - posição nodal para a entrada do carregamento equivalente

1. **Fields:** Create/Spatial/Tabular Input (Y)
2. Entre **TR** para *Field Name*.
3. Clique **Input Data**.
5. Preencha os dados do perfil da tensão residual na tabela e clique **OK e Apply**.

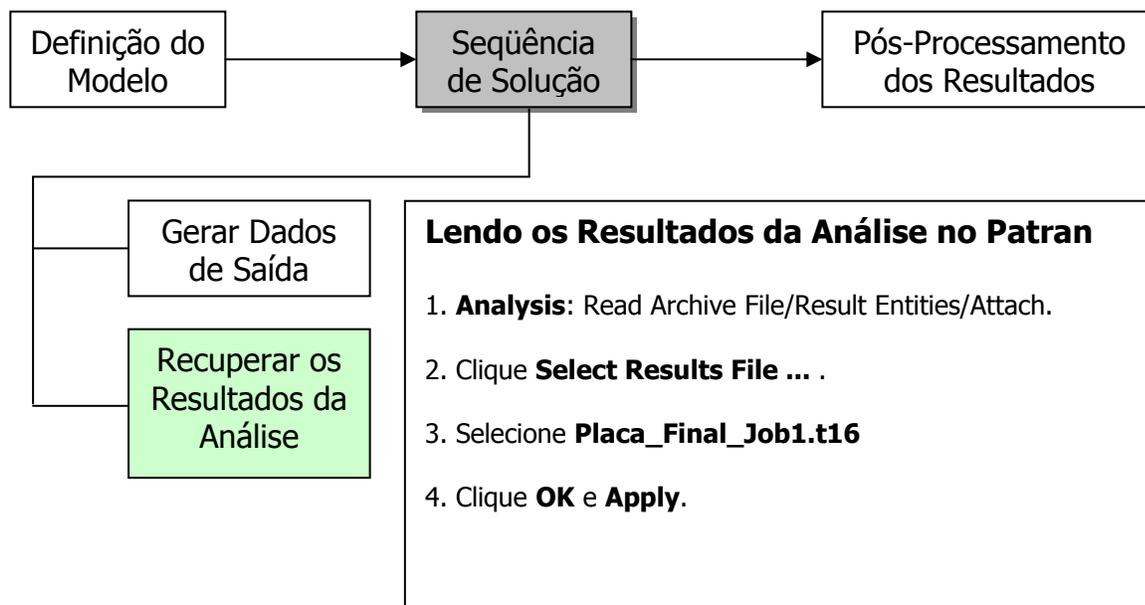
### Aplicando o Perfil da Tensão Residual como Condição de Carregamento Inicial

1. **Loads/BCs:** Create/Initial Stress/Element Uniform
2. Entre **S0** para *New Set Name*. **Target Element Type:** 2D
4. Clique **Input Data....**
5. Selecione para *Initial Sigma XX* **TR** do *Spatial Fields*.
6. Selecione **FEM** para *Geometry Filter*.
7. Selecione os elementos para *Application Region/Select 2D Elements* e clique **Add, OK e Apply**.

