

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS

Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Dissertação de Mestrado

**“Estudo dos parâmetros de influência na
simulação numérica de estampagem
de chapas”**

Autor: Leonardo Camilo dos Reis

Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Outubro/2002

UNIVERSIDADE FEDERAL DE MINAS GERAIS
Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas

Leonardo Camilo dos Reis

ESTUDO DOS PARÂMETROS DE INFLUÊNCIA NA
SIMULAÇÃO NUMÉRICA DE ESTAMPAGEM
DE CHAPAS

Dissertação de mestrado apresentada ao Curso de Pós-graduação em
Engenharia Metalúrgica e de Minas da Universidade Federal de Minas
Gerais

Área de concentração: Metalurgia Física
Orientador: Prof. Paulo Roberto Cetlin

Belo Horizonte
Escola de Engenharia da UFMG

2002

AGRADECIMENTOS

O autor agradece a todos aqueles que, direta ou indiretamente, colaboraram na preparação deste trabalho e, em particular:

- Aos Professores Paulo Roberto Cetlin e Estevam Barbosa de Las Casas pela dedicada orientação e sugestões apresentadas;
- Ao engenheiro Túlio Magno Fuzessy de Melo, pela orientação e apoio oferecidos em todas as etapas de elaboração;
- Aos engenheiros Geraldo Timotheo da Rocha e Eduardo Avelar Tonelli pelo apoio;
- À Flávia de S. C. Camilo pela sua compreensão, paciência e incentivo nas horas mais difíceis;
- Aos meus pais e familiares, que sempre me incentivaram a completar este trabalho;
- Aos colegas de trabalho da estação científica do Centro de Pesquisa e Desenvolvimento: Glailson Mattos de Araújo Filho, Cristhian Silva Carvalho, Fabiano Almir Barbosa, Sidmei Oswaldo C. de Andrade, e Luis Augusto Marconi Scudeller.

À USIMINAS, através do Centro de Pesquisa e Desenvolvimento e à UFMG, por parte dos Departamentos de Engenharia Metalúrgica e Estrutura, pelo apoio à realização deste trabalho.

RESUMO

A avaliação do problema de conformação mecânica com a utilização de meios numéricos requer dados de geometria do produto, do material empregado e do processo. A utilização da simulação numérica tem por objetivo prever e visualizar a geometria deformada, determinar a espessura final da peça, ocorrência de rugas, regiões críticas de ruptura e outros resultados inerentes ao processo de estampagem. Pode-se, ainda, avaliar esforços envolvidos no ferramental. Desta forma, a simulação permite desenvolver e avaliar projetos com qualidade, redução do tempo e custo.

Neste estudo foi realizada uma análise de sensibilidade da simulação numérica à variação de alguns parâmetros de simulação: tamanho do elemento, massa específica do material, força no prensa-chapa, modelos teóricos de materiais, malha adaptativa, número de pontos de integração ao longo do elemento de casca, utilização de anti-rugas analíticos e diferentes tipos de material do *blank*, avaliando-se suas influências sobre o tempo de processamento e qualidade dos resultados obtidos. As peças modeladas são produzidas em grande escala na indústria. Foi empregado o programa ANSYS/LS-DYNA3D.

Visa-se capacitar a Usiminas a analisar solução de problemas complexos de estampagem, com agilidade e confiabilidade. Esta capacitação será especialmente importante para: (i) prestação de assistência técnica a clientes; (ii) desenvolvimento de engenharia simultânea com clientes; e (iii) introdução de novos produtos da Usiminas no mercado com a engenharia de aplicação previamente desenvolvida.

ABSTRACT

The numerical simulation of the deep drawing of steel sheets requires data about the product geometry, the material properties, and the process itself. Numerical simulation has been widely applied to predict and visualize the deformed geometry, final thickness of the work piece, wrinkling, critical areas of breakage and other features typical of the forming process. The use of this approach allows the development and evaluation of alternate project designs with greater reliability and reduced cost.

This work discusses the sensitivity of numerical simulation to changes in some simulation parameters: element size, specific mass of material, blankholder force, theoretical models of material properties, utilization of analytical drawbeads and of the type of the blank material. The influence of these parameters on processing time and quality of results was also analyzed. The parts that were modeled were manufactured on large industrial scale. The software ANSYS/LS-DYNA3D was used for the simulation.

The purpose of this work is to enhance the technical capability of Usiminas in the analysis of complex problems in deep drawing, with agility and accuracy. This approach will be of special importance to: (i) provide technical assistance to customers; (ii) develop simultaneous engineering with customers; and (iii) introduce new products to the market.

SUMÁRIO:

1. INTRODUÇÃO	1
2. OBJETIVO	4
3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
3.1. Aspectos Teóricos Sobre Estampagem	5
3.1.1. Modos de Deformação	6
3.1.2. Testes	8
3.1.3. Propriedades Obtidas no Ensaio de Tração.....	10
3.1.4. Anisotropia Mecânica	14
3.2. Curvas Limite de Conformação (CLC).....	18
3.3. Método de Elementos Finitos (MEF).....	27
3.3.1. Método Explícito de Solução	29
3.3.2. Método da Diferença Central	29
3.4. Programa ANSYS/LS-DYNA	32
3.4.1. Elementos Utilizados na Simulação.....	33
3.4.1.1. Elemento Sólido	34
3.4.1.2. Elemento de Casca.....	35
3.4.2. Modelos de Materiais.....	39
3.4.3. Superfícies de Contatos.....	42
3.4.4. Anti-rugas Analítico.....	49
3.4.5. Método Adaptativo	52
4. : METODOLOGIA	62
4.1. Simulação Numérica	62
4.2. Validação dos Modelos	64
4.3. Análise de Sensibilidade	66
4.3.1. Carcaça do Compressor	66
4.3.2. Reforço Lateral da Porta de um Veículo Leve.....	68

4.4. Ensaio Laboratoriais	71
5. : RESULTADOS E DISCUSSÃO.....	74
5.1. Caracterização dos Materiais	74
5.2. Construção dos Modelos no Programa	78
5.2.1. Desenvolvimento do Modelo da Carcaça do Compressor	78
5.2.2. Desenvolvimento do Modelo do Reforço Lateral.....	80
5.3. Validação dos Modelos.....	83
5.3.1. Validação do Modelo da Carcaça de Compressor	83
5.3.2. Reforço Lateral da Porta de um Veículo Leve.....	87
5.4. Análise de Sensibilidade	89
5.4.1. Modelo da Carcaça do Compressor	89
5.4.1.1. Influência do Tipo do Elemento	89
5.4.1.2. Influência do Tamanho do Elemento.....	92
5.4.1.3. Influência da Massa Específica	93
5.4.1.4. Influência do Número de Pontos de Integração.....	95
5.4.1.5. Malha Adaptativa	96
5.4.2. Modelo do Reforço Lateral.....	98
5.4.2.1. Influência do Tamanho do Elemento.....	99
5.4.2.2. Modelo Teórico de Material.....	103
5.4.2.3. Aplicação de Diferentes Tipos de Aço.....	107
5.4.2.4. Influência da Massa Específica do Material.....	110
5.4.2.5. Força no Prensa-Chapa.....	112
5.4.2.6. Utilização de Anti-Rugas Analítico.....	117
6. CONCLUSÕES.....	121
7. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	124
8. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	125

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1.1 - Proposta para projeto e construção de ferramentas de estampagem incluindo a técnica de simulação numérica	2
FIGURA 3.1 - Esquema de uma seção típica do processo de estampagem (HOSFORD, 1999).....	5
FIGURA 3.2 - Tensões e deformações nas várias regiões da peça durante a conformação de um copo metálico (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).....	6
FIGURA 3.3 - Classificação dos modos de conformação, (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).....	8
FIGURA 3.4 - Stretcher Strains em uma chapa de aço 1008 (HOSFORD, 1983).....	11
FIGURA 3.5 - Translação, rotação e deformação de uma linha.....	12
FIGURA 3.6 - Método de amostragem de corpo-de-prova para obtenção do coeficiente de Lankford (R).	15
FIGURA 3.7 - Orelhamento de três diferentes chapas de cobre (a seta indica a direção de laminação da chapa) (HOSFORD, 1983).	16
FIGURA 3.8 - Medida da rede de círculos para obtenção das deformações principais (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).	19
FIGURA 3.9 - Esquema básico de uma curva limite de conformação (CLC).	19
FIGURA 3.10 - Dimensões dos corpos-de-prova para obtenção da curva limite de conformação através do método Nakajima (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).....	20
FIGURA 3.11 - Curva limite de conformação para um aço baixo carbono (HOSFORD, 1983).	22
FIGURA 3.12 - Efeito da espessura da chapa e o coeficiente de encruamento (n) na curva limite de conformação para aço baixo carbono (FERNANDES, 1999).....	23
FIGURA 3.13 - Efeito da trajetória da deformação nas CLC – Deformação secundária é constante (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).	25
FIGURA 3.14 - Efeito da trajetória de deformação considerando a deformação primária constante (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).	25
FIGURA 3.15 - Efeito do trabalho a frio no nível da curva limite e no coeficiente de encruamento (FERNANDES, 1999).....	26

FIGURA 3.16 - Influência do diâmetro dos círculos da rede de marcação eletrolítica sobre a medida das deformações principais da CLC (FERNANDES, 1999).....	27
FIGURA 3.17 - Elemento sólido (SOLID164) utilizado no ANSYS/LS-DYNA (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).....	34
FIGURA 3.18 - Elemento de casca (SHELL163) utilizando no ANSYS/LS-DYNA (ANSYS/LS-DYNA, 1998b).....	36
FIGURA 3.19 - Gráfico de desempenho utilizando as formulações do elemento de casca – BT (Belytschko-Tsay), BTW (Belytschko-Tsay com rigidez a elementos distorcidos), BL (Belytschko-Leviathan), BWC (Belytschko-Wong-Chiang), CHL (Hughes-Liu), HL (Hughes-Liu com um ponto de integração e formulação co-rotacional), FBT (Belytschko-Tsay com 4 pontos de integração), CFHL (Hughes-Liu com 4 pontos de integração e formulação co-rotacional) e FHL (Hughes-Liu com 4 pontos de integração) (LS-DYNA, 1999).....	38
FIGURA 3.20 - Posicionamento dos pontos de integração no elemento de casca (ANSYS/LS-DYNA, 1998b).....	39
FIGURA 3.21 - Estampagem profunda com punção hemisférico (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).....	47
FIGURA 3.22 - Força de reação no punção sem e com amortecimento no prensa-chapas (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).....	48
FIGURA 3.23 - Refinamento dos elementos no raio de concordância da matriz (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).....	48
FIGURA 3.24 - Força de reação no punção com amortecimento no prensa-chapas e refinamento da malha no raio de concordância da matriz (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).....	49
FIGURA 3.25 - Forças de retenções em função da altura do anti-rugas.....	51
FIGURA 3.26 - Definição da força de resistência do anti-rugas em função do deslocamento.....	51
FIGURA 3.27 - Modelos de aplicação de malha adaptativa na simulação de estampagem.....	57
FIGURA 3.28 - Divisão de um elemento quadrado.....	58
FIGURA 3.29 - Divisão de um elemento triangular.....	58
FIGURA 3.30 - Elemento quadrado dividido em quatro níveis.....	58
FIGURA 3.31 - Indicador de refinamento baseado na mudança de ângulo.....	60
FIGURA 3.32 - Parâmetros de entradas do LS-DYNA para controle dos cálculos devido ao refinamento (GALBRAITH, 1999).....	61

FIGURA 4.1 - Repuxo da carcaça de um compressor.....	62
FIGURA 4.2 - Repuxo do reforço lateral da porta de um veículo leve.....	63
FIGURA 4.3 - Aspecto esquemático do ensaio para medição do coeficiente de atrito (FA = força de atrito e FN = força normal).....	72
FIGURA 5.1 - Curva tensão/deformação dos materiais.....	75
FIGURA 5.2 - Resultado do teste de coeficiente de atrito obtido em laboratório.....	76
FIGURA 5.3 - Localização das regiões na carcaça do compressor onde se determinaram as deformações principais.....	77
FIGURA 5.4 - Regiões da peça onde mediram-se as deformações principais e espessura.	78
FIGURA 5.5 - Geometria das ferramentas para estampagem.....	79
FIGURA 5.6 - Discretização da matriz em elementos finitos.....	80
FIGURA 5.7 - Discretização do <i>blank</i> em elementos finitos (elementos quadrilaterais).	80
FIGURA 5.8 - Geometria das ferramentas para estampagem.....	81
FIGURA 5.9 - Discretização da matriz em elementos finitos e detalhe do anti-rugas...	82
FIGURA 5.10 - Discretização do <i>blank</i> em elementos finitos.....	82
FIGURA 5.11 - Comparação da geometria deformada da chapa com contorno inicial do <i>blank</i>	83
FIGURA 5.12 - Distribuição de espessuras na peça final, valores em milímetros.....	84
FIGURA 5.13 - Penetração radial do <i>blank</i>	84
FIGURA 5.14 - Localização de pontos ao longo de uma seção transversal da parede da carcaça.....	85
FIGURA 5.15 - Espessuras na parede do modelo simulado e da peça real.....	86
FIGURA 5.16 - Deformação principal máxima (ϵ_1) na superfície superior do <i>blank</i> ...	87
FIGURA 5.17 - Distribuição da espessura na peça final, valores em milímetros.....	87
FIGURA 5.18 - Peça real estampada.....	88
FIGURA 5.19 - Modelo numérico final executado no programa ANSYS/LS-DYNA 3D.	88
FIGURA 5.20 - Penetração do <i>blank</i> : (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.....	90

FIGURA 5.21 - Deformação principal ε_1 : (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.	90
FIGURA 5.22 - Deformação principal ε_2 : (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.	90
FIGURA 5.23 - Tempo de processamento em função do tamanho do elemento.	92
FIGURA 5.24 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função da ampliação da massa específica do material.....	93
FIGURA 5.25 - Malha distorcida do <i>blank</i> para uma ampliação da massa específica em 1000X.....	94
FIGURA 5.26 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função do aumento do número de pontos de integração.	96
FIGURA 5.27 - Malha dos modelos: (a) original, (b) refinado pelo processo adaptativo.	97
FIGURA 5.28 - (a) Variação da espessura, (b) penetração radial do <i>blank</i>	97
FIGURA 5.29 - Deformações principais: (a) ε_1 e (b) ε_2	97
FIGURA 5.30 - Aspectos visuais da peça estampada com elemento de tamanho igual a: (a) 10mm e (b) 20mm.	99
FIGURA 5.31 - Tempo de processamento em função do tamanho do elemento.	100
FIGURA 5.32 - Variação deformação principal ε_1 em função do tamanho do elemento utilizado no <i>blank</i>	102
FIGURA 5.33 - Variação deformação principal ε_2 em função do tamanho do elemento utilizado no <i>blank</i>	102
FIGURA 5.34 - Variação da espessura em função do tamanho do elemento utilizado do <i>blank</i>	103
FIGURA 5.35 - Tempo de simulação em função do modelo teórico de material.	104
FIGURA 5.36 - Modelo de material teórico bilinear cinemático.	104
FIGURA 5.37 - Modelo de material teórico 3 - Parameter Barlat.	105
FIGURA 5.38 - Modelo de material teórico elástico-plástico transversalmente anisotrópico.....	105
FIGURA 5.39 - Variação da espessura em função do modelo de material utilizado ...	106
FIGURA 5.40 - Espessura final em milímetros do <i>blank</i> utilizando o material EEP...	107
FIGURA 5.41 - Espessura final em milímetros do <i>blank</i> utilizando o material BH-180.	108

FIGURA 5.42 - Deformação ε_1 final do <i>blank</i> utilizando o material EEP.....	108
FIGURA 5.43 - Deformação ε_1 final do <i>blank</i> utilizando o material BH-180.....	109
FIGURA 5.44 - Variação da espessura em função do tipo de aço utilizado no <i>blank</i> .	110
FIGURA 5.45 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função da ampliação da massa específica do material.....	111
FIGURA 5.46 - Variação da espessura em função da ampliação da massa específica.	112
FIGURA 5.47 - Força de reação nas ferramentas. Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$ e (b) $F = 110\text{kN}$	113
FIGURA 5.48 - Espessura final do <i>blank</i> - Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$ e (b) $F = 110\text{kN}$.	114
FIGURA 5.49 - Deformação principal ε_1 - Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$ e (b) $F = 110\text{kN}$.	114
FIGURA 5.50 - Penetração do <i>blank</i> - Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$, (b) $F = 60\text{kN}$ e (c) $F = 110\text{kN}$	115
FIGURA 5.51 - Variação da espessura em função da força no prensa-chapas.	116
FIGURA 5.52 - Modelo 3D do anti-rugas utilizado no reforço lateral.	117
FIGURA 5.53 - Gráfico da força de retenção determinada pelo modelo.	118
FIGURA 5.54 - Deformação total com a utilização do anti-rugas analítico.	119
FIGURA 5.55 - Espessura final em milímetros - anti-rugas analítico.....	119
FIGURA 5.56 - Variação da espessura em função do tipo de anti-rugas.....	120

LISTA DE TABELAS

TABELA V.1 - Propriedades mecânicas dos materiais.....	74
TABELA V.2 - Propriedades dos materiais empregados nas análises de estampagem.	74
TABELA V.3 - Valores dos coeficiente de atritos adotados na simulação.....	76
TABELA V.4 - Valores das deformações principais e espessura obtidas no laboratório.	77
TABELA V.5 - Valores das deformações principais e espessuras obtidas no laboratório para o reforço lateral.....	78
TABELA V.6 - Comparação entre o modelo e a peça real estampada.	85
TABELA V.7 - Valores da espessura da parede obtidos a partir da posição de cada ponto da figura 5.12.....	86
TABELA V.8 - Comparação dos resultados do modelo numérico, figura 5.19, com os valores medidos no laboratório, figura 5.18.	88
TABELA V.9 - Valores da penetração do <i>blank</i> e tempo de processamento.....	91
TABELA V.10 - Valores das deformações principais e espessura.	91
TABELA V.11 - Valores da penetração do <i>blank</i> , espessura e tempo de processamento dos modelos.....	92
TABELA V.12 - Valores dos resultados em função da ampliação da massa específica do material do <i>blank</i>	95
TABELA V.13 - Valores dos resultados em função aumento do número de pontos de integração do elemento de casca.	96
TABELA V.14 - Valores obtidos com a malha adaptativa.	98
TABELA V.15 - Valores dos resultados em função aumento do tamanho do elemento.	101
TABELA V.16 - Valores das deformações e espessuras obtidas nos modelos.....	106
TABELA V.17 - Valores das espessuras e deformações principais para os dois tipos de materiais utilizados.....	109
TABELA V.18 - Valores das espessuras e deformações principais para os modelos com a massa específica ampliada.....	111
TABELA V.19 - Valores das espessuras e deformações principais para os modelos com diferentes forças no prensa-chapas.....	115

TABELA V.20 - Valores das espessuras e deformações principais para o modelo que utiliza anti-rugas analítico.	120
--	-----

LISTA DE NOTAÇÕES

A	Alongamento total
a, b, c, f, g, h	Constante que representam as propriedades de anisotropia
a	Aceleração
A_0	Área inicial
A_i	Área instantânea
C	Matriz de amortecimento
C, P	Parâmetros da taxa de deformação
c	Velocidade do som
c_d	Constante de decaimento
d_0	Diâmetro inicial do círculo
D_1	Altura do anti-rugas
d_1	Diâmetro maior final da elipse
d_2	Diâmetro menor final da elipse
E	Módulo de elasticidade
E_{\min}	Erro de discretização mínimo da malha
E_{\max}	Erro de discretização máximo da malha
e	Deformação de engenharia
e_1	Deformação maior de engenharia
e_2	Deformação menor de engenharia
F, G, H	Constantes

F_a	Força aplicada
$f_h(\epsilon_{eff}^p)$	Função de encruamento baseado na deformação plástica efetiva
F_{pc}	Força do prensa-chapas
f_s	Fator de penalização
F_v	Vetor de forças nodais equivalente no elemento solicitado
h	Distância de penetração
Id	Índice de Desempenho da malha
k	Coefficiente de resistência
K	Matriz de rigidez
K_v	Módulo de volume do elemento de contato
k_c	Rigidez de contato
L	Comprimento do elemento – $f(L) =$ (do tipo de elemento)
l	Comprimento final
l_0	Distância inicial entre os pontos
LE	Limite de escoamento
LR	Limite de resistência
$LX1$	Distância final na direção X entre a fratura e o ponto 1
$LX2$	Distância final na direção X entre a fratura e o ponto 2
LY	Distância final na direção Y
M	Matriz de massa do sistema
m	Massa

m	Expoente em função da estrutura cristalina no material
N	Força de resistência à penetração
n	Fator de encruamento
n	Direção normal a superfície
R	Coefficiente de anisotropia de Lankford
R_{EXT}	Vetor de carregamentos externos
r_0	Raio inicial do <i>blank</i>
R_{0°	Coefficiente de anisotropia na direção de laminação
R_1	Raio final do <i>blank</i>
R_{45°	Coefficiente de anisotropia a 45° em relação à direção de laminação
R_{90°	Coefficiente de anisotropia a 90° em relação à direção de laminação
r_α	Incremento de deslizamento
S	Tensão de engenharia
S_1	Tensão principal na direção 1
S_2	Tensão principal na direção 2
S_3	Tensão principal na direção 3
t	Tempo de conformação
T_{cr}	Força crítica de deslizamento
TF	Espessura final
T_0	Espessura inicial
T_α	Força para evitar o deslizamento

U	Vetor de deslocamentos dos nós dos elementos
V	Velocidades
VDC	Coefficiente de amortecimento viscoso em porcentagem
v_N	Velocidade do novo nó
v_M	Velocidade do novo nó central
X_N	Coordenada do novo nó gerado
X_M	Coordenada do novo nó gerado no centro
\bar{R}	Coefficiente de anisotropia normal
Δe	Incremento de movimento do nó <i>slave</i>
Δl	Variação do comprimento
ΔR	Coefficiente de anisotropia planar
Δt	Intervalo de tempo
Φ	Função de campo proposto por Hill
α, β	Constantes
ε	Deformação plástica verdadeira
$\dot{\varepsilon}'$	Taxa de deformação efetiva
ε_0	Deformação máxima da região linear
ε_1	Deformação verdadeira principal 1
$\dot{\varepsilon}_{22}$	Taxa de deformação plástica na direção principal 2
ε_2	Deformação verdadeira principal 2
$\dot{\varepsilon}_{33}$	Taxa de deformação plástica na direção principal 3

ε_{θ}	Deformação circunferencial
ε_r	Deformação radial
ε_t	Deformação da espessura
ε_w	Deformação na largura
γ	Matriz ortogonal de rigidez
μ_s	Coefficiente de atrito estático
μ	Coefficiente de atrito global
μ_d	Coefficiente de atrito dinâmico
v	Velocidade relativa entre os nós em contato
ρ	Densidade do material
σ	Tensão verdadeira
σ_0	Limite de escoamento
σ_1	Tensão principal 1
σ_2	Tensão principal 2
σ_3	Tensão principal 3
σ_r	Tensão radial
σ_{xx}	Tensão na direção x
σ_y	Tensão de escoamento
σ_{y1}	Tensão de escoamento na direção principal 1
σ_{y2}	Tensão de escoamento na direção principal 2
σ_{y3}	Tensão de escoamento na direção principal 3
σ_{yy}	Tensão na direção y

σ_{zz}	Tensão na direção z
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva
σ_{θ}	Tensão circunferencial
τ	Parâmetro de estabilização
ω	Frequência natural
ω_M	Velocidade angular do novo nó central
ω_N	Velocidade angular do novo nó
ξ	Coefficiente de amortecimento

1. INTRODUÇÃO

A indústria automobilística mundial tem concentrado esforços, nos últimos anos, no lançamento de automóveis cada vez mais modernos, leves e seguros. Além disso, o tempo entre a concepção inicial de um novo projeto e o lançamento do automóvel no mercado tem sido drasticamente reduzido. Assim, a etapa de desenvolvimento do ferramental para um novo projeto e sua adaptação a chapas de aços específicos, chamada de *tryout*, deve consumir o menor tempo possível.

A metodologia atual em projeto de estampagem, começa com a concepção de um novo carro, composto por várias peças feitas através da estampagem. Em muitos casos, a conformação de cada parte é determinada de forma empírica, com base na experiência do projetista. Quando é utilizado um novo material ou uma peça de geometria incomum, ou se o projetista não tem experiência, podem ocorrer dificuldades para se obter peças com boa qualidade.

Comumente, a fabricação de novas peças estampadas envolve a construção de protótipos de ferramentas feitos de material mais macio, visando auxiliar no desenvolvimento de um novo produto. Estas ferramentas são testadas e ajustadas até que se tenha um bom resultado na conformação deste produto. Após esta etapa, transferem-se os ajustes realizados no protótipo para o desenho de CAD original. O passo seguinte é construir o ferramental com um material de elevada resistência. A ferramenta final passa por uma série de *tryouts*, que envolve pequenas (ou grandes) modificações, antes que o produto seja conformado com boa qualidade. Considerável tempo e custo são gastos durante o estágio de desenvolvimento da matriz.

A integração da técnica de simulação numérica baseado no método de elementos finitos (MEF) dentro do processo de estampagem, ilustrado na figura 1.1, acelera cada fase de projeto, e conduz a uma considerável redução de tempo e custo. Com a utilização da simulação, os erros que ocorrem durante o projeto da peça e do seu processo de conformação podem ser reduzidos. Outra vantagem da utilização da simulação, segundo THOMAS, (1998) e (1999), é a redução do tempo de produção, pois a etapa de construção do ferramental com um material macio para ser retrabalhado é eliminada.

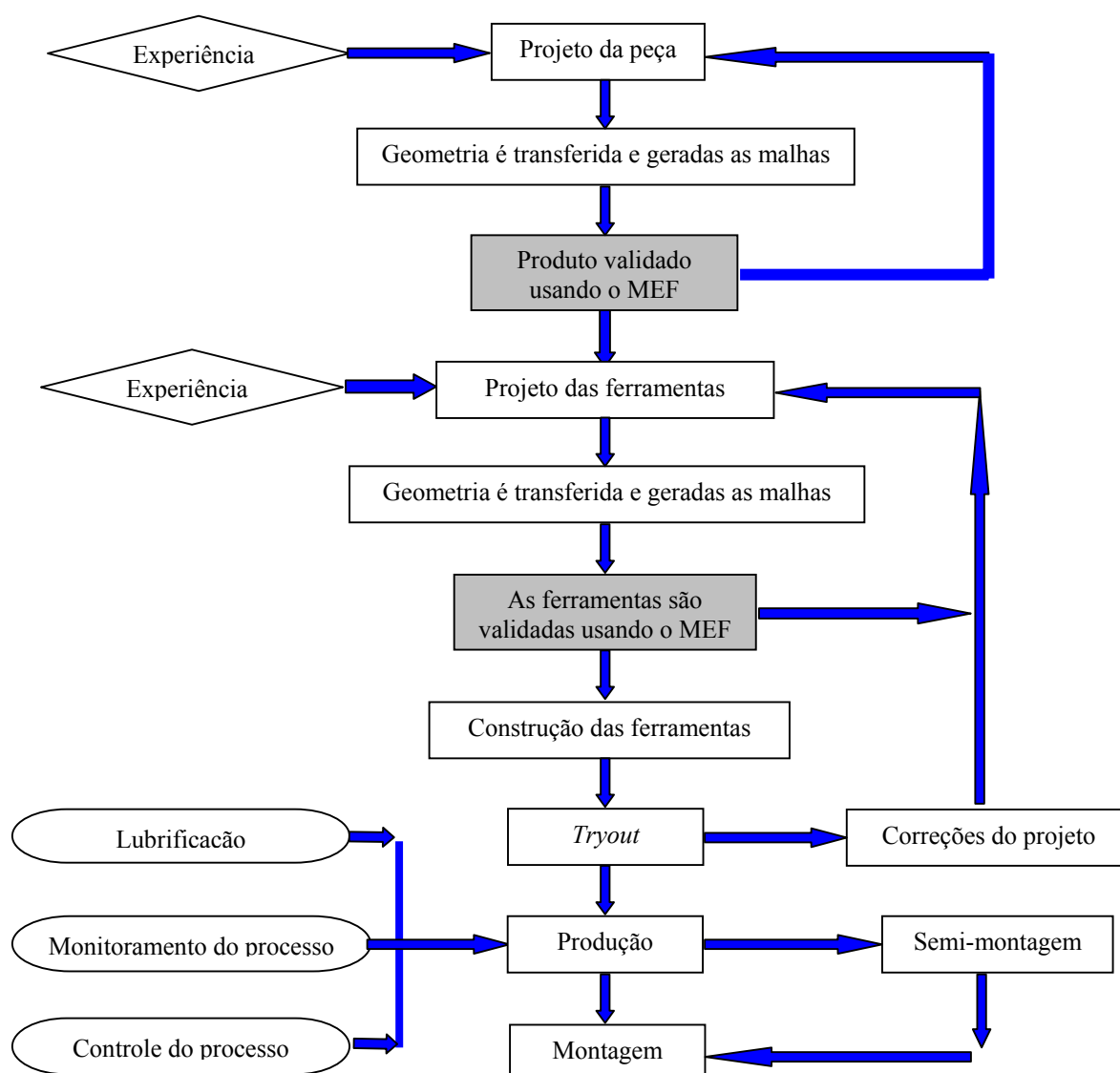


FIGURA 1.1 - Proposta para projeto e construção de ferramentas de estampagem incluindo a técnica de simulação numérica

Nesse contexto é que se insere a simulação do processo de estampagem, que oferece um grande potencial para redução do tempo de *tryout* e dos custos associados ao desenvolvimento das ferramentas. A simulação permite avaliar as regiões da peça que poderão sofrer trincas, enrugamento, redução de espessura e retorno elástico durante o processo de estampagem.

Em resumo, o uso da simulação computacional proporciona ao projetista uma ferramenta que o auxilia a tomar decisões mais confiáveis ao executar os projetos,

resultando em redução de tempo e custo no desenvolvimento do processo (THOMAS, 1999).

Esse esforço também tem exigido a participação dos fabricantes de chapas de aço desde as etapas iniciais do desenvolvimento, inclusive na simulação do processo. A Usiminas, principal fornecedora de chapas de aço para estampagem às montadoras brasileiras, já tem participado desse processo, embora em etapas finais do *tryout*. A fim de se preparar para oferecer à indústria automobilística um serviço diferenciado, a Usiminas está desenvolvendo a aplicação de programas de simulação numérica do processo de estampagem, em especial o ANSYS/LS-DYNA3D.

Este programa é um código de simulação numérica, largamente empregado pela indústria para a solução efetiva de problemas dinâmicos não lineares. O código pode tratar ao mesmo tempo problemas que envolvam não-linearidades devido a grandes deformações, deslocamentos e propriedades dos materiais no campo plástico, além de contato e impacto.

O programa utiliza o método de elementos finitos explícito dinâmico, usando o método de integração baseado na diferença central. Os algoritmos incluem a opção de se modelar o material com falha e definir as regiões de contato.

As características do programa tornam o seu uso ideal para simulações que envolvam conformação de metal, análise de *crash*, teste de queda e impacto e outros tipos de processos de fabricação de curta duração.

2. OBJETIVO

O objetivo deste estudo foi avaliar a influência de parâmetros de simulação, tais como tamanho do elemento, malha adaptativa, massa específica, força no prensa-chapa, modelos teóricos de materiais, utilização de anti-rugas analíticos e diferentes tipos de material do *blank*, sobre o tempo de processamento e a qualidade dos resultados obtidos.

Os estudos foram baseados em duas peças, para as quais serão desenvolvidos modelos numéricos com a utilização do programa ANSYS/LS-DYNA. Uma das peças correspondem ao primeiro estágio de conformação de uma carcaça de compressor de refrigeradores; a segunda é o primeiro estágio de um reforço lateral utilizado em portas de automóvel. Testes experimentais foram também necessários para levantar as propriedades mecânicas dos materiais e comparar os resultados numéricos com o produto real.

3. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

3.1. Aspectos Teóricos Sobre Estampagem

Uma das características principais do processo de conformação mecânica dos metais é a mudança das formas geométricas dos corpos trabalhados. Dentre os processos de conformação mecânica pode-se citar: extrusão, trefilação, laminação a quente e a frio, forjamento e a estampagem.

A estampagem é utilizada na produção de peças metálicas estruturais complexas nas indústrias automobilística e aeronáutica. O processo de estampagem de chapas finas consiste na utilização de uma matriz, de um anti-rugas e um punção, todos acoplados a uma prensa hidráulica ou mecânica. A figura 3.1 (HOSFORD, 1999) ilustra um corte do equipamento. A função da matriz é receber a chapa metálica e dar a forma final da peça. O prensa-chapas e o anti-rugas, como o próprio nome diz, têm a função de evitar a formação de rugas na peça e ou no flange, retendo a chapa metálica de forma a induzir seu estiramento. O flange é a região da chapa presa entre o anti-rugas e a face horizontal da matriz. O punção força a chapa a entrar na matriz, dando-lhe a forma final. Além deste componente, em muitos processo são utilizados óleos lubrificantes sobre pontos localizados da chapa, com a função de reduzir o atrito entre os metais nestes pontos.

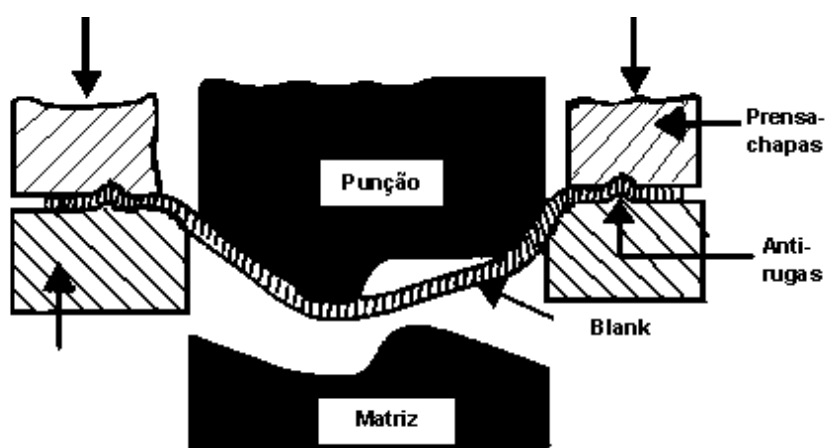


FIGURA 3.1 - Esquema de uma seção típica do processo de estampagem (HOSFORD, 1999).

3.1.1. Modos de Deformação

As tensões aplicadas sobre o material, resultantes do processo de conformação, podem ser complexas e de difícil análise. Uma simplificação comum é considerar as tensões principais em uma das superfícies, durante a estampagem. Considerando uma geometria axialmente simétrica para o punção e a matriz, como na figura.3.2, as tensões têm as direções radial (σ_r), circunferencial (σ_θ) e normal ao plano da chapa (σ_z). As tensões no plano da chapa (σ_1 e σ_3) correspondem aos esforços internos resultantes da força aplicada pelo punção no material.

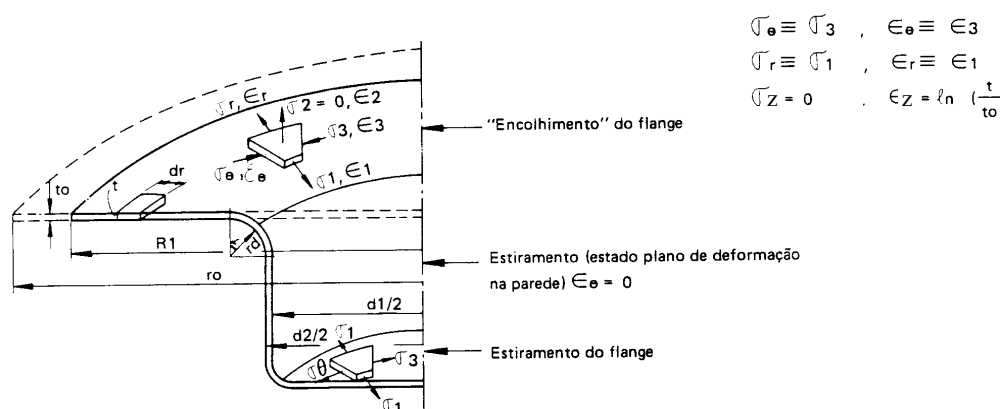


FIGURA 3.2 - Tensões e deformações nas várias regiões da peça durante a conformação de um copo metálico (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

As tensões no plano da chapa podem ser de tração ou de compressão, dependendo da geometria das ferramentas e da região analisada. A conformação de um copo metálico pode ser tomada como um exemplo simples de estampagem. Na região onde está atuando o anti-rugas, a tensão radial é de tração e a circunferencial de compressão. Estes esforços fazem com que a chapa diminua de diâmetro durante o movimento para dentro da matriz. Na parede lateral do copo, os esforços são de tração na direção radial ($\sigma_1 \equiv \sigma_r = \text{tração}$) e nulos na direção circunferencial ($\sigma_3 \equiv \sigma_\theta = 0$). Portanto, nesta situação o material apresenta um estado plano de deformação, onde ele se deforma apenas nas direções radial e a circunferencial. O estado plano de deformação é encontrado na parede lateral devido ao fato de se terem deformações somente em duas direções ($\epsilon_r = \epsilon_t \neq 0; \epsilon_\theta = 0$). Na região próxima ao centro da chapa, onde atua o punção, a tensão radial e a circunferencial são ambas de tração. A tensão normal (σ_2) é desconsiderada devido

ao fato de não haver nenhuma restrição oposta à região de apoio do punção. Na região do flange externo a tensão normal é menor em módulo do que as tensões no plano da chapa; a tensão circunferencial é maior em módulo do que a radial, observando-se um aumento no valor da espessura. Além disso, normalmente esta região é descartada no produto final.

Os estados de deformação na estampagem podem variar entre o estiramento biaxial, o estado plano de deformação e o embutimento. No primeiro caso, as deformações principais no plano da chapa são ambas positivas. O segundo estado é caracterizado por ocorrer, no plano da chapa, uma deformação principal positiva e outra nula. No último estado, o material terá deformações principais positiva e negativa no plano da chapa.

Do ponto de vista das deformações, pode-se classificar a deformação em três modos básicos: estiramento, dobramento e encolhimento do *blank*. Existem também outros estados característicos de deformação por dobramento e flangeamento.

Todos os três primeiros estados de deformação citados anteriormente são encontrados no exemplo de estampagem de copo. O primeiro é característico na região central da chapa, próximo ao centro do punção. Esse estado é mais evidente quando se tem as seguintes situações: diâmetro inicial da chapa muito maior do que o diâmetro da matriz, pressão no prensa-chapas elevada e/ou se raio de curvatura do punção for muito grande. Todas estas situações anteriores fazem com que o material da região do flange pare de fluir para dentro da matriz, o que implica em um aumento na força aplicada pelo punção. Este aumento da força induz deformações elevadas próximas ao centro da chapa. O segundo estado, deformação por dobramento, como já mencionado, ocorre no momento em que o material passa do flange para a parede lateral do copo. O terceiro estado (encolhimento do flange), como próprio nome diz, ocorre na região do flange. A figura 3.3 classifica os modos de conformação, (FERNANDES, 1999).

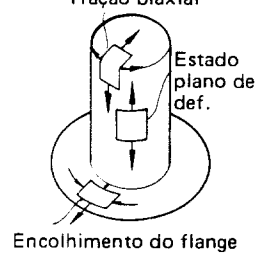


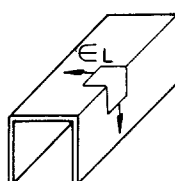
Método de conformação	Estampagem combinada	Estiramento	Flangeamento	Dobramento
Condições de Deformação	<p>Tração biaxial</p>  <p>Estado plano de def.</p> <p>Encolhimento do flange</p>	<p>Tração biaxial</p> 	<p>Expansão do furo</p> <p>Estado plano de deformação</p>  <p>$\epsilon_{\theta} \neq 0$ $\epsilon_r = 0$</p>	 <p>Estado plano de deformação</p> <p>$\epsilon_w = 0$ $\epsilon_L \neq 0$</p>

FIGURA 3.3 - Classificação dos modos de conformação, (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

A partir destes modos de deformação, a conformação de chapas finas pode ser classificada como (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984):

- Estampagem profunda ;
- Estiramento;
- Estampagem combinada – estampagem profunda e estiramento;
- Dobramento – estado plano de deformação.
- Flangeamento – dobramento e estiramento do flange (sob o estado plano de deformação).

3.1.2. Testes

Para avaliar o material para a estampagem, utilizam-se três grupos de testes: simulativos, propriedades mecânicas e de severidade. Os testes simulativos avaliam a chapas metálicas de acordo com o modo de deformação. Entre os mais conhecidos estão: o teste Erichsen e o teste Bulge para estiramento; teste Swift para estampagem profunda; teste Fukui para deformação combinada; teste KWI (Kaiser Wilhelm Institut) para flangeamento; teste de dobramento.

O segundo grupo de testes, visando avaliar as propriedades mecânicas, é feito principalmente pelo ensaio de tração, onde são estabelecidas as seguintes propriedades:

- Limite de escoamento (LE);
- Limite de resistência (LR);
- Alongamento total (A);
- Fator de encruamento (n);
- Coeficiente de resistência (k);
- Coeficiente de anisotropia de Lankford (R).

