

SANDRO GUILHERME SOLOSANDO

**SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA PELO
MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS**

Dissertação de Mestrado apresentada ao
Centro Universitário da FEI para obtenção
do título de Mestre em Engenharia
Mecânica com ênfase em Materiais e
Processos, orientado pelo Prof. Dr.
Roberto Bortolussi.

São Bernardo do Campo
2010



Centro Universitário da FEI

APRESENTAÇÃO DE DISSERTAÇÃO ATA DA BANCA JULGADORA

PGE- 10

Programa de Mestrado de Engenharia Mecânica

Aluno: Sandro Guilherme Solosando

Matrícula: 209121-3

Título do Trabalho: Simulação do Processo de Conformação Superplástica pelo Método dos Elementos Finitos.

Área de Concentração: Materiais e Processos

Orientador: Prof. Dr. Roberto Bortolussi

Data da realização da defesa: 10 / Dezembro / 2010

A Banca Julgadora abaixo-assinada atribuiu ao aluno o seguinte:

APROVADO

REPROVADO

São Bernardo do Campo, 10 / 12 / 2010

MEMBROS DA BANCA JULGADORA

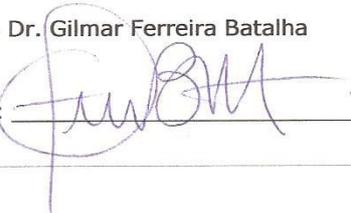
Prof. Dr. Roberto Bortolussi

Ass.: 

Prof. Dr. Rodrigo Magnabosco

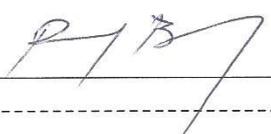
Ass.: 

Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

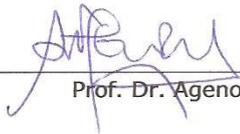
Ass.: 

VERSÃO FINAL DA DISSERTAÇÃO

**ENDOSSO DO ORIENTADOR APÓS A INCLUSÃO DAS
RECOMENDAÇÕES DA BANCA EXAMINADORA**



Aprovação do Coordenador do Programa de Pós-graduação


Prof. Dr. Agenor de Toledo Fleury

*Aos meus pais pela oportunidade
concedida; à minha esposa e filha pelo
apoio e compreensão...*

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais pela oportunidade e apoio concedido.

À minha esposa e filha pelo apoio e compreensão.

Ao meu orientador Prof. Dr. Roberto Bortolussi por acreditar no meu trabalho e pela amizade.

Aos Prof. Dr. Gustavo Henrique Bolognesi Donato pela ajuda e apoio prestado durante a realização deste projeto.

Ao Centro Universitário da FEI e a empresa EMBRAER pela oportunidade concedida.

*“Quem não quer pensar é um fanático;
quem não pode pensar é um cretino; quem
não ousa pensar é um covarde.”*

Sir Francis Bacon

RESUMO

A superplasticidade é a capacidade que alguns materiais possuem de sofrer grandes deformações de maneira homogênea. É obtida em materiais de granulação fina e sob determinadas condições de processamento. As condições de processamento para se obter a superplasticidade são basicamente: baixas taxas de deformação e temperaturas superiores a metade da temperatura absoluta de fusão do material. Este trabalho tem como objetivo simular o processo de conformação superplástica pelo método dos elementos finitos. As simulações de superplasticidade foram realizadas em blanks de geometria circular e retangular e o material destes blanks foi a liga de alumínio 5083. Os blanks circulares foram utilizados tanto para a simulação de expansão livre quanto para a conformação de uma peça cônica; já o blank retangular foi utilizado para a obtenção de uma bandeja retangular. Dos modelos simulados foram obtidos os seguintes resultados: curva de pressão x tempo de conformação, redução da espessura da chapa, deformação plástica na espessura e força de fechamento das matrizes. Nas simulações de expansão livre e de conformação da peça cônica observou-se que as máximas pressão de conformação e força de fechamento das matrizes sofreram uma variação de 3,5% e 12%, nas simulações de expansão livre, e de 13,5% e 10,5%, nas simulações de conformação da peça cônica, quando a malha de elementos finitos foi refinada. Também observou-se que a variação da espessura não foi influenciada quando o refinamento da malha foi realizado nestes modelos. Além disso, notou-se que os valores de redução da espessura, obtidos na simulação de conformação da bandeja retangular, apresentaram uma diferença de até 59% quando comparados com dados experimentais propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

Palavras-chave: Superplasticidade. Elementos Finitos. Liga de Alumínio 5083.

ABSTRACT

The superplasticity is the ability that some materials have to undergo large strains. It is obtained at fine grain size materials and under certain processing conditions. The conditions to obtain the superplasticity are basically: low strain rates and temperatures greater than half the absolute melting temperature of the material. This work aims to perform the simulation of superplastic forming by the finite element method. The simulations were performed in blanks with circular and rectangular geometries and the material was considered as 5083 aluminium alloy. The circular blanks were used both for the simulation of the bulge test as for forming a conical part; already rectangular blank was used to obtain a rectangular tray. The models simulated produced the following results: pressure-time profile, thickness reduction, plastic strain at thickness and closing stress at the dies. In the bulge test simulations and in the simulation of a conical part was observed that the maximum pressure of forming and the maximum closing stress at the dies suffered a variation of the 3,5% e 12%, in the simulations of bulge test, and of the 13,5% and 10,5%, in the simulations of a conical part, when the mesh was refined. It could be realized that the thinning was not influenced when the mesh was refined in this models too. Furthermore, it was noted that the thinning, obtained in forming simulation of rectangular tray, showed a difference of up to 59% when compared to experimental data proposed by Luckey, Friedman and Weinmann (2007).

Keywords: Superplasticity. Finite Element. Aluminium Alloy 5083.

LISTA DE TABELAS

TABELA 1- Valores de n' para diferentes mecanismos na superplasticidade	32
TABELA 2- Diferença entre deformação superplástica e deformação plástica clássica	33
TABELA 3- Propriedades da liga AA5083 utilizadas nas simulações	68
TABELA 4- Diâmetro do blank e altura máxima de conformação	70
TABELA 5- Restrições de rotação e translação impostas nos nós contidos nos eixos de simetria (eixos x e z) dos blanks submetidos a simulação de expansão livre	76
TABELA 6- Nomenclatura dos modelos simulados	89
TABELA 7- Máxima pressão e tempo de conformação obtidos nos modelos de bulge test.....	127
TABELA 8- Máximas forças de fechamento das matrizes obtidas nas simulações de expansão livre	130
TABELA 9- Redução máxima da espessura dos blanks submetidos a expansão livre.....	131
TABELA 10- Relação entre o diâmetro útil do blank e máxima altura de conformação	132
TABELA 11- Variáveis de processo da superplasticidade e tempo de simulação computacional dos modelos 3 e 4.....	132
TABELA 12- Aumento percentual do tempo de processamento computacional e de algumas variáveis de processo da superplasticidade após o refinamento da malha- comparação entre os modelos 3 e 4.....	133
TABELA 13- Máxima pressão e tempo de conformação obtidos nas simulações de conformação da peça cônica	134
TABELA 14- Máximas forças de fechamento das matrizes obtidas nas simulações de conformação da peça cônica	134
TABELA 15- Redução máxima da espessura dos blanks utilizados na conformação da peça cônica.....	135
TABELA 16- Variáveis de processo da superplasticidade e tempo de simulação computacional dos modelos 5 e 6.....	136
TABELA 17- Variação percentual do tempo de processamento computacional e de algumas variáveis de processo da superplasticidade após o refinamento da malha - comparação entre os modelos 5 e 6.....	137

TABELA 18- Redução da espessura, no eixo X, obtido no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	141
TABELA 19- Redução da espessura, no eixo Z, obtido no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	141
TABELA 20- Diferença percentual entre os dados de redução da espessura obtidos no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007)	143

LISTA DE FIGURAS

FIGURA 1- Geometrias a serem obtidas na simulação dos blanks circulares. (a) Geometria obtida em uma das simulações de expansão livre; (b) peça cônica	23
FIGURA 2- Geometria a ser obtida após a conformação do blank retangular.....	23
FIGURA 3- Desenho do ferramental e ilustração do processo de conformação superplástica de expansão livre. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica	24
FIGURA 4- Desenho do ferramental e ilustração do processo de conformação superplástica da peça cônica. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.	25
FIGURA 5- Desenho do ferramental utilizado para realizar a simulação do processo de conformação da bandeja retangular	25
FIGURA 6- Ilustração do processo de conformação superplástica da bandeja retangular. (a) Início do processo de conformação superplástica, (b) fim do processo de conformação superplástica.....	26
FIGURA 7- Corpo de prova de uma liga Bi–Sn eutética com 1950% de alongamento	28
FIGURA 8- Peças obtidas por meio do processo de conformação superplástica . (a) Componente aeroespacial, (b) porta de um automóvel.....	29
FIGURA 9- Curva tensão de escoamento x taxa de deformação para distintos tamanhos de grão da liga Sn5%Bi.....	36
FIGURA 10- Curva tensão- x deformação convencional da liga eutética Sn-Pb superplástica.	37
FIGURA 11- Representação da tendência de perda da instabilidade plástica do “Tipo I”.....	37
FIGURA 12- Representação da perda de estabilidade plástica do “Tipo II”	38
FIGURA 13 Curva tensão x deformação verdadeira para um material superplástico idealizado.....	39
FIGURA 14- (a) Curva- tensão x taxa deformação. (b) Curva- alongamento (%) x taxa de deformação.....	40
FIGURA 15- Curva tensão logarítmica x taxa deformação logarítmica.....	41
FIGURA 16- Influência do tamanho de grão e da temperatura no coeficiente de sensibilidade a taxa de deformação	42

FIGURA 17- Influência do tamanho de grão na tensão de escoamento e no valor do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação	43
FIGURA 18- Ilustração do método de conformação superplástica por sopro/vácuo.....	46
FIGURA 19- Ilustração do método de conformação superplástica por sopro/vácuo com matriz fêmea	46
FIGURA 20- Efeito da pressão hidrostática na cavitação da liga superplástica Supral 220 conformada a 480 °C com taxa de deformação de 10^{-3} s^{-1}	47
FIGURA 21- Curva pressão x tempo obtida no processo de conformação superplástica de uma chapa	48
FIGURA 22- Operação de termo-conformação assistida por matriz macho e pressão	49
FIGURA 23- Operação de termo-conformação assistida por matriz fêmea e pressão	49
FIGURA 24- Operação de termo-conformação assistida por macho, pressão e contrapressão	49
FIGURA 25- Método de embutimento profundo utilizado na conformação de material superplástico	50
FIGURA 26- Processo combinado de conformação superplástica e ligação por difusão	51
FIGURA 27- Peça de titânio obtida pelo método de conformação superplástica e ligação por difusão.....	51
FIGURA 28- Método de Newton Raphson para uma iteração.....	59
FIGURA 29- Procedimento Incremental de força aplicada conforme o método de Newton Raphson.....	59
FIGURA 30- Elemento Elemento sólido hexaédrico tridimensional com 20 nós e elemento shell bidimensional com 8 nós.....	61
FIGURA 31- Elementos Elementos bidimensionais e tridimensionais parabólicos e lineares.....	62
FIGURA 32- Diferença entre uma malha quadrática linear e uma malha quadrática parabólica ao sofrer deformação.....	62
FIGURA 33- Ilustração do processo de conformação superplástica por expansão livre. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.....	69

FIGURA 34- Ferramenta com profundidade de 50 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 160$ mm.....	70
FIGURA 35- Ferramenta com profundidade de 50 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm	71
FIGURA 36- Ferramenta com profundidade de 100 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm	71
FIGURA 37- Simplificação do ferramental com profundidade de 50 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 160$ mm.....	72
FIGURA 38- Simplificação dos ferramental com profundidade de 50 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.....	72
FIGURA 39- Simplificação dos ferramental com profundidade de 100 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.....	73
FIGURA 40- Tamanho da malha no blank de $\varnothing 160$ mm que alcançará uma altura de domo de 50 mm	74
FIGURA 41- Tamanho da malha no blank de $\varnothing 260$ mm que alcançará uma altura de domo de 50 mm	74
FIGURA 42- Tamanho da malha no blank de $\varnothing 260$ mm que alcançará uma altura de domo de 100 mm	75
FIGURA 43- Localização dos nós que devem sofrer restrições parciais de seus movimentos devido a simetria do blank e a utilização de um quarto de modelo	76
FIGURA 44- Processo de conformação por expansão livre com as regiões da chapa, em vermelho, impossibilitadas de sofrer rotação e translação	77
FIGURA 45- Blank de $\varnothing 160$ mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque	77
FIGURA 46- Blank de $\varnothing 260$ mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque	77
FIGURA 47- Ilustração do processo de conformação superplástica da peça cônica. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica	78
FIGURA 48- Ferramenta utilizada na simulação de conformação da peça cônica.....	79
FIGURA 49- Simplificação do ferramental utilizado na simulação de conformação da peça cônica.....	80

FIGURA 50- Tamanhos de malha declarados no blank de $\varnothing 180$ mm utilizado na simulação de conformação da peça cônica.....	81
FIGURA 51- Processo de conformação da peça cônica com as regiões da chapa, em vermelho, impossibilitadas de sofrer rotação e translação	82
FIGURA 52- Blank de $\varnothing 180$ mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque	83
FIGURA 53- Ilustração do processo de conformação superplástica do blank retangular. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica	84
FIGURA 54- Blank retangular destinado a conformação superplástica	84
FIGURA 55- Geometria da matriz para obtenção de uma bandeja retangular de 100 mm de profundidade	86
FIGURA 56- Malha de 10 mm criada no blank retangular	86
FIGURA 57- Localização dos nós, do blank retangular, impossibilitados de sofrer rotação e translação	87
FIGURA 58- Localização dos nós, do blank retangular, que devem sofrer restrições parciais de seus movimentos devido a simetria do blank e a utilização de um quarto de modelo	88
FIGURA 59- Modelo 1	90
FIGURA 60- Modelo 2	90
FIGURA 61- Modelo 3	91
FIGURA 62- Modelo 4	91
FIGURA 63- Modelo 5	92
FIGURA 64- Modelo 6	92
FIGURA 65- Modelo 7	93
FIGURA 66- Geometria obtida em uma das simulações de expansão livre. Faixa em vermelho indicando a localização dos nós que foram selecionados para criar as curvas de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.....	94
FIGURA 67- Distribuição da espessura do blank de $\varnothing 160$ mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 50 mm (Modelo 1).....	95
FIGURA 68- Distribuição da espessura do blank de $\varnothing 260$ mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 50 mm (Modelo 2).....	96
FIGURA 69- Distribuição da espessura do blank de $\varnothing 260$ mm conformado até uma	

atingir uma altura de domo de 100 mm (Modelo 3).....	96
FIGURA 70- Distribuição da espessura do blank de Ø260 mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 100 mm (Modelo 4).....	97
FIGURA 71- Variação percentual da espessura do blank do modelo 1	98
FIGURA 72- Variação percentual da espessura do blank do modelo 2.....	98
FIGURA 73- Variação percentual da espessura do blank do modelo 3.....	99
FIGURA 74- Variação percentual da espessura do blank do modelo 4.....	99
FIGURA 75- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 1	100
FIGURA 76- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 2.....	101
FIGURA 77- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 3.....	101
FIGURA 78- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 4.....	102
FIGURA 79- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 1	102
FIGURA 80- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 2	103
FIGURA 81- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 3	103
FIGURA 82- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 4.....	104
FIGURA 83- Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 1 antes e depois do ajuste	105
FIGURA 84- Variação percentual da espessura do blank do modelo 1 antes e depois do ajuste da curva de pressão	106
FIGURA 85- Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 1 antes e depois do ajuste	107
FIGURA 86- Variação percentual da espessura do blank do modelo2 antes e depois do ajuste da curva de pressão	107
FIGURA 87- Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 3 antes e depois do ajuste.....	108
FIGURA 88- Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 4 antes e depois do ajuste.....	109
FIGURA 89- Variação percentual da espessura do blank do modelo3 antes e depois do ajuste da curva de pressão	109

FIGURA 90- Variação percentual da espessura do blank do modelo 4 antes e depois do ajuste da curva de pressão	110
FIGURA 91- Força de fechamento das matrizes - modelo 1	111
FIGURA 92- Força de fechamento das matrizes - modelo 2	112
FIGURA 93- Força de fechamento das matrizes - modelo 3	112
FIGURA 94- Força de fechamento das matrizes - modelo 4	113
FIGURA 95- Peça a ser obtida na simulação de conformação da peça cônica. Faixa em vermelho indicando a localização dos nós que foram selecionados para plotar as curvas de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.....	113
FIGURA 96- Distribuição da espessura da peça cônica. Simulação realizada utilizando a malha (c)	115
FIGURA 97- Distribuição da espessura da peça cônica. Simulação realizada utilizando a malha (d).....	115
FIGURA 98- Variação percentual na espessura do blank do modelo 5	116
FIGURA 99- Variação percentual na espessura do blank do modelo 6.....	116
FIGURA 100- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 5	117
FIGURA 101- Deformação plástica na espessura do blank do modelo 6.....	117
FIGURA 102- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 5	118
FIGURA 103- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 6	118
FIGURA 104- Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 5 antes e depois do ajuste	119
FIGURA 105- Variação percentual da espessura do blank do modelo 5 antes e depois do ajuste da curva de pressão	120
FIGURA 106- Força de fechamento das matrizes - modelo 5	121
FIGURA 107- Força de fechamento das matrizes - modelo 6	122
FIGURA 108- Peça a ser obtida na simulação de conformação do blank retangular. Faixas em vermelho indicando a localização dos nós que foram selecionados para plotar as curvas de redução da espessura x posição	123
FIGURA 109- Distribuição da espessura - modelo 7.....	124
FIGURA 110- Variação percentual da espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo Z do modelo 7.....	125

FIGURA 111- Variação percentual da espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo X do modelo 7	125
FIGURA 112- Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 7	126
FIGURA 113- Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos de expansão livre	127
FIGURA 114- Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos 3 e 4 obtidas após a região inicial das curvas sofrerem extrapolação	128
FIGURA 115- Variação na força de fechamento da matriz devido o tamanho da malha de elementos finitos - modelos 3 e 4.....	130
FIGURA 116- Redução da espessura dos blanks simulados em expansão livre	131
FIGURA 117- Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos de conformação da peça cônica- modelos 5 e 6	134
FIGURA 118- V Variação na força de fechamento da matriz devido o tamanho da malha de elementos finitos - modelos 5 e 6.....	135
FIGURA 119- Redução da espessura do blank obtido nas simulações de conformação da peça cônica.....	136
FIGURA 120- Curvas de redução da espessura do blank x posição obtidas via simulação e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann. Redução da espessura apresentada pelos nós contidos no eixo de simetria X da bandeja conformada	138
FIGURA 121- Curvas de redução da espessura x posição obtidas via simulação e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann. Redução da espessura apresentada pelos nós contidos no eixo de simetria Z da bandeja conformada	138
FIGURA 122- Redução da espessura do blank retangular no eixo X após a conformação. (a) Resultados obtidos na simulação de conformação do modelo 7 ; (b) Resultados obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	139
FIGURA 123- Redução da espessura do blank retangular no eixo Z após a conformação. (a) Resultados obtidos na simulação de conformação do modelo 7 ; (b) Resultados obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	139
FIGURA 124- Redução da espessura do blank retangular no eixo X após a conformação. Comparação entre os resultados obtidos no modelo 7 com aqueles obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	140

FIGURA 125- Redução da espessura do blank retangular no eixo Z após a conformação. Comparação entre os resultados obtidos no modelo 7 com aqueles obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).....	140
FIGURA 126- Redução da espessura, no eixo X, obtido experimentalmente e via elementos finitos. Dados extraídos da tabela 18.....	142
FIGURA 127- Redução da espessura, no eixo Z, obtido experimentalmente e via elementos finitos. Dados extraídos da tabela 18.....	142
FIGURA 128- Diferença percentual de redução da espessura do balnk, nos eixos X e Z, em relação aos dados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Dados extraídos da tabela 20.....	144
FIGURA 129- Diferença percentual aceitável e não aceitável de redução da espessura, nos eixos X e Z, em relação aos dados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Dados extraídos da tabela 20.....	144
FIGURA 130- Redução da Espessura, no eixo X, obtido para diferentes valores de coeficiente de atrito tabela 14.....	146
FIGURA 131- Redução da Espessura, no eixo Z, obtido para diferentes valores de coeficiente de atrito tabela 14.....	147

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO	22
2 OBJETIVO	23
3 SUPERPLASTICIDADE	27
3.1 Referencial histórico	27
3.2 Conceitos e definições	27
3.3 Tipos de superplasticidade	29
3.4 Modelos matemáticos do comportamento superplástico	31
3.5 A curva tensão x deformação na superplasticidade	36
3.6 A curva tensão x taxa de deformação	39
3.7 Cavitação na superplasticidade	43
3.8 Conformação superplástica	44
3.8.1 Conformação por sopro/vácuo	45
3.8.2 Termo-conformação	48
3.8.3 Embutimento profundo	50
3.8.4 Conformação superplástica e ligação por difusão	50
4 SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA	52
4.1 O método dos elementos finitos	52
4.2 Alguns tipos de análise e métodos utilizados em elementos finitos	53
4.3 Não linearidade em elementos finitos	55
4.4 Formulação de elementos finitos	55
4.5 Métodos de solução do sistema de equações	57
4.5.1 Solução implícita	57
4.5.2 Solução explícita	59
4.6 Tipos de elementos utilizados na simulação de conformação de chapas	61
4.7 Modelo de contato	63
4.8 Modelo de atrito	64
4.9 Geração de malha	64

4.10 Controle numérico da taxa de deformação na conformação superplástica ...	65
4.10.1.Considerações iniciais	65
4.10.2.Controle da taxa de deformação	65
5 METODOLOGIA.....	68
5.1 Material	68
5.2 Métodos	69
5.2.1 Simulações de expansão livre.....	69
5.2.1.1 Geometria do ferramental.....	70
5.2.1.2 Simplificação das ferramentas concebidas para as simulações de expansão livre.....	72
5.2.1.3 Malha de elementos finitos.....	73
5.2.1.4 Contato entre blank e matriz.....	75
5.2.1.5 Condições de contorno dos modelos	75
5.2.1.6 Modelo de atrito	78
5.2.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica	78
5.2.2.1 Geometria do ferramental.....	79
5.2.2.2 Simplificação do ferramental concebido para a simulação de conformação da peça cônica.....	79
5.2.2.3 Malha de elementos finitos.....	80
5.2.2.4 Contato entre blank e matriz.....	81
5.2.2.5 Condições de contorno dos modelos	81
5.2.2.6 Modelo de atrito	83
5.2.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular	83
5.2.3.1 Geometria do ferramental.....	85
5.2.3.2 Malha de elementos finitos.....	86
5.2.3.3 Contato entre blank e matriz.....	87
5.2.3.4 Condições de contorno do modelo	87
5.2.3.5 Modelo de atrito	88
5.2.4 Nomenclatura dos modelos simulados	88
6 RESULTADOS	94

6.1 Simulações de expansão livre	94
6.1.1 Distribuição da espessura	95
6.1.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição.....	97
6.1.3 Gráficos de deformação plástica na espessura x posição	100
6.1.4 Curvas de pressão x tempo de conformação	102
6.1.5 Força necessária para o fechamento das matrizes x tempo de conformação.....	110
6.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica	113
6.2.1 Distribuição da espessura	114
6.2.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição.....	116
6.2.3 Gráficos de deformação plástica na espessura x posição	117
6.2.4 Curvas de pressão x tempo de conformação	118
6.2.5 Força necessária para o fechamento das matrizes x tempo de conformação.....	121
6.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular	122
6.3.1 Distribuição da espessura	123
6.3.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição.....	124
6.3.3 Curvas de pressão x tempo de conformação	126
7 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	127
7.1 Simulações de expansão livre	127
7.1.1 Curvas de pressão x tempo de conformação	127
7.1.2 Forças de fechamento das matrizes x tempo de conformação.....	129
7.1.3 Gráficos de redução da espessura dos blanks x posição.....	131
7.1.4 Tempo de processamento computacional.....	132
7.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica	133
7.2.1 Curvas de pressão x tempo de conformação	133
7.2.2 Forças de fechamento das matrizes x tempo de conformação.....	134
7.2.3 Gráficos de redução da espessura do blank x posição.....	135
7.2.4 Tempo de processamento computacional x precisão dos resultados	136
7.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular	137
7.3.1 Gráficos de redução da espessura do blank x posição.....	137
8 CONCLUSÕES	148

9 SUGESTÕES PARA NOVOS TRABALHOS..... 149

REFERÊNCIAS 150

1 INTRODUÇÃO

A superplasticidade é definida como a capacidade que alguns materiais possuem de sofrer grandes deformações de maneira homogênea. É obtida em materiais de granulação fina e sob determinadas condições de processamento. Tal fenômeno é observado principalmente em ligas metálicas, tais como ligas de alumínio e titânio.

As condições de processamento para se obter a superplasticidade são basicamente: baixas taxas de deformação e temperaturas superiores a metade da temperatura absoluta de fusão do material. As exigências microestruturais aliadas as condições de processamento objetivam relacionar tensão e taxa de deformação levando em conta: temperatura, crescimento de grão (estático e dinâmico), encruamento/amolecimento, cavitação e perda das propriedades mecânicas após o processo de conformação.

O processo de conformação superplástica tem sido alvo de grande interesse nas últimas décadas por permitir a produção de peças de geometria complexa, a utilização de materiais de elevada resistência e a aplicação de baixos esforços de conformação. A grande desvantagem do processo de conformação superplástica, comparado aos processos de conformação convencionais, é a baixa velocidade de conformação, visto que um dos pré-requisitos para a obtenção da superplasticidade é a utilização de baixas taxas de deformação.

Em trabalho publicado por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) nota-se que a simulação do processo de conformação superplástica pelo método dos elementos finitos é uma poderosa ferramenta quando deseja-se prever: a homogeneidade dimensional da peça conformada e a curva de pressão x tempo de conformação do processo. Neste trabalho também se observa que os dados obtidos via simulação foram validados experimentalmente.

2 OBJETIVO

O presente trabalho tem como objetivo realizar a simulação do processo de conformação superplástica pelo método dos elementos finitos, utilizando o software MSC MARC®.

A simulação da superplasticidade será realizada utilizando blanks circulares, de diferentes diâmetros, e um blank retangular. Um dos blanks circulares será conformado até que a geometria de um cone seja obtida, conforme ilustra a figura 1(b), e os demais blanks circulares serão conformados até que domos esféricas sejam obtidos, ou seja, os demais blanks circulares serão utilizados para realizar simulações de expansão livre. A figura 1(a) ilustra a geometria a ser obtida em uma das simulações de expansão livre; já a figura 2 ilustra a geometria a ser obtida na conformação do blank retangular.

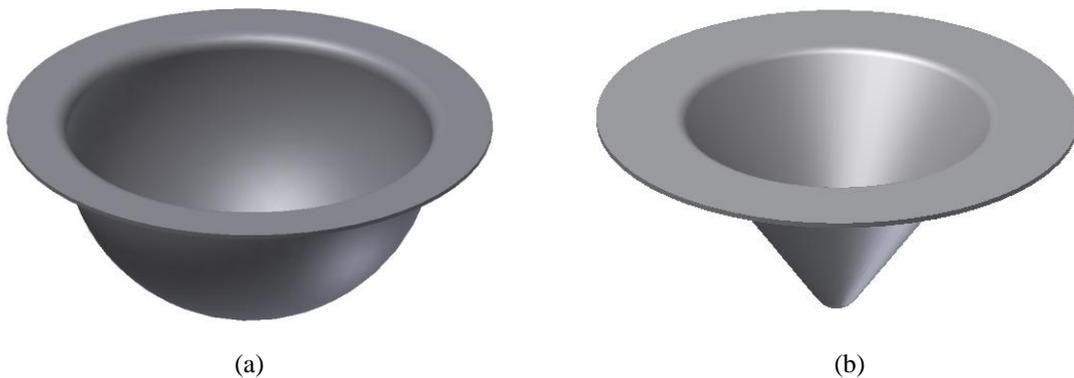


Figura 1- Geometrias a serem obtidas na simulação dos blanks circulares. (a) Geometria obtida em uma das simulações de expansão livre; (b) peça cônica.

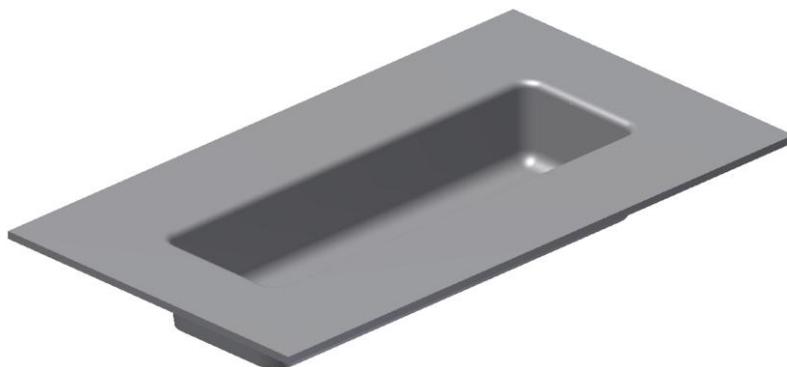
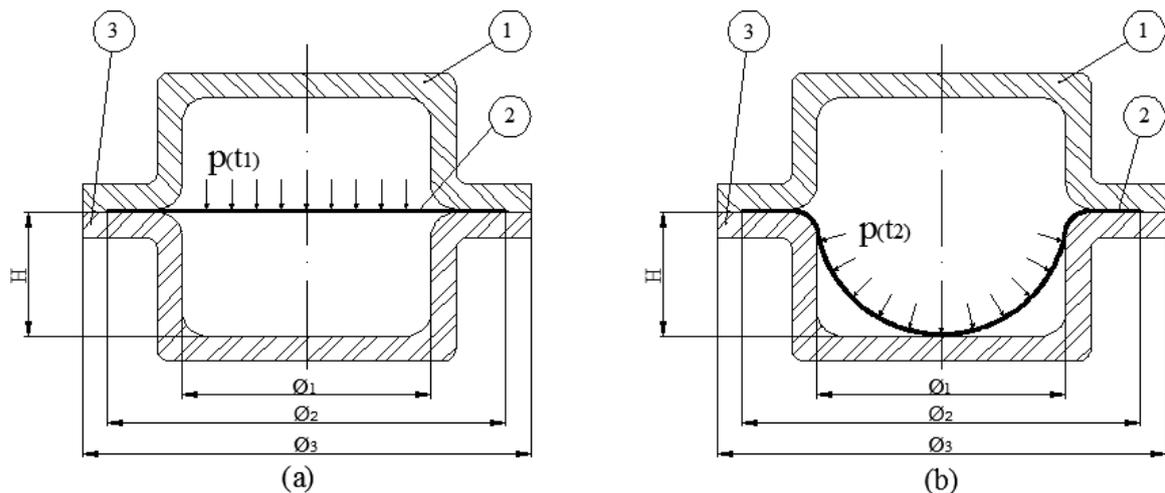


Figura 2- Geometria a ser obtida após a conformação do blank retangular.

As figuras 3 e 4 ilustram os processos de conformação e os ferramentais que serão utilizados nas simulações de expansão livre e de conformação da peça cônica. Já as figuras 5 e 6 ilustram o ferramental e o processo de conformação superplástica do blank retangular a ser simulado.

Devido as simulações de expansão livre serem realizadas com diferentes tamanhos de blanks e alturas de conformação tem-se que a geometria do ferramental utilizado varia conforme a tabela na figura 3. É válido ressaltar que os modelos de expansão livre 3 e 4, descritos na tabela da figura 3, foram concebidos com ferramentais de mesma geometria. A diferença entre eles (modelos 3 e 4) ocorre devido a utilização de uma malha mais refinada no blank do modelo 4.

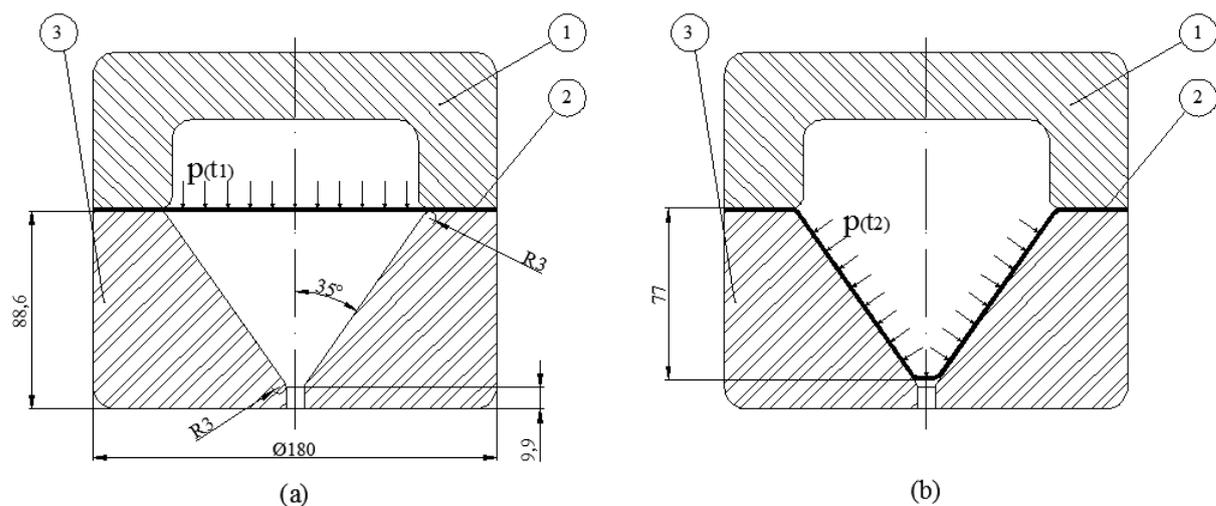


$p(t_1)$ e $p(t_2)$ representam a pressão necessária para a conformação superplástica em diferentes instantes.

Item	Descrição
1	Matriz Superior
2	Blank
3	Matriz Inferior

Modelo	\varnothing_1 (mm)	\varnothing_2 (mm)	\varnothing_3 (mm)	H(mm)
1	100	160	180	50
2	200	260	280	50
3 e 4	200	260	280	100

Figura 3- Desenho do ferramental e ilustração do processo de conformação superplástica de expansão livre. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.



$p(t_1)$ e $p(t_2)$ representam a pressão necessária para a conformação superplástica em diferentes instantes.

Item	Descrição
1	Matriz Superior
2	Blank - Ø180 mm
3	Matriz Inferior

Figura 4- Desenho do ferramental e ilustração do processo de conformação superplástica da peça cônica. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.

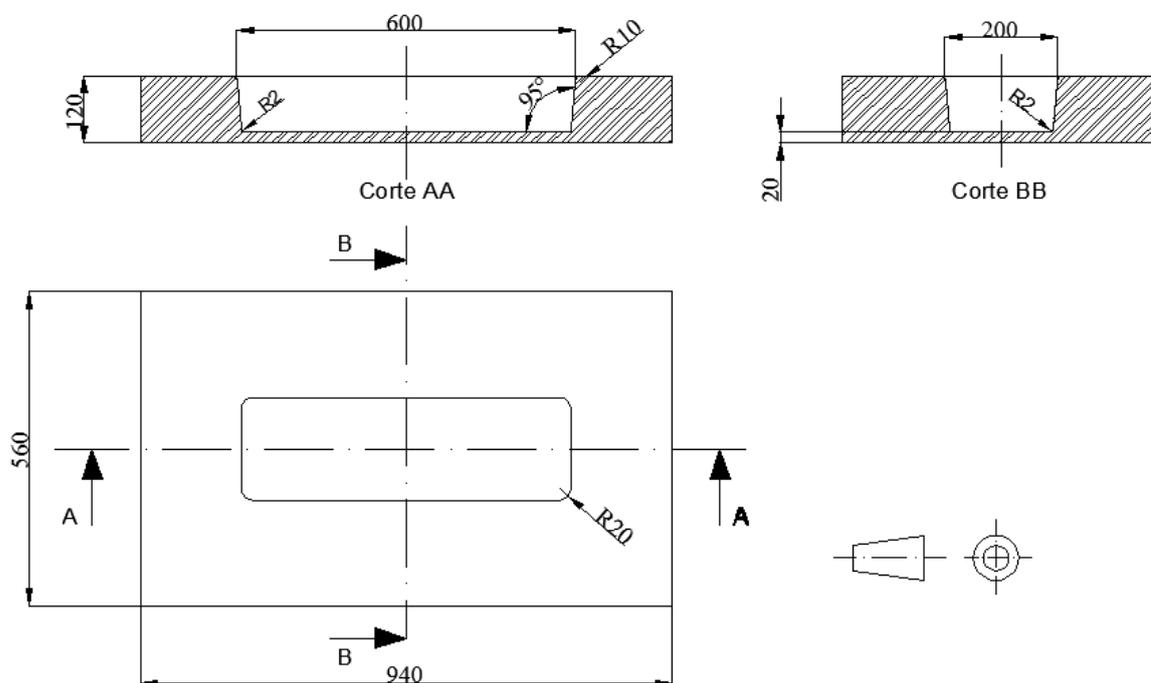
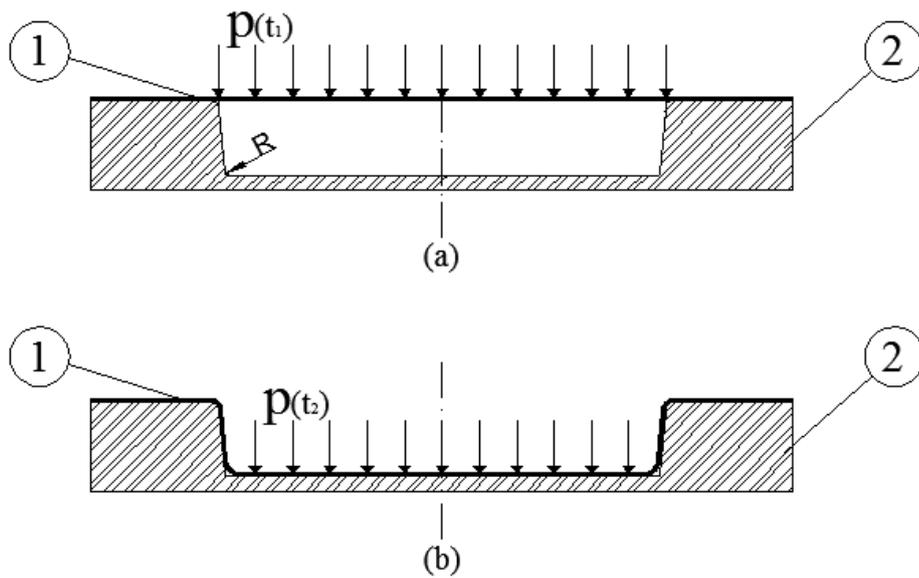


Figura 5- Desenho do ferramental utilizado para realizar a simulação do processo de conformação da bandeja retangular.



Item	Descrição
1	Blank - 560 x 940 x 1,22 (mm)
2	Matriz

$p(t_1)$ e $p(t_2)$ representam a pressão necessária para a conformação superplástica em diferentes instantes.

Figura 6- Ilustração do processo de conformação superplástica da bandeja retangular. (a) Início do processo de conformação superplástica, (b) fim do processo de conformação superplástica.

Das simulações do processo de conformação superplástica os seguintes resultados serão obtidos: curva de pressão x tempo de conformação, redução da espessura da chapa, deformação plástica na espessura e força necessária para o fechamento das matrizes.

3 SUPERPLASTICIDADE

3.1 Referencial histórico

O estudo fenomenológico da superplasticidade, do ponto de vista técnico científico, foi iniciado por Bengough em 1912 (BENGOUGH, 1912 apud GUANABARA JUNIOR, 2009). No entanto, pesquisas sobre superplasticidade foram realmente iniciadas no Ocidente, quando o clássico artigo de Underwood foi publicado em 1962 (UNDERWOOD, 1962 apud GUANABARA JUNIOR, 2009). Tal artigo relata estudos do comportamento superplástico realizado pelos russos entre 1940 e 1960. Antes de 1964 as pesquisas sobre superplasticidade eram efetuadas por meio de ensaios de tração a quente, onde o objetivo era obter o maior alongamento possível do corpo de prova.

A pesquisa tecnológica do fenômeno superplástico foi iniciada nos trabalhos realizados por Backofen, Turner e Avery (BACKOFEN; TURNER; AVERY, 1964; BACKOFEN; AVERY, 1965), onde os estudos do comportamento mecânico foram realizados por meio de ensaios de tração a quente dando ênfase ao expoente de sensibilidade à taxa de deformação, representado pela letra m . A partir do expoente m muitas teorias sobre a deformação superplástica têm sido propostas e estudadas, resultando numa série de aplicações tecnológicas.

Com o passar do tempo as pesquisas sobre superplasticidade foram evoluindo e abrangendo uma gama maior de materiais. Atualmente as pesquisas não se limitam a estudar somente os materiais metálicos (CHOKSHI; MUKHERJEE; LANGDON, 1993 apud PUGLINO SAGRADI, 1996), como acontecia quando o fenômeno da superplasticidade começou a ser estudado, e estuda-se também materiais cerâmicos (MA; LANGDON, 1996), compósitos (CHAN; TONQ, 2001) e intermetálicos (LI; ARNBERG, 2004).

3.2 Conceitos e definições

A superplasticidade é definida como a capacidade que determinados materiais policristalinos possuem de apresentarem grandes alongamentos, de maneira isotrópica (SATO; KURIBAYASHI, 1994), sem a ocorrência de instabilidade plástica, sobre determinadas condições de microestrutura, temperatura (T) e taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$)

(MAEHARA; LANGDON, 1990; LANGDON, 1982a apud PUGLINO SAGRADI, 1996). Os valores de deformação podem superar 1500% de alongamento, conforme ilustra a figura 7 (LANGDON, 1991).

Entretanto, ao ser dito que o material apresenta grandes alongamentos, pode-se dar a entender que o fenômeno ocorre apenas quando a sollicitação é trativa, portanto um conceito mais amplo, proposto por Johnson (JOHNSON, 1970 apud PULINO SAGRADI, 1996), define a superplasticidade como um fenômeno no qual alguns materiais apresentam ductilidade acima do convencional quando sofrem uma dada sollicitação. A figura 8 ilustra duas peças obtidas por meio do processo de conformação superplástica, onde a sollicitação mecânica não foi apenas de natureza trativa durante o processo de fabricação.

Os materiais que podem sofrer este tipo de sollicitação são diversos, conforme já especificado no item 3.1. (Referencial histórico), porém as ligas metálicas que geralmente apresentam superplasticidade são as ligas de Ni, Ti, Al e Mg (SHERBY; WADSWORTH, 1989; HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008).

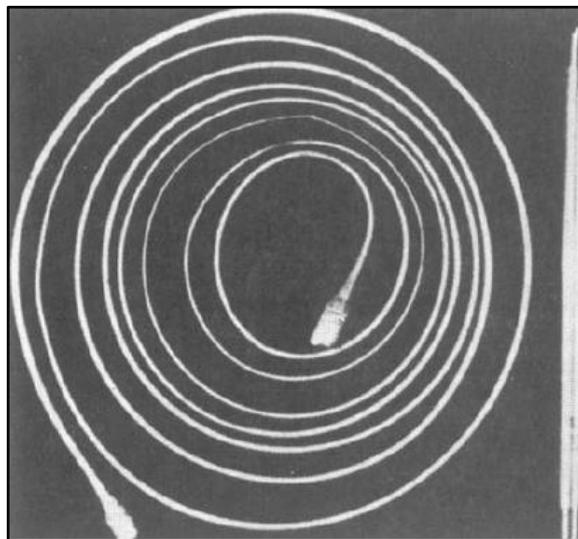


Figura 7 - Corpo de prova de uma liga Bi-Sn eutética com 1950% de alongamento. Fonte: Hosford; Caddell, 2007, p. 57.



Figura 8 – Peças obtidas por meio do processo de conformação superplástica . (a) Componente aeroespacial, (b) porta de um automóvel.
Fonte: Bonet et al, 2006, p. 6581.

3.3 Tipos de superplasticidade

A superplasticidade pode ocorrer de diferentes formas, por isso ela é classificada em diferentes tipos. Tal classificação caracteriza-se por diferenciar o mecanismo responsável pelo fenômeno superplástico. A classificação mais recente da superplasticidade divide-se em: estrutural, por transformação de fase e por ciclagem térmica (CHOKSHI; MUKHERJEE; LANGDON, 1993 apud PUGLINO SAGRADI, 1996; MAEHARA, LANGDON, 1990; EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud PULINO SAGRADI, 1996). A seguir têm-se uma breve descrição desta classificação:

- superplasticidade estrutural: obtida quando um material, de granulação fina, é submetido a uma pequena solitação, determinada taxa de deformação e temperatura superior à metade da temperatura absoluta de fusão do material.
- superplasticidade por transformação de fase: alcançada quando um determinado material que apresenta transformação alotrópica é submetido a uma pequena solitação mecânica enquanto a sua temperatura varia ciclicamente acima e abaixo da temperatura de transformação de fase.
- superplasticidade por ciclagem térmica: quando o efeito da superplasticidade é induzido por ciclagem de temperatura e pequena solitação mecânica, existindo dilatação térmica diferenciada em determinadas regiões cristalográficas (anisotropia no coeficiente de dilatação do material).

Ainda da classificação de superplasticidade é válido dizer que os baixos esforços de conformação podem ser entendidos como esforços que submetem o material a tensões inferiores ao seu limite de escoamento.

Na superplasticidade por ciclagem térmica a variação da temperatura e a anisotropia do coeficiente de dilatação permitem o surgimento de pequenas deformações no material. Estas deformações acabam permitindo que tensões internas apareçam. Tais tensões aliadas às tensões advindas dos baixos esforços de conformação aplicados permitem uma maior deformação do material; já na superplasticidade por transformação de fase há também o surgimento de deformações, e conseqüentemente tensões internas no material, o que explica o baixo esforço de conformação, no entanto a deformação interna surge devido à mudança de volume do material quando ele sofre transformação alotrópica (SHERBY; WADSWORTH, 1989). Ligas de zinco e urânio α são exemplos de ligas metálicas que podem apresentar superplasticidade por ciclagem térmica ; já ligas de ferro (aço carbono), titânio e zircônio são ligas metálicas que podem apresentar superplasticidade por transformação de fase. (EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud PULINO SAGRADI, 1996; SHERBY, 1989).

Na superplasticidade estrutural o mecanismo predominante é a rotação e a translação dos grãos. Este tipo de superplasticidade é o mais encontrado nos metais e suas ligas. Além dos requisitos de pequeno tamanho de grão (menor ou igual a $10\mu m$), baixas taxas de deformação (de 10^{-2} a $10^{-6} s^{-1}$) e temperaturas maiores ou iguais à metade da temperatura absoluta de fusão, observa-se que em muitas ligas superplásticas a presença de uma microestrutura bifásica dificulta o crescimento dos grãos durante a deformação. Logo, ligas superplásticas dúplex, eutéicas e eutetóides são preferíveis quando se deseja alcançar a superplasticidade estrutural. Partículas de segunda fase, distribuídas de maneira homogênea na matriz, permitem que a ancoragem dos grãos ocorra e se estas apresentarem maior resistência que a matriz elas cooperam para que os grãos sofram recristalização dinâmica durante a deformação, ou seja, a ancoragem e a recristalização dinâmica dificultam o crescimento dos grãos. (CHOKSHI; MUKHERJEE; LANGDON, 1993 apud PUGLINO SAGRADI, 1996 ; LANGDON, 1991; COURTNEY, 1990; SHERBY, 1989; HAYDEN; FLOREEN; GOODELL, 1972; MAEHARA; OHMORI, 1987 MAEHARA, 1991 apud SAGRADI, 1997).

3.4 Modelos matemáticos do comportamento superplástico

De maneira simplificada, o comportamento superplástico macroscópico pode ser descrito conforme as equações (1) ou (2), sendo a equação (1) a mais abordada no estudo do comportamento superplástico. (HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008; SAGRADI, 1997; GIULIANO; FRANCHITTI, 2007; BACKOFEN; TURNER; AVERY, 1964)

$$\sigma = K \cdot \dot{\epsilon}^m \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon} = C \cdot \sigma^{n'} \quad (2)$$

σ é a tensão de escoamento, K é uma constante que engloba características do material e efeitos da temperatura, $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação, m é o expoente de sensibilidade a taxa de deformação, C é uma constante que é o inverso de K , portanto também engloba características do material e efeito da temperatura ($C = 1/K$) e n' é o expoente de tensão, onde $n' = 1/m$.

É de grande valia ressaltar que para materiais superplásticos o valor de m varia de 0,3 a 1, entretanto o valor mais aceito como mínimo para que o fenômeno da superplasticidade ocorra é de 0.5. (SAGRADI, 1997). Caso o fenômeno da superplasticidade seja estudado utilizando a equação (2), que nada mais é do que a equação utilizada para o estudo de fluência (CALLISTER, 2002a), os valores de n' variam, sendo que o valor de n' está diretamente relacionado ao mecanismo dominante durante o fenômeno superplástico. Na tabela 1 têm-se os valores de n' para cada tipo de mecanismo predominante durante o fenômeno superplástico. Uma observação importante a ser feita é que na literatura o expoente de tensão é representado pela letra n e não por n' , conforme ilustrado anteriormente, no entanto a letra n também é utilizada na literatura para representar o expoente de encruamento do material, logo decidiu-se representar o expoente de tensão por n' para que o mesmo não seja confundido com o expoente de encruamento.

Tabela 1- Valores do expoente de tensão (n') para diferentes mecanismos na superplasticidade.

Expoente de tensão (n')	Mecanismo dominante no comportamento superplástico
$n' \sim 1$	transporte de átomos por difusão (granulação fina), baixas tensões e altas temperaturas.
$n' \sim 2$	deslizamento de contornos de grão.
$n' \sim 3$	movimentação de discordâncias na rede cristalina (ligas com solução sólida) controladas por atrito viscoso.
$n' \sim 5$	deslizamento de discordâncias controlados por escalonagem ('climb') de discordâncias, (metais puros).
$n' > 5$	tensão interna em função de fatores microestruturais, precipitação de fases e de discordâncias.

Fonte: Guanabara Junior; 2009 p.16.

Nota-se que a equação (1) nada mais é do que uma simplificação da equação (3), conforme ilustrada abaixo, onde o efeito da deformação plástica clássica (deformação pelo movimento de discordâncias) é levado em consideração (ROSSERD, 1966).

$$\sigma = K \cdot \dot{\epsilon}^m \cdot \epsilon^n \quad (3)$$

σ é a tensão de escoamento, K é uma constante que engloba características do material e efeitos da temperatura, $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação, m é o expoente de sensibilidade a taxa de deformação, ϵ é a deformação plástica verdadeira e n o expoente de encruamento.

No entanto a deformação atribuída ao movimento de discordâncias pode ser considerada muito pequena na deformação superplástica (COURTNEY, 1990; SUERY; MUKHERJEE, 1985 apud SAGRADI, 1997; ALDEN, 1967 apud SAGRADI, 1997; GEÇKINLI, 1983 apud SAGRADI, 1997). Portanto, se a parcela da equação (3) que leva em conta o efeito da deformação plástica pelo movimento de discordâncias (ϵ^n) for desprezada a equação (3) será reduzida a equação (1).

Já é sabido que os grãos de um material submetido à deformação superplástica sofrem um diminuto alongamento, compreendendo uma razão média de 1,2 entre o diâmetro maior e menor, medidos após a deformação (CHOKSHI; MUKHERJEE; LANGDON, 1993 apud PUGLINO SAGRADI, 1996; SUERY; MUKHERJEE, 1985 apud SAGRADI, 1997). Tais

alongamentos são desprezíveis quando comparados aos alongamentos obtidos por peças ou corpos de prova conformados superplasticamente, logo o encruamento pode ser desprezado.

Na tabela 2 (GUANABARA JUNIOR, 2009) constam as diferenças fundamentais entre o fenômeno regido pela deformação plástica clássica e a deformação superplástica, para que os dois não sejam confundidos.

Tabela 2- Diferença entre deformação superplástica e deformação plástica clássica.

Deformação Superplástica	Deformação Plástica Clássica
Apresenta alta sensibilidade à taxa de deformação e comportamento inelástico.	Não apresenta dependência da taxa de deformação e comportamento inelástico.
O efeito do encruamento é secundário.	O efeito do encruamento é predominante.
Diminuição da anisotropia (textura) do material ao ser conformado. O material apresenta orientação randômica após a deformação.	Aumento da anisotropia ao ser conformado (orientação preferencial do material na direção da deformação plástica).
A falha ocorre devido à nucleação e crescimento de microcavidades que surgem devido a rotação e translação dos grãos, gerando instabilidade plástica.	A falha ocorre devido à nucleação e crescimento de microcavidades, devido à presença de porosidade, impurezas e/ou presença de partículas de 2ª fase com resistência maior que a da matriz do material, gerando instabilidade plástica.

Fonte: Guanabara Junior, 2008, p.16.

Outro modelo matemático utilizado para descrever a superplasticidade é dado pela equação (4) (YARLAGADDA; GUDIMETLA; ADAM, 2002), onde além da taxa de deformação e da deformação pelo movimento de discordâncias o tamanho de grão também é levado em consideração.

$$\sigma = K \cdot \dot{\epsilon}^m \cdot \epsilon^n \cdot g^p \quad (4)$$

K é a constante que engloba características do material e efeitos da temperatura, $\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação, m é o expoente de sensibilidade a taxa de deformação, ϵ é a deformação plástica verdadeira, n o expoente de encruamento, g é o tamanho de grão e p o expoente de

tamanho de grão, expoente este que vale normalmente 2 ou 3 para materiais superplásticos (RIDLEY, 1990).