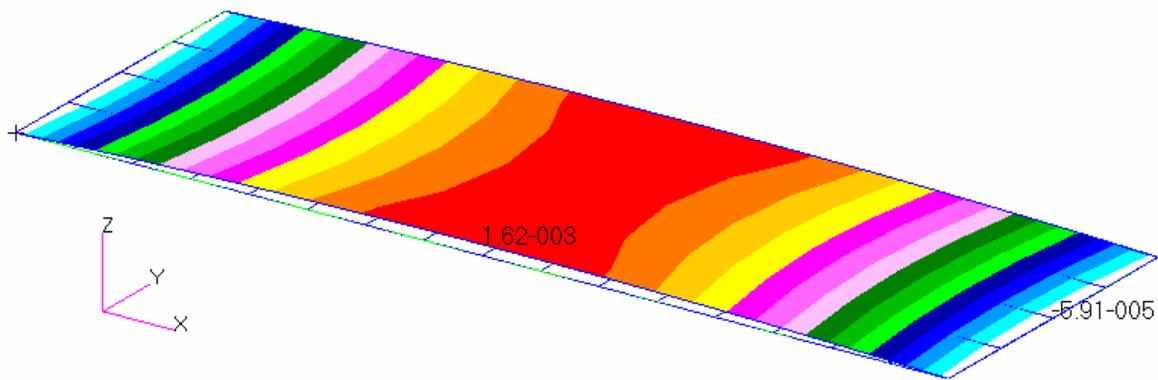
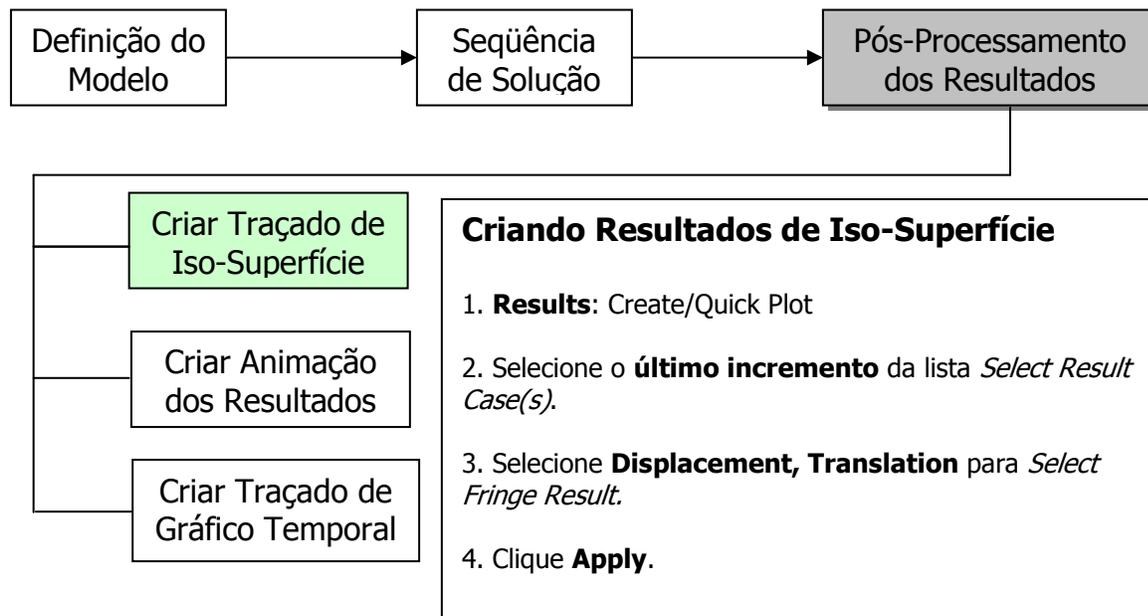
## Análise do Modelo da Placa no MSC.Marc