Outra propriedade de grande importância que é obtida através do ensaio de tração é a curva tensão-deformação verdadeira ou de engenharia para o material.

O terceiro grupo de testes é feito comparando a curva limite de conformação (CLC) específica de uma chapa metálica com os resultados de deformação obtidos na realidade industrial.

A seguir será feita uma pequena revisão sobre algumas propriedades mecânicas, a fim de agrupar alguns conceitos.

Módulo de elasticidade do material é definido como a relação entre a tensão aplicada e a deformação sofrida pelo corpo na região de deformação elástica. Segundo MALLOWS e PICHERIN (1972) dependendo do carregamento aplicado o módulo de elasticidade possui as seguintes denominações:

1. Tensão com direção uniaxial (tração ou compressão): Módulo de Young ou módulo de elasticidade (E);
2. Direção de cisalhamento: Módulo de rigidez (G);
3. Pressão hidrostática: *Bulk* módulo (K).

O módulo de elasticidade pode ser obtido através de testes experimentais conforme citado por McLEAN (1962):

1. Uma tensão estática conhecida é aplicada a um corpo de prova, medindo-se a deformação estática, é calculado o módulo de elasticidade pela relação:
 $E = \sigma(\text{tensão}) / \varepsilon(\text{deformação})$;
2. O corpo-de-prova é colocado dentro de um câmara de ressonância e seu módulo é calculado através da teoria de ressonância.

3.1.3. Propriedades Obtidas no Ensaio de Tração

Limite de Escoamento (LE) é o valor máximo de tensão que não produz deformação residual do material após seu descarregamento. Neste caso, o material permanece no regime elástico, ou seja, com a retirada do carregamento o material retorna à sua forma original sem tensões ou deformações residuais. Normalmente o limite de escoamento é definido como sendo a carga que produz 0,2 % de deformação plástica residual. Este limite é definido assim devido à dificuldade em se localizar o início da deformação plástica do metal, pois nem todos apresentam patamar de escoamento.

O patamar de escoamento é caracterizado por um alongamento do material, sem acréscimo de carga. Esta chega a oscilar, entre pontos máximos e mínimos, em uma pequena variação. O corpo-de-prova pode mostrar alterações superficiais visíveis a olho nu. Algumas linhas aparecem na superfície do corpo-de-prova, inclinadas de cerca 50° em relação ao eixo de aplicação de carga. Estas linhas são chamadas de bandas de Lüders. O fenômeno do patamar de escoamento, encontrado inicialmente em aços de baixo carbono, foi verificado também em monocristais de ferro, cádmio, zinco e alumínio e em policristais de molibdênio, titânio e ligas de alumínio (FERNANDES, 1999). Atribui-se este fenômeno à presença de pequena quantidade de impurezas intersticiais que ancoram as deslocações. Uma tensão mais elevada é requerida inicialmente para mover as deslocações do que para manter o seu movimento (HOSFORD, 1983 e REED-HILL, 1973).

A presença de patamar de escoamento em aços para a estampagem pode produzir defeitos superficiais durante o processo de produção. Este defeito é conhecido como *Stretcher Strains* que são bandas de Lüders incompletas. A figura 3.4 apresenta o

aspecto superficial deste defeito. Estas linhas são particularmente aparentes em regiões onde a deformação plástica é pequena. Para evitar este tipo de defeito superficial, uma alternativa é utilizar materiais sem patamar de escoamento. Para materiais com patamar, como os aços de baixo carbono, aplica-se uma pequena deformação plástica à chapa de metal antes da estampagem, denominada de passe de encruamento (HOSFORD, 1983 e REED-HILL, 1973).

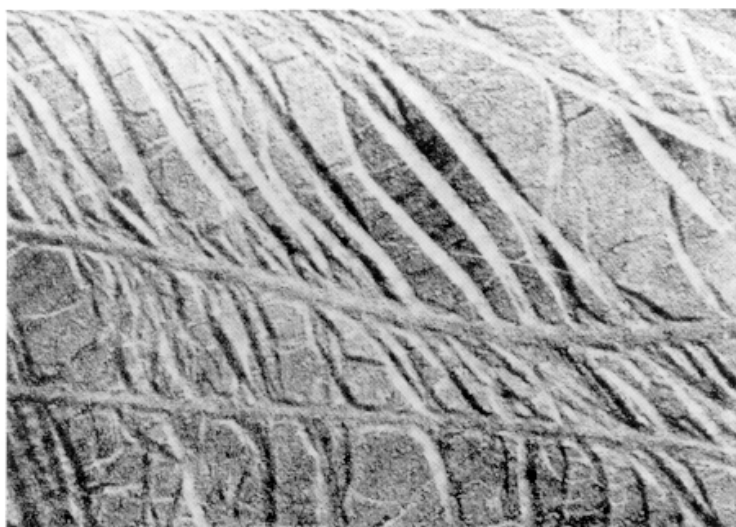


FIGURA 3.4 - Stretcher Strains em uma chapa de aço 1008 (HOSFORD, 1983).

Alguns materiais têm a tendência de apresentar novamente o patamar de escoamento depois de transcorrido algum tempo de fabricação. Este efeito é conhecido com envelhecimento do material, sendo influenciado pela temperatura e tempo de armazenagem antes de seu uso na estampagem. O envelhecimento causa a redução do coeficiente de encruamento n e a diminuição do alongamento. O fenômeno é devido à segregação do nitrogênio e do carbono, dissolvidos intersticialmente, para as deslocações (HOSFORD, 1983).

A deformação de um sólido é definida a partir do deslocamento de seus pontos, de tal maneira que exclua os movimentos de corpo rígido, tais como translação e rotação. Considere-se o corpo definido na figura 3.5, onde l_0 é comprimento entre os dois pontos A e B. Se sob carregamento, o ponto A move-se para o ponto A', o ponto B para o B', e todos os pontos do sólidos entre estas duas extremidades movem-se de maneira similar,

a deformação existirá se o comprimento final da linha for diferente do inicial. Do contrário, ocorre movimento de corpo rígido.

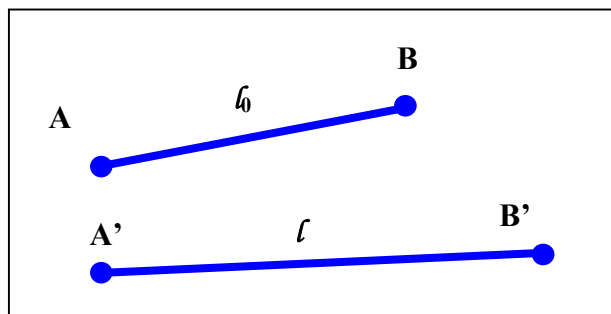


FIGURA 3.5 - Translação, rotação e deformação de uma linha.

A deformação de engenharia, também conhecida como deformação nominal ou convencional, é definida como:

$$e = \frac{l - l_0}{l_0} = \frac{\Delta l}{l_0} \quad (1)$$

Para grandes deformações, Ludwik (HOSFORD, 1983) utiliza uma unidade mais conveniente. O incremento de deformação verdadeira é definido como sendo a razão entre o incremento do comprimento pelo comprimento corrente:

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} \quad (2)$$

Assim a deformação verdadeira, também chamada de deformação natural ou logarítmica, é calculada como:

$$\varepsilon = \ln \frac{l}{l_0} \quad (3)$$

A conveniência desta unidade está em que:

- As deformações equivalentes na tração e na compressão são idênticas, exceto pelo sinal;

- As deformações verdadeiras são aditivas, sendo que a deformação total é igual a soma dos incrementos de deformações.

A relação entre as duas deformações, verdadeira e de engenharia, é dada pela seguinte fórmula:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (4)$$

Esta equação é válida somente até a carga máxima de um ensaio de tração. A partir daí, as deformações ficam concentradas na região da estrição, e a deformação de engenharia, que envolve toda a seção, não pode ser usada para a conversão entre as deformações. Para contornar este problema, utiliza-se a medida da variação da área de seção na estrição. Assim:

$$d\varepsilon = \frac{dl}{l} = -\frac{dA}{A} \quad (5)$$

e a deformação verdadeira pode ser calculada como:

$$\varepsilon = \ln \frac{A_0}{A} \quad (6)$$

sendo : A_0 – área inicial
 A – área instantânea

As medidas de tensão são definidas da mesma forma como as unidades de deformação. A tensão de engenharia é a razão entre o carregamento e a área inicial. Para tensão verdadeira, a área considerada é a área instantânea associada com o carregamento aplicado. Assim sendo:

$$S = \frac{F}{A_0} \quad (7)$$

$$\sigma = \frac{F}{A} \quad (8)$$

onde: S – tensão de engenharia
 σ - tensão verdadeira
 F – força aplicada

Para muitos metais dúcteis, isentos de encruamento anterior ao ensaio de tração, a tensão verdadeira na região plástica é adequadamente descrita pela expressão:

$$\sigma = k\varepsilon^n \quad (9)$$

onde: σ - tensão de escoamento (verdadeira)
 k – coeficiente de resistência
 ε - deformação plástica (verdadeira)
 n – coeficiente de encruamento

A equação (9) por vezes não descreve adequadamente a relação tensão-deformação de um material. Desta forma, utiliza-se a expressão da equação (10), segundo HOSFORD (1983).

$$\sigma = k(\varepsilon_0 + \varepsilon)^n \quad (10)$$

Onde: σ - tensão de escoamento (verdadeira)
 k – coeficiente de resistência
 ε_0 - deformação efetiva inicial
 ε - deformação plástica (verdadeira)
 n – coeficiente de encruamento

3.1.4. Anisotropia Mecânica

Anisotropia mecânica é a característica do material possuir propriedades diferentes em relação à direção considerada. Uma importante causa de anisotropia é a textura cristalográfica, ou seja, uma tendência estatística de orientação cristalográfica dos grãos do metal, obtida durante o processo de laminação de chapas. A anisotropia normal é avaliada pelo coeficiente de anisotropia de Lankford (parâmetro R), que é a razão entre

as deformações plásticas na largura (ε_w) e na espessura (ε_t) em um corpo-de-prova no ensaio de tração simples.

$$R = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} \quad (11)$$

Materiais isotrópicos possuem o valor de R igual à unidade, indicando que as deformações na largura e espessura são iguais ($\varepsilon_w = \varepsilon_t$).

No caso do embutimento, desejam-se valores elevados de R, pois quanto mais elevado for o seu valor, menor será a redução de espessura do *blank* durante o embutimento. Normalmente, o valor do coeficiente de anisotropia normal é obtido através da média ponderada das medidas em três orientações específicas o plano da chapa. Estas direções formam ângulos de 0°, 45° e 90° com a direção de laminação da chapa (figura 3.6), e o valor médio é:

$$\bar{R} = \frac{1}{4}(R_{0^\circ} + 2R_{45^\circ} + R_{90^\circ}) \quad (12)$$

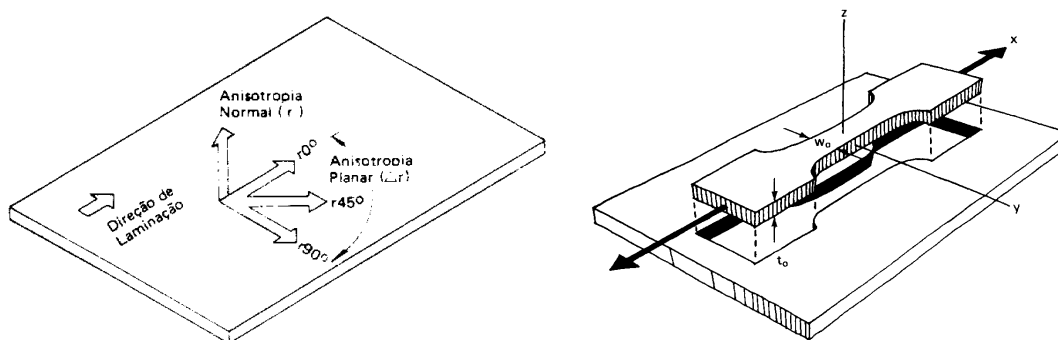


FIGURA 3.6 - Método de amostragem de corpo-de-prova para obtenção do coeficiente de Lankford (R).

Como pode ser observado na figura 3.7, as bordas dos copos após um processo de estampagem profunda não são totalmente planas. Na verdade, existem pontos em que a altura da borda é maior. Este resultado é conhecido como orelhamento (*earing*). A anisotropia planar é responsável pelo aparecimento do orelhamento do material em peças embutidas e é avaliada pelo coeficiente ΔR , calculado da seguinte maneira:

$$\Delta R = \frac{1}{2}(R_{0^\circ} + R_{90^\circ} - 2R_{45^\circ}) \quad (13)$$

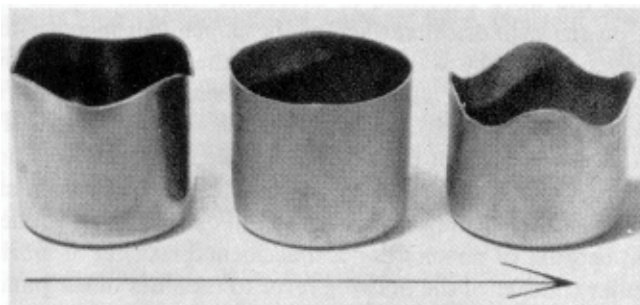


FIGURA 3.7 - Orelhamento de três diferentes chapas de cobre (a seta indica a direção de laminação da chapa) (HOSFORD, 1983).

O orelhamento correlaciona-se bem com o coeficiente ΔR . Quando $\Delta R > 0$, as orelhas se formam a 0° e 90° da direção de laminação. Quando $\Delta R < 0$ a orelha ocorre próximo a 45° com essa direção.

A influência das propriedades mecânicas do material durante a estampagem depende do modo de conformação. O valor de R tem um efeito nítido na estampagem profunda, sendo que quando maior seu valor, menor será a diminuição da espessura da chapa. Já o coeficiente de encruamento (n) tem grande influência no modo de deformação por estiramento biaxial. Ele pode ser visto como um fator de distribuição de deformação ao longo da chapa. Se o material tem um valor n elevado ele possui boa capacidade de endurecer. Então uma região mais deformada estará mais endurecida, o que promoverá a distribuição das deformações. Isto é sensível no caso de estiramento por punção sólido, onde a lubrificação é difícil, ocorrendo variações nas deformações. Sendo assim, um alto valor de n possibilita grandes variações na espessura sem ocorrência de estricções localizadas.

De uma maneira geral, as propriedades mecânicas desejadas para o processo de estampagem são:

- Um alto valor de anisotropia normal (R);
- O valor de encruamento (n) elevado;
- Baixo limite de escoamento, combinado com alto limite de resistência;

- Alta ductilidade;
- ΔR próximo de zero;
- A inexistência de patamar de escoamento, e resistência ao envelhecimento.

O baixo limite de escoamento é desejado para facilitar o início da estampagem. A alta ductilidade e a alta resistência são necessárias para grandes deformações sem a ocorrência de ruptura do material. O último dos itens listados é muito importante porque a peça estampada tem grandes gradientes de deformação, podendo apresentar defeitos superficiais localizados nas regiões de pouca deformação.

A alta competitividade requer das indústrias automobilísticas uma grande flexibilidade nas etapas de pesquisa, projeto e produção, além de um alto volume de produção com baixo sucateamento, (FERNANDES, 1999 e HOSFORD, 1983). Para o desenvolvimento e manufatura de novas peças estampadas, conta-se, ainda hoje, com a experiência individual de profissionais especializados, e uma base muito grande de testes em protótipos. Estes testes são caros e consomem tempo, estando, portanto, em desacordo com a necessidade de flexibilidade das linhas de produção. Além disso, o conhecimento obtido sem o estudo sistemático e o modelamento do processo de estampagem não gera grandes avanços tecnológicos como os requisitados pelas indústrias. Por isso, ao longo dos últimos anos, muitos grupos de pesquisa investem no aprimoramento e análise dos processos de estampagem, com base no conhecimento científico.

As várias linhas de pesquisa indicam a necessidade de maior integração no estudo entre as variáveis de processo e as propriedades mecânicas dos metais usados. Uma destas linhas é a da simulação numérica usando elementos finitos. Através dela, é possível flexibilizar e diminuir custos no projeto de ferramentas e nos processos de estampagem. Outras linhas de pesquisa abordam a avaliação das propriedades mecânicas dos materiais, estimando a estampabilidade dos metais e o desenvolvimento de novos materiais. A estampabilidade é a capacidade do material ser deformado para uma forma específica desejada sem apresentar ruptura ou defeito inaceitável (rompimento, estricção localizada, enrugamento, etc.). A maneira mais utilizada na avaliação da

estampabilidade é a comparação das deformações da peça final com as curvas limite de conformação (CLC ou diagramas de Keeler-Goodwin).

3.2. Curvas Limite de Conformação (CLC)

As curvas limite de conformação são empregadas para avaliar a severidade das deformações do material submetido ao processo de conformação por: estiramento, estampagem profunda e tração. A complexidade destas deformações torna difícil a avaliação da estampagem durante a etapa industrial. Contudo, o que se faz para o controle das falhas mecânicas no processo é a comparação da distribuição da deformações das chapas com as CLC's do material, obtidas em laboratório. Esta comparação é feita durante o ajuste do ferramental ou em uma análise de ruptura da peça.

O método para determinação consiste na marcação sobre a superfície do esboço de uma rede de círculos cujos diâmetros sejam conhecidos (base de medida) e em seguida ensaia-se o material até a fratura. A ferramenta utilizada para o ensaio depende do método utilizado. Os círculos transformam-se em elipses (ou círculos de diâmetros maiores) e os diâmetros máximo e mínimo fornecem as direções das deformações principais.

A figura 3.8 mostra as condições corretas de medição dos diâmetros dos círculos. Quando se ensaia o material até a fratura ou apenas até a estrição, obtém-se a Curva Limite de Conformação (CLC) à fratura e à estrição respectivamente. Em seguida modificam-se as condições de ensaio de forma a obter vários pares de pontos (ϵ_1, ϵ_2) e em seguida traça-se um gráfico, como o da figura 3.9, considerando como eixos ϵ_1 e ϵ_2 . Os pontos medidos à fratura ou à estrição permanecem numa mesma curva (para um dado tipo de material), que é a CLC.

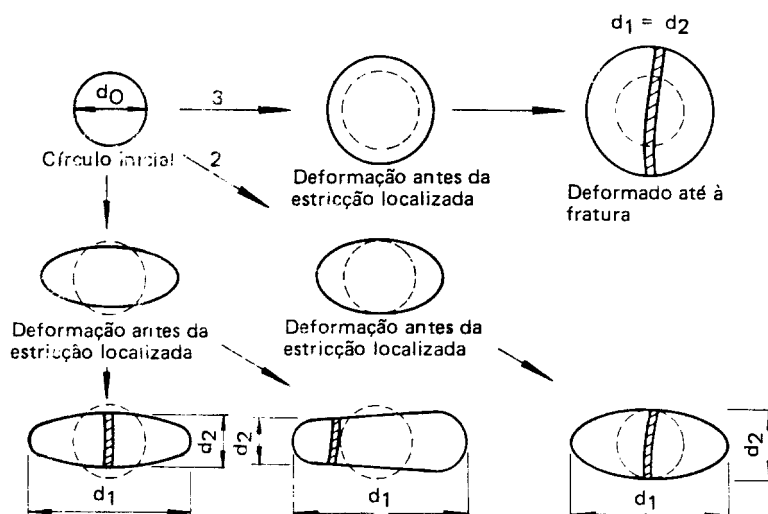


FIGURA 3.8 - Medida da rede de círculos para obtenção das deformações principais (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

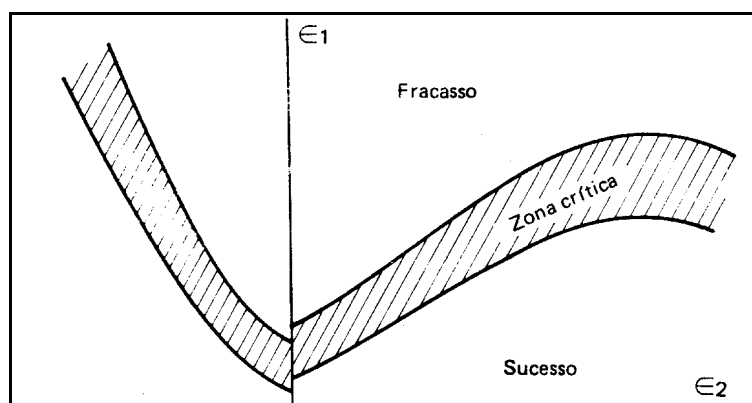


FIGURA 3.9 - Esquema básico de uma curva limite de conformação (CLC).

Existem duas técnicas quanto à obtenção da CLC: a experimental e a teórica. A obtenção das curvas experimentais é feita através de ensaios de chapas em laboratórios. As curvas teóricas são estimadas usando-se algumas propriedades mecânicas do material, a análise de critérios de instabilidade e as superfícies de fluência (FERNANDES, 1999).

As técnicas mais comuns para o traçado das CLCs experimentais são: IRSID e NAKAJIMA. O método IRSID consiste na utilização de corpos-de-provas de tração com entalhe e ensaios de embutimento conhecidos, como por exemplo CCV, Erichsen, Swift, etc.

O método NAKAJIMA utiliza uma única ferramenta (punção $\phi = 100\text{mm}$, $r_p=50\text{mm}$, hemisférico, matriz $\phi = 106\text{mm}$, $r_d = 5,0\text{mm}$ com entalhe), variando-se as dimensões do esboço (de $180 \times 180\text{mm}$ até $180 \times 40\text{mm}$), figura 3.10. Cada dimensão do corpo-de-prova corresponde a um ponto na curva CLC. Cada ponto representa a média aritmética do ensaio de três amostras de mesma dimensão. Uma vez marcada a rede de círculos e estampada a peça até a ruptura, é feita a medição das deformações. Escolhida uma elipse adequada para a medição das deformações, tem-se no diâmetro maior da elipse a maior deformação principal de engenharia, e no menor diâmetro a menor deformação principal de engenharia. As deformações de engenharia e as verdadeira são calculadas através das seguintes fórmulas:

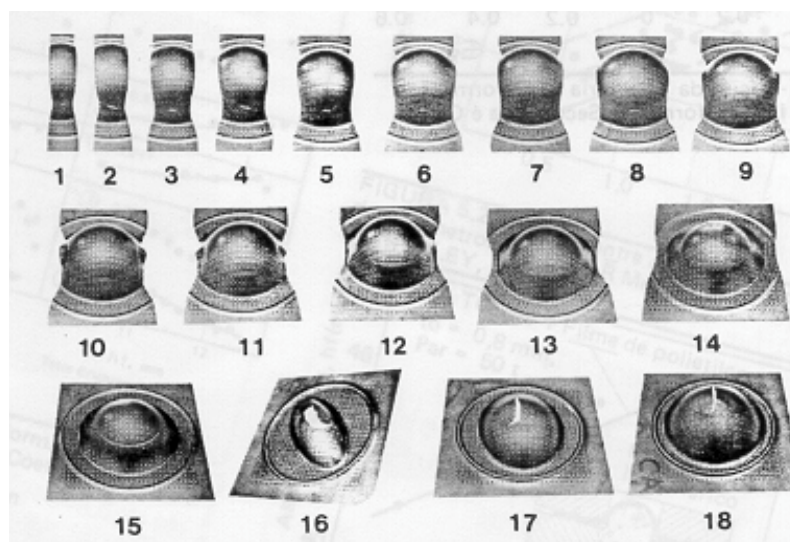


FIGURA 3.10 - Dimensões dos corpos-de-prova para obtenção da curva limite de conformação através do método Nakajima (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

Maior deformação:

- Engenharia

$$e_1 = \frac{(D_1 - D_o)}{D_o} \quad (14)$$

- Verdadeira

$$\varepsilon_1 = \ln(1 + e_1) \quad (15)$$

Menor deformação:

- Engenharia

$$e_2 = \frac{D_2 - D_0}{D_0} \quad (16)$$

- Verdadeira

$$\varepsilon_2 = \ln(1 + e_2) \quad (17)$$

Na direção da espessura:

- Engenharia

$$e_3 = \frac{T_F - T_0}{T_0} \quad (18)$$

- Verdadeira

$$\varepsilon_3 = \ln(1 + e_3) \quad (19)$$

Além disso, $\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0$, sendo 1, 2 e 3 direções principais.

Para as equações acima:

- D_0 é o diâmetro inicial do círculo;
- D_1 é o diâmetro maior final da elipse;
- D_2 é o diâmetro menor final da elipse;
- T_0 é a espessura inicial;
- T_F é a espessura final.

As deformações de engenharia são medidas com a utilização de escala graduada ou paquímetro. Ao utilizar a escala graduada, a medida do diâmetro maior da elipse é acrescido pela dimensão da fratura. O cálculo correto se faz medindo o comprimento final de cada borda da elipse, entre a fratura e a ponta da curva.

Depois da medida das deformações de engenharia, plota-se a CLC experimental. Uma típica CLC (HOSFORD, 1983) para aço baixo carbono é mostrado na figura 3.11, onde a parte ao lado direito do eixo vertical corresponde à região de estiramento e, do lado esquerdo, à região de embutimento.

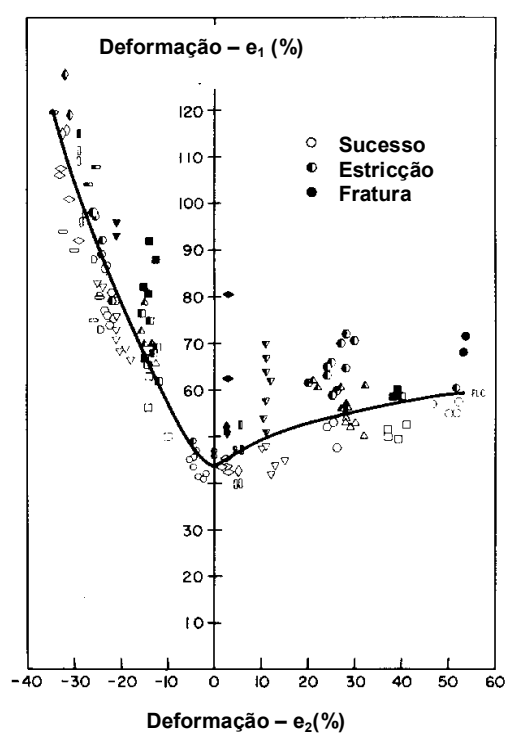


FIGURA 3.11 - Curva limite de conformação para um aço baixo carbono (HOSFORD, 1983).

Para produzir uma peça não fraturada, todas as combinações de pontos ϵ_1 e ϵ_2 da chapa precisam estar na região de segurança, abaixo da linha limite. Contudo, mesmo conseguindo uma peça sem ruptura, alguns pontos podem se aproximar da curva limite. Neste caso, a CLC proporciona um aviso indicando um problema em potencial, porque uma pequena mudança nas condições de operação ou nas propriedades do material poderia resultar no deslocamento do par de deformação (ϵ_1 e ϵ_2) para a região de falha.

A distribuição das deformações pela chapa será ditada por algumas propriedades tais como: coeficiente de anisotropia de Lankford (R), coeficiente de encruamento (n) e/ou espessura da chapa.

O índice CLC_0 é o nível da maior deformação principal (ϵ_1) no estado plano de deformação ($\epsilon_2=0$), ou seja, interseção da curva limite com o eixo vertical

O aumento do coeficiente de encruamento (n) e/ou aumento da espessura da chapa do material provoca a elevação do nível do CLC_0 , mostrado na figura 3.12.

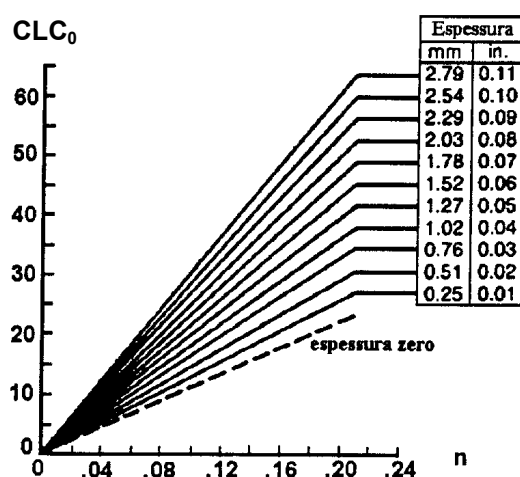


FIGURA 3.12 - Efeito da espessura da chapa e o coeficiente de encruamento (n) na curva limite de conformação para aço baixo carbono (FERNANDES, 1999).

Os principais fatores que afetam as CLCs são:

- diâmetro da rede de malhas – quanto menor o diâmetro das malhas maior a deformação medida;
- as CLC não prevêm a fratura na parede (*wall breakage*);
- a trajetória de deformação.

Para entender o efeito de trajetória de deformação precisa-se definir o que seja trajetória simples e composta. Considerando-se as equações de Huber-Mises e introduzindo as constantes F, G, H de acordo com o proposto por Hill (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984) e, além disto, considerando $d\epsilon \cong \epsilon$:

$$\frac{d\varepsilon_1}{H(\sigma_1 - \sigma_2) + G(\sigma_1 - \sigma_3)} = \frac{d\varepsilon_2}{F(\sigma_1 - \sigma_3) + H(\sigma_2 - \sigma_1)} = \frac{d\varepsilon_3}{G(\sigma_3 - \sigma_1) + F(\sigma_3 - \sigma_2)} = d\lambda \quad (20)$$

Supondo, na equação acima que, $\sigma_3 = 0$, tem-se:

$$\frac{d\varepsilon_1}{H + G\sigma_1 - H\sigma_2} = \frac{d\varepsilon_2}{-H\sigma_1 + (F + H)\sigma_2} = \frac{d\varepsilon_3}{-G\sigma_1 - F\sigma_2} = d\lambda \quad (21)$$

Após manipulação algébrica, tem-se:

$$R_{0^\circ} = \frac{H}{G} \quad (22)$$

$$R_{90^\circ} = \frac{H}{F} \quad (23)$$

A razão desta substituição é que o R_{0° e R_{90° são facilmente medidos experimentalmente enquanto F, G e H não o são.

Agora com $\alpha = \sigma_1/\sigma_2$, $F/G = R_{0^\circ}/R_{90^\circ}$ e $\beta = d\varepsilon_1/d\varepsilon_2$ vem:

$$\beta = \frac{(1 + \frac{1}{R_{90^\circ}})\alpha - 1}{(1 + \frac{1}{R_{0^\circ}}) - \alpha} \quad (24)$$

As trajetórias de deformação simples são definidas para $\alpha = \text{constante}$, como β dependente de R e α apenas, então, para $\beta = \text{constante}$.

O efeito das trajetórias compostas está mostrado na figura 3.13 e 3.14. No primeiro caso para a deformação secundária constante e no segundo caso para a deformação primária constante. Isto foi realizado em laboratório mudando-se a deformação através da execução de dois testes na mesma amostra. Em geral, quando se executa a primeira deformação na direção de ε_2 negativo e a segunda na direção de ε_2 positivo, ou seja,

primeiro estampagem profunda e segundo estiramento, a CLC melhora, caso inverso piora (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

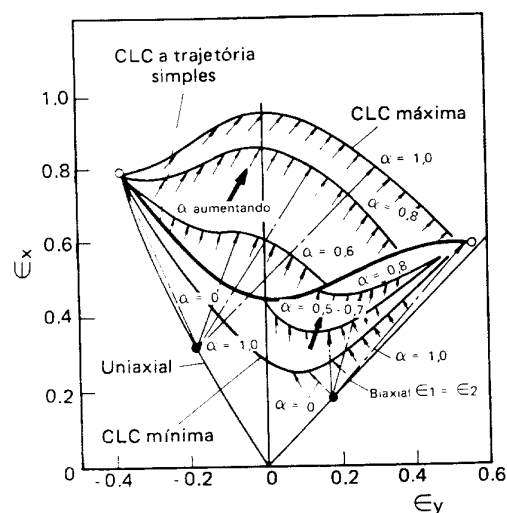


FIGURA 3.13 - Efeito da trajetória da deformação nas CLC – Deformação secundária é constante (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

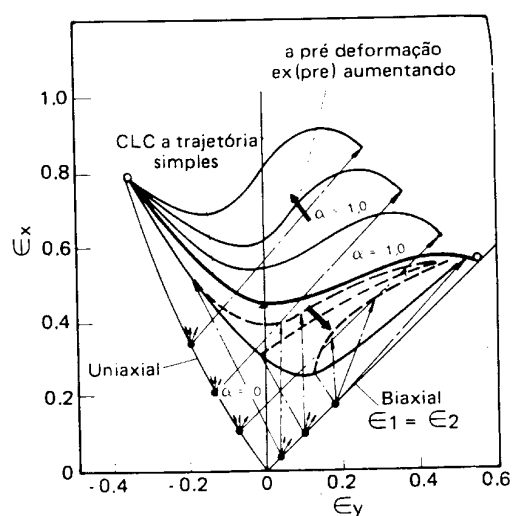


FIGURA 3.14 - Efeito da trajetória de deformação considerando a deformação primária constante (CONFORMAÇÃO NA PRENSA, 1984).

Pode ser notado nos experimentos de WOODTHORPE e PEARCE (1969) na região positiva de maior e menor deformação, que o trabalho a frio diminui o nível das curvas limite, assim como diminui o coeficiente de encruamento (n), mas que não tem nenhum efeito sobre o coeficiente de anisotropia de Lankford. O trabalho a frio sobre o material provoca ainda a alteração da forma da CLC, tornando os picos menores até eventualmente desaparecer, como ilustrado na figura 3.15 (FERNANDES, 1999).

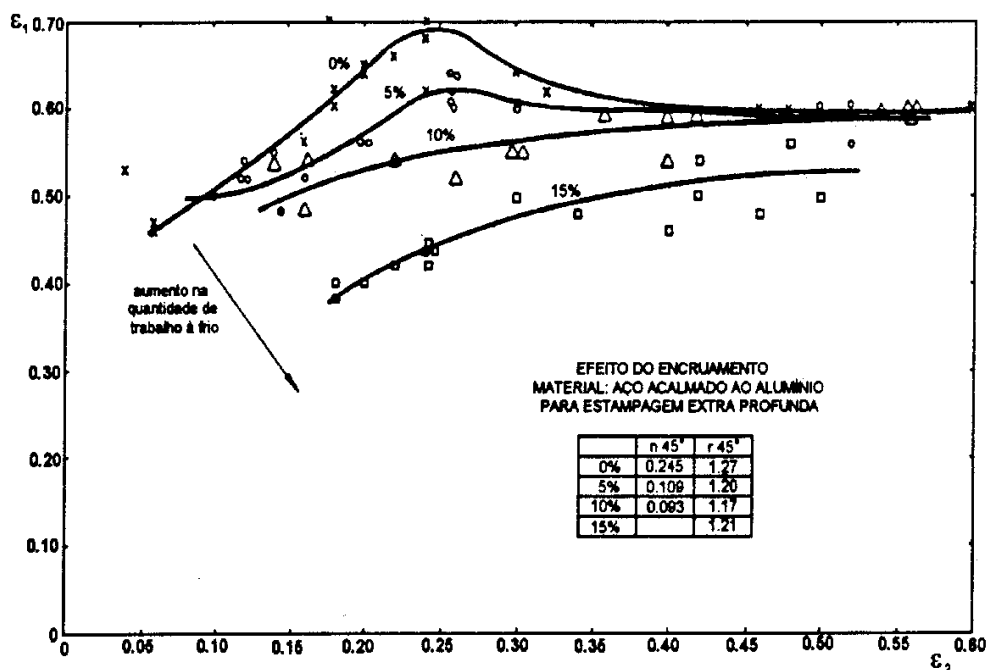


FIGURA 3.15 - Efeito do trabalho a frio no nível da curva limite e no coeficiente de encruamento (FERNANDES, 1999).

O tamanho do círculo usado na malha de marcação eletrolítica e a escolha da elipse deformada que será medida para se traçar a curva têm grande importância na curva limite. A figura 3.16 apresenta a variação das deformações principais de acordo com o diâmetro dos círculos de marcação eletrolítica, para diferentes tipos de teste. Pode ser observado que a variação do diâmetro tem efeito sobre as maiores deformações principais (ϵ_1), mas nenhum efeito sobre as menores deformações (ϵ_2). Isto é explicado pela direção da fratura (estricção). Como a fratura é perpendicular à direção da deformação (ϵ_1), temos deformações localizadas na estrição e deformações uniformes ao longo do diâmetro da elipse. As deformações localizadas na estrição não variam com o diâmetro do círculo, mas com maiores círculos esta deformação localizada torna-se menor em relação à deformação total (uniforme e local) nesta direção. Considerando que a variação do comprimento final (Δl) para diferentes diâmetros é a mesma, diâmetros iniciais maiores produzem menores deformações (eq.14). Portanto, as deformações calculadas utilizando círculos de comprimento iniciais maiores diminuem o nível da CLC. Como a fratura é paralela à direção da menor deformação (ϵ_2) e, normalmente, atravessa completamente a elipse, a variação do diâmetro inicial do círculo não produz nenhum efeito sobre esta deformação (FERNANDES, 1999).

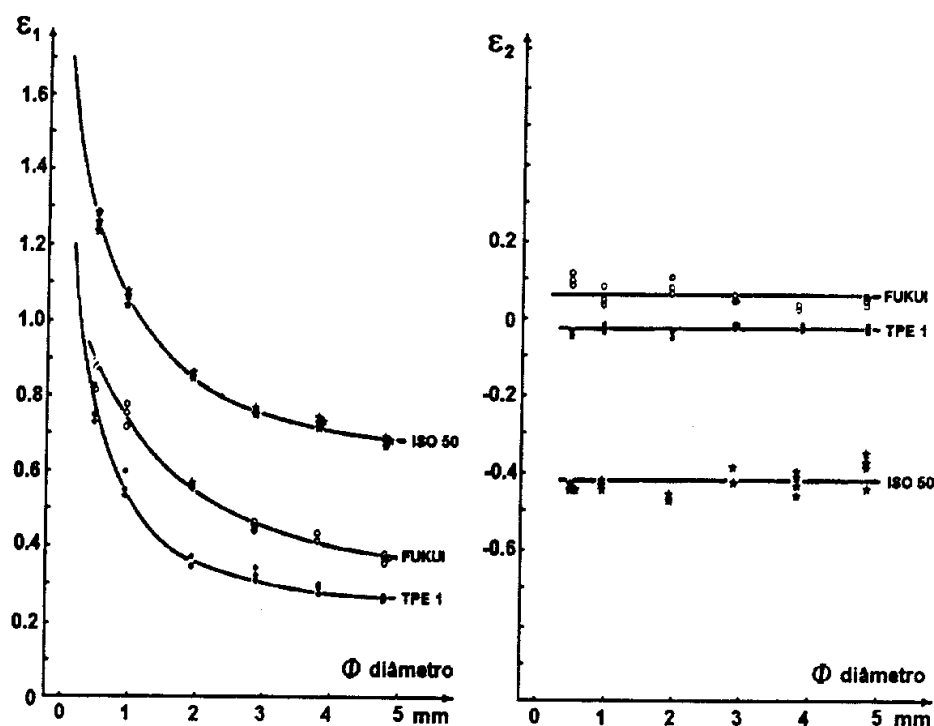


FIGURA 3.16 - Influência do diâmetro dos círculos da rede de marcação eletrolítica sobre a medida das deformações principais da CLC (FERNANDES, 1999).

Uma desvantagem na utilização de CLCs obtidas em laboratório é devida à imprecisão no seu estabelecimento. No caso do método Nakajima, algumas fontes de erro da CLC são causadas pela impressão da malha de círculos, pela medição das deformações registradas na malha após a conformação, pelo critério de escolha do círculo apropriado de medida da falha do material e pela limitação do diâmetro dos círculos usados na malha. Outro fator a ser considerado é a interferência humana relacionada anteriormente.

3.3. Método de Elementos Finitos (MEF)

O desenvolvimento do método de elemento finitos (MEF) como uma ferramenta de análise na indústria começou, essencialmente, com o advento dos computadores eletrônicos digitais. Para se obter uma solução numérica de uma estrutura ou um problema contínuo é necessário estabelecer e resolver equações algébricas que governam o sistema. Utilizando o método de elementos finitos em um computador,

torna-se possível resolver as equações que governam um problema complexo de forma muito eficiente (BATHE, 1982).

O MEF foi inicialmente desenvolvido na engenharia aeronáutica para análise de problemas estrutural de asas de avião. Posteriormente, o método foi aplicado igualmente com sucesso para solução de outras classes de problemas da engenharia (BATHE, 1982).

Determinar a época exata no qual o MEF foi desenvolvido é difícil, porém as raízes do método podem ser traçada a partir de três grupos distintos de pesquisadores: matemáticos, físicos e engenheiros. Contribuições originais importantes apareceram em artigos publicados por (ARGYRIS, 1955 e TURNER, 1956). O nome de elementos finitos foi atribuído no artigo publicado por (CLOUGH, 1960), no qual a técnica foi apresentada para análise de planos de tensões. Desde então, um número elevado de pesquisas foram dedicadas ao melhoramento e aperfeiçoamento da técnica, surgindo um grande número de publicações do MEF até o presente (BATHE, 1982).