Na equação (4) observa-se que se o efeito do tamanho de grão for desprezado, juntamente com o encruamento do material, tal equação será reduzida novamente à equação (1). O grande problema de desprezar a parcela que leva em consideração o tamanho de grão (g^p) na equação (4), é que a maior parte dos materiais que apresentam superplasticidade a altas temperaturas e sob tensão, pode sofrer crescimento de grão devido a estas duas entidades físicas (LANGDON, 1982a apud PULINO SAGRADI, 1996). Porém, se for considerado que há recristalização dinâmica durante a deformação superplástica, de maneira a preservar o tamanho dos grãos, pode-se desprezar a parcela que leva em consideração o tamanho de grão na equação (4).

A equação conhecida como MBD, proposta por Mukherjee-Bird-Dorn (MUKHERJEE, 2002), tem sido utilizada há mais de três décadas e vem apresentando bons resultados em ligas metálicas, intermetálicas e cerâmicas. Esta equação, apresentada como equação (5), descreve a superplasticidade em altas temperaturas e em materiais policristalinos cuja superplasticidade é classificada como estrutural.

$$\dot{\epsilon} = C_1 \cdot D \cdot \left(\frac{G \cdot b}{k \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{b}{d}\right)^p \cdot \left(\frac{\sigma}{G}\right)^{n'} \quad (5)$$

$\dot{\epsilon}$ é a taxa de deformação em regime permanente, C_1 é uma constante adimensional que incorpora todos os parâmetros microestruturais, menos o tamanho de grão, D é o coeficiente de difusão descrito conforme a equação (6), G é o módulo de elasticidade transversal ou módulo de cisalhamento, b é o vetor de Burgers, k é a constante de Boltzmann ($1,381 \cdot 10^{-23}$ J/K), T é a temperatura absoluta do ensaio, d é o tamanho de grão, p é o expoente de tamanho de grão, σ é a tensão aplicada e n' é o expoente de tensão.

$$D = D_0 \cdot e^{-\frac{Q}{R \cdot T}} \quad (6)$$

D_0 é uma constante pré-exponencial independente da temperatura, Q é a energia de ativação, R é a constante universal dos gases (8,314 J/mol.K) e T é a temperatura absoluta.

Analisando a equação (5) e considerando que a parcela $C_1 \cdot D \cdot \left(\frac{G \cdot b}{k \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{b}{d}\right)^p \cdot \left(\frac{1}{G}\right)^{n'}$ é uma constante, observa-se que tal equação nada mais é do que a equação (2) escrita de uma forma mais explícita, onde: $C = C_1 \cdot D \cdot \left(\frac{G \cdot b}{k \cdot T}\right) \cdot \left(\frac{b}{d}\right)^p \cdot \left(\frac{1}{G}\right)^{n'}$. Lembrando que $C = 1/K$ e que $n' = 1/m$ conclui-se que a equação (5) é também igual à equação (1). Portanto o modelo que vem sendo utilizado nas últimas três décadas e conhecido com MDB nada mais é do que a equação proposta por Backofen em 1964 (BACKOFEN, 1964).

Resumidamente pode-se concluir através do estudo das equações propostas acima que: o fenômeno de superplasticidade nada mais é do que o fenômeno de fluência com parâmetros de tempo e temperatura controlados.

Muitas outras equações que visam representar o fenômeno superplástico foram propostas ao longo do tempo. Mais exemplos podem ser encontrados nos trabalhos propostos por: Arieli & Mukherjee (ARIELI; MUKHERJEE, 1980), Ruano & Sherby (XING et al, 2004), dentre outros autores, porém todas as equações, inclusive as citadas anteriormente, foram propostas considerando o valor do coeficiente de sensibilidade a taxa de deformação como constante ($m=0,5$) e a tensão de escoamento inversamente proporcional à raiz quadrada do tamanho de grão. Tais equações também não consideram com clareza a não homogeneidade na deformação para a microestrutura e diferentes tamanhos de grão, orientações e contornos de grão, além de partículas de segunda fase. (AZUSHIMA et al, 2008). Apesar de todos estes inconvenientes, algumas delas se mostram confiáveis para descrever o fenômeno superplástico.

Foi dito anteriormente que as equações que tentam descrever matematicamente a superplasticidade admitem que a tensão de escoamento é inversamente proporcional à raiz quadrada do tamanho de grão, o que parece estar correto quando a equação de Hall-Petch é abordada (CALLISTER, 2002b). Entretanto, admitir que a tensão de escoamento é inversamente proporcional à raiz quadrada do tamanho de grão não é válido quando o fenômeno estudado é a superplasticidade. Tal afirmação pode ser feita porque a equação de Hall-Petch só é válida quando o mecanismo de deformação se dá, principalmente, pelo movimento de discordâncias e não quando o mecanismo de deformação é regido, principalmente, pela rotação e translação de grãos, fato observado na superplasticidade. É de

extrema valia notar que um grão de tamanho maior possui um menor número de contornos para um determinado volume, quando comparado a um grão menor. Isto permite concluir que um grão maior apresenta maior dificuldade em sofrer movimentos de rotação e translação. Dito isso, entende-se porque o tamanho de grão é diretamente proporcional à tensão de escoamento quando o fenômeno em questão é a superplasticidade. (MOHAMED; LANGDON, 1976 apud GUANABARA JUNIOR 2009; MUKERJEE; DORN, 1969 apud GUANABARA JUNIOR 2009). A figura 9 ilustra a proporcionalidade entre tensão e tamanho de grão na superplasticidade.

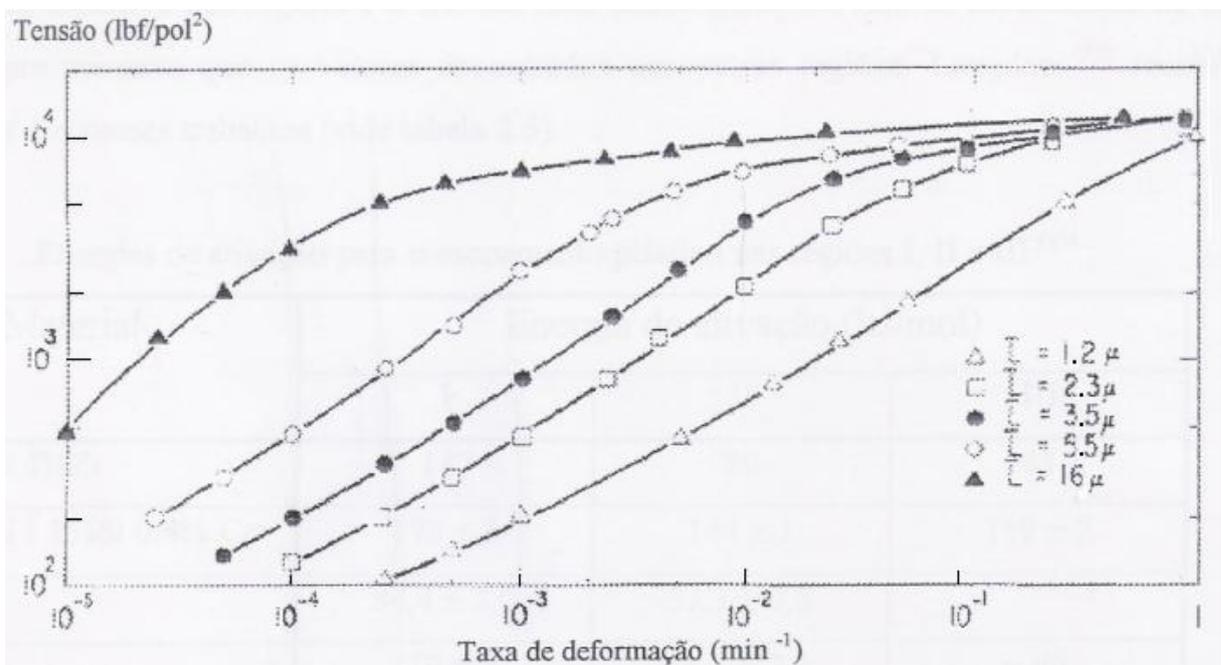


Figura 9 – Curva tensão de escoamento x taxa de deformação para distintos tamanhos de grão da liga Sn5%Bi. Fonte: Alden, 1967 apud Sagradi, 1997, p.15.

3.5 A curva tensão x deformação na superplasticidade

A figura 10 ilustra a curva tensão x deformação convencional de uma liga de Sn-Pb (que apresenta superplasticidade a temperatura ambiente) quando submetida a um ensaio de tração com velocidade constante. Nesta figura observa-se que no ponto de máxima tensão ocorre a primeira tendência de perda da instabilidade plástica, denominada por Wray como instabilidade plástica do “Tipo I” (WRAY, 1970 apud PULINO SAGRADI, 1996), onde se inicia a deformação localizada (formação de pescoços) em distintos pontos do corpo de prova. Ao contrário do observado em materiais não superplásticos submetidos a ensaios de tração, o material continua se deformando de maneira homogênea e sem a ocorrência de fratura. Isto é

explicado pela concorrência entre os pontos de deformação localizada, onde tal concorrência pelo crescimento instável faz com que todos estes pontos cresçam homogeneamente. A figura 11 ilustra o que foi dito anteriormente.

A queda de tensão apresentada no final do ensaio foi denominada por Wray (WRAY, 1970 apud PULINO SAGRADI, 1996) como instabilidade plástica do “Tipo II”, onde a ruptura ocorre devido a regiões de deformações localizadas se tornarem mais ativas que as demais. Tais regiões, que se tornam mais ativas, se assemelham pela proximidade na taxa de crescimento, que é superior a das demais regiões de deformação localizada. A figura 12 ilustra a perda de estabilidade plástica do “Tipo II”.

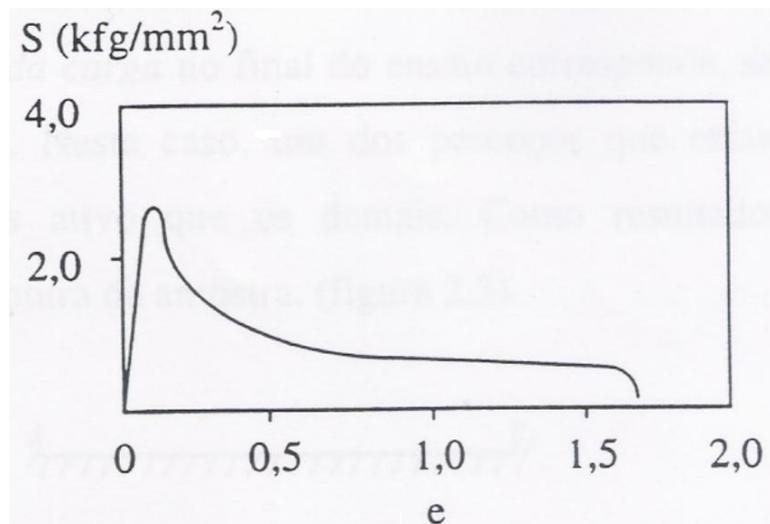


Figura 10 - Curva tensão- x deformação convencional da liga eutética Sn-Pb superplástica. Fonte: Edington; Melton; Cutler, 1976 apud Pulino Sagradi, 1996, p. 7.

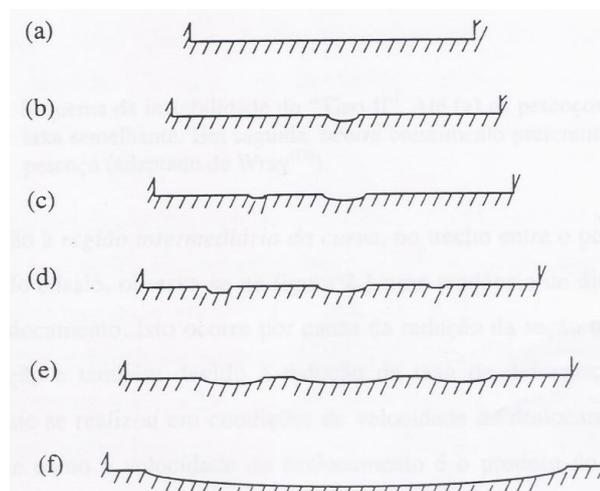


Figura 11 – Representação da tendência de perda da instabilidade plástica do “Tipo I”. Fonte: Wray, 1970 apud Pulino Sagradi, 1996, p. 7.

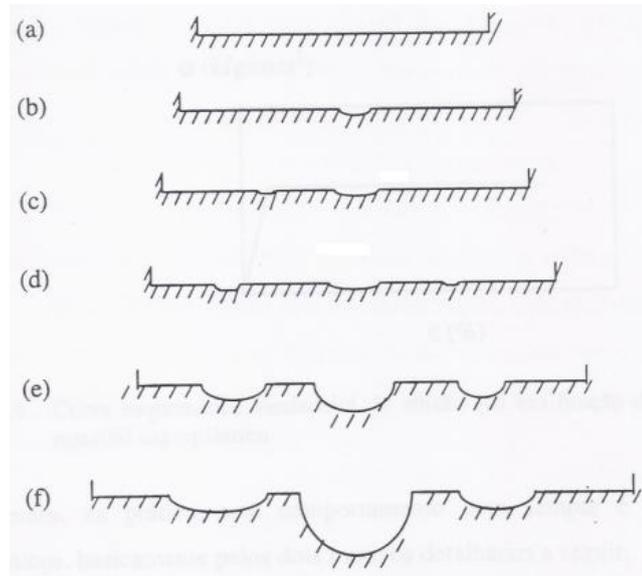


Figura 12 – Representação da perda de estabilidade plástica do “Tipo II”.
 Fonte: Wray,1970 apud Pulino Sagradi, 1996, p. 8.

Na região intermediária da curva tensão x deformação convencional, delimitada entre os pontos de máxima e mínima tensão da figura 10, nota-se uma redução de tensão enquanto o material é deformado superplasticamente. Isso pode ser explicado devido o ensaio ocorrer sob velocidade constante e a curva tensão x deformação ser convencional e não verdadeira.

Como a velocidade de ensaio (V_C) é constante e o comprimento útil do corpo de prova (L) aumenta, durante a realização do ensaio de tração, a taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$) deve diminuir, visto que, a velocidade de ensaio (V_C) é dada pelo produto da taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$) pelo comprimento útil do corpo de prova (L). Por fim, sabendo-se que quanto menor a taxa de deformação menor a tensão, para a grande maioria dos materiais, explica-se o porquê da queda na região intermediária.

A utilização da curva tensão (S) x deformação (e) convencional leva a conclusão de que a tensão convencional diminui com o decorrer do ensaio. Isto se deve ao fato da tensão convencional ser calculada pela razão entre a força instantânea aplicada (F) e a área inicial da seção transversal do corpo de prova (A_0), e não a área instantânea (A). Como a força diminui e a área permanece constante na região intermediária da curva da figura 6 (curva tensão x deformação convencional), a tensão convencional também cai.

O mais interessante é que como o efeito do encruamento é desprezível no comportamento superplástico, tem-se que a curva tensão x deformação verdadeira, que leva

em consideração tanto a força como a área instantânea do corpo de prova, deve ser uma reta na região de deformação superplástica. Tal afirmação deve ser feita com ressalvas já que para que isso seja consolidado deve-se considerar a taxa de deformação e o tamanho de grão constantes. A figura 13 ilustra o comportamento idealizado anteriormente. No entanto se a velocidade de deslocamento for constante e/ou o do tamanho de grão for considerado a curva pode não apresentar a linearidade na região de deformação superplástica. É válido relembrar que o aumento do tamanho de grão faz com que a tensão aumente na superplasticidade

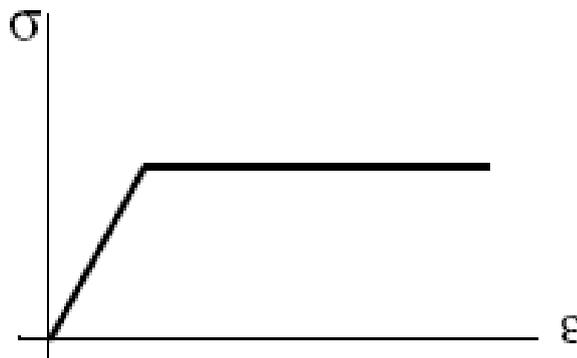


Figura 13 - Curva tensão x deformação verdadeira para um material superplástico idealizado.
Fonte: MSC Software Corporation, 2008, p. 431.

O comportamento exemplificado na figura 13 é conhecido como elástico perfeitamente plástico.

3.6 A curva tensão x taxa de deformação

Quando um material superplástico é solicitado em tração e se admite que seu comportamento mecânico obedece a equação (1), nota-se que o gráfico tensão (σ) x taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$) apresenta comportamento sigmoidal, conforme ilustra a figura 14 (a). Na figura 14 (b) nota-se que na região intermediária da curva sigmoidal, denominada por região (II), o alongamento do material é maior do que o obtido nas regiões denominadas por (I) e (III), por isso quando se deseja obter a máxima superplasticidade, a obtenção do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação (m), na região (II), é de fundamental importância. É válido ressaltar que o valor de (m) varia principalmente devido à temperatura e à microestrutura do material. A fim de caracterizar o valor de m em cada uma das três regiões descritas anteriormente de forma mais simples, a curva descrita pela equação (1) é linearizada em três regiões distintas, sendo esta linearidade obtida por meio da aplicação de logaritmo. A

partir da linearização, o valor de m é numericamente igual à inclinação dos segmentos de reta em cada uma das três regiões. A linearização da equação (1) em três regiões distintas é ilustrada matematicamente pela equação (7) e graficamente pela figura 15; já a definição do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação (m) é dada pela equação (8). (PULINO SAGRADI, 1996; SAGRADI, 1997)

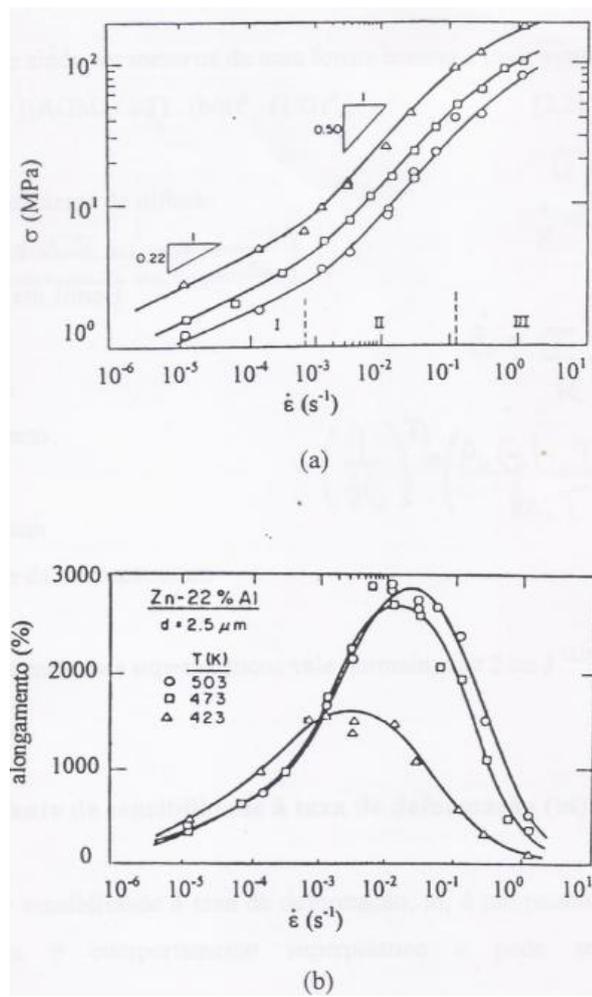


Figura 14 – (a) Curva- tensão x taxa deformação. (b) Curva- alongamento (%) x taxa de deformação.
 Fonte: Chokshi; Mukherjee; Langdon, 1993 apud Pulino Segradi, 1996, p.11.

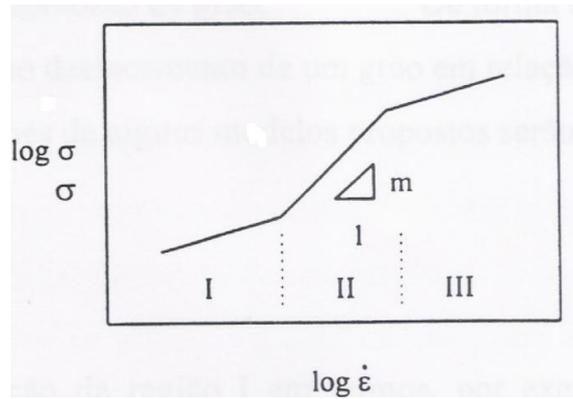


Figura 15 – Curva tensão logarítmica x taxa deformação logarítmica.
 Fonte: Langdon, 1982a apud Pulino Sagradi, 1996, p.14.

$$\sigma = K \cdot \dot{\epsilon}^m \rightarrow \log \sigma = \log(K \cdot \dot{\epsilon}^m) \rightarrow \log \sigma = K + m \cdot \log \dot{\epsilon}$$

$$\log \sigma = K + m \cdot \log \dot{\epsilon} \quad (7)$$

$$m = \frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln \dot{\epsilon}} \quad (8)$$

O coeficiente de sensibilidade a taxa de deformação (m), definido conforme a equação (8), é influenciado principalmente pelo tamanho de grão e pela temperatura, conforme já dito anteriormente. A figura 16 exemplifica esta dependência.

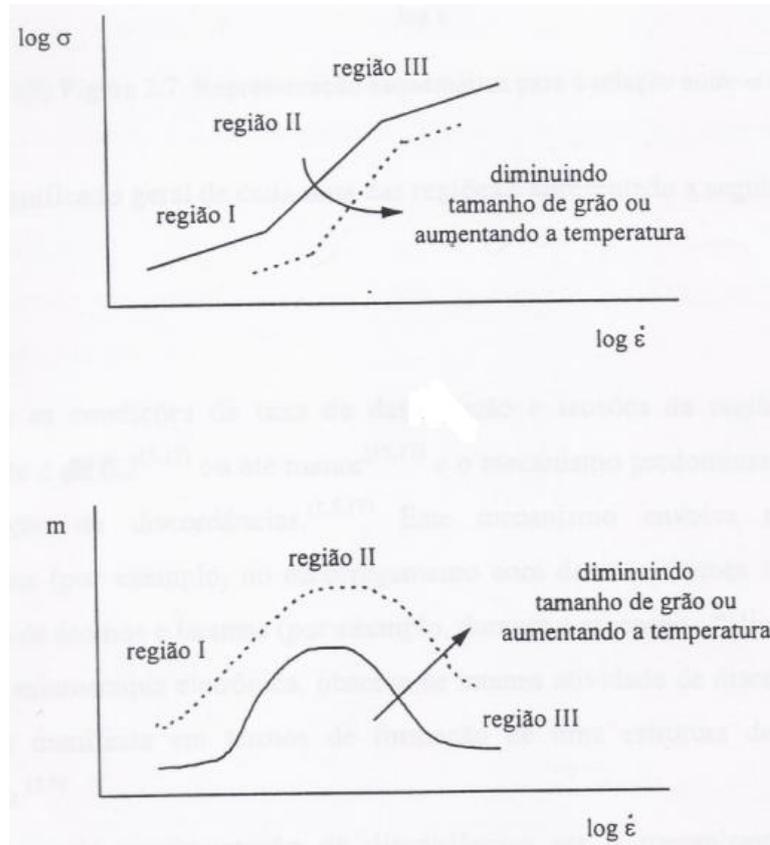


Figura 16 – Influência do tamanho de grão e da temperatura no coeficiente de sensibilidade a taxa de deformação.

Fonte: Pulino Sagradi, 1996, p.13.

Na figura 16 nota-se que com o aumento da temperatura e/ou a diminuição do tamanho de grão o valor do coeficiente da taxa de deformação (m) aumenta.

Como já dito anteriormente, na proposição da equação (4), ao submeter um material a altas temperaturas e também a tensões, há uma grande probabilidade de que ocorra o crescimento de grão ou de fase(s) presente(s) (LANGDON, 1982a apud PULINO SAGRADI, 1996). Isto pode afetar o valor de m , ou seja, pode haver uma diminuição em seu valor. Um aumento no tamanho de grão, ou uma diminuição no valor de m (menor coeficiente angular do segmento de reta da curva $\log \sigma \times \log \dot{\epsilon}$), relembra que haverá um aumento da tensão para que a superplasticidade seja alcançada, já que a tensão é diretamente proporcional ao tamanho de grão na superplasticidade. O efeito do aumento do tamanho de grão na superplasticidade pode ser observado conforme ilustra a figura 17.

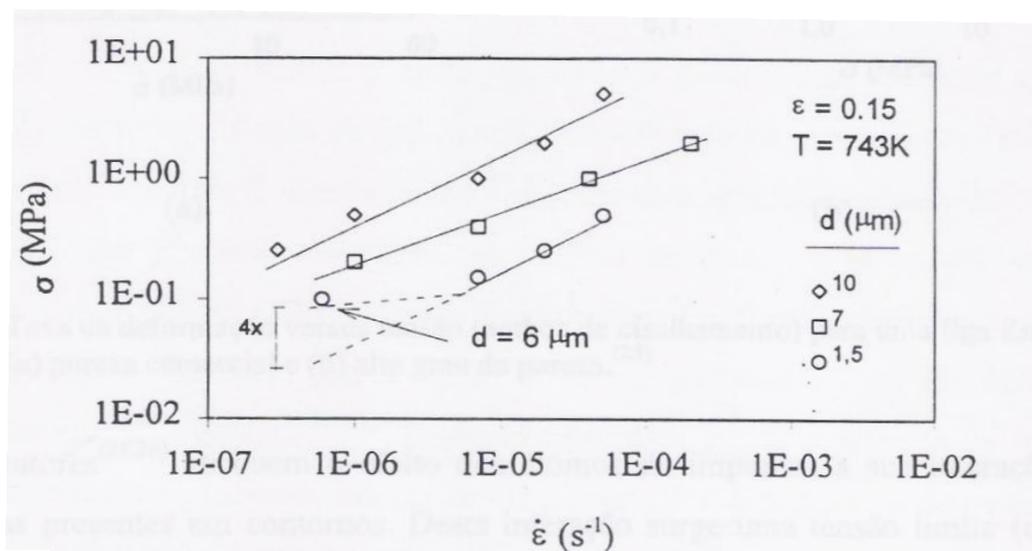


Figura 17 – Influência do tamanho de grão na tensão de escoamento e no valor do coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação.

Fonte: Rai; Grant, 1975 apud Pulino Sagradi, 1996, p.16.

3.7 Cavitação na superplasticidade

A cavitação é um defeito intergranular relacionado à formação de cavidades no material durante a deformação superplástica e é um dos principais responsáveis pela fratura prematura e degradação do material. (SUERY; MUKHERJEE, 1985 apud PULINO SAGRADI, 1996; RIDLEY, 1990; LANGDON, 1982b; STOWELL, 1983; EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud PULINO SAGRADI, 1996; PULINO SAGRADI, 1996)

Este tipo de defeito está diretamente relacionado ao mecanismo de escorregamento de grãos, onde observa-se que a acomodação dos grãos não ocorre de maneira precisa. (EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud PULINO SAGRADI, 1996). Os materiais que costumam apresentar este tipo de defeito são: ligas de Al-Zn-Mg-Zr, Mg-Zn-Zr e aços dúplex (EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud SAGRADI, 1997). Conforme proposto por Sherby e Wadsworth (SHERBY; WADSWORTH, 1989) a diferença de resistência entre a matriz e partículas de segunda fase é um fato preponderante para que haja cavitação. A proposta de Sherby e Wadsworth pode ser posta em evidência quando a superplasticidade é estudada em ligas de Ti-6Al-4V, onde se observa que não há ocorrência de cavitação. A não presença de cavitação em ligas de Ti-6Al-4V se deve, muito provavelmente, à similaridade de resistência entre a matriz e as partículas de segunda fase na temperatura em que a superplasticidade é alcançada (SHERBY; WADSWORTH, 1989;

PULINO SAGRADI, 1996). O que deve ser observado é que a resistência entre a matriz e partículas de segunda fase deve ser parecida na temperatura em que é possível se obter deformação superplástica.

O processo de cavitação é composto pela nucleação, crescimento e coalescimento das cavidades. A nucleação ocorre principalmente em locais concentradores de tensões como pontos triplos e interfaces entre grãos de mesma fase e partículas de segunda fase. O mecanismo de crescimento de tais cavidades é dado basicamente por difusão de lacunas direcionada para as cavidades ou por deformação plástica ao redor delas. (PULINO SAGRADI, 1996; LANGDON, 1982b; STOWELL, 1983; EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud PULINO SAGRADI, 1996; XINGGANG; JIANHONG; LONGXIANG, 1993 apud PULINO SAGRADI, 1996)

Uma das maneiras de se evitar a cavitação no processo de conformação superplástica é a aplicação de tensões de natureza compressiva na chapa, visto que em ensaios de compressão tal defeito não é observado. (EDINGTON; MELTON; CUTLER, 1976 apud SAGRADI, 1997)

É válido ressaltar que o fenômeno de cavitação aqui citado diz respeito a fratura do material no contorno de grão e não ao fenômeno de cavitação estudado em mecânica dos fluidos.

3.8 Conformação superplástica

Os métodos mais conhecidos para realizar a conformação superplástica de materiais que apresentam tal comportamento são respectivamente: conformação por sopro (blow forming), conformação a vácuo (vacuum forming), termo-conformação (thermoforming), embutimento profundo (deep drawing), conformação superplástica e ligação por difusão (superplastic forming and diffusion bonding (SPF/DB)), forjamento (forging), extrusão (extrusion) e embutimento sem matriz (dieless drawing).

Dentre os métodos enunciados anteriormente os normalmente destinados a conformação de chapas são: conformação por sopro (blow forming), conformação a vácuo (vacuum forming), termo-conformação (thermoforming), embutimento profundo (deep

drawing); conformação superplástica e ligação por difusão (superplastic forming and diffusion bonding (SPF/DB)). A seguir tem-se a descrição de cada um dos processos destinados a conformação de chapas. (GUANABRA JUNIOR, 2009)

3.8.1 Conformação por sopro/vácuo

Tanto o processo de conformação por sopro quanto o processo de conformação a vácuo são também denominados de processo de conformação por estiramento (stretch forming), pois as extremidades da chapa são presas de maneira a não permitir nenhum tipo de escorregamento durante a conformação. Os dois processos se caracterizam pela aplicação de um diferencial de pressão entre as superfícies inferior e superior da área útil da chapa, fazendo com que esta preencha uma das metades da matriz. Na conformação a vácuo uma das superfícies da chapa é mantida sob pressão relativa negativa (por exemplo, superfície inferior) enquanto a outra é submetida à pressão atmosférica ou pressão relativa superior a apresentada na superfície oposta a ela (no exemplo descrito: superfície superior); já na conformação por sopro uma das superfícies da chapa (por exemplo: superfície inferior) encontra-se sob pressão atmosférica ou sob pressão superior à atmosférica e a outra superfície (por exemplo: superfície superior) encontra-se a uma pressão superior à superfície que a contrapõe (no exemplo descrito: superfície inferior). A aplicação de uma contrapressão, em uma das superfícies da chapa, em ambos os processos é muitas vezes realizada para que o fenômeno da cavitação seja minimizado. As figuras 18 e 19 ilustram o processo de conformação superplástica por sopro/vácuo; já a figura 20 ilustra como a aplicação de uma contra pressão minimiza o fenômeno da cavitação. (OSMAN, 1988; JUNIOR, 2009; OLIVEIRA, 1993; BAMPTON et al, 1983 apud OLIVEIRA, 1993; DARMAID; SHAKESHEFF; GINTY, 1985 apud OLIVEIRA, 1993; PILLING; RIDLEY, 1988 apud OLIVEIRA, 1993).

Os gases normalmente utilizados na conformação a sopro são argônio e nitrogênio e que todo o sistema deve conter vedação adequada para garantir a estanqueidade. A utilização de gás inerte se faz necessária para evitar a corrosão do material. A corrosão devido à não utilização de gás inerte é apresentada principalmente em ligas de titânio.

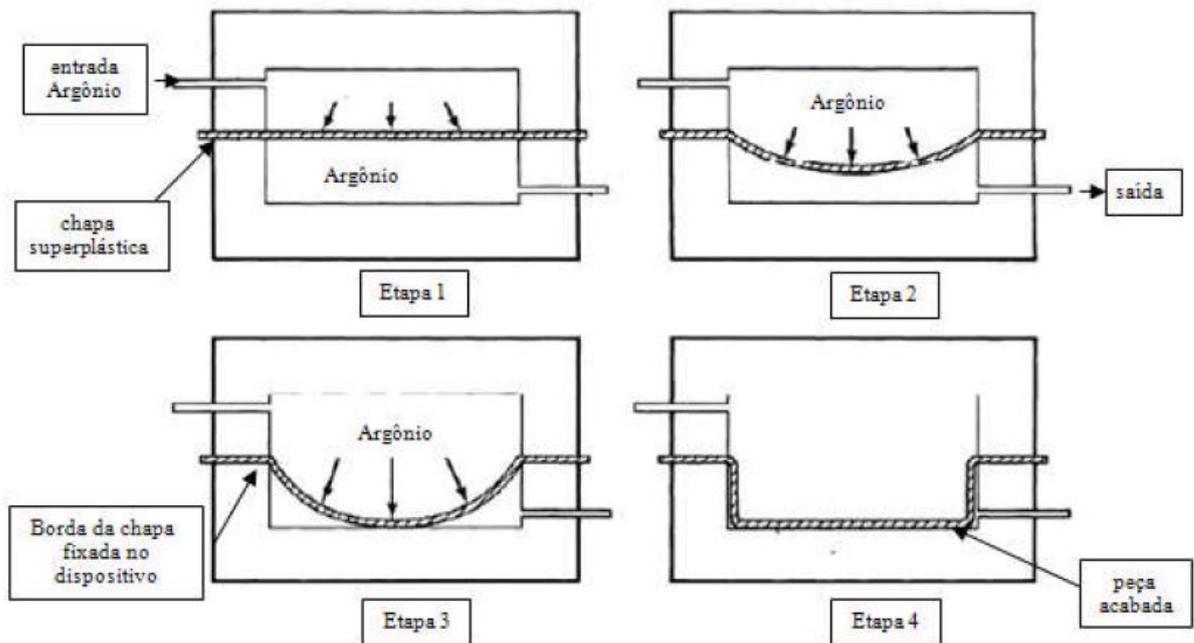


Figura 18 – Ilustração do método de conformação superplástica por sopra/vácuo.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.40.

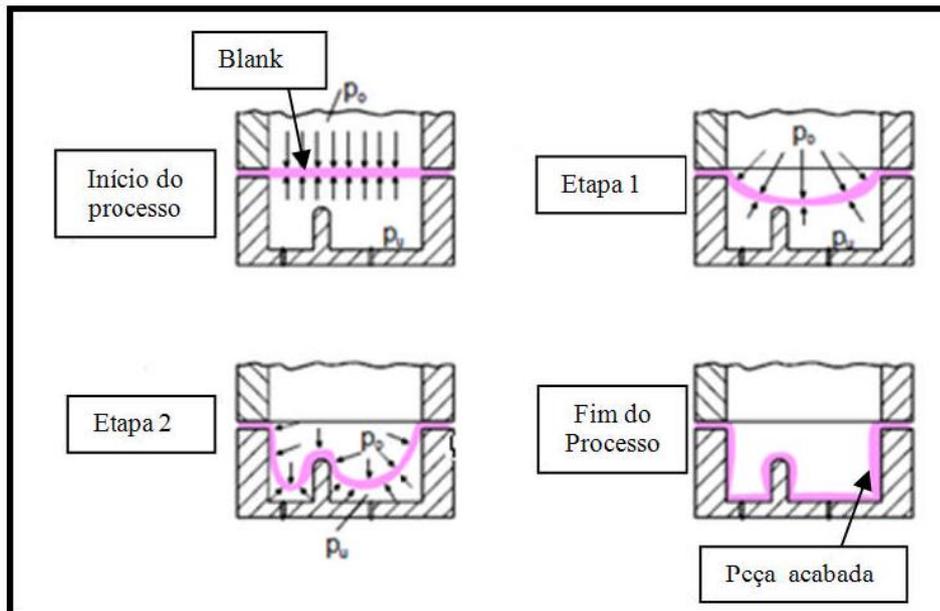


Figura 19 – Ilustração do método de conformação superplástica por sopra/vácuo com matriz fêmea.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.41.

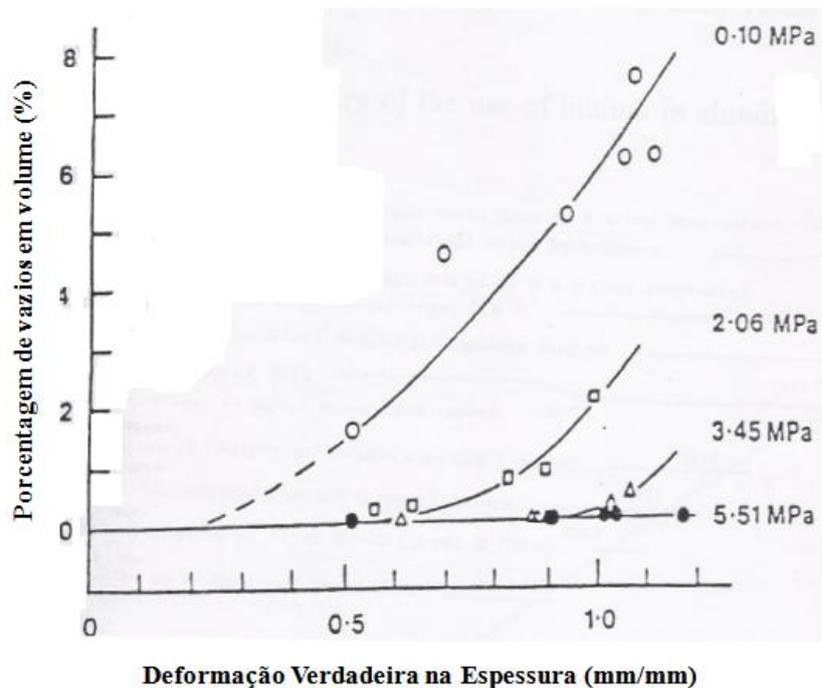


Figura 20 – Efeito da pressão hidrostática na cavitação da liga superplástica Supral 220 conformada a 480 °C com taxa de deformação de 10^{-3} s^{-1} .

Fonte: Mc Darmaid, apud Oliveira, 1993, p.26.

Como a taxa de deformação deve permanecer praticamente constante durante o processo de conformação superplástica, devido este ser um dos requisitos para a obtenção da superplasticidade, conclui-se que o diferencial de pressão aplicado durante o processamento deve variar. Devido a esta variação de pressão tem-se que o processo de conformação a vácuo torna-se limitado, já que as pressões utilizadas durante a conformação não podem ultrapassar a pressão atmosférica ($\sim 0,1 \text{ MPa}$), o que limita as taxas de deformação utilizadas durante o processo; já a conformação superplástica a sopro tem como limitação a pressão máxima que o reservatório de gás admite tornando-se assim muito mais atraente. Normalmente a pressão máxima alcançada no processo de conformação a sopro é de 0,69 a 6,4 MPa (GUANABARA JUNIOR, 2009), porém tal valor depende muito do quanto se deseja conformar a peça e qual a taxa de deformação necessária. É válido ressaltar que tanto a chapa quanto a matriz são mantidas aquecidas e sob temperatura constante (em torno de 550°C para alumínio do tipo AA5083) durante o processo de conformação a sopro/vácuo. (OSMAN, 1988; GUANABARA JUNIOR, 2009)

Por fim, o perfil de pressão x tempo esperado no processo de conformação superplástica a sopro/vácuo, de uma chapa, é apresentado pela a figura 21. A curva

apresentada na figura 21 pode ser dividida em três regiões distintas, onde em cada uma delas ocorre: ascensão da pressão devido à conformação da chapa ocorrer predominantemente no(s) raio(s) de arredondamento de entrada da ferramenta (região I); menor ascensão da pressão devido o estiramento da chapa ser predominante (região II); nova ascensão da pressão devido o contato entre a chapa e a matriz (região III). (JOHNSON; KHALEEL; SMITH, 1998)

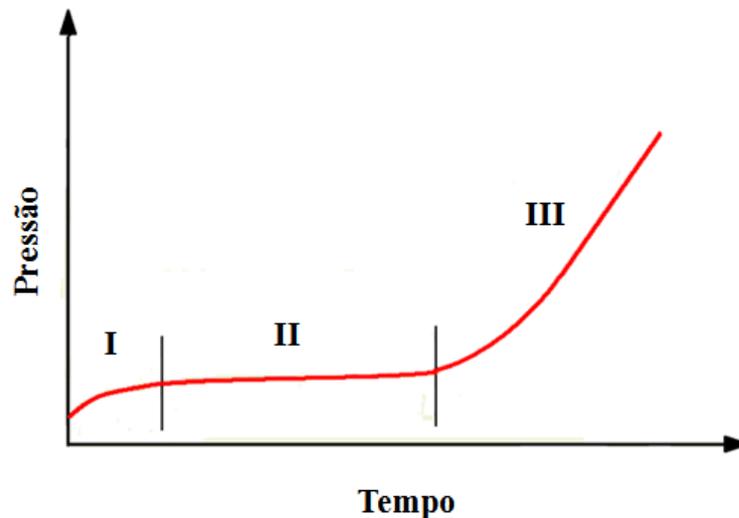


Figura 21 – Curva pressão x tempo obtida no processo de conformação superplástica de uma chapa. Fonte: Autor, "adaptado de " Guanabara Junior, 2009, p.35.

3.8.2 Termo-conformação

Tal método é uma adaptação do processamento de polímeros para a conformação superplástica de materiais metálicos. Este processo consiste basicamente na conformação do material por meio de matrizes móveis ou ajustáveis que operam em conjunto com a pressão de um gás ou vácuo. Aqui também convém lembrar que tanto a ferramenta quanto a chapa se encontram aquecidas e a temperatura constante. (GUANABARA JUNIOR, 2009)

A figura 22 ilustra a conformação de uma chapa por meio de estiramento (realizado com um punção) e injeção de gás. Já a figura 23 ilustra a movimentação de uma ferramenta fêmea e a aplicação de gás até que a geometria final da peça seja alcançada. Por fim, a figura 24 ilustra a termo-conformação de uma chapa, onde após pré-conformação, por meio de gás, e pré-moldura, por meio de um punção, a chapa adquire sua geometria final por meio da aplicação de uma contrapressão. A principal vantagem na termo-conformação ilustrada pela figura 24 é o efetivo controle de espessura da peça acabada, o que é favorável na conformação superplástica de geometrias complexas. (GUANABARA JUNIOR, 2009)

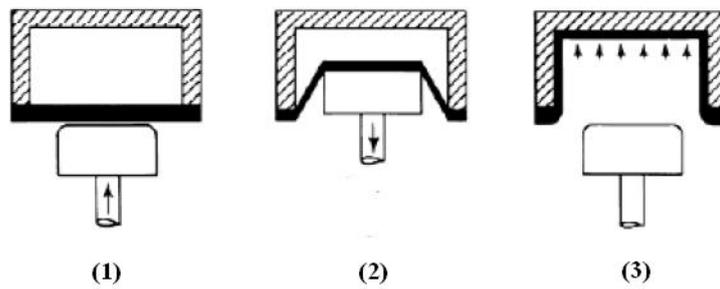


Figura 22 – Operação de termo-conformação assistida por matriz macho e pressão.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.42.

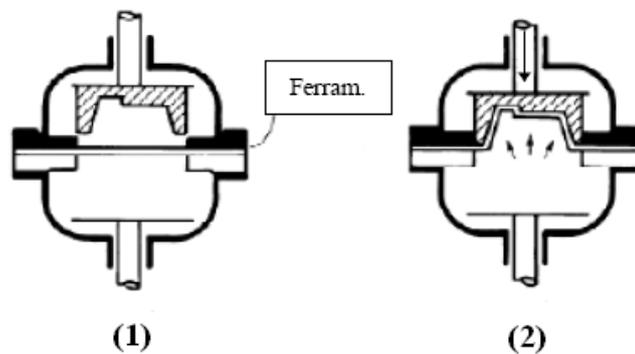


Figura 23 – Operação de termo-conformação assistida por matriz fêmea e pressão.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.42.

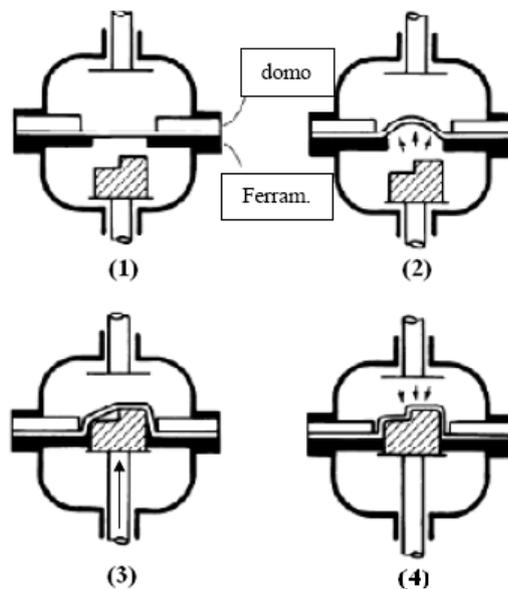


Figura 24 – Operação de termo-conformação assistida por macho, pressão e contrapressão.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.42.

3.8.3 Embutimento profundo

Este método de conformação, por mais que venha sendo utilizado, não apresenta vantagens significativas quando se busca a superplasticidade. Isso pode ser afirmado devido tal processo depender muito da taxa de deformação do material para a obtenção de uma boa conformabilidade. Convém lembrar que na superplasticidade o fenômeno do encruamento é secundário e que no processo de embutimento as taxas de deformação normalmente aplicáveis não são satisfatórias para a obtenção de superplasticidade, mas mesmo assim, algumas técnicas de embutimento profundo envolvendo superplasticidade vêm sendo testadas para melhorar o desempenho do método. A figura 25 ilustra o embutimento profundo de um material superplástico, onde o punção é resfriado para aumentar a dependência do encruamento durante o embutimento. (GUANABARA JUNIOR, 2009)

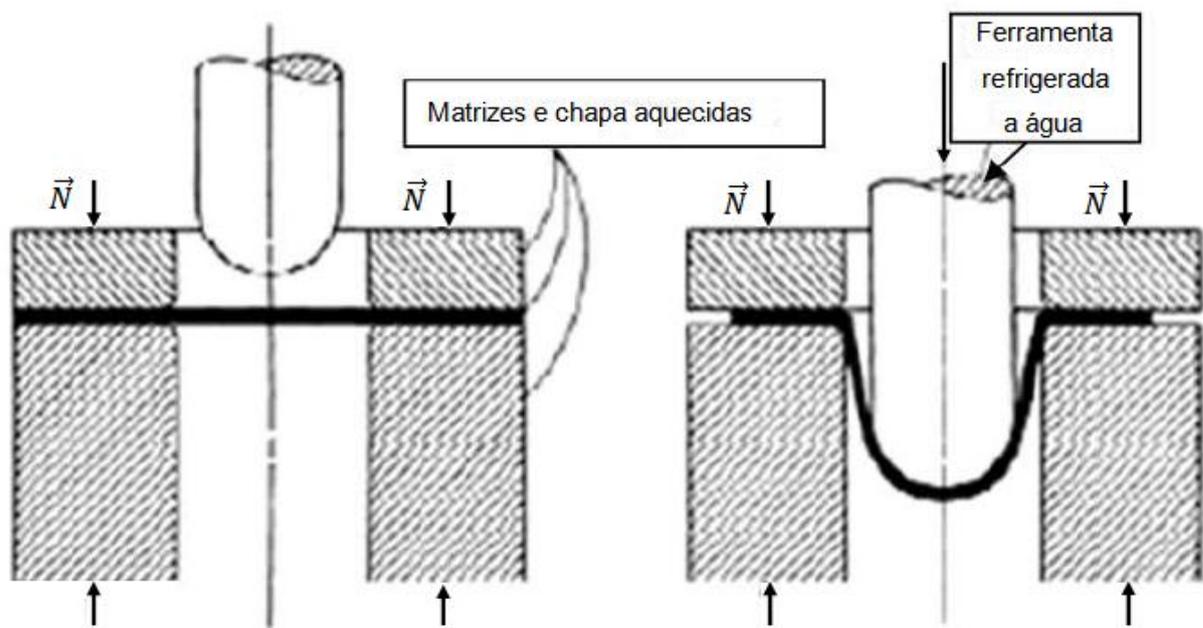


Figura 25 - Método de embutimento profundo utilizado na conformação de material superplástico.
Fonte: Autor, "adaptado de "Guanabara Junior, 2009, p.43.

3.8.4 Conformação superplástica e ligação por difusão

O processo consiste na conformação superplástica seguida pela junção de uma ou mais chapas por meio de difusão ou vice e versa. Os dois processos, tanto o de conformação superplástica quanto o de difusão, operam na mesma temperatura e devido à conformação superplástica exigir baixa tensão de escoamento a pressão necessária para que ocorra a difusão não é alta, podendo em alguns casos ocorrer entre 2,1 a 3,4 MPa (GUANABARA

JUNIOR, 2009). É válido mencionar que tais faixas de pressão são também geralmente utilizadas na conformação superplástica por sopro. A figura 26 exemplifica o método de conformação superplástica seguida pela ligação por difusão; já a figura 27 mostra uma peça de titânio obtida pela difusão de três chapas seguida por conformação superplástica. (GUANABARA JUNIOR, 2009)

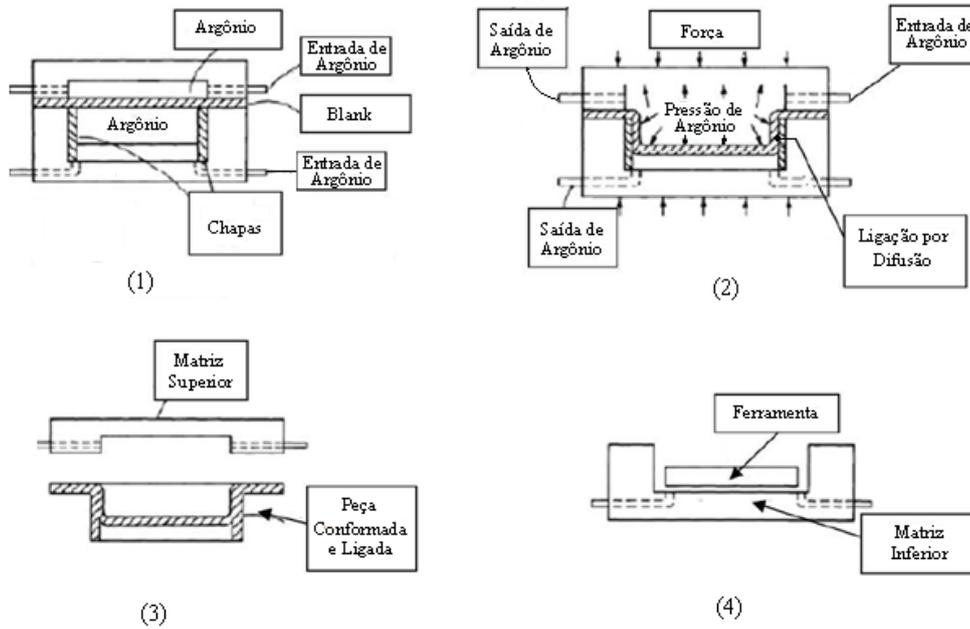


Figura 26 – Processo combinado de conformação superplástica e ligação por difusão.
 Fonte: Siegert; Werle, 1994 apud Guanabara Junior, 2009, p.44.

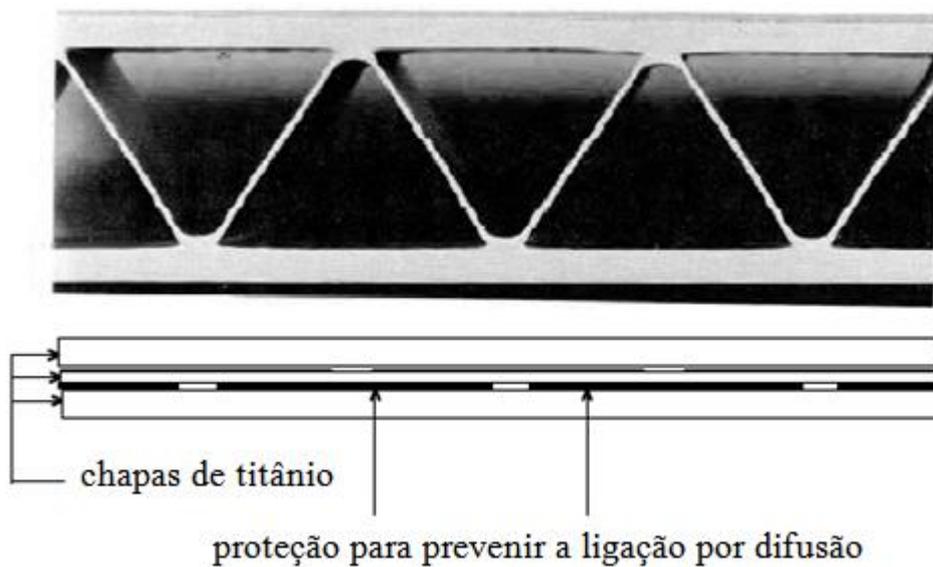


Figura 27 – Peça de titânio obtida pelo método de conformação superplástica e ligação por difusão.
 Fonte: Hosford; Caddell, 2007, p. 56.