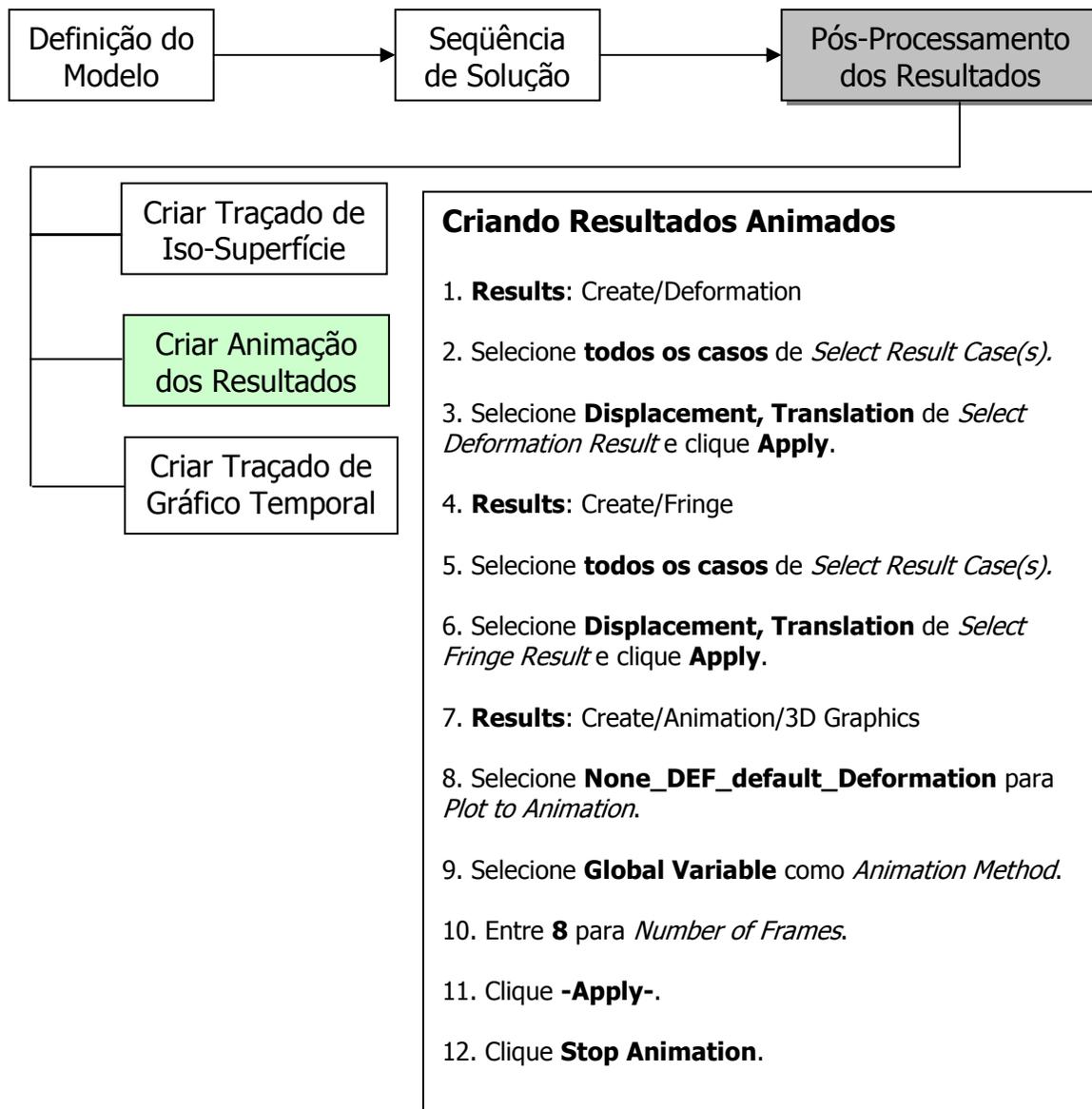
*Recuperação dos Dados da Análise gerados pelo MSC.Marc no Patran*



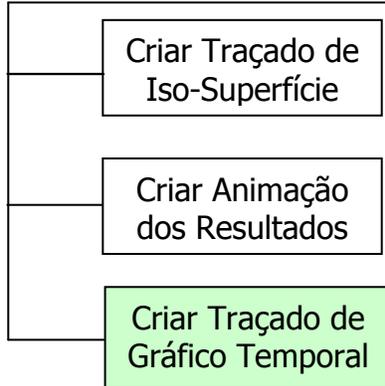
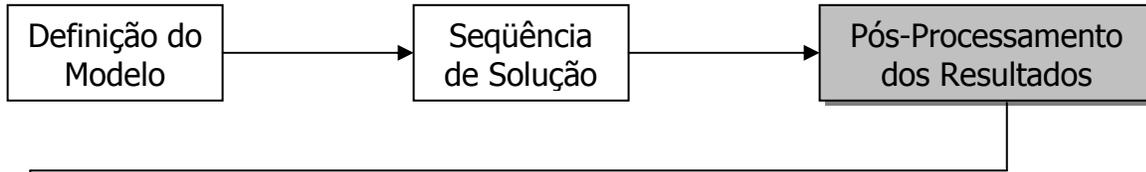
## *Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Iso-Superfície de Deformação*



## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Animação



## Pós-Processamento dos Resultados no Patran: Traçado de Gráficos



### Criando Resultados Gráficos

1. **Results:** Create/Graph/Y vs X
2. Clique no botão **Target Entities**.
3. Selecione **Nodes** para *Target Entity*.
4. Mude a visualização do modelo para *XY view*.
5. Selecione todos os nós da aresta maior da placa em *Select Nodes* e clique **Apply**.
6. Clique no botão **Select Results**.
7. Selecione um caso dos resultados menos o primeiro.
8. Selecione **Result** para Y.
9. Selecione **Displacement, Translation** para *Select Y Result*.
10. Selecione **Coordinate** para X e **Coord 0.1** para *Select Coordinate Axes*.
11. Selecione **Z component** para *Quantity* e clique **Apply**.