Para problemas de análise linear, a técnica é amplamente aplicada como uma ferramenta de projeto. Já uma aceitação similar para situações não-lineares, como no caso da simulação de estampagem, depende de dois fatores principais. Primeiramente, observa-se um aumento na quantidade de operações numéricas associadas com problemas não-lineares e, desta forma, potência considerável dos computadores é necessária para a redução do tempo de análise. O desenvolvimento da área computacional tem proporcionado o advento de computadores digitais de alto desempenho e baixo custo, o que vem ao encontro da necessidade de redução do tempo de processamento. Deve-se ainda considerar a precisão dos resultados, pois o MEF deve fornecer um elevado grau de confiabilidade quando utilizado criteriosamente. O desenvolvimento de melhorias nas características dos elementos, algoritmos não-lineares mais eficientes e experiências obtidas com sua aplicação para soluções de problemas de engenharia têm certificado que a análise não linear através do MEF pode ser realizada com confiabilidade. Desta forma, barreiras à utilização de análise não linear através do MEF estão sendo removidas e o processo já é aceitável economicamente na aplicação industrial (HINTON e OWEN, 1979 SMITH e GRIFFITHS, 1982).

3.3.1. Método Explícito de Solução

O método de solução explícito foi desenvolvido em programas que simulam teste de impacto, porque neste método podem-se solucionar problemas com grandes gradientes de deslocamento e, também, ele é equipado com um eficiente algoritmo de contato, condição essencial para a simulação de estampagem (YANG, 1993 e MÜELLER, 2000). A solução pelo método explícito tem como base a técnica da diferença central que utiliza a equação do movimento (VREEDE, 1993). Durante cada intervalo de tempo, pequeno esforço computacional é necessário, pois não se faz a fatoração da matrizes. Infelizmente, o método é condicionalmente estável ao intervalo de tempo, Δt , necessitando de um intervalo de tempo (Δt) muito pequeno para se ter bons resultados.

3.3.2. Método da Diferença Central

Nos processos de análise numérica do processo de estampagem pelo método explícito é necessário considerar o efeito das cargas dinâmicas sobre o material. As equações de equilíbrio que governam um sistema estrutural em equilíbrio são do tipo (BATHE, 1982, BAILLET, 1996 e HUO, 1993):

$$M\ddot{U} + C\dot{U} + KU = R_{EXT} \quad (25)$$

onde:

M – matriz de massa do sistema

C – matriz de amortecimento

K – matriz de rigidez

R_{EXT} – vetor de forças externas

U – vetor de deslocamento dos nós dos elementos

As variáveis de velocidade e aceleração são indicadas com o uso de um e dois pontos, respectivamente.

Este sistema de equações representa os efeitos das cargas dinâmicas de inércia, amortecimento e forças elásticas do material. Todas estas forças são dependentes da

variável tempo. Desprezando as variáveis de amortecimento e fazendo-a em função do tempo (índice t), a equação 27 torna-se:

$$M^t \ddot{U} = {}^t R_{\text{EXT}} - {}^t F \quad (26)$$

O programa ANSYS/LS-DYNA utiliza o método das diferenças centrais para solucionar os sistemas de equações.

O método de diferença central utiliza aproximação das acelerações para solução do sistema. Neste método, a aceleração é determinada como:

$${}^t \ddot{U} = \frac{1}{\Delta t^2} \{ {}^{t-\Delta t} U - 2 {}^t U + {}^{t+\Delta t} U \} \quad (27)$$

e a velocidade

$${}^t \dot{U} = \frac{1}{2\Delta t} \{ {}^{t-\Delta t} U + {}^{t+\Delta t} U \} \quad (28)$$

Substituindo estas equações na equação 29, pode-se obter o deslocamento no instante $t+\Delta t$, como (MORENO, 1999):

$$\left(\frac{1}{\Delta t^2} M \right) {}^{t+\Delta t} U = {}^t R_{\text{EXT}} - \left(K - \frac{2}{\Delta t^2} M \right) {}^t U - \left(\frac{2}{\Delta t^2} M \right) {}^{t-\Delta t} U \quad (29)$$

Observa-se que o deslocamento ${}^{t+\Delta t} U$ é encontrado usando as condições de equilíbrio no tempo t , ou seja, é feita uma análise explícita. Nota-se também que, neste método, é necessário conhecer os deslocamentos nos instantes t e $t-\Delta t$. Neste caso, condições especiais são necessárias para inicializar o problema. Se as acelerações, velocidades e deslocamento no instante inicial são conhecidas, utilizam-se as equações 27 e 28 para calcular o deslocamento no instante $t-\Delta t$. Assim, com $t=0$ tem-se:

$${}^{-\Delta t} U_i = {}^0 U_i - \Delta t \dot{U}_i + \frac{\Delta t^2}{2} {}^0 \ddot{U}_i \quad (30)$$

onde o subscrito (i) indica o i-ésimo elemento do vetor considerado.

A efetividade do método da diferença central depende do uso de uma matriz de massa diagonal. Assim, o deslocamento pode ser calculado sem a fatorização de nenhuma matriz e apenas procedimentos de multiplicação são necessários para resolver o sistema. Contudo, o método possui uma importante limitação quanto ao tamanho do intervalo de tempo. Este incremento deve ser menor do que um valor (incremental) crítico Δt_{cr} . Este valor é determinado a partir da característica do sistema de elementos finitos da malha utilizado pelo modelo. Esquemas de integração que requerem que o intervalo incremental de tempo seja menor do que um certo valor crítico são conhecidos como condicionalmente estáveis. Isto é, se o incremento de tempo for maior do que o tempo crítico, os erros no processo de integração poderão crescer de tal forma a produzir resultados errôneos.

No programa ANSYS/LS-DYNA, que utiliza o método de integração explícito, a convergência da solução é condicionalmente estável pela condição de Courant. A condição de Courant (ANSYS/LS-DYNA, 1998a) limita que o intervalo de tempo deve ser menor do que o tempo que se leva para uma onda sonora atravessar o menor elemento do modelo. O intervalo de tempo para a solução das equações do modelo precisa ser pequeno o suficiente para que as tensões sejam detectadas pelos elementos (REIS, 2000).

O intervalo crítico de integração para problemas explícitos é função do tamanho do menor elemento do modelo e da velocidade do som no material.

$$\Delta t = \frac{L}{c} \quad (31)$$

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (32)$$

Δt = Tempo crítico de integração (*time step*);

L = Comprimento do menor elemento do modelo, que é em função do tipo de elemento;

E = Módulo de elasticidade do material;

ρ = Densidade do material.

O cálculo do comprimento (L) do elemento tipo casca, por exemplo, é:

Elementos quadrilaterais:

$$L = \frac{A}{\max(L_1, L_2, L_3, L_4)} \quad (33)$$

Elementos triangulares:

$$L = \frac{2A}{\max(L_1, L_2, L_3)} \quad (34)$$

onde: A = Área do elemento

L_1, L_2, \dots = Comprimento dos lados dos elementos

3.4. Programa ANSYS/LS-DYNA

O programa ANSYS/LS-DYNA combina a solução do LS-DYNA, através do método de elementos finitos utilizando a análise explícita, com as habilidade do pré e pós processador do programa ANSYS. O método de solução explícito usado pelo LS-DYNA proporciona uma rápida solução de grandes deformações dinâmicas, problemas quase-estático com grandes deformações, múltiplas não linearidades e problemas que envolvem contatos complexos. Utilizando os dois produtos integrados, pode-se modelar a estrutura no ANSYS, obter a solução dinâmica explícita via LS-DYNA, e rever os resultados no pós-processador do ANSYS.

A transferência de geometria e informações dos resultados entre o ANSYS e ANSYS/LS-DYNA pode ser efetuada seqüencialmente em problemas que envolvem análises através dos métodos implícito-explícito ou explícito-implícito que é utilizado para avaliação de retorno elástico ou recuperação (*spring back*) em estampagem, teste de queda e outras aplicações.

Os três principais passos para o desenvolvimento de um modelo no ANSYS/LS-DYNA são:

- Construção do modelo (realizado no pré-processador - PREP7);
- Aplicação dos carregamentos e obtenção da solução (realizado no processador - SOLUTION);
- Verificação dos resultados (Utilizando o POST1 e POST26 do pós-processamento).

3.4.1. Elementos Utilizados na Simulação

Durante o processo de estampagem, o *blank* é submetido a um complexo histórico de deformação e variadas condições de contornos. Por exemplo, sabe-se que algumas partes do *blank* sofrem estiramento puro, enquanto outras exibem dobramento e/ou embutimento. Como consequência deste histórico de carregamento, a teoria deve descrever a deformação no *blank* que pode ser bidimensional ou tridimensional. Três classes distintas de elementos podem ser utilizadas na simulação de estampagem: membrana, casca e sólido (KAWKA, 1995).

Elementos baseados na teoria de membrana são os mais simples. Eles são muito eficientes e baratos para realizar as simulações, porém a representação dos efeitos de dobramento do material sofrem perdas. Por exemplo, usando puramente elementos de membrana não é possível simular o efeito do retorno elástico na conformação de metais. Segundo KAWKA (1995), do ponto de vista prático os elementos de membrana tem suas limitações quando utilizados na simulação do processo de estampagem.

O programa ANSYS/LS-DYNA fornece diversos elementos que podem ser utilizados, porém os mais comuns na simulação de estampagem são: elementos sólidos (SOLID164) e de casca (SHELL163). Este elementos são tridimensionais e tem como padrão um ponto de integração (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

3.4.1.1. Elemento Sólido

Os elementos sólidos (contínuos) são utilizados para simular o processo de estampagem somente em situações onde a teoria completa e tridimensional é necessária para descrever a deformação do processo. Algumas propriedades dos elementos sólidos dificultam sua aplicação na análise de estampagem, por exemplo, seu comportamento rígido em situações de dobramento. A solução para estes problemas consiste em aplicar algumas técnicas especiais de integração (KAWKA, 1995).

O elemento sólido (SOLID164) do ANSYS/LS-DYNA é utilizado para modelagem de estruturas sólidas. Este elemento é definido por 8 nós e possui os seguintes graus de liberdades em cada nó: translação, velocidade e aceleração nodal nas direções x, y e z. Na figura 3.17 apresenta-se a forma do elemento e suas possíveis degenerações (ANSYS/LS-DYNA, 1998a e 1998b):

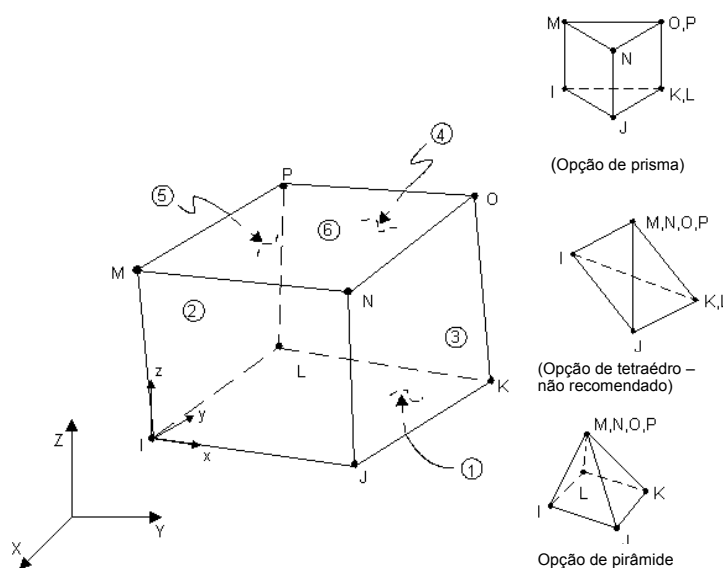


FIGURA 3.17 - Elemento sólido (SOLID164) utilizado no ANSYS/LS-DYNA (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

Elementos em forma de Cunha, pirâmides e tetragonais são simplesmente algumas formas possíveis deste elemento, isto é, alguns nós são repetidos no mesmo ponto. Estas formas são frequentemente muito rígidas, causando problemas em algumas análises. Por esta razão, estas formas degeneradas devem ser evitadas.

Este elemento permite utilizar vários modelos de materiais, alguns dos quais são utilizados na simulação de estampagem e estão listados a seguir:

- Modelo elástico isotrópico (Isotropic Elastic)
- Modelo elástico ortotrópico (Orthotropic Elastic)
- Modelo elástico Anisotrópico (Anisotropic Elastic)
- Modelo cinemático bilinear (Bilinear Kinematic)
- Modelo cinemático plástico (Plastic Kinematic)
- Modelo Por segmento plástico linear (Piecewise Linear Plasticity)
- Modelo anisotrópico plástico de Barlat (Barlat Anisotropic Plasticity)

3.4.1.2. Elemento de Casca

O método de elementos finitos explícito tem sido eficiente na implementação dos elementos de casca em análise dinâmica não linear em pesquisas e em códigos comerciais, tais como LS-DYNA, DYNA3D, ABAQUS e outros códigos explícitos. O desempenho da solução depende fortemente da precisão e eficiência dos elementos de casca utilizados. Elementos baseados na teoria de primeira ordem da deformação de cisalhamento tem sido largamente implementados desde os anos 80. Está foi e continua sendo, considerada uma perfeita combinação de precisão com eficiência computacional. Atualmente, devido ao rápido crescimento do poder computacional, investimento e esforços têm sido aplicados para alterar a formulação de elementos de casca a fim de melhorar sua qualidade (TABIEI, 2000).

É natural o uso da teoria da casca em elementos para simular o processo de estampagem. Infelizmente, nem todas as teorias são adequadas para representar o complexo fenômeno existente na deformação do *blank*. Outro problema é a dificuldade de associar a teoria com análise computacional. Esta hipótese é difícil de ser satisfeita e necessitaria de um elemento sofisticado. Do ponto de vista prático, elementos baseados na teoria de Kirchhoff-Love não são utilizados, principalmente devido à desvantagem computacional, pois elevados tempo de computação seria necessário para executar a análise e máquinas de altíssimos desempenho (KAWKA, 1995).

O elemento de casca (SHELL163), figura 3.18, utilizado no ANSYS/LS-DYNA, é um elemento que possui 4 nós, com características de membrana, e inclui a consideração da flexão. Carregamentos nas direções do plano e normal a ele são permitidos. O elemento possui 12 graus de liberdade em cada nó: translação, aceleração e velocidades nodais nas direções x, y e z, além de rotações nos eixos x, y e z (ANSYS/LS-DYNA, 1998a e 1998b):

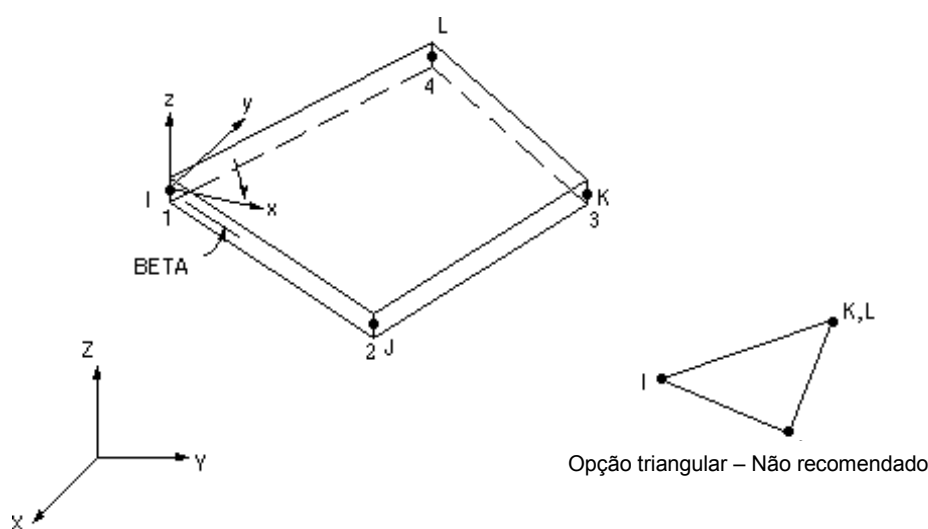


FIGURA 3.18 - Elemento de casca (SHELL163) utilizado no ANSYS/LS-DYNA (ANSYS/LS-DYNA, 1998b).

Existem onze diferentes formulações que são empregadas no elemento de casca (SHELL163). Como em elemento sólidos, o número de pontos de integração por elemento afeta diretamente o tempo de processamento. Portanto, numa análise geral, formulações com número reduzido de pontos de integração são recomendados.

As onze formulações disponíveis do elemento estão subdivididas em três grupos distintos: formulação de casca, membrana e triangular. Este estudo utilizará somente a formulação Belytschko-Tsay, que será abordado com mais detalhe a seguir.

Belytschko-Tsay: é a formulação mais rápida dos elementos de casca, utilizada para análise explícita, e é amplamente usado na simulação de estampagem e impacto (GALBRAITH, 1993). A formulação é baseada na hipótese de Mindlin-Reissner, necessitando de cisalhamento transversal. A formulação não trata configurações de

elementos distorcidos com precisão; desta forma, não deve ser utilizada em modelos com malha grosseira.

A formulação Belytschko-Tsay utiliza o método de estabilização para determinar a matriz de rigidez do elemento.

O método de estabilização tem sido utilizado extensivamente na técnica de elementos finitos, principalmente no desenvolvimento de elementos rápidos para programas que utilizam o método explícito de solução. Um dos primeiros a utilizar a técnica para elementos de placas foi Belytschko, que omitiu os *w-modes* do elemento de placa de 4 nós e baseou-se na integração seletiva-reduzida, e alterando a rigidez de cisalhamento pela rigidez completa, como mostrado na formula abaixo.

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}^{\text{SRI}} + \tau(\mathbf{K}_S^{2 \times 2} - \mathbf{K}_S^{1 \times 1}) \quad (35)$$

onde τ é o parâmetro de estabilização. O sobrescrito refere-se ao esquema de integração utilizado e SRI designa integração seletiva-reduzida.

Belytschko e Tsay subseqüentemente desenvolveram a estabilização baseada no γ -projeto desenvolvido por Flanagan e Belytschko. A essência principal é que a matriz γ é ortogonal para qualquer campo linear, isto é, $\gamma^T \mathbf{d} = 0$ para deslocamento nodal \mathbf{d} correspondente ao campo linear. A matriz de rigidez de estabilização desenvolvida por Belytschko e Tsay é dada por:

$$\mathbf{K} = \mathbf{K}_S^{(1 \times 1)} + \mathbf{K}^{\text{stab}} \quad (36)$$

$$\mathbf{K}^{\text{stab}} = \begin{bmatrix} c_1 \gamma \gamma^T & 0 & 0 \\ 0 & c_2 \gamma \gamma^T & 0 \\ 0 & 0 & c_3 \gamma \gamma^T \end{bmatrix} \quad (37)$$

Os parâmetros c_i são dados pela equação baseado na estimativa do autovalor do elemento e também por estudos numéricos. O valores a serem escolhido são geralmente os menores possíveis (STOLARSKI, 1995).

As formulações que podem ser utilizadas para soluções seqüenciais de problemas explícito para implícito são: Belytschko-Tsay, Belytschko-Leviathan e Belytschko-Wong-Chiang.

A figura 3.19 mostra um gráfico que ilustra os custos relativos em relação a tempo de simulação de cada tipo de formulação do elemento casca no LS-DYNA para o elemento de Belytschko-Tsay. Esta avaliação de desempenho foi realizada em um computador Cray-YMP (LS-DYNA, 1999).

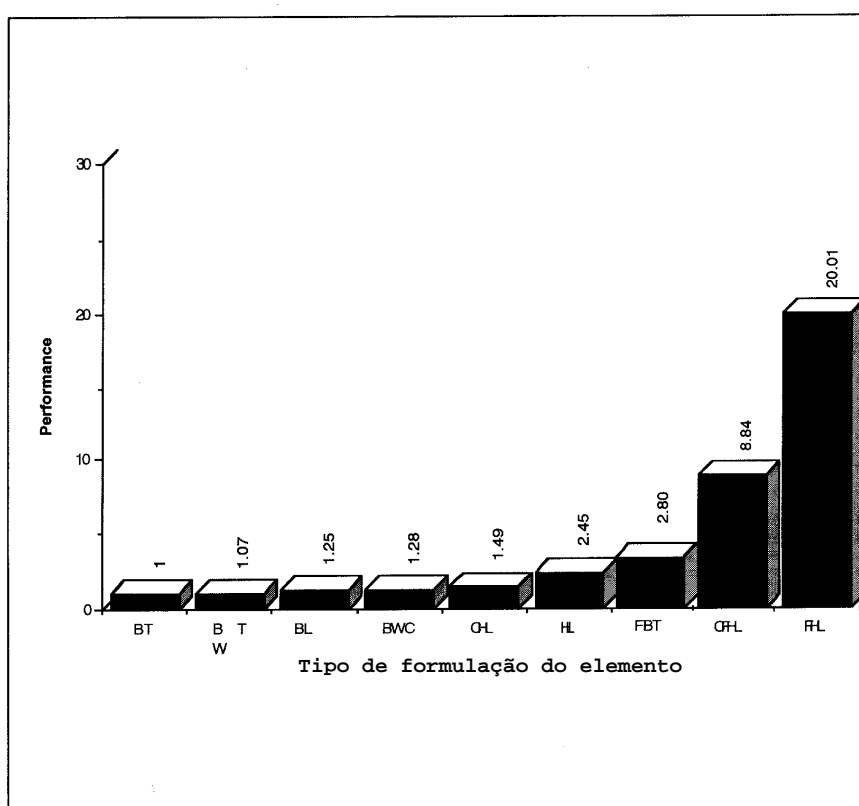


FIGURA 3.19 - Gráfico de desempenho utilizando as formulações do elemento de casca – BT (Belytschko-Tsay), BTW (Belytschko-Tsay com rigidez a elementos distorcidos), BL (Belytschko-Leviathan), BWC (Belytschko-Wong-Chiang), CHL (Hughes-Liu), HL (Hughes-Liu com um ponto de integração e formulação co-rotacional), FBT (Belytschko-Tsay com 4 pontos de integração), CFHL (Hughes-Liu com 4 pontos de integração e formulação co-rotacional) e FHL (Hughes-Liu com 4 pontos de integração) (LS-DYNA, 1999).

Os seguintes modelos de material podem ser utilizados nos elementos de casca para realizar a simulação de estampagem:

- Modelo elástico isotrópico (Isotropic Elastic)
- Modelo elástico ortotrópico (Orthotropic Elastic)
- Modelo elástico anisotrópico (Anisotropic Elastic)
- Modelo cinemático bilinear (Bilinear Kinematic)
- Modelo cinemático plástico (Plastic Kinematic)
- Modelo por segmento plástico linear (Piecewise Linear Plasticity)
- Modelo anisotrópico plástico de Barlat (Barlat Anisotropic Plasticity)

Todas as formulações dos elementos de casca possuem um número arbitrário de pontos de integração ao longo da espessura. Tipicamente, 2 pontos de integração são necessários na espessura para materiais que têm comportamento linear elástico, enquanto 3 ou mais pontos de integração são requeridos para materiais não lineares. Para esses casos, o procedimento usual é escolher 4 ou 5 pontos de integração na espessura, que são empilhados verticalmente no centro do elemento, como mostrado na figura 3.21.

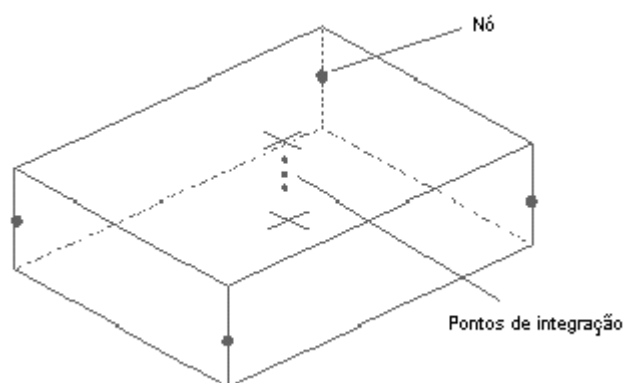


FIGURA 3.20 - Posicionamento dos pontos de integração no elemento de casca (ANSYS/LS-DYNA, 1998b).

3.4.2. Modelos de Materiais

O ANSYS/LS-DYNA inclui mais de 40 modelos de material que podem ser usados para representar uma ampla faixa de comportamento dos materiais.

Na simulação de estampagem o comportamento elasto-plástico dos modelos de materiais é um pré-requisito essencial, pois o processo exige elevados níveis de deformação do *blank*. Os principais modelos utilizados na simulação do processo de estampagem são: bilinear cinemático, Barlat anisotrópico plástico, elástico plástico transversalmente anisotrópico e Por Segmento Linear Plástico. A seguir será feita uma breve descrição destes modelos:

Bilinear Cinemático

Modelo que usa duas retas com inclinação diferentes (elástica e plástica), para representar o comportamento da curva tensão-deformação do material. Esta curva só pode ser especificada em uma única temperatura.

Barlat Anisotrópico Plástico

Modelo plástico anisotrópico desenvolvido por Barlat e Lian, usado em modelagem de chapas de alumínio sob a condição do estado plano de tensão. Segundo HALLQUIST (1993), este modelo é particularmente apropriado para deformações gerais, pois é baseado em seis componentes, no qual a função de campo Φ é definida como:

$$\Phi = |S_1 - S_2|^m + |S_2 - S_3|^m + |S_3 - S_1|^m = a\bar{\sigma}^m \quad (38)$$

onde $\bar{\sigma}$ é a tensão efetiva e $S_{i=1,2,3}$ são os valores das tensões principais da matriz simétrica $S_{\alpha\beta}$

$$S_{xx} = [c(\sigma_{xx} - \sigma_{yy}) - b(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})]/3 \quad (39)$$

$$S_{yy} = [a(\sigma_{yy} - \sigma_{zz}) - c(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})]/3 \quad (40)$$

$$S_{zz} = [b(\sigma_{zz} - \sigma_{xx}) - a(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})]/3 \quad (41)$$

$$S_{yz} = f\sigma_{yz} \quad (42)$$

$$S_{zx} = g\sigma_{zx} \quad (43)$$

$$S_{xy} = h\sigma_{xy} \quad (44)$$

As constantes de material, a, b, c, f, g e h representam as propriedades de anisotropia. Quando, $a=b=c=f=g=h=1$, o material é considerado isotrópico, e a superfície de escoamento reduz-se ao critério de Tresca para $m=1$ e ao critério de von Mises quando $m=2$ ou 4 . Para materiais cúbicos de face centrada (CFC) recomenda-se $m=8$ e $m=6$ para materiais cúbicos de corpo centrado (CCC).

A tensão de escoamento é dado pela seguinte formula:

$$\sigma_y = k(1 + \varepsilon_0)^n \quad (45)$$

O programa ANSYS/LS-DYNA permite entrar com os valores da curva tensão/deformação e os valores do coeficiente de anisotropia do material nas três direções.

Elástico Plástico Transversalmente Anisotrópico

Modelo modificado proposto por Hill (HALLQUIST,1993) para calcular as condições do estado plano de tensão com $\sigma_3 = 0$. Assume que no plano a tensão de escoamento seja $\sigma_{y1}=\sigma_{y2}=\sigma_y$.

O coeficiente de anisotropia R pode se definido como:

$$R = \frac{\sigma_y}{\sigma_{y3}} \quad (46)$$

o critério pode ser escrito como $F(\sigma)=\sigma_e=\sigma_y$.

Considerando o caso de estado plano de tensão, onde $\sigma_3=0$. Definindo o parâmetro de anisotropia R como a razão da taxa de deformação plástica do plano de entrada em relação ao de saída:

$$R = \frac{\dot{\epsilon}_2^p}{\dot{\epsilon}_3^p} \Rightarrow R = \frac{2}{k_a^2} - 1 \quad (47)$$

Assim, a função que descreve o comportamento plástico é obtidos como:

$$F(\sigma) = \left[\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \frac{2R}{R+1} \sigma_1 \sigma_2 + 2 \frac{2R+1}{R+1} \sigma_{12}^2 \right]^{1/2} \quad (48)$$

Neste modelo, entra-se com a curva tensão/deformação do material e o coeficiente médio de anisotropia.

Plástico Linear por Segmento

Modelo que admite entrar com a curva tensão/deformação verdadeira. O modelo é habitualmente usado nas leis de plasticidade do material, especialmente para aços isotrópicos. A taxa de deformação pode ser incorporada usando o modelo de Cowper-Symonds, através da fórmula a seguir:

$$\sigma_Y = \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}'}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \right] (\sigma_0 + f_h(\epsilon_{\text{eff}}^p)) \quad (49)$$

onde $\dot{\epsilon}'$ é a taxa de deformação efetiva, C e P são os parâmetros da taxa de deformação, σ_0 o limite de escoamento e $f_h(\epsilon_{\text{eff}}^p)$ é a função de encruamento baseado na deformação plástica efetiva.

3.4.3. Superfícies de Contatos

Na simulação numérica de estampagem, o modelo de elementos finitos usualmente é dividido em duas partes: modelos do *blank* e das ferramentas (punção, matriz e prensa-chapas). O ferramental utilizado na estampagem é simplificado em modelos de superfície de contatos do tipo rígido com graus de liberdade que permitem o seu deslocamento.

Uma condição precisa de contato real na modelagem é muito importante na simulação da estampagem, em particular se retorno elástico pode ocorrer (HALLQUIST, 1993).

O contato e o atrito aparecem como consequência da interação do *blank* com as ferramentas de estampagem. Segundo Oñate, 1993, o tratamento numérico do contato envolve dois principais passos: primeiramente um mecanismo de detecção da penetração entre as superfícies em contato. Em seguida deve-se usar uma metodologia “*slave-master*”, para impor que os nós *slaves* não penetrem na superfície *master*.

As regiões de contatos são definidas na forma tridimensional com todos os segmentos que compreendem cada lado da interface. Um lado da interface é designado *slave* (associado) e, o outro, *master* (principal). Nós pertencentes a estas interfaces são chamados de nós *slave* e *master*, respectivamente.

Os problemas de contato são tratados no programa usando o método da penalidade (*Penalty method*) devido a sua simplicidade. O efeito de atrito pode ser descrito usando o modelo de Coulomb (OÑATE, 1993). Pelo método da penalidade, (WANG, 1996) o vetor de forças externas é determinado explicitamente de acordo com a penetração h de um nó na superfície da ferramenta e o fator de penalidade.

No método explícito, a aceleração, velocidade e deslocamento são calculados primeiro, sem levar em consideração a condição de contato; então a distância da penetração h e a direção normal n em cada ponto são calculados de maneira similar à formulação implícita (JUNG, 1996 e YANG, 1993). A força de resistência à penetração de cada nó é calculado, como:

$$N = mhn/\Delta t^2 \quad (50)$$

Assumindo que o movimento das ferramentas não é influenciado pelo contato, a aceleração muda para:

$$a = a_{pred} + a_{corr} = a_{pred} + N/m \quad (51)$$

Correções à velocidade e deslocamento são calculada como:

$$V = V_{\text{pred}} + a_{\text{corr}}\Delta t, u = u_{\text{pred}} + V_{\text{corr}}\Delta t \quad (52)$$

Na formulação explícita, a força de resistência T_α necessária para evitar o deslizamento é calculada da mesma maneira que se calcula a força necessária para prever a penetração.

$$T_\alpha = -m r_\alpha / \Delta t^2 \quad (53)$$

onde r_α é o incremento de deslizamento.

O nível da força é comparado com a força crítica, $T_{cr} = \mu|N|$. Se a força de resistência é menor que a força crítica, uma condição de fixação é assumida, através da aplicação da força calculada. Se a força de resistência é maior do que a crítica, condição de deslizamento é assumida e a força de resistência obedecerá a lei de fricção de Coulomb, antes de ser aplicada.

Devido às grandes deformações que ocorrem em uma análise dinâmica explícita, determinar os contatos entre as componente dos modelos é extremamente difícil. Desta forma um grande número de opções de contato foram incorporada no ANSYS/LS-DYNA. Existem três tipos básicos de contato que podem ser utilizados: contato entre superfícies simples, contatos entre nós/superfícies e contato entre superfície/superfície. Para cada um destes tipos de contato existem diversas opções disponíveis; no entanto, os contatos que são mais utilizados na análise de estampagem são: contato rígido, contato *drawbead* e contato de superfície defumáveis.

O contato do tipo rígido é utilizado em componentes para os quais a deformação e tensão não tem importância. As constantes elásticas do material são usada para cálculos da rigidez de contato. Assim as constantes devem ser razoáveis (propriedades de aço são frequentemente usadas).

O método baseado na penalidade é também o aplicado nos contatos do tipo rígido. Em uma mesma definição de contatos, podem ser incluídos os de corpos rígidos e de materiais deformáveis.

A malha utilizada nos contatos de corpos rígidos devem ser razoavelmente refinada a fim de representar a forma geométrica da ferramenta. Um malha grosseira pode resultar em instabilidade de contato. Outra informação importante é que o espaço entre os nós da superfície de contato de um corpo rígido não deve ser muito maior do que as partes que contém contatos deformáveis. Como não é calculado tensão e deformações para a superfície de contatos rígido, então o refinamento da malha de um corpo rígido tem pouco efeito sobre tempo de processamento do modelo. Em resumo, o usuário não deve economizar na geração de malhas de corpos rígidos (FEA Information Inc.).

O coeficiente de atrito usados nos contatos é determinado pelos coeficientes estático e dinâmico e pela constante de decaimento, dependendo da velocidade relativa entre os nós de contato (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

$$\mu = \mu_d + (\mu_s - \mu_d)e^{-c_d \cdot v} \quad (54)$$

Na equação (54):
 μ = coeficiente de atrito global;
 μ_d = coeficiente de atrito dinâmico;
 μ_s = coeficiente de atrito estático;
 c_d = constante de decaimento;
 v = velocidade relativa entre nós de contatos;

e

$$v = \frac{\Delta e}{\Delta t} \quad (55)$$

onde: Δe = incremento de movimento do nó *slave*;
 Δt = incremento de tempo.

A fim de evitar oscilações indesejáveis no contato em simulação de estampagem, um contato de amortecimento, perpendicular às superfícies do contato, é aplicado. Este coeficiente de amortecimento é calculado da seguinte maneira:

$$\xi = \frac{VDC}{100} \xi_{crit} \quad (56)$$

onde: VDC = coeficiente de amortecimento viscoso em %.

ξ_{crit} é calculado utilizando o seguinte padrão no ANSYS/LS-DYNA:

$$\xi_{crit} = 2m\omega \quad (57)$$

$$\omega = \sqrt{\frac{k_c (m_{slave} + m_{master})}{m_{slave} m_{massa}}} \quad (58)$$

onde: m = massa

ω = frequência natural

k_c = rigidez de contato

O valor de k depende da rigidez entre os corpos em contato. No ANSYS/LS-DYNA a rigidez de contato é definida pelas seguintes relações:

para segmentos em elementos sólidos:

$$k = \frac{f_s \cdot A^2 \cdot K_b}{V} \quad (59)$$

para segmentos de elementos de casca:

$$k = \frac{f_s \cdot A \cdot K_b}{L_d} \quad (60)$$

onde: A – área do segmento de contato;

f_s – fator de penalização ($f_s = 0,1$ é o valor padrão adotado no ANSYS/LS-DYNA);

K_b – módulo de *bulk* do elemento de contato.

As forças de reação frequentemente ocorrem em superfícies curvas que sofrem um movimento relativo. O coeficiente de amortecimento irá eliminar as altas frequências contidas nas forças de reação nos contatos, mas será incapaz de amortecer a oscilação de baixa frequência causada pelos movimentos dos nós de um segmento para outro,

onde existe um grande ângulo de mudança entre estes segmentos. A figura 3.21 mostra um exemplo de simulação de estampagem com a utilização de punção hemisférico.

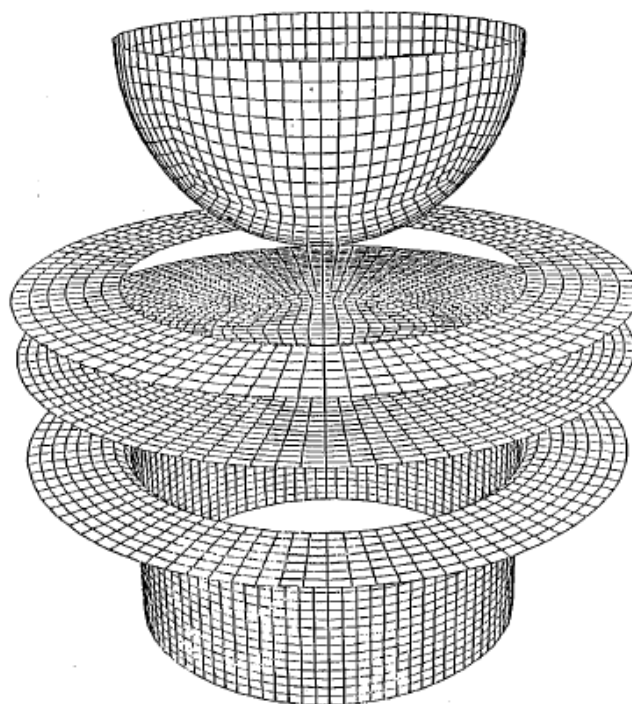


FIGURA 3.21 - Estampagem profunda com punção hemisférico (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

As forças de reação com e sem amortecimento são mostradas nos gráficos da figura 3.22, onde se observam pequenas diferenças de oscilação, que não são atribuídas aos efeitos dinâmico da integração explícita.

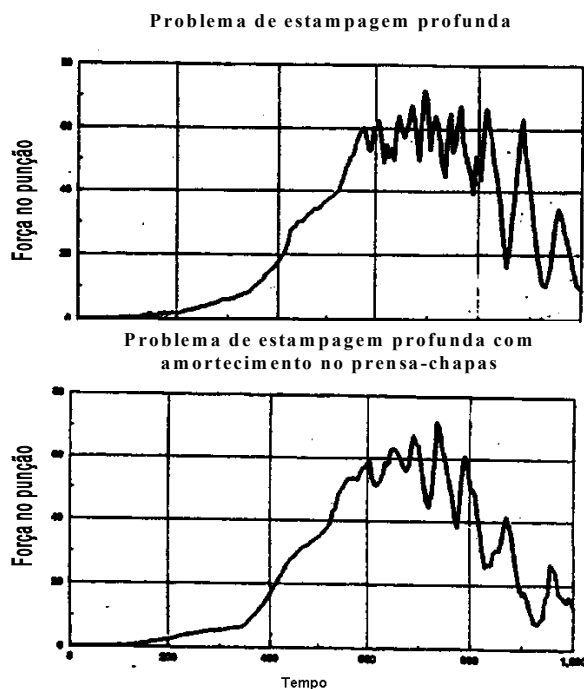


FIGURA 3.22 - Força de reação no punção sem e com amortecimento no prensa-chapas (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

Contudo, quando se refina a malha, como mostrado na figura 3.23, a redução da oscilação é fortemente percebida, figura 3.24. Isto mostra como é importante usar uma adequada densidade de malha em aplicações onde movimentos significativos são esperados em torno de quinas.

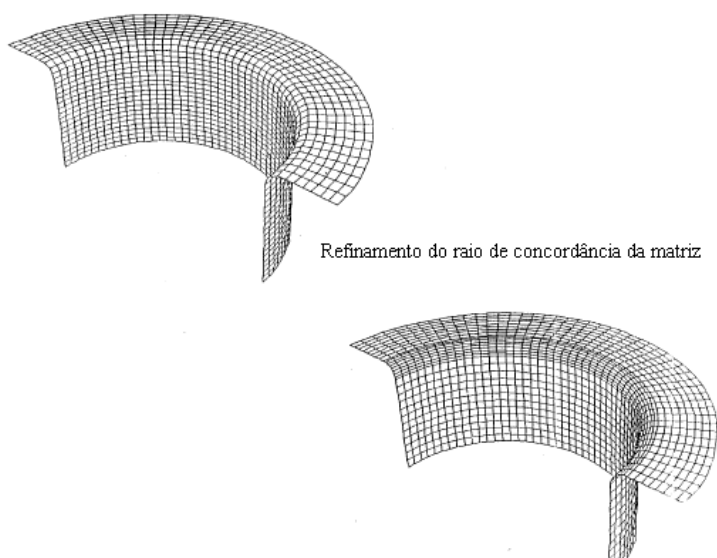


FIGURA 3.23 - Refinamento dos elementos no raio de concordância da matriz (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

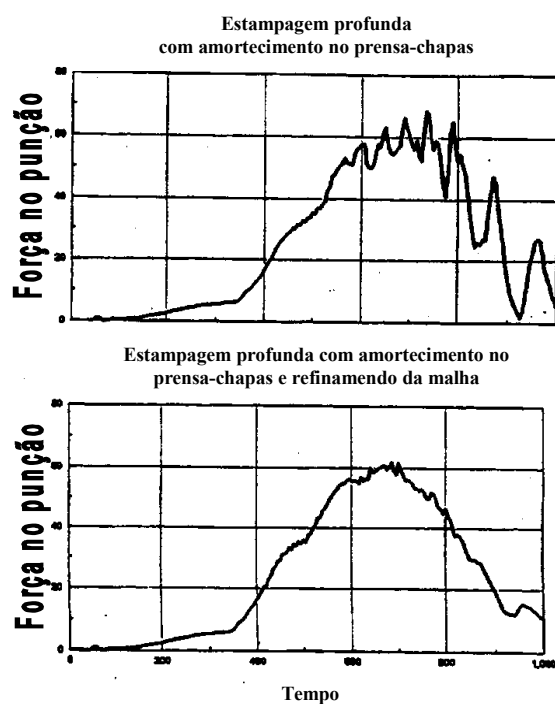


FIGURA 3.24 - Força de reação no punção com amortecimento no prensa-chapas e refinamento da malha no raio de concordância da matriz (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

3.4.4. Anti-rugas Analítico

Os anti-rugas são dispositivos colocados na superfície do prensa-chapas e da matriz, e têm por objetivo impor esforço de restrição à movimentação da chapa para o interior da matriz. A configuração dos entalhes utilizados em processos de estampagem varia conforme as necessidades de cada processo. Uma configuração típica consiste em uma cavidade em forma de semicircunferência localizada na matriz e um ressalto oposto localizado no prensa-chapas. Quando ocorre o processo de estampagem, a chapa é conformada e assim obrigada a passar por esta cavidade; neste momento, forças de restrição agem sobre a mesma, influenciando significativamente a velocidade da chapa.