4 SIMULAÇÃO DO PROCESSO DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA

4.1 O método dos elementos finitos

Muitos problemas em engenharia são governados por equações diferenciais, cujas soluções fornecem, de forma mais precisa, o comportamento dos problemas em estudo. Porém, devido a complexidades de geometria, propriedades do material e condições de contorno de alguns problemas, a solução de tais equações não é viável dentro de um intervalo de tempo razoável. Portanto necessita-se obter soluções aproximadas que devem estar disponíveis em um tempo razoavelmente curto e cujo custo de obtenção seja o menor possível. O método dos elementos finitos (MEF) possibilita exatamente isso, representando um processo numérico que permite obter soluções aproximadas de muitos problemas encontrados na análise de engenharia. (BATHE, 1996a; BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

No MEF um componente é discretizado em formas geométricas simples, denominadas elementos. As equações que governam o problema em estudo são expressas matematicamente em todos os elementos que compõem a peça, mais precisamente em pontos específicos dos elementos, denominados nós. Um processo de montagem é utilizado para conectar os elementos, por meio de seus nós e quando por fim, os efeitos de carregamentos e condições de contorno são considerados, um sistema de equações algébricas lineares, ou não lineares, é obtido. A solução deste sistema de equações algébricas fornece o comportamento aproximado do sistema. Devido o sistema de equações algébricas geradas no MEF conter muitas variáveis pode-se dizer que a aplicação do método dos elementos finitos não tem sentido fora do ambiente computacional. (BATHE, 1996a; BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

O método dos elementos finitos é assim denominado devido o componente discretizado possuir um número finito de graus de liberdade, o que na verdade não ocorre com o componente antes de sua discretização, ou seja, o componente, também denominado de continuum ou contínuo, possui antes de sua discretização infinitos graus de liberdade. Em linguagem matemática, pode-se dizer que a solução mais precisa de um problema mecânico do continuum só pode ser obtida considerando-se um espaço vetorial de soluções cuja base possui infinitos elementos. O MEF permite obter uma solução aproximada de tal problema utilizando uma base com um número limitado de elementos. (BATHE, 1996a; BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

Ao contrário dos métodos analíticos clássicos, que permitem o cálculo da resposta exata dos deslocamentos, deformações e tensões da estrutura em análise, o método dos elementos finitos fornece apenas soluções aproximadas, conforme já citado anteriormente. Todavia, as soluções analíticas são limitadas para resolução de problemas de conformação mecânica devido à natureza fortemente não linear destes problemas. Por outro lado, o método dos elementos finitos constitui um conjunto de procedimentos que podem ser aplicados em caráter geral, independente da forma da estrutura e da condição de carregamento, podendo representar as aplicações práticas encontradas no dia-a-dia. (BATHE, 1996a; BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

Estruturas compostas por treliças podem ser representadas por elementos unidimensionais que permitem o estabelecimento direto entre as forças nodais aplicadas e os correspondentes deslocamentos nodais a partir das leis da Resistência dos Materiais Elementar. Já os problemas de conformação de chapas precisam de uma representação mais complexa (elementos bi e tridimensionais), pois os efeitos dos contornos dos elementos devem ser considerados. Para isso é necessário o uso de funções de interpolação, que são curvas suaves construídas a partir de valores conhecidos, que nesse caso são os graus de liberdade dos nós dos elementos. Da mesma forma, o cálculo das matrizes de rigidez dos elementos bi e tridimensionais é mais complexo. Para elementos unidimensionais, o cálculo da matriz de rigidez pode ser feito aplicando-se um deslocamento unitário para cada grau de liberdade dos nós, e contabilizando-se o esforço resultante. Já para a obtenção da matriz de rigidez dos elementos bi e tridimensionais, a energia de deformação do elemento, cuja configuração deformada é obtida por meio dos pontos nodais e da função de interpolação, é obtida quando igualada ao trabalho externo. Por fim, a formulação de um elemento finito utiliza a notação matricial para armazenar as forças e deslocamentos na condição de equilíbrio. (BATHE, 1996a; BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

4.2 Alguns tipos de análise e métodos utilizados em elementos finitos

Programas que utilizam o método dos elementos finitos podem ser classificados pelo tipo de formulação e pelo tipo de integração do tempo. Cada análise tem um determinado tipo de formulação e método de integração mais apropriado, dependendo do tipo de resposta que se espera e das grandezas envolvidas. A seguir têm-se alguns tipos de análises utilizados para simular processos de conformação. (MAKINOUCI, 1996)

a) Formulação rígido-plástica: este tipo de formulação desconsidera a região elástica do material, portanto a formulação é bastante simples. Porém, alguns parâmetros como o retorno elástico, por exemplo, não podem ser calculados. (SILVA, 2005)

b) Formulação elasto-plástica- aproximação estático-implícita: nesta formulação a condição de equilíbrio quase-estática é assumida durante o processo. Com isso, a condição de equilíbrio é garantida a cada passo da integração. Este método pode apresentar dificuldades para convergir devido à constante modificação na condição de contato entre a ferramenta e a chapa durante as iterações; além disso, os requisitos de memória e velocidade são relativamente altos. (SILVA, 2005)

c) Formulação elasto-plástica – aproximação estático-explícita: neste método, a matriz de rigidez é atualizada, porém sem iteração a cada passo de integração, ou seja, sua atualização não se dá de maneira incremental. O tamanho de cada passo de tempo é reduzido a um pequeno valor para evitar o acúmulo de erro no processo de integração da matriz de rigidez, logo neste método são necessários muitos passos para completar o processo completo. (SILVA, 2005)

d) Método de análise inversa: é um método simplificado de análise pelo método dos elementos finitos. Esse método de resolução parte da forma final da peça, aplicando uma malha de elementos finitos sobre a mesma e fazendo uma projeção dos nós no plano da chapa. Um algoritmo de Newton-Raphson é utilizado para modificar a posição dos nós, de forma a satisfazer o equilíbrio da peça conformada. Com esse procedimento, é possível estimar as tensões e deformações na peça final, e o formato inicial do “blank”. O método de análise inversa é de rápida resolução e ocupa pouca memória, porém o histórico de deformações não pode ser obtido e podem ocorrer problemas de convergência. Uma descrição dos fundamentos desse tipo de formulação pode ser encontrada em Mercier. (MERCIER, 1998 apud SILVA, 2005)

4.3 Não linearidade em elementos finitos

Conforme Bathe (BATHE, 1996b), considera-se que um problema é não linear quando a relação entre a matriz de deslocamentos nodais, representada na equação (9) como $\{u\}$, e a matriz de carregamento nodal, representada na equação (9) como $\{F\}$, não é linear.

$$[K].\{u\} = \{F\} \quad (9)$$

$[K]$ é a matriz de rigidez de engloba todos os elementos da estrutura discretizada (matriz de rigidez global), $\{u\}$ é a matriz deslocamento de todos os nós da estrutura, $\{F\}$ é a matriz carregamento de todos os nós da estrutura.

Tal relação não linear pode ser observada em três classes de problemas, sendo cada uma delas descritas a seguir:

a) O problema envolve pequenos deslocamentos e pequenas deformações, porém a relação tensão-deformação do material é não linear.

b) O problema consiste em grandes deslocamentos e rotações, porém em pequenas deformações. Neste caso a relação tensão-deformação do material pode ser tanto linear quanto não linear.

c) O problema consiste em grandes deslocamentos, rotações e deformações. Aqui a relação tensão-deformação do material também pode ser tanto linear quanto não linear.

Analisando a classificação acima nota-se o processo de conformação superplástica se encontra no item c.

4.4 Formulação de elementos finitos

Os elementos utilizados no método dos elementos finitos utilizam basicamente três tipos de formulações, sendo elas: Lagrangiana, Euclidiana e arbitrariamente Lagrangeana – Euclidiana. Tais formulações relacionam qual o tipo de deslocamento que a malha de elementos finitos poderá sofrer. (BORTOLUSSI, 2001)

Na formulação Lagrangeana a malha se move juntamente com a estrutura, ou seja, quando a estrutura sofre uma deformação a malha também sofre. Já na formulação Euclidiana o material se move passando pela malha, ou seja, a malha se encontra sempre na mesma posição e a massa, energia do material e o momento são transportados de elemento para elemento. Na solução Euclidiana calcula-se o movimento do material através de elementos cujo volume é constante. A solução arbitrariamente Lagrangeana – Euclidiana pode ser utilizada quando há interação entre estrutura sólido-líquido ou sólido-material sob grandes deformações. (BORTOLUSSI, 2001)

Na formulação Euclidiana é aceitável admitir o escoamento de um material metálico como sendo análogo ao escoamento de um fluido não-newtoniano, já que para esta formulação admite-se que as deformações elásticas são muito pequenas quando comparadas com as deformações plásticas. Neste tipo de formulação, o elemento utilizado é sólido enquanto que na formulação Lagrangeana os elementos podem ser sólidos, placas e membranas. (ZIENKIEWICZ; TAYLOR, 1991; BORTOLUSSI, 2001)

Na simulação de processos de conformação de materiais metálicos pode-se utilizar os três tipos de formulação citadas anteriormente. Quando se efetua a simulação do processo de forjamento, por exemplo, a formulação Euclidiana é utilizada no blank a ser conformado, pois este apresentará grandes deformações nas três direções; já no ferramental é empregada a formulação Lagrangeana, pois se admite que ele sofra somente deformações de natureza elástica. Convém ressaltar que nas regiões de contato entre ferramenta e matriz a formulação utilizada é arbitrariamente Lagrangeana - Euclidiana. Em processos de conformação como estampagem e hidroconformação a formulação Lagrangeana é utilizada tanto para a chapa quanto para o ferramental. Tal formulação é utilizada na chapa devido à deformação sofrida na espessura do material ser pequena, quando comparada com as deformações sofridas nas demais regiões; já no ferramental também se utiliza tal formulação por se considerar que ele sofra deformações de natureza elástica e não plástica. (BORTOLUSSI, 2001)

Na superplasticidade a formulação utilizada também é Lagrangeana quando as deformações plásticas sofridas na espessura são pequenas.

4.5 Métodos de solução do sistema de equações

4.5.1 Solução implícita

Quando uma simulação do tipo estática é realizada um sistema de equação é gerado e pode ser descrito de forma matricial conforme a equação (9).

O cálculo dos deslocamentos nodais de problemas cujas soluções são lineares é realizado por meio de técnicas de decomposição da matriz de rigidez; já quando o problema é não linear a mesma técnica é utilizada, porém de maneira iterativa, ou seja, os cálculos dos deslocamentos nodais são realizados passo a passo e o método de Newton-Raphson é utilizado para verificar se o resíduo da solução é menor do que o resíduo adotado (BORTOLUSSI, 2001; BATHE, 1996b).

Após a convergência de um dado incremento (passo), para um dado deslocamento, a matriz de rigidez é atualizada e novamente determina-se qual o novo campo de deslocamentos nodais para um tempo $(t+\Delta t)$. Este tipo de solução é bem demorada devido à reconstrução da matriz de rigidez a cada incremento e a necessidade de convergência no sistema de equações. Apesar de demorada esta solução é muito boa quando se deseja realizar a simulação de conformação plástica levando-se em conta a elasticidade do material. A seguir tem-se um melhor detalhamento de como se realiza uma análise não linear pelo método implícito. (BORTOLUSSI, 1996; SILVA, 2005)

De acordo com o método de Newton Raphson, a equação (9) pode ser reescrita conforme apresentada pela equação (10).

$$[K_i].\{\Delta u_i\} = \{F^a\} - \{F_i^r\} \quad (10)$$

$\{F^a\}$ é a matriz das cargas nodais aplicadas, $\{F_i^r\}$ é a matriz das forças de retorno das cargas aplicadas, $\{\Delta u_i\}$ é a matriz variação dos deslocamentos nodais e $[K_i]$ é a matriz de rigidez. Todas as grandezas citadas anteriormente, exceto a matriz $\{F^a\}$, são instantâneas.

A equação (10) pode ser resolvida seguindo os seguintes passos:

1º passo: tem-se o valor da matriz de deslocamentos nodais ($\{u\}_o$), calculada da iteração anterior num dado instante t (o valor de $\{u\}_o$ é igual a zero no início da solução).

2º passo: calcula-se a matriz de rigidez ($[K_i]$) e a matriz das forças de retorno das cargas aplicadas ($\{F_i^r\}$) em função da matriz de deslocamento nodal ($\{u\}_o$) calculada anteriormente.

3º passo: a matriz de variação de deslocamentos nodais ($\{\Delta u_i\}$) é calculada conforme a equação (10).

4º passo: adiciona-se a matriz de deslocamentos nodais $\{u\}_o$ a matriz variação de deslocamentos nodais $\{\Delta u_i\}$, obtendo-se o valor de deslocamento da próxima iteração denominada de $\{u\}_1$ que ocorrerá num instante $t + \Delta t$.

Os passos descritos anteriormente são calculados até que a convergência do sistema de equações (sistema este representado pelas matrizes) para um determinado tempo t seja alcançada, por isso o cálculo deste incremento pode ser realizado mais de uma vez através de varias iterações, conforme ilustra a figura 28. O que define se a convergência do sistema de equações, num dado instante t , foi alcançada são dois critérios. O primeiro verifica se o incremento nos graus de liberdade de $\{\Delta u_i\}$ são menores que um determinado grau de tolerância especificado e o segundo verifica se o resíduo do balanço de forças, representado por $\{F^a\} - \{F_i^r\}$, atinge um determinado valor de tolerância também especificado. (SILVA, 2005)

Quando o material se deforma plasticamente, a resposta do problema passa a ser dependente do caminho de deformação. Assim sendo, é importante que o equilíbrio seja calculado para diversos passos intermediários da aplicação de forças. Para tanto, o caminho de aplicação da força é dividido em um número de passos definidos pelo usuário do software, e o método de Newton Raphson é aplicado para cada um desses passos, como mostra a figura 29.

Quando a matriz de rigidez é atualizada a cada interação o processo é denominado “Procedimento de solução de Newton-Raphson completo”. Alternativamente a matriz de rigidez pode ser atualizada menos frequentemente usando o procedimento de solução de Newton-Raphson modificado. (SILVA, 2005)

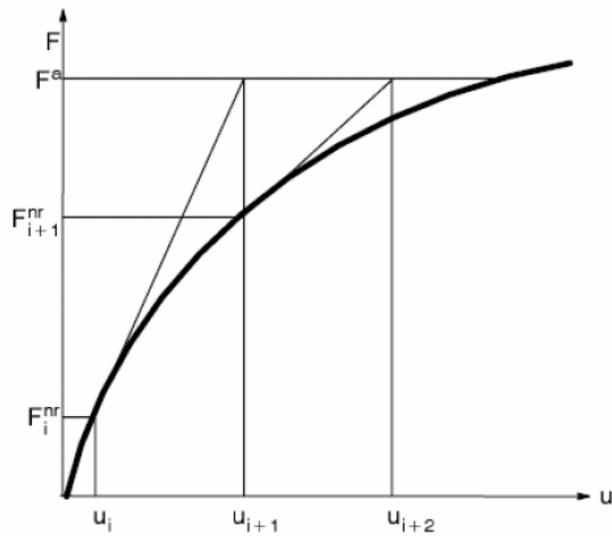


Figura 28 – Método de Newton Raphson para uma iteração.
 Fonte: Silva, 2005, p.44.

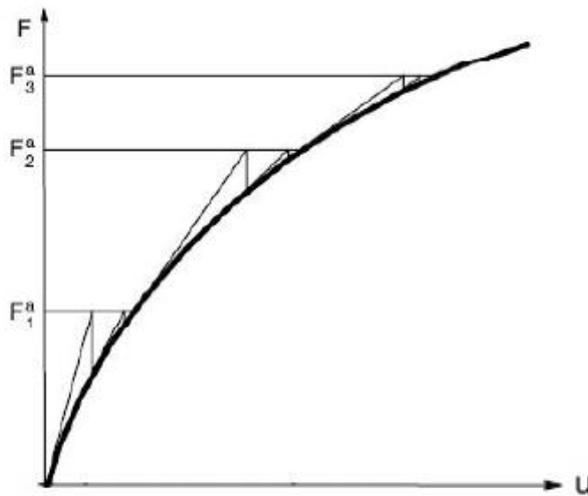


Figura 29 – Procedimento Incremental de força aplicada conforme o método de Newton Raphson.
 Fonte: Silva, 2005, p.45.

4.5.2 Solução explícita

Em muitos problemas de conformação plástica a formulação descrita pela equação (10) não é utilizada e em seu lugar utiliza-se a equação dinâmica apresentada conforme a equação (11). Quando se utiliza este tipo de equação a solução é denominada de explícita.

$$[M].\{\ddot{x}\} + [C].\{\dot{x}\} + [K].\{x\} = \{F\} \quad (11)$$

$[M]$ é a matriz de massa da estrutura, $\{\ddot{x}\}$ é o vetor de acelerações nodais, $[C]$ é a matriz de amortecimento, $\{\dot{x}\}$ é o vetor das velocidades nodais, $[K]$ é a matriz de rigidez, $\{x\}$ é a matriz de deslocamentos nodais e $\{F\}$ é o vetor das forças nodais aplicadas.

A grande vantagem ao utilizar esta equação é que a atualização da matriz de rigidez não ocorre a cada passo de iteração, ou seja, a cada incremento. Isto facilita na convergência e diminui o tempo de conformação.

Definindo a equação (12) e substituindo (12) em (11), tem-se a equação (13).

$$\{F^{int}\} = [C].\{\dot{x}\} + [K].\{x\} \quad (12)$$

$\{F^{int}\}$ é o vetor das forças internas nodais.

$$[M].\{\ddot{x}\} = \{F\} - \{F^{int}\} \quad (13)$$

Apesar da solução explícita apresentar um tempo de simulação menor do que o tempo obtido em análises cuja solução é implícita, tal solução apresenta algumas limitações.

Devido os intervalos de tempo necessários serem extremamente pequenos, a solução explícita pode apresentar grande demora na convergência quando se deseja utilizar a velocidade real de conformação, já que o deslocamento do equipamento é calculado pelo produto da velocidade do equipamento pelo tempo. Outra desvantagem é que nesta solução, quando não há mais força deformando o material não há mais contato entre o material conformado e a ferramenta, o que impossibilita a movimentação da peça conformada, ou seja, o retorno elástico não é considerado. Por fim, outra desvantagem é que taxas de amortecimento são introduzidas para que ocorra relaxação dinâmica no sistema, porém se estas taxas de amortecimento forem altas, erros serão introduzidos no sistema. (BORTOLUSSI, 1996; FINN et al, 1995)

4.6 Tipos de elementos utilizados na simulação de conformação de chapas

Os tipos de elementos mais utilizados quando se deseja simular o processo de conformação de uma chapa são: elemento de casca (ou shell), elemento de membrana e elemento sólido. Dentre os três elementos apresentados o mais utilizado é o tipo casca já que sua formulação incorpora a aplicação de carregamento na transversal, quando comparado com o elemento de membrana e, normalmente, apresenta um menor número de nós que os elementos sólidos o que diminui o tempo de processamento. Em artigo publicado por Mamalis, Manolakos e Baldooukas (MAMALIS; MANOLAKOS; BALDOUKAS, 1996) foi constatado que a substituição de elementos sólidos por elementos do tipo shell pode reduzir o tempo de processamento em até 50 % sem comprometer os resultados obtidos. É válido ressaltar que o tamanho do elemento também influencia no tempo de análise, visto que, quanto maior o número de elementos em uma estrutura maior o número de nós. A figura 30 ilustra um elemento sólido 3D e um elemento shell que pode substituí-lo em uma simulação. Note que o elemento sólido tridimensional (3D) hexaédrico apresentado possui 20 nós, enquanto que o elemento shell bidimensional (2D) possui 8 nós.

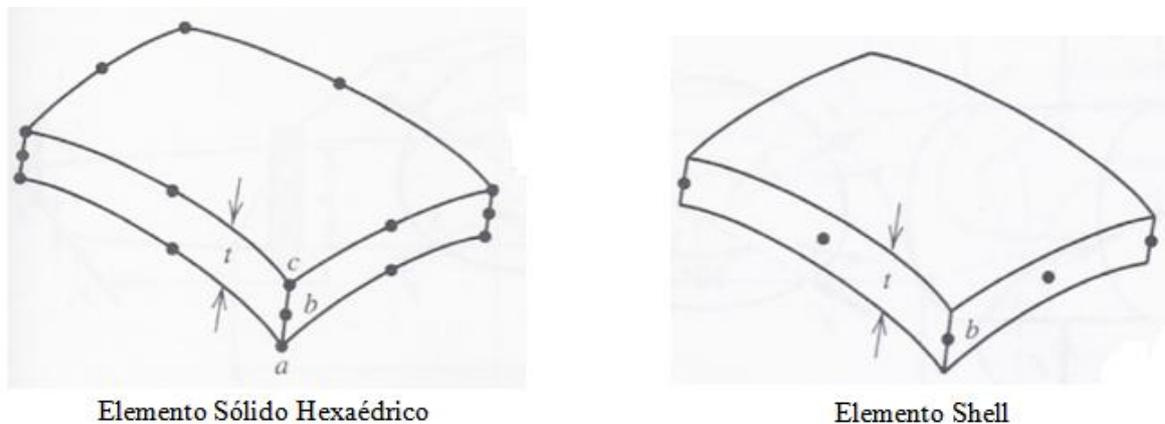


Figura 30 – Elemento sólido hexaédrico tridimensional com 20 nós e elemento shell bidimensional com 8 nós.
Fonte: Cook, 1995, p.187.

Elementos do tipo shell apresentam 6 graus de liberdade por nó e sua geometria pode ser triangular ou quadrática. O número de graus de liberdade está diretamente relacionado aos movimentos que os nós poderão fazer, ou seja, se cada nó do elemento shell possui 6 graus de liberdade quer dizer que ele poderá sofrer tanto translação quanto rotação nas direções x , y e z . Convém lembrar que ao declarar as condições de contorno da estrutura, alguns destes nós poderão sofrer restrição de deslocamento e rotação.

Os elementos podem também ser classificados quanto à trajetória que suas arestas e/ou faces realizam quando o elemento é deformado. Tal classificação é dividida entre linear e parabólica. Elementos lineares apresentam arestas cuja função de forma é linear, enquanto que elementos parabólicos apresentam arestas cuja função de forma é parabólica. Elementos parabólicos costumam apresentar maior precisão nos resultados quando comparados aos elementos lineares, porém devido ao fato de apresentarem um maior número de nós a simulação costuma ser mais demorada. A figura 31 ilustra alguns exemplos de elementos bidimensionais e tridimensionais do tipo parabólico e linear; já a figura 32 ilustra a diferença de deformação entre uma malha quadrática linear e uma malha quadrática parabólica.

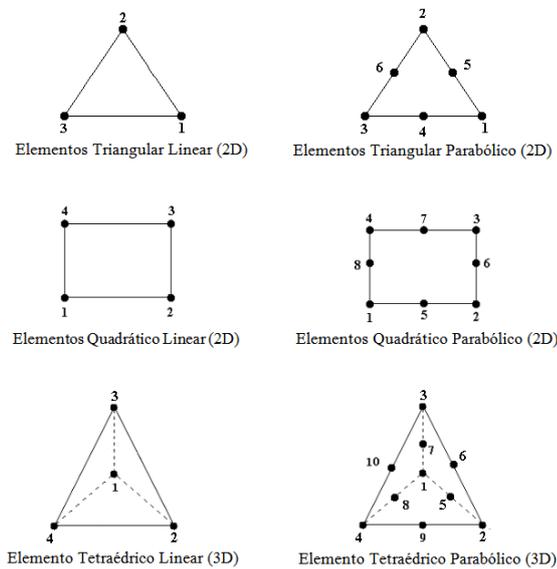


Figura 31 – Elementos bidimensionais e tridimensionais parabólicos e lineares.
 Fonte: MSC Software Corporation, 2007a, p. 210.

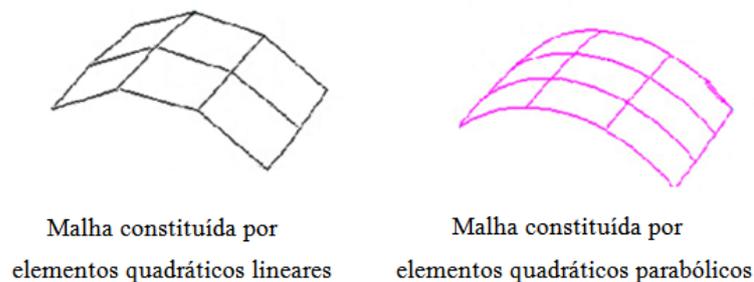


Figura 32 – Diferença entre uma malha quadrática linear e uma malha quadrática parabólica ao sofrer deformação.
 Fonte: MSC Software Corporation, 2007b, p. 207.

4.7 Modelo de contato

O contato é uma variável de grande relevância quando se trata da simulação de processo de conformação.

Normalmente os modelos de contato utilizados no método dos elementos finitos utilizam o conceito de superfície mestre, que se movimenta independentemente da existência de contato, e superfície escrava. As superfícies mestre e escrava são definidas após a identificação de quais as superfícies que entrarão em contato, ou seja, após a identificação de quais nós deverão permanecer estáticos e em movimento devido ao contato. (BORTOLUSSI, 2001)

O contato é estabelecido quando os nós da superfície mestre, ou segmentos desta superfície, ultrapassam as coordenadas dos nós ou segmentos da superfície escrava. Logo após o estabelecimento do contato forças normais começam a atuar na superfície escrava e consequentemente forças de atrito surgem. (BORTOLUSSI, 2001)

Em Ziekiewicz e Taylor (ZIENKIEWICZ; TAYLOR, 2000 apud SILVA, 2005) a formulação do contato é dividida em dois tipos e em termos de geometria. A primeira formulação leva em consideração o contato entre nós e superfície e a outra o contato entre os nós. O contato entre os nós ocorre quando os deslocamentos na superfície de contato são pequenos, e a malha de elementos finitos na superfície de contato é construída de forma que a localização dos nós nos dois corpos possa coincidir. Nesse tipo de formulação, a determinação de quais nós entram em contato pode ser feita simplesmente monitorando a posição vertical dos mesmos; já o contato entre nós e superfície acontece quando os nós da superfície de contato dos dois corpos não interagem diretamente. A determinação deste tipo de contato requer um mecanismo de busca para encontrar as superfícies de contato em potencial, e as distâncias associadas a cada uma. Enquanto a distância for positiva, não existe contato, e não é necessária nenhuma modificação nas equações governantes. Se a distância for negativa, ocorreu a penetração entre os corpos, e as equações de equilíbrio devem ser alteradas de forma a refletir as forças de contato envolvidas. (SILVA, 2005)

4.8 Modelo de atrito

Muito se debate quando o assunto abordado é o atrito na conformação mecânica. Tal debate ocorre porque até o momento não se tem um procedimento confiável para medir o coeficiente de atrito durante a conformação, visto que ele depende de variáveis quase que aleatórias. Alguns exemplos destas variáveis são: desgaste da ferramenta, lubrificação, temperatura de trabalho, etc.

Trabalhos recentes publicados na área de conformação superplástica (JOHNSON; KHALEEL; SMITH, 1998; LUCKEY JR.; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007; HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008) consideram o coeficiente de atrito constante e quantificado entre 0,1 e 0,5. Valores de coeficiente de atrito neste intervalo parecem não afetar consideravelmente a curva de pressão x tempo e a variação de espessura na conformação. (HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008; GIORDANO; NATALE; CALCAGNI, 2002)

O modelo matemático para calcular a força de atrito, ou a tensão de cisalhamento, considerando o coeficiente de atrito constante é descrito conforme as equações (14) e (15). Tal modelo é popularmente conhecido como modelo de atrito de Coulomb. (JOHNSON; KHALEEL; SMITH, 1998; LUCKEY JR.; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007)

$$F_{at} = \mu \cdot N \quad (14)$$

ou

$$\tau = \mu \cdot P \quad (15)$$

F_{at} é a força de atrito, μ é o coeficiente de atrito, N é a força de normal, τ é a tensão de cisalhamento e P é a pressão de contato normal.

4.9 Geração de malha

Quando uma análise não linear de grandes deslocamentos e deformações é realizada (a superplasticidade se encaixa neste tipo de análise) alguns elementos da malha declarada podem sofrer distorção excessiva, o que faz com a análise não seja confiável. Uma maneira de se evitar estas distorções é a realização do recálculo da malha nas regiões que apresentam tais

distorções antes que a análise prossiga. Muitos softwares comerciais, como o MSC MARC®, por exemplo, apresentam comandos que permitem que o refinamento automático da malha seja feito durante a simulação, minimizando o problema destas distorções excessivas.

Outro fator determinante quanto à geração de uma malha de elementos finitos diz respeito ao tamanho dos elementos que a constituem. Elementos muito grandes costumam não representar a estrutura (continuum) de maneira satisfatória e elementos muito pequenos costumam aumentar de maneira significativa o tempo de análise. O que dificulta muitas vezes é que não há um padrão quanto ao tipo e tamanho de malha que deve ser utilizado, porém o que se deve ter em mente é que ao se construir uma malha de elementos finitos deve-se pôr em uma balança o tempo de processamento e a qualidade dos resultados esperados.

4.10 Controle numérico da taxa de deformação na conformação superplástica

4.10.1 Considerações iniciais

O software MSC MARC®, que será utilizado neste trabalho, não apresenta em sua documentação qual é a equação utilizada para realizar o controle de pressão na simulação de superplasticidade tem-se que os itens que virão a seguir se baseiam nas equações propostas pelo software ANSYS® 2003. As equações para o controle da taxa de deformação, propostas no software ANSYS® 2003, foram extraídas do artigo de Hojjati, Zoorabadi e Hosseini pour (ANSYS®, 2003 apud HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008) e serão descritas a seguir para se entender melhor como é possível simular a superplasticidade pelo método de conformação a sopro.

4.10.2 Controle da taxa de deformação

O método mais utilizado para realizar a conformação superplástica de chapas se dá pelo processo de conformação a sopro. Tal método pode ser simulado em muitos softwares comerciais, como por exemplo: o MSC MARC®, o ANSYS® 2003 e o ABAQUS®.

A simulação do processo de conformação superplástica se dá principalmente pela variação da pressão com o passar do tempo, ou seja, com a variação do fluxo de pressão. Tal variação se faz necessária para que taxa de deformação permaneça constante durante a

conformação. A seguir têm-se dois modelos utilizados no método dos elementos finitos para que a taxa de deformação seja mantida constante.

1º modelo – Controle da taxa de deformação por meio da relação entre taxa de deformação necessária e taxa de deformação observada nos elementos.

Neste tipo de modelo a razão entre a taxa de deformação apresentada por alguns, ou todos, os elementos da malha ($\dot{\epsilon}_{m\acute{a}x}$) é e a taxa de deformação definida pelo usuário ($\dot{\epsilon}_{opt}$) é calculada. Caso tal relação, definida como $\gamma_{m\acute{a}x}$, ultrapasse limites pré-definidos a pressão do próximo incremento é alterada a fim de manter a relação constante. É válido ressaltar que o usuário do software também determina quantos elementos deverão ter a taxa de deformação controlada. A seguir tem-se o algoritmo utilizado para o procedimento descrito anteriormente. (ANSYS®, 2003 apud HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008)

$$\gamma_{m\acute{a}x} = \frac{\dot{\epsilon}_{m\acute{a}x}}{\dot{\epsilon}_{opt}} \quad (16)$$

- Se $\gamma_{m\acute{a}x} < 0,2$ então $P_{r+1} = 2. P_r$
- Se $0,2 \leq \gamma_{m\acute{a}x} < 0,5$ então $P_{r+1} = 1,5. P_r$
- Se $0,5 \leq \gamma_{m\acute{a}x} < 0,8$ então $P_{r+1} = 1,2. P_r$
- Se $0,8 \leq \gamma_{m\acute{a}x} < 1,5$ então $P_{r+1} = 1,0. P_r$
- Se $1,5 \leq \gamma_{m\acute{a}x} < 3,0$ então $P_{r+1} = 0,5. P_r$
- Se $\gamma_{m\acute{a}x} > 3,0$ então $P_{r+1} = 0,5. P_r$

P_r e P_{r+1} são valores as pressões aplicadas em diferentes instantes do processo de conformação.

2º modelo – Controle da taxa de deformação por meio do logaritmo da relação entre taxa de deformação necessária e observada.

Neste tipo de modelo a pressão é calculada conforme a equação (17).

$$P_{n+1} = [1 - \ln(\gamma_{m\acute{a}x})]. P_n \quad (17)$$

P_n e P_{n+1} são valores as pressões aplicadas em diferentes instantes do processo de conformação.

Nota-se que quando $\gamma_{m\acute{a}x} \geq 2,72$ a pressão torna-se negativa, o que não pode acontecer. Para que o valor de $\gamma_{m\acute{a}x} \geq 2,72$ não seja alcançado duas medidas são tomadas. A primeira previne que as variações de $\gamma_{m\acute{a}x}$ não sejam tão rápidas e a segunda, que em raras condições pode ocorrer, permite que a relação $\gamma_{m\acute{a}x}$ seja reduzida a 0,5 para posteriormente ir aumentando gradativamente. (ANSYS®, 2003 apud HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008)

É válido ressaltar que nas simulações de conformação superplástica via elementos finitos não é considerada a aplicação de uma contrapressão. Portanto se o material a ser conformado necessitar de contrapressão, para minimizar a cavitação, o valor da pressão obtida via simulação deve ser entendida como a diferença de pressão entre a superfície superior e inferior da chapa.

5 METODOLOGIA

5.1 Material

Nas simulações de superplasticidade foram utilizadas diferentes geometrias de produtos. Nos modelos de expansão livre e de conformação da peça cônica foram utilizados blanks circulares de espessura igual a 1,5 mm. As simulações de expansão livre foram feitas com blanks de diâmetros iguais a 160 e 260 mm e na simulação de conformação da peça cônica foi utilizada uma chapa de diâmetro igual a 180 mm. Na simulação da conformação da bandeja foi utilizado um blank retangular cujas dimensões são: 1,22 mm de espessura; 560 mm de largura e 940 mm de comprimento.

A liga de alumínio AA5083 foi considerada como o material dos blanks circulares e retangular simulados. As propriedades mecânicas dos blanks circulares e retangular foram consideradas diferentes nas simulações e retiradas de dois artigos distintos. As propriedades dos blanks circulares e seus modelos matemáticos de comportamento mecânico foram retirados do artigo de Chen e Thomson (CHEN; THOMSON, 2004 apud HOJJATI; ZOORABADI; HOSSEINIPOUR, 2008); já as propriedades e o modelo matemático do comportamento mecânico do blank retangular foram retiradas do artigo de Luckey, Friedman e Weinmann. (LUCKEY; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007). A tabela 3 mostra as propriedades mecânicas consideradas para os blanks circulares e retangular com a respectiva taxa de deformação utilizada para a obtenção de tais propriedades. O modelo matemático do comportamento mecânico do material dos blanks circulares é dado pela equação (2) e o modelo matemático do comportamento mecânico do material do blank retangular é dado pela equação (3). É válido ressaltar que as propriedades dos blanks circulares foram obtidas a 515 °C e as do blank retangular a 475 °C.

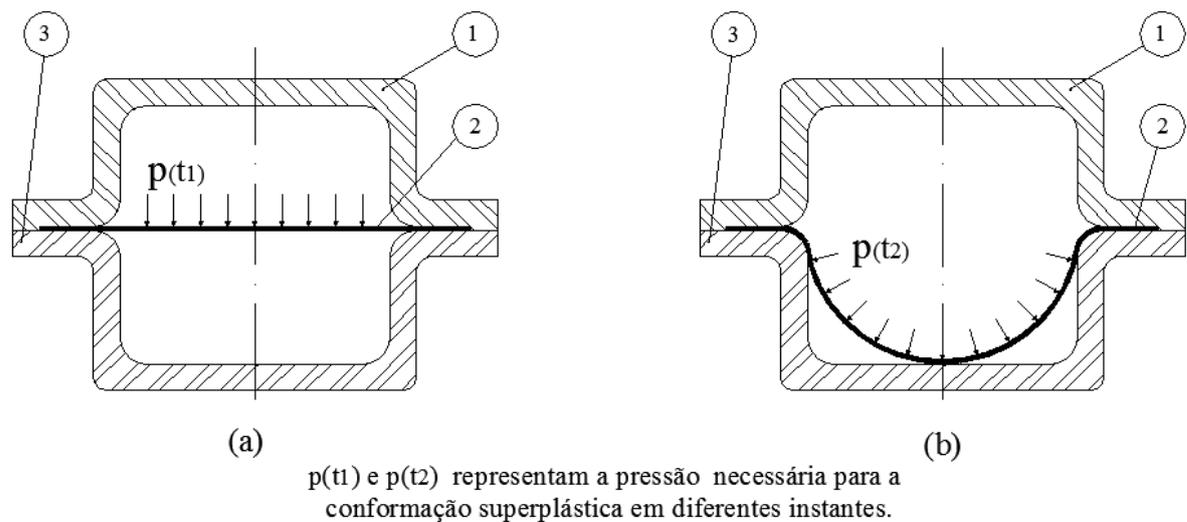
Tabela 3- Propriedades da liga AA5083 utilizadas nas simulações.

Tipo de Blank	Constante K (MPa)	Coefficiente de Sensibilidade à taxa de deformação (m)	Expoente de encruamento (n)	Taxa de deformação ($\dot{\epsilon}$) (s^{-1})	Temperatura (°C)
Circular	591,0	0,60	0	$2,8 \cdot 10^{-3}$	515
Retangular	159,5	0,39	0,088	$1,0 \cdot 10^{-3}$	475

5.2 Métodos

5.2.1 Simulações de expansão livre

Todos os modelos de expansão livre foram concebidos para simular o processo de conformação superplástica por sopro sem contra pressão. A figura 33 ilustra o processo a ser simulado para diferentes tamanhos de blank e alturas de conformação.



Item	Descrição
1	Matriz Superior
2	Blank
3	Matriz Inferior

Figura 33- Ilustração do processo de conformação superplástica por expansão livre. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.

As simulações de expansão livre foram realizadas utilizando blanks de diâmetros iguais a 160 e 260 mm. O diâmetro de 160 mm foi conformado até que o vértice da chapa conformada atingisse uma altura máxima de 50 mm, ou seja, até que o domo da chapa alcançasse uma altura de 50 mm. Já o diâmetro de 260 mm foi conformado até que o domo da chapa alcançasse duas alturas diferentes. A primeira conformação foi realizada até que o domo da chapa alcançasse a altura de 50 mm e a segunda conformação foi efetuada até que o domo da chapa alcançasse 100 mm. É válido ressaltar que o blank de 260 mm foi simulado em duas matrizes diferentes, ou seja, cada uma das alturas foi obtida em simulações diferentes e não em uma única simulação. A tabela 4 apresenta o diâmetro do blank e a altura do domo nas simulações de bulge.

Tabela 4- Diâmetro do blank e altura máxima de conformação.

Diâmetro do blank (mm)	Altura do domo (mm)
160	50
260	50
260	100

5.2.1.1 Geometria do ferramental

As ferramentas para as simulações de expansão livre se encontram ilustradas nas figuras enumeradas entre 34 e 36. A figura 34 mostra o ferramental utilizado na simulação de expansão livre do blank de 160 mm de diâmetro e as figuras 35 e 36 as ferramentas utilizadas nas simulações de expansão livre do blank de 260 mm de diâmetro. As ferramentas mostradas nas figuras 34 e 35 restringem a máxima altura do domo em 50 mm, enquanto que a figura 36 mostra uma ferramenta que restringe a altura do domo em 100 mm.

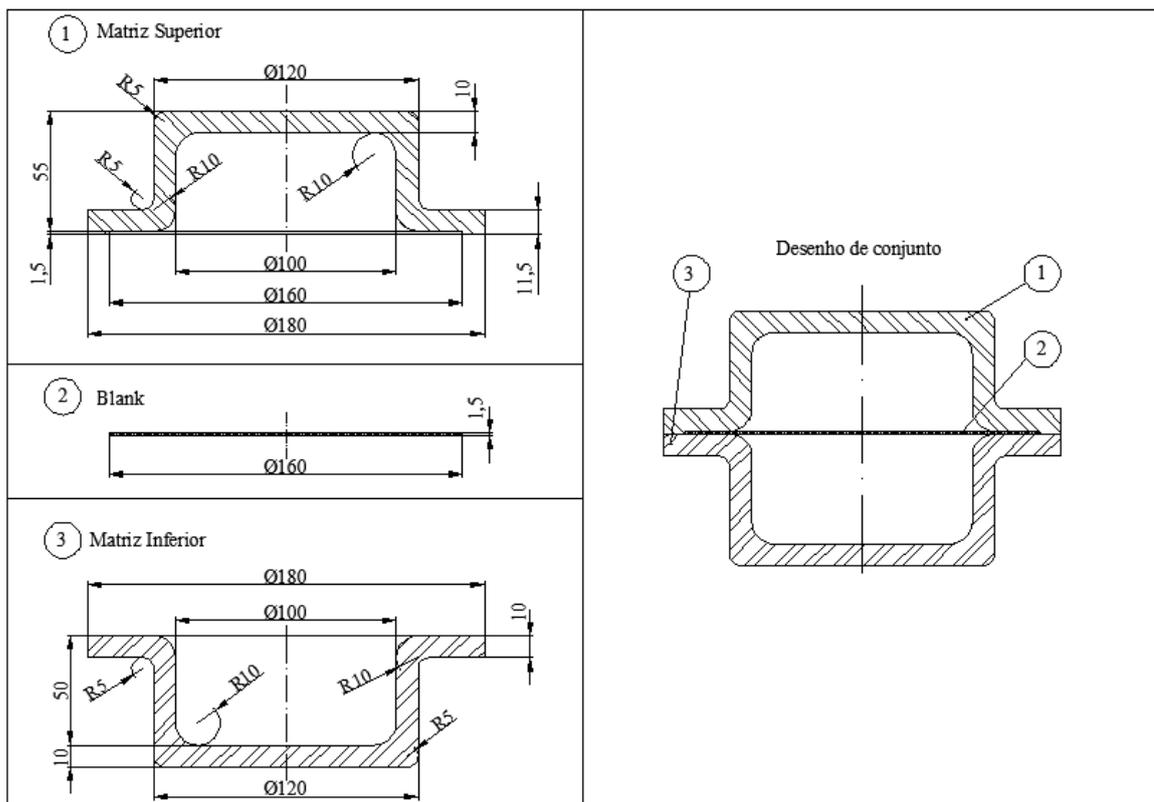


Figura 34 – Ferramenta com profundidade de 50 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com Ø160 mm.

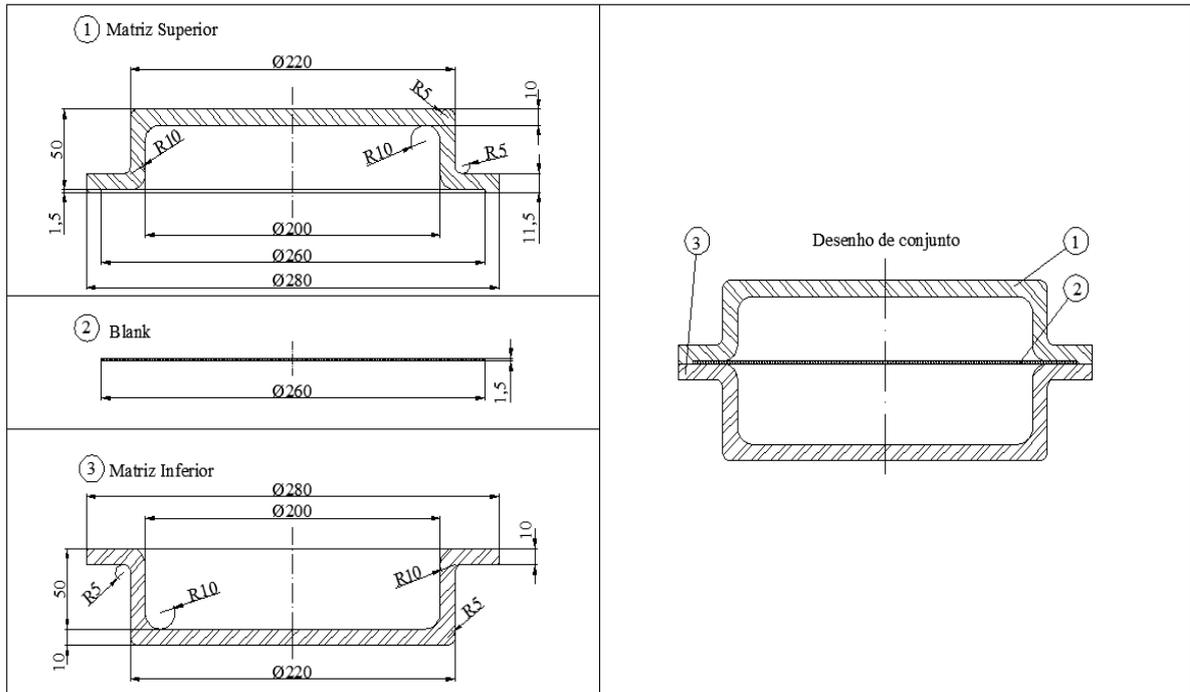


Figura 35 – Ferramenta com profundidade de 50 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.

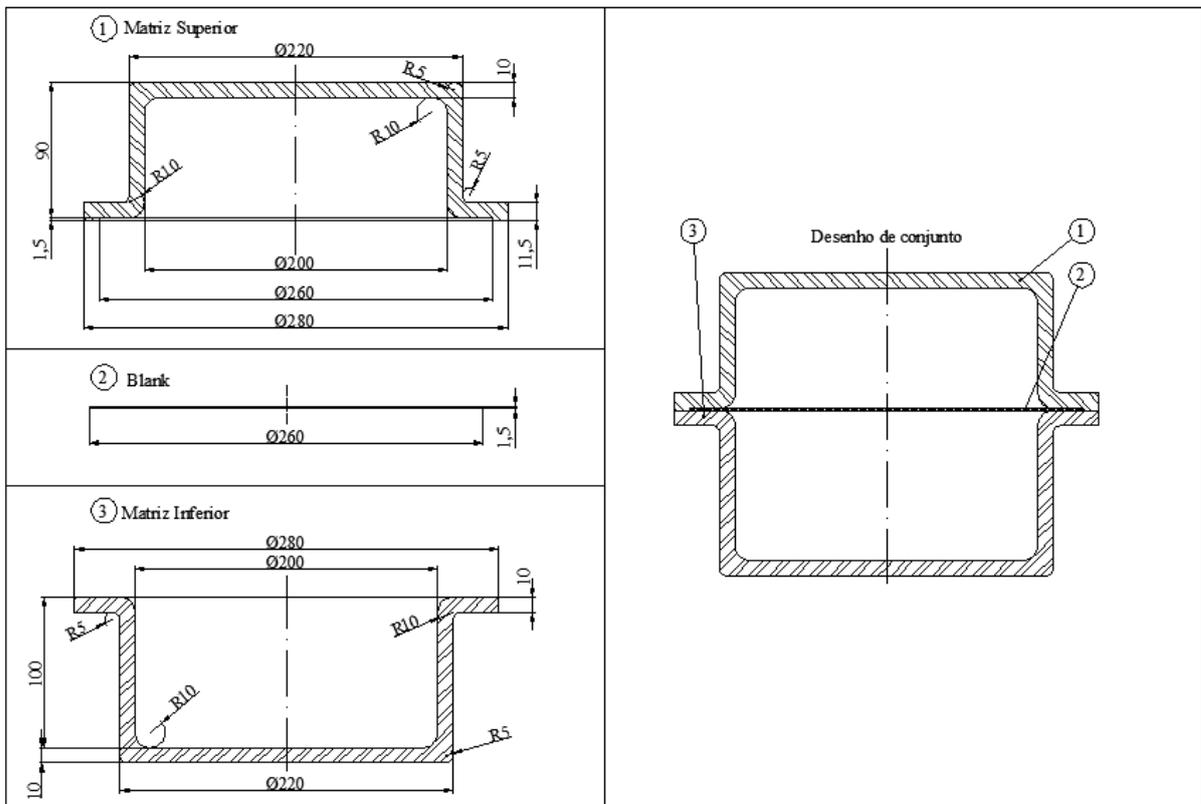


Figura 36 – Ferramenta com profundidade de 100 mm destinada a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.

5.2.1.2 Simplificação das ferramentas concebidas para as simulações de expansão livre

Nos modelos de expansão livre não se faz necessária a utilização de todo o ferramental concebido. Na verdade, o que realmente importa, dos ferramentais concebidos, são as superfícies internas das matrizes inferiores. As figuras a seguir detalham as superfícies citadas em azul.

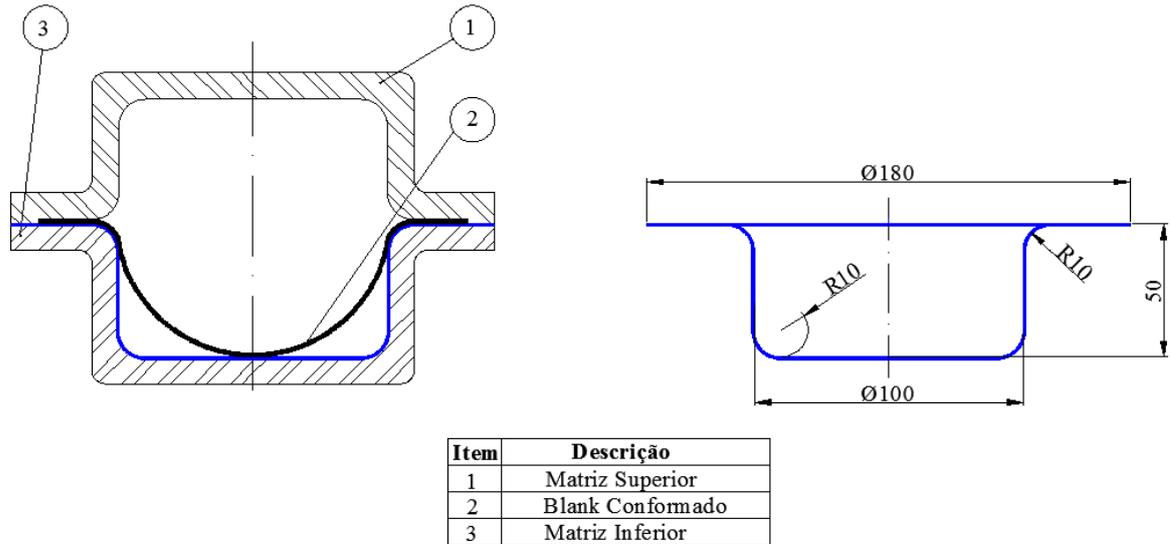


Figura 37 – Simplificação do ferramental com profundidade de 50 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 160$ mm.

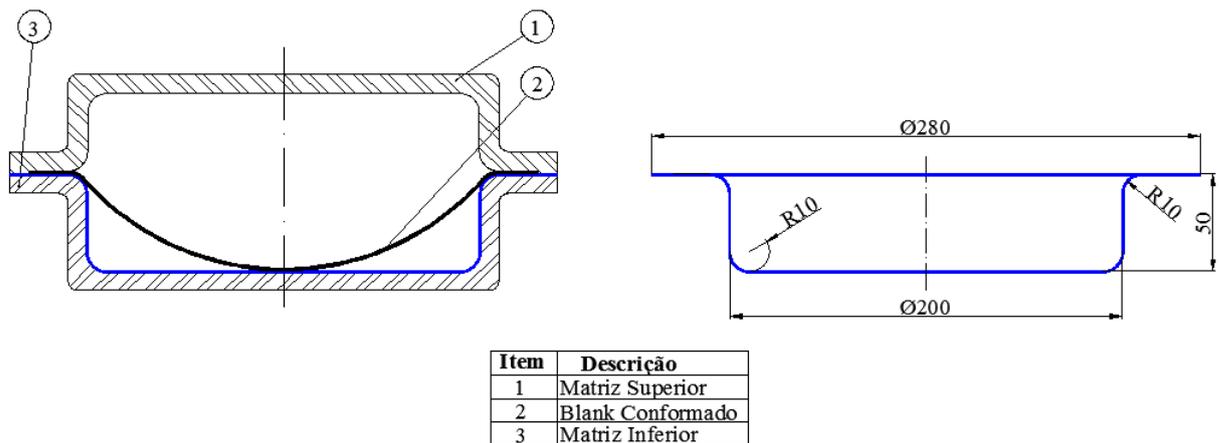


Figura 38 – Simplificação do ferramental com profundidade de 50 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.

