

ESCOLA POLITÉCNICA DA UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

LÍVIA RISSATO DOS SANTOS
LUCIANA ALMEIDA DE GÓES

DESENVOLVIMENTO DO FERRAMENTAL DE CONFORMAÇÃO
SUPERPLÁSTICA E PROPOSTA DE CONTROLE

São Paulo
2011

LÍVIA RISSATO DOS SANTOS
LUCIANA ALMEIDA DE GÓES

DESENVOLVIMENTO DO FERRAMENTAL DE CONFORMAÇÃO
SUPERPLÁSTICA E PROPOSTA DE CONTROLE

Relatório final apresentado à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo.

São Paulo
2011

LÍVIA RISSATO DOS SANTOS
LUCIANA ALMEIDA DE GÓES

DESENVOLVIMENTO DO FERRAMENTAL DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA E
PROPOSTA DE CONTROLE

Relatório final apresentado à Escola
Politécnica da Universidade de São
Paulo.

Área de concentração:
Engenharia Mecatrônica

Orientador:
Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

FICHA CATALOGRÁFICA

Góes, Luciana Almeida de
Desenvolvimento do ferramental de conformação superplás-
tica e proposta de controle / L.A. de Góes, L.R. dos Santos. –
São Paulo, 2011.
163 p.

Trabalho de Formatura - Escola Politécnica da Universidade
de São Paulo. Departamento de Engenharia Mecânica.

1. Conformação mecânica (Controle) 2. Ligas metálicas
3. Titânia I. Santos, Lívia Rissato dos II. Universidade de São
Paulo. Escola Politécnica. Departamento de Engenharia Mecâ-
nica III. t.

DEDICATÓRIA

Dedico este trabalho ao meu noivo

Alexsandro, aos meus pais,

Antonio e Leonilde e a minha irmã, Lígia.

Lívia

Dedico este trabalho aos meus pais,

José Aparício e Rosa Maria, aos

meus irmãos Ana Carolina e Leonardo

e ao meu namorado Evaeverson.

Luciana.

AGRADECIMENTOS

Foi longa a jornada para alcançar o tão sonhado diploma de engenharia e durante ela muitas pessoas especiais sempre me apoiaram e me ajudaram. Gostaria de deixar aqui registrado o meu agradecimento a cada uma delas.

Agradeço aos professores que tive na Poli. Em especial ao Prof. Dr. Gilmar Batalha, pela oportunidade oferecida para a realização deste trabalho e por sua excelente orientação e ao Prof. Dr. Marcos Barreto pela sua colaboração com a minha formação profissional. Agradeço também a minha dupla Luciana por sua colaboração nesse trabalho, ao doutorando Erick Marinho e a Dra. Erica Prados pela ajuda nas tarefas árduas necessárias para a realização deste trabalho.

Agradeço a minha família pelo apoio e compreensão. Ao meu noivo, Alexsandro, pelo apoio incondicional, pelas alegrias que ele me proporciona, pelo seu amor e por suas palavras e gestos que me confortam todos os dias. À minha mãe, Leonilde, por ser a melhor mãe do mundo e sempre me ajudar no que preciso. Ao meu pai, Antonio, pelo seu companheirismo, amor e compreensão. E a minha irmã, Lígia, pelas risadas, cumplicidade e pelos copos de água.

Agradeço ainda aos meus familiares, em especial aos meus avós, Yolanda, Antonio, Egle e Mário, pelas palavras sábias, por compartilhar sua experiências de vida, pelo amor e carinho.

E, agradeço aos meus amigos pela convivência, paciência e pelas festas. Muito obrigada a todos: Caroline Correa, Thatiany Koza, Suzana Lopes, Michele K, Déborah Anieri, Luciana Longobardo, Rebeca Asbar, Bruno Toma, Guilherme Cella, Marcelo Aschar, Felipe Krempser, José Carlos, Rafael Monfardine, Fernando Sanches, Jonas Lucchesi, Gustavo Coelho, Bruno Pesolo e Alexandre Gallo

Lívia

Durante os seis anos de graduação, muitas foram as pessoas que me apoiaram, incentivaram e ajudaram de alguma forma. A todas essas pessoas que estiveram presentes nesses momentos, expresso minha profunda gratidão.

Agradeço a todos os professores que tive na Poli e na ECM, que me transmitiram parte de seus conhecimentos sempre com extrema dedicação e paciência. Em especial agradeço ao Prof. Dr. Gilmar Batalha, que me ajudou em diversos aspectos, tanto como tutor do meu programa de duplo diploma quanto como orientador deste trabalho.