A aplicação deste esforço de restrição leva a um maior estiramento da chapa, eliminando ou reduzindo assim a formação de rugas. Na simulação numérica do processo de estampagem é feita uma análise preliminar do entalhe, de forma a

determinar os esforços de restrição impostos, que são em função da geometria do entalhe, das características do material, da espessura da chapa e do coeficiente de atrito. As formas mais comuns para a geometria do entalhe são as circulares e retangulares (SILVA, 1998).

Anti-rugas analíticas são definidos nas superfícies das ferramentas, onde uma força de retenção equivalente atua. A força de retenção é calculada a partir de modelos numéricos ou testes experimentais. Essas forças atingem o estado constante após a completa penetração do *blank* no entalhe. Contudo, em muitas análises feitas em programas que utilizam o método de elementos finitos, o valor da força é assumido constante.

Quando o material penetra para o interior do *blank* e passa pelos anti-rugas, ele sofre um processo de dobramento e desdobramento. A distribuição da deformação altera as características do material do *blank*, tornando-o mais fino (CARLEER, 1996).

A utilização de anti-rugas analítico é feita através da opção de contato do tipo *drawbead* do ANSYS/LS-DYNA. Este tipo de contato é utilizado em simulação de estampagem para aplicar uma força de dobramento (normal) e de retenção devido ao efeito do atrito (LS-DYNA, 1999).

A análise de simulação de estampagem com anti-rugas analítico requer curvas de carregamento devido às forças de dobramento e desdobramento do *blank*, chamadas de curvas de carregamento normal, em função do deslocamento δ . Uma segunda curva é necessária para fornecer a curva de retenção devida ao efeito do atrito, também em função do deslocamento δ . Este deslocamento normalizado varia de 0 (origem) a 1 (final) ao longo da altura do anti-rugas, conforme mostrado nas figuras 3.25 e 3.26.

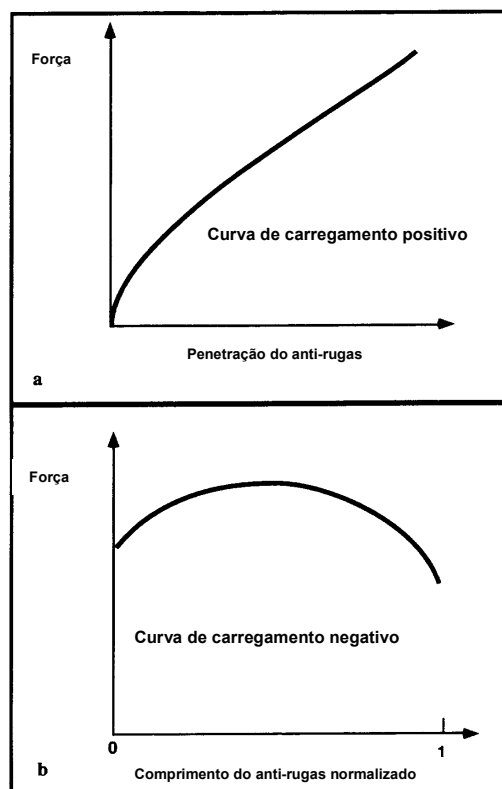


FIGURA 3.25 - Forças de retenções em função da altura do anti-rugas.

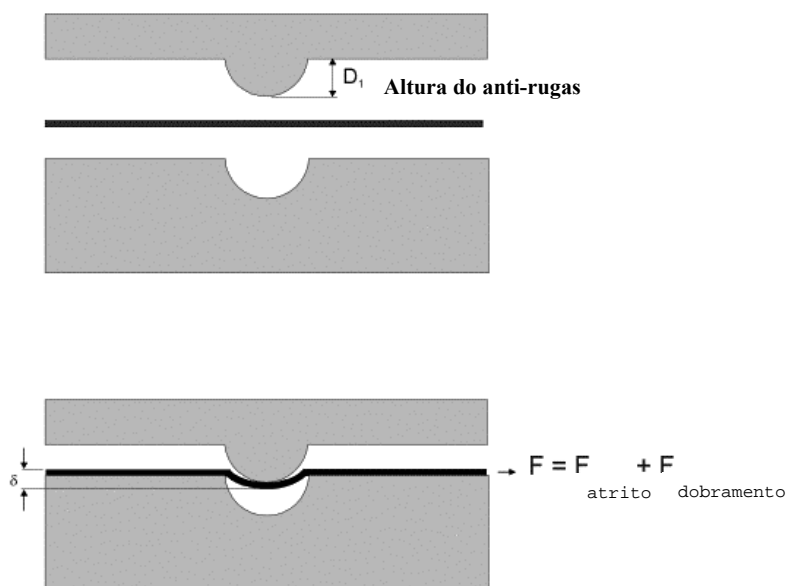


FIGURA 3.26 - Definição da força de resistência do anti-rugas em função do deslocamento.

A utilização de anti-rugas analíticos traz como vantagem a agilidade na solução do modelo, pois geralmente as dimensões dos anti-rugas geométricos são muito pequenas

quando comparadas com a dimensão do produto final. Devido a este fato, a malha nas regiões dos anti-rugas geométricos tem que ser bastante refinada. Este refinamento da malha provoca uma redução acentuada no incremento de tempo (Δt), tornando a análise mais dispendiosa quando se modela a geometria do anti-rugas .

Uma das grandes desvantagens da utilização do anti-ruga analítico é a necessidade de se ter um analista com bastante experiência e, também a determinação das forças de retenção e normal devido à presença do anti-rugas. Estas forças podem ser determinadas através de ensaios em laboratórios ou através da simulação numérica, onde se desenvolvem modelos 2D da geometria do *bead*.

3.4.5. Método Adaptativo

Entende-se por processo adaptativo em análise numérica aquele que utiliza resultados intermediários, gerados durante a própria solução, para modificar o modelo visando melhorar os resultados. Neste sentido, o procedimento usual para se obter uma boa malha de elementos finitos é adaptativo por natureza, pois um bom analista, de posse dos resultados de um primeiro processamento e baseado em sua experiência anterior, pode identificar os possíveis problemas na discretização inicial e então modificar a malha, num processo que é repetido tantas vezes quantas forem necessárias para que, no seu julgamento, a solução resulte de forma satisfatória. Os problemas de discretização geralmente se referem a regiões onde a malha não está suficientemente refinada, há orientação inadequada dos elementos, irregularidade dos elementos (elementos muito distorcidos), transição brusca no tamanho dos elementos de uma região para outra (problemas de suavidade), utilização inadequada de um determinado tipo de elemento ou, até mesmo, uma descrição errônea dos materiais empregados e do carregamento atuante. Portanto, são muitos os parâmetros a serem considerados pelo analista para que ele possa propor uma malha cujos resultados se aproximem satisfatoriamente da solução exata (GONTIJO, 1992).

A análise adaptativa de modelos em elementos finitos é importante na medida em que elimina grande parte do caráter subjetivo da adequação de malhas. O processo envolve

estimativas de erro “a priori” ou a “posteriori” que tornam possível a obtenção de solução “melhor possível” a um custo aceitável.

As estimativas de erro “a priori” requerem o conhecimento prévio das características da solução exata e fornecem informações qualitativas sobre a convergência da solução quando o número de graus de liberdade tende ao infinito. Geralmente não fornecem informações sobre o erro real de um determinado modelo, fato que, somado à grande dificuldade em sua formulação, restringe sua aplicação a alguns casos simples.

As estimativas de erro “a posteriori” têm recebido grande atenção dos pesquisadores e sua aplicação tem-se mostrado muito eficaz e eficiente (GONTIJO, 1992). Têm sido propostos vários estimadores e identificadores de erro baseados em informações obtidas durante o processo de solução, tais como normas de energia de deformação ou tensões máximas. Estas estimativas de erro são feitas localmente no nível do elemento e algumas hipóteses prévias sobre a solução são consideradas.

Todos os algoritmos adaptativos utilizam, direta ou indiretamente, estimadores ou indicadores de erro e usualmente tentam igualar o valor desses erros nos diversos elementos (GONTIJO, 1992).

Na escolha do modelo inicial, mesmo usando toda a experiência adquirida na resolução de problemas similares, pode-se usar uma malha extremamente refinada onde se alcança imediatamente a tolerância pré-estabelecida do erro. Já com uma malha menos refinada, necessita-se de um grande número de iterações para alcançar a tolerância do erro pré-definida. Em qualquer um desses caminhos há um significativo custo computacional e uma limitação quanto ao número de graus de liberdade introduzidos.

Uma distribuição uniforme dos indicadores de erro para um dado número de graus de liberdade seria um parâmetro para a verificação da convergência do processo de resolução de um modelo.

Logo, define-se:

$$Id = E_{\max}/E_{\min} \quad (61)$$

onde: Id – Índice de desempenho da malha;
 E_{\min} – Erro de discretização mínimo da malha;
 E_{\max} - Erro de discretização máximo da malha.

O processo converge para a solução ótima quando o índice de desempenho tende à unidade, ou seja, quando o erro mínimo se iguala ao erro máximo de discretização de um determinado nível de refinamento. O equilíbrio do erro num modelo discreto está associado com a suavização dos efeitos de gradientes da solução do problema (MAGALHÃES, 1994).

Dentre as técnicas propostas para a minimização do erro de discretização, três se destacam:

- Aumento global ou seletivo do número de elementos da malha (processo H);
- Aumento global ou seletivo do grau do polinômio de interpolação (processo P);
- Redistribuição dos nós (graus de liberdade) no domínio (processo R).

Para se ter uma malha adaptativa eficiente, dois ingredientes são essenciais: uma ferramenta para acessar os erros durante a solução e um algoritmo para definir uma discretização da malha. Zienkiewicz, McDill e Hyun (KALHORI, 2001) propuseram um estimador de erro genérico para elementos lineares baseado no gradiente de deslocamento ou fluxo de calor. O erro está associado com o gradiente que é descontínuo no interior de cada elemento. Isto significa que a malha deverá ser refinada onde ocorrem grandes diferenças de gradientes dentro do elemento. A seguir serão descritos alguns estimadores de erros que podem ser utilizados para realizar o refinamento das malhas.

Processo H

A versão H dos processos adaptativos consiste no aumento do número de graus de liberdade das discretizações através da subdivisão dos elementos originais – refinamento da malha – mantendo-se constante o grau do polinômio de interpolação. O

refinamento pode ser feito localmente em regiões onde o erro é maior (refinamento seletivo).

Alguns cuidados devem ser tomados na implementação do processo, tais como tentar manter a malha regular, evitando a criação de elementos muito distorcidos, cuidar para que não sejam feitas transições muito bruscas no tamanho dos elementos no caso de refinamento seletivo e impor condições de contorno corretas, bem como gerar cargas nodais equivalentes para os novos nós.

Pode-se definir o parâmetro H como sendo aquele que fornece o grau de refino da malha. Logo:

$$H = \max \{H_1, H_2, \dots, H_{e-1}, H_e\}$$

onde:

$e \Rightarrow$ número de elementos da malha;

$H_e \Rightarrow$ diâmetro do menor círculo que contém o elemento.

A fundamentação teórica dos diversos processos adaptativos está bem desenvolvida para o caso unidimensional. A formulação para problemas multidimensionais é normalmente fundamentada em argumentos heurísticos e analogias com problemas unidimensionais.

Processo P

Outra maneira de aumentar o número de graus de liberdade da discretização é através do aumento do grau do polinômio de interpolação, mantendo-se constante o número de elementos da malha. Este procedimento é chamado versão P dos processos adaptativos. O processo é particularmente eficiente quando se utilizam funções de interpolação hierárquicas, isto é, funções que geram matrizes de rigidez dos elementos de ordem mais baixa contidas nas matrizes de rigidez dos elementos de ordem superior.

O refinamento de malhas utilizando o processo P pode ser feito, da mesma forma que no processo H, globalmente em todo domínio, mas em geral é feito localmente nas regiões onde o erro é maior. O refinamento seletivo cria algumas dificuldades no

tratamento do problema, pois leva à criação de nós não conformes, além de exigir a consideração simultânea de polinômios de graus diferentes na mesma discretização.

Processo R

O processo R consiste em alterar as posições dos nós na malha, mudando com isto a distribuição espacial dos elementos, sem alterar o número de graus de liberdade e o tipo de elemento utilizado.

Esta estratégia redistribui os nós sobre o domínio até que o erro, medido através de um estimador particular, seja minimizado. A utilização de diferentes estimadores de erro pode levar a malhas significativamente diferentes umas das outras.

O processo R tem-se mostrado extremamente eficiente no caso de problemas unidimensionais, mas algumas dificuldades têm sido encontradas na sua aplicação a problemas multidimensionais.

Processos mistos (versões combinadas)

O refinamento no qual se aumenta o número de graus de liberdade da malha através do aumento simultâneo do número de elementos e do grau do polinômio de interpolação é conhecido como processo H-P. As soluções obtidas para a seqüência de malhas têm a maior taxa de convergência possível para o problema.

A combinação das estratégias R e H ou R e P são chamadas processo R-H e processo R-P, e visam obter a precisão pré-determinada com um menor número de graus de liberdade que o necessário com a utilização dos processos H ou P. Após a minimização do erro com o processo R, a aplicação dos processos H ou P se torna bem mais simples, pois não se faz mais necessária a identificação das regiões onde o erro é maior. Nesse caso o refinamento H ou P é feito geralmente na sua forma global, isto é, em todo domínio do problema.

O programa ANSYS/LS-DYNA trabalha, também, com método adaptativo H aplicável em elementos de casca. No método adaptativo, os elementos são subdivididos, onde um

o indicador de refinamento determina as regiões onde haverá necessidade de subdividir os elementos, a fim de melhorar a qualidade dos resultados da simulação. A figura 3.27 mostra a utilização de malha adaptativa na simulação de estampagem. O objetivo deste processo é obter elevada qualidade dos resultados a partir de ajustes computacionais. O ajuste é realizado na malha inicial, que é subdividida até o número máximo de subdivisões estabelecida ao elemento, onde se observa uma maior indicação de erros. O método não fornece o controle do erro, e sim, torna possível obter soluções com alta qualidade sem a necessidade de se realizar um refinamento excessivo da malha do *blank*, reduzindo desta forma o tempo de análise. Através destes métodos, menores recursos computacionais são utilizados quando comparados com malhas fixas (LS-DYNA, 1999).

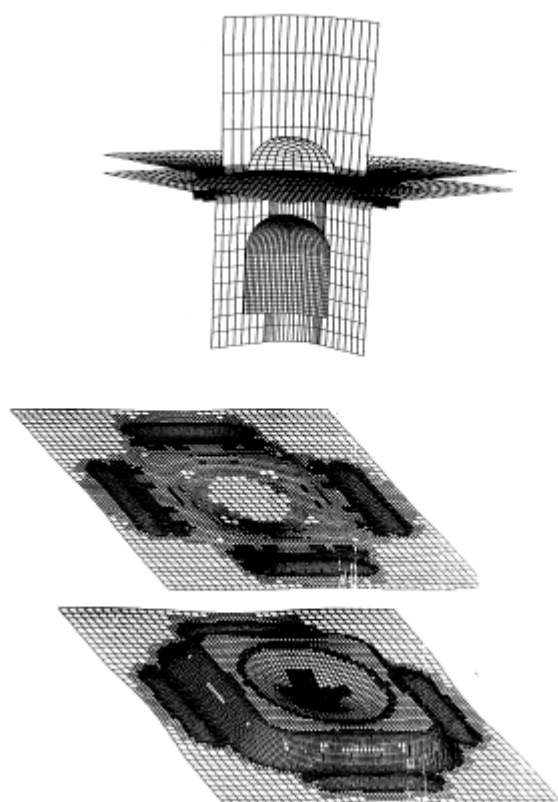


FIGURA 3.27 - Modelos de aplicação de malha adaptativa na simulação de estampagem.

No processo adaptativo usado no LS-DYNA, partes da malha são refinadas durante a solução. A metodologia utilizada é baseada em Belytschko, Wong e Plaskacz. Os elementos são subdivididos em elementos menores, para se obter uma maior precisão na

análise. O elemento envolvido neste processo de divisão é subdividido em elementos com tamanhos iguais a $h/2$, onde h é uma característica dimensional do elemento original.

Elementos quadrilaterais são subdivididos em quatro quadriláteros, figura 3.28, usando pontos centrais de cada lado juntamente com um ponto central.

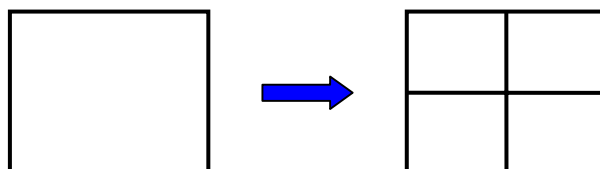


FIGURA 3.28 - Divisão de um elemento quadrado.

Os elementos triangulares são subdivididos em quatro triângulos usando os pontos centrais dos lados do elemento original, figura 3.29.

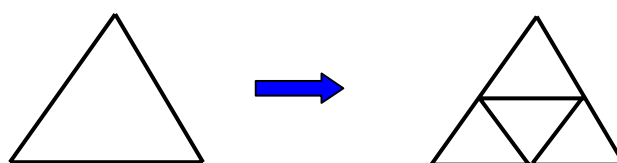


FIGURA 3.29 - Divisão de um elemento triangular.

O processo adaptativo consiste em diversos níveis de divisão; a figura 3.28 mostra uma única subdivisão, a qual é chamada de segundo nível de refinamento. Nos passos subsequentes, os elementos podem ser divididos novamente, até o quarto nível de refinamento, como mostrado na figura 3.30.

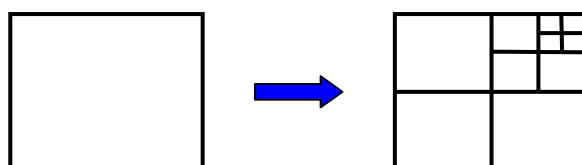


FIGURA 3.30 - Elemento quadrado dividido em quatro níveis.

A malha original gerada pelo usuário é conhecida como malha principal cujos nós e elementos são chamados de nós e elementos principais. Os elementos e nós gerados pelo processo adaptativo são chamados de nós e elementos descendentes. Os elementos gerados no segundo nível do processo adaptativo são chamados de elementos de

primeira geração e os gerados no terceiro nível de refinamento são chamados de segunda geração e assim por diante (ANSYS/LS-DYNA, 1998a).

As coordenadas do nós descendentes são geradas através de uma interpolação linear, cujas coordenadas do nó gerada durante o processo de divisão do elemento são dadas por:

$$X_N = \frac{1}{2}(X_I + X_J) \quad (62)$$

onde X_N é a posição do novo nó gerado no elemento, onde X_I e X_J são os nós localizados no lado onde gerou o nó X_N , conforme mostrado na figura 3.31. A coordenada do nó central gerado pela divisão do elemento quadrilateral é dado por:

$$X_M = \frac{1}{4}(X_I + X_J + X_K + X_L) \quad (63)$$

onde X_M é o novo nó localizado no centro do elemento quadrilateral, e X_I , X_J , X_K e X_L são os nós originais do elemento quadrilateral. As velocidades dos nós são também dadas pela interpolação linear da seguinte formula:

$$v_N = \frac{1}{2}(v_I + v_J) \quad (64)$$

e a velocidade angular é dada pela formula:

$$\omega_N = \frac{1}{2}(\omega_I + \omega_J) \quad (65)$$

As velocidades do nós centrais dos elementos quadrilaterais são dadas por:

$$v_M = \frac{1}{4}(v_I + v_J + v_K + v_L) \quad (66)$$

$$\omega_M = \frac{1}{4}(\omega_I + \omega_J + \omega_K + \omega_L) \quad (67)$$

Os indicadores de refinamento são usados para decidir a localização da malha a ser refinada. Uma abordagem baseada em deformação verifica o ângulo entre elementos contíguos, como mostrado na figura 3.31. Se $\zeta > \zeta_{tol}$, o refinamento é indicado, onde ζ_{tol} é definido pelo usuário.

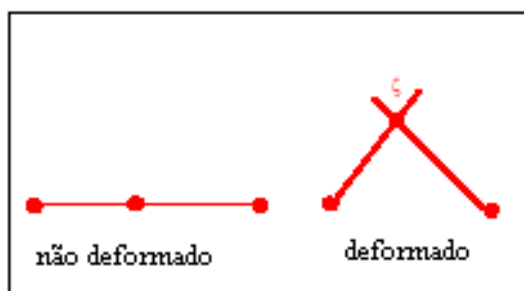


FIGURA 3.31 - Indicador de refinamento baseado na mudança de ângulo.

Após determinar a malha de refinamento, podem-se adotar dois procedimentos no ANSYS/LS-DYNA: i) retornar a análise a um passo anterior no tempo e repetir os cálculos com a nova malha, ou ii) continuar os cálculos após a mudança da malha. O primeiro procedimento garante maior estabilidade e precisão da análise, contudo o último é mais rápido. A figura 3.32 mostra estes dois procedimentos.

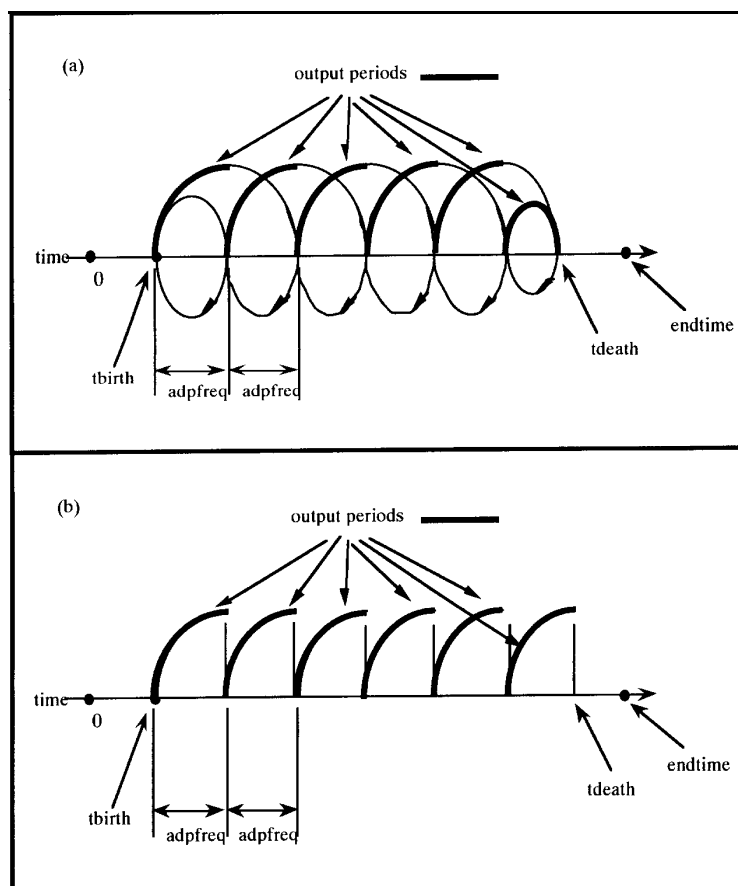


FIGURA 3.32 - Parâmetros de entradas do LS-DYNA para controle dos cálculos devido ao refinamento (GALBRAITH, 1999).

4.: METODOLOGIA

4.1. Simulação Numérica

Neste estudo foram desenvolvidos vários modelos computacionais utilizando duas peças com geometrias diferentes. O objetivo foi avaliar a influência dos parâmetros numéricos de simulação nos resultados da análise e no tempo de processamento. O processamento dos modelos foi executado na Usiminas, utilizando um computador PC Pentium III 500MHz, 16GB de HD, 512MB de RAM, 1 processador de barramento SCSI, placa aceleradora gráfica e sistema operacional Windows NT 4.0.

A primeira peça é o repuxo profundo de uma carcaça de compressor, conforme mostrado na figura 4.1.



FIGURA 4.1 - Repuxo da carcaça de um compressor

Esta peça não possui anti-rugas, sendo estampada com as seguintes características operacionais:

- **Geometria do blank:** circular com o diâmetro de 310mm
- **Espessura do blank:** 3,85mm

- **Força aplicada pelo prensa-chapas:** 16 toneladas
- **Penetração do punção:** 112mm
- **Curso aproximado da prensa:** 110mm
- **Produtividade - [golpes/minutos]:** 8 golpes/minuto
- **Velocidade do punção:** 62mm/s.
- **Lubrificação:** na face superior do *blank* com óleo Plantoforme 54
- **Material utilizado no *blank*:** aço NBR5906 EPA
- **Força da prensa:** 160 toneladas

A segunda peça compreende o primeiro estágio do reforço lateral da porta de um veículo leve. A figura 4.2 mostra a sua geometria.



FIGURA 4.2 - Repuxo do reforço lateral da porta de um veículo leve.

As propriedades operacionais de estampagem desta peça foram:

- **Geometria do *blank*:** retangular com 840 x 300mm
- **Espessura do *blank*:** 0,65mm
- **Força aplicada pelo prensa-chapas:** 6 toneladas
- **Penetração do punção:** 72mm
- **Produtividade - [golpes/minutos]:** 8 golpes/minuto
- **Velocidade do punção:** 30mm/s
- **Lubrificação:** sem lubrificação

- **Material utilizado no *blank*:** aço NBR5915-EEP
- **Força da prensa:** 200 toneladas

4.2. Validação dos Modelos

Para desenvolver modelos que estudem a influência dos parâmetros de estampagem, primeiramente deve-se validar os resultados de um modelo básico com os valores reais da peça estampada.

Os resultados foram validados com os ensaios laboratoriais, comparando-se os valores da espessura final, penetração do *blank* e as deformações principais (ε_1 , ε_2) em algumas regiões do produto.

Também foram realizadas análises qualitativas dos resultados, verificando-se, após a simulação da peça, as regiões onde ocorreram rugas, estiramento excessivo e se a geometria do modelo possui as mesmas características da peça real estampada.

No caso da carcaça de compressor, após o estudo de vários casos, o modelo básico que melhor representou as condições reais possui as seguintes características:

- Modelo de Material = Plasticidade linear;
- Pontos de integração ao longo da espessura = 5;
- Formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay;
- Coeficiente de atrito *blank*/punção = 0,07;
- Coeficiente de atrito *blank*/prensa-chapas = 0,13;
- Coeficiente de atrito *blank*/matriz = 0,13;
- Tamanho médio de cada lado do elemento quadrilateral do *blank* = 2,5mm;
- Dimensão do *blank* = 310mm;
- Força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- Densidade = $7,8e-5$ (aumentado 10 vezes);
- Material: aço NBR5906-EPA;
- Tempo de análise = 3h25min;

A densidade aumentada em 10 vezes, na verdade estamos aumentando o incremento de tempo da solução conforme mostrado nas fórmulas 31 e 32.

A validação do modelo da carcaça do compressor foi realizada a partir da medição da penetração radial final do *blank*, isto é, a diferença entre o raio inicial do *blank* e o raio final do produto após a conformação. Outro fator avaliado foi a variação da espessura final da carcaça ao longo de uma seção longitudinal, comparando-se os valores reais com os obtidos no modelo básico. A medida da espessura foi realizada em 18 pontos aproximadamente espaçados entre si em 10mm a partir de um corte longitudinal da carcaça. Os pontos foram identificados a partir do sistema de coordenada cartesiana localizada no centro da carcaça.

O modelo básico do reforço lateral que melhor representou as condições reais da peça estampada possui as seguintes características:

- Modelo de Material = Bilinear cinemático;
- Pontos de integração ao longo da espessura = 3;
- Formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay;
- Coeficiente de atrito *blank*/punção = 0,15;
- Coeficiente de atrito *blank*/prensa-chapas = 0,15;
- Coeficiente de atrito *blank*/matriz = 0,15;
- Tamanho médio de cada lado do elemento quadrilateral do *blank* = 2mm;
- Força no prensa-chapas: $F_{pc} = 6t$;
- Densidade = $7,8e-5$ (aumentado 10 vezes);
- Material: aço EEP;
- Tempo de análise = 9h15min.

O modelo do reforço lateral foi validado a partir da comparação da variação da espessura e dos valores das deformações principais. A espessura foi medida com micrômetro digital. As deformações principais da peça real foram obtidas através da utilização de rede de círculo de 3mm de diâmetro impressa na superfície do *blank* antes de ser conformado. Após a conformação da peça os círculos transformam-se em elipses (ou círculos de diâmetro maior), os eixos maior e menor desta elipse são medidos e

assim são calculados os valores das deformações principais e suas direções. Um outro fator avaliado foram os aspectos visuais da peça após conformada, comparando-se regiões com e sem presença de rugas.

4.3. Análise de Sensibilidade

Os parâmetros de simulação que foram avaliados nos modelos são:

- tipos de elementos (volume/casca);
- tamanho dos elementos;
- massa específica;
- malha adaptativa;
- número de pontos de integração dos elementos de casca;
- tipos de modelos teóricos de materiais;
- anti-rugas analítico;
- força no prensa-chapas;
- tipo de material.

O estudo da influência dos parâmetros listados acima foi dividido para os dois tipos de modelos estudados. A análise de sensibilidade aos parâmetros foram feitas de forma descrita nos próximos itens.

4.3.1. Carcaça do Compressor

1. **Tipo de elementos** – Neste estudo foram construídos dois modelos da carcaça utilizando os elementos do tipo volume e casca, SOLID164 e SHELL163, respectivamente. Nesta análise, foi avaliado o resultado final dos modelos em relação à peça real e também o tempo de análise. As condições de contorno, propriedades do material, características operacionais e tamanho do elemento do *blank* foram mantidos constantes, conforme listado abaixo:

- tamanho do elemento: quadrado de 2,5mm de lado;

- material: aço NBR5906 EPA;
- tipo de modelo de material: Plasticidade linear por segmento;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- tempo de conformação: $t = 20\text{ms}$;
- massa específica: aumentada em 10 vezes;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay;
- número de pontos de integração ao longo da espessura = 5.

2. **Tamanho do elemento** – Utilizando o modelo de casca, foi avaliada a influência do tamanho do elemento sobre os resultados e o tempo de análise. Foram estudados 5 diferentes tamanhos de elementos quadrados, com os seguintes comprimentos de lados: 1,5; 2,5; 4 e 5mm. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- material: aço NBR5906 EPA;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- tipo de modelo de material: Por segmento linear;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- tempo de conformação: $t = 20\text{ms}$;
- massa específica: aumentada em 10 vezes;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

3. **Massa específica** – foram construídos modelos, utilizando elementos de casca, com o valor da massa específica igual à real e aumentada em 10, 100 e 1000 vezes. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 2,5mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- material: aço NBR5906 EPA;
- tipo de modelo de material: Por segmento linear;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- tempo de conformação: $t = 20\text{ms}$;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

4. **Número de pontos de integração** – No caso de elementos de casca, o ANSYS/LS-DYNA permite de 2 a 99 pontos de integração ao longo da sua espessura, como descrito anteriormente; neste caso, estudaram-se os modelos com 2, 3 e 15 pontos de integração. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 2,5mm de lado;
- material: aço NBR5906 EPA;
- tipo de modelo de material: Por segmento linear;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- tempo de conformação: $t = 20ms$;
- massa específica: aumentada em 10 vezes;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

5. **Malha adaptativa** – Para os modelos com elementos quadrados de tamanho de lado igual a 5mm, foi realizado o estudo de malha adaptativa, com 2 níveis de refinamento. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 5mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- material: aço NBR5906 EPA;
- tipo de modelo de material: Por segmento linear;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 16t$;
- tempo de conformação: $t = 20ms$;
- massa específica: aumentada em 10 vezes;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

4.3.2. Reforço Lateral da Porta de um Veículo Leve

1. **Tamanho do elemento** – Utilizando o modelo de casca, foi avaliada a influência do tamanho do elemento sobre os resultados e o tempo de análise. Foram estudados 5 diferentes tamanhos de elementos quadrados, com os seguintes comprimentos de lados: 2, 3, 5, 10 e 20mm. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- material: aço EEP;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- tipo de modelo de material: Bilinear cinemático;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 6t$;
- tempo de conformação: $t = 10ms$;
- massa específica: real;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

2. **Tipo de modelo de material** – foram avaliados os seguintes modelos de material: bilinear cinemático, parameter Barlat e elástico plástico Transversalmente Anisotrópico. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 2mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- material: aço EEP;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 6t$;
- tempo de conformação: $t = 10ms$;
- massa específica: real;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

3. **Tipo de material usado no *blank*** – Neste caso, mudou-se o material do *blank*, passando do aço EEP para o BH180. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 2mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 6t$;
- tempo de conformação: $t = 10ms$;
- massa específica: real;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay;
- tipo de modelo de material: Elástico plástico transversalmente anisotrópico.

4. **Massa específica** – foram construídos modelos, utilizando elementos de casca, com o valor da massa específica igual a real e aumentada em 5, 25 e 100 vezes. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 3mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 6t$;
- tempo de conformação: $t = 10ms$;
- material: aço EEP;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay;
- tipo de modelo de material: Bilinear cinemático.

5. **Força no prensa-chapas** – Avaliou-se o efeito, na peça estampada da alteração da carga do prensa-chapas; neste caso, simularam-se três valores de cargas no prensa-chapas: 10, 60 e 110kN. A força de 60kN corresponde a força utilizada no processo. Foram mantidos constantes os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 5mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- material: aço EEP;
- tempo de conformação: $t = 10ms$;
- massa específica: real;
- tipo de modelo de material: Bilinear cinemático;
- formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

6. **Anti-rugas Analítico** – Retiraram-se os anti-rugas geométricos (*drawbeads*) das ferramentas e, no seu lugar, aplicaram-se forças de retenção ao fluxo do *blank* para o interior da matriz. Estas forças foram determinadas a partir de um modelo numérico tridimensional do anti-rugas. O modelo foi feito usando-se os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento: quadrado de 5mm de lado;
- número de pontos de integração ao longo da espessura: $N_{int} = 3$;
- material: aço EEP;

- força no prensa-chapas: $F_{pc} = 60\text{kN}$;
- tempo de conformação: $t = 10\text{ ms}$;
- massa específica: real;
- tipo de modelo de material: Bilinear cinemático;
- Formulação do elemento de casca: Belytschko-Tsay.

Após executar as simulações dos casos propostos acima, foi realizada uma análise de sensibilidade da influência dos parâmetros sobre os resultados, a fim de verificar sua precisão em relação ao produto real, além do tempo de processamento de cada análise.

4.4. Ensaios Laboratoriais

Neste estudo foram feitos ensaios laboratoriais nos materiais para obtenção dos coeficientes de atrito, propriedades mecânicas e deformações principais nas peças estampadas.

As deformações principais foram medidas no laboratório utilizando rede de círculos de 3mm de diâmetro impressos no *blank* antes de sua conformação. Para executar a gravação eletrolítica dos círculos é utilizada uma malha com moldura metálica, para evitar a sua distorção. Antes da gravação é feito o desengraxamento dos corpos-de-prova com acetona. Após conformação alguns círculos tornam-se elipse, então a medida da maior deformação principal (ϵ_1) é feita tomando como base de medida o diâmetro maior da elipse e a menor deformação toma-se como base o diâmetro menor da elipse, conforme mostrados nas formulas 14, 15, 16 e 17.

Algumas fontes de erros na medição das deformações são causadas pela impressão da malha de círculos, pela medição das deformações registradas na malha após a conformação, pelo critério de escolha do círculo apropriado de medida da falha do material e pela limitação do diâmetro dos círculos usados na malha. Outro fator a ser considerado é a interferência humana relacionada anteriormente.

Através de ensaios de tração, foram obtidas as seguintes propriedades mecânicas dos materiais utilizado nos *blanks*:

- limite de escoamento;
- limite de ruptura;
- coeficiente de encruamento (n);
- coeficiente de Lankford a 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação;
- curva tensão/deformação do material.

Os coeficientes de atrito estático e dinâmico foram obtidos através de um equipamento desenvolvido pelo Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas, figura 4.3.

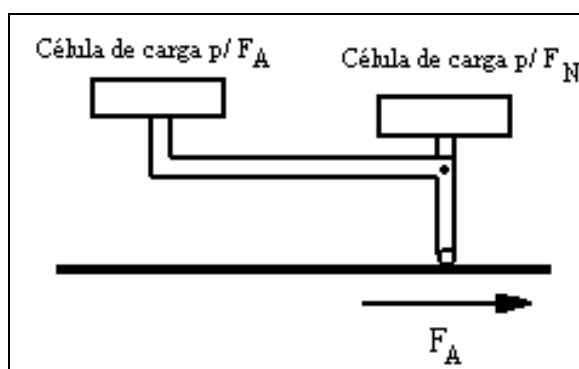


FIGURA 4.3 - Aspecto esquemático do ensaio para medição do coeficiente de atrito (FA = força de atrito e FN = força normal).

O equipamento que realiza o teste de atrito por deslizamento tem a finalidade de avaliar o coeficiente de atrito de uma amostra revestida ou não revestida, sob diferentes condições de trabalho das ferramentas.

Neste ensaio, um corpo de prova, medindo 100 x 250mm, é fixado a uma mesa móvel. Sobre ele, é posicionada uma ferramenta cilíndrica, elaborada com ferro fundido branco ou com o material utilizado nas ferramentas. O corpo-de-prova e a ferramenta cilíndrica constituem o par de materiais sobre os quais determina-se o coeficiente de atrito. Através de uma alavanca e um peso morto, é aplicado uma força normal (FN), de valor determinado, sobre a ferramenta. O deslocamento da chapa, realizado através da movimentação da mesa, gera uma força de atrito (FA), que é transmitida a uma célula

de carga por um sistema de alavanca. A força normal é também medida por outra célula de carga, durante a realização do ensaio. Os valores de força normal e de atrito são coletados, arquivados, trabalhados e registrados através de um sistema computadorizado com programa dedicado, desenvolvido no Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas. O coeficiente de atrito é, então, obtido pela relação FA/FN (BORGES, 2000).

5. RESULTADOS E DISCUSSÃO

5.1. Caracterização dos Materiais

O primeiro passo antes de realizar a simulação de estampagem é determinar as propriedades dos materiais. Estas propriedades foram obtidas através de ensaios mecânicos de tração do material utilizado no *blank* e medições de deformação e espessura das peças estampadas.

O material utilizado na análise do *blank* da carcaça do compressor foi considerado homogêneo e isotrópico, enquanto que o *blank* utilizado na peça de reforço lateral foi considerado anisotrópico. As propriedades físicas e mecânicas foram tomadas à temperatura ambiente.

Os valores das propriedades encontram-se listados na tabela V.1 e V.2 para o aço NBR5906 EPA, EEP (Estampagem Extra Profunda) e BH-180 (Bake Hardening). Os valores de E e ν foram extraídos de literaturas técnicas.

TABELA V.1 - Propriedades mecânicas dos materiais

PROPRIEDADES MECÂNICAS DOS MATERIAIS			
Material	E [GPa]	ν	LE [MPa]
Aço EEP	210	0,30	170
Aço 180-BH	210	0,30	220
NBR5906 EPA	210	0,30	273

TABELA V.2 - Propriedades dos materiais empregados nas análises de estampagem.

Material	DL [Grau]	R	K [MPa]	n	Espessura [mm]
Aço EEP	0 ⁰	1,861	550	0,228	0,65
	45 ⁰	1,347	562	0,220	
	90 ⁰	1,922	539	0,223	
	Média	1,619	550	0,223	
Aço 180-BH	Média	1,600	639	0,160	0,65
NBR5906 EPA	Isotrópico	1,0	595	0,218	3,85

Adotou-se como base o modelo de material que leva em conta a curva de tensão/deformação efetiva. A figura 5.1 mostra essas curvas para os materiais citados acima.