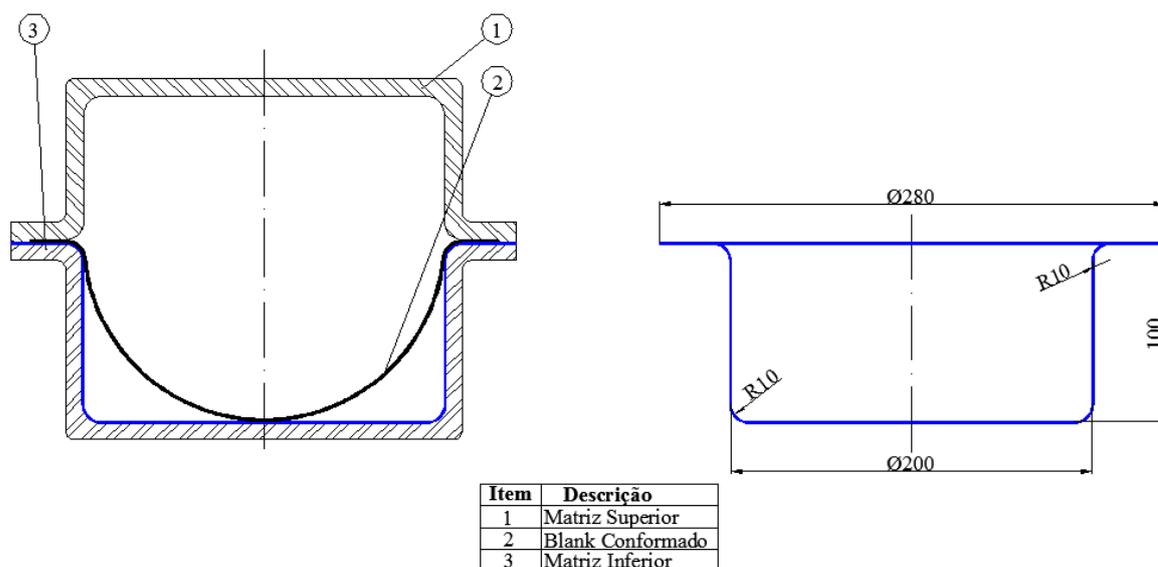


Figura 39 – Simplificação dos ferramental com profundidade de 100 mm destinado a simulação de expansão livre do blank com $\varnothing 260$ mm.

5.2.1.3 Malha de elementos finitos

Os dois blanks circulares submetidos a simulações de expansão livre foram discretizados utilizando elementos quadráticos lineares. Os elementos da malha foram declarados como sendo do tipo shell.

O refinamento automático da malha foi utilizado em todas as simulações de livre, porém as distorções sofridas pela malha não foram suficientes para que o refinamento automático da malha acontecesse.

O refinamento da malha de elementos finitos utilizado no blanks de 160 e 260 mm de diâmetro é apresentado nas figuras enumeradas entre 40 e 42. É válido ressaltar que foram realizadas três simulações de expansão livre com o blank de 260 mm de diâmetro. A primeira simulação foi realizada até que o domo do blank atingisse uma altura máxima de 50 mm e as outras duas simulações foram realizadas até que o domo do blank alcançasse uma altura de 100 mm. A diferença entre as duas simulações, em que o domo do blank alcançou uma altura de 100 mm, foi o refinamento da malha. A figura 42 mostra os dois tamanhos de malha utilizados, denominando tais malha de (a) e (b).

Todas as simulações de expansão livre foram feitas utilizando um quarto de modelo. Isso foi feito para diminuir o tempo de simulação, valendo-se da simetria dos esforços e deformações.

Nas matrizes utilizadas nas simulações de expansão livre não foram criadas malhas. Tal procedimento não foi realizado devido as matrizes serem declaradas como corpos rígidos e o software MSC MARC® desprezar qualquer malha que seja criada neste tipo de corpo.

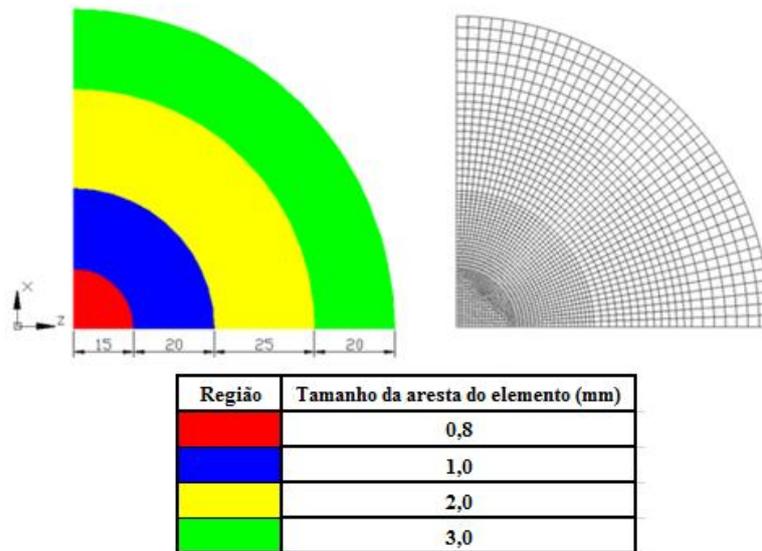


Figura 40 – Tamanho da malha no blank de Ø160 mm que alcançará uma altura de domo de 50 mm.

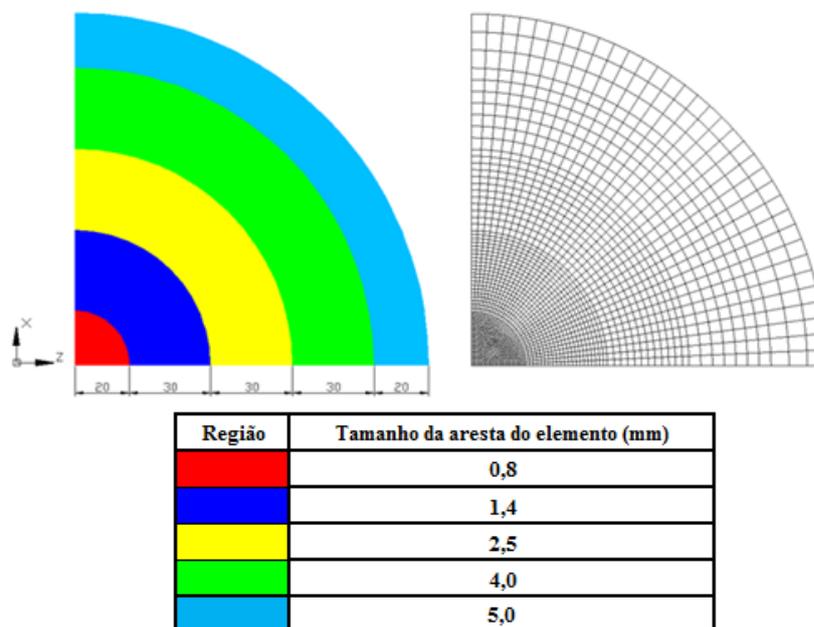


Figura 41 – Tamanho da malha no blank de Ø260 mm que alcançará uma altura de domo de 50 mm.

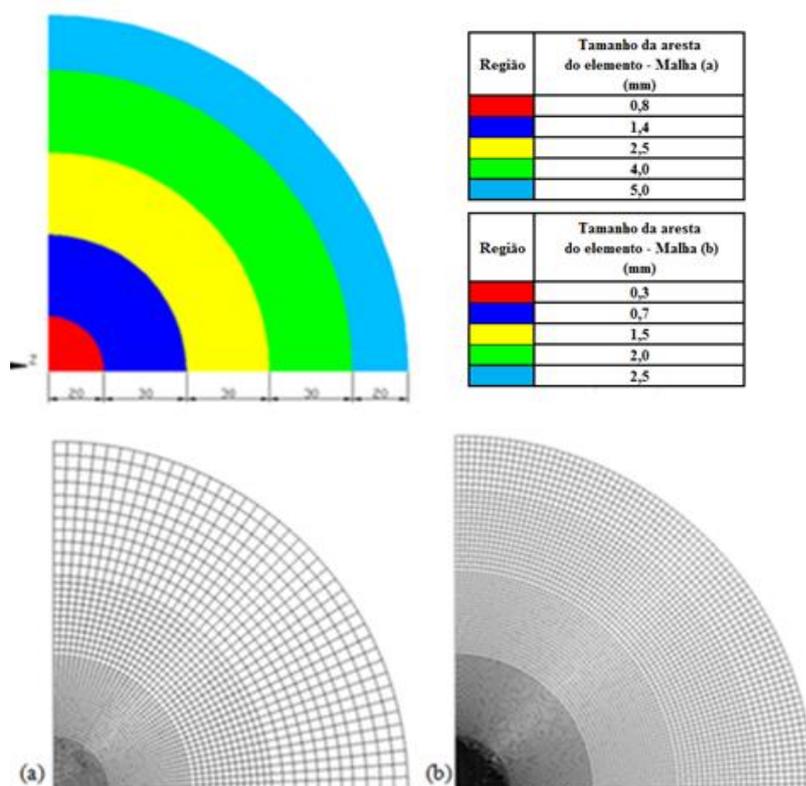


Figura 42– Tamanhos de malha declarados no blank de $\varnothing 260$ mm que alcançará uma altura de domo de 100 mm.

5.2.1.4 Contato entre blank e matriz

Os blanks submetidos a bulge deste foram declarados como corpos deformáveis e as matrizes como corpos rígidos. Devido os blanks serem deformáveis a criação de malhas sobre eles foi possível.

5.2.1.5 Condições de contorno dos modelos

Devido à utilização de um quarto de modelo em todas as simulações de expansão livre tem-se que: condições de contorno devem ser declaradas nos nós contidos nos eixos de simetria dos blanks a serem conformados. Os eixos que contém os nós que devem sofrer restrições em seus movimentos de rotação e translação estão na figura 43. As restrições de rotação e translação impostas aos nós contidos nos eixos x e z (eixos de simetria) estão mostradas na tabela 5.

Tabela 5- Restrições de rotação e translação impostas nos nós contidos nos eixos de simetria (eixos x e z) dos blanks submetidos a simulação de expansão livre.

Eixo de Simetria	Restrições nos Movimentos de Rotação e Translação		
	Translação em X	Translação em Y	Translação em Z
X	Livre	Livre	0
	Rotação em X	Rotação em Y	Rotação em Z
	0	0	Livre
	Translação em X	Translação em Y	Translação em Z
Z	0	Livre	Livre
	Rotação em X	Rotação em Y	Rotação em Z
	Livre	0	0
	Translação em X	Translação em Y	Translação em Z

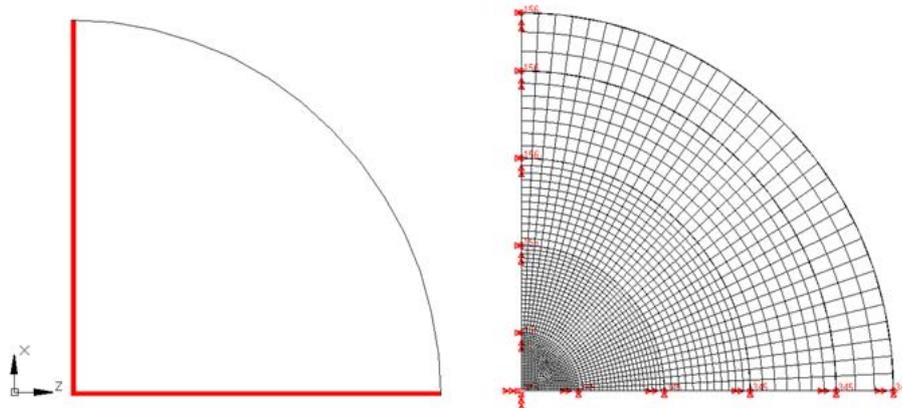
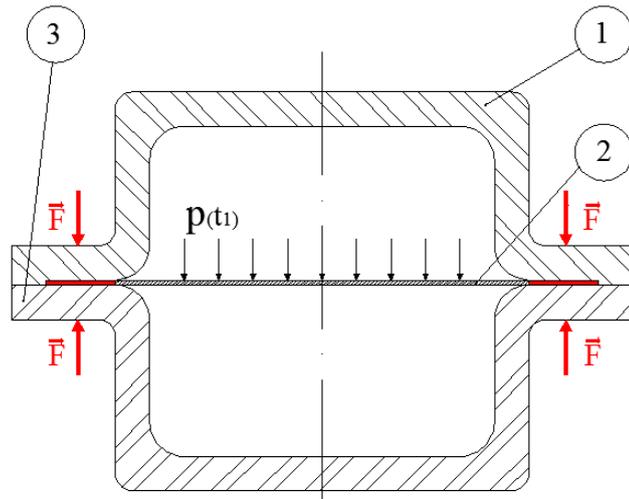


Figura 43 – Localização dos nós que devem sofrer restrições parciais de seus movimentos devido a simetria do blank e a utilização de um quarto de modelo.

Nas simulações de expansão livre também foi considerado que cada um dos blanks possuía uma área que não poderia sofrer qualquer tipo de movimento. Essa região simula a parte superior e inferior da matriz que prensa a chapa, conforme ilustra a figura 44. A figura 45 ilustra, em vermelho, a região onde os nós da chapa de 160 mm de diâmetro estão impossibilitados de se movimentar e a figura 46 mostra, também em vermelho, a região onde os nós da chapa de 260 mm de diâmetro estão impossibilitados de se movimentar. A impossibilidade de movimento dos nós deve ser interpretada como impossibilidade de rotação e translação dos nós em x, y e z.



Item	Descrição
1	Matriz Superior
2	Blank
3	Matriz Inferior

Figura 44 – Processo de conformação por expansão livre com as regiões da chapa, em vermelho, impossibilitadas de sofrer rotação e translação.

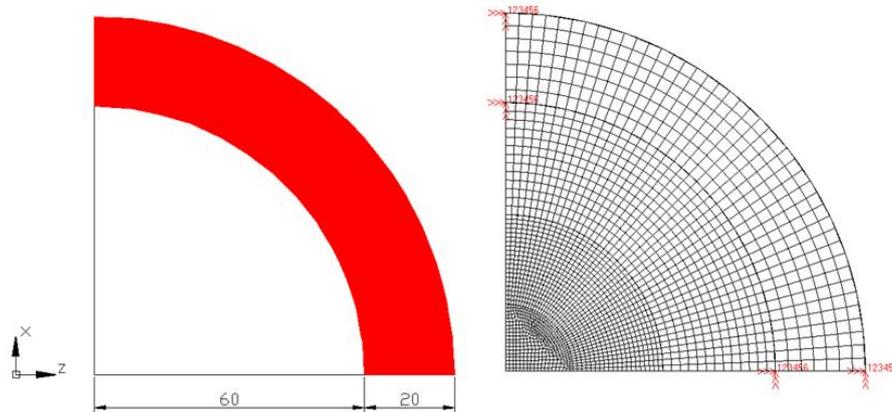


Figura 45 – Blank de $\varnothing 160$ mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque.

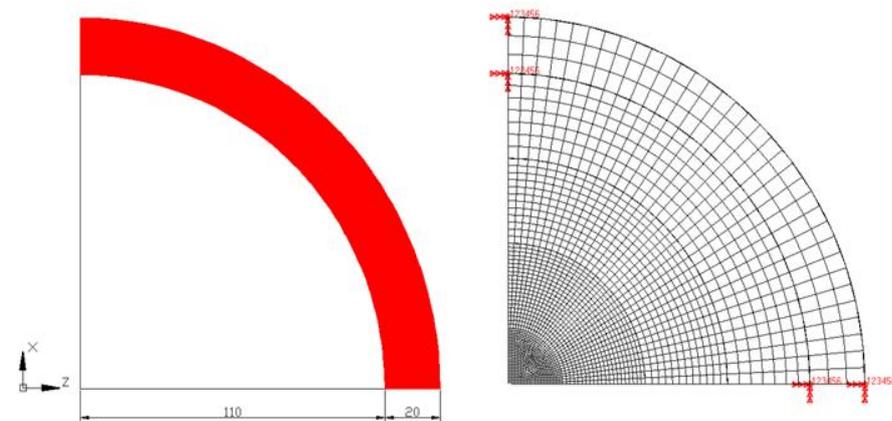


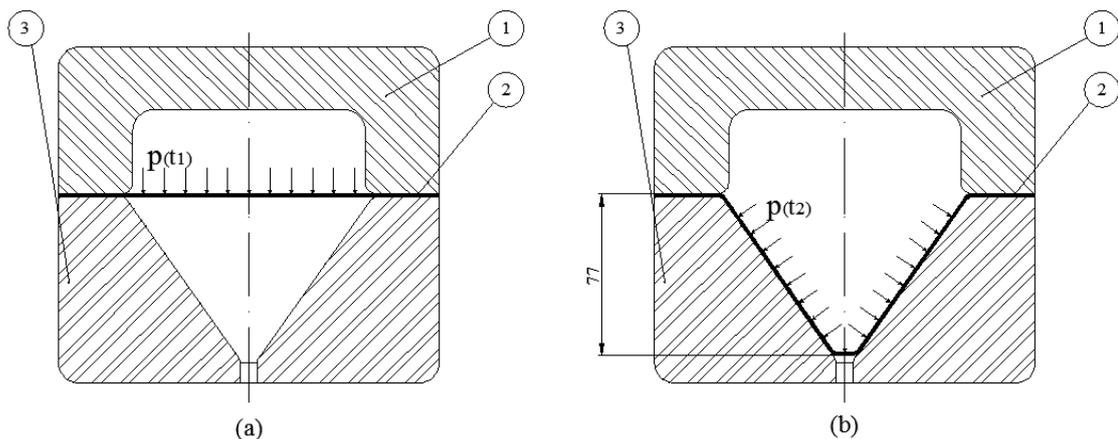
Figura 46 – Blank de $\varnothing 260$ mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque.

5.2.1.6 Modelo de atrito

O modelo de atrito utilizado foi o de Coulomb e o coeficiente de atrito (μ) declarado tanto nas matrizes como nos blanks das simulações de expansão livre foi de 0,16. Tal valor foi retirado do artigo publicado por Friedman et al. (FRIEDMAN et al., 2005 apud LUCKEY.; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007)

5.2.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica

A conformação superplástica da peça cônica foi também foi idealizada para simular o processo de conformação por sopro sem contra pressão. A figura 47 ilustra o processo a ser simulado.



$p(t_1)$ e $p(t_2)$ representam a pressão necessária para a conformação superplástica em diferentes instantes.

Item	Descrição
1	Matriz Superior
2	Blank - Ø180 mm
3	Matriz Inferior

Figura 47- Ilustração do processo de conformação superplástica da peça cônica. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.

O processo foi simulado utilizando um blank circular de diâmetro igual a 180 mm e a altura máxima de conformação da peça foi limitada em 77 mm. A simulação da peça cônica também foi feita com um quarto de modelo para que o tempo de processamento fosse reduzido.

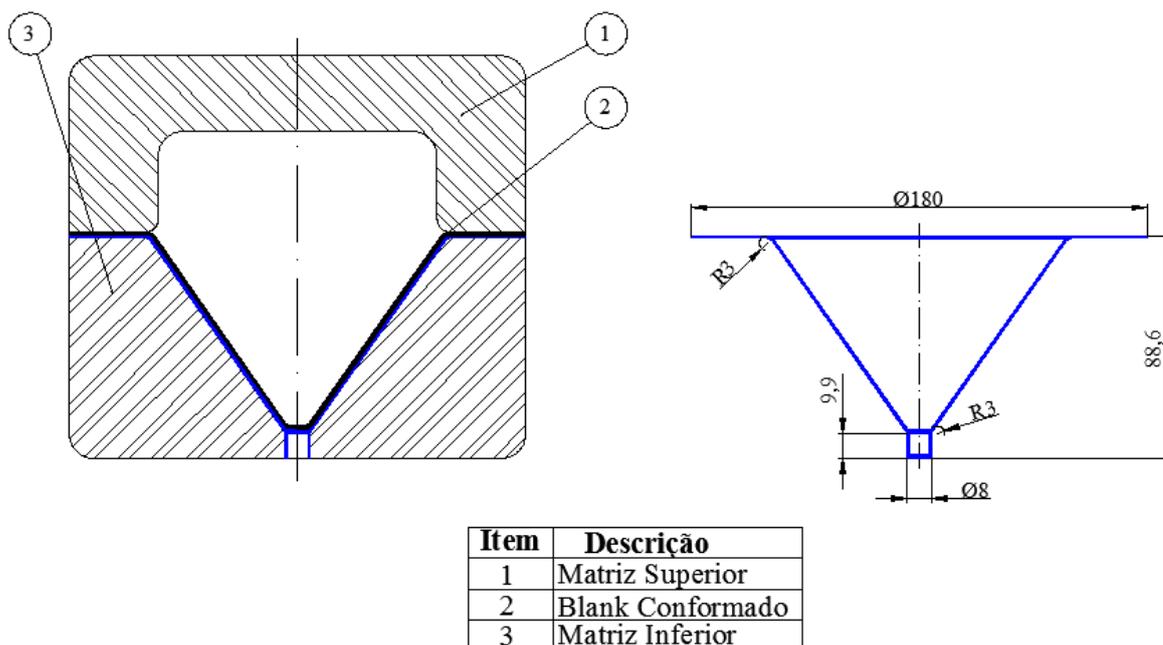


Figura 49 – Simplificação do ferramental utilizado na simulação de conformação da peça cônica.

5.2.2.3 Malha de elementos finitos

O blank simulado para a obtenção da peça cônica foi discretizado com elementos do tipo shell quadráticos lineares, assim como feito nos modelos de expansão livre. O blank foi dividido em diferentes partes para uma melhor discretização. A figura 50 ilustra o tamanho de malha declarado no blank submetido a conformação.

Foram realizadas duas simulações de conformação da peça cônica. As simulações foram diferenciadas pelo tamanho de malha utilizado. A figura 50 também mostra os dois tamanhos de malha utilizados em cada uma das simulações. As malhas foram denominadas de (c) e (d) para evitar confusão com as malhas (a) e (b) utilizadas nos modelos de expansão livre.

Nas duas simulações para a obtenção da peça cônica utilizou-se o refinamento automático de malha, porém as distorções sofridas pela malha, nas duas simulações, não foram suficientes para que o refinamento automático acontecesse.

Na ferramenta das duas simulações não foi declarada malha, já que a matriz foi considerada um corpo rígido. Os motivos pela não declaração de malha neste tipo de corpo já foram explicados no item 5.2.1.3.

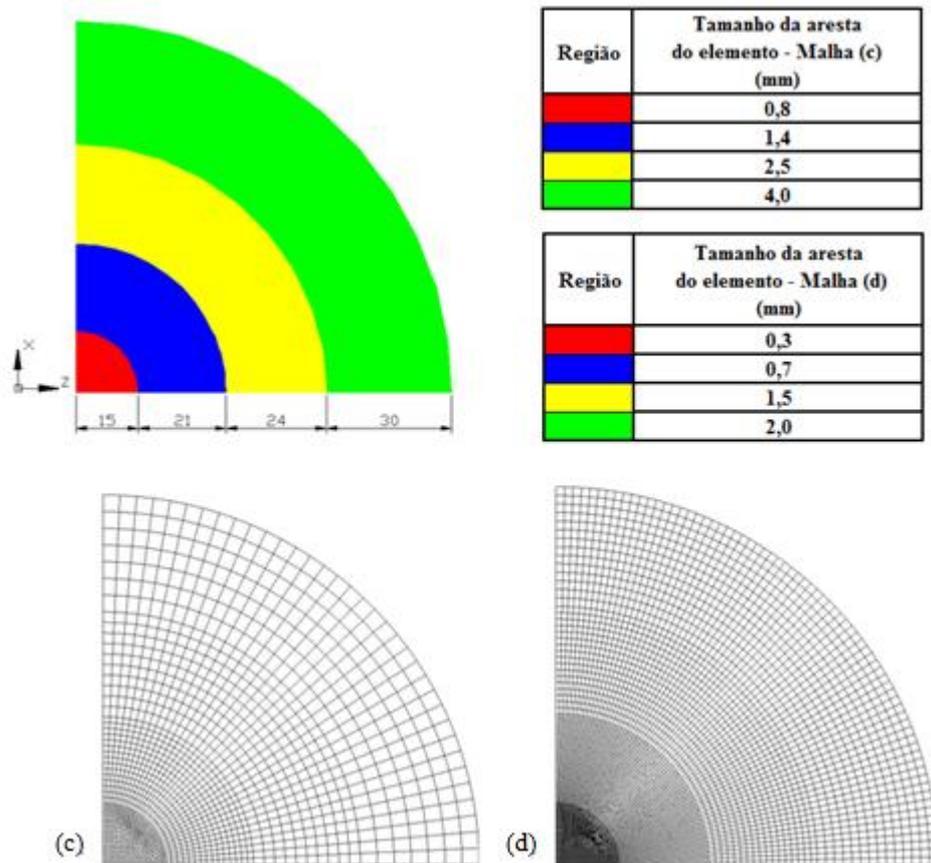


Figura 50 – Tamanhos de malha declarados no blank de $\varnothing 180$ mm utilizado na simulação de conformação da peça cônica.

5.2.2.4 Contato entre blank e matriz

O blank, das duas simulações realizadas visando obter a peça cônica, foi declarado como corpo deformável. Já a matriz foi declarada como corpo rígido.

5.2.2.5 Condições de contorno dos modelos

Nas simulações de conformação da peça cônica também foram necessárias restrições de rotação e translação nos eixos de simetria do blank. Isso foi necessário devido a simulação de um quarto de modelo. As condições de rotação e translação nos eixos x e z são as mesmas apresentadas na tabela 5, do item 5.2.1.5. A figura 43 também pode ser tomada como referência para saber quais os nós do blank de diâmetro, igual a 180 mm, sofreram restrição nos movimentos de rotação e translação.

Assim como nas simulações de expansão livre o blank destinado a obtenção da peça cônica possuía uma região cujos nós não podiam sofrer rotação e translação. Conforme já citado anteriormente, tal restrição é necessária para simular a região onde a parte superior e inferior da matriz prensa a chapa, restringindo assim o seu movimento. A figura 51 ilustra, em vermelho, a região na qual o blank submetido a conformação da peça cônica encontra-se impossibilitado de sofrer rotação e translação. Por fim, a figura 52 ilustra, em vermelho, a região onde os nós da chapa de 180 mm de diâmetro estão impossibilitados de se movimentar.

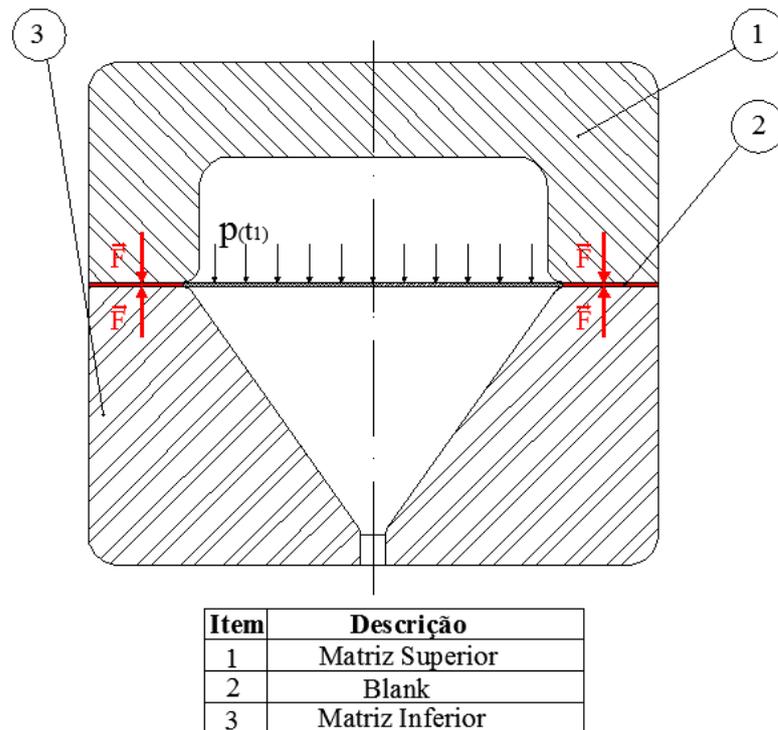


Figura 51 – Processo de conformação da peça cônica com as regiões da chapa, em vermelho, impossibilitadas de sofrer rotação e translação.

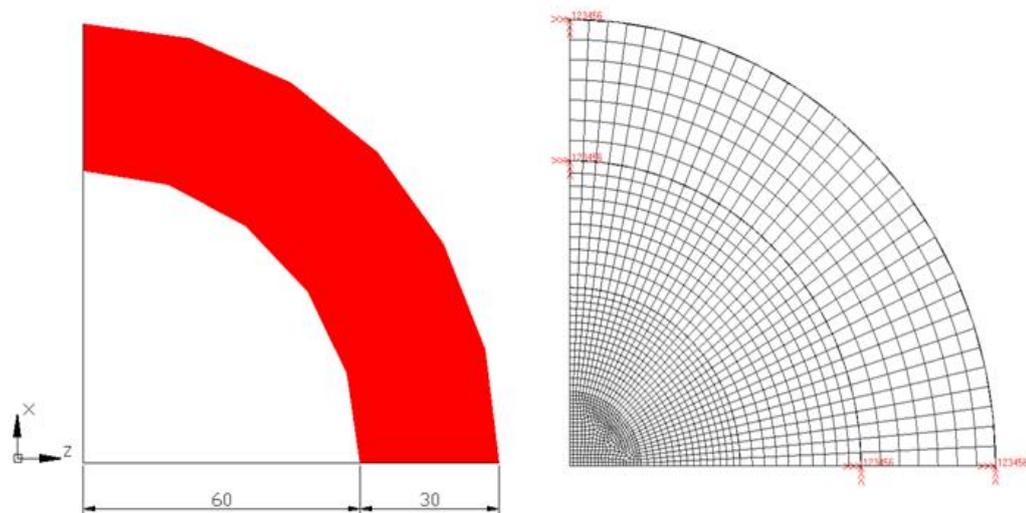


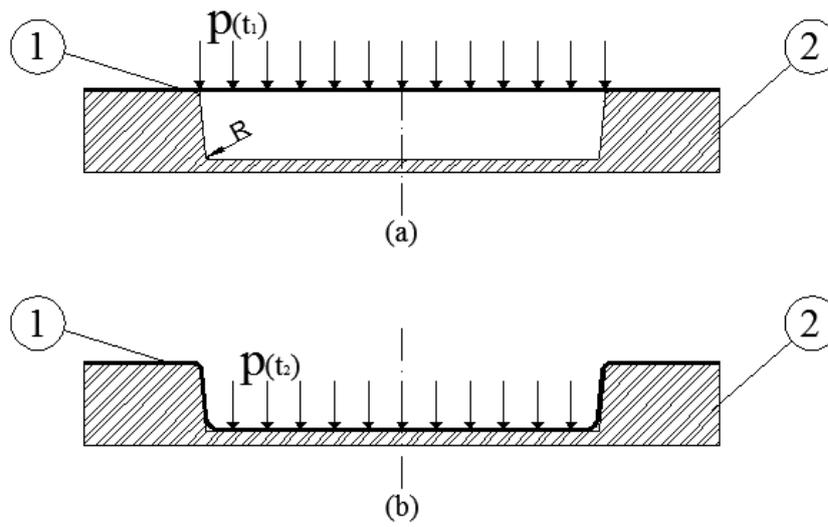
Figura 52 – Blank de Ø180 mm com a região impossibilitada de sofrer rotação e translação em destaque.

5.2.2.6 Modelo de atrito

O modelo de atrito utilizado também foi o de Coulomb e o coeficiente de atrito (μ) declarado tanto na matriz quanto nas duas malhas utilizadas foi igual a 0,16 .(FRIEDMAN et al., 2005 apud LUCKEY.; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007).

5.2.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular

Nesta simulação o produto a ser obtido é uma bandeja retangular de 100 de profundidade como produto final foi simulada partindo de um blank com 560 mm de largura, 940 mm de comprimento e 1,22 mm de espessura, conforme já definido no item 5.1 A figura 53 ilustra o processo de conformação a ser simulado e a figura 54 as dimensões do blank a ser conformado.



Item	Descrição
1	Blank - 560 x 940 x 1,22 (mm)
2	Matriz

$p(t_1)$ e $p(t_2)$ representam a pressão necessária para a conformação superplástica em diferentes instantes.

Figura 53- Ilustração do processo de conformação superplástica do blank retangular. (a) Início do processo de conformação superplástica; (b) fim do processo de conformação superplástica.

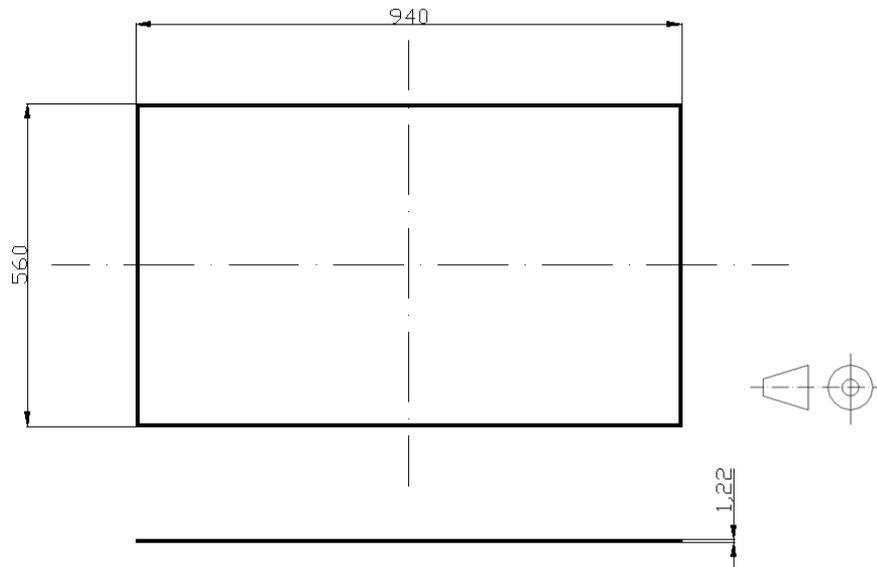


Figura 54 – Blank retangular destinado a conformação superplástica.

É válido ressaltar que a simulação a ser realizada foi retirada de uma parte do artigo de Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Neste artigo há resultados experimentais que serão utilizados para realizar um comparativo com a simulação realizada nesta tese. No artigo em questão a validação de elementos finitos foi realizada utilizando o software LS-DYNA® e nesta tese o modelo será avaliado por meio do software MSC MARC®. É de grande valia dizer que o software MSC MARC® utiliza a formulação implícita enquanto que o software LS-DYNA® utiliza a formulação explícita. Algo que também deve ser salientado é que no artigo há uma divergência entre o tamanho do blank declarado e o realmente utilizado. Se uma atenta análise for feita nos gráficos de redução da espessura x posição poderá ser notado que as dimensões dos blanks utilizados possuem 560 mm de largura e 940 mm de comprimento e não 430 mm de largura e 810 mm de comprimento, como declarado inicialmente.

5.2.3.1 Geometria do ferramental

O modelo de ferramental proposto por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) é representado pela figura 55. No artigo proposto por eles nota-se que o raio de curvatura da parte inferior da cavidade da matriz não é declarado. Tal omissão foi realizada porque este raio de curvatura não influenciou nos resultados obtidos. Isso pode ser dito porque o tempo de conformação utilizado (885s) não propiciou contato entre o blank e a região da matriz sem o raio de curvatura. Convém dizer que o raio de curvatura adotado (2 mm) na parte inferior da cavidade da matriz, conforme ilustra a figura 55, também não influenciou nos resultados obtidos na simulação de conformação da bandeja retangular. É válido ressaltar que a espessura da matriz foi adotada, devido a não citação de tal dimensão. Outras dimensões adotadas foram a largura e o comprimento total da matriz. No entanto a falta de tais dimensões não influirá nos resultados das simulações, visto que a largura e o comprimento da matriz foram considerados como sendo iguais as dimensões do blank e a matriz foi declarada como rígida.

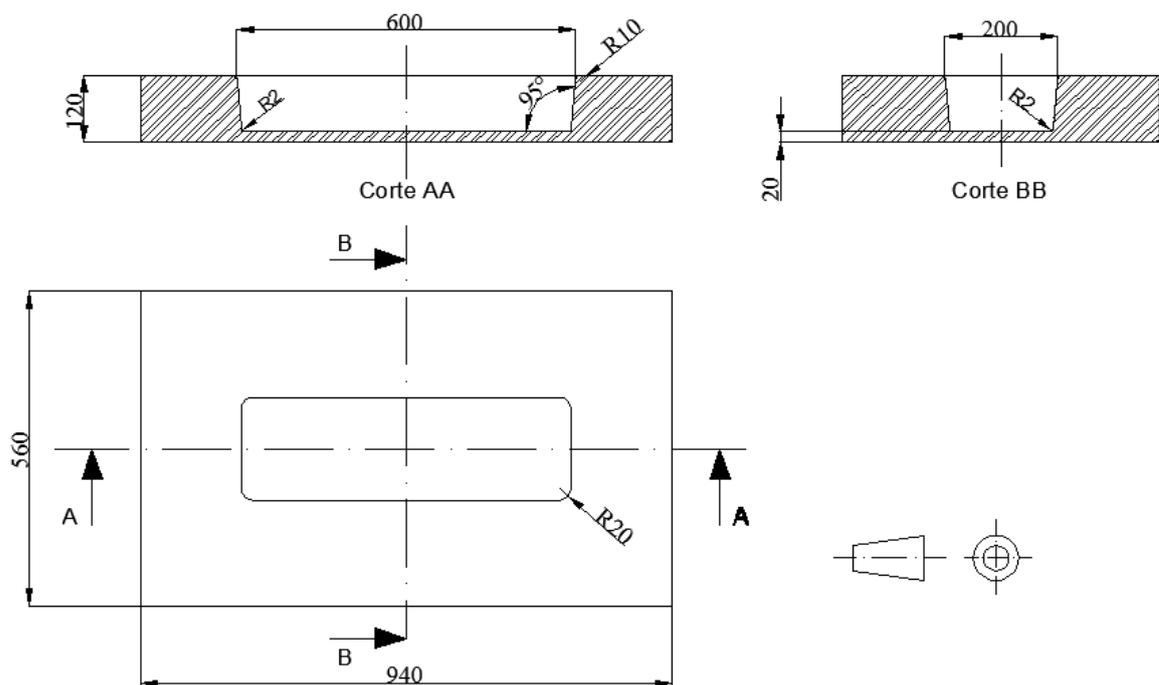


Figura 55 – Geometria da matriz para obtenção de uma bandeja retangular de 100 mm de profundidade.

5.2.3.2 Malha de elementos finitos

No artigo publicado por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) observa-se que malhas constituídas por elementos menores ou iguais a 10 mm não influem de maneira significativa nos resultados de redução da espessura da chapa. Por este motivo foi utilizada uma malha uniforme de 10 mm na simulação da bandeja. A figura 56 ilustra o blank retangular discretizado. O blank retangular foi discretizado com elementos quadráticos lineares do tipo shell.

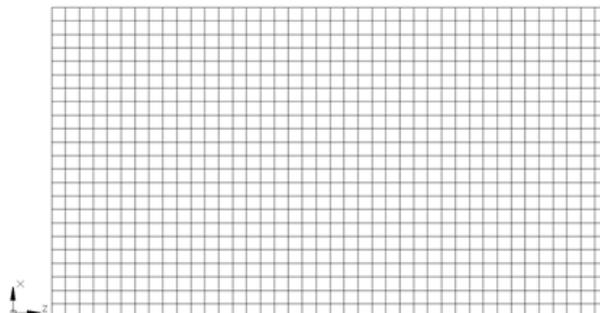


Figura 56 – Malha de 10 mm criada no blank retangular.

5.2.2.3 Contato entre blank e matriz

Na simulação de conformação da bandeja retangular o blank foi declarado como corpo deformável e a matriz como corpo rígido. Devido a natureza da matriz, conforme já dito anteriormente, não foi declarada malha em sua geometria. A simulação de um quarto de modelo também foi realizada visando diminuir o tempo de processamento.

5.2.3.4 Condições de contorno do modelo

Conforme o artigo de Luckey, Friedman e Weinmann (2007) os nós contidos no perímetro da bandeja não devem sofrer movimentos de rotação e translação em todas as direções, ou seja, eles devem ser considerados engastados. No entanto, devido a utilização de um quarto de modelo, somente os nós contidos em duas das quatro laterais do blank devem ser engastadas. A figura 57 demonstra, em vermelho, as regiões em que se localizam os nós com restrição total de movimento.

Restrições nos movimentos de rotação e translação dos nós, que se encontram nos eixos de simetria do blank, devem também ser efetuadas devido a simulação de um quarto de modelo. A figura 58 ilustra, em azul, a região em que os nós sofreram restrições de movimento devido as condições de simetria. As restrições de movimento dos nós contidos nos eixos de simetria do blank retangular são as mesmas descritas na tabela 5.

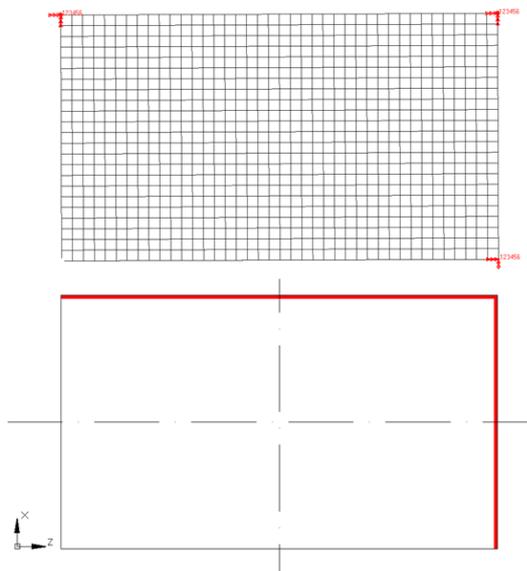


Figura 57 - Localização dos nós, do blank retangular, impossibilitados de sofrer rotação e translação.

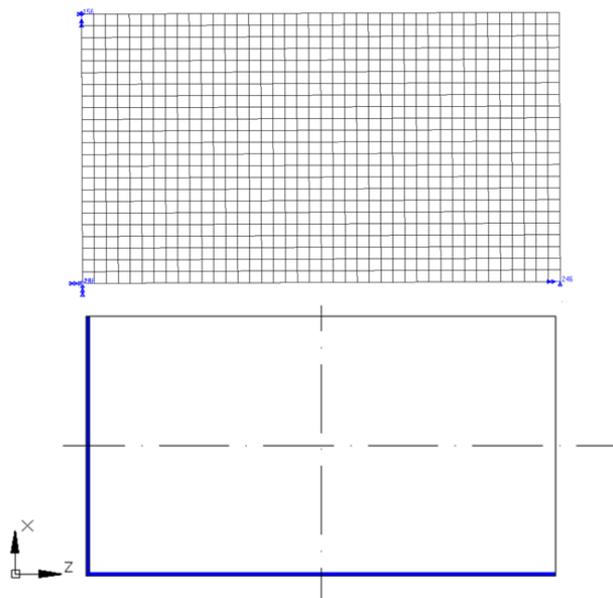


Figura 58 – Localização dos nós, do blank retangular, que devem sofrer restrições parciais de seus movimentos devido a simetria do blank e a utilização de um quarto de modelo.

5.2.3.5 Modelo de atrito

O modelo de atrito utilizado, mais uma vez, foi o de Coulomb e o coeficiente de atrito (μ) declarado tanto na matriz quanto nas duas malhas utilizadas foi igual a 0,16 .(FRIEDMAN et al., 2005 apud LUCKEY.; FRIEDMAN; WEINMANN, 2007).

5.2.4 Nomenclatura dos modelos simulados

Devido a grande quantidade de modelos a serem apresentados nesta dissertação resolveu-se conceder a cada um destes modelos um nome. Isso visa facilitar a exposição dos resultados. A tabela 6 mostra a denominação de cada um dos modelos simulados e as figuras enumeradas entre 59 e 65 ilustram cada um destes modelos.

Tabela 6- Nomenclatura dos modelos simulados.

Nome	Dimensões do blank (mm)				Altura de conformação (mm)	Tamanho da malha (mm)	Geometria
	Esp.	Diâm.	Larg.	Comp.			
Modelo 1	1,5	160	-----	-----	50	conforme a figura 36	Expansão Livre
Modelo 2	1,5	260	-----	-----	50	conforme a figura 37	Expansão Livre
Modelo 3	1,5	260	-----	-----	100	conforme a figura 38 malha (a)	Expansão Livre
Modelo 4	1,5	260	-----	-----	100	conforme a figura 38 malha (b)	Expansão Livre
Modelo 5	1,5	180	-----	-----	77	conforme a figura 43 malha (c)	Peça Cônica
Modelo 6	1,5	180	-----	-----	77	conforme a figura 43 malha (d)	Peça Cônica
Modelo 7	1,22	-----	560	940	100	10	Bandeja

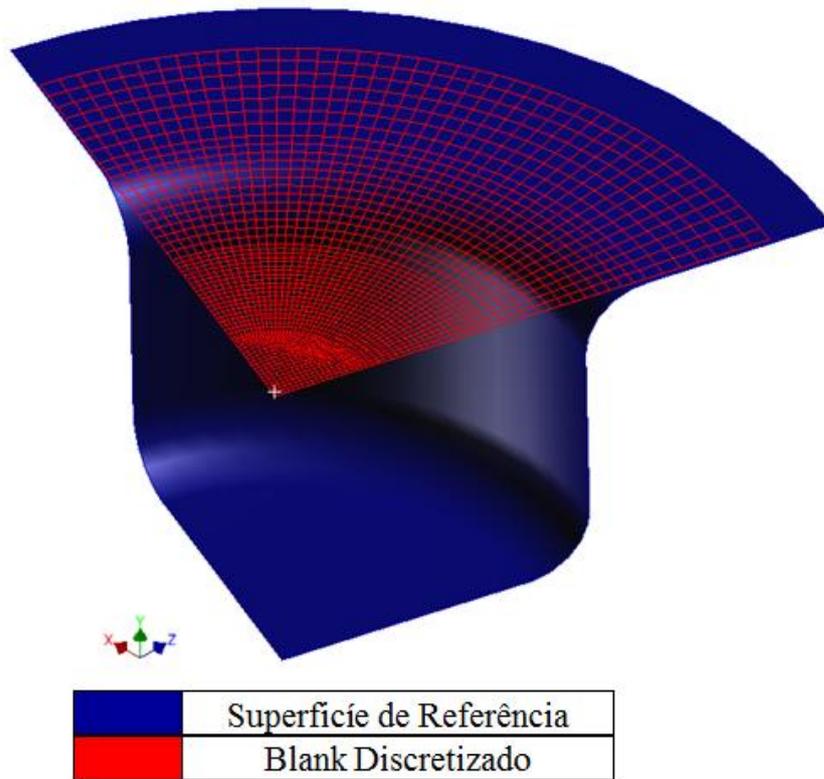


Figura 59 - Modelo 1 .

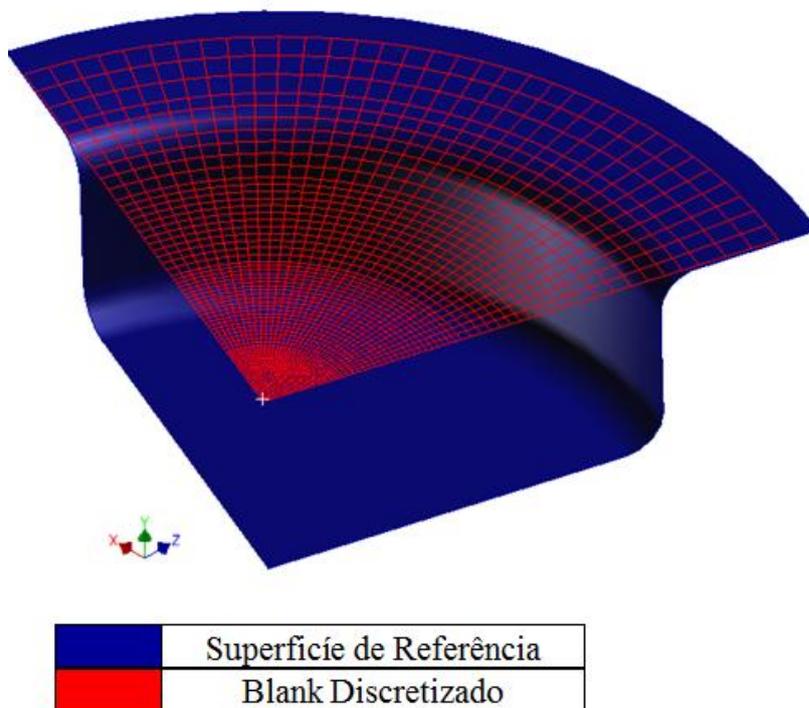


Figura 60 - Modelo 2 .

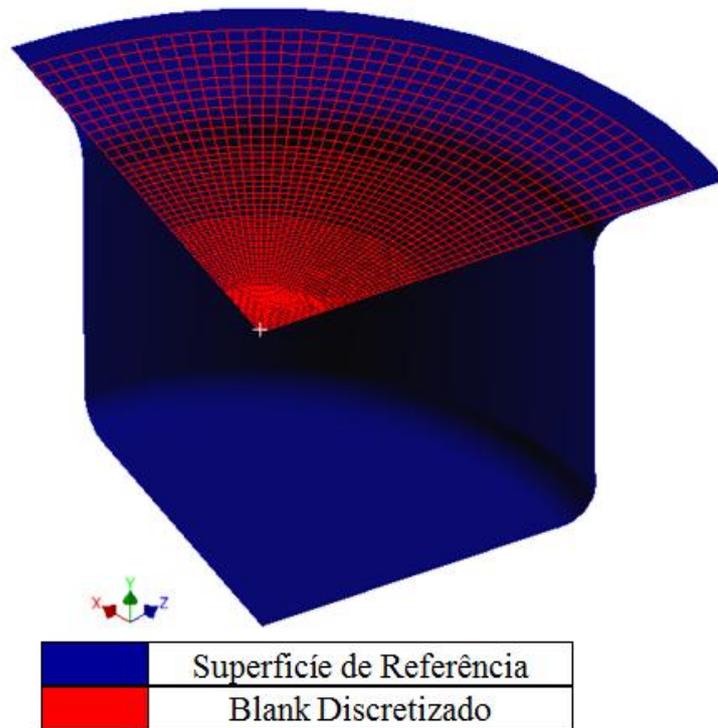


Figura 61 - Modelo 3 .

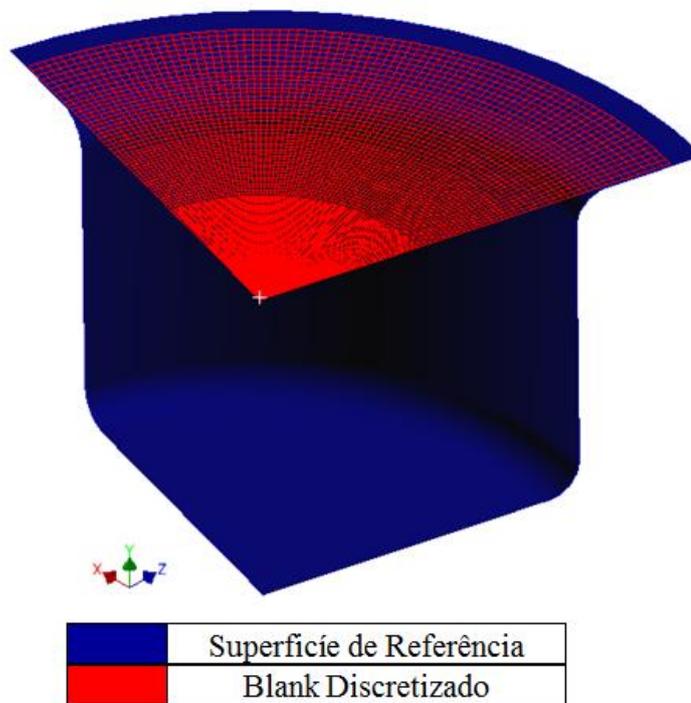


Figura 62 - Modelo 4 .

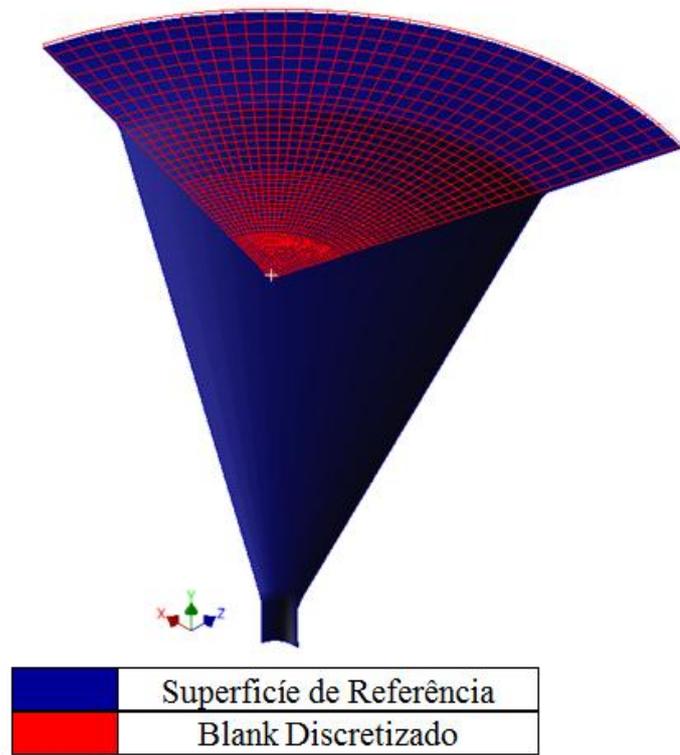


Figura 63 - Modelo 5 .

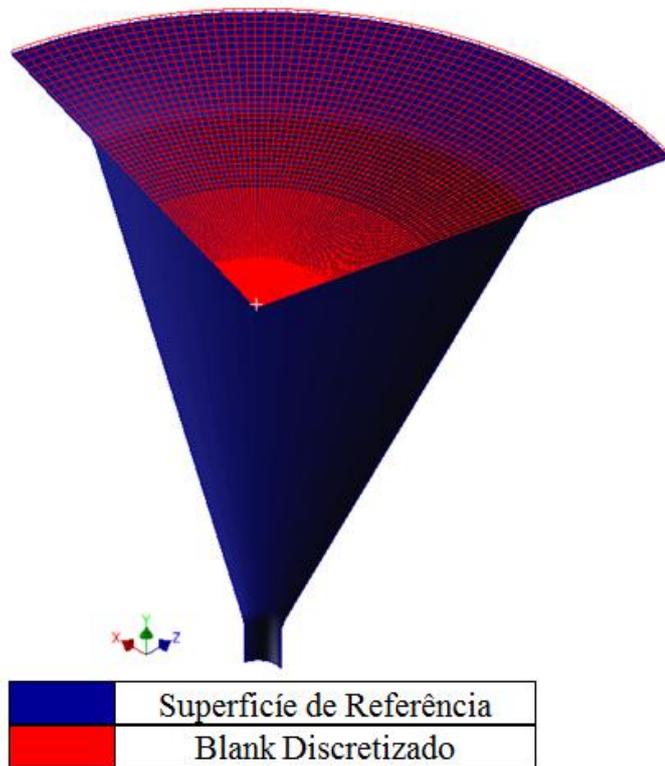


Figura 64 - Modelo 6 .

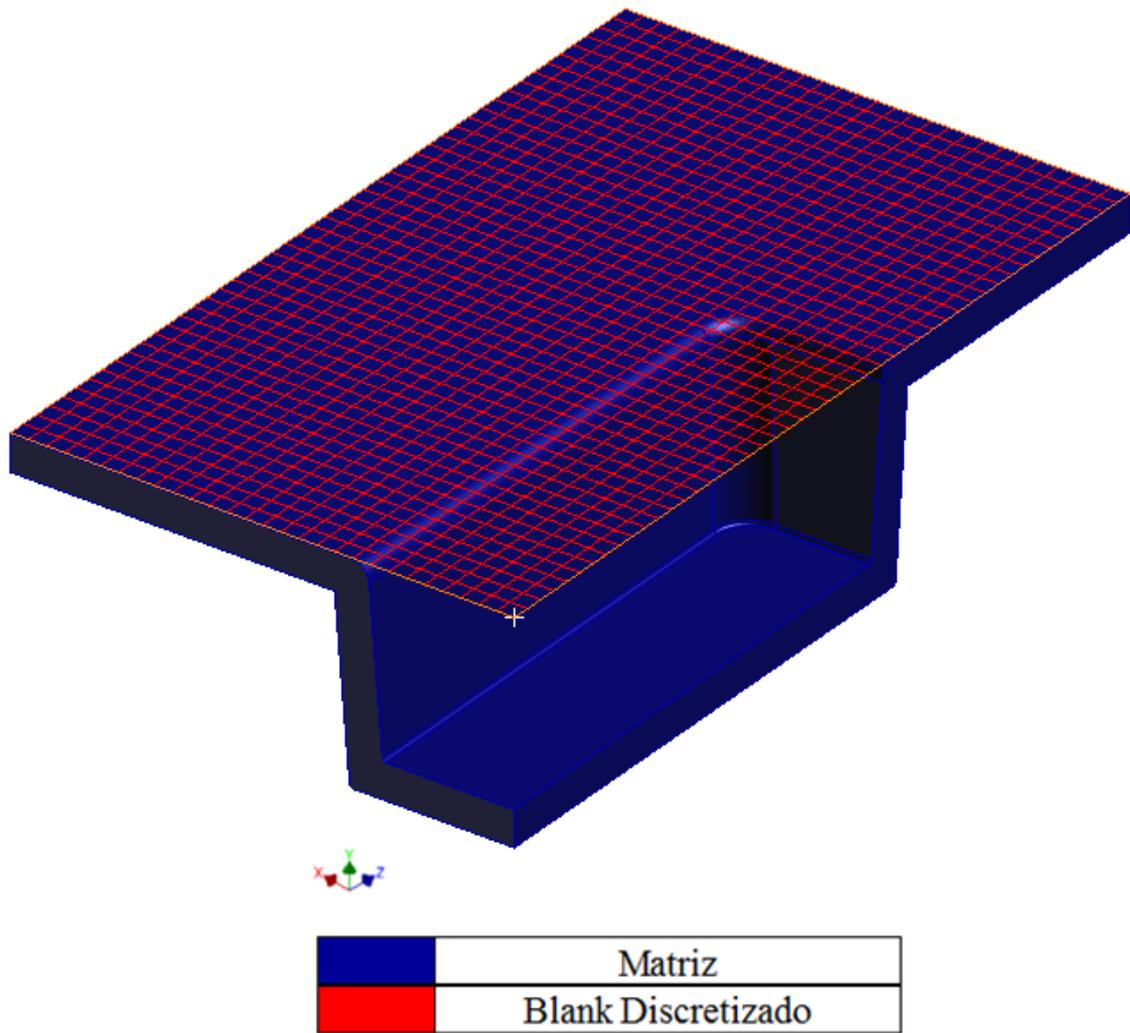


Figura 65 - Modelo 7 .

6 RESULTADOS

6.1 Simulações de expansão livre

Das simulações de expansão livre foram obtidas distribuição da espessura e a deformação plástica na espessura, assim como as curvas de pressão x tempo de conformação e força de fechamento das matrizes x tempo de conformação. Por fim, alguns nós dos blanks, de cada uma das simulações, foram selecionados para que fossem obtidos os gráficos de: redução da espessura do blank x posição e deformação plástica na espessura x posição. Tais gráficos são de grande valia quando se deseja validar o modelo de elementos finitos com dados experimentais. Os nós selecionados para a montagem dos gráficos citados (redução da espessura do blank x posição e deformação plástica na espessura x posição) foram aqueles localizados na região em vermelho da figura 66. É válido ressaltar que o vértice do blank conformado foi tomado como a origem das posições para a montagem dos gráficos de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.

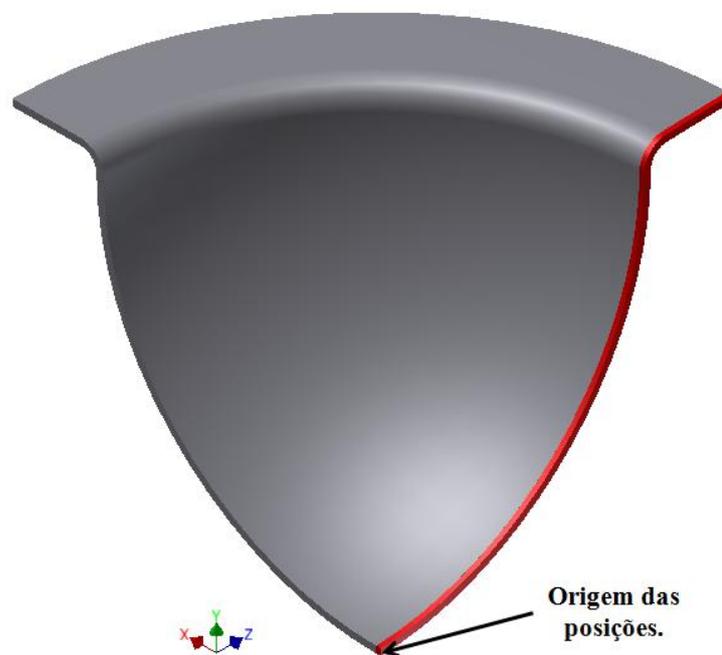


Figura 66 - Geometria obtida em uma das simulações de expansão livre. Faixa em vermelho indicando a localização dos nós que foram selecionados para criar as curvas de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.

Os itens que virão a seguir mostram os resultados obtidos nos modelos de 1 a 4.

6.1.1 Distribuição da espessura

As figuras de 67 a 70 mostram a distribuição da espessura obtidas em cada um dos modelos de expansão livre. Nestas figuras nota-se que a distribuição da espessura obtida em cada um dos modelos é coerente já que a chapa apresenta maior redução da espessura ao se distanciar da zona engastada da chapa. É válido ressaltar que a zona engastada da chapa é representada pela cor vermelha nas figuras enumeradas entre 67 e 70.

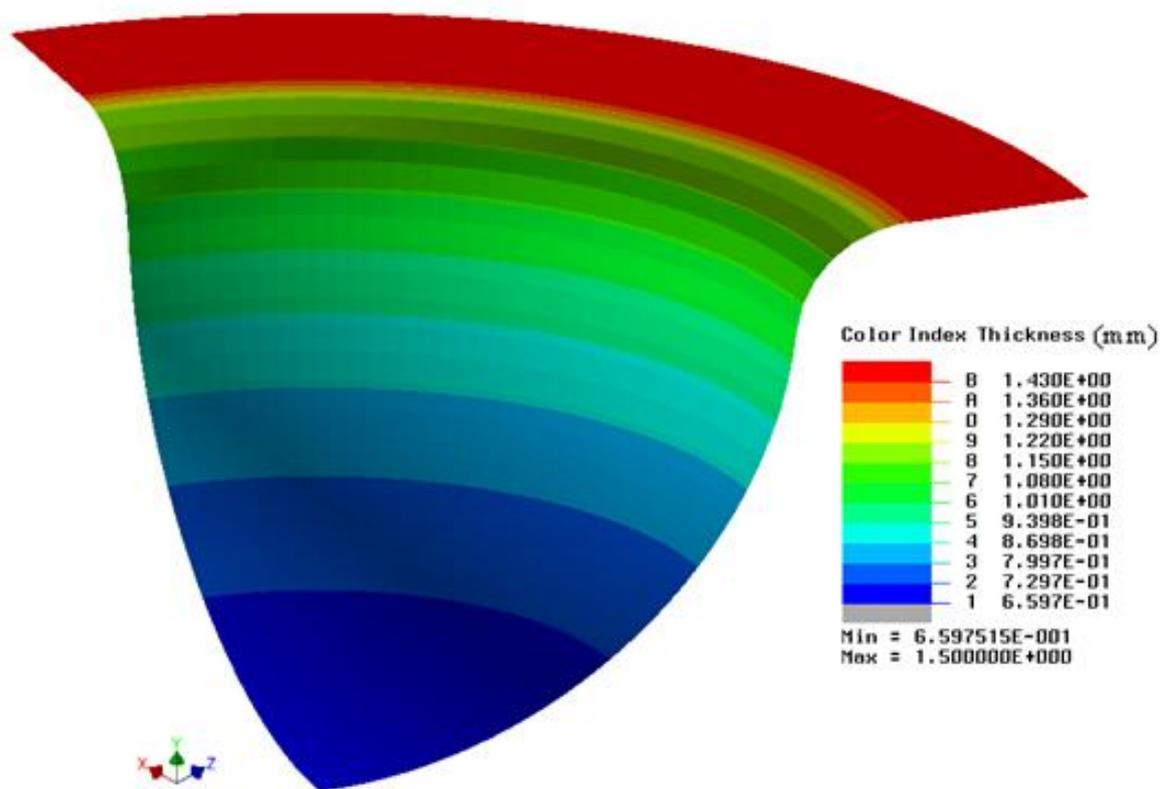


Figura 67 - Distribuição da espessura do blank de Ø160 mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 50 mm (Modelo 1).

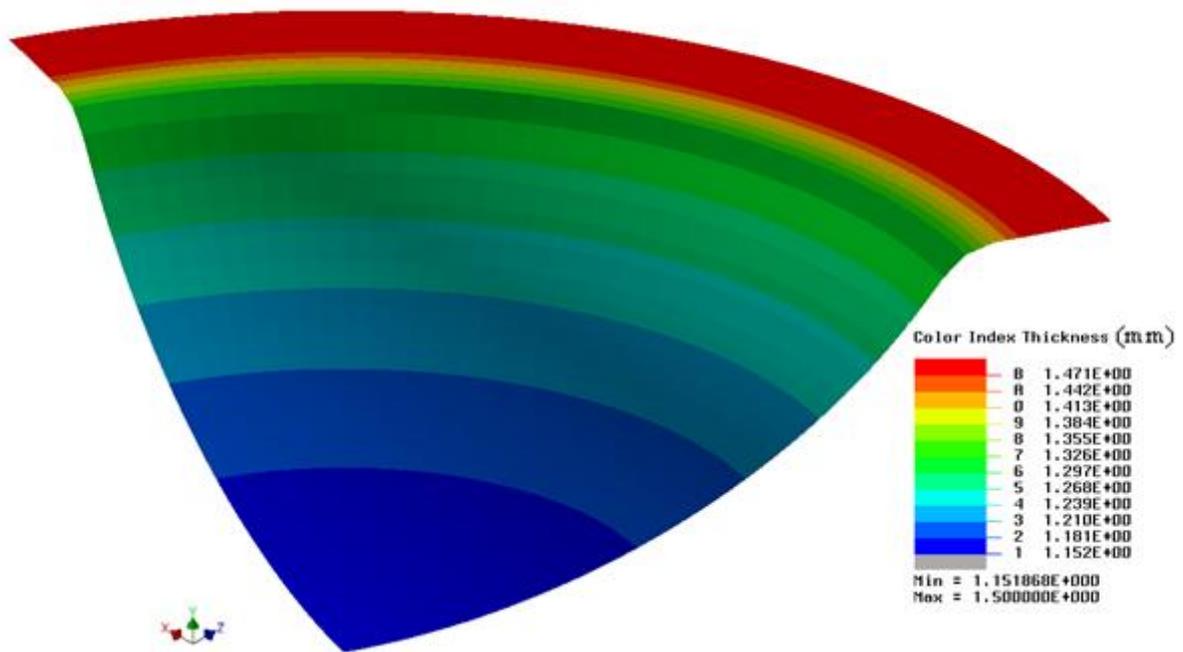


Figura 68 - Distribuição da espessura do blank de Ø260 mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 50 mm (Modelo 2).

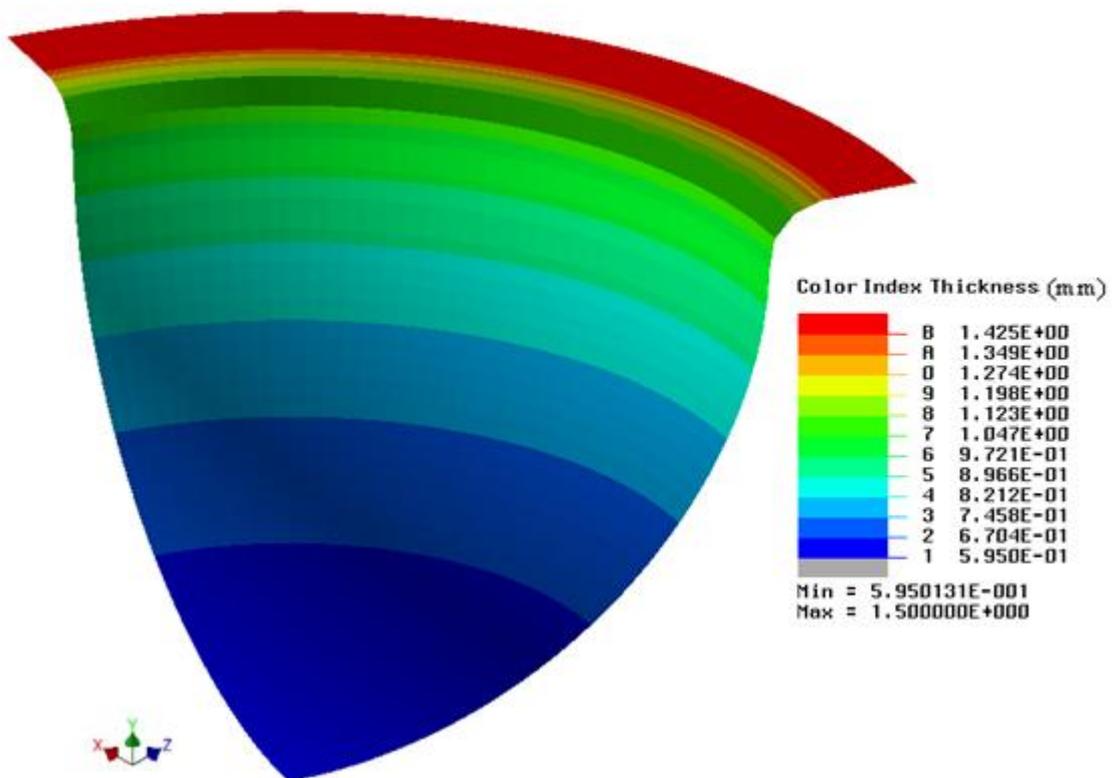


Figura 69 - Distribuição da espessura do blank de Ø260 mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 100 mm (Modelo 3).

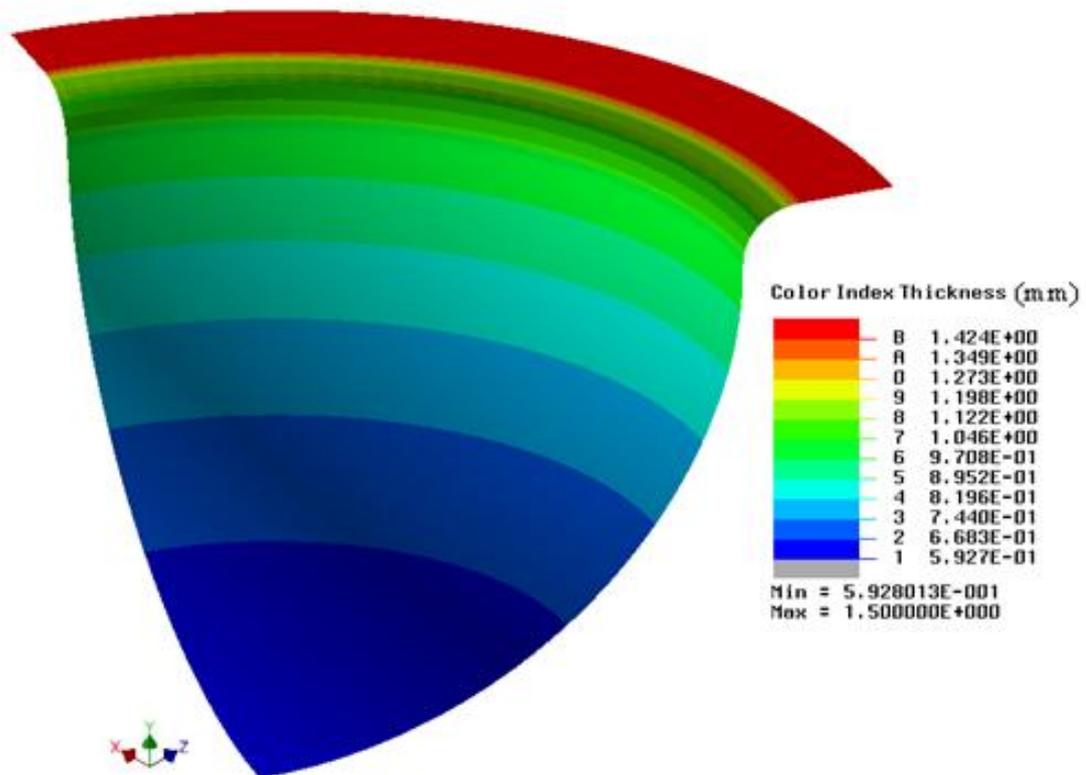


Figura 70 - Distribuição da espessura do blank de $\varnothing 260$ mm conformado até uma atingir uma altura de domo de 100 mm (Modelo 4).

6.1.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição

As figuras de 71 a 74 mostram as curvas de redução da espessura do blank x posição obtidas em cada um dos modelos de expansão livre. Nota-se que tais gráficos são coerentes, visto que os nós mais distantes da região de engastamento do blank apresentam maior redução da espessura.

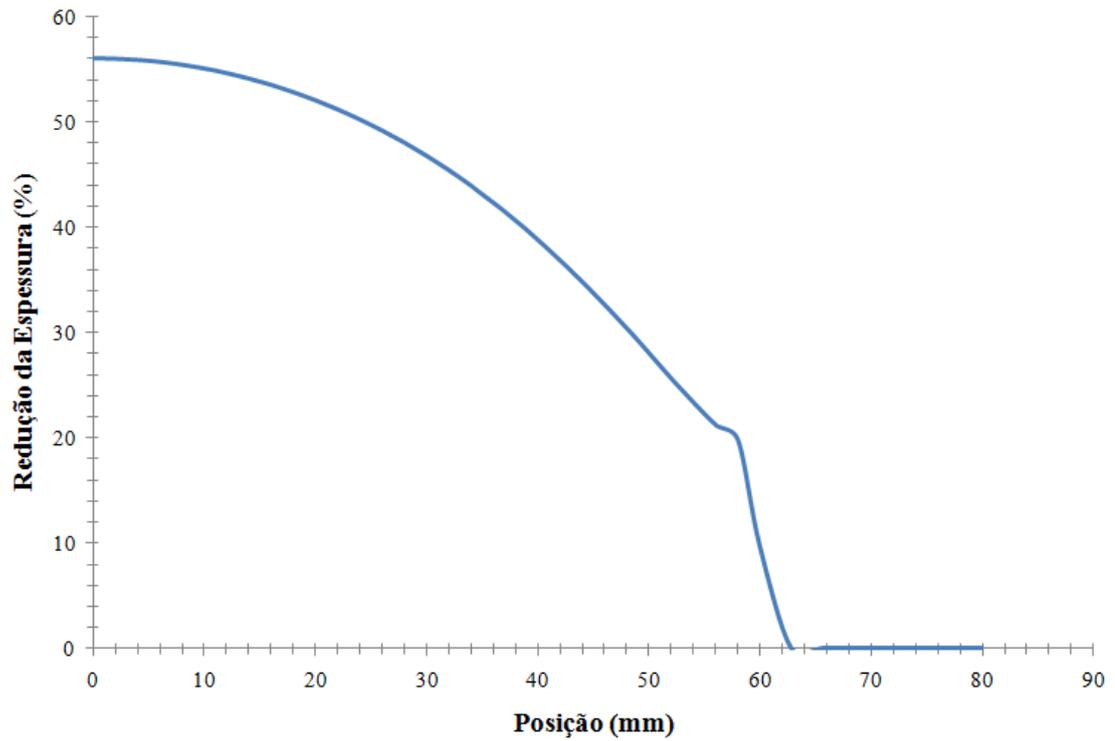


Figura 71- Variação percentual da espessura do blank do modelo 1.

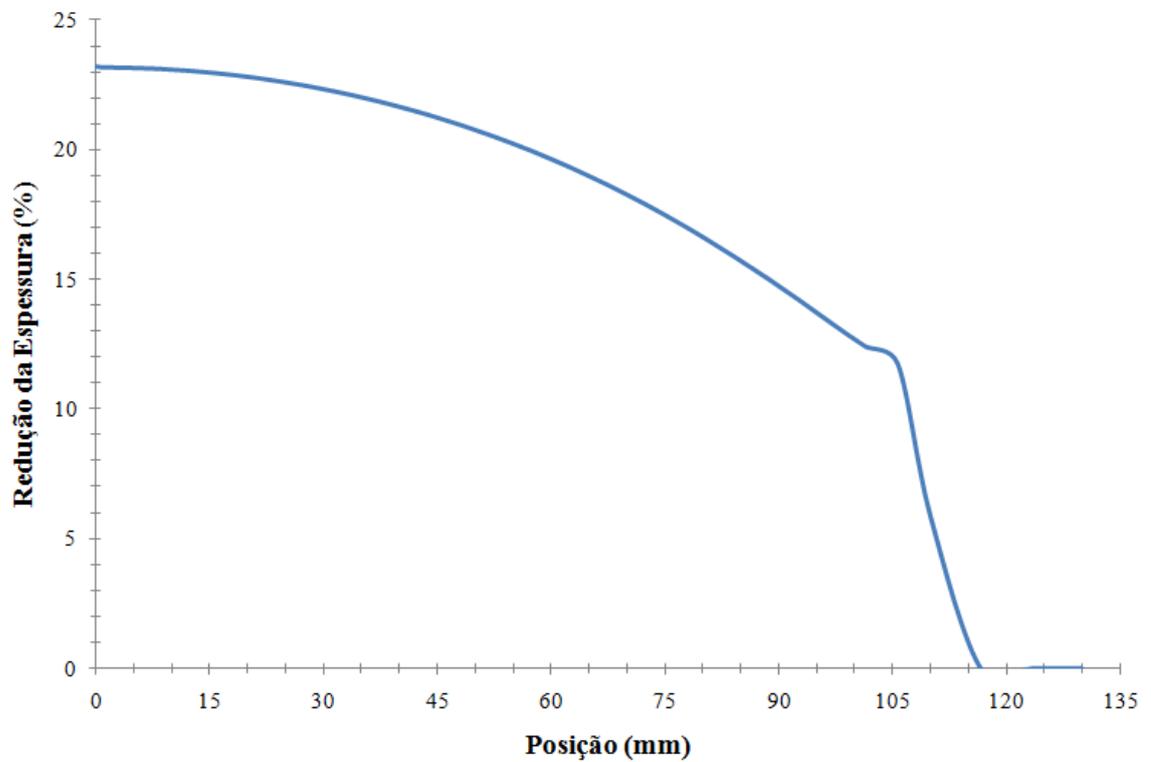


Figura 72 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 2.

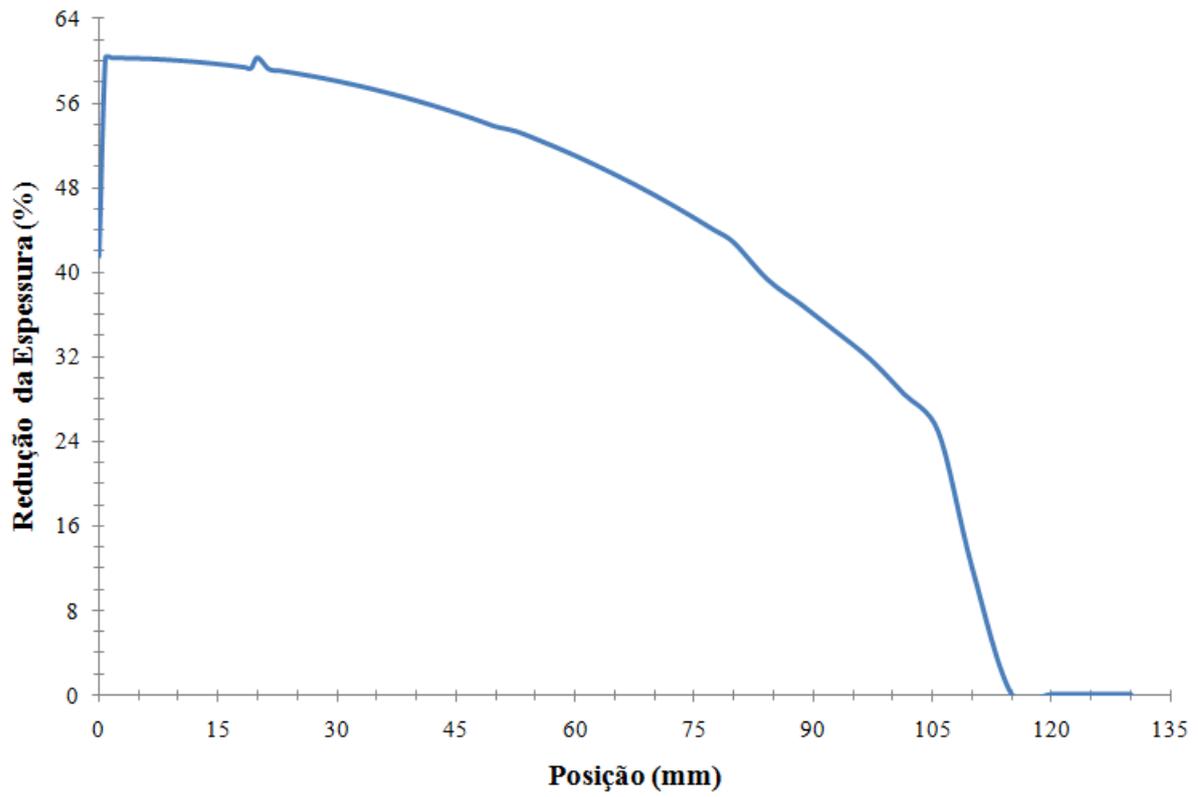


Figura 73 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 3.

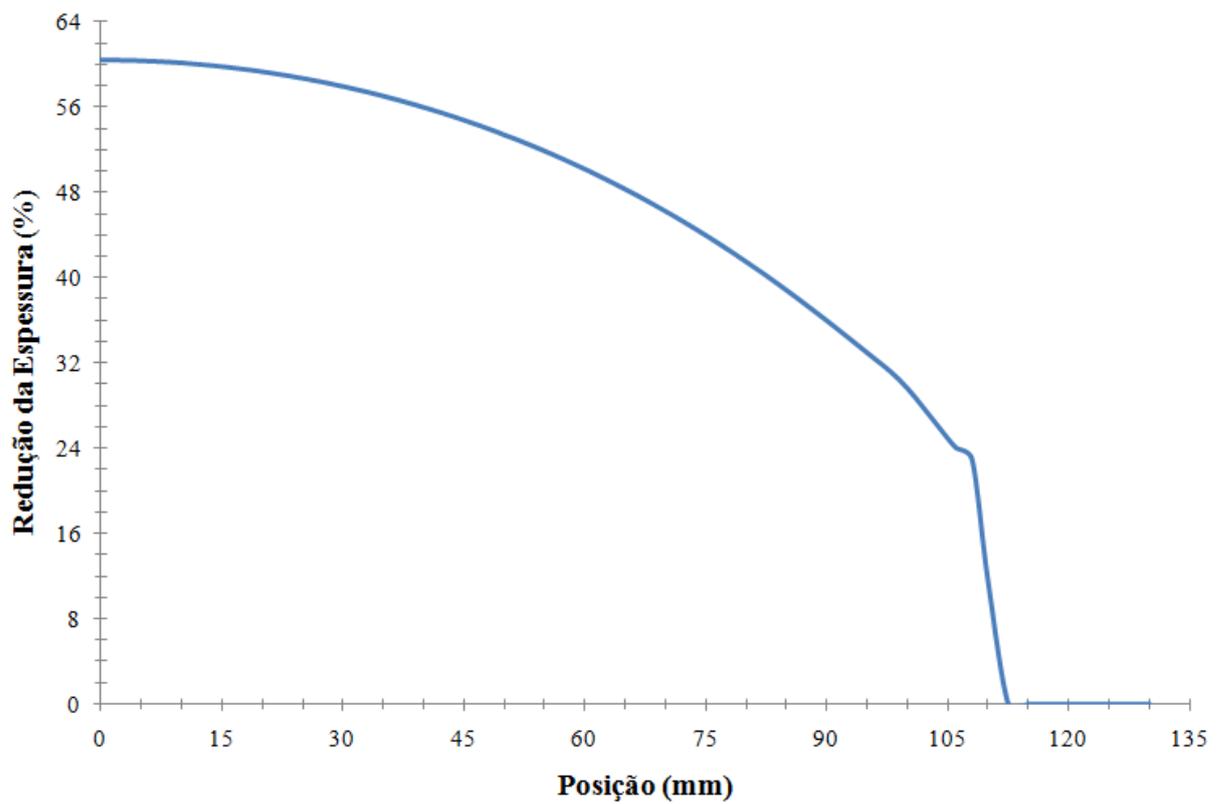


Figura 74 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 4.

6.1.3 Gráficos de deformação plástica na espessura x posição

Os gráficos de deformação plástica na espessura x posição dos modelos de expansão livre, apresentados nas figuras 75 e 76, só reforçam que os gráficos de redução da espessura do blank x posição são coerentes. Isto já era esperado, já que a deformação plástica na espessura está diretamente relacionada com a variação da espessura. É válido ressaltar que os valores de deformação plástica dos gráficos a seguir se encontram em módulo, já que devido a redução na espessura tal deformação deve ser negativa.

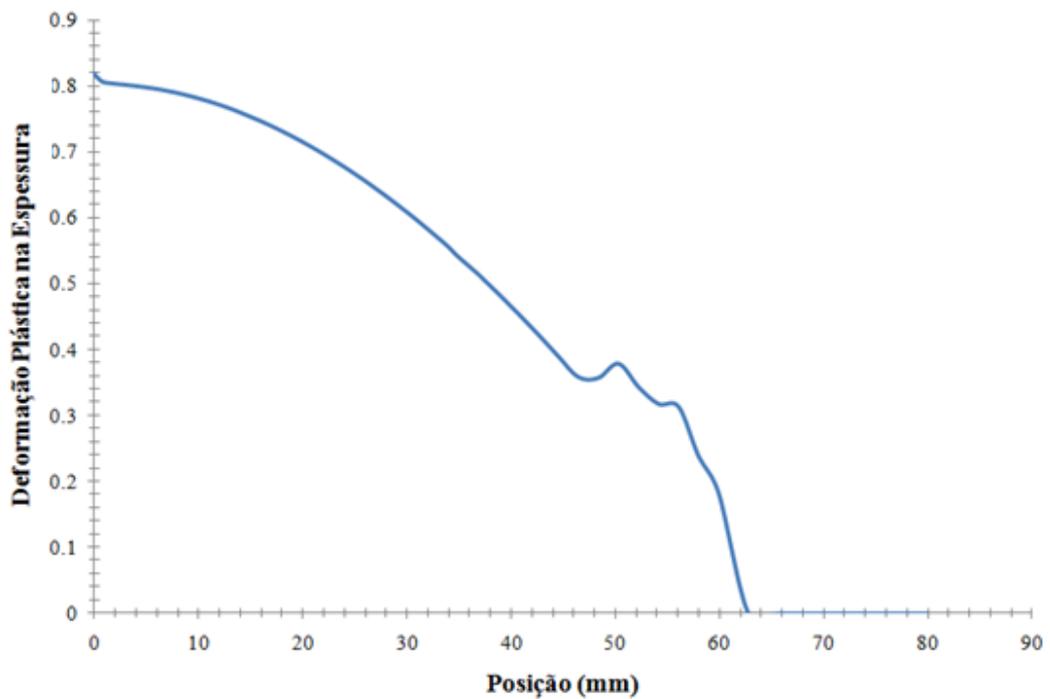


Figura 75 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 1.

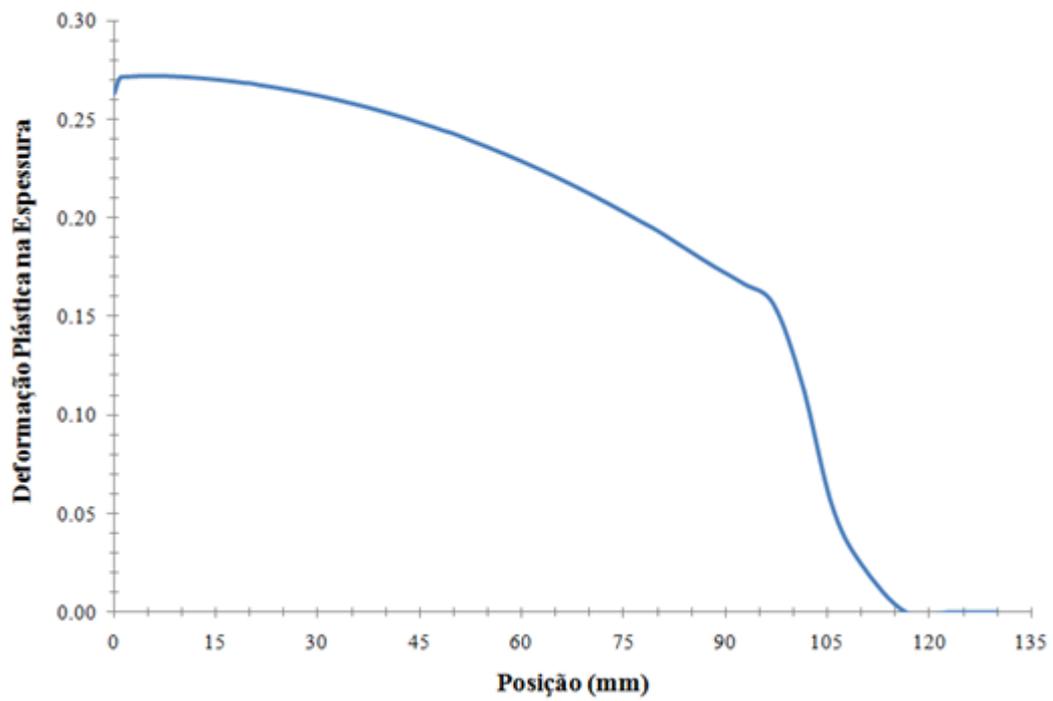


Figura 76 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 2.

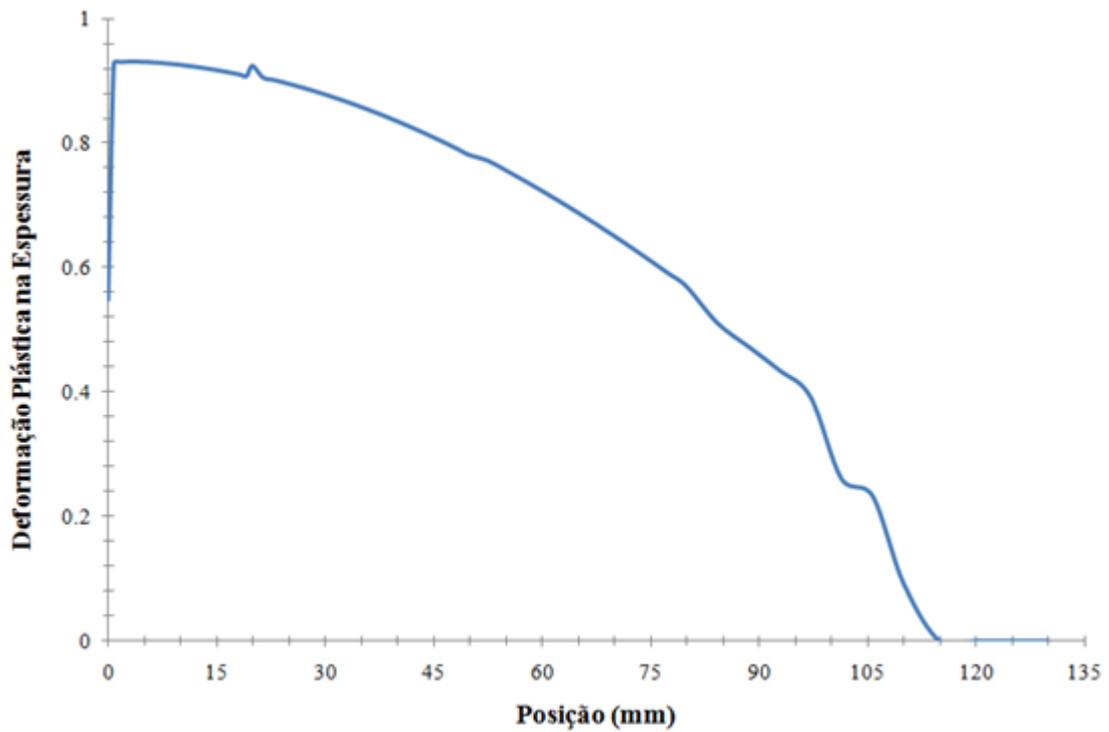


Figura 77 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 3.

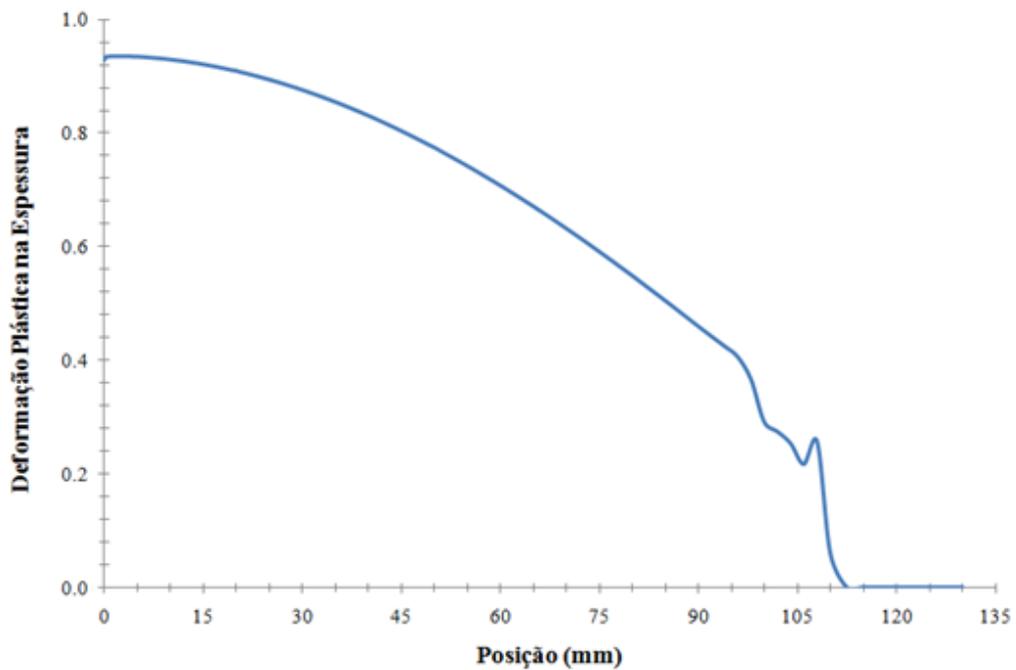


Figura 78 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 4.

6.1.4 Curvas de pressão x tempo de conformação

As figuras enumeradas entre 79 e 82 mostram as curvas de pressão x tempo de conformação obtidas em cada uma das simulações de expansão livre.

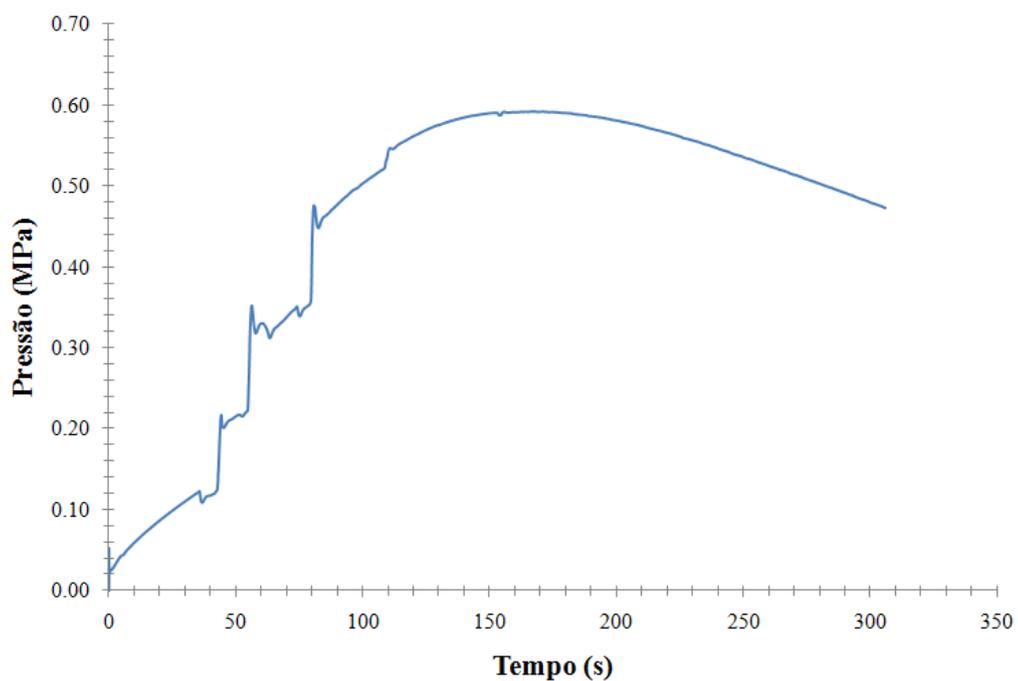


Figura 79 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 1.

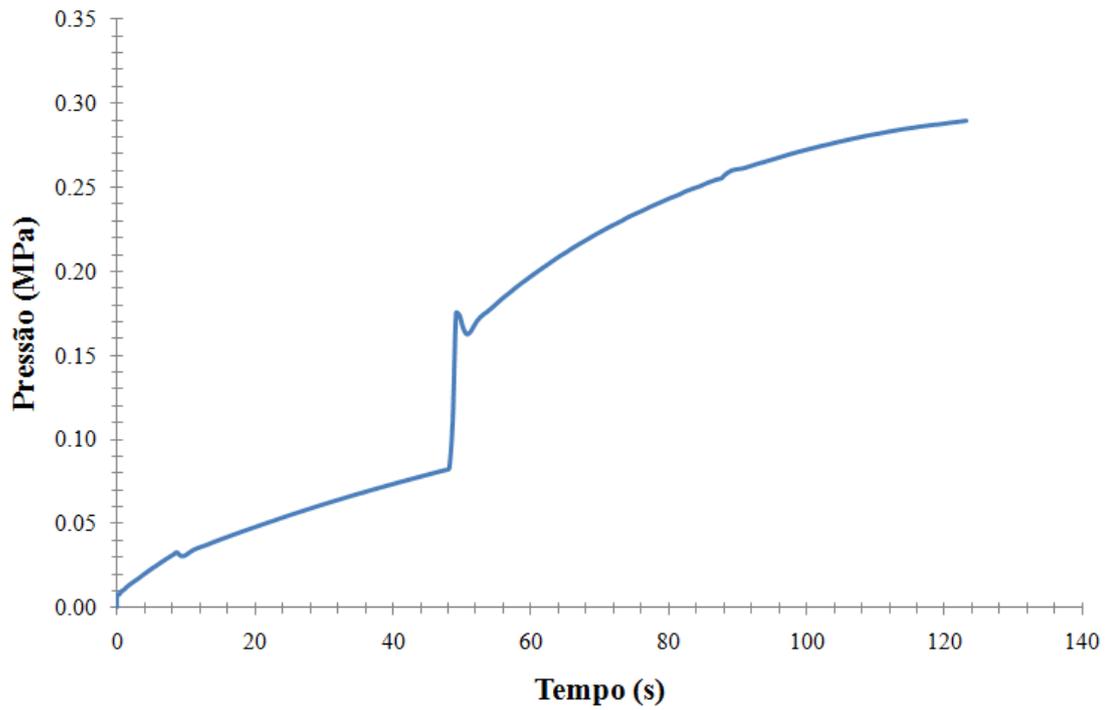


Figura 80 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 2.

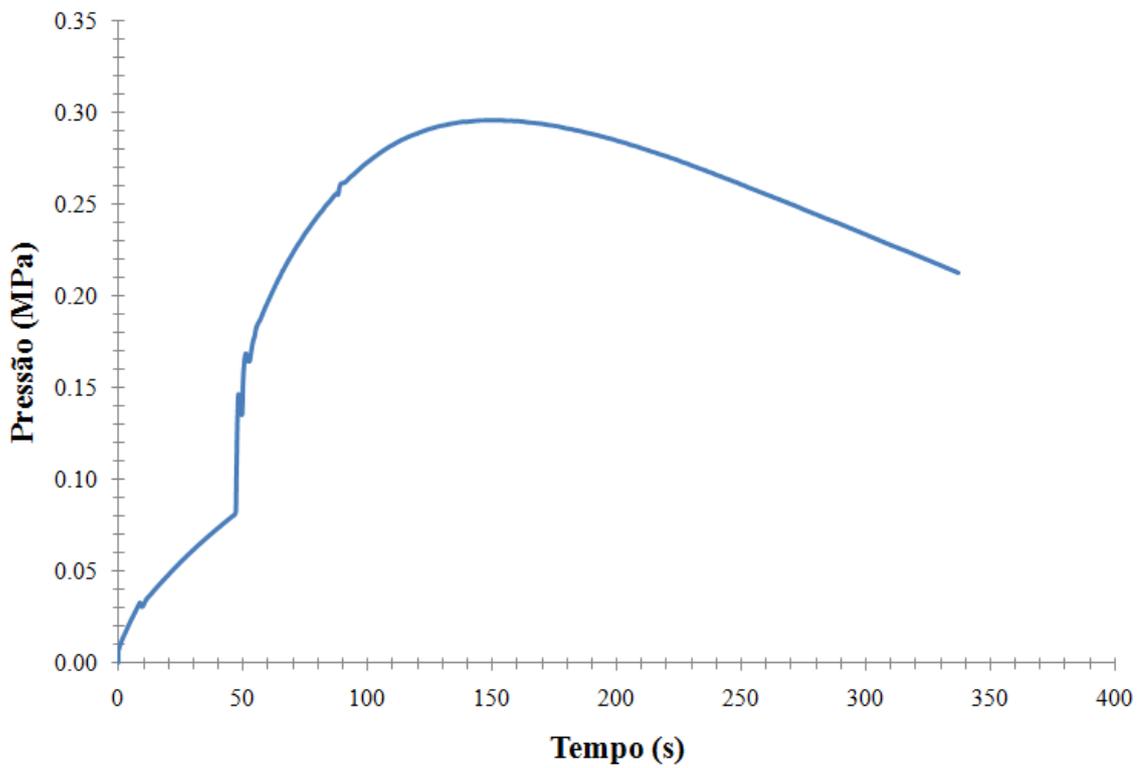


Figura 81 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 3.

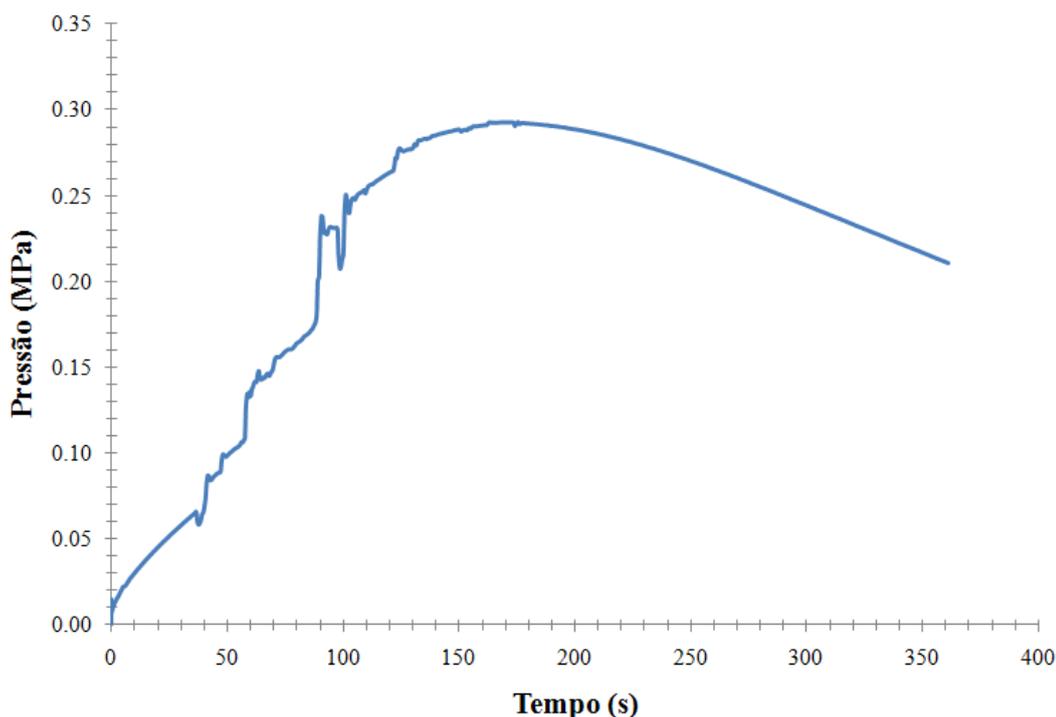


Figura 82 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 4.

Analisando a curva de pressão x tempo do modelo 1 (figura 79) nota-se que a pressão nos primeiros 110 segundos de conformação sofre uma variação instável e incremental. Isto ocorre devido a limitações do algoritmo que controla a taxa de deformação do processo, ou seja, a variação ocorre devido a um problema numérico.

O algoritmo que controla a taxa de deformação no processo de superplasticidade realiza tal controle escolhendo, aleatoriamente, alguns elementos a cada instante. Isto pode levar a curva de pressão a sofrer uma grande instabilidade no início do processo de conformação. Por exemplo, se num dado incremento t os elementos selecionados apresentarem um taxa de deformação média muito inferior a taxa de deformação que se deseja obter durante o processo, a pressão deverá sofrer um grande aumento. No entanto, se nos instantes seguintes outros elementos, escolhidos para manter a taxa de deformação constante, apresentarem uma taxa de deformação muito baixa a pressão deverá cair. Dito isso entende-se o porquê da instabilidade da pressão nos instantes iniciais de conformação do modelo 1, ou seja, tal instabilidade ocorre devido a grande dificuldade de manter a taxa de deformação constante no início do processo.

Para provar que a instabilidade apresentada pela curva de pressão do modelo 1 ocorreu devido a problemas numéricos resolveu-se ajustar a curva de pressão apresentada na figura 79 e realizar uma nova simulação do modelo 1 com tal ajuste. Após a nova simulação do modelo 1, com a curva de pressão ajustada, levantou-se um novo gráfico de redução da espessura do blank x posição para comparar com o gráfico de redução da espessura x posição obtido antes do ajuste (figura 71). É válido ressaltar que a nova simulação do modelo 1, com a curva de pressão ajustada, foi realizada desabilitando o algoritmo de controle da taxa de deformação.

A curva de pressão do modelo 1, antes e depois do ajuste, é apresentada na figura 83; já as curvas de redução da espessura do blank x posição, obtidas nas simulações com e sem o ajuste da curva de pressão, são representadas na figura 84.