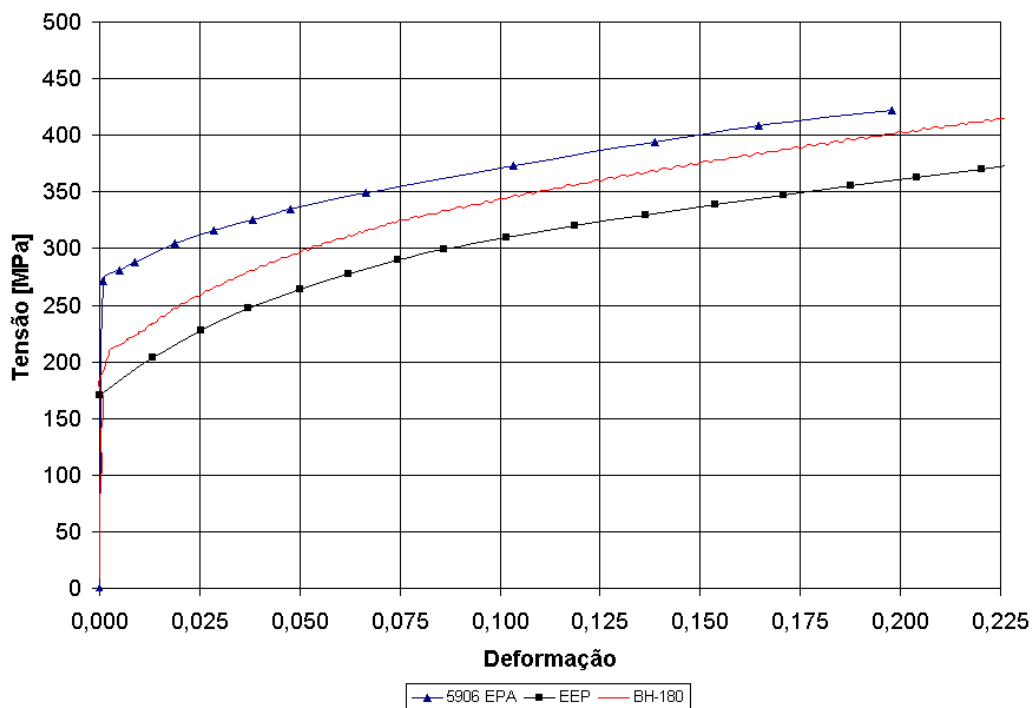


FIGURA 5.1 - Curva tensão/deformação dos materiais.

Os valores dos coeficientes de atrito foram obtidos em ensaios laboratoriais realizados no Centro de Pesquisa e Desenvolvimento da Usiminas para os aços EEP e BH.

O coeficiente de atrito adotado para o material NBR5906 foi calculado a partir do modelo básico, e não foi realizado o ensaio de atrito. Neste caso, foram simulados diversos modelos com diferentes coeficientes de atrito até se chegar ao que melhor correspondia à realidade, isto é, adotou-se o valor de coeficiente de atrito do modelo que apresentou melhor resultado de penetração do *blank* quando comparado com a penetração da peça real. A tabela V.3 mostra os valores dos coeficientes de atrito obtidos no ensaio de laboratório e na simulação computacional.

TABELA V.3 - Valores dos coeficiente de atritos adotados na simulação.

MATERIAL	Face I	Face II
Aço EEP	0,156	0,139
Aço BH 180	0,150	0,150
NBR5906	0,130	0,07

Como citado na metodologia, em uma das faces do *blank* utilizado para conformar a carcaça do compressor existe lubrificação, por este motivo observa-se um baixo valor do coeficiente da atrito em uma das faces. A figura 5.2 mostra um exemplo do resultado do teste de coeficiente de atrito obtidos no laboratório do CP&D da Usiminas para o material EEP utilizado no reforço lateral.

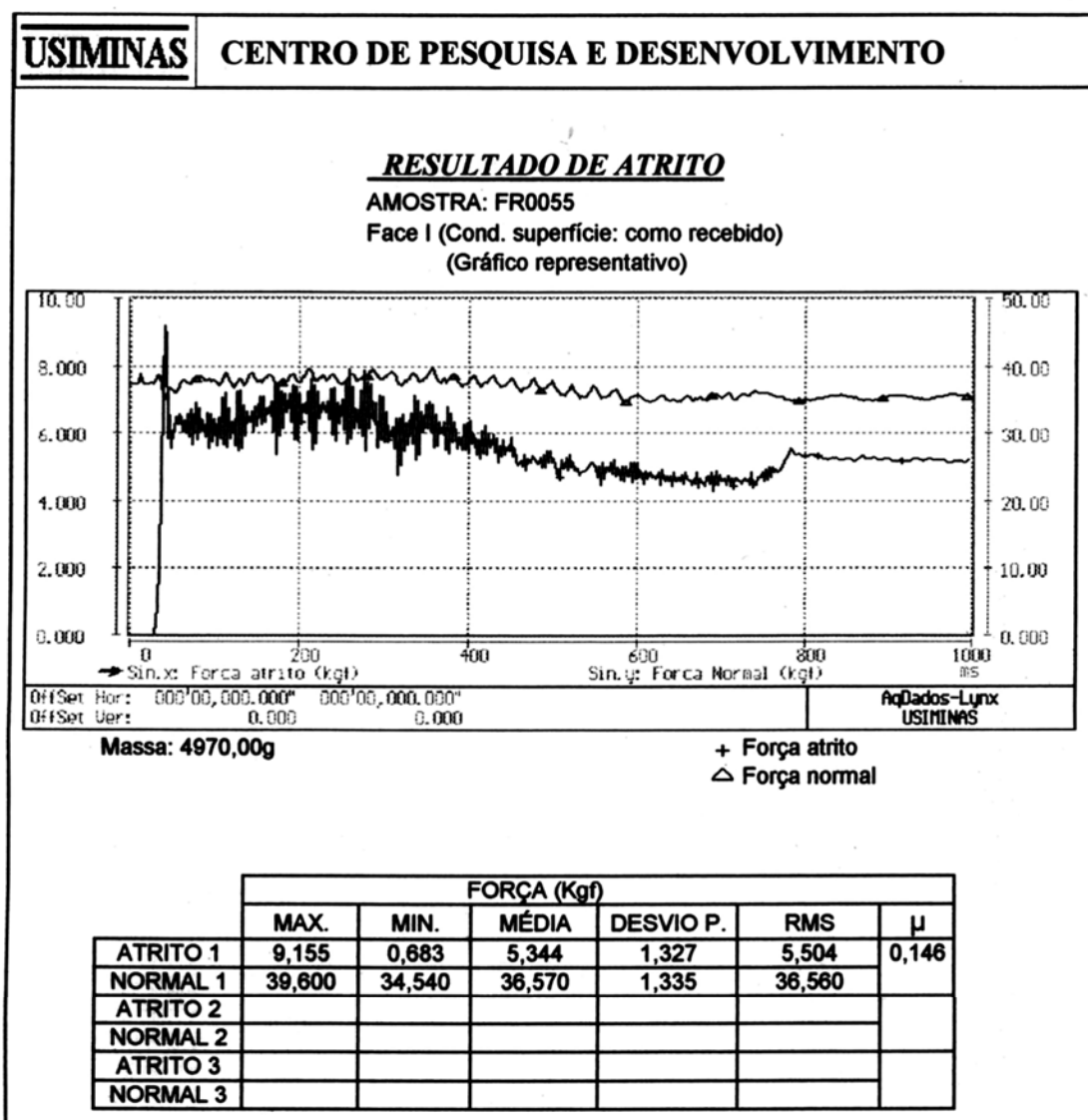


FIGURA 5.2 - Resultado do teste de coeficiente de atrito obtido em laboratório.

As deformações principais foram medidas no laboratório utilizando rede de círculos de 3mm de diâmetro impressos no *blank* antes de sua conformação. A figura 5.3 mostra as regiões que foram medidas as deformações principais na carcaça do compressor, e na tabela V.4 tem-se os valores das deformações principais e de espessura obtida no laboratório.



FIGURA 5.3 - Localização das regiões na carcaça do compressor onde se determinaram as deformações principais

TABELA V.4 - Valores das deformações principais e espessura obtidas no laboratório.

Regiões	Deformações Principais		Espessura [mm]
	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]	
R1	24	-35	4,47
R1	15	-35	4,57
R1	24	-33	4,61
Média	21	-34,3	4,55
R2	33	-23	3,79
R2	35	-21	3,17
R2	57	-36	3,64
Média	41,7	-36,7	3,53
R3	28	-10	3,37
R3	14	-11	3,56
R3	17	-4	3,44
Média	19,7	-8,33	3,45

A figura 5.4 mostra as regiões onde foram medidas as deformações principais e a espessura final do reforço lateral no laboratório. Na tabela V.5 tem-se os valores das deformações principais e de espessura obtidos.

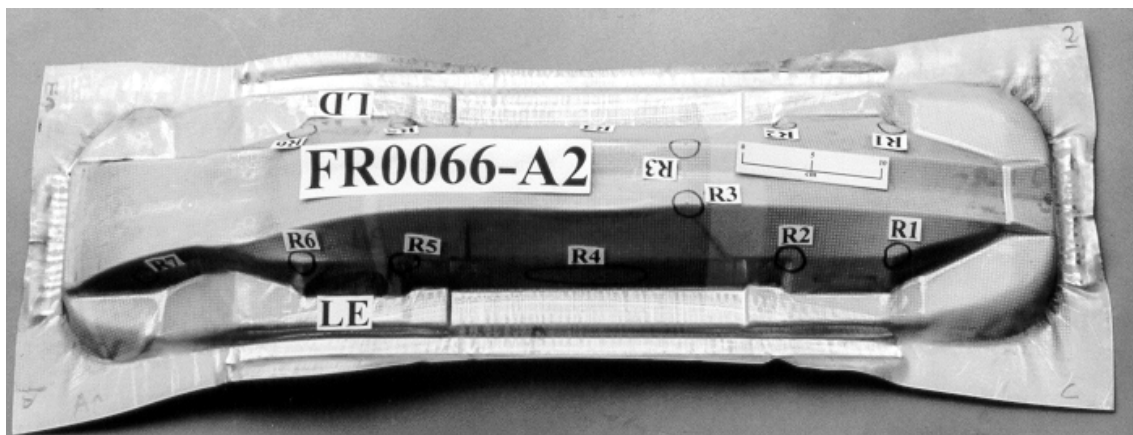


FIGURA 5.4 - Regiões da peça onde mediram-se as deformações principais e espessura.

TABELA V.5 - Valores das deformações principais e espessuras obtidas no laboratório para o reforço lateral.

Regiões	Deformações Principais		Espessura [mm]
	ϵ_1 [%]	ϵ_2 [%]	
R1	0,13	-0,02	0,62
R2	0,02	-0,02	0,65
R3	0,03	-0,02	0,58
R4	0,02	-0,02	0,63
R5	0,00	-0,02	0,65
R6	0,06	0,02	0,62
R7	0,13	0,06	0,57

5.2. Construção dos Modelos no Programa

5.2.1. Desenvolvimento do Modelo da Carcaça do Compressor

O modelo geométrico da peça foi obtido em padrão IGES transferido para o programa de CAD Unigraphics, onde foram construídas as ferramentas de estampagem. Para a redução do tempo de processamento, considerou-se apenas um quarto da peça, o que foi

possível devido às condições de simetria. A figura 5.5 ilustra a geometria das ferramentas utilizadas na estampagem da peça (matriz, prensa-chapa e punção).

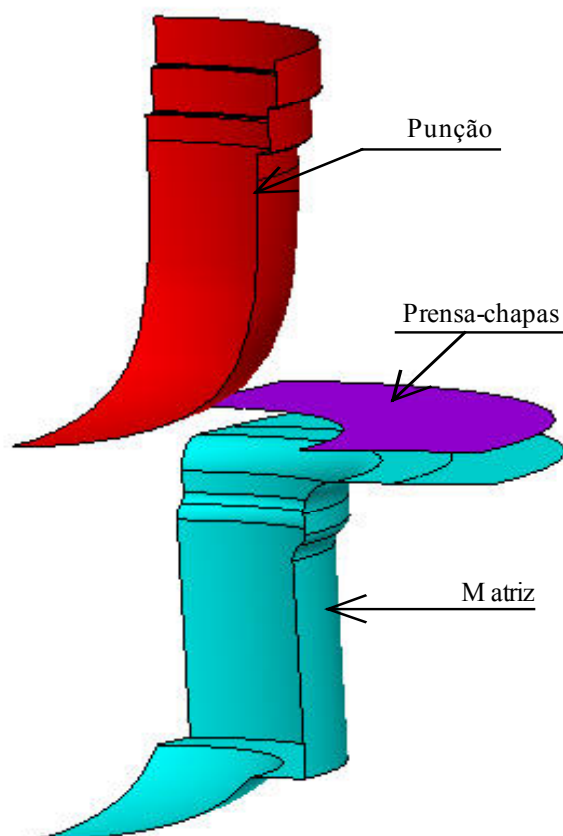


FIGURA 5.5 - Geometria das ferramentas para estampagem.

O modelo de elementos finitos para a simulação de estampagem da peça foi discretizado utilizando-se o elemento de casca em forma de quadriláteros de 4 nós ou sua degeneração para elementos triangulares com 3 nós (SHELL163). A malha de elementos finitos da matriz é mostrada na figura 5.6. A figura 5.7 ilustra a malha do *blank* com diâmetro inicial de ϕ 310mm e seus elementos quadriláteros.

Definiu-se, então, o posicionamento das ferramentas, a curva com a cinemática do punção e o carregamento do prensa-chapas. Foi escolhido o modelo representativo do comportamento do material do *blank* e suas respectivas propriedades, necessárias à simulação. O arquivo de entrada de dados foi gerado após definições das interações de contato entre as ferramentas e o *blank*, bem como os parâmetros de lubrificação (atrito).

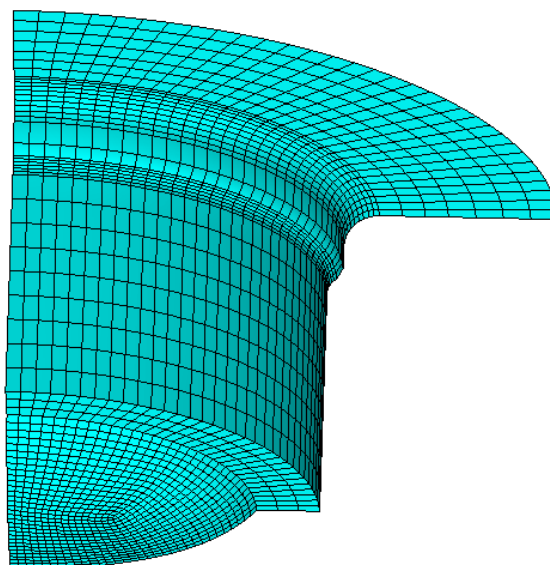


FIGURA 5.6 - Discretização da matriz em elementos finitos.

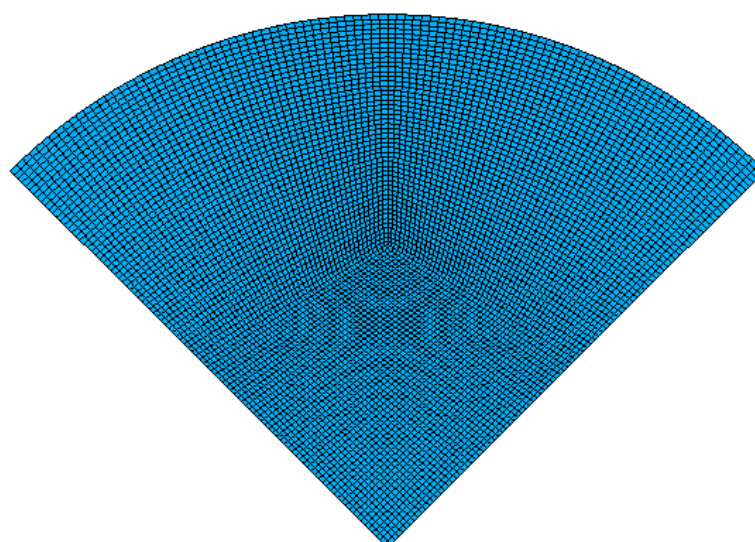


FIGURA 5.7 - Discretização do *blank* em elementos finitos (elementos quadriláteros).

5.2.2. Desenvolvimento do Modelo do Reforço Lateral

O modelo geométrico da peça foi confeccionado a partir do desenho em 3D proveniente do programa CATIA e exportado para o padrão IGES. Dado às condições de simetria, considerou-se apenas metade da peça. A figura 5.8 ilustra a geometria das ferramentas utilizadas na estampagem da peça (matriz, prensa-chapa e punção).

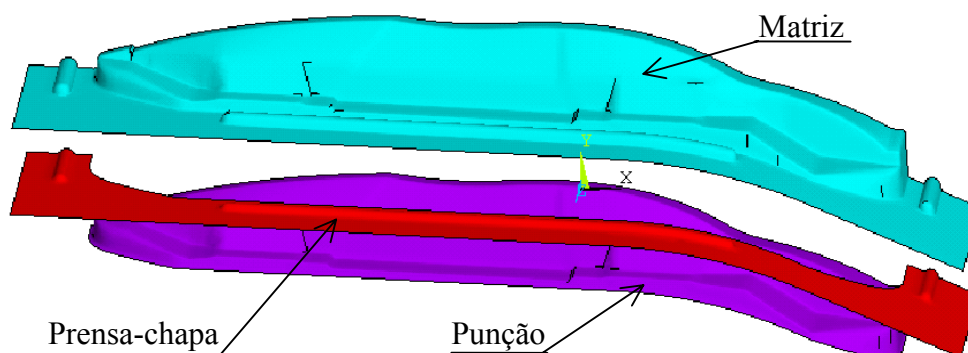


FIGURA 5.8 - Geometria das ferramentas para estampagem.

O modelo de elementos finitos de simulação de estampagem da peça foi discretizado utilizando-se o elemento de casca em forma de quadriláteros de 4 nós ou a degeneração para elementos triangulares com 3 nós (SHELL163). A malha de elementos finitos da matriz é mostrada na figura 5.9. A figura 5.10 ilustra a malha do *blank*, com dimensão final (840 x 150mm), e os seus elementos quadrilaterais que possuem lados iguais a 2mm. No modelo, considerou-se a geometria do *blank* com uma certa inclinação, que teve por objetivo reduzir o tempo da análise, pois se fosse considerada uma geometria plana do *blank*, o espaçamento entre as ferramentas seria maior e, conseqüentemente, o tempo de análise no programa seria aumentado.

Em seguida, definiu-se o posicionamento das ferramentas, a curva com a cinemática do punção e o carregamento do prensa-chapas. Foi então escolhido o modelo representativo do comportamento do material do *blank* e suas respectivas propriedades, necessárias à simulação. O arquivo de entrada de dados foi gerado após definições das interações de contato entre as ferramentas e o *blank*, bem como os parâmetros de lubrificação (atrito).

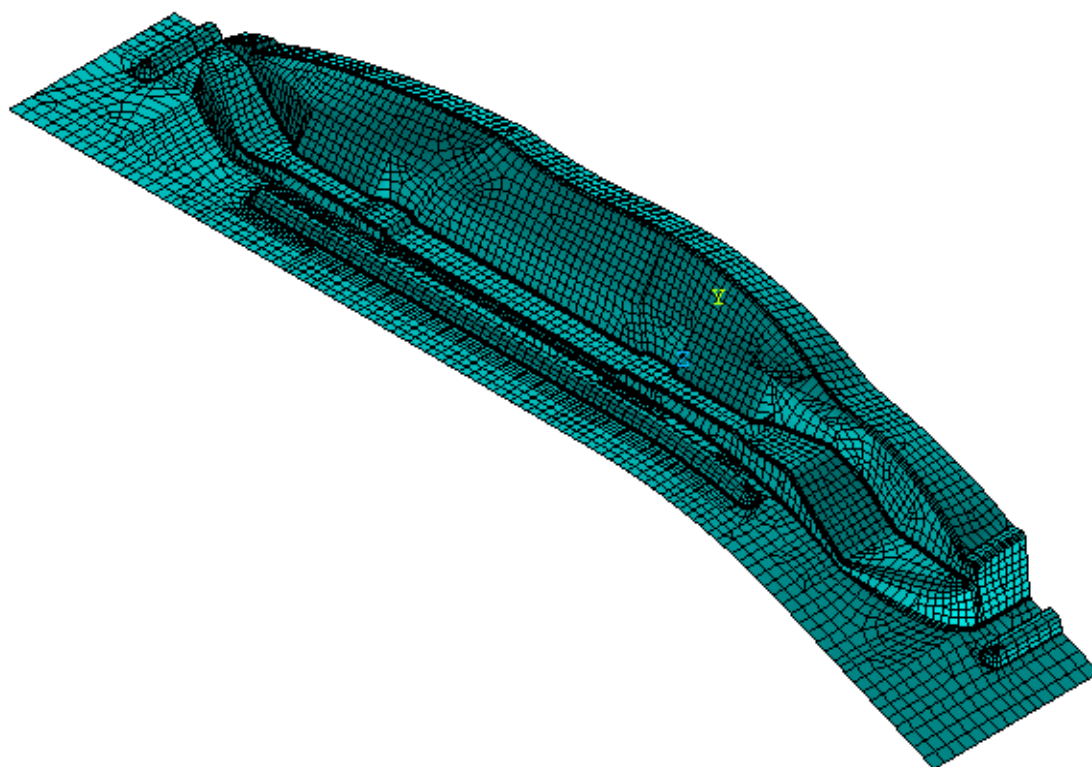


FIGURA 5.9 - Discretização da matriz em elementos finitos e detalhe do anti-rugas.

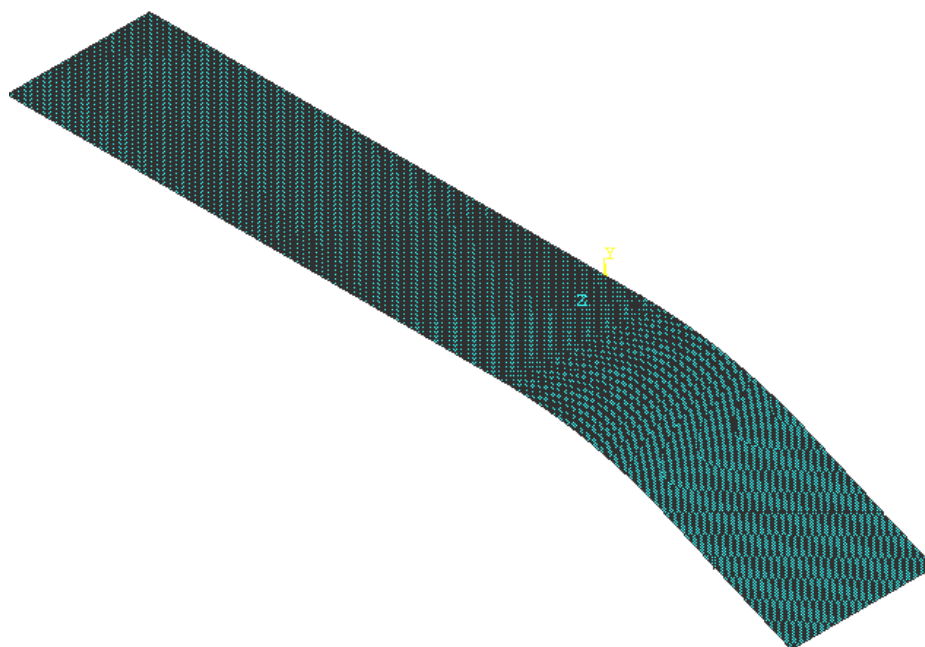


FIGURA 5.10 - Discretização do *blank* em elementos finitos.

5.3. Validação dos Modelos

Para uma boa confiabilidade nos resultados, há a necessidade de validar os modelos básicos, citados na metodologia, com os valores obtidos em laboratório das peças reais.

5.3.1. Validação do Modelo da Carcaça de Compressor

A validação do modelo foi feita para um modelo básico descrito na metodologia no capítulo 4.

A figura 5.11 ilustra a geometria final da peça em relação à geometria inicial do *blank*. As figuras 5.12 e 5.13 mostram a distribuição de espessuras da chapa deformada e a penetração do *blank*.

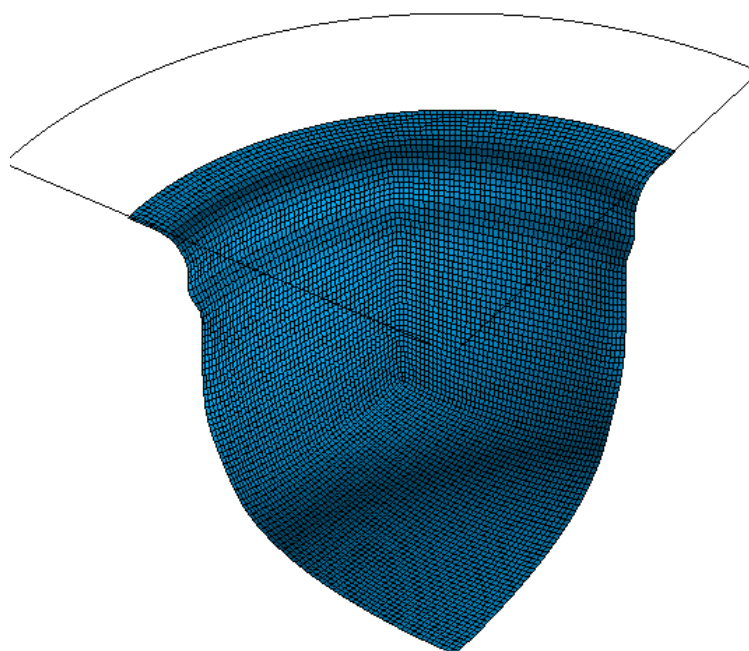


FIGURA 5.11 - Comparação da geometria deformada da chapa com contorno inicial do *blank*.

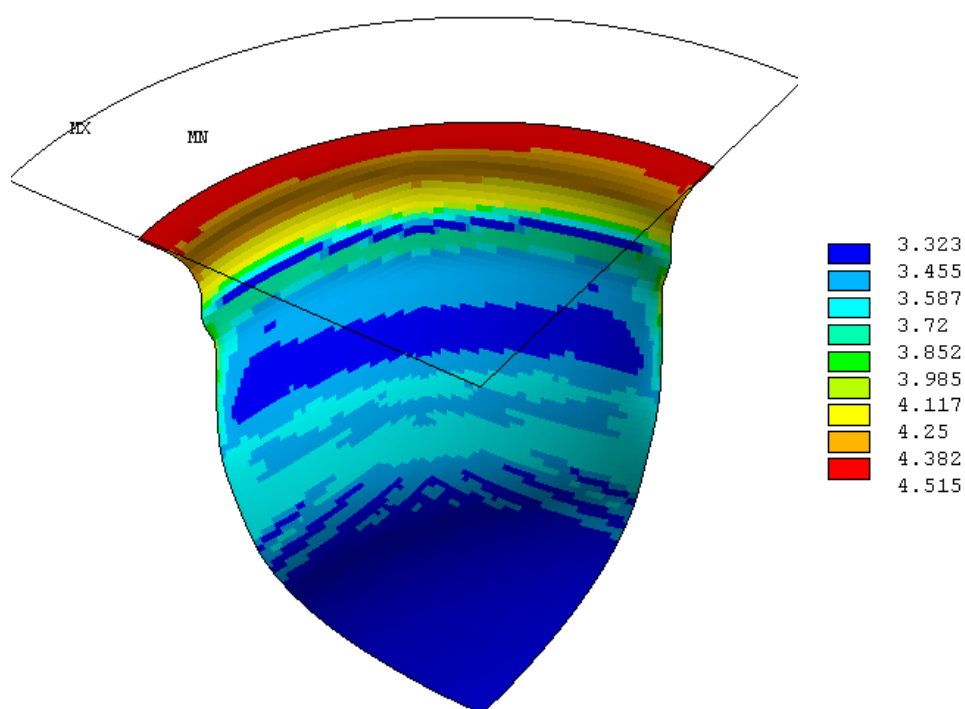


FIGURA 5.12 - Distribuição de espessuras na peça final, valores em milímetros.

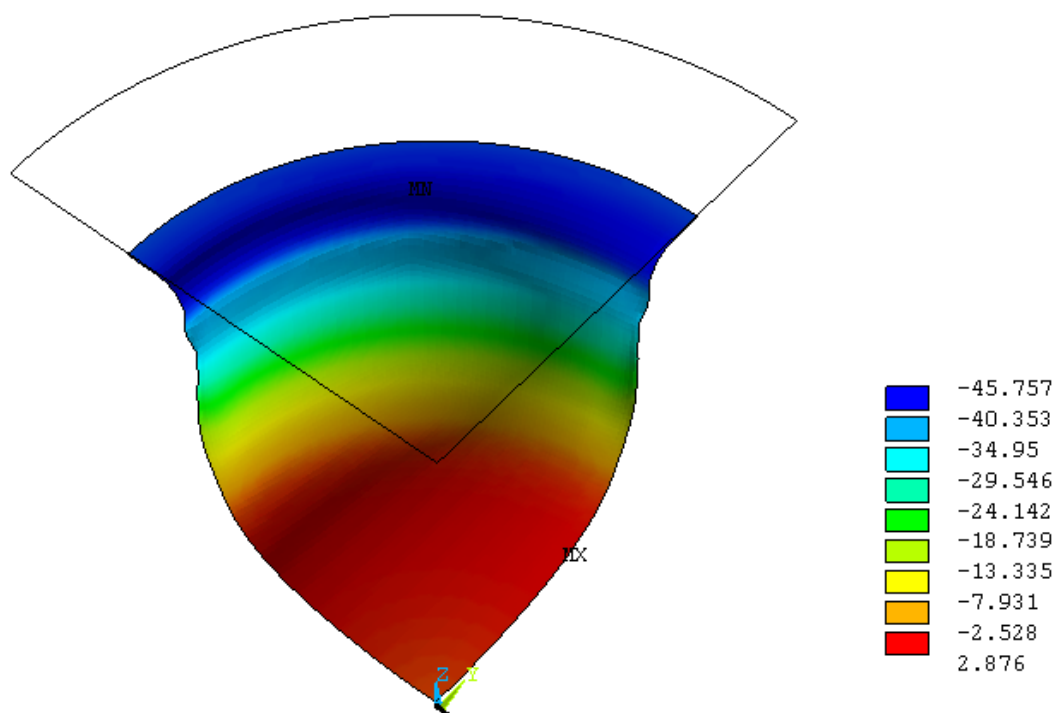


FIGURA 5.13 - Penetração radial do *blank*.

Para validar o modelo, foram avaliadas a penetração do *blank* e espessura da parede da carcaça do compressor, sendo os valores obtido nas simulações e comparados com dados reais.

Na tabela V.6 compara-se a penetração radial do *blank* e o diâmetro final da carcaça entre o modelo e a peça real estampada.

TABELA V.6 - Comparação entre o modelo e a peça real estampada.

RESULTADOS	SIMULADO	PEÇA REAL
Penetração radial	-43,0mm	-42,8mm
Diâmetro final da carcaça após repuxo	224,0mm	224,4mm

A figura 5.14 mostra vários pontos em uma seção da parede da carcaça do compressor. Em cada um destes pontos, foram obtidas as espessuras da parede do modelo simulado e da peça real, como mostrado na tabela V.7. Já a figura 5.15 mostra o gráfico com o valor da espessura ao longo dos pontos para o modelo e a peça real.

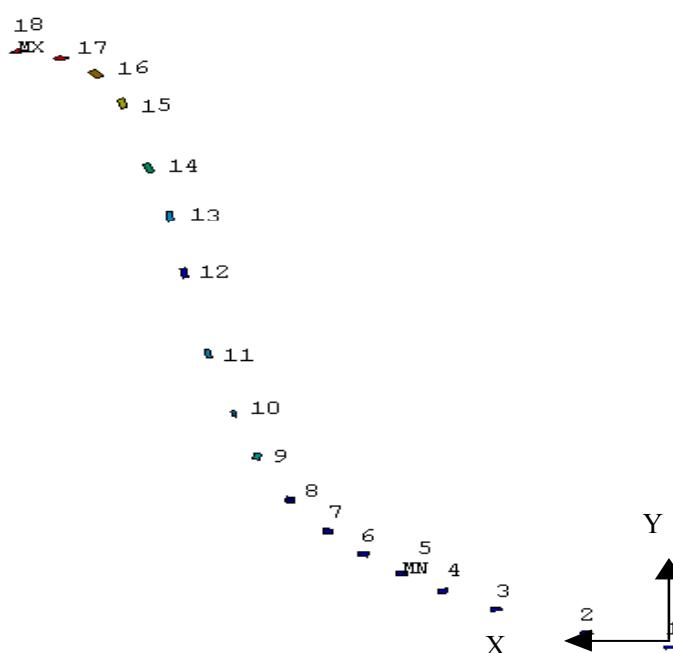


FIGURA 5.14 - Localização de pontos ao longo de uma seção transversal da parede da carcaça.

Comparando-se os resultados, o modelo apresentou um erro máximo de 7,9% nos pontos 3 e 4 da tabela V.7. Este erro está dentro do esperado, pois em se tratando de simulação numérica de estampagem, pode-se esperar erros de até 20%. Estes erros podem ser provenientes de vários ajuste que são realizados nas matriz na etapa de *trayout*, e também devido a não homogeneidade do material utilizado no *blank*.

TABELA V.7 - Valores da espessura da parede obtidos a partir da posição de cada ponto da figura 5.14.

Pontos	Espessura [mm]		Coordenadas dos pontos	
	Modelo simulado	Peça real	X [mm]	Y [mm]
1	3,40	3,67	0,0	0,0
2	3,37	3,67	16,3	0,6
3	3,36	3,65	33,5	2,9
4	3,36	3,65	43,8	5,1
5	3,34	3,62	51,2	7,5
6	3,36	3,51	58,4	10,5
7	3,43	3,52	64,8	14,3
8	3,45	3,51	71,4	20,1
9	3,63	3,65	76,8	28,6
10	3,59	3,70	79,6	37,1
11	3,57	3,59	83,4	49,8
12	3,45	3,35	84,1	66,4
13	3,48	3,49	86,4	78,8
14	3,78	3,74	88,5	88,5
15	4,20	4,04	91,6	102,3
16	4,30	4,30	95,5	108,5
17	4,41	4,45	101,8	111,2
18	4,51	4,55	112,0	114,4

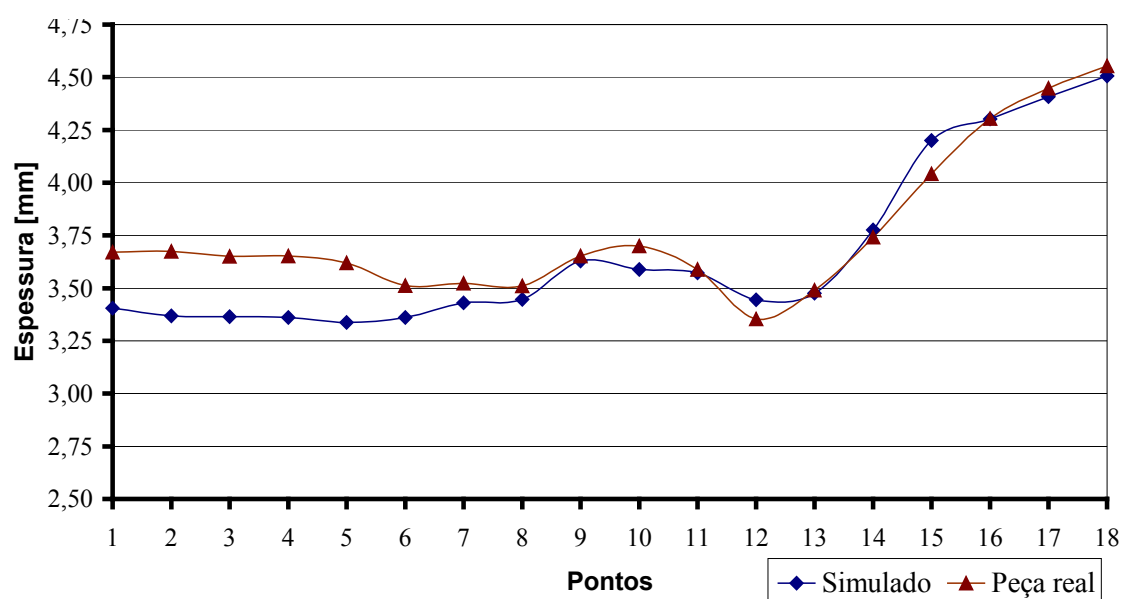


FIGURA 5.15 - Espessuras na parede do modelo simulado e da peça real.

5.3.2. Reforço Lateral da Porta de um Veículo Leve

A validação foi realizada sobre o modelo básico descrito na metodologia. As figuras 5.16 e 5.17 ilustram, respectivamente, os valores de deformação principal máxima na superfície superior e a distribuição de espessuras do *blank* conformado.

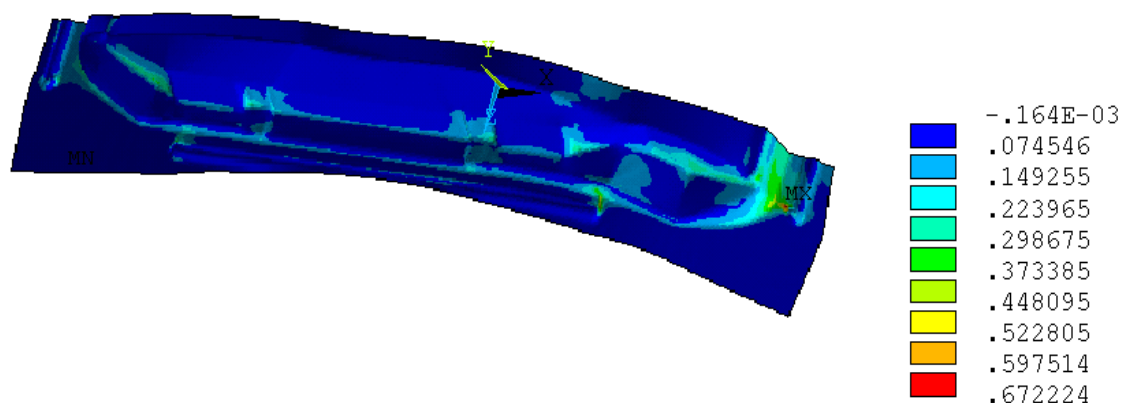


FIGURA 5.16 - Deformação principal máxima (ϵ_1) na superfície superior do *blank*.

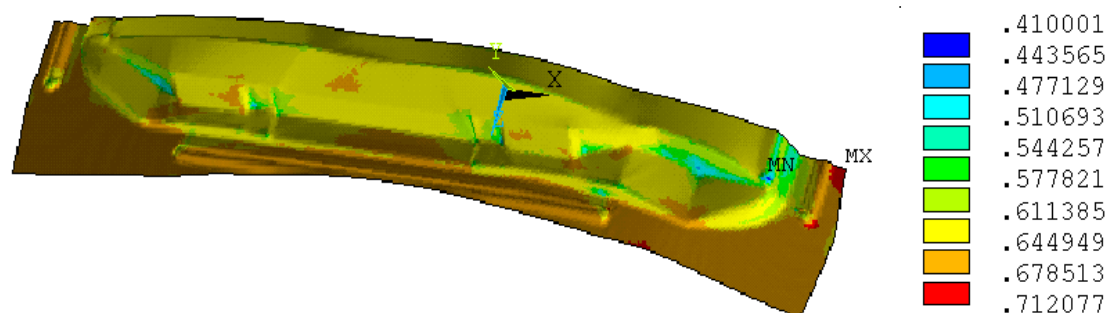


FIGURA 5.17 - Distribuição da espessura na peça final, valores em milímetros.

A validação foi feita através da comparação das deformações principais (ϵ_1 , ϵ_2) e da espessura final entre o modelo numérico e a peça real. Além disso, foram comparados os aspectos visuais da peça experimental (figura 5.18) com o modelo básico (figura 5.19) em determinadas regiões.

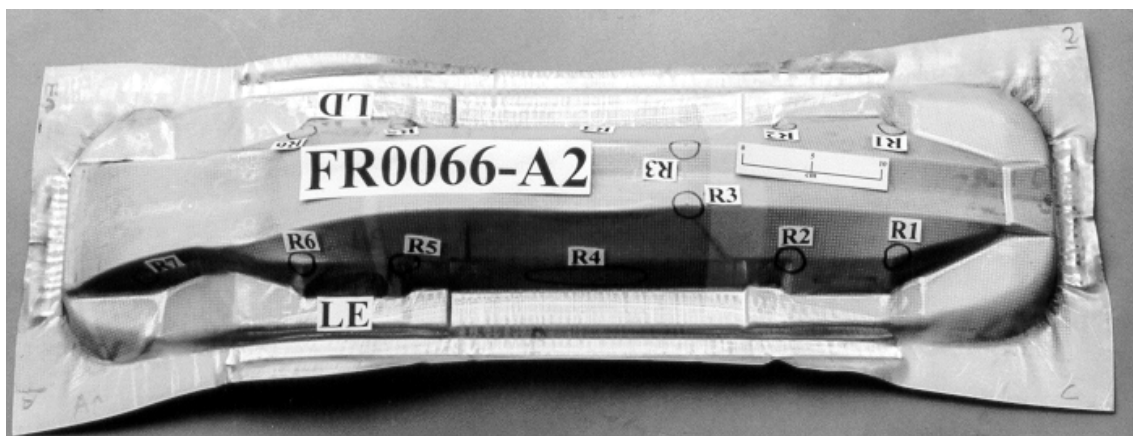


FIGURA 5.18 - Peça real estampada.