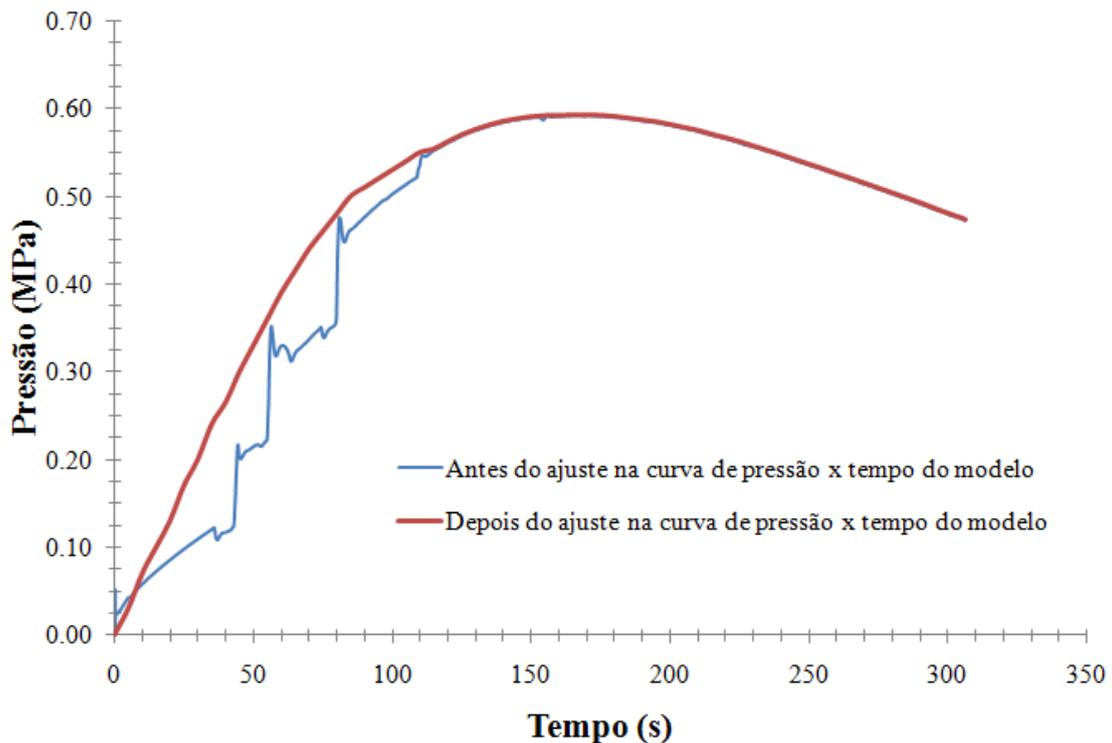


Figura 83 - Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 1 antes e depois do ajuste.

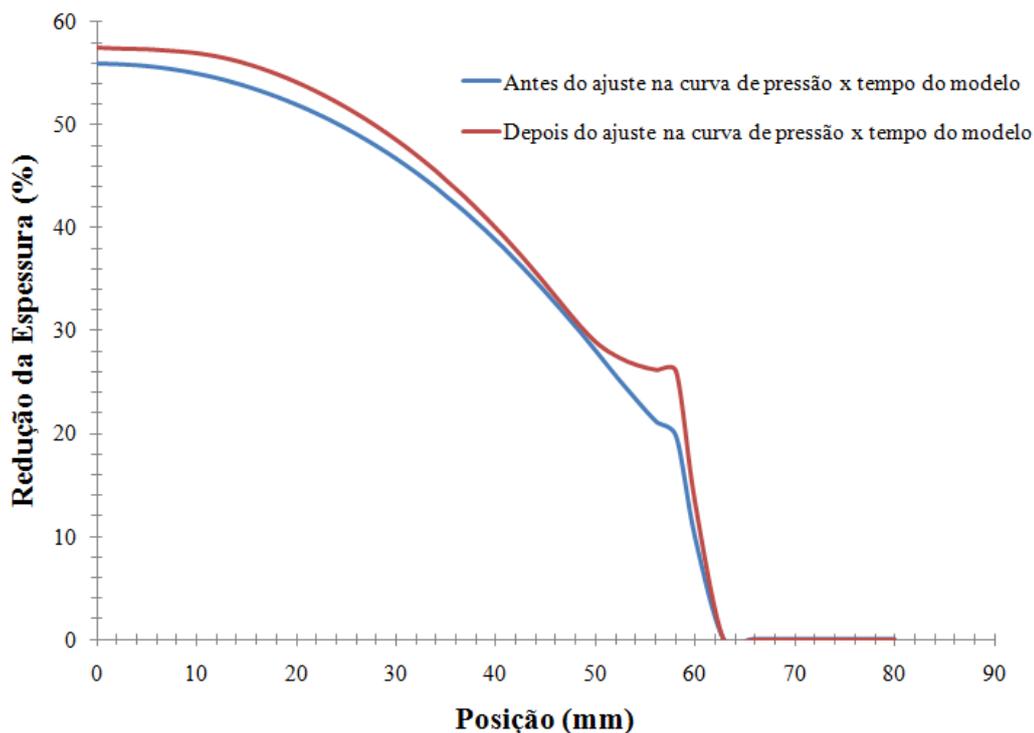


Figura 84 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 1 antes e depois do ajuste da curva de pressão.

Nas curvas da figura 84 nota-se, de maneira geral, que a diferença entre as curvas é muito pequena. Logo prova-se que o problema de instabilidade da curva de pressão do modelo 1 ocorre devido a problemas do controle da taxa de deformação. Ainda na figura 84 observa-se que entre as posições 52 e 60 mm há uma grande diferença entre as curvas, cerca de 35%. Esta diferença se deve há um problema pontual de instabilidade de contato na região do raio de entrada da ferramenta. Desprezando tal região observa-se uma diferença máxima entre as curvas de 4%, o que comprova que o problema de instabilidade da curva de pressão do modelo1 ocorre devido a problemas do controle da taxa de deformação.

Na curva de pressão do modelo 2, figura 80, também se nota uma instabilidade numérica através de um aumento repentino da pressão de conformação para $50s \leq t < 55 s$, porém tal instabilidade não pode ser considerada como incremental, mas sim como pontual. Visando saber se tal instabilidade ocorreu devido a uma deficiência no controle da taxa de deformação, o mesmo procedimento realizado com o modelo 1 foi realizado com o modelo 2.

A curva de pressão do modelo 2, antes e depois do ajuste, é apresentada na figura 85; já as curvas de redução da espessura do blank x posição, obtidas nas simulações com e sem o ajuste da curva de pressão, são representadas na figura 86.

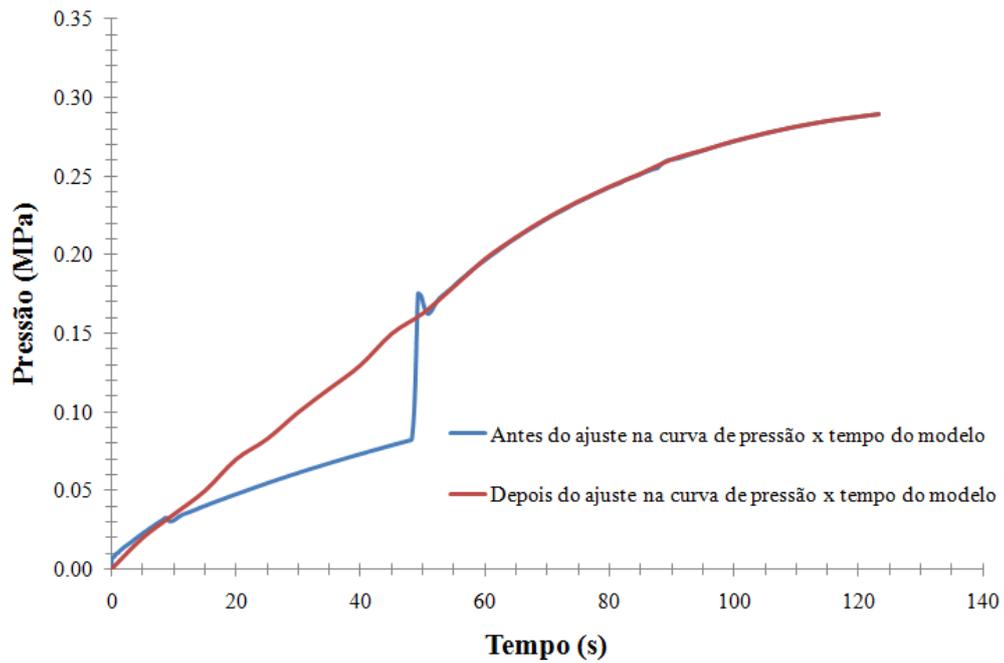


Figura 85 - Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 1 antes e depois do ajuste.

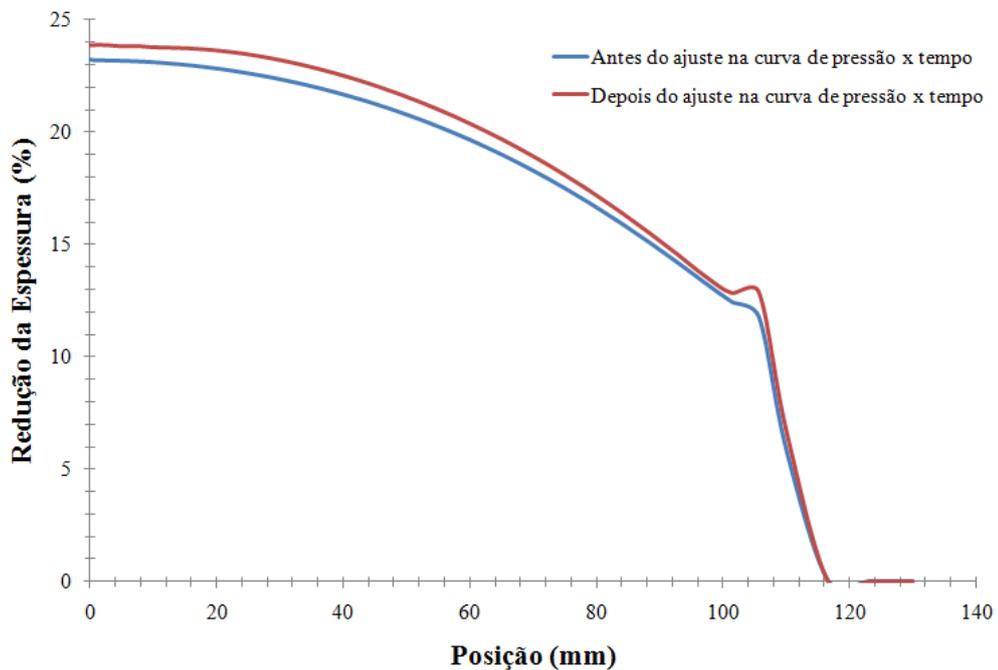


Figura 86 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 2 antes e depois do ajuste da curva de pressão.

Analisando as curvas da figura 86 nota-se que a diferença entre elas é muito pequena. Logo prova-se que o problema de instabilidade da curva de pressão do modelo 2 ocorre devido a problemas do controle da taxa de deformação, assim como observado no modelo 1.

Nota-se que a instabilidade da curva de pressão x tempo, no início do processo de conformação, também ocorre no modelo 4, figura 82, porém no modelo 3, figura 81, tal instabilidade é muito menor. Isto leva a crer que o tamanho do elemento também dificulta no controle da taxa de deformação, visto que a diferença entre os modelos se dá devido ao refinamento da malha. Tal afirmação faz sentido já que o algoritmo de controle da taxa de deformação se baseia na seleção aleatória de alguns elementos e quantos mais elementos o blank possuir, mais difícil será para manter a taxa de deformação homogênea durante o processo.

Visando provar que o problema apresentado nos modelos 3 e 4 também foram numéricos o mesmo procedimento realizado com o modelo 1 foi realizado com os modelos 3 e 4. As curvas de pressão do modelo 3 e 4, antes e depois do ajuste, podem ser observadas nas figuras 87 e 88; já as curvas de redução da espessura do blank x posição, obtidas nas simulações com e sem o ajuste da curva de pressão, são representadas nas figuras 89 e 90.

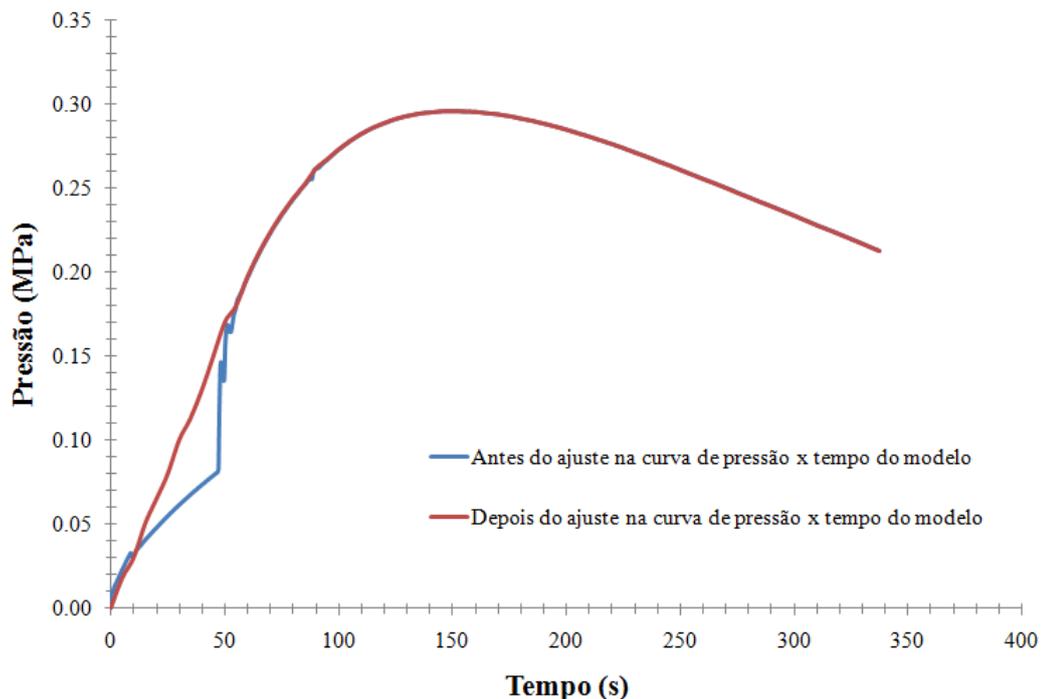


Figura 87 - Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 3 antes e depois do ajuste.

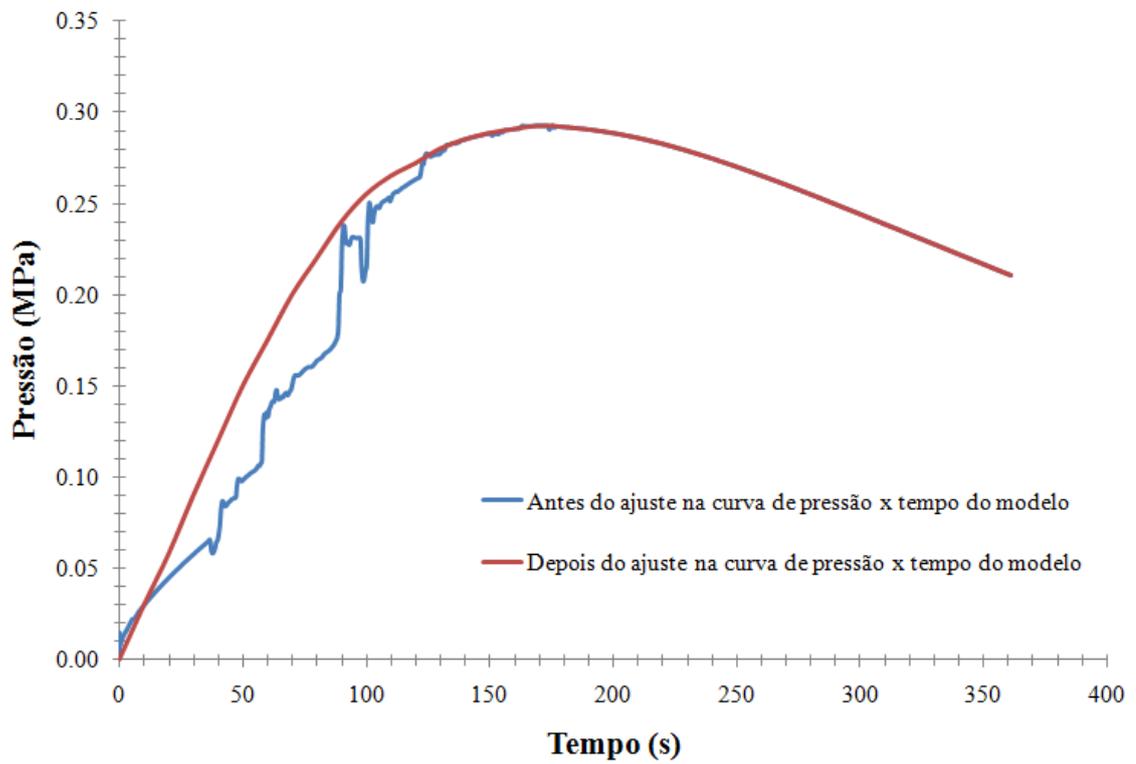


Figura 88 - Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 4 antes e depois do ajuste.

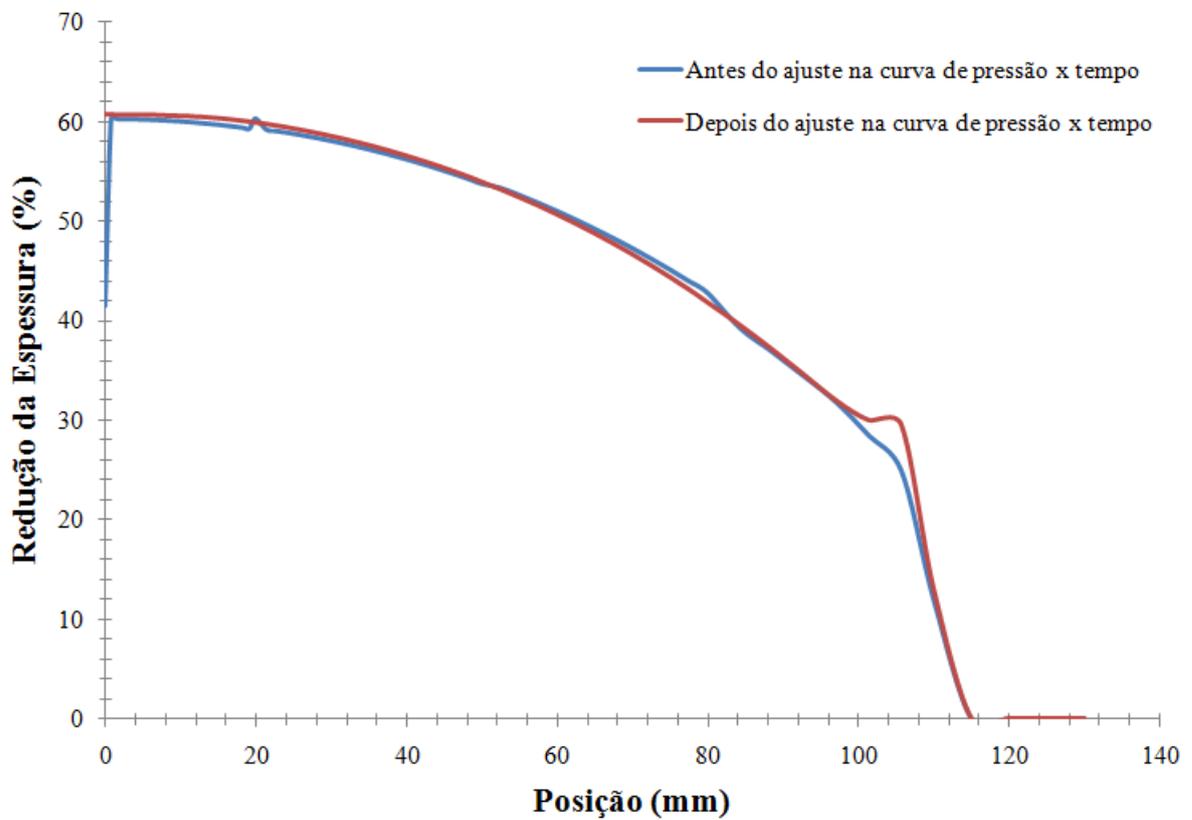


Figura 89 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 3 antes e depois do ajuste da curva de pressão.

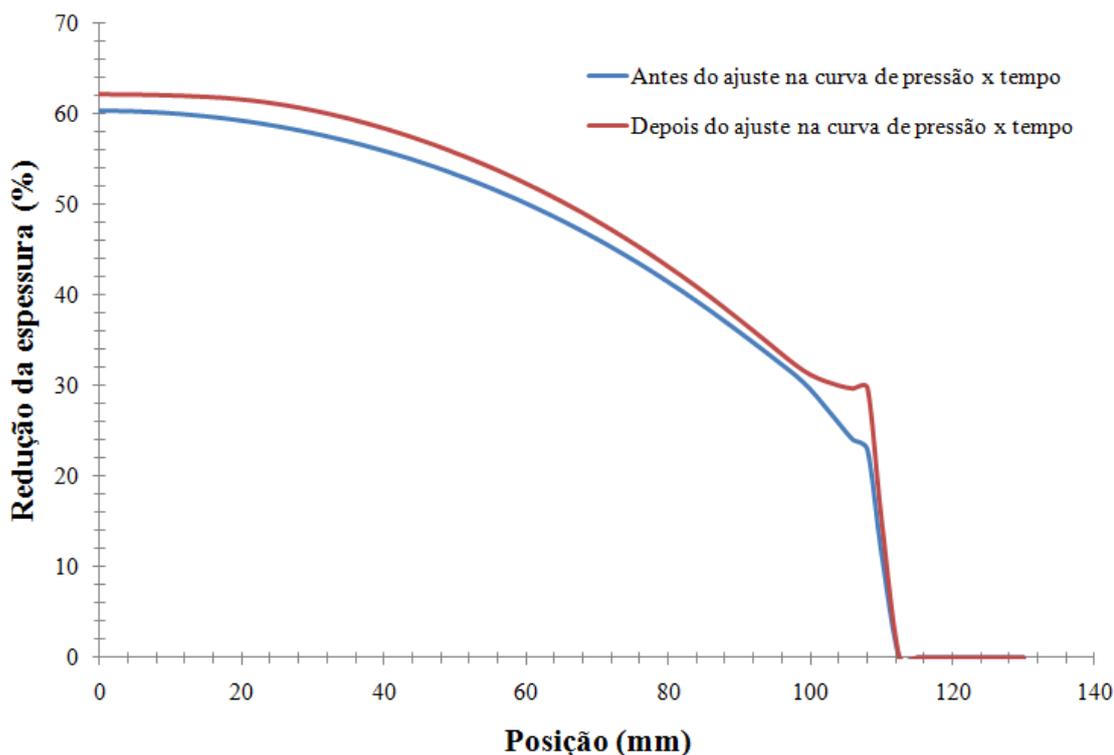


Figura 90 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 4 antes e depois do ajuste da curva de pressão.

Analisando as figuras 89 e 90 também nota-se que o problema de instabilidade da curva de pressão, no início do processo, ocorre devido a limitações do controle da taxa de deformação, conforme já observado nos modelos 1 e 2.

É válido ressaltar que pequenas instabilidades no contato entre peça e matriz no início do processo também contribuíram para que uma instabilidade na curva de pressão ocorresse, porém este fator foi secundário quando comparado a instabilidade apresentada pelo algoritmo de controle da taxa de deformação. Como dito anteriormente, o problema de contato foi observado principalmente no raio de entrada da ferramenta. Por fim, as variações de redução da espessura apresentadas após os ajustes nas curvas de pressão são toleráveis, pois tais ajustes nas curvas de pressão também acarretaram em um pequeno aumento nos esforços de conformação.

6.1.5 Força necessária para o fechamento das matrizes x tempo de conformação

Devido a utilização de um quarto de modelo em todas as simulações, inclusive nas de conformação da peça cônica e da bandeja retangular, tem-se que a força de fechamento das matrizes obtida representa apenas um quarto da força total. Por este motivo a força de

fechamento das matrizes obtidas nos modelos de expansão livre e de conformação da peça cônica foram multiplicadas por quatro. É válido ressaltar que os gráficos de força de fechamento das matrizes x tempo já estão com os valores de força multiplicados por quatro.

Nos gráficos de força de fechamento das matrizes x tempo das simulações de expansão livre (figuras de 91 a 94) observa-se uma instabilidade no valor da força no início do processo de conformação. Isto ocorre devido a força de fechamento das matrizes estar diretamente relacionada com a instabilidade da pressão no início do processo. Portanto, se a pressão apresentar uma variação a força de fechamento das matrizes também apresentará. Outro fator que também levou a ocorrência de tal variação foi a instabilidade de contato no início do processo.

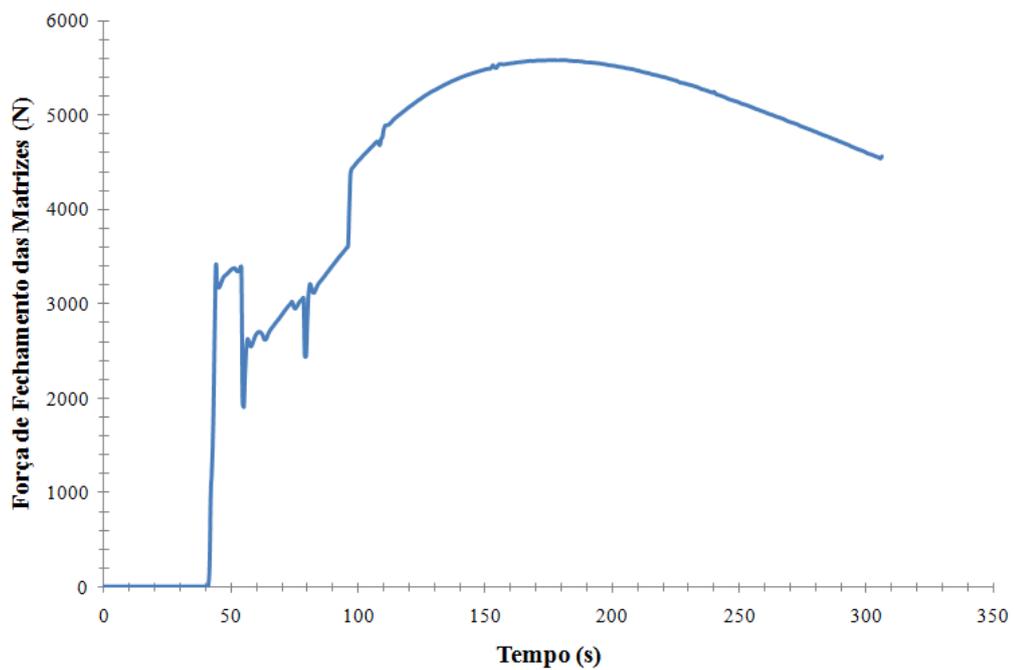


Figura 91 - Força de fechamento das matrizes - modelo 1.

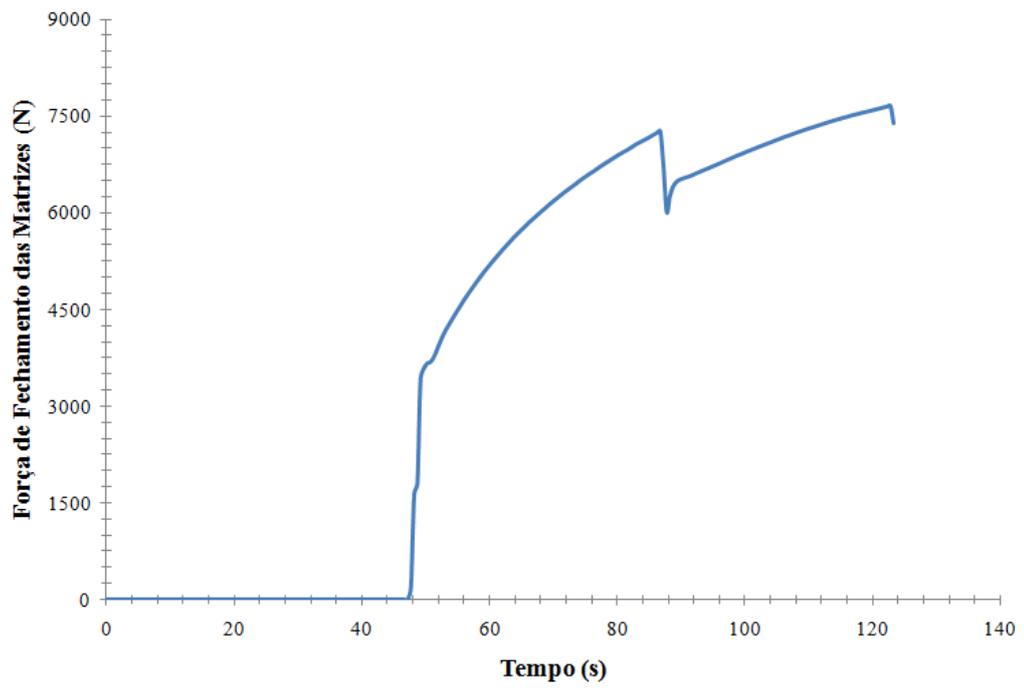


Figura 92 - Força de fechamento das matrizes - modelo 2.

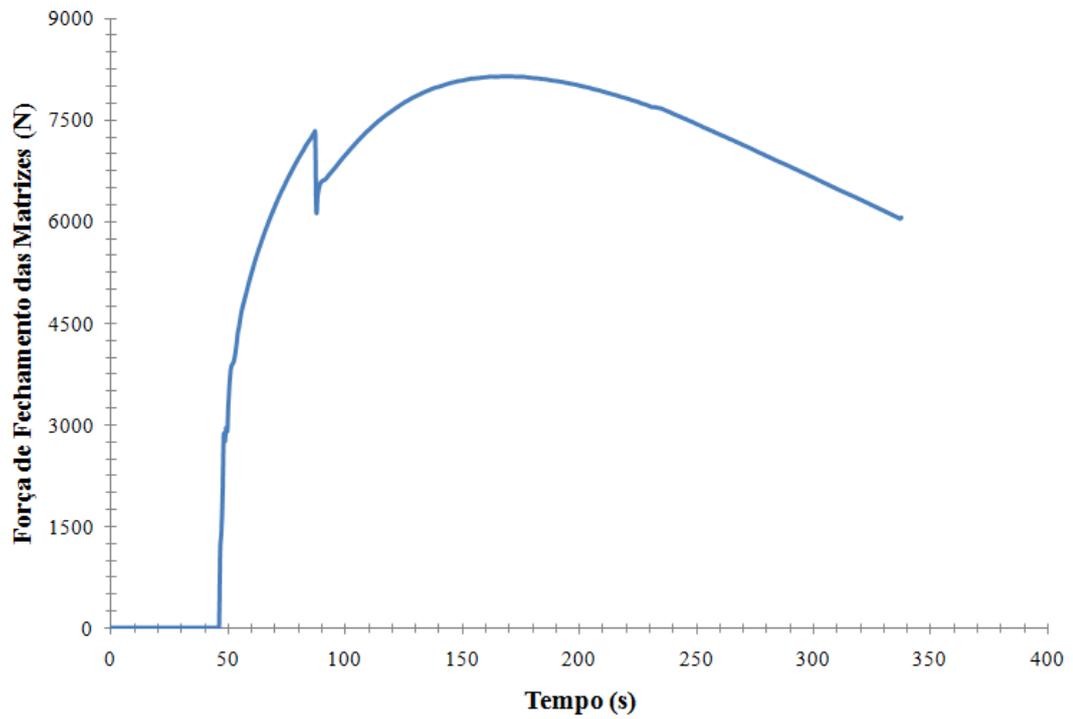


Figura 93 - Força de fechamento das matrizes - modelo 3.

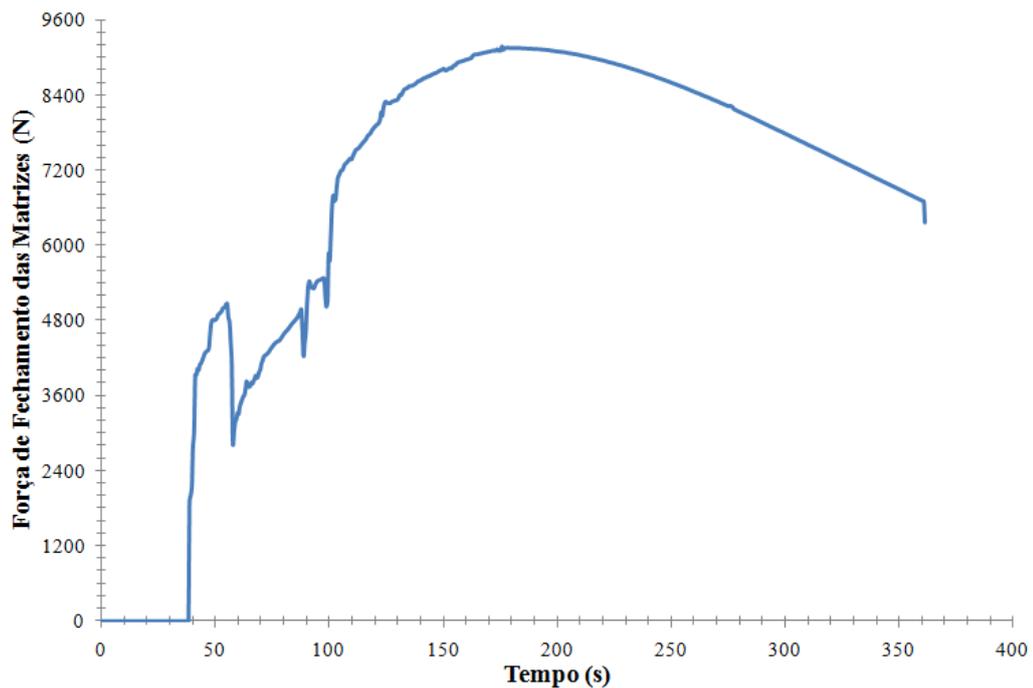


Figura 94 - Força de fechamento das matrizes - modelo 4.

6.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica

Nas duas simulações de conformação da peça cônica também foram obtidos os dados de distribuição da espessura e deformação plástica na espessura, assim como as curvas de pressão x tempo de conformação e força de fechamento das matrizes x tempo de conformação. Também foram construídos os gráficos de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição. Os nós selecionados para a montagem dos gráficos citados (redução da espessura do blank x posição e deformação plástica na espessura x posição) foram aqueles localizados na região em vermelho da figura 95. O vértice do cone conformado foi tomado como a origem das posições para a montagem dos gráficos de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.

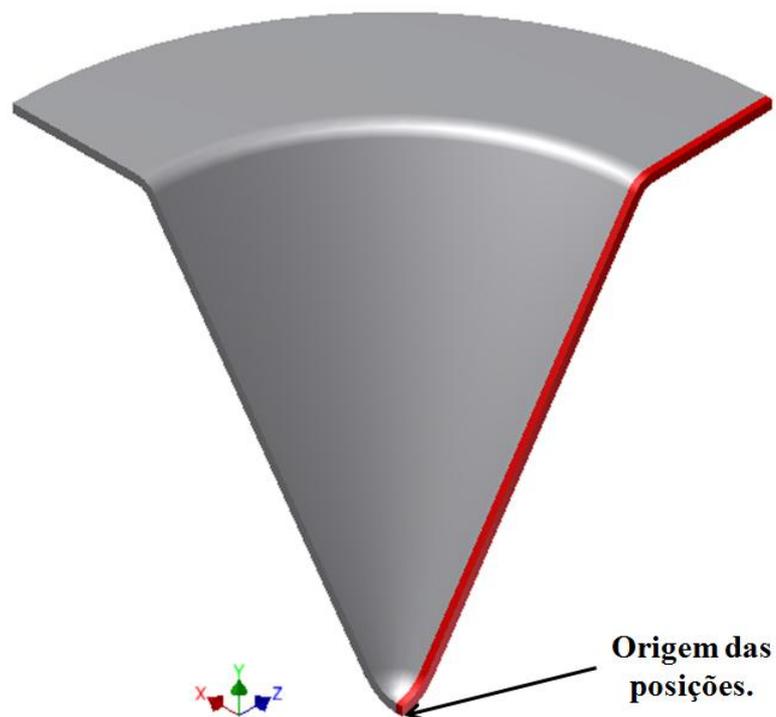


Figura 95 - Peça a ser obtida na simulação de conformação da peça cônica. Faixa em vermelho indicando a localização dos nós que foram selecionados para plotar as curvas de redução da espessura x posição e deformação plástica na espessura x posição.

A seguir são mostrados os resultados obtidos nos modelos 5 e 6.

6.2.1 Distribuição da espessura

As figuras 96 e 97 mostram a distribuição da espessura obtidas nas simulações dos modelos 5 e 6. Nestas figuras também nota-se que a distribuição da espessura obtida em cada um dos modelos é coerente já que a chapa apresenta maior redução da espessura ao se distanciar da zona engastada. A zona engastada da chapa é representada pela cor vermelha nas figuras 96 e 97.

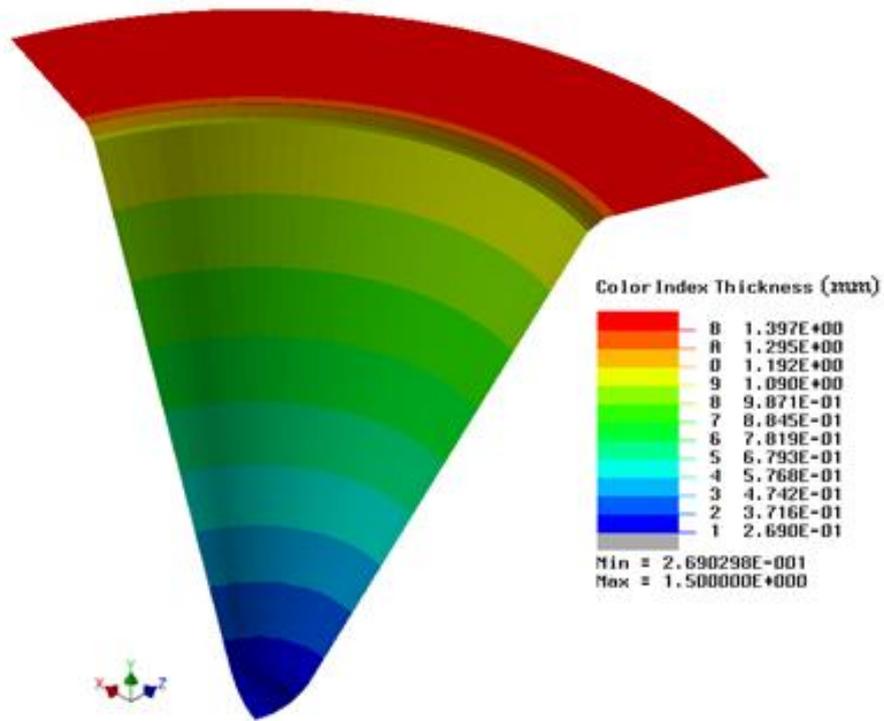


Figura 96 - Distribuição da espessura da peça cônica. Simulação realizada utilizando a malha (c).

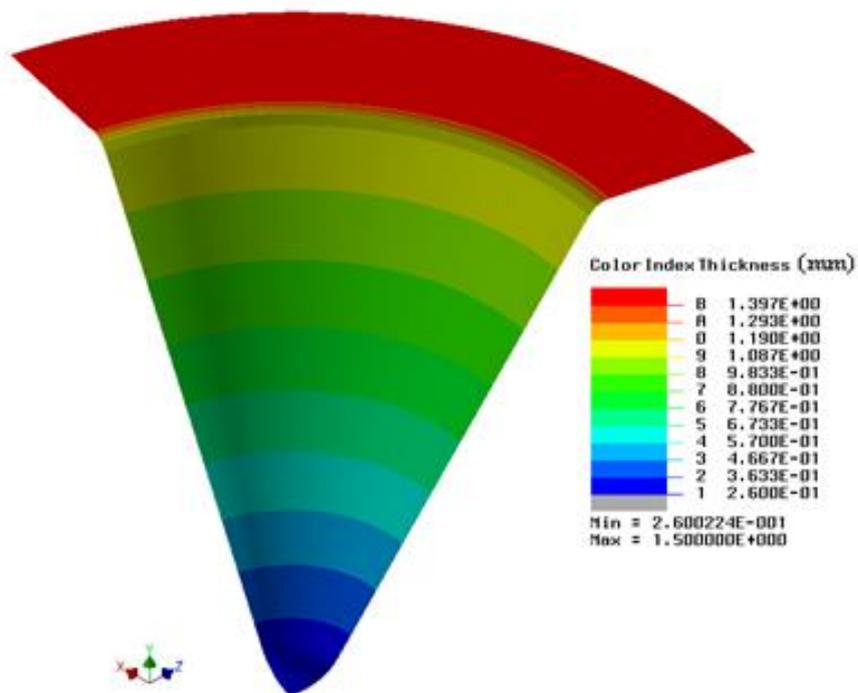


Figura 97 - Distribuição da espessura da peça cônica. Simulação realizada utilizando a malha (d).

6.2.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição

As figuras 98 e 99 mostram as curvas de redução da espessura x posição obtidas nas simulações dos modelos 5 e 6. Nota-se os resultados são coerentes, pois os nós mais distantes da região de engastamento do blank apresentam maior redução da espessura.

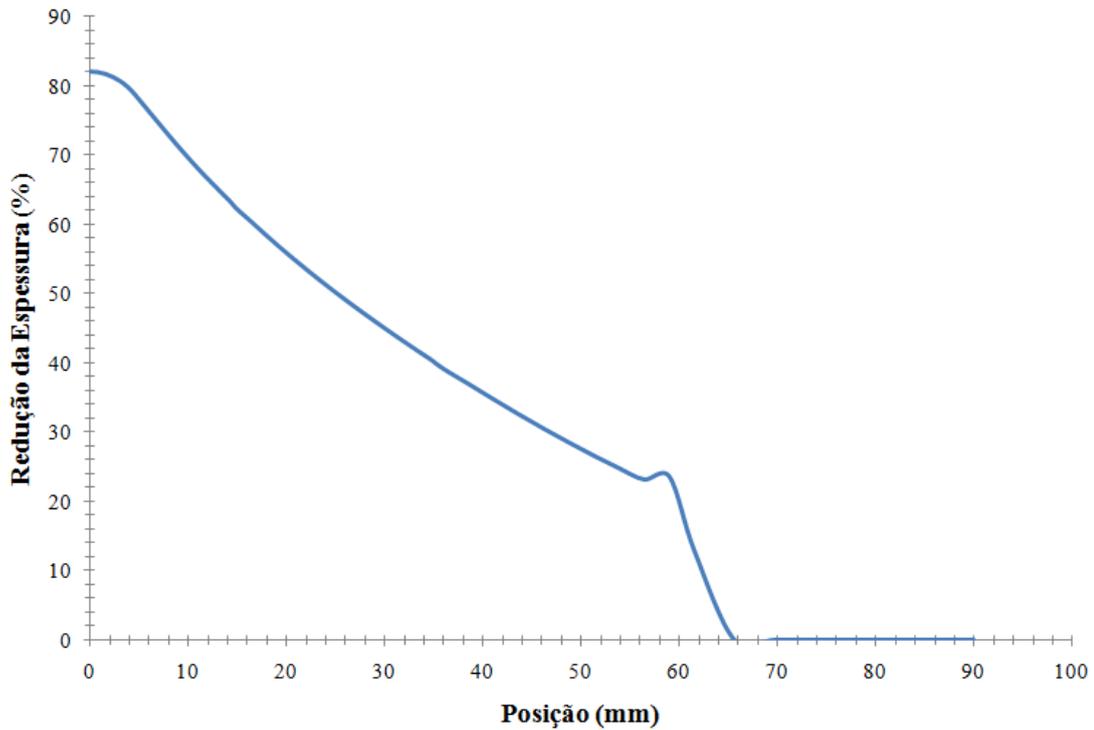


Figura 98 - Variação percentual na espessura do blank do modelo 5.

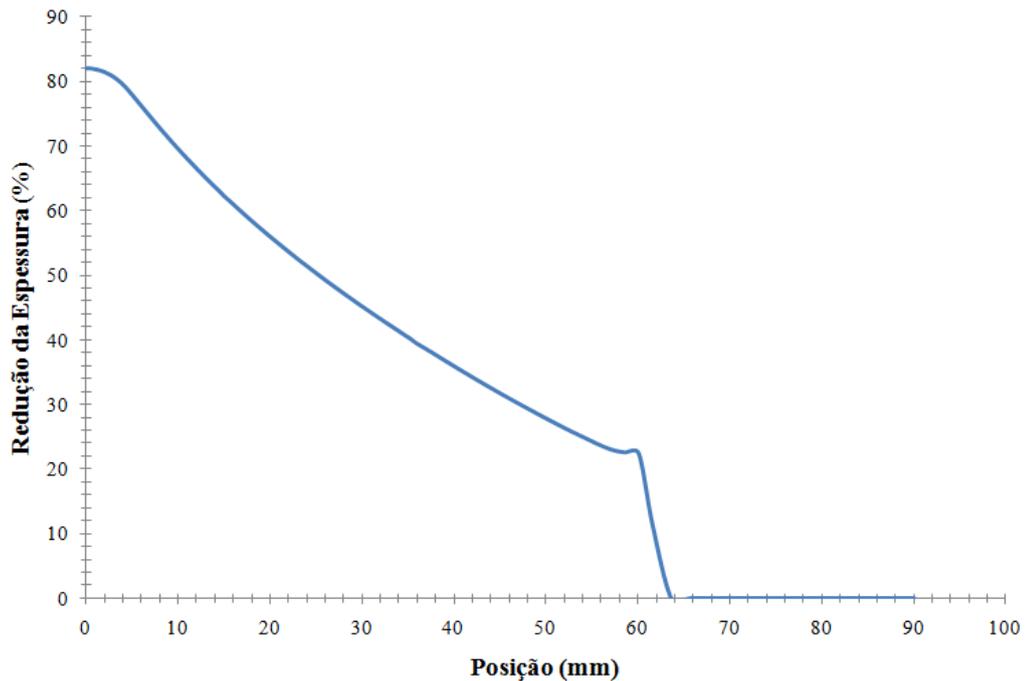


Figura 99 - Variação percentual na espessura do blank do modelo 6.

6.2.3 Gráficos de deformação plástica na espessura x posição

Assim como nas simulações de expansão livre, os gráficos de deformação plástica na espessura x posição dos modelos de conformação da peça cônica, apresentados nas figuras 100 e 101, só reforçam que os gráficos de redução da espessura x posição são coerentes.

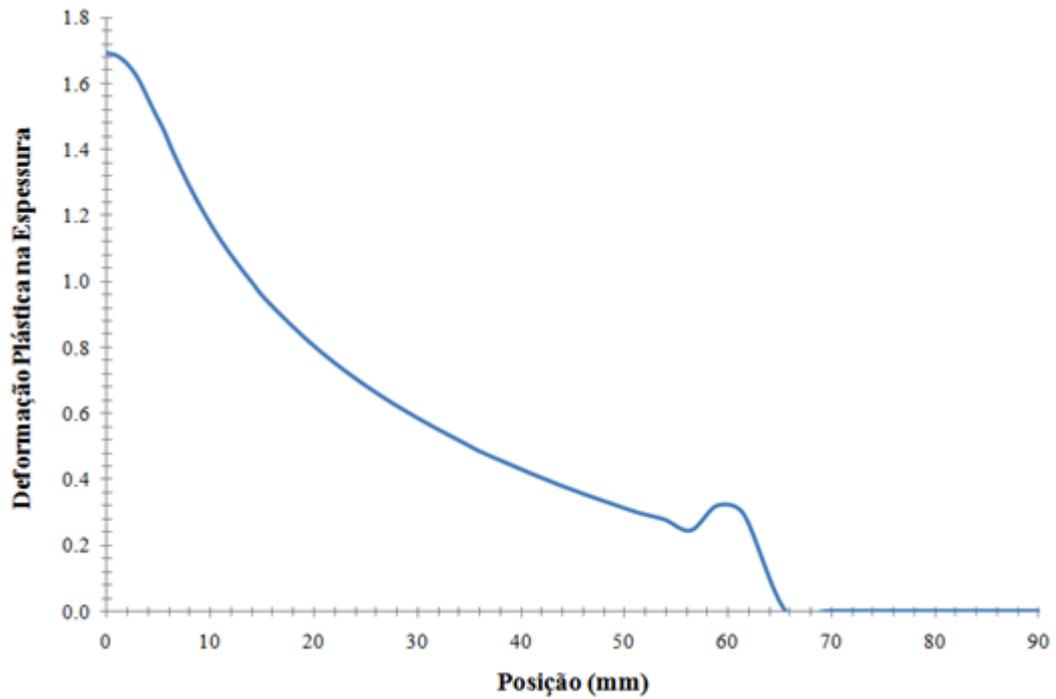


Figura 100 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 5.

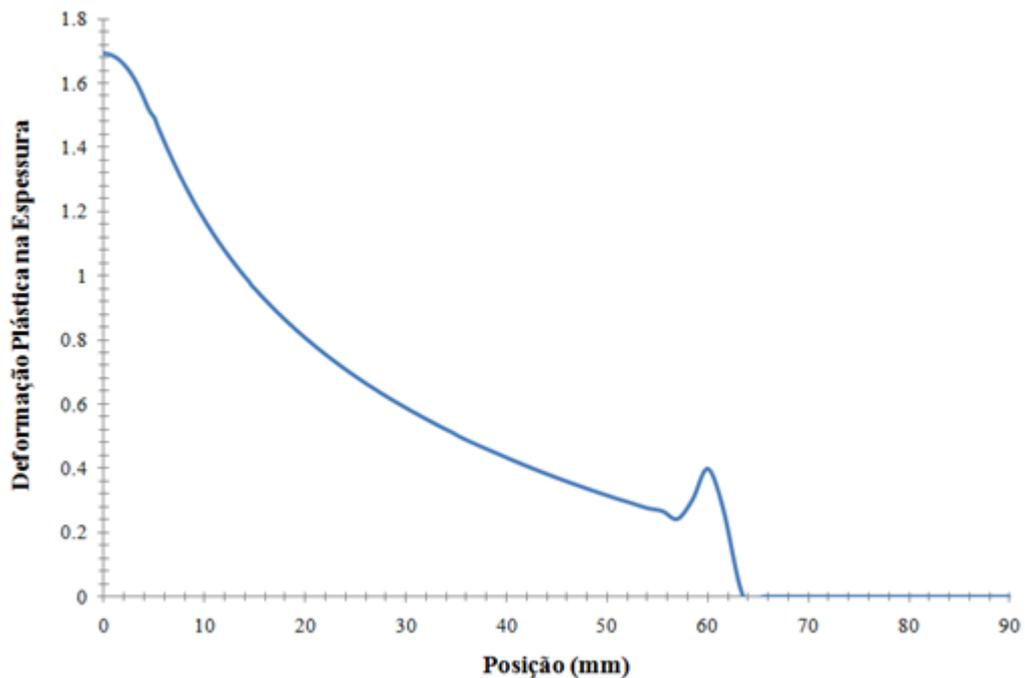


Figura 101 - Deformação plástica na espessura do blank do modelo 6.

6.2.4 Curvas de pressão x tempo de conformação

As figuras 102 e 103 mostram as curvas de pressão x tempo de conformação obtidas nas simulações de conformação da peça cônica

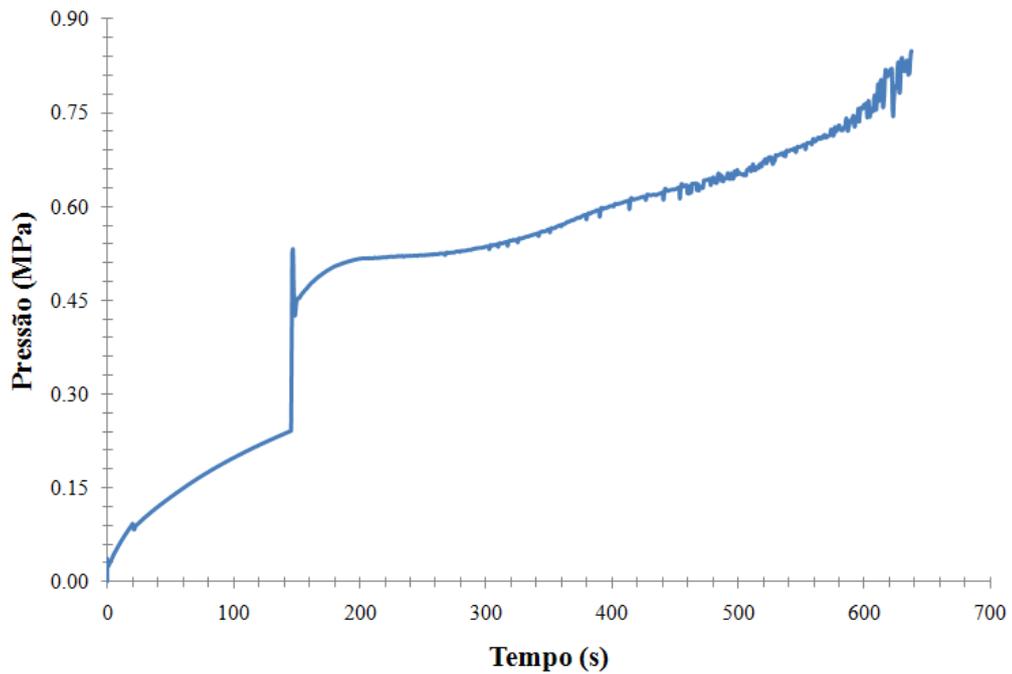


Figura 102 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 5.