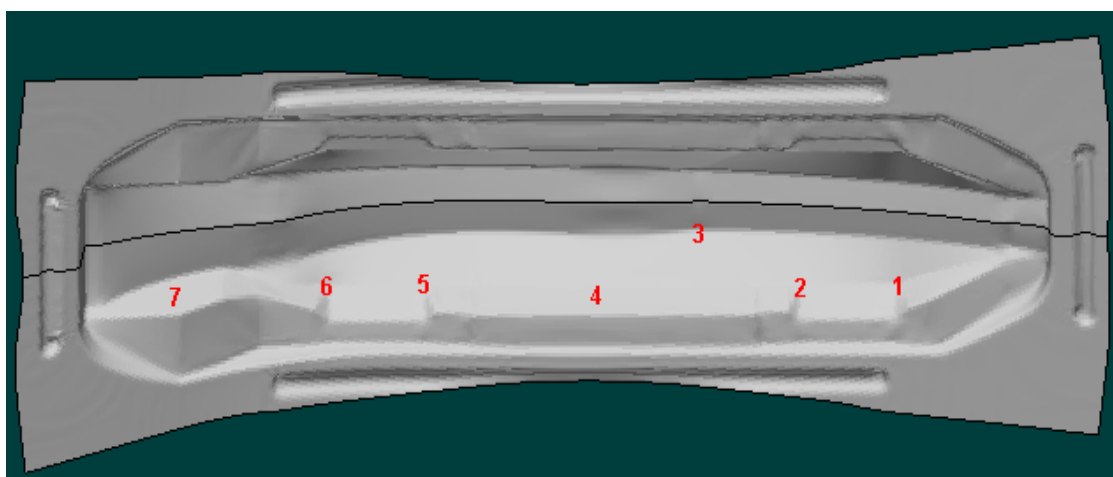


FIGURA 5.19 - Modelo numérico final executado no programa ANSYS/LS-DYNA 3D.

Na tabela V.8, comparam-se os resultados obtidos com a simulação e os dados reais obtidos em laboratórios, das regiões de 1 a 7, indicados nas figuras 5.18 e 5.19.

TABELA V.8 - Comparação dos resultados do modelo numérico, figura 5.19, com os valores medidos no laboratório, figura 5.18.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Laboratório	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
Modelo Simulado	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,58	0,65	0,64	0,63	0,50
	ϵ_1	0,08	0,06	0,03	0,02	0,05	0,04	0,24
	ϵ_2	-0,06	-0,03	-0,03	-0,02	-0,03	-0,05	-0,28

Deve ser destacado que os valores de espessura nas diferentes regiões apresentam resultados muito semelhantes. Com exceção das deformações nas regiões 3 e 7, os resultados de deformação encontrados com a simulação e os medidos em laboratório para a peça estampada também são muito próximos em todas as regiões avaliadas. Os diferentes resultados na região 7 pode ser devido ao processo de medição da deformação em laboratório.

5.4. Análise de Sensibilidade

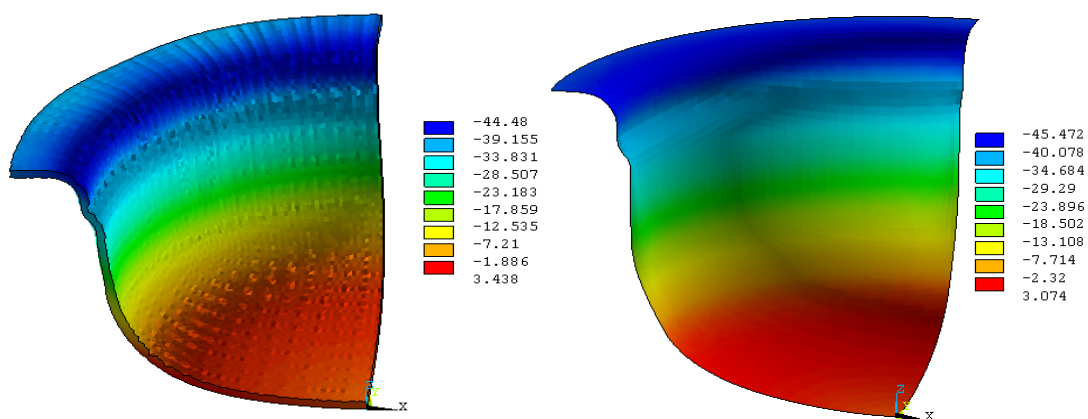
Consistiu na variação de alguns parâmetros de simulação para avaliar sua influência sobre o tempo de processamento e sobre os resultados finais da simulação. Foram avaliados vários parâmetros em cada modelo, conforme proposto na metodologia.

5.4.1. Modelo da Carcaça do Compressor

As variações foram feitas sobre um modelo básico que utilizou o material NBR 5906 EPA, elementos quadriláteros com lados de 2,5mm, densidade ampliada 10 vezes, modelo de material por segmento linear plástico.

5.4.1.1. Influência do Tipo do Elemento

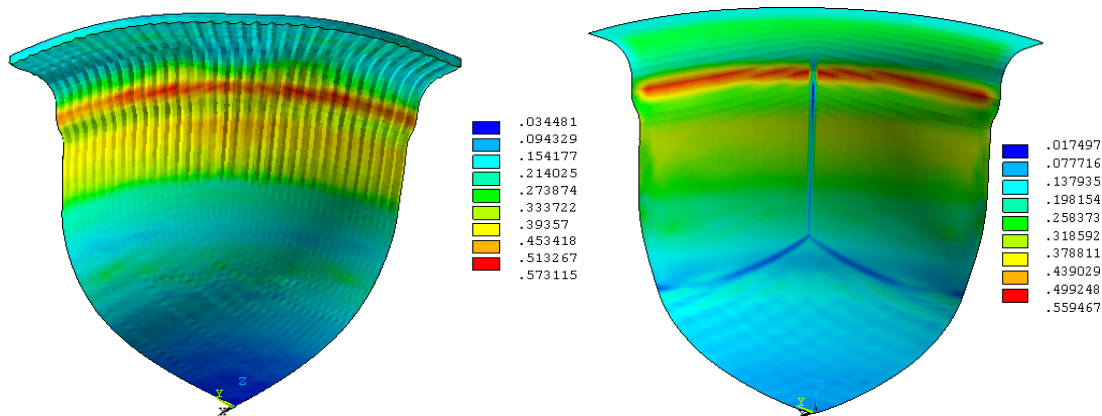
Neste estudo foram construídos dois modelos da carcaça utilizando os elementos do tipo volume e casca, SOLID164 e SHELL163, respectivamente. Nesta análise foi avaliado o resultado final dos modelos em relação à peça real e também ao tempo de análise. Na figura 5.20 tem-se o valor da penetração do *blank*, em milímetros, para os dois casos e nas figuras 5.21 e 5.22 tem-se a variação das deformações principais ϵ_1 e ϵ_2 para os dois tipo de elementos proposto.



(a) SOLID164

(b) SHELL163

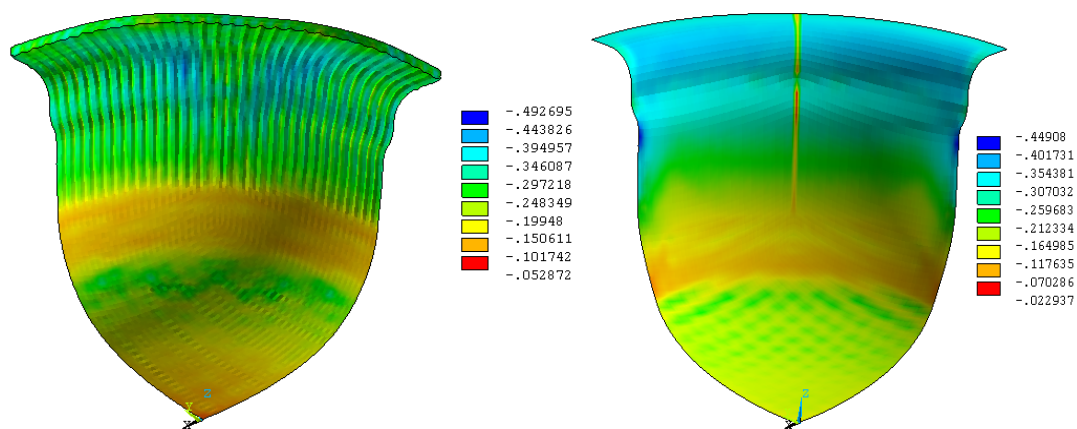
FIGURA 5.20 - Penetração do *blank*: (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.



(a) SOLID164

(b) SHELL163

FIGURA 5.21 - Deformação principal ϵ_1 : (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.



(a) SOLID164

(b) SHELL163

FIGURA 5.22 - Deformação principal ϵ_2 : (a) modelo com elemento SOLID164, (b) elemento SHELL163.

Os valores da penetração total o *blank* e o tempo de processamento são mostrados na tabela V.9. Já na tabela V.10, compara-se os valores das deformações principais e espessura dos modelos com a peça real.

TABELA V.9 - Valores da penetração do *blank* e tempo de processamento.

RESULTADOS	SIMULADO		PEÇA REAL
	SHELL163	SOLID164	
Penetração radial [mm]	42,8	38,44	42,8
Tempo de CPU [h:m:s]	3:24:14	11:57:58	-

TABELA V.10 - Valores das deformações principais e espessura.

REGIÕES DE AVALIAÇÃO		R1	R2	R3
Laboratório	Esp. [mm]	4,55	3,53	3,45
	ε_1 [%]	21	41,7	19,7
	ε_2 [%]	-34,3	-36,7	-8,33
Elemento SHELL163	Esp. [mm]	4,50	3,48	3,40
	ε_1 [%]	16,9	47,8	16,7
	ε_2 [%]	-32,9	-32,9	-9,8
Elemento SOLID164	Esp. [mm]	-	-	-
	ε_1 [%]	15,8	45,5	16,5
	ε_2 [%]	-29,2	-29,5	-11,9

A utilização de modelos tridimensionais sólidos não é muito indicada no programa ANSYS/LS-DYNA pelo fato do tempo de processamento ser muito elevado quando comparado com o elemento de casca. Observando os valores da penetração do *blank* e deformações principais para os dois tipos de modelo, com mesmas características de simulação, observa-se uma melhor precisão nos resultados do modelo que utiliza elemento de casca. Para obter esta mesma qualidade de resultado com o modelo que utiliza elemento sólido, a malha do *blank* deveria ser mais refinada na espessura. Um outro fator bastante prejudicial na simulação de modelos que utilizam elementos sólidos, é o fato do programa ANSYS/LS-DYNA versão 5.7 não fornecer recurso direto para obtenção da variação da espessura do *blank* após a conformação.

5.4.1.2. Influência do Tamanho do Elemento

O modelo da carcaça foi simulado diversas vezes, alterando-se o tamanho dos elementos de casca do *blank*. Foram utilizados elementos quadrados de lados 1,5; 2,5; 4 e 5mm e avaliado o tempo de simulação para cada modelo.

À medida que o tamanho do elemento aumenta, o tempo de processamento cai exponencialmente, como verificado na figura 5.23. Na tabela V.11 comparam-se os valores da penetração do *blank* e espessura dos modelos com o real, nas regiões R1, R2 e R3 mostrado na figura 5.3.

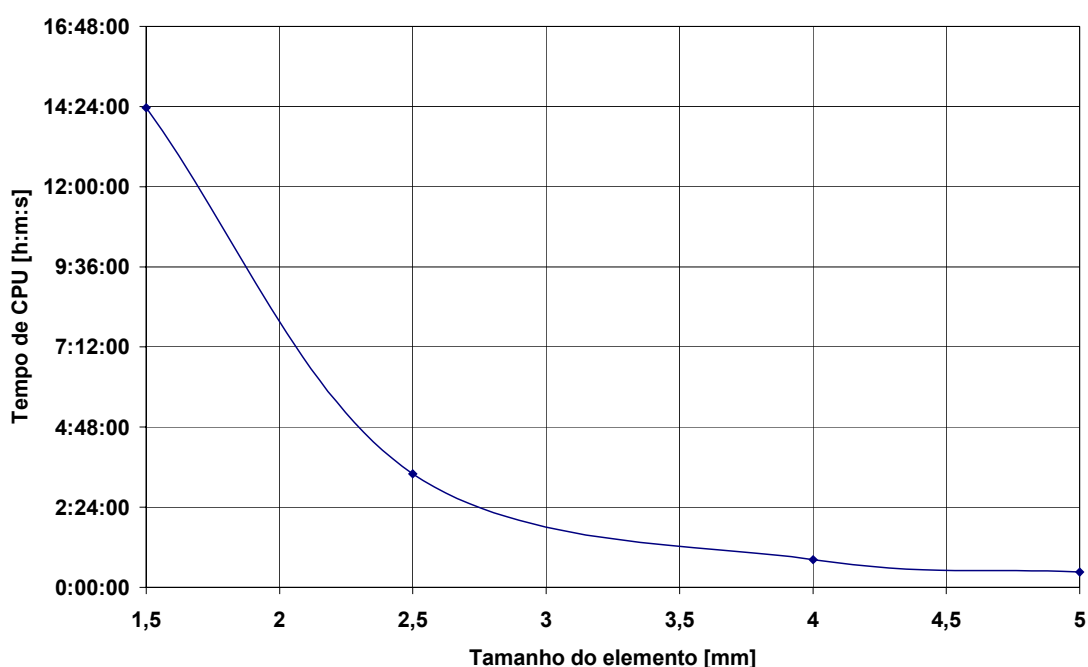


FIGURA 5.23 - Tempo de processamento em função do tamanho do elemento.

TABELA V.11 - Valores da penetração do *blank*, espessura e tempo de processamento dos modelos.

Tamanho do elemento [mm]	Tempo de CPU [h:m:s]	Penetração radial [mm]	Espessura [mm]		
			R1	R2	R3
1,5	14:21:57	43,0	4,52	3,50	3,40
2,5	3:24:14	42,8	4,50	3,48	3,39
4	0:49:51	42,9	4,49	3,46	3,38
5	0:27:28	43,5	4,51	3,41	3,40
Peça Real	-	42,8	4,55	3,53	3,45

No caso deste modelo da carcaça do compressor, a variação do tamanho do elemento não afetou significativamente nos resultados como verificado na tabela V.11. Isto indica que se pode trabalhar com uma malha mais grosseira para estudar diversos casos com uma maior rapidez, sem comprometer muito a qualidade dos resultados.

5.4.1.3. Influência da Massa Específica

Nesta etapa, o modelo com elementos quadrilaterais com lado de 2,5mm foi simulado com diferentes massas específicas, isto é, seu valor foi ampliado de 1 até 1000 vezes o valor real. Observou-se que à medida que a massa específica é aumentada, o tempo de processamento cai significativamente, figura 5.24. O deve ficar claro que, quando aumenta-se a densidade, na verdade está aumentando o incremento de tempo da solução, conforme mostrado nas fórmulas 31 e 32, então era de se esperar queda no tempo de processamento quando a massa específica é ampliada.

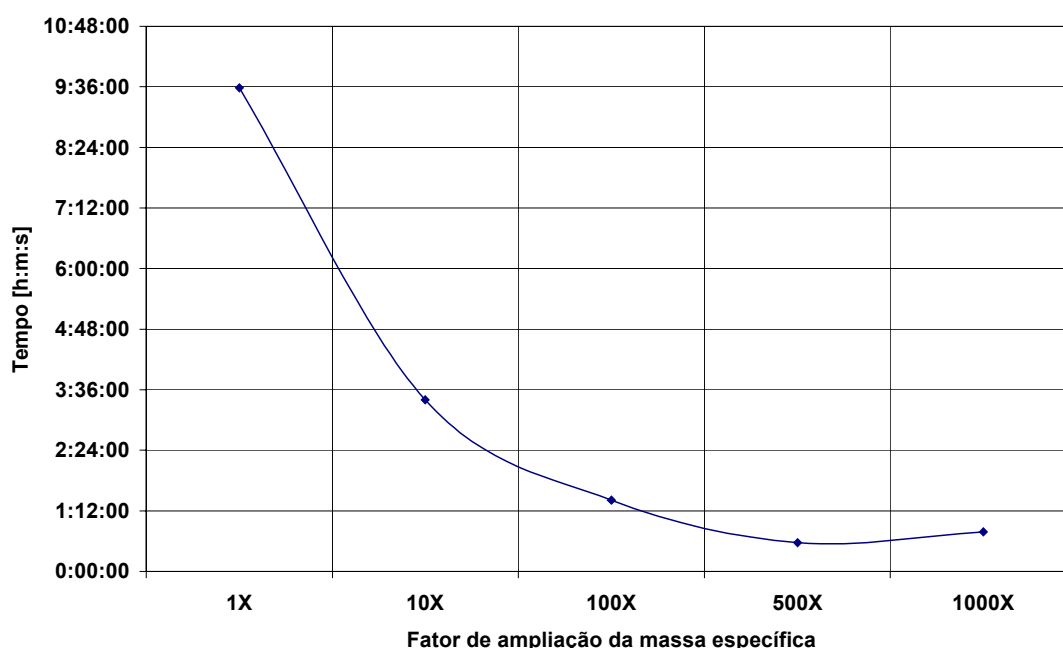


FIGURA 5.24 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função da ampliação da massa específica do material

Porém há uma perda na qualidade dos resultados, surgindo deformações que não correspondem à realidade, na superfície do *blank*. Este defeito do modelo é conseqüência da necessidade de uso de tempo de integração menor. Na figura 5.25, tem-

se o *blank* estampado para massa específica ampliada em 1000X, verificando-se grandes distorções no produto final. Este defeitos são provenientes do efeito dinâmico que passam a influenciar sobre os resultados conforme mostrado na figura 5.25, onde o modelo estático passar a ser influenciados por cargas dinâmicas, como por exemplo a inércia.

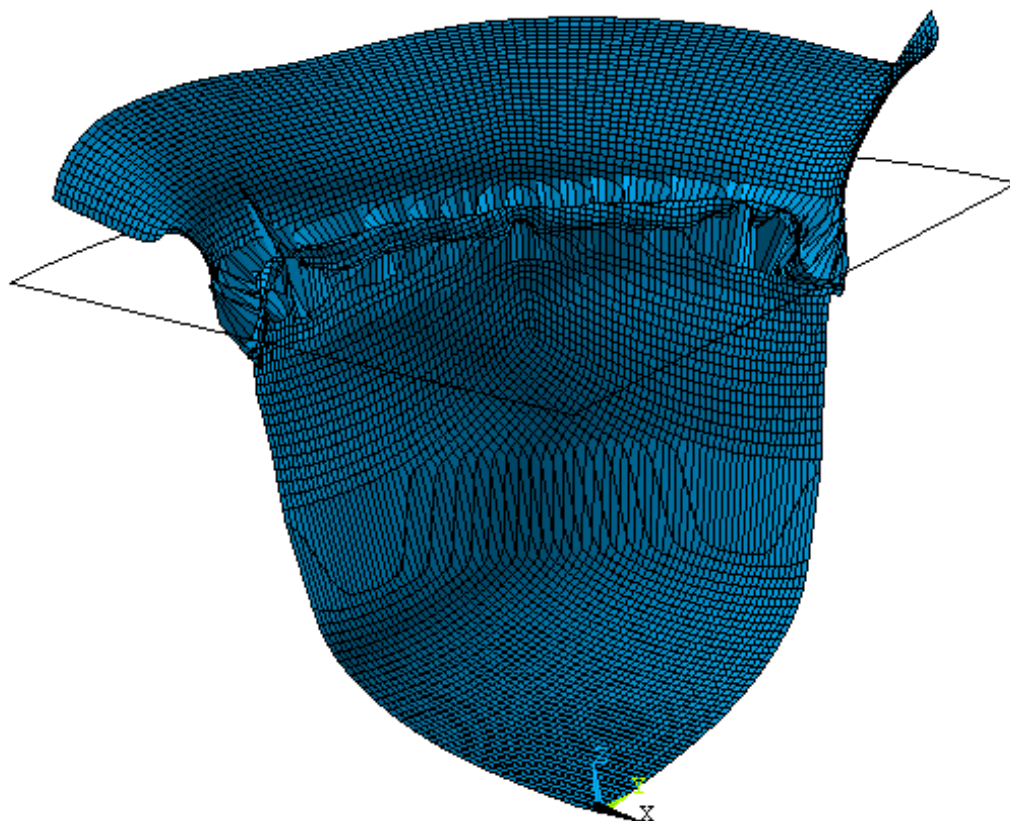


FIGURA 5.25 - Malha distorcida do *blank* para uma ampliação da massa específica em 1000X.

Portanto, o aumento da massa específica eleva o tempo crítico de processamento, gerando problemas de convergência da simulação, pois um problema estático passar a sofrer influência de efeitos dinâmicos, pois a inércia passar a afetar os resultados, como pode ser observado na figura 5.25. Pode-se observar na tabela V.12 que a massa específica começa a afetar os resultados a partir de sua ampliação em 100X, pois, com a massa ampliada em 500X já se verifica um erro elevado nos valores da penetração do *blank* e espessura final do material.

TABELA V.12 - Valores dos resultados em função da ampliação da massa específica do material do *blank*.

Ampliação	Tempo de CPU [h:m:s]	Penetração radial [mm]	Espessura [mm]		
			Centro	Parede	Aba
1X	9:34:51	43,3	3,42	3,50	4,51
10X	3:24:14	42,8	3,39	3,48	4,50
100X	1:24:31	43,0	3,41	3,50	4,50
500X	0:34:18	26,0	3,09	3,00	4,201
1000X	0:47:18	-	-	-	-
Peça Real	-	42,8	3,67	3,49	4,55

5.4.1.4. Influência do Número de Pontos de Integração

Com o objetivo de avaliar a influência do número de pontos de integração ao longo da espessura sobre o tempo de processamento e a qualidade dos resultados, simularam-se 3 casos com os seguintes número de pontos de integração: 2, 3 e 15. O resultado sobre o tempo de simulação é mostrado na figura 5.26. Uma análise comparativa com o modelo que utiliza elemento sólido é que o número de pontos de integração seria na verdade o equivalente ao o número de elementos sólidos ao longo da espessura. O aumento deste número tende a melhorar um pouco a qualidade dos resultados dos modelos, mas é prejudicial ao tempo de processamento.

Na tabela V.13 tem-se a variação da penetração do material e da espessura em três pontos distintos. Os pontos estão localizados no centro, na parede lateral e na aba do *blank*, correspondendo aos pontos 1, 13 e 18 da tabela V.7.

Para o modelo da carcaça do compressor, o aumento do número de pontos de integração não afetou muitos os resultados, isto é, o tempo de simulação aumentou, porém os valores da espessura e penetração não se alteraram muito, conforme observado na tabela V.13.

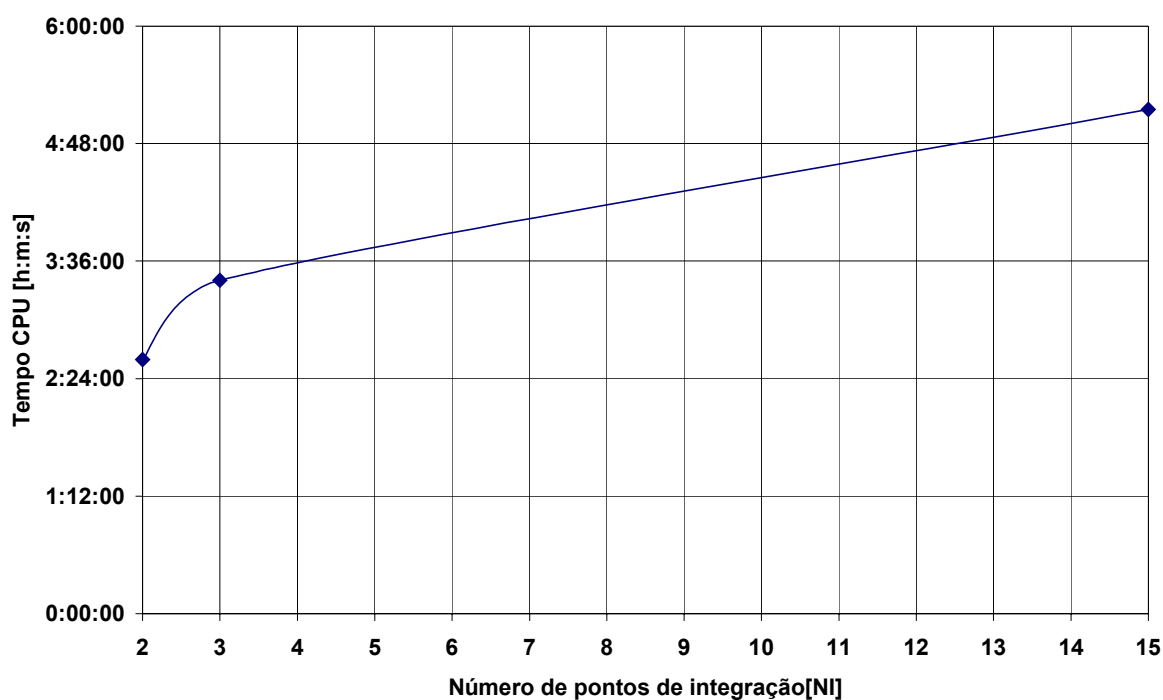


FIGURA 5.26 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função do aumento do número de pontos de integração.

TABELA V.13 - Valores dos resultados em função aumento do número de pontos de integração do elemento de casca.

Pontos de integração	Tempo de CPU [h:m:s]	Penetração radial [mm]	Espessura [mm]		
			Centro	Parede	Aba
2	2:35:46	42,2	3,43	3,43	4,49
3	3:24:14	42,8	3,39	3,48	4,50
15	5:09:04	43,1	3,42	3,50	4,51
Peça Real	-	42,8	3,67	3,49	4,55

5.4.1.5. Malha Adaptativa

A figura 5.27a mostra a malha original com o tamanho do elemento inicial igual a 5mm, e a figura 5.27b mostra a malha refinada após utilizar o processo adaptativo. Neste processo, utilizaram-se 2 níveis de refinamento e tomou-se, como critério, o ângulo de dobramento entre os elementos contíguos. O ângulo de tolerância ζ_{tol} adotado foi igual a 5° . Isto é, o elemento que teve o ângulo de inclinação maior do que 5° foi refinado.

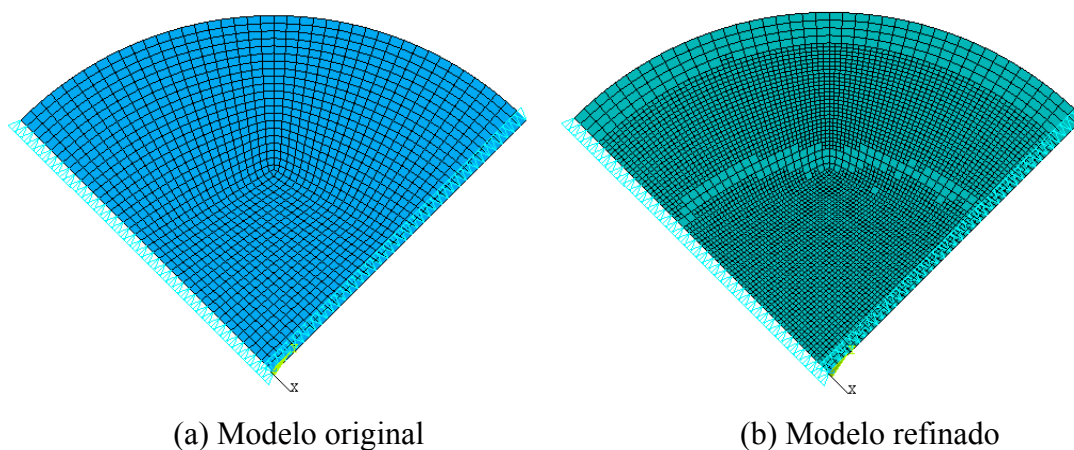


FIGURA 5.27 - Malha dos modelos: (a) original, (b) refinado pelo processo adaptativo.

Os valores da variação da espessura e penetração do *blank* para a malha adaptativa são mostrado nas figuras 5.28a e 5.28b. As figuras 5.29a e 5.29b mostram a variação das deformações principais ε_1 e ε_2 .

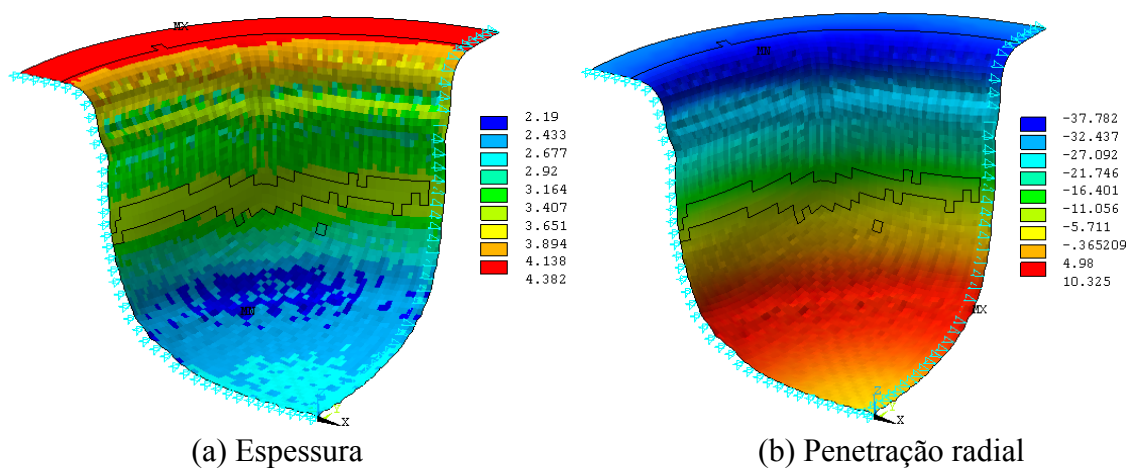


FIGURA 5.28 - (a) Variação da espessura, (b) penetração radial do *blank*.

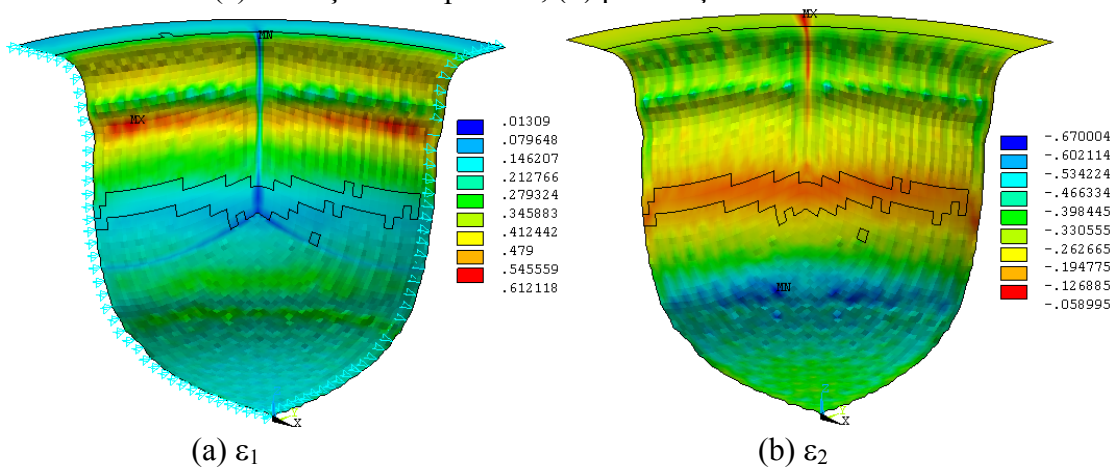


FIGURA 5.29 - Deformações principais: (a) ε_1 e (b) ε_2 .

Na tabela V.14 tem-se a variação da penetração do material e os valores das espessuras em três regiões distintas para os dois tipos de modelos. Os pontos estão localizados no centro, parede lateral e na aba do *blank*, correspondendo aos pontos 1, 13 e 18 da tabela V.6.

TABELA V.14 - Valores obtidos com a malha adaptativa.

Malha	Tempo de CPU [h:m:s]	Penetração radial [mm]	Espessura[mm]		
			Centro	Parede	Aba
Adaptativa	3:22:15	37,15	2,67	3,20	4,31
Original	0:27:28	43,50	3,40	3,41	4,51
Peça Real	-	42,80	3,67	3,49	4,55

O modelo que utilizou o método adaptativo não apresentou bons resultados quando comparado com a peça real e com o modelo de malha original, como mostrado na tabela V.14. Como se pode observar nas figuras 5.28 e 5.29, verificam-se distorções nas malhas, que podem ser provenientes do contato utilizado, (o mesmo do modelo original), para o caso do modelo refinado automaticamente. Ao utilizar o processo adaptativo era de se esperar resultados de melhor qualidade, o que não foi visto nos resultados. Ao observar estes valores distintos, análises adicionais utilizando o processo adaptativo foram realizadas, porém todas elas apresentaram resultados piores quando comparadas com os modelos que não utilizaram o processo adaptativo. Estudos mais aprofundados utilizando o processo adaptativo no programa Ansys/LS-Dyna devem ser realizados a fim de verificar este problema, que pode ser um possível *bug* do programa.

5.4.2. Modelo do Reforço Lateral

As variações foram feitas sobre um modelo básico que utilizou o material EEP, elementos quadriláteros com lados de 3mm, densidade ampliada 10 vezes, modelo de material B-K (Bilinear Kinematic) e anti-rugas geométricos. Foram avaliados os seguintes parâmetros:

- tamanho do elemento;
- modelo teórico de material;

- aplicação de aços com propriedades diferentes;
- influência da massa específica do material;
- força no prensa-chapa;
- utilização de anti-rugas analítico.

5.4.2.1. Influência do Tamanho do Elemento

O modelo da peça de reforço lateral da porta do veículo leve foi simulado diversas vezes, alterando-se o tamanho dos elementos de casca do *blank*. Foram utilizados elementos quadrados de lados 2, 3, 5, 10 e 20mm, sendo avaliado o tempo de simulação para cada modelo.

Foi observado que os resultados do modelo ficaram muito diferentes da realidade para elementos superiores a 5mm; esta conclusão partiu da comparação de aspectos visuais da peça estampada (figura 5.18) com o mostrado na figura 5.30, onde não se percebem os contornos dos raios de concordância com clareza.

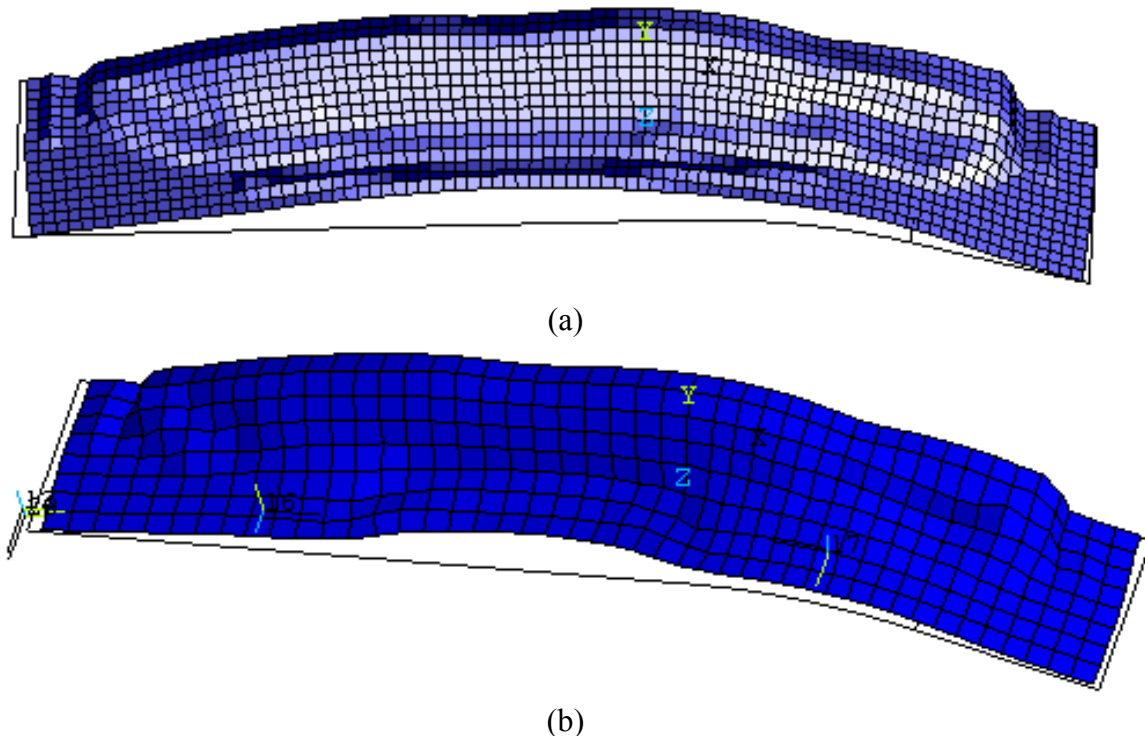


FIGURA 5.30 - Aspectos visuais da peça estampada com elemento de tamanho igual a: (a) 10mm e (b) 20mm.

À medida que o tamanho do elemento aumenta, o tempo de processamento cai exponencialmente, como verificado na figura 5.31. Na tabela V.15 tem-se os valores das espessuras e deformações das 7 regiões selecionadas (figura 5.19). As figuras 5.32, 5.33 e 5.34 mostram a variação das deformações principais (ϵ_1 e ϵ_2) e da espessura, respectivamente, nas regiões selecionadas de cada modelo. A qualidade dos resultados cai a partir do tamanho do elemento maior do que 5mm, como mostrado na tabela V.15 e figura 5.30.

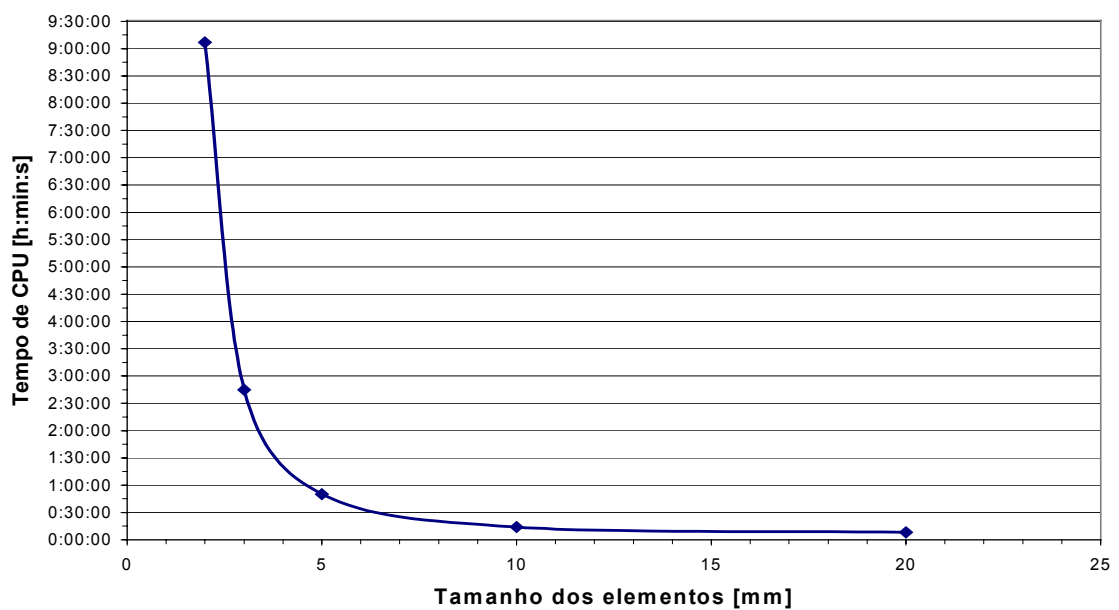


FIGURA 5.31 - Tempo de processamento em função do tamanho do elemento.

TABELA V.15 - Valores dos resultados em função aumento do tamanho do elemento.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
Tamanho Elemento 2mm	Esp. [mm]	0,60	0,64	0,57	0,65	0,64	0,62	0,49
	ϵ_1	0,08	0,07	0,06	0,01	0,02	0,08	0,34
	ϵ_2	-0,08	-0,05	-0,07	-0,01	-0,02	-0,06	-0,30
Tamanho Elemento 3mm	Esp. [mm]	0,60	0,65	0,57	0,64	0,64	0,62	0,49
	ϵ_1	0,06	0,01	0,06	0,01	0,02	0,06	0,26
	ϵ_2	-0,07	-0,01	-0,09	-0,01	-0,01	-0,03	-0,32
Tamanho Elemento 5mm	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,59	0,63	0,63	0,61	0,51
	ϵ_1	0,05	0,01	0,05	0,03	0,03	0,07	0,16
	ϵ_2	-0,06	-0,01	-0,06	-0,03	-0,03	-0,04	-0,22
Tamanho Elemento 10mm	Esp. [mm]	0,60	0,63	0,58	0,61	0,60	0,62	0,50
	ϵ_1	0,06	0,06	0,02	0,04	0,07	0,04	0,24
	ϵ_2	-0,07	-0,09	-0,03	-0,05	-0,07	-0,02	-0,26

Os valores das espessuras e deformações para o modelo com elemento de tamanho igual a 20 milímetros não entraram da tabela V.15, pelo fato da geometria apresentar aspectos visuais bastantes diferentes da peça real, conforme mostrado na figura 5.30.

Nos gráficos das figuras 5.32 e 5.33 comparam-se as deformações principais (ϵ_1 e ϵ_2) dos casos analisados com o valor real. Verifica-se que no caso da deformação ϵ_1 , os valores são diferentes, porém observa-se uma mesma tendência nas curvas dos modelos com o da peça real. A deformação ϵ_2 , mostrado no gráfico da figura 5.33, apresentam resultados mais distintos. Devido a este fato, para os próximos casos a seguir utilizará somente os valores da variação da espessura para realizar o estudo de sensibilidade dos modelos, apesar dos valores das deformações estarem incluídas nas tabelas.

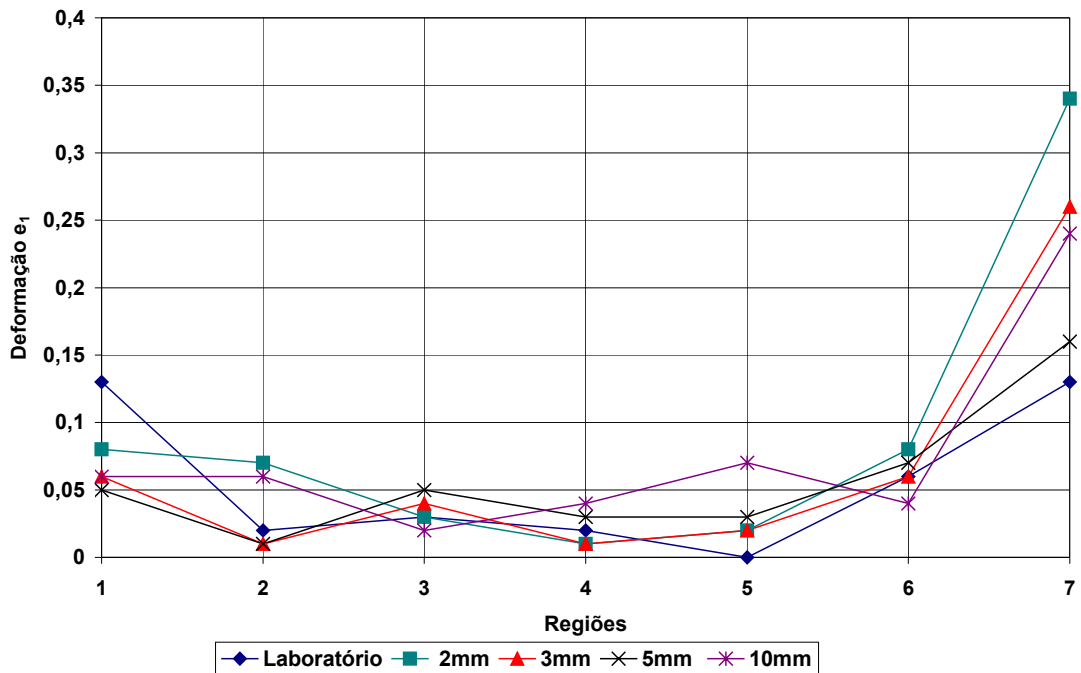


FIGURA 5.32 - Variação deformação principal ε_1 em função do tamanho do elemento utilizado no *blank*.

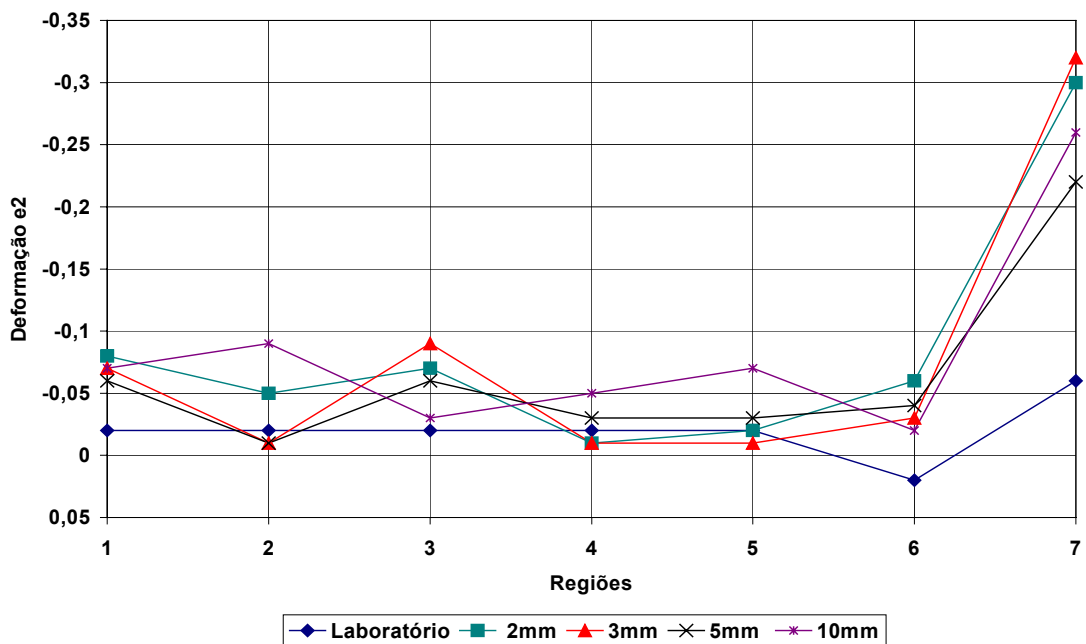


FIGURA 5.33 - Variação deformação principal ε_2 em função do tamanho do elemento utilizado no *blank*

Na figura 5.34 mostra os valores da variação da espessura em função do tamanho do elemento, verifica-se que para o elemento com tamanho igual a 10mm, os valores da

espessura apresentam erros maiores quando comparado com a peça real. Isto indica que elementos maiores do que 5mm os resultados possuem baixa confiabilidade.

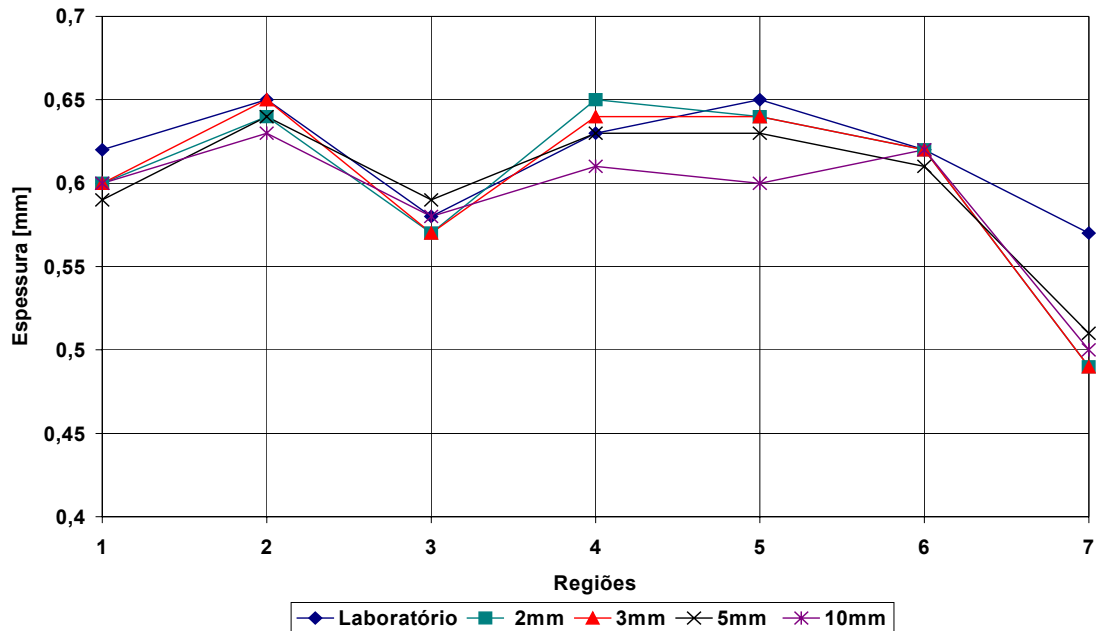


FIGURA 5.34 - Variação da espessura em função do tamanho do elemento utilizado do *blank*.

5.4.2.2. Modelo Teórico de Material

Neste estudo foram utilizados três tipos de modelo teórico de material. O tempo de simulação foi afetado significativamente em função do modelo teórico adotado, conforme mostrado na figura 5.35.

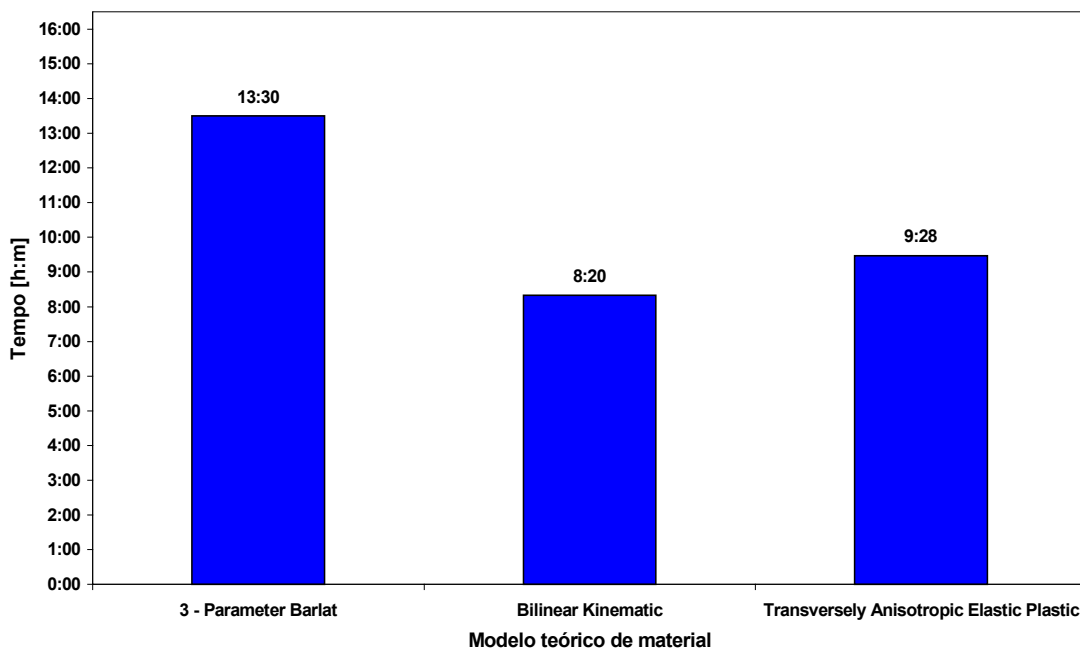


FIGURA 5.35 - Tempo de simulação em função do modelo teórico de material.

Nas figuras 5.36, 5.37 e 5.38 tem-se os resultados finais da simulação para os três casos, utilizando-se o pós-processador do Dynaform e suas respectivas curvas limite de conformação (CLC) teórica. Na figura 5.39 tem-se variação da espessura em função do modelo de material utilizado.

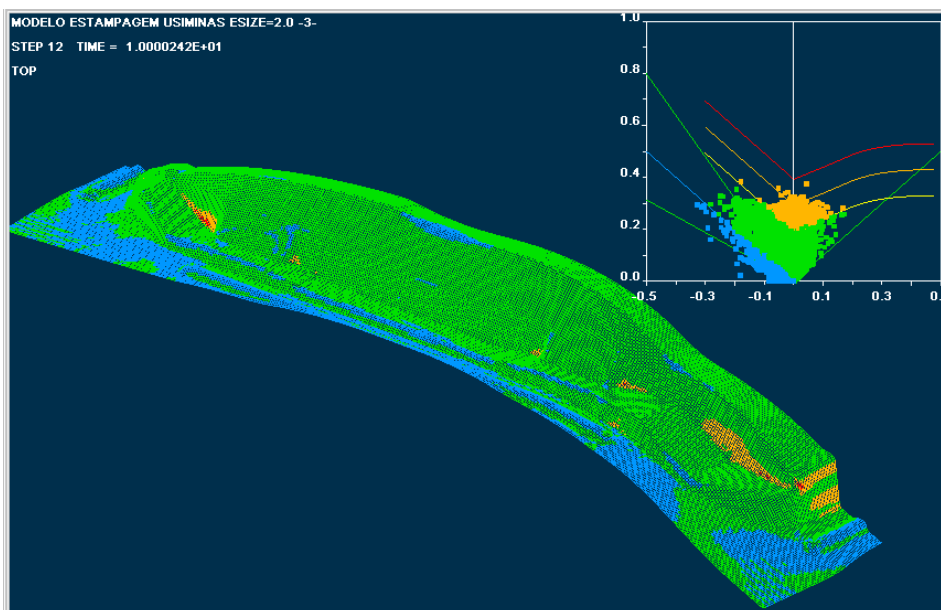


FIGURA 5.36 - Modelo de material teórico bilinear cinemático.

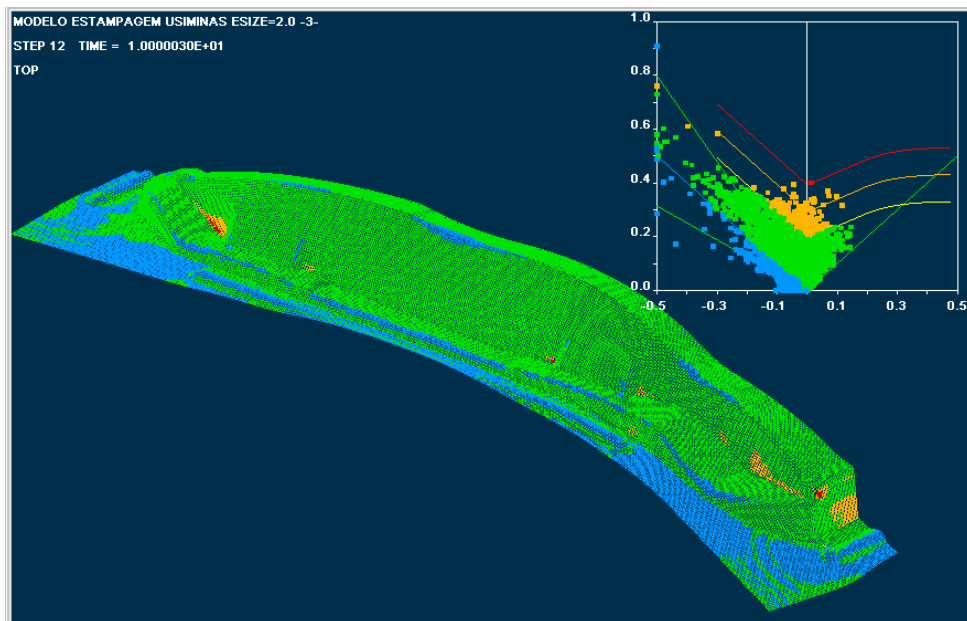


FIGURA 5.37 - Modelo de material teórico 3 - Parameter Barlat.

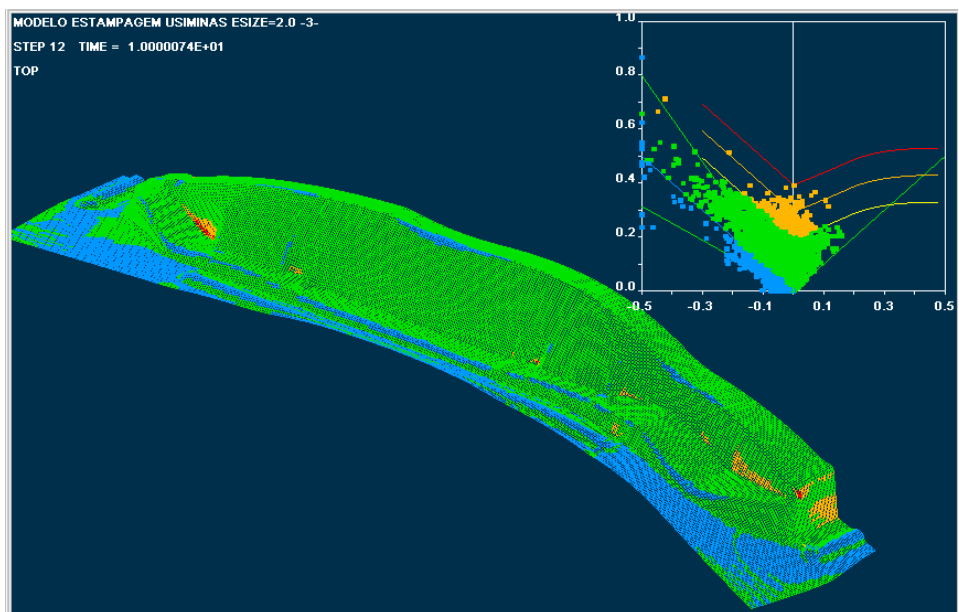


FIGURA 5.38 - Modelo de material teórico elástico-plástico transversalmente anisotrópico.

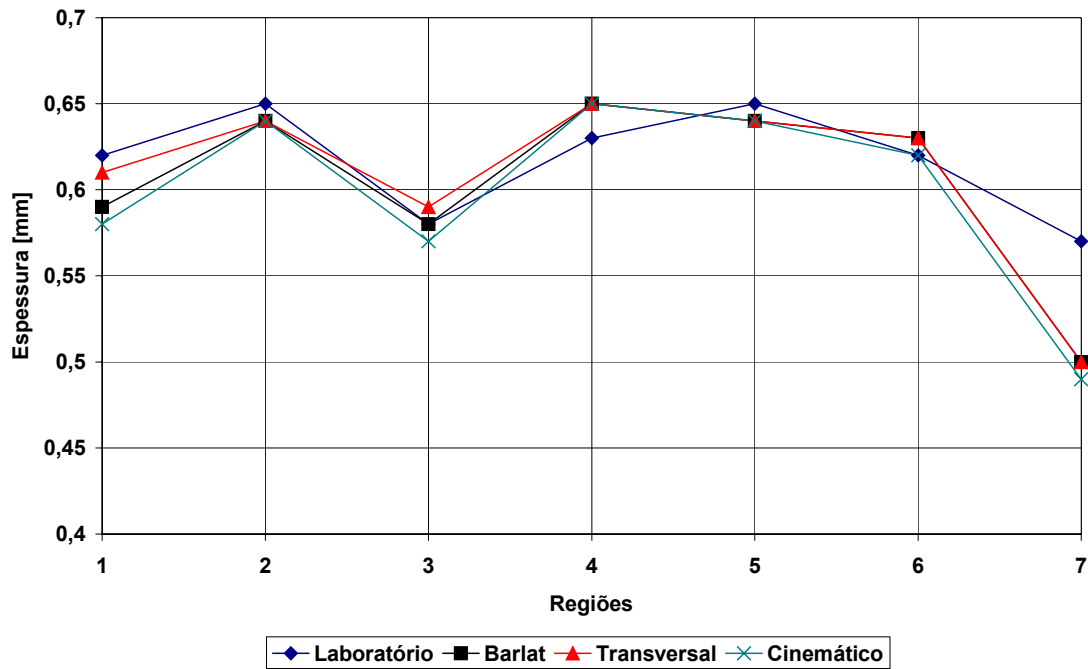


FIGURA 5.39 - Variação da espessura em função do modelo de material utilizado

Na tabela V.16 mostram-se os valores das deformações e espessura para os três tipos de modelos de materiais utilizados.

TABELA V.16 - Valores das deformações e espessuras obtidas nos modelos.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
Modelo Material Barlat	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,58	0,65	0,64	0,63	0,50
	ϵ_1	0,08	0,06	0,03	0,02	0,05	0,04	0,24
	ϵ_2	-0,06	-0,03	-0,03	-0,02	-0,03	-0,05	-0,28
Modelo Material Transversal	Esp. [mm]	0,61	0,64	0,59	0,65	0,64	0,63	0,50
	ϵ_1	0,12	0,07	0,03	0,02	0,05	0,07	0,23
	ϵ_2	-0,06	-0,03	-0,03	-0,02	-0,04	-0,05	-0,28
Modelo Material Cinemático	Esp. [mm]	0,58	0,64	0,57	0,65	0,64	0,62	0,49
	ϵ_1	0,08	0,07	0,06	0,01	0,02	0,08	0,34
	ϵ_2	-0,08	-0,05	-0,07	-0,01	-0,02	-0,06	-0,30

Observa-se que os resultados finais dos modelos que consideram o parâmetro de anisotropia indicam um maior embutimento (quadrante da esquerda das CLC's das figuras 5.36, 5.37 e 5.38) da peça do que o modelo bilinear cinemático. Comparando-se a espessura final obtida com o modelo e os valores medidos em laboratório, verifica-se pouca diferença entre os resultados, conforme mostrado na figura 5.40 e tabela V.16, o modelo *3-parameter* Barlat foi o que apresentou o resultado mais próximo da realidade, porém foi o que levou maior tempo de processamento.

5.4.2.3. Aplicação de Diferentes Tipos de Aço

As figuras abaixo mostram as variações das espessuras e das deformações principais para os materiais EEP e BH-180, usando o modelo teórico de material o bilinear cinemático. Nas figuras 5.40 e 5.41 tem-se a variação da espessura, e os valores das deformações principais são mostrados nas figuras 5.42 e 5.43.

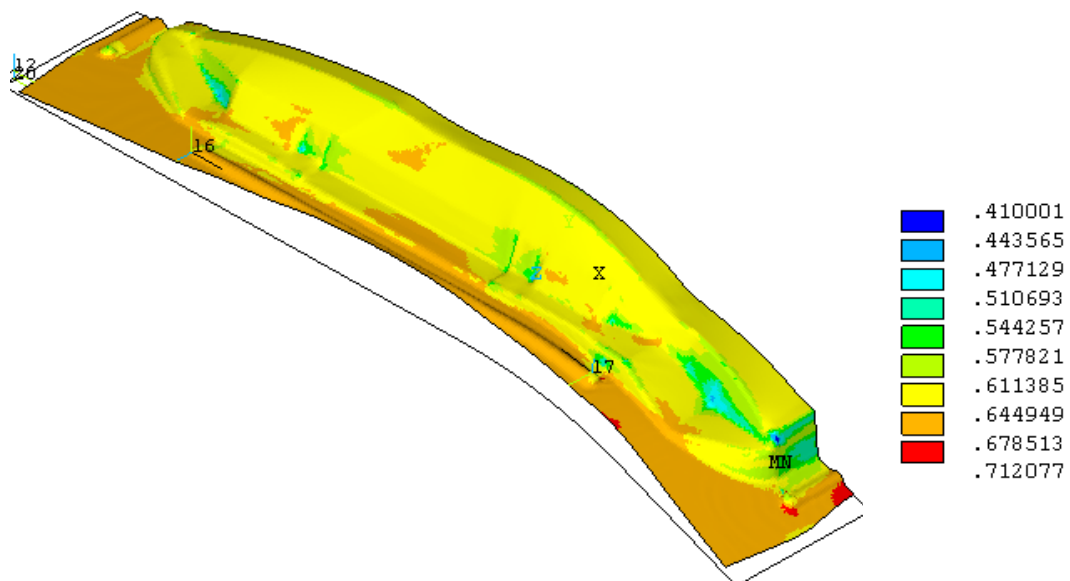


FIGURA 5.40 - Espessura final em milímetros do *blank* utilizando o material EEP.

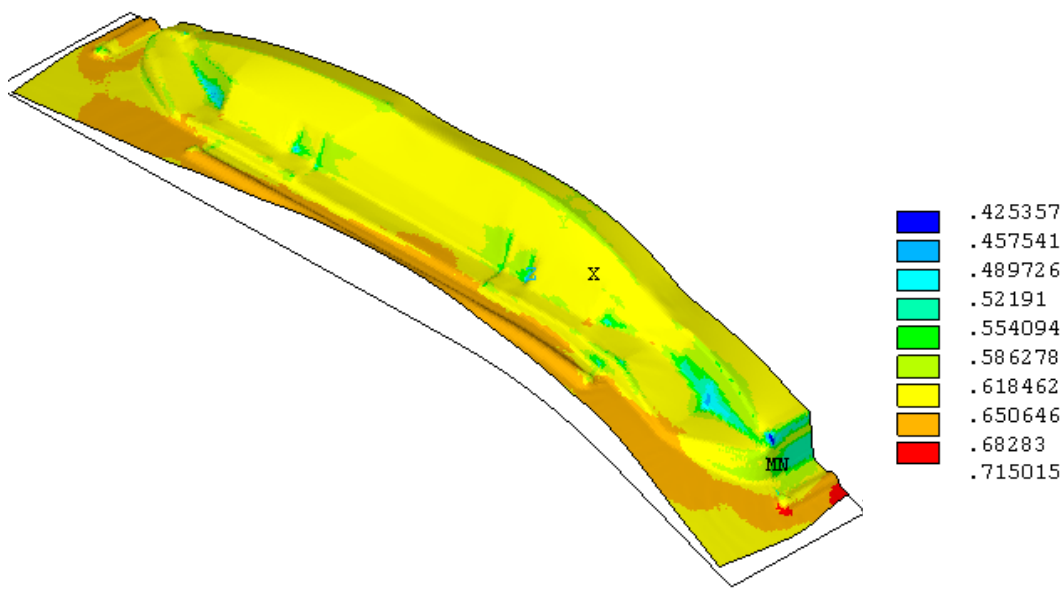


FIGURA 5.41 - Espessura final em milímetros do *blank* utilizando o material BH-180.

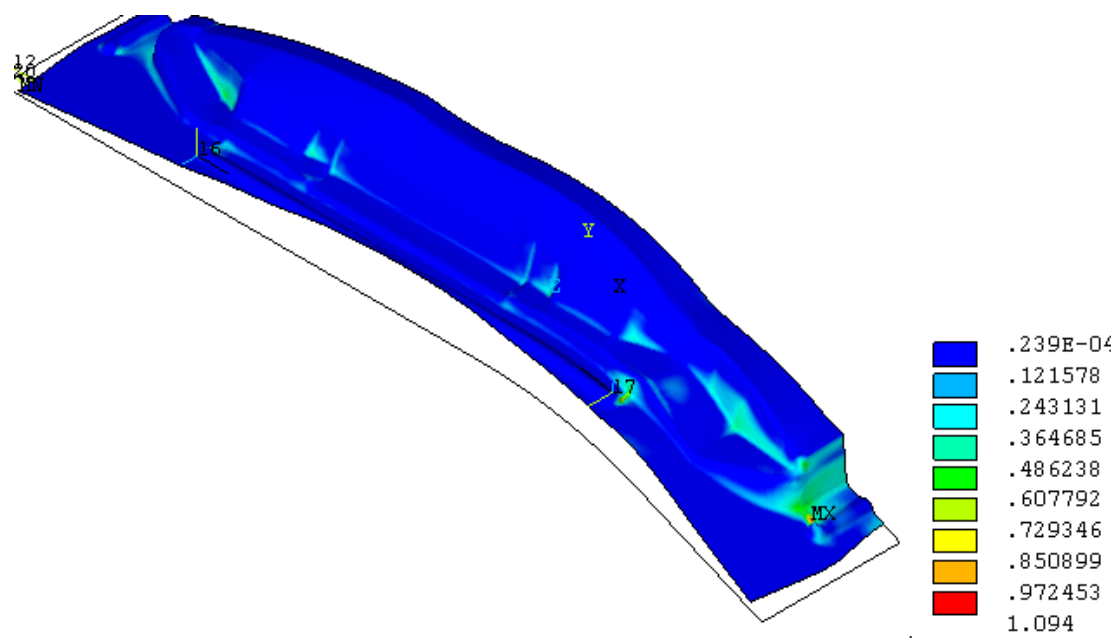


FIGURA 5.42 - Deformação ϵ_1 final do *blank* utilizando o material EEP.

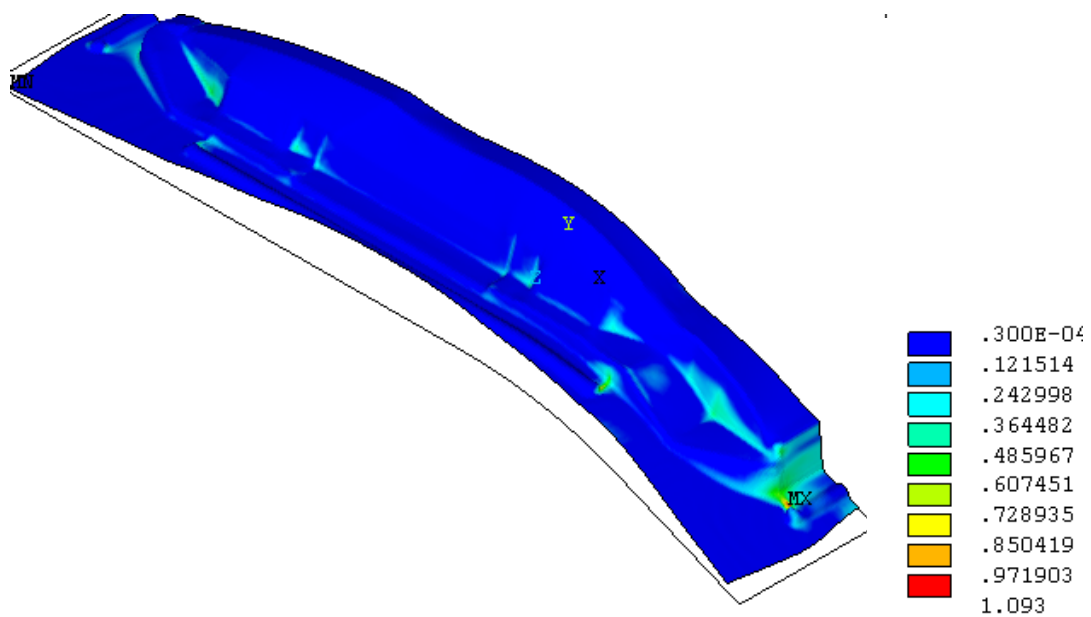


FIGURA 5.43 - Deformação ϵ_1 final do *blank* utilizando o material BH-180.

Analisando os resultados obtidos com os dois tipos de material, não se percebeu variação significativa dos resultados como se observa nos valores na tabela V.17 e na figura 5.44. O fato de não se observar uma variação significativa nos resultados, deve ser devido a pequena diferença entre as propriedades mecânicas e de estampagem dos materiais utilizados. Isto também pode indicar que ao substituir o material do *blank* EEP pelo BH-180 não ocorrerá problemas de conformação.

TABELA V.17 - Valores das espessuras e deformações principais para os dois tipos de materiais utilizados.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp.	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
Material EEP	Esp.	0,61	0,64	0,59	0,65	0,64	0,63	0,50
	ϵ_1	0,12	0,07	0,03	0,02	0,05	0,07	0,23
	ϵ_2	-0,06	-0,03	-0,03	-0,02	-0,04	-0,05	-0,28
Material BH-180	Esp.	0,62	0,65	0,59	0,65	0,64	0,63	0,50
	ϵ_1	0,13	0,05	0,03	0,02	0,04	0,07	0,23
	ϵ_2	-0,06	-0,02	-0,03	-0,02	-0,03	-0,04	-0,28

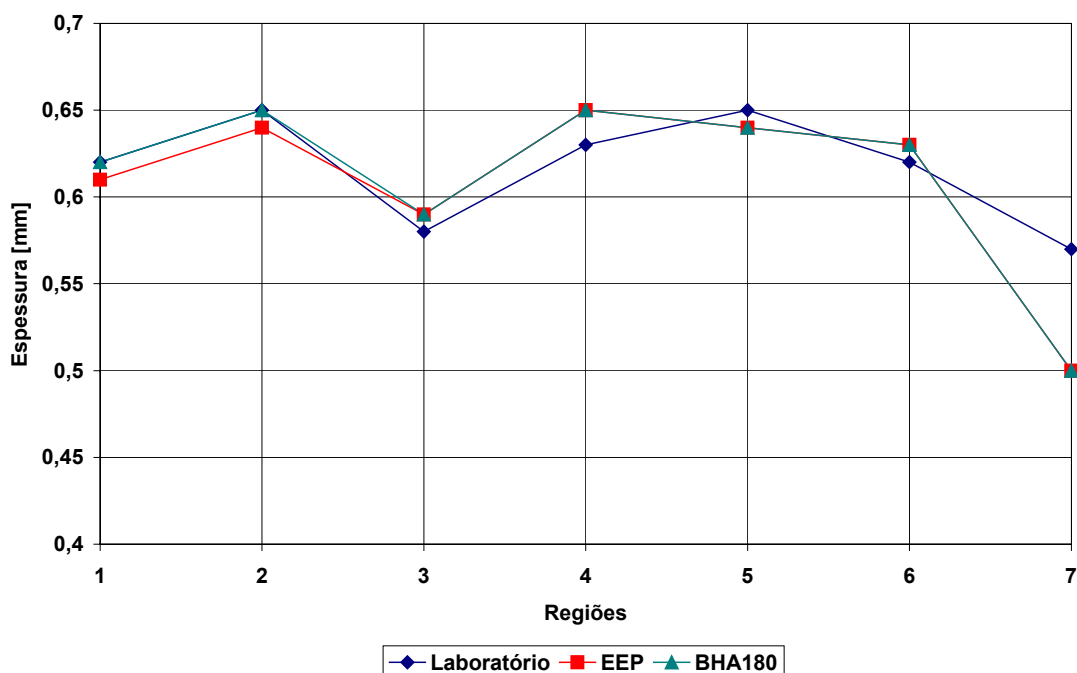


FIGURA 5.44 - Variação da espessura em função do tipo de aço utilizado no *blank*.

5.4.2.4. Influência da Massa Específica do Material

Nesta etapa, o modelo com elementos quadriláteros com lado de 3mm foi simulado com diferentes massas específicas, isto é, seu valor foi ampliado de 1 até 100 vezes o seu valor real. Observou-se que, à medida que a massa específica é aumentada, o tempo de processamento cai significativamente devido ao aumento do *time step*, figura 5.45. Quando se aumenta a densidade, na verdade reduz-se a velocidade do som no material (fórmula 32) que é inversamente proporcional ao tempo de incremento (fórmula 31). Porém, há uma perda na qualidade dos resultados, surgindo deformações que não correspondem à realidade na superfície do *blank*, pois efeitos dinâmicos passam a afetar o modelo que era estático. Este efeito também é consequência da necessidade de uso de tempo de integração relativamente pequeno. Na tabela V.18 tem-se os valores das deformações principais e de espessura para os modelos ampliados, e na figura 5.46 tem-se o gráfico da variação da espessura em função da massa específica.

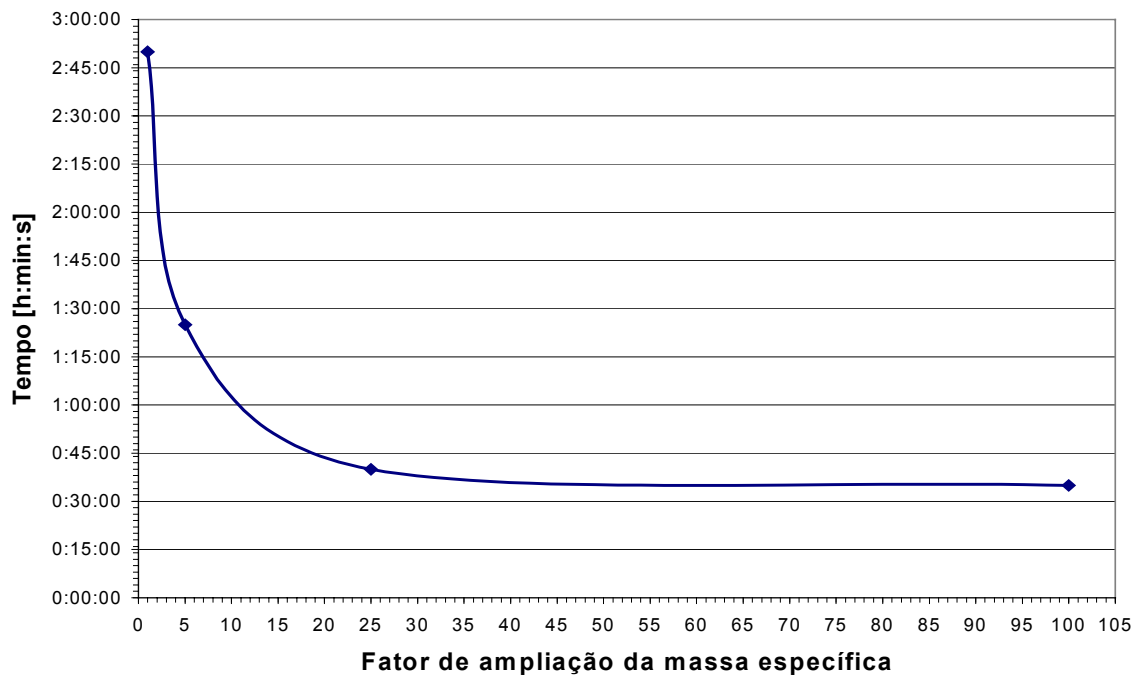


FIGURA 5.45 - Gráfico da variação do tempo de simulação em função da ampliação da massa específica do material

TABELA V.18 - Valores das espessuras e deformações principais para os modelos com a massa específica ampliada.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
Ampliação 1X	Esp. [mm]	0,60	0,65	0,57	0,64	0,64	0,62	0,49
	ϵ_1	0,06	0,01	0,06	0,01	0,02	0,06	0,26
	ϵ_2	-0,07	-0,01	-0,09	-0,01	-0,01	-0,03	-0,32
Ampliação 4X	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,57	0,64	0,64	0,61	0,48
	ϵ_1	0,07	0,03	0,06	0,01	0,01	0,05	0,26
	ϵ_2	-0,07	-0,01	-0,09	-0,01	-0,01	-0,03	-0,32
Ampliação 25X	Esp. [mm]	0,58	0,63	0,57	0,62	0,62	0,59	0,46
	ϵ_1	0,08	0,03	0,07	0,05	0,04	0,07	0,30
	ϵ_2	-0,08	-0,02	-0,10	-0,05	-0,04	-0,05	-0,37
Ampliação 100X	Esp. [mm]	0,60	0,61	0,56	0,55	0,58	0,58	0,44
	ϵ_1	0,12	0,07	0,09	0,16	0,09	0,11	0,32
	ϵ_2	-0,11	-0,06	-0,12	-0,16	-0,10	-0,10	-0,41

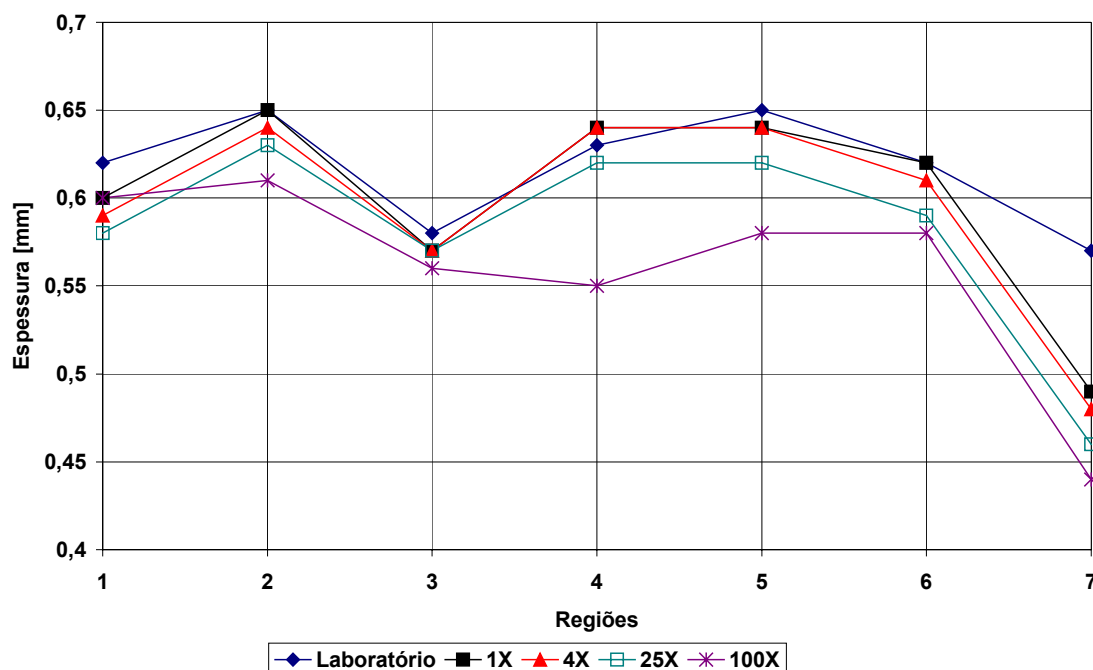


FIGURA 5.46 - Variação da espessura em função da ampliação da massa específica.

O aumento da massa específica eleva o tempo crítico de processamento, afetando a qualidade dos resultados, pois um modelo estático passa a comporta-se como um modelo dinâmico, sendo influenciado pela inércia. Pode-se observar, no gráfico da figura 5.46, que para a massa específica ampliada em 100 vezes, os valores de espessura divergem bastante da peça real.

5.4.2.5. Força no Prensa-Chapa

Nesta análise procurou-se verificar a influência da força no prensa-chapa sobre a penetração do *blank*. Aplicaram-se forças no prensa-chapa de 1t (10kN) e 11t (110kN), cargas inferiores e superiores à utilizada no processo real, que foi de 6t (60kN). As figuras 5.47 (a) e (b) mostram as forças de reações sobre o punção, matriz e prensa-chapa, para cargas de 10 e 110kN, respectivamente. Na figura 5.48, observa-se a variação da espessura do *blank*. As figuras 4.49 e 5.50 mostram da deformação principal ε_1 e valores da variação da penetração ao longo da largura. Na tabela V.19 tem-se os valores da variação da espessura e deformações principais tomadas nas 7 regiões do *blank* para os três casos de força no prensa-chapas. A figura 5.51 mostra a variação da espessura em função da força no prensa-chapa.