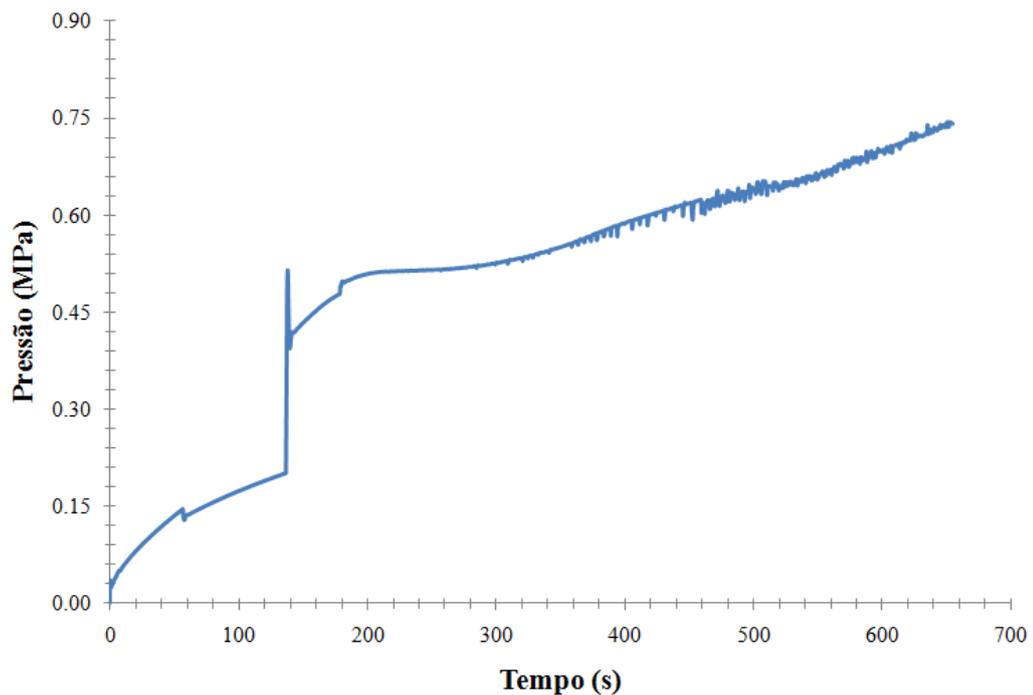


Figura 103 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 6.

Assim como na simulação de conformação do modelo 2 as curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos 5 e 6 apresentam um aumento repentino de pressão para um dado intervalo de tempo. Tal fato ocorre devido a limitações do controle a taxa de deformação, conforme já dito e comprovado anteriormente. Para validar o que foi dito anteriormente, a curva de pressão x tempo do modelo 5 foi extrapolada e uma nova simulação deste modelo com esta nova curva foi realizada. É válido ressaltar que o mesmo procedimento não foi realizado para o modelo 6 devido as curvas terem o mesmo comportamento.

A curva de pressão do modelo 5, antes e depois do ajuste, é apresentada na figura 104; já as curvas de redução da espessura do blank x posição, obtidas nas simulações com e sem o ajuste da curva de pressão, são representadas na figura 105.

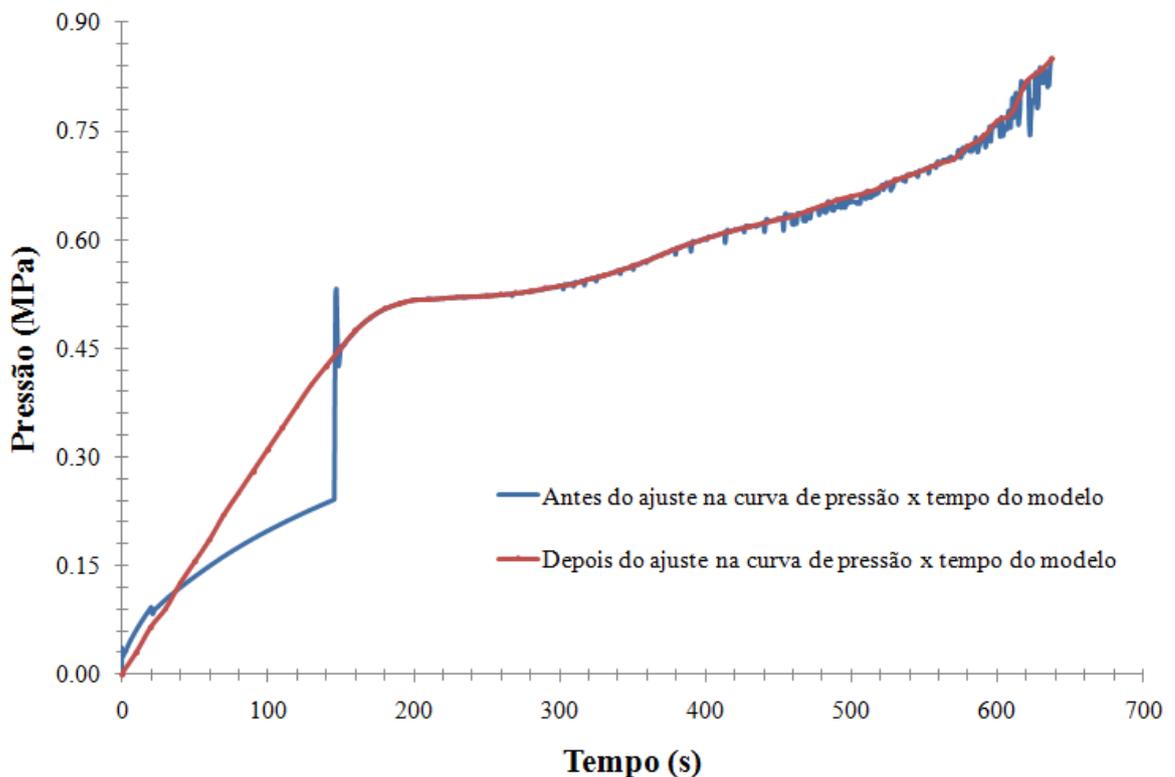


Figura 104 - Curva de pressão x tempo de conformação do modelo 5 antes e depois do ajuste.

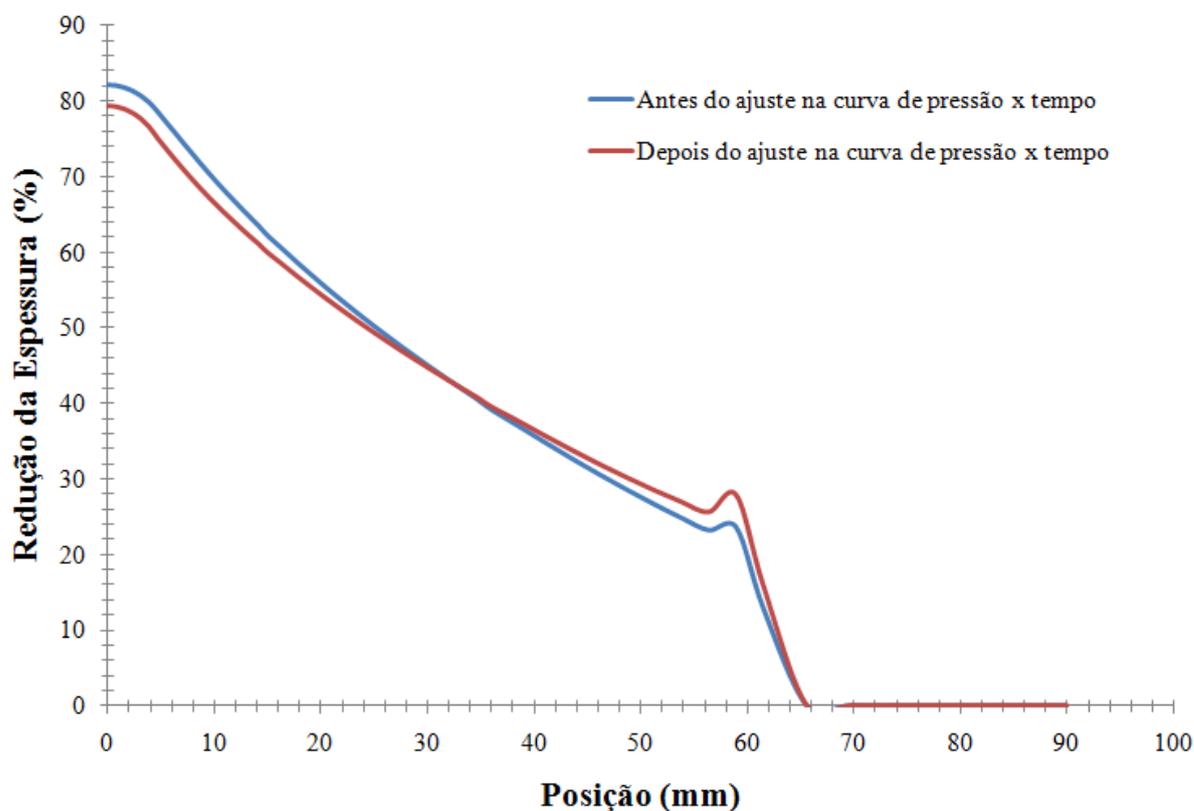


Figura 105 - Variação percentual da espessura do blank do modelo 5 antes e depois do ajuste da curva de pressão.

Analisando a figura 105 comprova-se, novamente, que o problema de instabilidade da curva de pressão ocorre devido a limitações do controle da taxa de deformação.

As mesmas observações finais realizadas no item 6.1.4 também são válidas para os modelos de conformação da peça cônica. Tais observações são descritas, novamente, a seguir:

Pequenas instabilidades no contato entre peça e matriz no início do processo também contribuíram para que uma instabilidade na curva de pressão ocorresse, porém este fator foi secundário quando comparado a instabilidade apresentada pelo algoritmo de controle da taxa de deformação. Por fim, as variações de redução da espessura apresentadas após os ajustes nas curvas de pressão são toleráveis, pois tais ajustes nas curvas de pressão também acarretaram em um pequeno aumento nos esforços de conformação.

6.2.5 Força necessária para o fechamento das matrizes x tempo de conformação

As figuras 106 e 107 ilustram as curvas de força de fechamento das matrizes x tempo dos modelos 5 e 6. Assim como nos modelos de expansão livre tais curvas apresentam uma pequena instabilidade no início do processo. Tal instabilidade ocorre devido a pequenas variações apresentadas nas curvas de pressão x tempo aliadas a instabilidades de contato entre a matriz e a ferramenta.

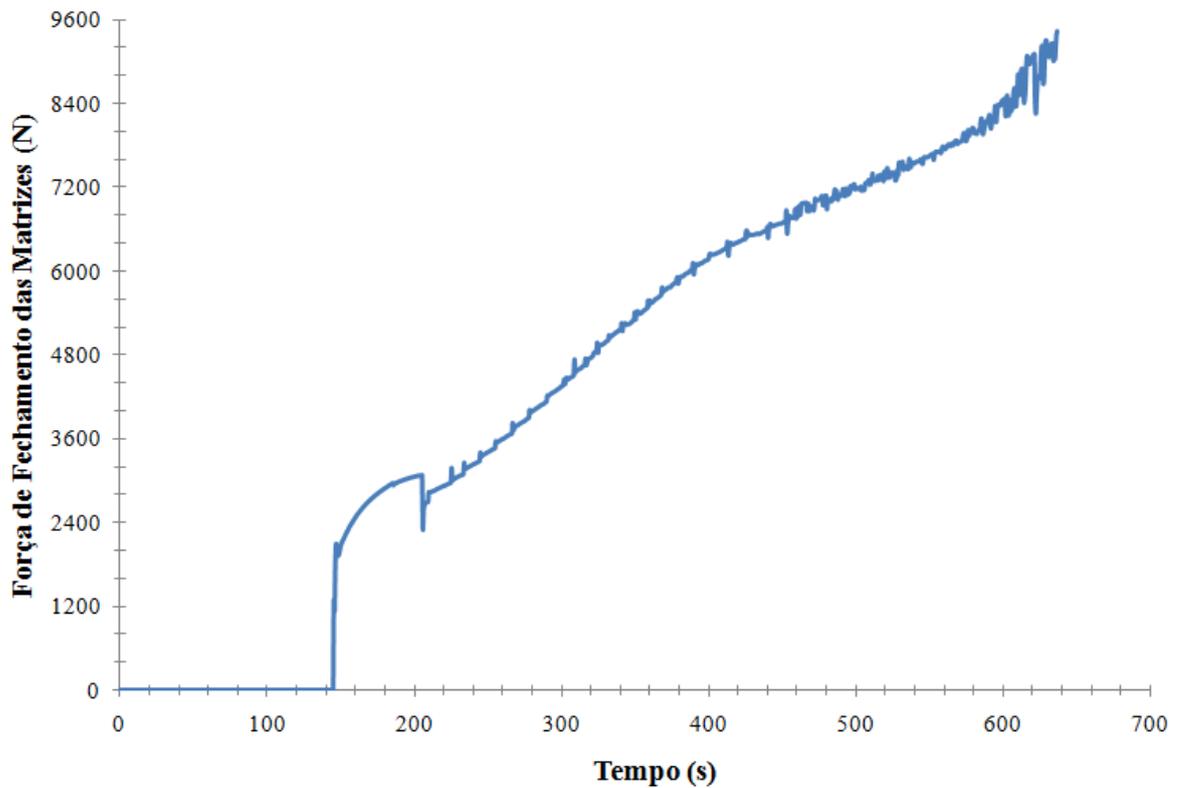


Figura 106 - Força de fechamento das matrizes - modelo 5.

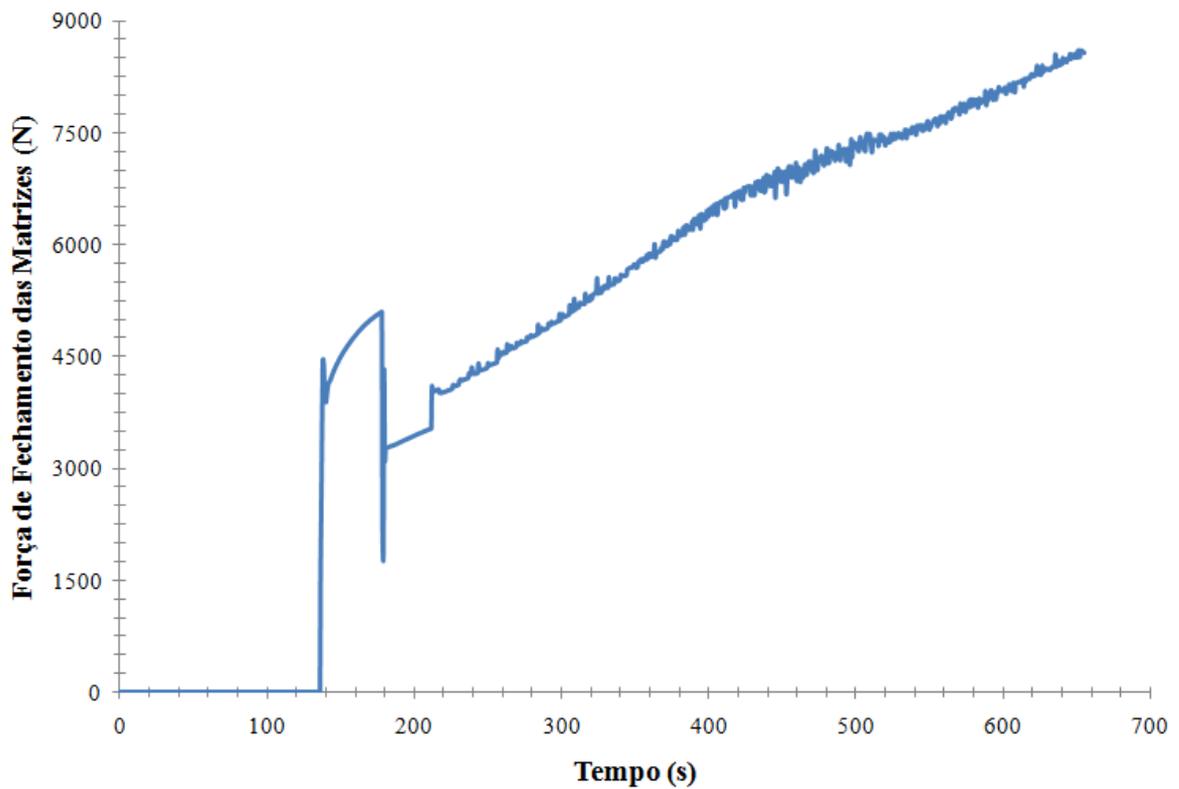


Figura 107 - Força de fechamento das matrizes - modelo 6.

6.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular

Na simulação de conformação da bandeja retangular foi obtida a variação na espessura da peça e a curva de pressão x tempo de conformação. Dois gráficos de redução da espessura da chapa x posição também foram construídos para uma comparação futura com os dados experimentais propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Os nós selecionados para a construção dos gráficos de redução da espessura x posição estão indicados nas faixas vermelhas da figura 108. A origem das posições para a montagem de tais gráficos foi a intersecção entre os dois eixos de simetria do blank (eixos X e Z).

A redução da espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo X foi denominada de Redução da Espessura no Eixo X e a redução na espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo Y foi denominada de Redução da Espessura no Eixo Y.

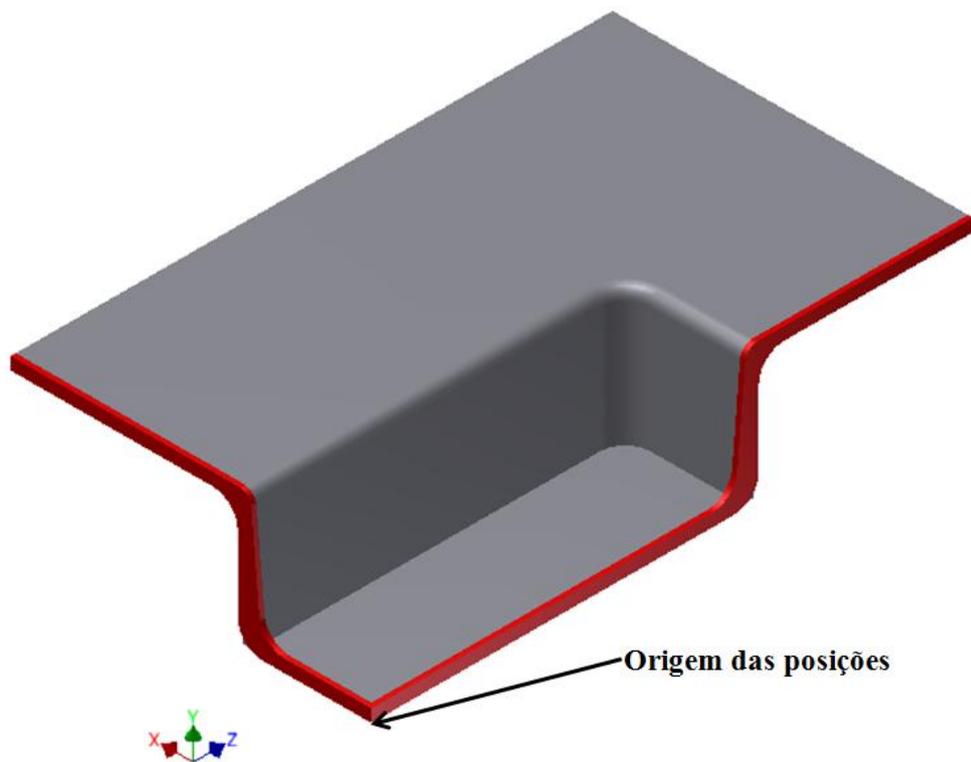


Figura 108 - Peça a ser obtida na simulação de conformação do blank retangular. Faixas em vermelho indicando a localização dos nós que foram seleccionados para plotar as curvas de redução da espessura x posição.

A seguir estão os resultados obtidos no modelo 7.

6.3.1 Distribuição da espessura

A figura 109 mostra a distribuição da espessura após o processo de conformação da bandeja retangular. Os resultados parecem não mostrar nenhuma anormalidade quanto a distribuição da espessura.

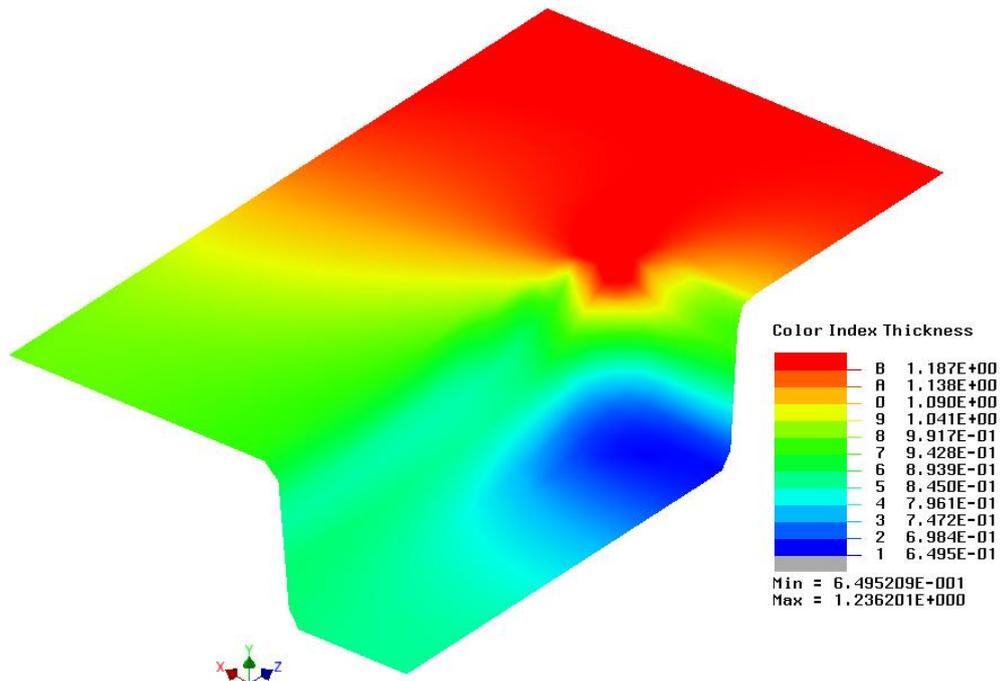


Figura 109 - Distribuição da espessura - modelo 7.

6.3.2 Gráficos de redução da espessura do blank x posição

As figuras 110 e 111 ilustram os gráficos de redução na espessura x posição obtidos após a simulação de conformação da bandeja retangular. Tais gráficos apresentam a mesma forma de distribuição das curvas obtidas experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007), porém os valores obtidos são discutíveis. Na discussão dos resultados tais valores serão abordados de maneira mais aprofundada.

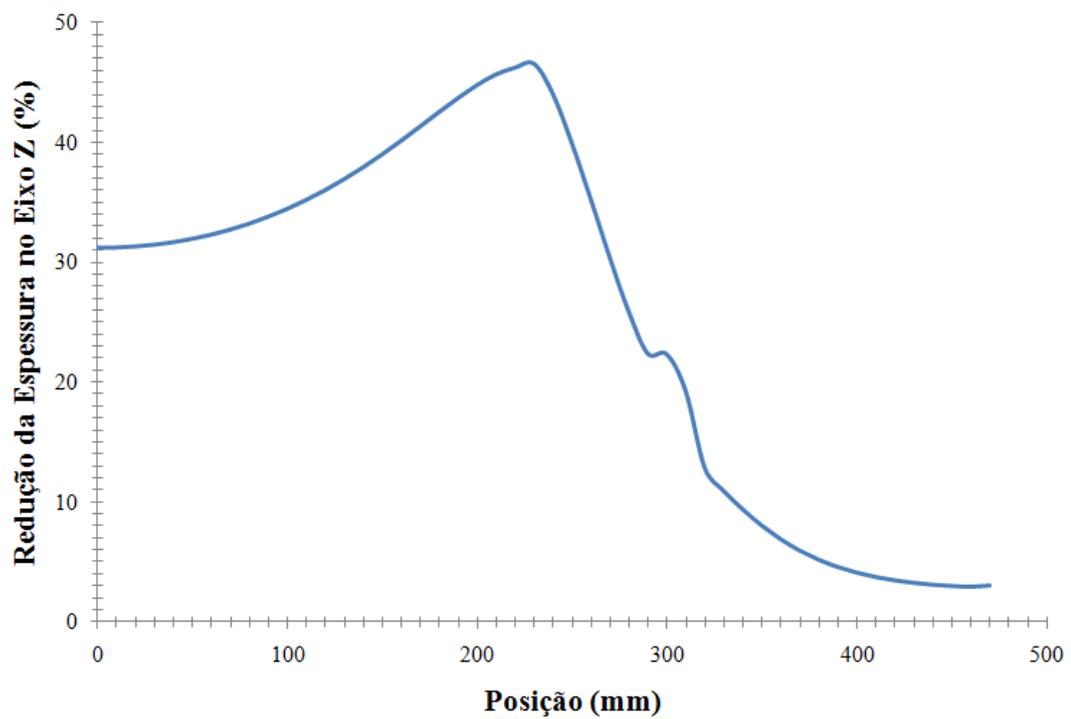


Figura 110 - Variação percentual da espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo Z do modelo 7.

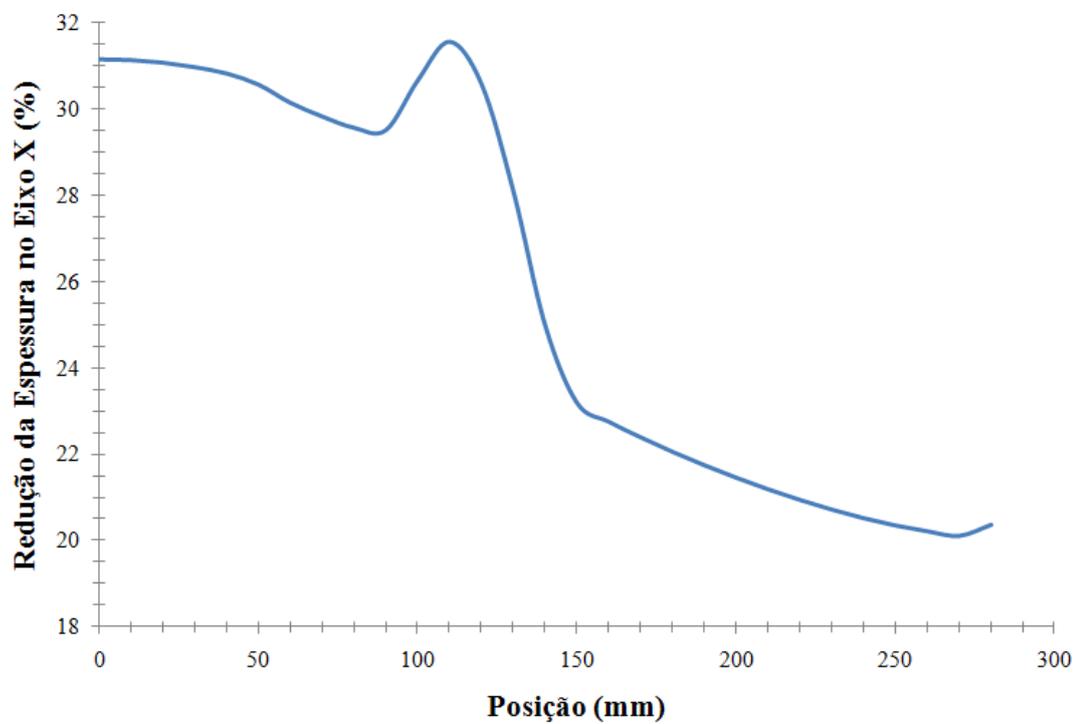


Figura 111 - Variação percentual da espessura apresentada pelos nós paralelos ao eixo X do modelo 7.

6.3.3 Curva de pressão x tempo de conformação

A figura 112 ilustra a curva de pressão x tempo de conformação da bandeja retangular. Nota-se que apesar de pequenas instabilidades há uma grande coerência da curva obtida com a curva exposta na figura 21.

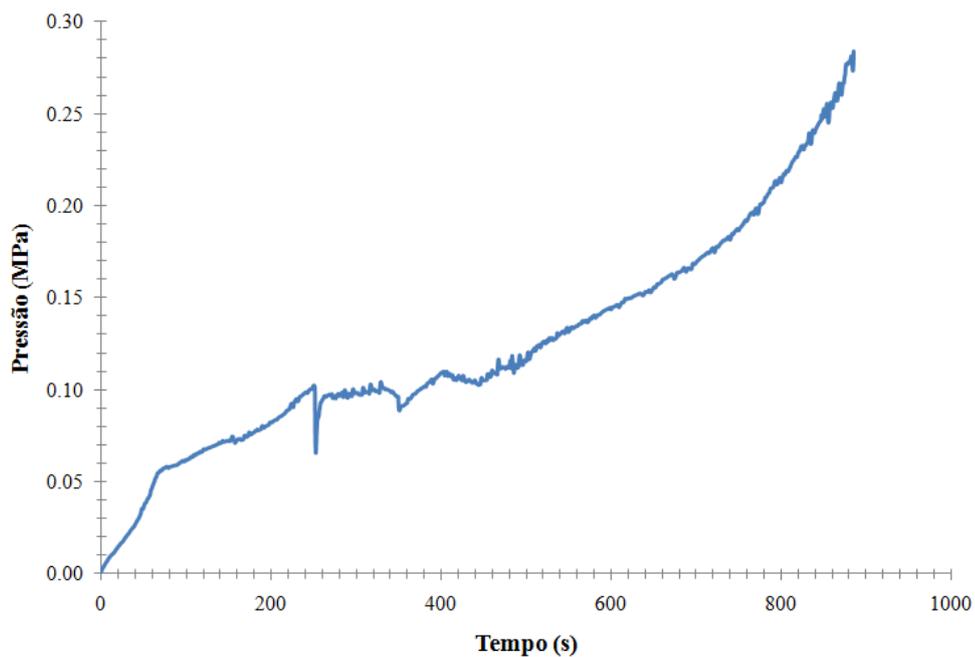


Figura 112 - Curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação do modelo 7.

7 DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

7.1 Simulações de expansão livre

7.1.1 Curvas de pressão x tempo de conformação

Das curvas de pressão x tempo de conformação, de cada um dos modelos de expansão livre, nota-se que o modelo 1 é aquele que exige uma maior pressão de conformação e que o modelo 2 é aquele que apresenta o menor tempo de conformação. A figura 113 ilustra todas as curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos de expansão livre e a tabela 7 ilustra a máxima pressão de conformação e o tempo total de conformação de cada um dos modelos.

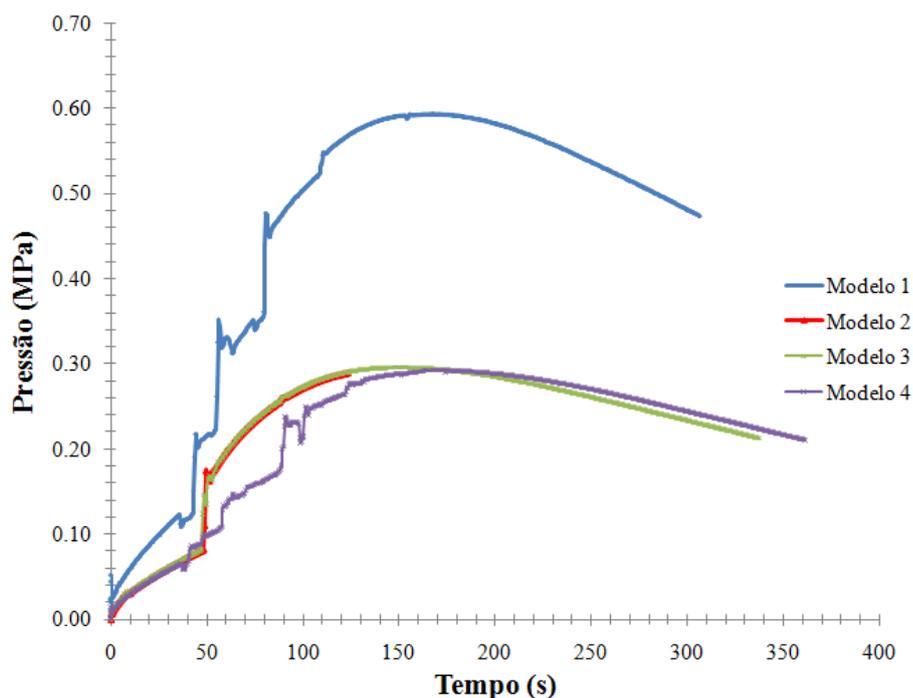


Figura 113 - Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos de expansão livre.

Tabela 7- Máxima pressão e tempo de conformação obtidos nos modelos de expansão livre.

Modelo	Máxima Pressão de Conformação (MPa)	Tempo de Conformação (s)
1	0,59	306
2	0,29	123
3	0,30	337
4	0,29	361

Consultando os dados dos modelos 3 e 4, expostos na tabela 7, nota-se que o refinamento de malha realizado no modelo 4 não fez com que os valores de pressão e tempo de conformação variassem de maneira significativa (variação máxima de 3,5% para a máxima pressão e 7% para o tempo total de conformação), quando comparados aos valores obtidos no modelo 3. Além disso, se as instabilidades das curvas de pressão, destes dois modelos, forem desprezadas, ou seja, se as regiões de instabilidade forem extrapoladas, como nos itens 6.1.4 e 6.2.4, poderá ser notado que as curvas de pressão obtidas nestes modelos divergirão muito pouco em determinados instantes. A figura 114 ilustra a proximidade das curvas de pressão 3 e 4 após a extrapolação das mesmas.

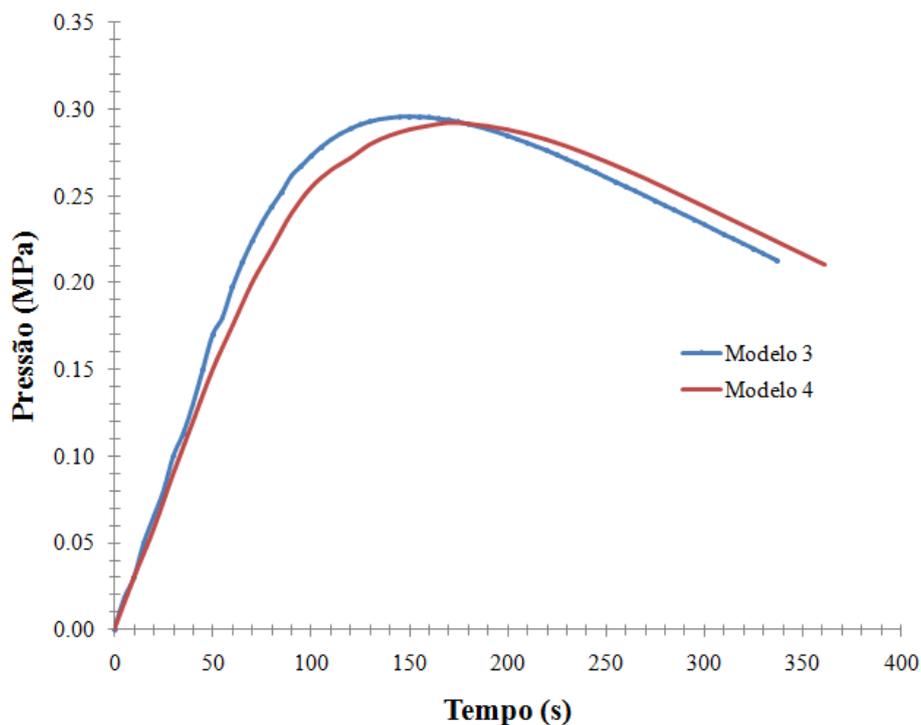


Figura 114 - Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos 3 e 4 obtidas após a região inicial das curvas sofrerem extrapolação.

Algo que também pode ser observado, consultando a tabela 7, é que mesmo dobrando a altura de domo, nas simulações de expansão livre, a variação na máxima pressão de conformação é desprezível. Isto pode ser dito porque a única diferença geométrica entre os modelos 2 e 3 é a máxima altura de domo que se desejava alcançar. Como o encruamento é desprezível na superplasticidade tem-se que para estirar uma altura maior de domo necessita-se de um tempo maior e não de uma pressão maior. A pressão poderia ser maior se a área útil

de conformação aumentasse o que é observado quando se compara o modelo 1 com o modelo 2.

Ainda consultando a tabela 7 nota-se que se o desenvolvimento de um ferramental, com as dimensões apresentadas pelos modelos 2, 3 e 4, seria o mais viável se a máxima pressão de conformação fosse um fator limitante no processo. Já se o ferramental a ser desenvolvido tem como objetivo obter o maior número de peças, via expansão livre, o modelo 2 se torna mais atraente, pois foi aquele conformado no menor intervalo de tempo. No entanto outros fatores devem ser levados em consideração no desenvolvimento do ferramental como por exemplo: a máxima força de fechamento das matrizes e a máxima variação percentual da espessura. Os itens 7.1.2 e 7.1.3 farão a abordagem destes dois fatores.

As curvas de pressão x tempo de conformação, obtidas nas simulações de expansão livre, não apresentam um patamar de ascendência, estabilidade e novamente ascendência, conforme ilustra a figura 21. Isto já era esperado, pois nas simulações de expansão livre a conformação das chapas deu-se predominantemente no raio de entrada das ferramentas. Esta conformação, dada predominantemente no raio de entrada das ferramentas, fez com que somente uma ascendência inicial na pressão fosse observada. Uma pequena descendência nas curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos 1, 3 e 4 também foi observada, conforme ilustra a figura 113. Tal descendência ocorreu devido boa parte do blank conformado não entrar em contato com as demais partes da matriz, após a conformação total no raio de entrada das ferramentas. Ou seja, após a conformação na região do raio de entrada a pressão de conformação foi minimizada devido à possibilidade da peça ser conformada sem a presença de um "obstáculo". No modelo 2 não se observou uma descendência na pressão, conforme mostra a figura 113. Isso ocorreu devido a obtenção da altura máxima de conformação ser obtida antes mesmo da chapa ser totalmente conformada na região do raio de entrada da ferramenta.

7.1.2 Forças de fechamento das matrizes x tempo de conformação

A tabela 8 traz os valores de máxima força de fechamento das matrizes obtidos em cada uma das simulações de expansão livre. Consultando-se esta tabela nota-se que o refinamento de malha utilizado no modelo 4 fez com que a força máxima de fechamento das matrizes aumentasse 12%, em relação ao modelo 3. Logo conclui-se que o refinamento da malha influenciou significativamente no valor da força máxima de fechamento das matrizes. Isso

mostra que se os modelos 2 e 3 vierem a ser produzidos, um melhor refinamento da malha do blank deverá ser realizado.

Tabela 8- Máximas forças de fechamento das matrizes obtidas nas simulações de expansão livre.

Modelo	Força de Fechamento das Matrizes (kN)
1	5,6
2	7,7
3	8,2
4	9,2

A figura 115 ilustra que a variação da força de fechamento das matrizes dos modelos 3 e 4 não ocorrem só para seus valores máximos. Nota-se que antes da força de fechamento das matrizes atingir seu valor máximo que a variação apresentada entre os modelos 3 e 4 chegam a divergir em 60% no início da conformação. Isto se deve a problemas no controle da taxa de deformação e de contato entre a matriz e a ferramenta, como já dito anteriormente.

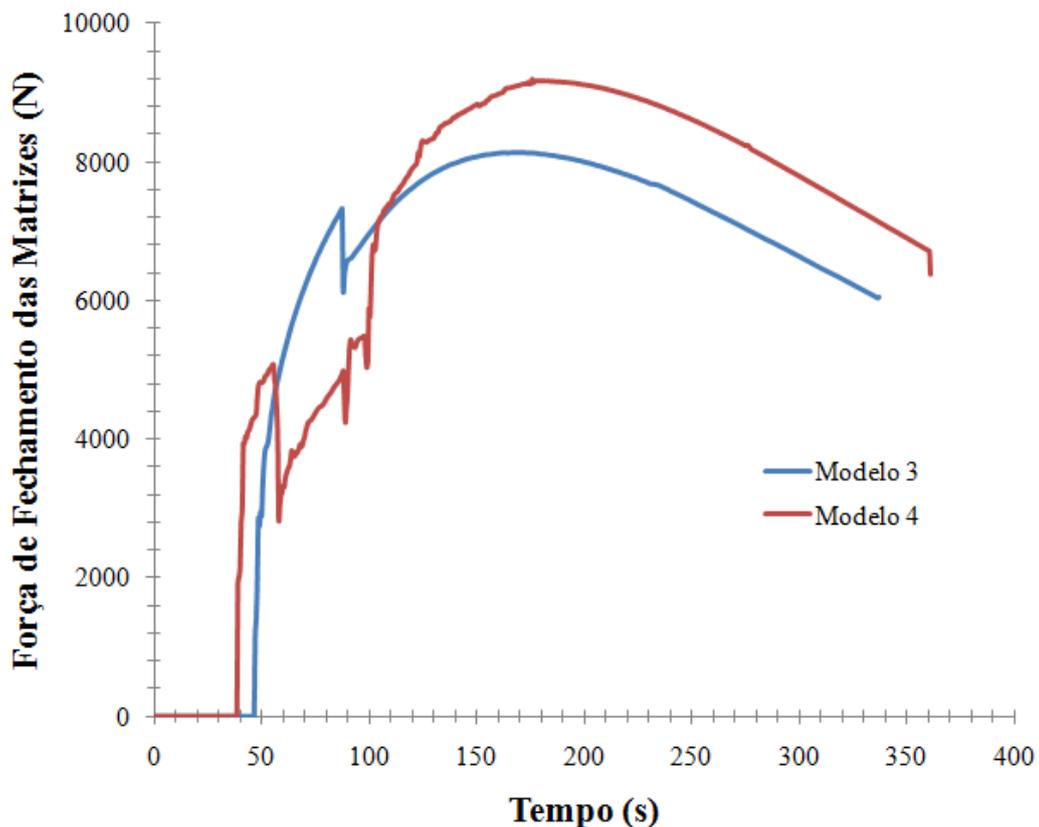


Figura 115 - Variação na força de fechamento da matriz devido o tamanho da malha de elementos finitos - modelos 3 e 4.

7.1.3 Gráficos de redução da espessura dos blanks x posição

Plotando todos os gráficos de redução da espessura x posição, obtidos nas simulações de expansão livre, conforme ilustra a figura 116, é possível notar qual dos modelos apresentou maior e menor redução na espessura. A tabela 9 mostra a máxima redução da espessura obtida em cada uma destas simulações.

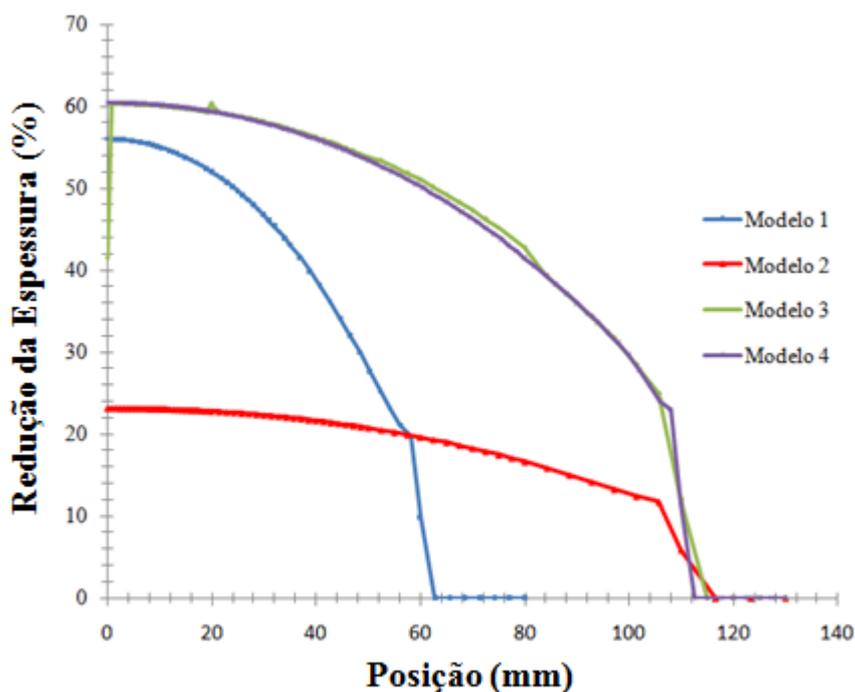


Figura 116 - Redução da espessura do blanks dos blanks simulados em expansão livre.

Tabela 9- Redução máxima da espessura dos blanks submetidos a expansão livre.

Modelo	Redução da Espessura (%)
1	56
2	23
3	60
4	60

Da tabela 9 e da figura 116 pode-se concluir que o refinamento da malha realizado no modelo 4 não influenciou nos valores de variação na espessura, quando comparado com o modelo 3, e que a geometria que apresentou maior variação na espessura foi a descrita nos modelos 3 e 4. Os modelos 3 e 4 foram aqueles que apresentaram a maior redução da espessura do blank devido a relação entre o diâmetro útil do blank a ser conformado (D_u) pela máxima altura de

conformação do (Hc) ser a menor dentre todos os modelos. A tabela 10 ilustra tal relação. É válido dizer que o diâmetro útil do blank foi considerado como sendo a diferença entre o diâmetro total e a região engastada do blank.

Tabela 10 - Relação entre o diâmetro útil do blank e máxima altura de conformação.

Modelo	Maxima altura de conformação Hc (mm)	Diâmetro do blank D (mm)	Diâmetro útil do blank Du (mm)	Relação Du/Hc (mm)	Redução da Espessura (%)
1	50	160	120	2,4	56
2	50	260	220	4,4	23
3	100	260	220	2,2	60
4	100	260	220	2,2	60

7.1.4 Tempo de processamento computacional

A tabela 11 mostra que o tempo de simulação computacional do modelo 3 sofreu um significativo aumento quando a malha do blank conformado sofreu um refinamento (modelo 4). Assim prova-se que ao refinar um modelo de elementos finitos o tempo de processamento computacional cresce significativamente. A tabela 12 traz o aumento percentual das variáveis apresentadas na tabela 12 após a simulação do modelo 4. É válido lembrar que o modelo 3 com um malha refinada nada mais é do que o modelo 4.

Tabela 11 - Variáveis de processo da superplasticidade e tempo de simulação computacional dos modelos 3 e 4.

Modelo	Tempo de processamento computacional (h)	Tempo de conformação (s)	Pressão Máxima de conformação (MPa)	Máxima força de fechamento das matrizes (kN)	Máxima Redução da Espessura (%)
3	1,0	337	0,30	8,2	60
4	8,5	361	0,29	9,2	60

Tabela 12 - Aumento percentual do tempo de processamento computacional e de algumas variáveis de processo da superplasticidade após o refinamento da malha- comparação entre os modelos 3 e 4.

Variáveis	Tempo de processamento computacional (h)	Tempo de conformação (s)	Pressão Máxima de conformação (MPa)	Máxima força de fechamento das matrizes (kN)	Máxima Redução da Espessura (%)
Aumento Percentual	850%	7,0 %	3,5 %	12%	0

Por fim, a tabela 12 mostra que o refinamento da malha do modelo 3 não trouxe grandes ganhos, ou seja, para o aumento de tempo de processamento obtido os valores de precisão apresentados não foram significativos. É válido ressaltar que o tempo de processamento varia de acordo com o computador utilizado. Neste trabalho todos os modelos foram simulados utilizando um computador com as seguintes descrições:

- Processador: Intel Quad Core i7-720QM (1,6GHz- 2,8GHz Turbo Boost, 6MB L2 Cache, 1333MHz FSB)
- Memória Ram: 6GB
- Placa de Vídeo: Nvidia GeForce GT 230M 1GB Dedicada.

7.2 Simulação do processo de conformação da peça cônica

7.2.1 Curvas de pressão x tempo de conformação

A figura 117 mostra que a diminuição no tamanho da malha de elementos finitos não alterou de maneira significativa a curva de pressão x tempo de conformação obtida na simulação de conformação da peça cônica, porém a máxima pressão de conformação sofreu uma variação significativa (13,5%). A tabela 13 também confirma o que foi dito anteriormente.

Observa-se que a curva de pressão x tempo de conformação também não possui o mesmo perfil da curva apresentada na figura 21. Isto ocorre devido o efeito de flexão da chapa ser predominante. Tal efeito poderia ser minimizado se o ângulo do vértice do cone fosse um pouco maior.

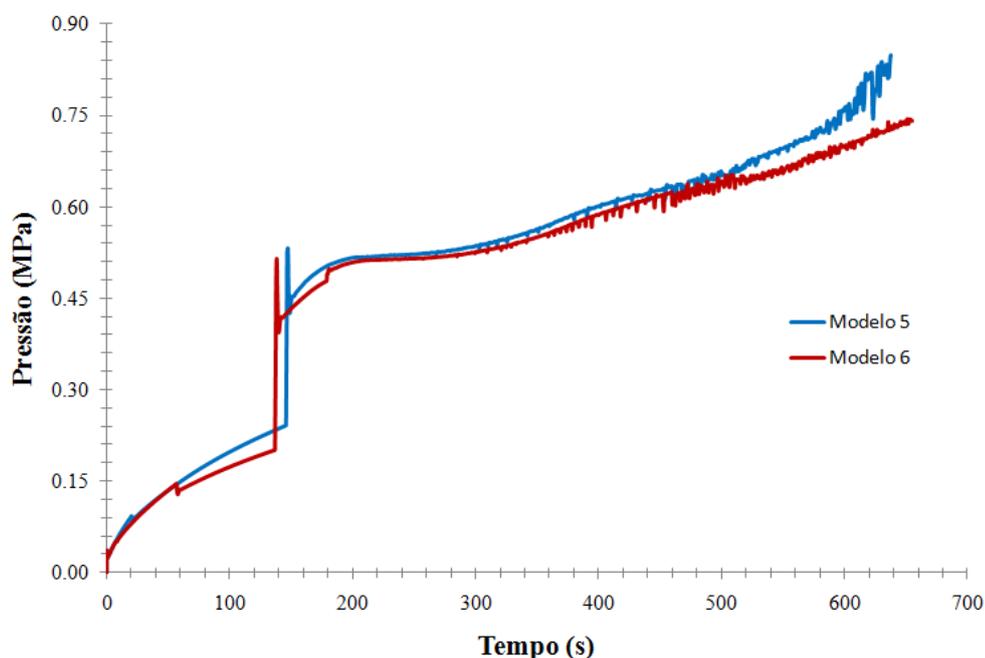


Figura 117 - Curvas de pressão x tempo de conformação dos modelos de conformação da peça cônica- modelos 5 e 6.

Tabela 13- Máxima pressão e tempo de conformação obtidos nas simulações de conformação da peça cônica.

Modelo	Máxima Pressão de Conformação (MPa)	Tempo de Conformação (s)
5	0,85	638
6	0,75	655

7.2.2 Forças de fechamento das matrizes x tempo de conformação

A tabela 14 mostra os valores de máxima força de fechamento das matrizes obtidos nos modelos 5 e 6. A partir desta tabela observa-se que o refinamento de malha realizado no modelo 6 ocasionou em uma diminuição de 10,5% na máxima força de fechamento das matrizes.

Tabela 14- Máximas forças de fechamento das matrizes obtidas nas simulações de conformação da peça cônica.

Modelo	Força de Fechamento das Matrizes (kN)
5	9,5
6	8,6

Por fim, a figura 118 mostra que não só as máximas forças aplicadas na matriz sofrem variação devido a mudança no tamanho da malha de elementos finitos. Nota-se que nos instantes iniciais do processo de conformação que estas variações chegam a 70%.

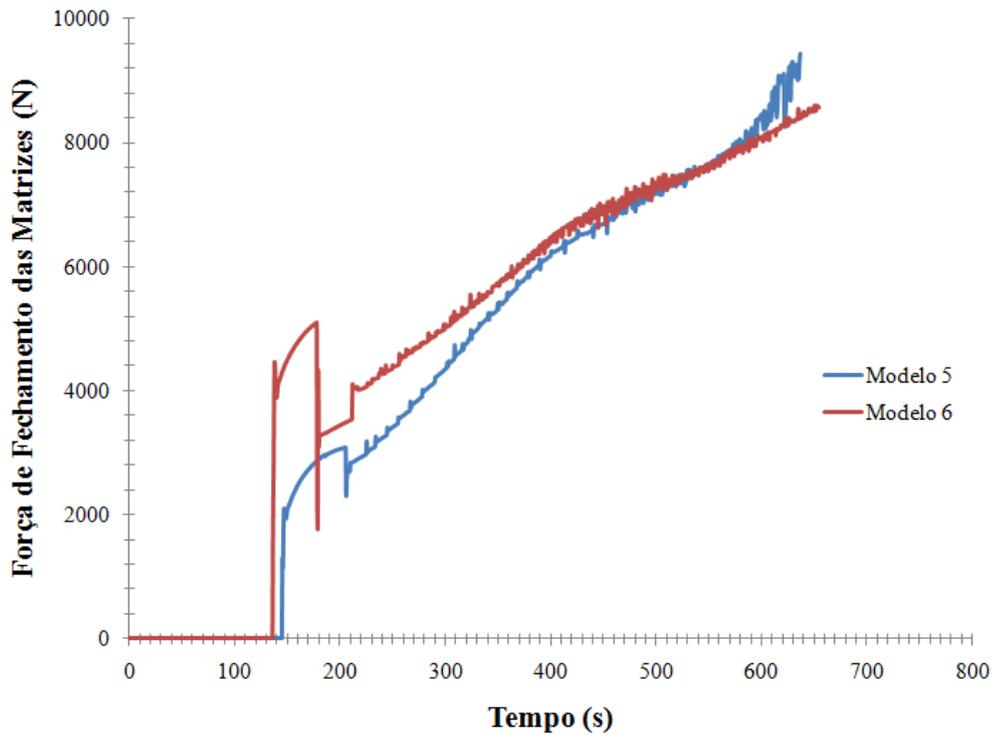


Figura 118 - Variação na força de fechamento da matriz devido o tamanho da malha de elementos finitos - modelos 5 e 6.