Pode-se verificar, através da tabela V.19 e das figura 5.48 e 5.51, que à medida que a força do prensa-chapas aumenta, observam-se menores valores da espessura na peça e um maior aumento das deformações principais, figura 5.49. Observa-se também a presença de rugas no caso da carga com 10kN. Com a carga de 110kN, houve um estiramento mais acentuado do *blank* e sua espessura em algumas regiões foi reduzida, tendo como conseqüência uma menor penetração do *blank*, figura 5.50. Note-se no entanto que o modelo é sensível a variação da força no prensa-chapas.

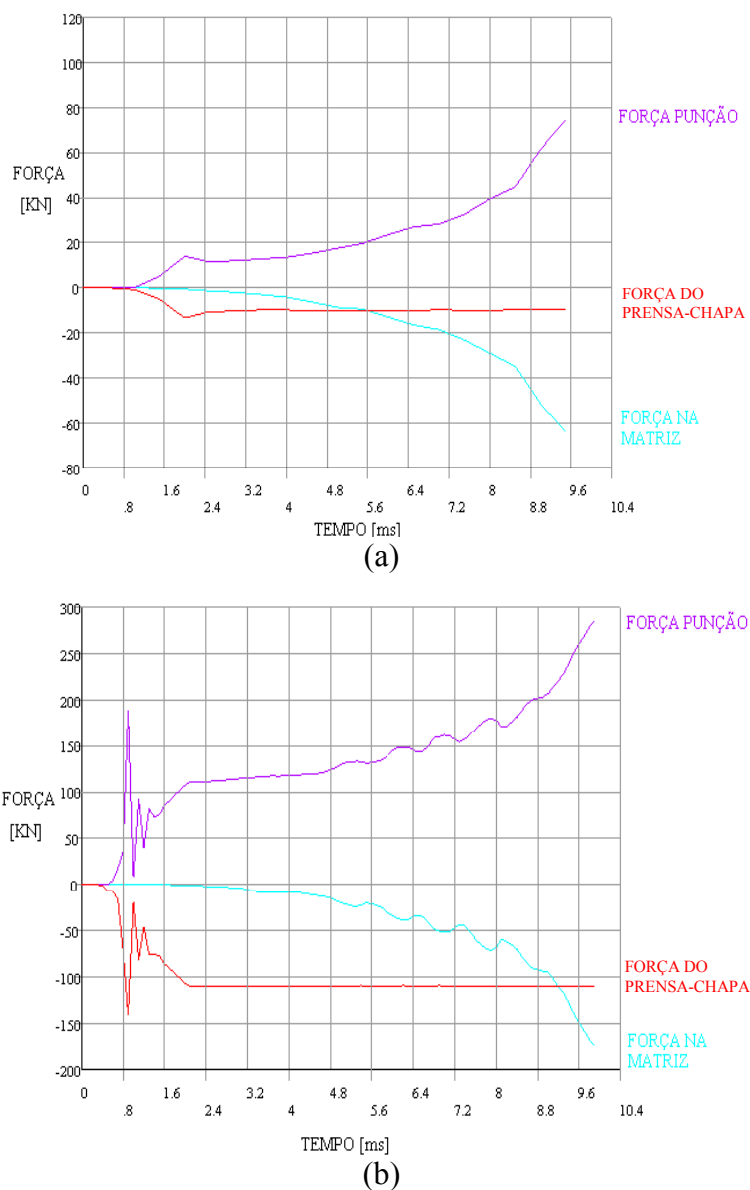


FIGURA 5.47 - Força de reação nas ferramentas. Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$ e (b) $F = 110\text{kN}$

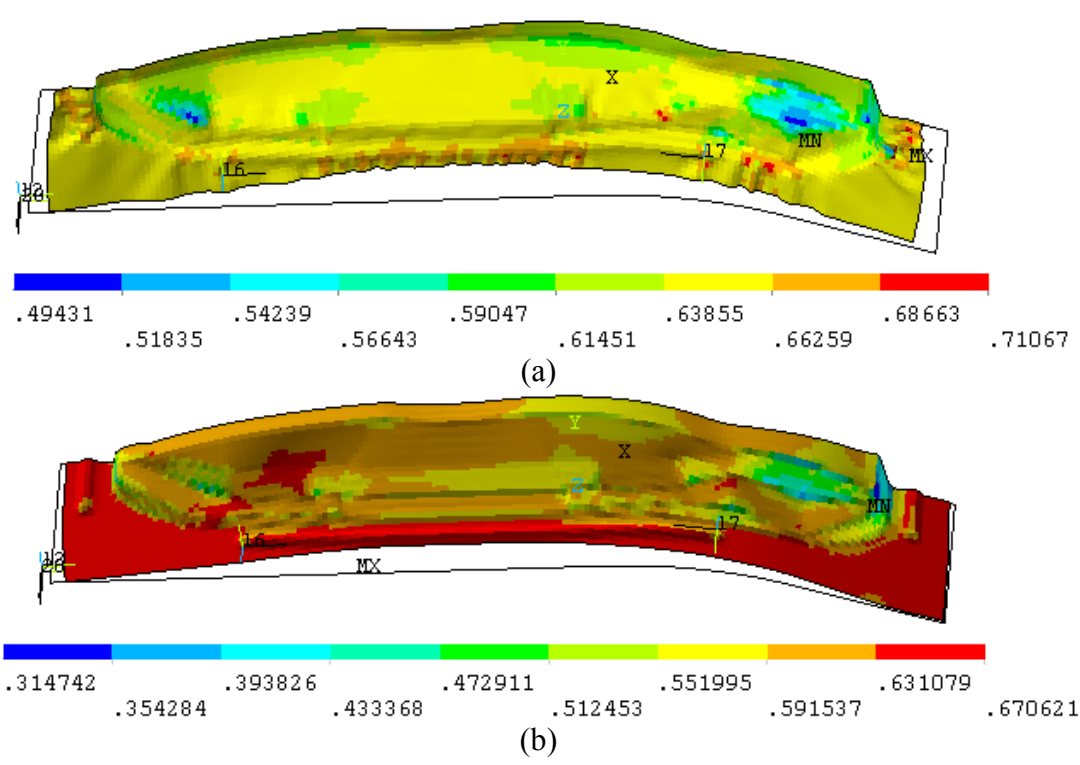


FIGURA 5.48 - Espessura final do *blank* - Carga no prensa-chapas de: (a) F = 10kN e (b) F =110kN.

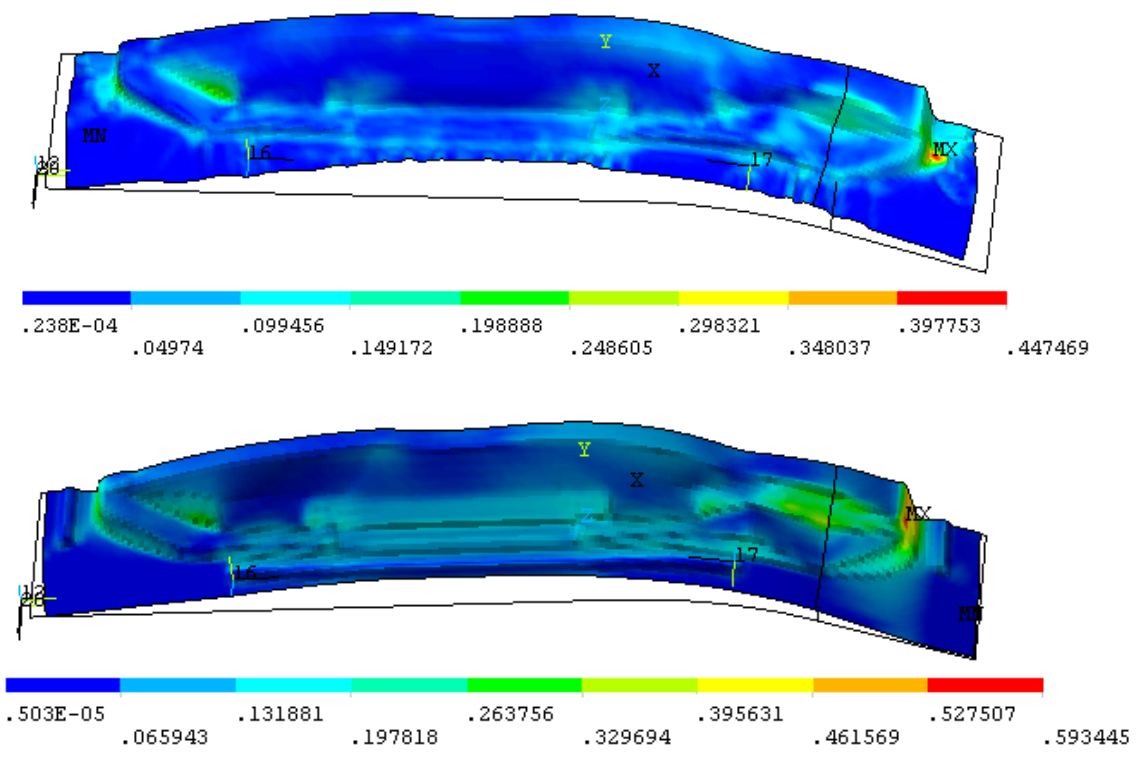


FIGURA 5.49 - Deformação principal ϵ_1 - Carga no prensa-chapas de: (a) F = 10kN e (b) F =110kN.

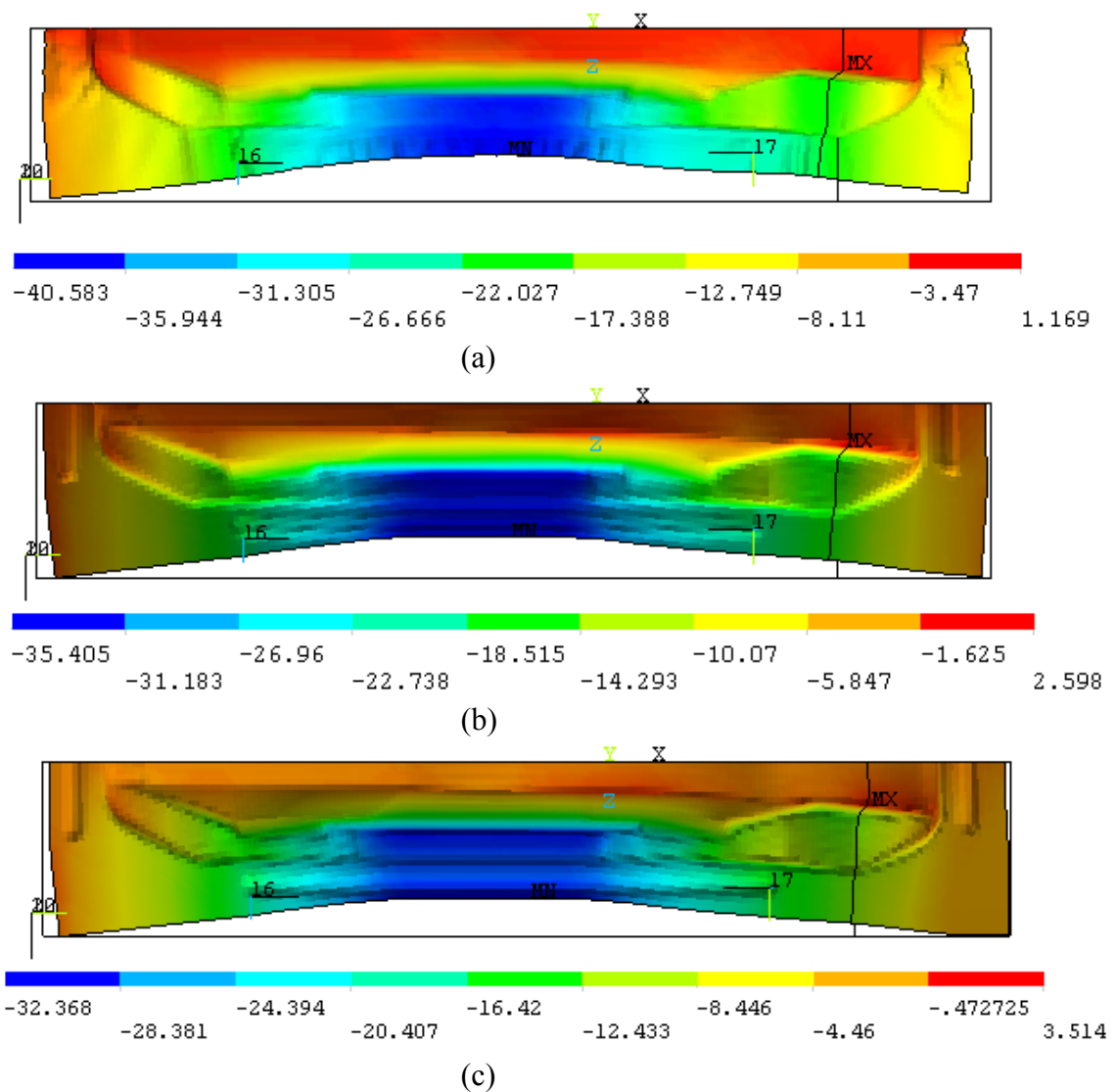


FIGURA 5.50 - Penetração do *blank* - Carga no prensa-chapas de: (a) $F = 10\text{kN}$, (b) $F = 60\text{kN}$ e (c) $F = 110\text{kN}$.

TABELA V.19 - Valores das espessuras e deformações principais para os modelos com diferentes forças no prensa-chapas.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ε_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ε_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
10kN	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,61	0,65	0,65	0,63	0,54
	ε_1	0,02	0,00	0,03	0,00	0,03	0,03	0,15
	ε_2	-0,02	-0,01	-0,03	-0,01	-0,02	-0,04	-0,17
60kN	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,59	0,63	0,63	0,61	0,51
	ε_1	0,05	0,01	0,05	0,03	0,03	0,07	0,16
	ε_2	-0,06	-0,01	-0,06	-0,03	-0,03	-0,04	-0,22
110kN	Esp. [mm]	0,57	0,63	0,57	0,59	0,61	0,59	0,46
	ε_1	0,07	0,02	0,06	0,09	0,06	0,11	0,27
	ε_2	-0,10	-0,02	-0,08	-0,10	-0,06	-0,09	-0,33

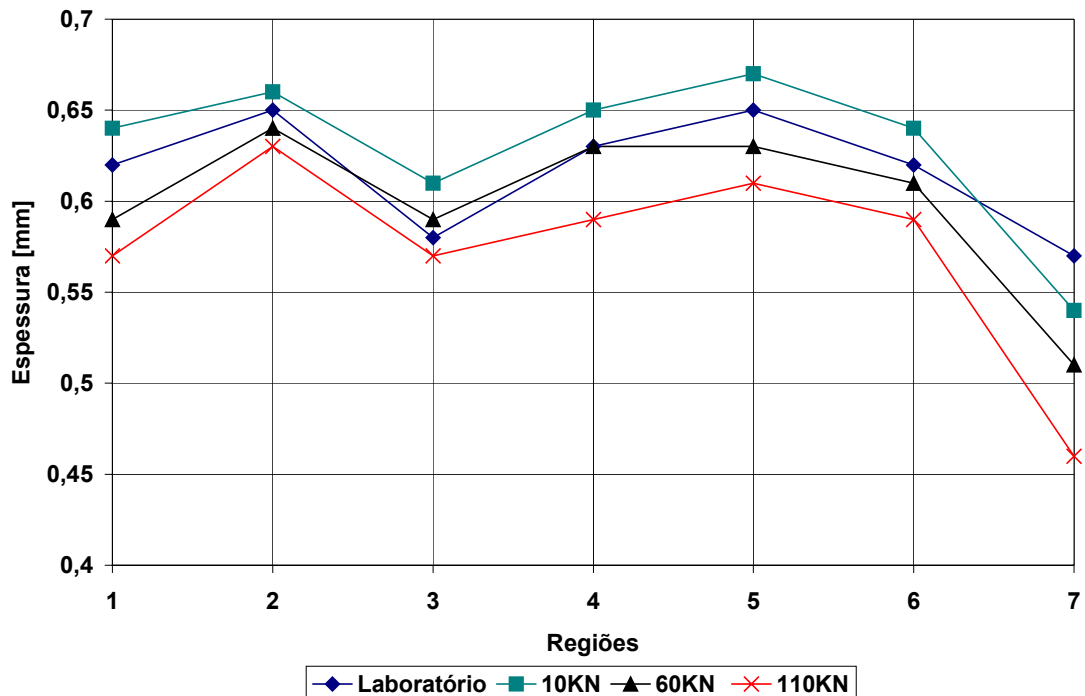


FIGURA 5.51 - Variação da espessura em função da força no prensa-chapas.

5.4.2.6. Utilização de Anti-Rugas Analítico

A utilização de anti-rugas analítico é uma forma de reduzir o tempo de simulação, pois para a modelagem do anti-rugas geométrico é necessário reduzir muito o tamanho do elemento, aumentando o número de equações a serem resolvidas e, conseqüentemente, o tempo de solução da análise. A utilização do anti-rugas analítico requer experiência do analista e, também, a determinação das forças de retenção devido à presença do anti-rugas.

Neste estudo primeiramente simulou-se um modelo 3D somente da geometria do *bead*, a fim de obter a força de retenção. A figura 5.52 mostra o modelo 3D do anti-rugas utilizado pelo reforço lateral. Na figura 5.53 tem-se o gráfico da força de retenção provocada pelo anti-rugas.

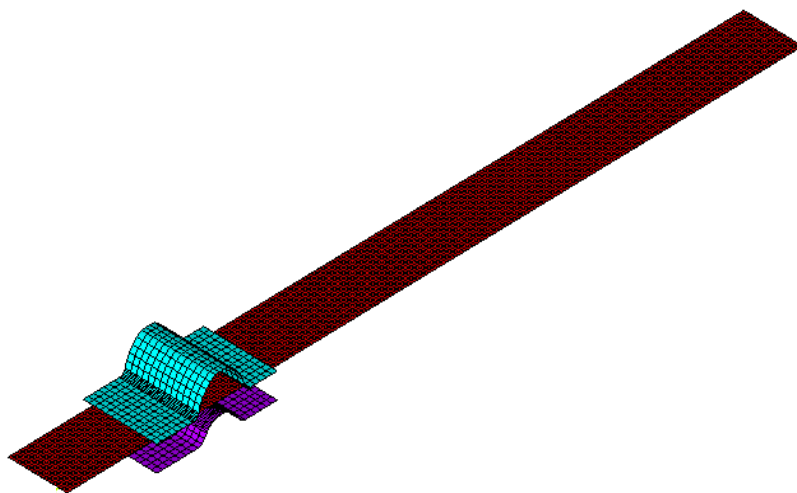


FIGURA 5.52 - Modelo 3D do anti-rugas utilizado no reforço lateral.

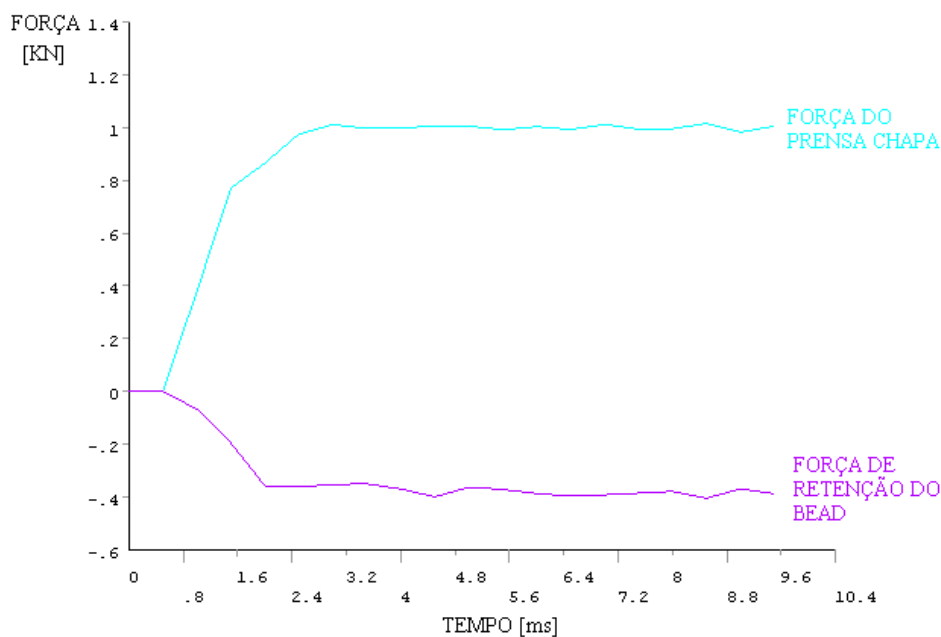


FIGURA 5.53 - Gráfico da força de retenção determinada pelo modelo.

No programa ANSYS/LS-DYNA esta força de retenção deve ser aplicada por unidade de comprimento, isto é, divide-se a força de retenção total ($F_r=388\text{N}$) pela altura do *bead*, que neste caso é de 12mm.

A força do prensa-chapa do modelo do reforço lateral de 6t (60kN) é proveniente de uma pressão constante aplicada sobre o prensa-chapa multiplicado pela sua área. Se, para calcular a força de retenção do *bead*, executou-se um modelo somente com uma pequena geometria do prensa-chapa, então a força de fechamento deve cair para manter a pressão constante; após cálculos, o valor da força de fechamento caiu para aproximadamente 1kN.

Neste estudo foi realizada uma única análise, tendo por objetivo verificar a utilização da técnica. Nas figuras 5.54 e 5.55 tem-se os resultados obtidos com a simulação.

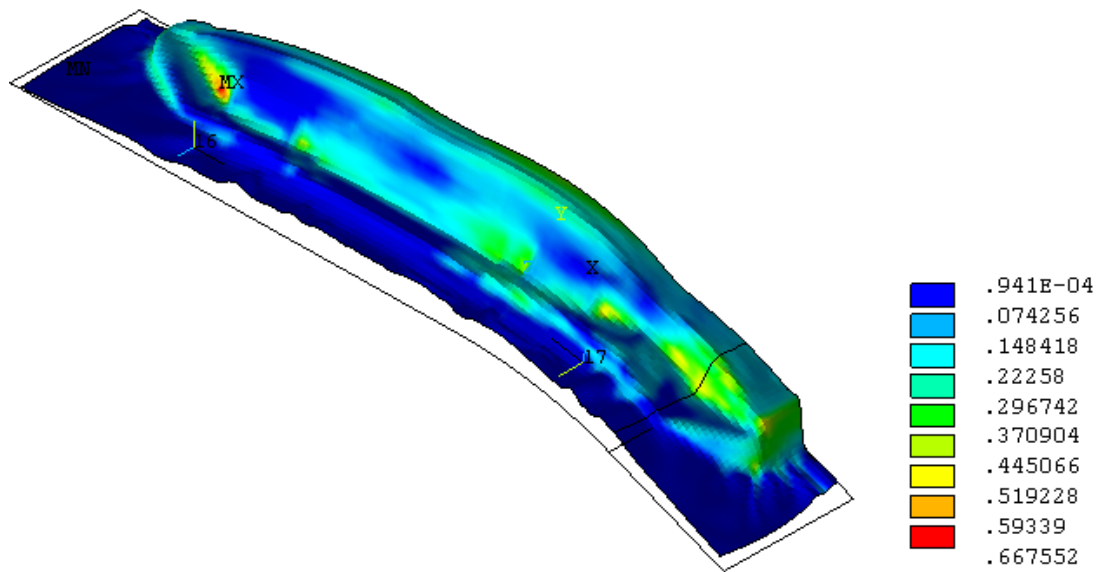


FIGURA 5.54 - Deformação total com a utilização do anti-rugas analítico.

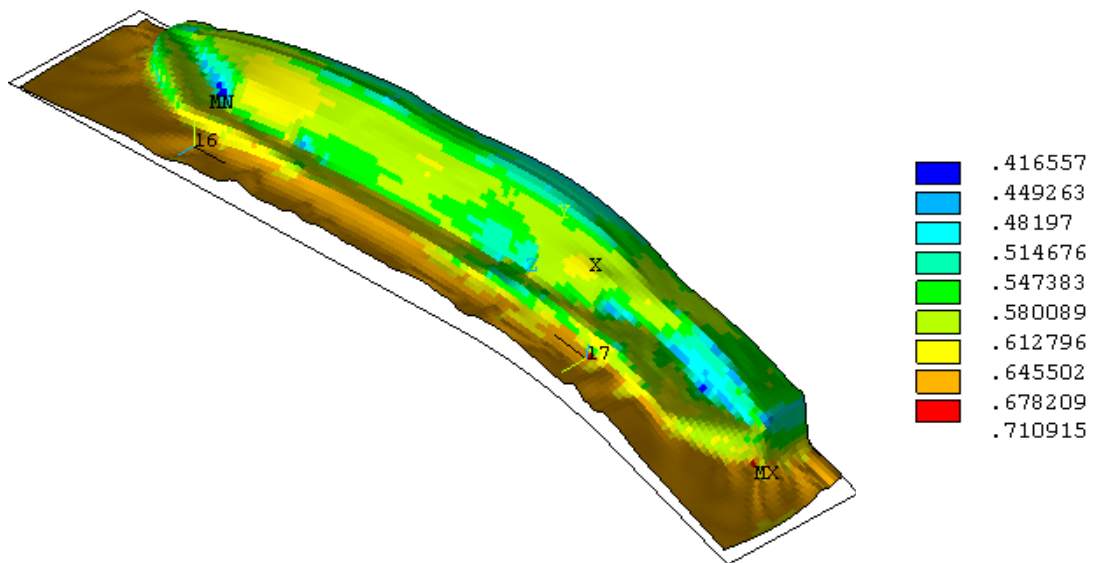


FIGURA 5.55 - Espessura final em milímetros - anti-rugas analítico.

A figura 5.54 mostra que o embutimento da peça segue o mesmo efeito da peça real estampada, figura 5.4. No entanto, o tempo de processamento foi reduzido de 45 minutos para 15 minutos. Na tabela V.20 e tem-se os valores das espessuras e deformações principais para as regiões e na figura 5.56 tem-se a variação da espessura em função do tipo de anti-rugas utilizado.

TABELA V.20 - Valores das espessuras e deformações principais para o modelo que utiliza anti-rugas analítico.

RESULTADOS		REGIÕES DE AVALIAÇÃO						
		1	2	3	4	5	6	7
Real	Esp. [mm]	0,62	0,65	0,58	0,63	0,65	0,62	0,57
	ϵ_1	0,13	0,02	0,03	0,02	0,00	0,06	0,13
	ϵ_2	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	-0,02	0,02	-0,06
<i>Bead</i> Analítico Fr=32,2N/mm	Esp. [mm]	0,58	0,63	0,54	0,59	0,59	0,60	0,51
	ϵ_1	0,09	0,02	0,09	0,05	0,06	0,06	0,19
	ϵ_2	-0,09	-0,02	-0,16	-0,10	-0,06	-0,06	-0,24
<i>Bead</i> Geométrico	Esp. [mm]	0,59	0,64	0,59	0,63	0,63	0,61	0,51
	ϵ_1	0,05	0,01	0,05	0,03	0,03	0,07	0,16
	ϵ_2	-0,06	-0,01	-0,06	-0,03	-0,03	-0,04	-0,22

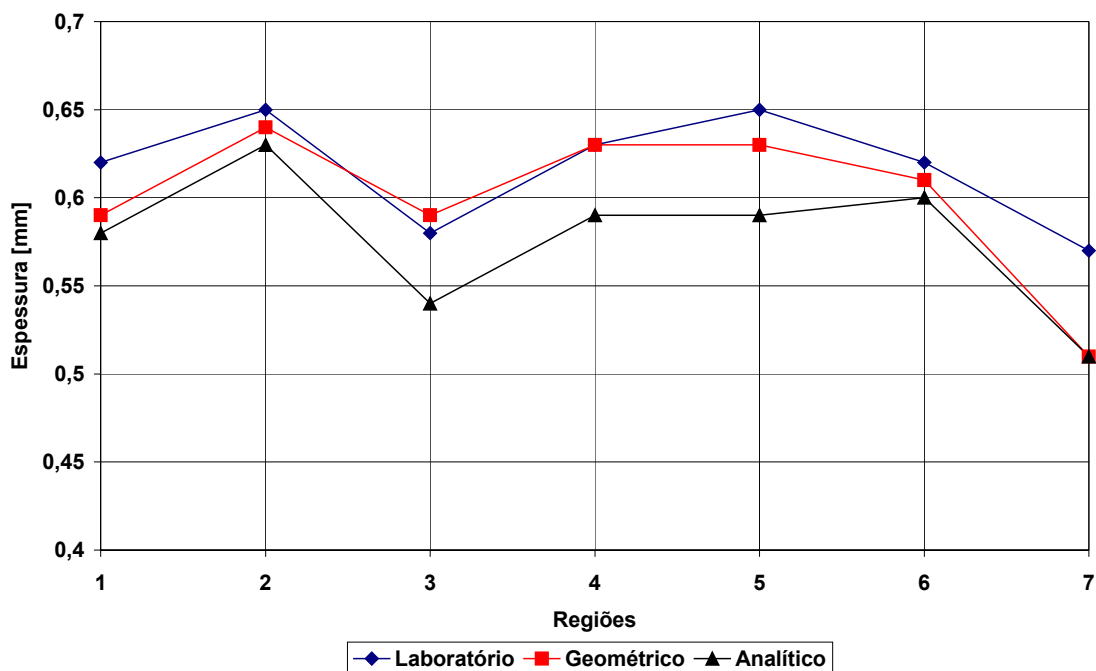


FIGURA 5.56 - Variação da espessura em função do tipo de anti-rugas.

Verifica-se, na tabela V.20 e na figura 5.56, que a variação da espessura da parede do *blank* obtidas com o modelo que utiliza o anti-rugas analítico possuem comportamento semelhante ao modelo que utiliza anti-rugas geométrico, porém os resultados são inferiores quando comparado com o geométrico. Os valores dos resultados para o modelo que utiliza o anti-rugas geométrico são mais próximos da realidade.

CONCLUSÕES

Neste trabalho foi desenvolvido um estudo sobre os diversos parâmetros que podem ser alterados na simulação de estampagem com o programa ANSYS/LS-DYNA 5.7; estes parâmetros podem ser de simulação ou operacionais. O estudo englobou o desenvolvimento de vários modelos matemáticos de duas peças reais que são estampadas na indústria: o repuxo de uma carcaça de compressor utilizado em refrigeradores e ar condicionado, e o primeiro estágio de conformação de um reforço lateral da porta de um veículo leve. Os resultados dos modelos foram comparados e validados a partir das peças reais. Os resultados desses modelos permitiram que fossem tiradas as seguintes conclusões:

- a metodologia desenvolvida permitiu avaliar a influência dos parâmetros de simulação e operacionais na simulação do processo de estampagem, com boa eficiência.
- A utilização de elementos sólidos (SOLID164) na simulação de estampagem com o programa ANSYS/LS-DYNA 5.7 não é recomendada nos casos analisados, pois o tempo de simulação aumenta muito, por volta de 3,5 vezes, e o programa não fornece comando direto que mostre a variação de espessura, quando se utiliza elemento sólido.
- Nota-se que o menor elemento do modelo que influencia sobre o tempo de processamento. O aumento do tamanho do menor elemento reduz exponencialmente o tempo de simulação, como foi verificado para os dois tipos de modelos. No modelo da carcaça, o aumento do tamanho máximo do elemento até 5mm não afetou muito os resultados. Para o modelo do reforço lateral que utilizou elementos de tamanho superior a 5mm, o resultado foi afetado significativamente, e de forma desfavorável.
- A ampliação da massa específica do material utilizado no *blank* reduz o tempo de simulação significativamente, e neste estudo, para os dois casos, a

massa específica passou a alterar desfavoravelmente os resultados quando a ampliação foi superior a 100X.

- O aumento do número de pontos de integração dos elementos de casca elevou o tempo de simulação, porém os valores dos resultados não sofreram grandes alterações.
- A utilização de malha adaptativa para o modelo da carcaça do compressor aumentou muito o tempo de simulação e não apresentou bons resultados. O aumento do tempo pode ser explicado pelo fato do modelo ter sido refinado praticamente em todo o *blank*.
- A utilização de modelos de materiais afetou somente o tempo de simulação; o modelo 3-parameter Barlat foi o mais lento e o bilinear cinemático o mais rápido e os resultados apresentaram boa qualidade, estando os valores bem próximos entre si.
- A utilização de anti-rugas analítico reduziu significativamente o tempo de simulação em 3 vezes, e os resultados apresentaram boa qualidade.
- A utilização de dois tipos de materiais no *blank* do reforço lateral afetou muito pouco nos resultados finais da simulação. Isto ocorreu pelo fato da diferença entre as propriedades mecânicas e de estampagem destes dois tipos de aço ser pequena.
- A alteração da força do prensa-chapa é um parâmetro operacional que afeta diretamente o produto final, evitando presença de rugas no mesmo. No modelo que utilizou a força do prensa-chapa inferior à utilizado no processo, ($10\text{kN} < 60\text{kN}$), verificou-se excesso de rugas. Já para força no prensa-chapa superior à utilizada no processo, verificou-se um afinamento excessivo da espessura.

A utilização da simulação numérica de estampagem é uma ferramenta de elevada importância para o desenvolvimento de novos produtos, pois permite avaliar de forma rápida e confiável os diversos parâmetros operacionais do processo de estampagem.

6. SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com vistas ao contínuo aprimoramento da técnica de simulação numérica do processo de estampagem, sugere-se o desenvolvimento dos seguintes trabalhos futuros:

- Realizar estudos de simulação numérica em peças que utilizam *Tailored blanks*;
- Desenvolver estudos de retorno elástico (*springback*) utilizando a técnica de simulação numérica de estampagem;
- Avaliar a resistência à indentação (*dent resistance*) de diversos tipos de aço através da simulação numérica de estampagem;
- Avaliação, através da simulação numérica, do processo de conformação por *hydroforming*.

7. REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ANSYS/LS-DYNA – Manual teórico - Setembro 1998a.

ANSYS/LS-DYNA - User's Guide for Release 5.5. Setembro 1998b.

ARGYRIS, J. H. e KELSEY, S. – Energy Theorems and Structural Analysis, Aircraft Engineering, Vols. 26 e 27, 1955.

BAILLET, L., DESRAYUD, C., BERTHIER, Y e BRUNET, M. – *Numerical and Experimental Analysis of Ironing of Thin Sheet Metal*, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

BATHE, K-J – *Finite Element Procedures in Engineering Analysis*, Prentice-Hall, 1982.

BORGES, R. N., CABRAL, R. M. e CHAVES, L. C. – Avaliação da Conformabilidade de Aços Eletro galvanizados, XXXVII Seminário de Laminação – Processo e Produtos Laminados e Revestidos – ABM, Curitiba-PR, 20 a 22 de setembro de 2000, pags. 15-24.

CARLEER, B.D, MEINDERS, T. e HUÉTINK, H. – Equivalent Drawbead Model in Finite Element Simulations, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

CLOUGH, R. W. – The Finite Element in Plane Stress Analysis, Proceedings, 2^a A.S.C.E Conference on Electronic Computation, Pittsburgh, Pa., Setembro 1960.

CONFORMAÇÃO NA PRENSA – Fascículo de Informação Técnica nº 6, Usiminas, 1984.

FEA Information International News For The Word-Wide Engineering Community – www.feainformation.com – Dezembro de 2001.

FERNANDES, L. F. – Avaliação do Critério de Ruptura na Simulação de Estampagem Baseado em Curvas Limites de Conformação, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1999.

GALBRAITH, P. C. - Sheet Metal Forming Simulation Using LS-Dyna – Outubro 1999.

GALBRAITH, P. C., HALLQUIST, J. O. – Shell Element Formulations in LS-DYNA3D: Their use in Modelling Sheet Metal Forming, NUMISHEET'93, pag. 151, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.

GONTIJO, A. M. – Processo Adaptativo R-H Global Conjugado com Método Multimalha para Elementos Finitos, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1992.

HALLQUIST, J. O., WAINSCOTT, B., SCHWEIZERHOF, K.- Improved Simulation of Thin Sheet Metalforming using LS-DYNA3D on Parallel Computers, NUMISHEET'93, pag. 137, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.

HINTON, E. e OWEN, D.R.J – An introduction to Finite Element Computations, Pineridge Press Limited, 1979.

HOSFORD, W. F. e CADDELL, R. M. – Metal Forming – Mechanics and Metallurgy, Prentice-Hall, 1983.

HOSFORD, W. F. e DUNCAN, J. L. – Sheet Metal Forming: A Review, JOM, 1999.

HUO, T., NAKAMACHI, E. – Evaluation of Dynamic Explicit/Elasto Viscoplastic Finite Element Method in Sheet Forming Simulation, NUMISHEET'93, pag. 173, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.

JUNG, D.W., LEE, J.H. e YANG, D.Y. – A Dynamic Explicit/Rigid-Plastic Finite Element Formulation and its Application to Auto-Body Panels Stamping, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

KALHORI, V. – Modelling and Simulation of Mechanical Cutting, tese de doutorado, Luleå University of Technology, Luleå, Suécia, 2001.

KAWKA, M. e MAKINOUCHE A. – Shell-Element formulation in the static explicit FEM code for the simulation of sheet stamping, Journal of Materials Processing Technology 50, pag. 105-115, 1995.

LS-DYNA – Keyword User's Manual. Nonlinear Dynamic Analysis of Structures - Maio 1999.

MAGALHÃES, M. C. – Análise de Estimador de Erro Baseado em Técnica Superconvergente de Recuperação para o Método dos Elementos Finitos, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1994.

MALLOWS, D. F. e PICHERING, W. J. – Stress Analysis Problems in S.I. Units, Pergamon Press, 1972.

McLEAN – Mechanical Properties of Metals, Wiley, 1962.

MEIDERS, T., GEIJSELAERS, H.J.M. e HUETINK, J. – Equivalent Drawbead performance in Deep Drawing Simulation, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

MORENO, M. E.– Metodologia de Otimização Geométrica da Matéria-Prima em Processos de Estampagem Utilizando-se o Método dos Elementos Finitos, Seminário do Ansys, 1999.

MÜELLER, M. – Sheet Metal Forming Automotive Industry with INDEED – Comparison of Different Mechanical Models, III Conferência Nacional de Conformação de Chapas, 2000.

OÑATE, E.– NUMISTAMP: A Research Project for Assessment of Finite Element Models for Stamping Processes, NUMISHEET'93, pag. 19, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.

REED-HILL, R. E. – Princípios de Metalurgia Física, Guanabara, 1973.

REIS, L. C.– Implantação da Simulação Numérica do Processo de Estampagem na Usiminas, Seminário da SmartTech, São Paulo, 2000.

SILVA, A. L. – Verificação Numérica e Experimental de um Entalhe Equivalente para Processos de Estampagem de Chapas Finas, Tese de Mestrado, Curso de Pós-Graduação em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 1998.

SMITH, I. M. e GRIFFITHS, D. V. – Programming the Finite Element Method, John Wiley & Sons Ltd., 1982

STOLARSKI, H., BELYTSCHKO, T e LEE, S.-H. – A Review of Shell Finite Elements and Corotational Theories, IACM, abril de 1995.

SUNAGA, H., YONEDA, K. e MAKINOCHI, A. – Finite Element of Drawbead in Sheet Metal Forming, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

TABIEI, A e TANOV, R – A Nonlinear Higher Order Shear Deformation Shell Element for Dynamic Explicit Analysis: Part I. Formulation and Finite Element Equation, Finite Elements in Analysis and Design 36, pag. 17-37, 2000.

THOMAS, W. e ALTAN, T. – Application of Computer Modelling in Part, Die, and Process Design for Manufacturing of Automotive Stampings, pg 181-187, Metal Working, 1998.

THOMAS, W. and ALTAN, T. – Implementing Computer Simulation into the Concept to Product Process, SAE, 1999.

TURNER, M. J., CLOUGH, R. W., MARTIN, H. C. e TOPP, L. J. – Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures, Journal of Aeronautical Analysis, Vol. 23, pg. 805-823, 1956.

VREEDE, P. T., CARLEER, B., LOWES, M.F.M., HUÉTINK, J. – Finite Element Simulation of Sheet Forming Processes with Help of Contact Elements on Small Scale Workstations, NUMISHEET'93, pag. 253, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.

WANG, S.P., NAKAMACHI, E. – Nonlinear Contact and Friction Modeling in Dynamic Explicit Finite Element Analysis, NUMISHEET'96, Michigan, EUA, 29 de Setembro a 3 de outubro de 1996.

WOODTHORPE, J. e PEARCE, r. – The Effect of r and n upon the Forming Limit Diagrams of Sheet Steel, Sheet Metal Industries, Dezembro de 1969, pags. 1061-1067.

YANG, D.Y., JUNG, D.W., SONG, I.S., YOO, D.J. and LEE, J. H. – Comparative Investigation into Implicit, Explicit, and Iterative Implicit/Explicit Schemes for Simulation of Sheet Metal Forming Processes, NUMISHEET'93, pag. 35, Isehra, Japão, 31 de agosto a 2 de setembro de 1993.