7.2.3 Gráficos de redução da espessura do blank x posição

Analisando a figura 119 e a tabela 15, ilustradas a seguir, nota-se que as malhas utilizadas, nas simulações de conformação da peça cônica, não influenciaram na variação da espessura do blank.

Tabela 15- Redução máxima da espessura dos blanks utilizados na conformação da peça cônica.

Modelo	Redução da Espessura (%)
5	82
6	82

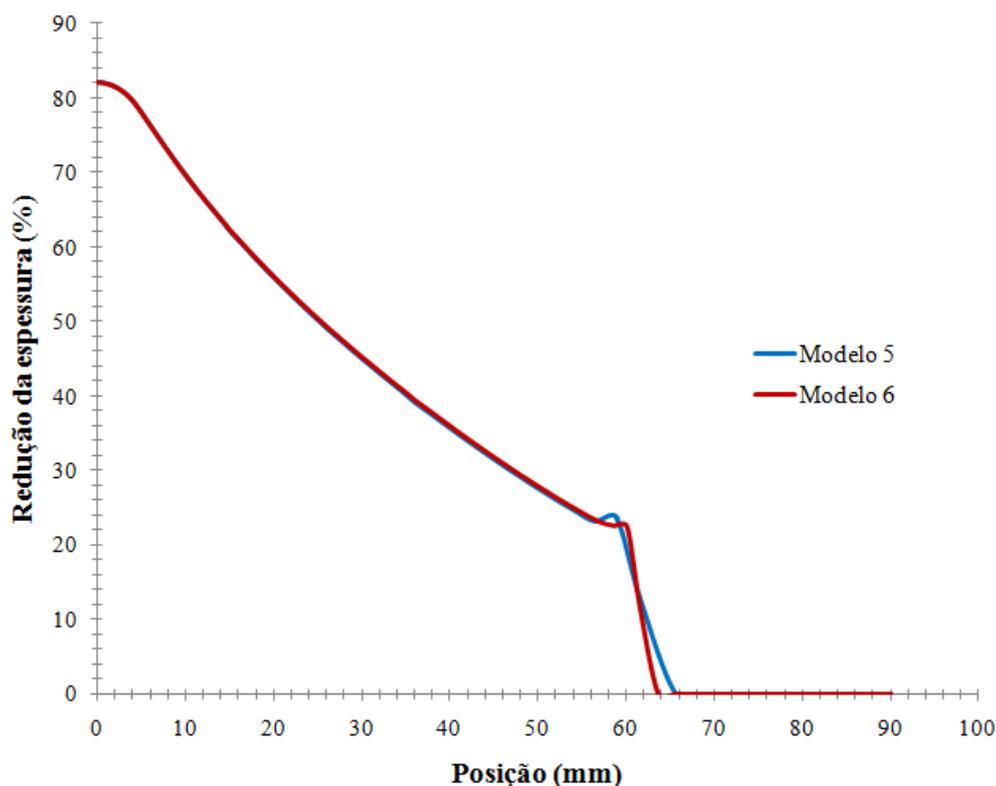


Figura 119 - Redução da espessura do blank obtido nas simulações de conformação da peça cônica.

7.2.4 Tempo de processamento computacional x precisão dos resultados

A tabela 16 mostra que o tempo de simulação computacional do modelo 5 sofreu um significativo aumento quando a malha do blank conformado sofreu refinamento (modelo 6). Assim, se ao refinar um modelo de elementos finitos o tempo de processamento computacional cresce significativamente. A tabela 17 traz a variação percentual das variáveis apresentadas na tabela 17 após a simulação do modelo 6. É válido lembrar que o modelo 5 com uma malha refinada nada mais é do que o modelo 6.

Tabela 16 - Variáveis de processo da superplasticidade e tempo de simulação computacional dos modelos 5 e 6.

Modelo	Tempo de processamento computacional (h)	Tempo de conformação (s)	Pressão Máxima de conformação (MPa)	Máxima força de fechamento das matrizes (kN)	Máxima Redução da Espessura (%)
5	0,5	638	0,85	9,5	82
6	5,0	655	0,75	8,6	82

Tabela 17 - Variação percentual do tempo de processamento computacional e de algumas variáveis de processo da superplasticidade após o refinamento da malha - comparação entre os modelos 5 e 6.

Variáveis	Tempo de processamento computacional (h)	Tempo de conformação (s)	Pressão Máxima de conformação (MPa)	Máxima força de fechamento das matrizes (kN)	Máxima Redução da Espessura (%)
Aumento Percentual	500%	3,0%	-----	-----	0
Diminuição Percentual	-----	-----	13,5%	10,5 %	0

A tabela 17 mostra que o refinamento da malha do modelo 5 não trouxe grandes ganhos, ou seja, para o aumento de tempo de processamento obtido os valores de precisão apresentados não foram significativos.

7.3 Simulação do processo de conformação da bandeja retangular

7.3.1 Gráficos de redução da espessura do blank x posição

As figuras 120 e 121 ilustram os resultados obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) tanto experimentalmente quanto nas simulações de conformação da bandeja retangular. As simulações realizadas por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) foram realizadas com diferentes refinamentos de malha e com o software LS DYNA[®]. Nas figuras 120 e 121 existem pequenas tabelas indicando o tamanho médio dos elementos utilizado em cada uma das simulações. É válido ressaltar que a curva relacionada a legenda EXP diz respeito aos dados obtidos experimentalmente no artigo. Ainda das figuras 120 e 121 nota-se que os valores de redução da espessura obtidos nas simulações se aproximam muito dos dados experimentais, portanto pode-se dizer que os dados propostos no artigo foram validados experimentalmente. Algo que também pode ser notado é que o refinamento da malha do blank conformado não trouxe significativas mudanças nos valores de redução da espessura da chapa.

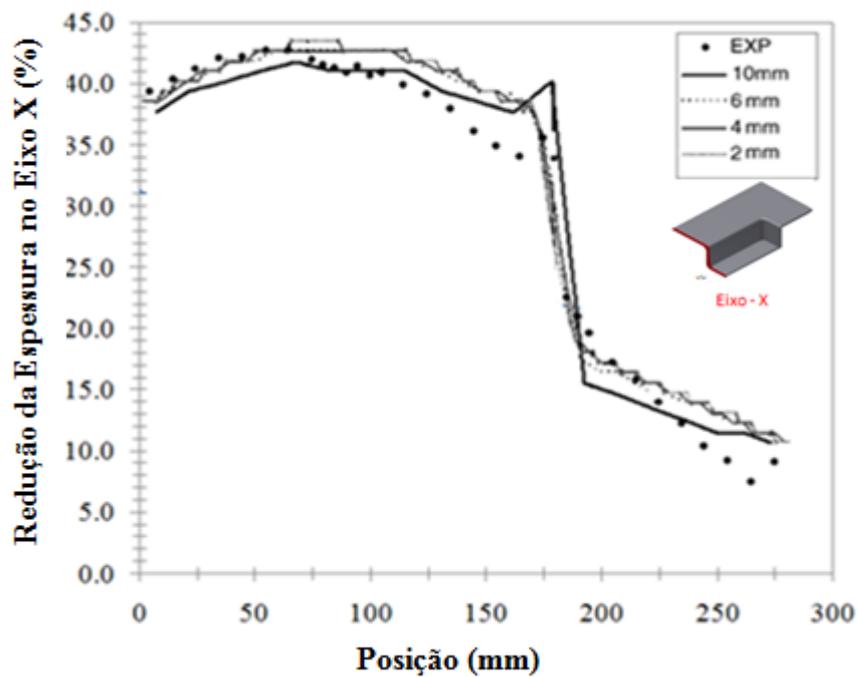


Figura 120 - Curvas de redução da espessura do blank x posição obtidas via simulação e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann. Redução da espessura apresentada pelos nós contidos no eixo de simetria X da bandeja conformada.

Fonte: Luckey, Friedman e Weinmann, 2007, p. 34.

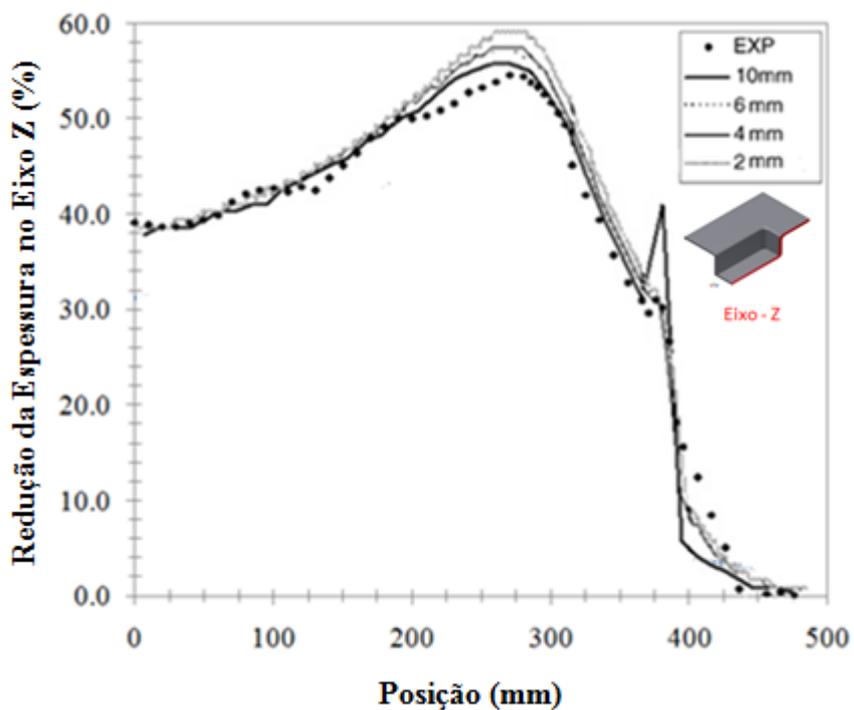


Figura 121 - Curvas de redução da espessura do blank x posição obtidas via simulação e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann. Redução da espessura apresentada pelos nós contidos no eixo de simetria Z da bandeja conformada.

Fonte: Luckey, Friedman e Weinmann, 2007, p. 34.

As figuras 122 e 123 ilustram que a forma de distribuição obtida das curvas de redução da espessura x posição do modelo 7 se assemelham bastante as formas de distribuição das curvas apresentadas por Luckey, Friedman e Weinmann. No entanto se os tais gráficos forem colocados na mesma escala, conforme ilustram as figuras 124 e 125, nota-se que há diferenças consideráveis entre os resultados do modelo 7 e aqueles propostos por Luckey, Friedman e Weinmann.

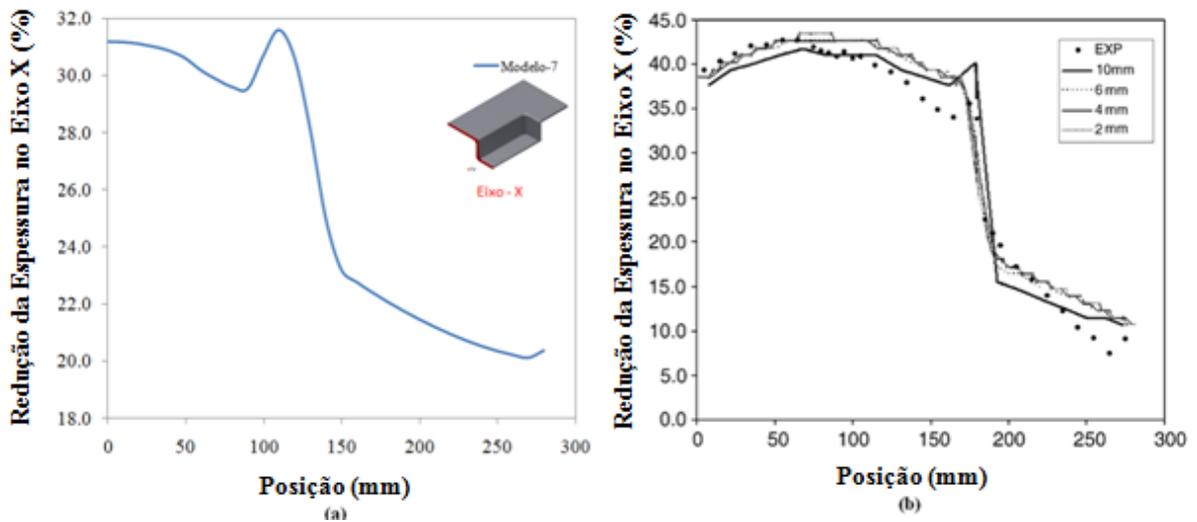


Figura 122 - Redução da espessura do blank retangular no eixo X após a conformação. (a) Resultados obtidos na simulação de conformação do modelo 7 ; (b) Resultados obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

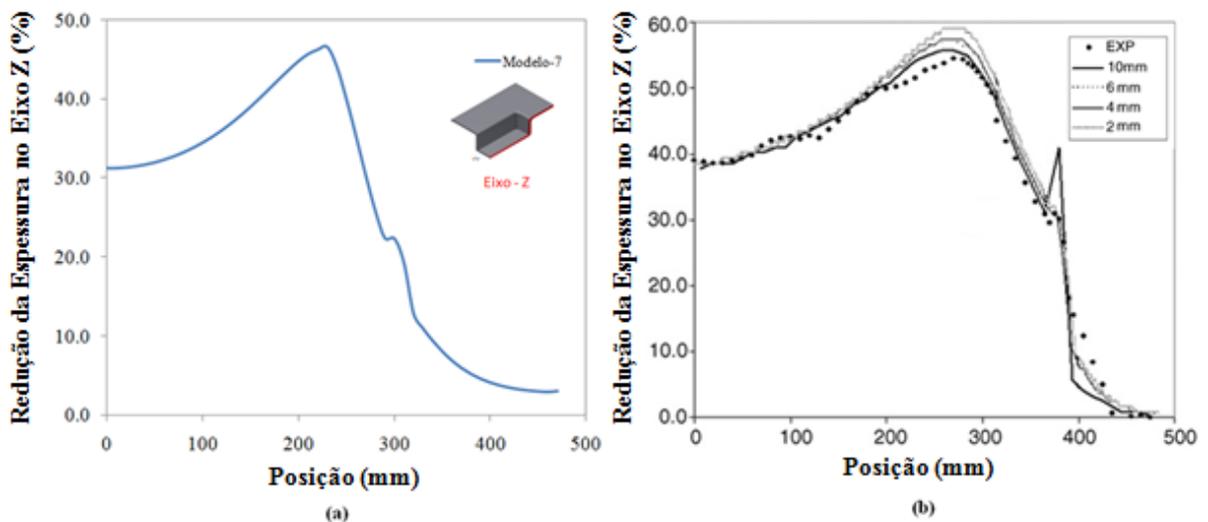


Figura 123 - Redução da espessura do blank retangular no eixo Z após a conformação. (a) Resultados obtidos na simulação de conformação do modelo 7 ; (b) Resultados obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

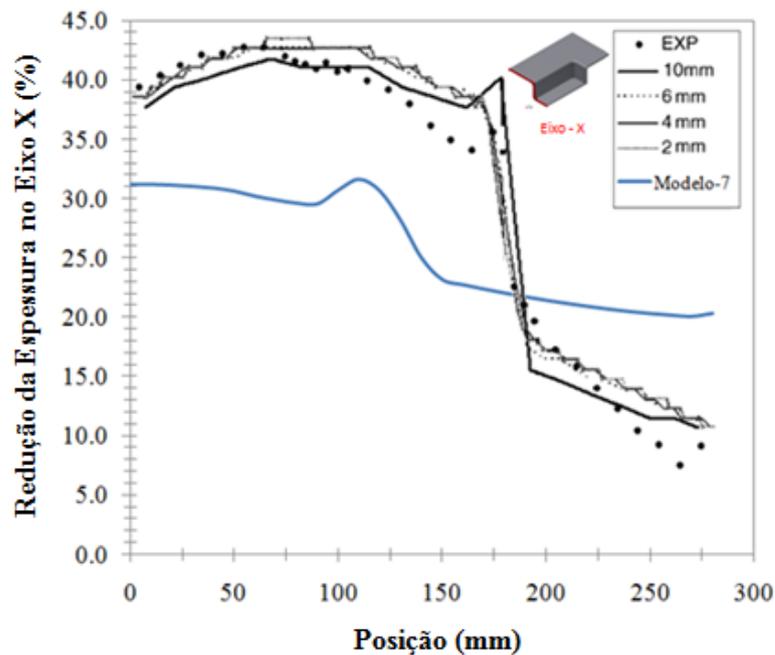


Figura 124 - Redução da espessura do blank retangular no eixo X após a conformação. Comparação entre os resultados obtidos no modelo 7 com aqueles obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

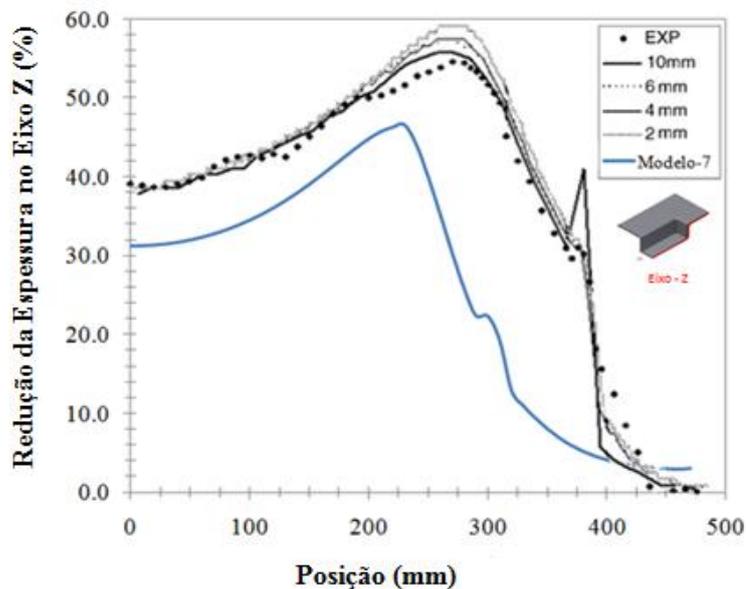


Figura 125 - Redução da espessura do blank retangular no eixo Z após a conformação. Comparação entre os resultados obtidos no modelo 7 com aqueles obtidos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

As figuras 126 e 127 ilustram, ainda mais, as diferenças de redução da espessura entre o modelo 7 e os resultados experimentais propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). É válido ressaltar que os gráficos das figuras 126 e 127 foram obtidos a partir dos dados contidos nas tabelas 18 e 19. A origem das posições para o levantamento das curvas apresentadas nas figuras 126 e 127 foi a mesma descrita no item 6.3 e ilustrada na figura 108.

Tabela 18- Redução da espessura, no eixo X, obtido no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

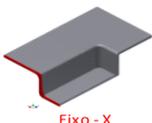
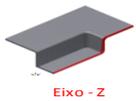
Posição (mm)	Redução da Espessura no Eixo X	
	Resultado obtido no modelo 7	Resultado obtido experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann
25	31%	41%
50	31%	42%
75	30%	42%
100	31%	41%
125	30%	39%
150	23%	35%
175	22%	36%
200	21%	18%
225	21%	14%
250	20%	10%
275	20%	9%

Tabela 19- Redução da espessura, obtido no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

Posição (mm)	Redução da Espessura no Eixo Z	
	Resultado obtido no modelo 7	Resultado obtido experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann
25	31%	38%
50	32%	39%
75	33%	42%
100	34%	43%
125	36%	43%
150	39%	45%
175	42%	48%
200	45%	50%
225	46%	51%
250	40%	53%
275	28%	54%
300	22%	51%
325	11%	42%
350	8%	34%
375	5%	31%
400	4%	15%
425	3%	5%
450	3%	0%

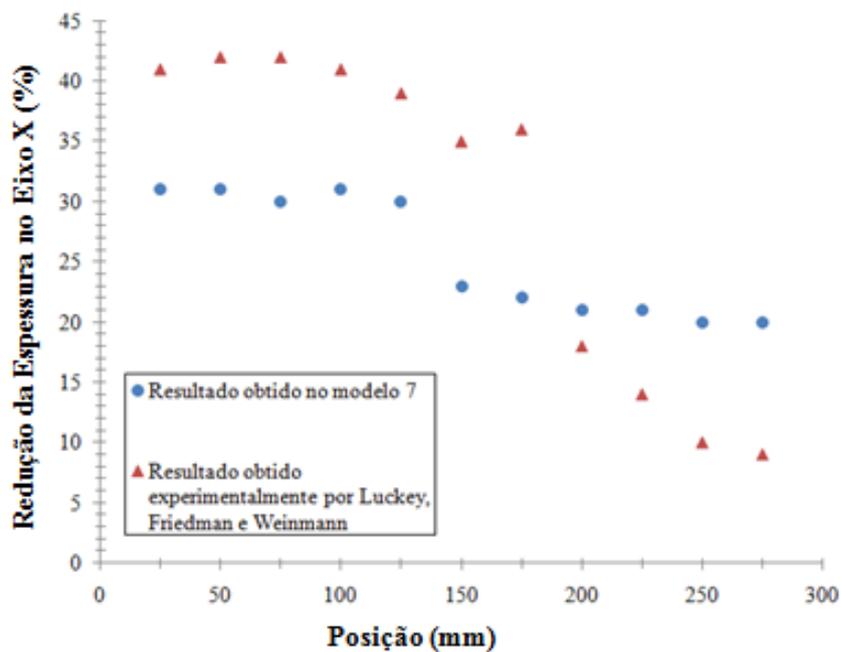


Figura 126 - Redução da espessura, no eixo X, obtido experimentalmente e via elementos finitos. Dados extraídos da tabela 18.

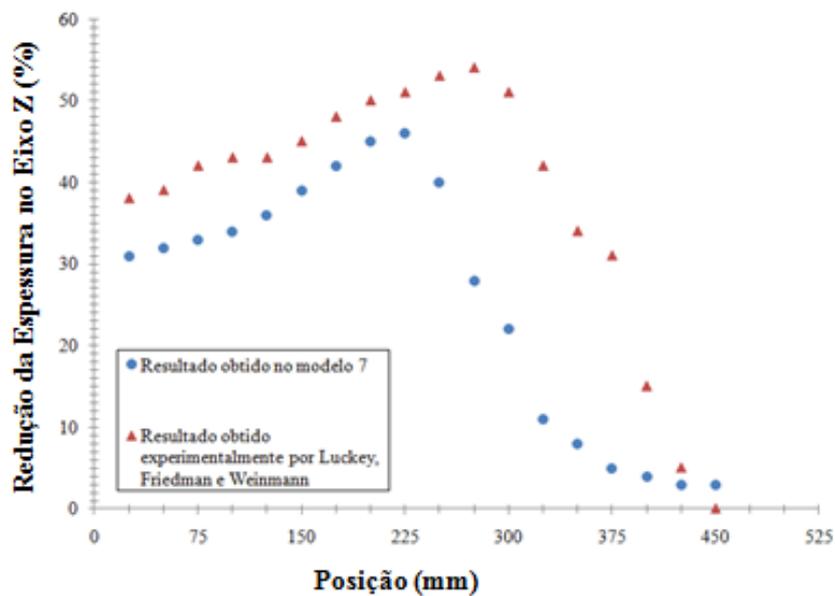


Figura 127 - Redução da espessura, no eixo Z, obtido experimentalmente e via elementos finitos. Dados extraídos da tabela 19.

A fim de avaliar a diferença percentual entre os dados do modelo 7 e os resultados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) a tabela 20 foi criada. A figura 128 ilustra tal tabela graficamente.

Modelos de elementos finitos que visam prever o comportamento de processos de conformação podem ser considerados como validados se uma variação de aproximadamente

20%, com relação aos dados experimentais, for alcançada. Tal valor foi considerado nesta tese tomando como base simulações realizadas e validadas na indústria de auto peças. É válido dizer que dependendo da precisão que se deseja obter a variação de 20% seja muito alta. Tomando a variação de 20% como base e consultando a tabela 20 e a figura 128 observa-se que a redução da espessura, no eixo Z, apresentado pelo modelo 7, entre as posições 250 e 375 mm são os mais questionáveis. Logo não se pode dizer que o modelo 7 é válido. A figura 129 ilustra os valores de redução da espessura nos eixos X e Z fora e dentro do aceitável.

Tabela 20- Diferença percentual entre os dados de redução da espessura obtidos no modelo 7 e experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

Posição (mm)	Redução da Espessura no Eixo X	Redução da Espessura no Eixo Z
25	17%	11%
50	19%	11%
75	21%	16%
100	17%	16%
125	15%	12%
150	18%	11%
175	22%	12%
200	4%	10%
225	8%	10%
250	11%	28%
275	12%	57%
300	---	59%
325	---	53%
350	---	39%
375	---	38%
400	---	13%
425	---	2%
450	---	3%

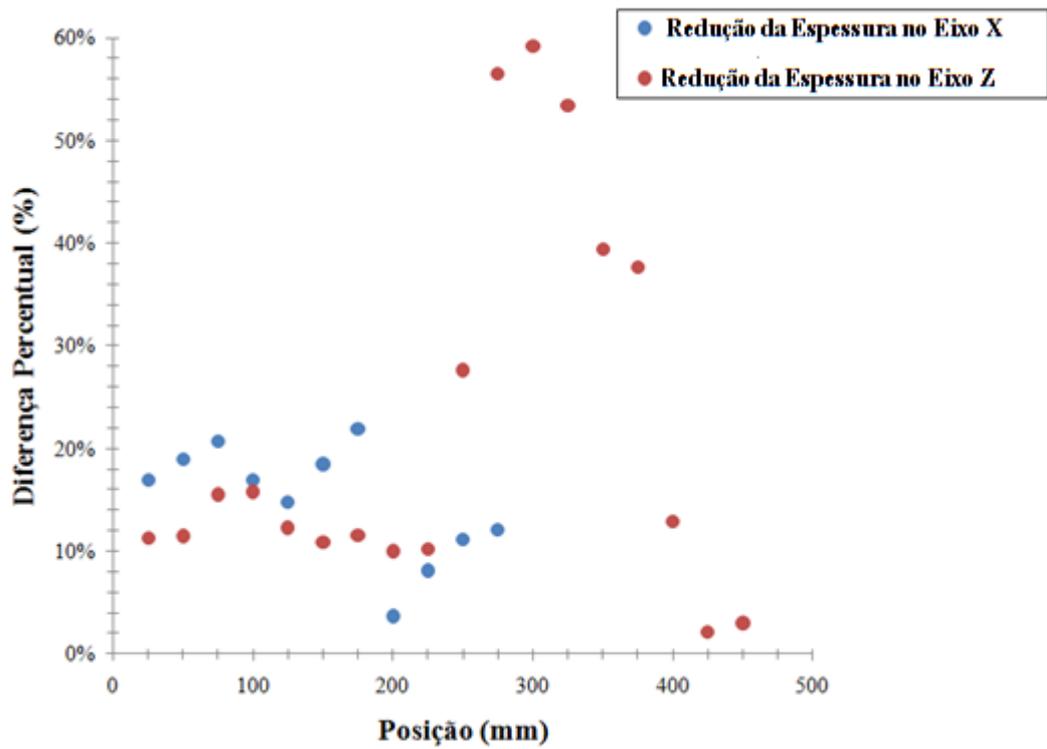


Figura 128 - Diferença percentual de redução da espessura, nos eixos X e Z, em relação aos dados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) . Dados extraídos da tabela 20.

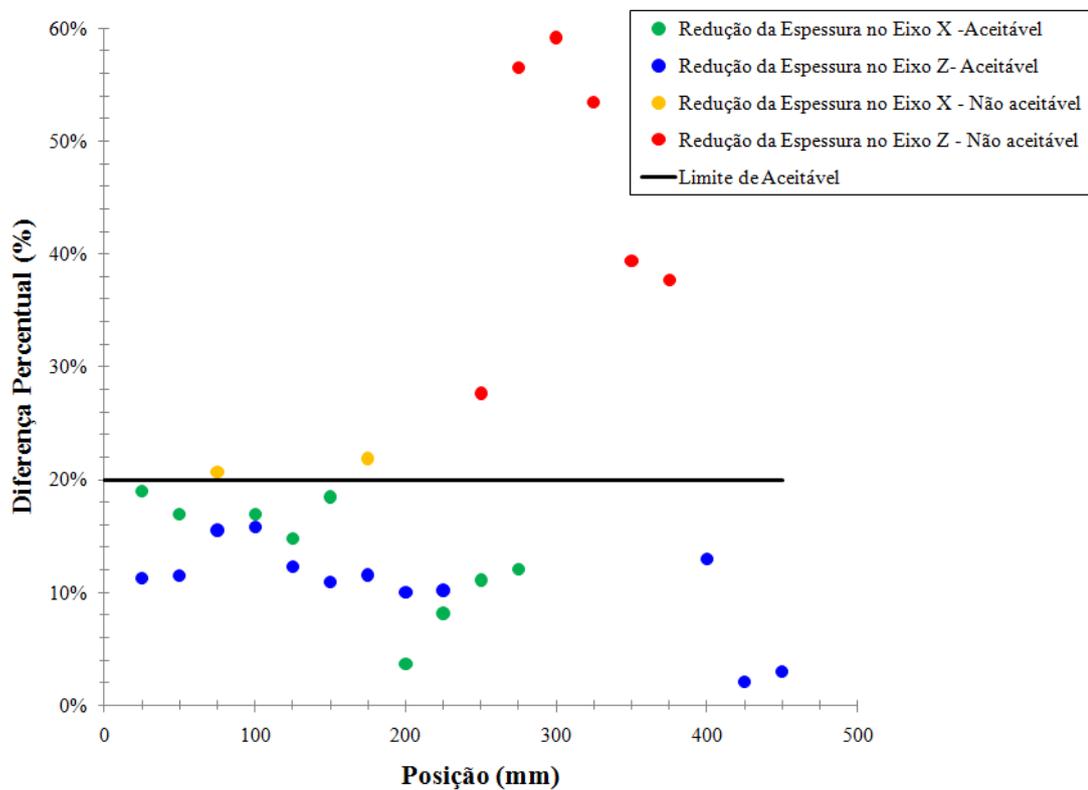


Figura 129 - Diferença percentual aceitável e não aceitável de redução da espessura, nos eixos X e Z, em relação aos dados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Dados extraídos da tabela 20.

A grande variação entre os dados apresentados anteriormente pode ter ocorrido devido a dois fatores: ou o software MSC MARC® não é eficiente para prever a conformação superplástica, ou os dados e modelos apresentados no artigo de Luckey, Friedman e Weinmann (2007) são questionáveis.

Dizer que o software MSC MARC® não é capaz de prever a conformação superplástica não é válido, pois em 1998 Johnson, Khaleel e Smith (JOHNSON; KHALEEL; SMITH, 1998) mostraram que o software MSC MARC® foi eficaz em simulações de superplasticidade, portanto a única hipótese restante é que há problemas nos dados e modelos apresentados no artigo de Luckey, Friedman e Weinmann.

No artigo de Luckey, Friedman e Weinmann (2007) em nenhum momento as curvas de pressão x tempo de conformação, obtidas nas simulações e utilizadas na parte experimental foram apresentadas e discutidas. Talvez tais curvas tenham sido otimizadas para a validação experimental e retroalimentaram os modelos de elementos finitos. Se tais curvas foram otimizadas uma diferença entre os resultados obtidos no modelo 7 e propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) pode ocorrer.

As dimensões do ferramental declarado no artigo de Luckey, Friedman e Weinmann (2007) também são questionáveis, pois as dimensões descritas dizem respeito a superfície de contato entre a matriz e o blank. Além disso, nenhum desenho técnico do ferramental é descrito. Logo se alguma parte da descrição do ferramental tenha sido declarada erroneamente a variação nos dados pode ser significativa.

Nos gráficos de redução da espessura x posição (figuras 120 e 121) obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007) nota-se que não há declaração do desvio padrão obtido. Portanto a diferença entre os resultados obtidos nesta tese podem ser bem menores dos propostos no artigo se o desvio padrão da redução da espessura for levado em consideração.

Algo que também pode ter ocorrido é um erro de declaração das propriedades do material na digitação do artigo. Se isso veio a acontecer certamente os valores de redução da espessura obtidos no modelo 7 podem divergir dos dados experimentais propostos.

Um problema de declaração do coeficiente de atrito também pode ter ocorrido na hora da digitação do artigo, porém parece não ser a causa principal da variação observada entre os dados do modelo 7 e os dados obtidos experimentalmente por Luckey, Friedman e Weinmann (2007). Isso pode ser dito porque o modelo 7 foi simulado novamente com um novo coeficiente de atrito e quase nenhuma alteração foi notada. O valor do novo coeficiente de atrito utilizado foi 0,26 e a comparação entre os dados de redução da espessura, nos eixos X e Z, obtidos com os coeficientes de atrito de 0,16 e 0,26 são ilustrados nas figuras 130 e 131.

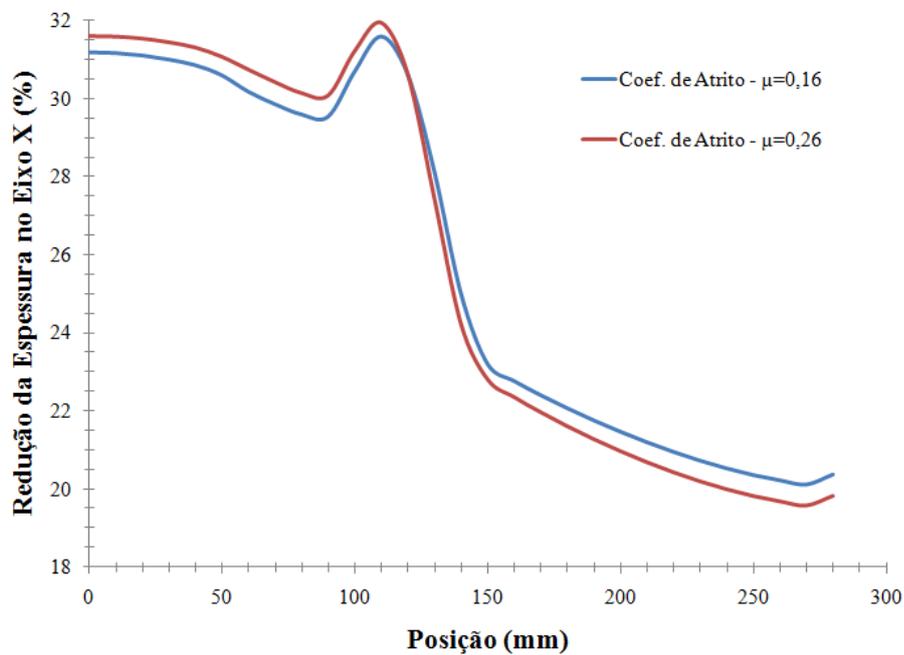


Figura 130 - Redução da espessura, no eixo X, obtido para diferentes valores de coeficiente de atrito.

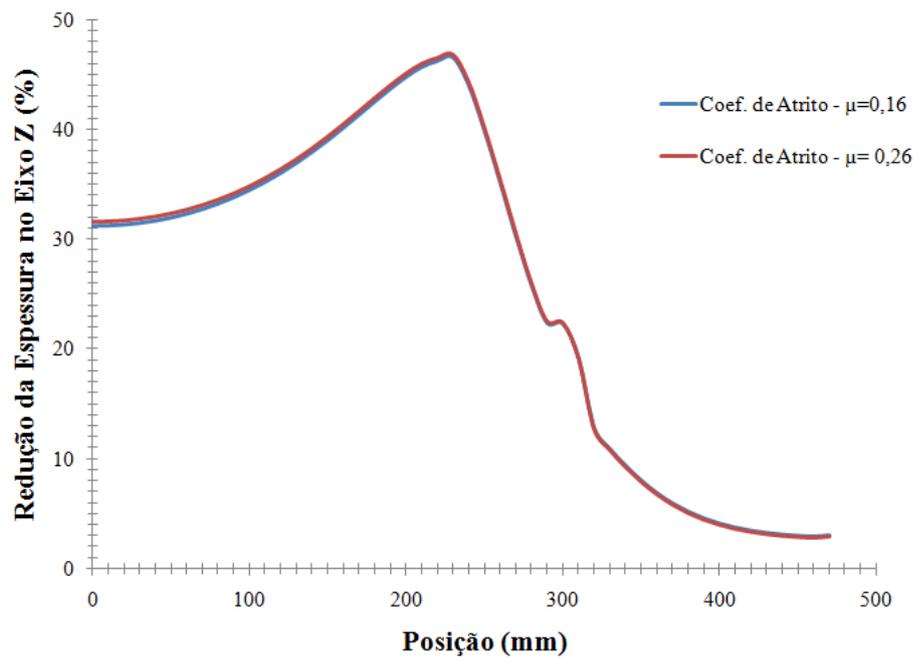


Figura 131 - Redução da espessura, no eixo Z, obtido para diferentes valores de coeficiente de atrito.

8 CONCLUSÕES

Das simulações de conformação superplástica realizadas nesta dissertação pode-se concluir que:

1) Tanto nas simulações de expansão livre quanto na simulação de conformação da peça cônica observou-se que a máxima pressão de conformação e a máxima força de fechamento das matrizes foram baixas. Isto comprova que a conformação superplástica exige baixos esforços de conformação.

2) Os refinamentos de malha realizados nos modelos de expansão livre e de conformação da peça cônica permitiram concluir que a máxima força de fechamento das matrizes variaram 12% e 10,5%, respectivamente, quando a malha de elementos finitos foi refinada.

3) Os refinamentos de malha realizados não influenciaram a variação da espessura das peças conformadas.

4) Os refinamentos de malha utilizados propiciaram instabilidades nas curvas pressão x tempo de conformação e força x tempo de conformação. Tal fato ocorreu, principalmente, devido a limitações do software MSC MARC[®] em realizar controle da taxa de deformação durante o processo de conformação.

5) O modelo 7 não pode ser validado com os dados experimentais propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007), visto que os resultados obtidos no modelo 7 apresentaram uma dispersão de até 59% dos dados experimentais.

9 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

-Desenvolvimento do ferramental de um dos modelos simulados para validação experimental.

-Utilização do software LS-DYNA® para simular o modelo 7 e fazer uma melhor análise dos dados propostos por Luckey, Friedman e Weinmann (2007).

-Realização de simulações de conformação superplástica envolvendo geometrias diferentes das propostas neste trabalho para uma melhor investigação da curva pressão x tempo de conformação.

REFERÊNCIAS

ALDEN, T.H. The origin of superplasticity in the aluminium-zinc eutectoid. **Metal Science Journal, London**, v.3, p.1-7, 1967.

ANSYS. Standard ANSYS Software. **ANSYS 8.1E.D**, 2003.

ARIELI, A.; YU, A.K.S.; MUKHERJEE, A.K. Low stress and superplastic creep behavior of Zn-22Pct Al eutectoid alloy, **Metallurgical Transactions A**, v.11A, p.181-191,1980.

ASHBY, M.F.; VERRALL, R.A. Diffusion-accommodated flow and superplasticity. **Acta Metallurgica**, v.21, p.149-163, 1973.

AVERY, D. H.; BACKOFEN, W. A. A Structural Basis For Superplasticity **Transaction ASM**, v. 58, p.551, 1965.

AZUSHIMA, A.; KOOP, R.; KORHONEN, A.; YANG, D.Y.; MICARI, F.; LAHOTI, G.D.; GROCHE, P.; YANAGIMOTO, J.; TSUJI, N.; ROSOCHOWSKI, A.; YANAGIDA, A. Severe plastic deformation (SPD) processes for metals, **CIRP Annals - Manufacturing Technology**, v.57, p.716-735, 2008.

BACKOFEN, W. A.; TURNER, I. R.; AVERY, D. H. Superplasticity in an Al-Zn Alloy **Transaction ASM**, v. 57, p. 980, 1964.

BAMPTON, C.C.; MAHONEY, M.W.; HAMILTON,C.H.; GHOSH, A.K.; RAJ, R. **Metallurgical Transactions A**, v.14A, p.1583, 1983.

BATHE, J.K. **Finite Elements Procedures**. Prentice Hall do Brasil, p.1-641, 1996a.

BATHE, J.K. **Finite Elements Procedures**. Prentice Hall do Brasil, p.485-490, 1996b.

BENGOUGH, G.D. A Study of the Properties of Alloys at High Temperatures, **J. Inst. Metals** , v.7, p. 123-174, 1912

BIRD, J.E.; MUKERJEE, A.K.; DORN, J.E. Correlations between high-temperature creep behavior and structure. **Proc. of a symp. on quantitative relations between properties and macrostructure**. Israel University Press, p.22, 1969.

BONET, J.; GIL, A.; WOOD, R.D.; SAID, R.; CURTIS, R.V. Simulating superplastic forming. **Computer Methods in Applied Mechanics Engineering**, v.195, p.6580-6603, 2006.

BORTOLUSSI, R. **Análise Numérica e Experimental da Hidroconformação de Produtos Tubulares**. 2001.f-147. Dissertação (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, Campinas.

BORTOLUSSI, R. **Simulação do Processo de Estampagem Profunda de Corpos Cilíndricos Através do Método dos Elementos Finitos**. 1996.f-140. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, Campinas.

CALLISTER Jr., W. D. **Ciência e Engenharia dos Materiais: Uma Introdução**. LTC, 4^a ed., p. 157-159, 2002a.

CALLISTER Jr., W. D. **Ciência e Engenharia dos Materiais: Uma Introdução**. LTC, 4^a ed., p. 116-117, 2002b.

CHAN, K.C.; TONQ, G.Q. Strain rate sensitivity of a high-strain rate superplastic Al6061/20SiCw composite under uniaxial and equibiaxial tension, **Materials Letters**, v. 51, p. 389-395, 2001.

CHAUDHURY, P.K.; MOHAMED, F.A. Effect of impurity content on superplastic flow in the Zn-22%Al alloy. **Acta Metallurgica**, v.36, p.1099-1110, 1988.

CHAUDHURY, P.K.; SIVARAMAKRISHNAN, V.; MOHAMED, F.A. Superplastic deformation behavior in commercial and high purity Zn-22pctAl. **Metallurgical Transactions**, v.19A, p.2741-2752, 1988.

CHEN, Z.P.; THOMSON, P.F. A study of post-form static and fatigue properties of superplastic 7475-SPF and 5083-SPF Aluminium alloys. **Journal of materials processing technology**, v.148, p.204-219, 2004.

CHOKSHI, A.H.; MUKHERJEE, A.K.; LANGDON, T.G. Superplasticity in Advanced Materials. **Materials Science and Engineering R: Reports** v.R10, n. 6, p. 237-274, 1993.

COOK, R.D. **Finite Element Modeling for Stress Analysis**. John Wiley & Sons. p. 187, 1995.

COURTNEY, T.H. **Mechanical behavior of materials**. McGraw Hill, New York, Cap.7, p.295-309, 1990.

EDINGTON, J.W.; MELTON, K.N.; CUTLER, C.P. Superplasticity. **Progress in Material Science**, v.21, p.61-158, 1976.

FINN, M.J.; GALBRAITH, P.C.; WU, L.; HALLQUIST, J.O.; LUM, L.; LIN, T.L. Use a coupled explicit-implicit solver for calculating spring-back in automotive body panels. **Journal of materials processing technology**, v.50, p.395-409, 1995.

FRIEDMAN, P.A.; COPPLE, R.L.; ALLOR, R.L.; LUCKEY, S.G. High temperature lubricant test for superplastic forming. **Trans. NAMRI/SME**, v.33, p. 25-31, 2005.

GEÇKINLI, A.E. Grain boundary sliding model for superplastic deformation. **Metal Science**, v.17, p.12-18, 1983.

GIFKINGS, R.C. Grain-boundary sliding and its accommodation during creep and superplasticity. **Metallurgical Transactions**, v.7A, p.1225-1232, 1976.

GIORDANO, F.; NATALE, A.; CALCAGNI, M. Numerical simulation of superplastic forming process of the EFA-2000 undercarriage door. In: **Worldwide Aerospace Conference & Technology Showcase**, Toulouse, April 8-10, p. 1-16, 2002.

GIULIANO, G.; FRANCHITTI, S. On evaluation of superplastic characteristics using the finite element method. **International Journal of Machine Tools Manufacture**, v.47, p.471-476, 2007.

HAYDEN, H.W.; FLOREEN, S.; GOODELL, P.D. The Deformation mechanisms of superplasticity. **Metallurgical Transactions**, v.3A, p.833-842, 1972.

HAYDEN, H.W.; GIBSON, R.C.; BROPHY, J.H. Superplastic metals. **Scientific American**, v.220, p.28-35, March, 1969.

HOJJATI, M.H.; ZOORABADI, M.; HOSSEINIPOUR, S.J. Optimization of superplastic hydroforming process of aluminium alloy 5083. **Materials Processing Technology**, v.205, p.482-488, 2008.

HOSFORD, W.F.; CADDELL, R.M. **Metal Forming Mechanics and Metallurgy**, Cambridge, 3th ed., p.57, 2007

GUANABARA JUNIOR, P. **Projeto Superplastic Forming**. 2009. f-118. Relatório Técnico destinado a Empresa Brasileira de Aeronáutica S.A – (Pós-doutorado em Engenharia Mecânica) - Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade de São Paulo, São Paulo, São Paulo.

JOHNSON, K.I.; KHALEEL, M.A.; SMITH, M.T. **Process simulation for optimizing superplastic forming of sheet metal**, U.S.A., p.75-87, 1998. Disponível em: http://www.mssoftware.com/support/library/conf/marc/Oct96IUC/SPF_MARC.pdf. Acesso em: 2 março. 2010.

JOHNSON, R.H. Superplasticity. **Metallurgical Reviews**, v.15, p.115-134, 1970.

KAIBYSHEV, O.A. Fundamental aspects of superplastic deformation. **Materials Science Engineering**, v.A324, p-96-102, 2002.

LANGDON, T. G. An examination of grain boundary sliding in superplastic deformation. In: Interamerican Conference on Materials Technology, .7., Mexico, Oct. 19-23, 1981. **Proceedings...**Mexico: Consejo Nacional de Ciencia y Tecnologia, p.97-103, 1981.

LANGDON, T.G. The physics of superplastic deformation. **Materials Science and Engineering**, v.137A, p.1-11, 1991.

LANGDON, T.G. Fracture processes in superplastic flow. **Metal Science**, v.16, p.175-183, 1982b.

LANGDON, T.G. The mechanical properties of superplastic materials. **Metallurgical Transactions**, v.13A, n.5, p.689-701, 1982a.

LANGDON, T.G. The role of grain boundaries in high temperature deformation. **Materials Science and Engineering**, v. 166A, p.67-69, 1993.

LI, Y. J.; ARNBERG, L. A Eutectoid Phase Transformation for the Primary Intermetallic Particle from Al₃(Fe, Mn) To Al₃(Fe, Mn) in AA5182 Alloy **Acta Materialia**, v. 52, p. 2945-2952, 2004.

LUCKEY JR, S.G.; FRIEDMAN, P.A.; WEINMANN, K.J. Correlation of finite element analysis to superplastic forming experiments. **Journal of materials processing technology**, v.194, p-30-37, 2007.

MA, Y.; LANGDON, T.G. The characteristics of cavitation in superplastic metals and ceramics **Metallurgical and Materials Transactions A**, v.27A, p. 873-878, 1996.

MAEHARA, Y. High strain rate superplasticity of 25%Cr - 7%Ni - 3%Mo – 0.14%N duplex stainless steel. **Metallurgical Transactions**, v.22A, p.1083-1091, 1991.

MAEHARA, Y.; LANGDON, T.G. Superplasticity of steels and ferrous alloys. **Materials Science and Engineering**, v. 128A, p-1-13, 1990.

MAEHARA, Y.; OHMORI, Y. Microestrutural change during superplastic deformation of δ -ferrite/austenite duplex stainless steel. **Metallurgical Transactions**, v.18A, p.663-672, 1987.

MAKINOUCI, A. Sheet metal forming simulation in industry. **Journal of materials processing technology**. v. 60, p.19-26. 1996

MAMALIS, A.G.; MANOLAKOS, D.E.; BALDOUKAS, A.K. On the finite-element modeling of the deep-drawing of square sections of coated steels. **Journal of materials processing technology**, v. 58, p. 153-159. 1996.

MC DARMAID, D.S.; SHAKESHEFF, .A.J.; GINTY, B. **In Technical Report 85091**, 1985.

MERCIER, F. **Contribution à la modélisation de lémboutissage de toles minces par l'approche inverse**. 1998. Dissertação (Doutorado) - Universite de Technologie de Compiègne, França, Compiègne.

MOHAMED, F.A.; LANGDON, T.G. The determination of the activation energy for superplastic flow. **Physics of Status Solidi (a)**, v.33, p.375, 1976.

MSC. SOFTWARE CORPORATION. **Introdução ao MSC Patran e MSC Marc**, p.207, 2007.

MSC. SOFTWARE CORPORATION. **Introdução ao MSC Patran e MSC Marc**, p.210, 2007.

MSC. SOFTWARE CORPORATION. Theory and User Information. **Marc® 2008 r1**, v.A, p.431, 2008.

MUKHERJEE, A.K. An examination of constitutive equation for elevated temperature plasticity. **Materials Science and Engineering**, v.A322, p.1-22, 2002.

OLIVEIRA, A.S.C.M. **Superplastic forming an aluminium-lithium alloy AA8090**. f.-151. 1993. Tese (Doutorado em Metalurgia e Materiais) – University of Birmingham, Inglaterra, Birmingham.

OSMAN, T.M. U.S. Steel Research. Mechanical testing and evaluation, ASM Ed., **Metals Handbook**, v.8, 1988.

PILLING, J.; RIDLEY, N. **Res. Mechanica**, v. 23, p.31, 1988.

PULINO SAGRADI, D. **Superplasticidade de um Aço Inoxidável Dúplex**. 1996.f-174. Dissertação (Doutorado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, Campinas.

RAI, G.; GRANT, N.J. On the measurements of superplasticity in a Al-Cu alloy. **Metallurgical Transactions**, v.6A, p.385-390, 1975.

RIDLEY, N. Superplastic microstructures. **Materials Science and Technology**, v.6, p.1145-1156, 1990.

ROSSERD, C. Characteristic of strain rate strength and superplastic forming. **Review of Metallurgy**, v.63, p.225-236, 1966.

SAGRADI, M. **Superplasticidade de um Aço Inoxidável Dúplex**. 1997.f-155. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, São Paulo, Campinas.

SATO, E.; KURIBAYASHI. On the mechanism of internal stress Superplasticity. **Materials Science Forum**, v. 170-172, p.89-94, 1994.

SHERBY, O.D. Advances in superplasticity and in superplastic materials. **ISIJ International**, v.29, p.698-716, 1989.

SHERBY, O.D.; WADSWORTH, J. Recent advances and future directions. **Progress in Materials Science**, Oxford, v.33, p.169-221, 1989.

SHERBY, O.D.; WADSWORTH, J. Superplasticity and superplastic forming processes. **Materials Science and Technology**, v.1, p.925-936, 1985.

SIEGERT, K.; WERLE, T. Physical mechanism of superplasticity. **TALAT Lecture 3802**, p.1-7, European Aluminium Association (EAA), 1994.

SILVA, H.C. **Análise de Simulação Numérica do Ensaio Nakazima via método dos elementos finitos**. 2005.f-94. Dissertação (Mestrado em Engenharia Mecânica) – Universidade Federal do Paraná, Paraná, Curitiba.

STOWELL, M.J. Cavity growth and failure in superplastic alloys. **Metal Science**, v.17, p.92-98, 1983.

SUERY, M.; MUKHERJEE, A.K. Superplasticity-correlation between structure and properties. In: WILSHIRE, B., EVANS, R.W. **Creep behaviour of crystalline solids**, Swansea: Pineridge Press, Cap.4, p.137-200, 1985.

TANDON, S.; MURTY, G.S. Microstructural evolution and threshold stress for superplastic flow in the Zn-Al eutectoid. **Journal of Materials Science**, v.28, p.6360-6364, 1993.

UNDERWOOD, E. E. A Review of Superplasticity and Related Phenomena, **Journal of Metals** v. 14, p.914, 1962.

XING, H.L.; WANG, C.W.; ZHANG, K.F.; WANG, Z.R. Recent development in the mechanics of superplasticity and its applications. **Journal of Materials Processing Technology**, v.151, p.196-202, 2004.

XINGGANG, J.; JIANHONG, G.; LONGXIANG, M. A cavity nucleation model during high temperature creep deformation of metals. **Acta Metallurgica et Materialia**, v.41, p.539-542, 1993.

WRAY, P.J. Tensile plastic instability at an elevated temperature and its dependence upon strain rate. **Journal of the Applied Physics**, v.41, p.3347-3352, 1970.

YARLAGADDA, P.K.D.V.; GUDIMETLA, P.; ADAM, C. Finite element analysis of high strain rate superplastic forming (SPF) of Al-Ti alloys. **Journal of Materials Processing Technology**, v.130-131, p.469-476, 2002.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. **The Finite Element Method**. McGraw-Hill, 4^a ed. v.2, p.1-807, 1991.

ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L. **The Finite Element Method**. Butterworth_Heinemann, 5^a ed. v.1 e v.2, 2000.