Agradeço também à minha colega Lívia Rissato pela ajuda e compreensão durante a realização deste trabalho e aos doutorandos Erick Petta e Erica Prados, pela grande contribuição neste projeto.

Agradeço à minha família por ter me apoiado em todas as minhas decisões. Agradeço à minha mãe, Rosa Maria, pelo amor, dedicação, compreensão da distância e pelas sábias palavras ao telefone diariamente. Agradeço ao meu pai pelo exemplo e pelo apoio. Agradeço à minha irmã Ana Carolina, pelos conselhos sinceros e pela alegria. Agradeço ao meu irmão Leonardo, pela amizade e calma.

Agradeço ao meu namorado, Evaeverson, pelo amor, carinho, companheirismo, incentivo constante, pelas palavras de conforto.

Agradeço ainda a pessoas extremamente importantes na minha vida e que contribuíram de alguma forma para meu crescimento:

À minha avó Maria da Conceição pelo exemplo de vida e de mulher, pelas orações.

Às minhas tias sempre tão preocupadas e dispostas a ajudar. Agradeço de forma especial à minha tia Balia, que sempre esteve tão presente apesar da distância, pelo apoio incondicional. À tia Lázara pelas risadas e pelos pães de queijo.

À minha prima Priscilla pela cumplicidade e pelos bons momentos.

Aos meus companheiros de duplo diploma e aos meus colegas franceses, pela ajuda.

À minha amiga Cristina Castro Lucas e aos seus filhos Matheus e Arthur por serem a minha família na França.

À minha amiga Fernanda Esper pela amizade, pelos estudos, pelas broncas e pela disposição em ajudar.

Aos meus amigos e colegas da Poli pela convivência durante todos esses anos. Muito obrigada, Juliana Zayat, Felipe Benincasa, Marco Camargo, Felipe Labate, Marina Gonçalves, Carla Ferracini, Mariana Fernandez, Rafael Amado, Rodrigo Vodola, Rômulo Sthel, Rafael Gazi, Renan Zomignani, Filipe Junqueira, Gustavo Rahmilevitz, Michel Friedlander, Michel Barone, Raphael Fanti.

Luciana

RESUMO

Este trabalho tem por objetivo o desenvolvimento de um ferramental de conformação superplástica e do controle do processo. O enfoque utilizado é a concepção por CAD e desenvolvimento do algoritmo de controle pelo MARC. Para tanto são estudados os mecanismos de deformação superplástica e os aspectos estruturais. O resultado será a obtenção de um ciclo de pressão tal que o tempo de conformação seja minimizado através da manutenção de uma taxa de deformação que maximize o parâmetro de sensibilidade à taxa de deformação. A liga que será utilizada é a Ti-6Al-4V, o que quer dizer que as condições de trabalho estarão limitadas à janela superplástica da liga: pressão em torno de 4 MPa e temperaturas entre 900°C e 1000°C. O processo de conformação superplástica possui vantagens sobre as técnicas de conformação convencionais, como a capacidade de eliminar o fenômeno conhecido como retorno elástico, gerar superfícies bem acabadas e aumentar de forma significativa a liberdade de design, possuindo assim aplicações aeronáuticas e automobilísticas.

Palavras chave: Conformação superplástica. Ferramental superplástico. Ligas de Titânio.

ABSTRACT

The aim of this work is to develop the tools for superplastic forming and the control process. The approach used is the CAD design and development of control algorithm in MARC. In order to accomplish that, the deformation mechanisms in superplasticity and structural aspects need to be studied. The result will be to obtain a pressure cycle such that the forming time is minimized while maintaining a strain rate that maximizes the strain-rate sensitivity parameter. The chosen alloy is Ti-6Al-4V, which means that working conditions will be limited to the superplastic window of the alloy: pressure around 4 MPa and temperatures between 900°C and 1000°C. The superplastic forming process has advantages over conventional forming techniques, such as the ability to eliminate the phenomenon known as springback, create good surface finish and significantly increase design freedom, which leads to applications in automotive and aeronautics industry.

Keywords: Superplastic forming. Superplastic tool. Titanium alloys.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

<i>Figura 1 – Fluxograma do texto.....</i>	18
<i>Figura 2 – Liga de Bi - Sn (1950% de alongamento) (PEARSON, 1934)</i>	20
<i>Figura 3 - Liga de Cu - Al (alongamento de 8000%)(HORI; TOKZANE; FURUSHIRO, 1991 apud CHANDRA, 2002).....</i>	20
<i>Figura 4 – Aplicações aeronáuticas da conformação superplástica (MARINHO, 2010)</i>	21
<i>Figura 5 – Comportamento típico de material superplástico (SNIPPE, 2009 apud MARINHO, 2010)</i>	23
<i>Figura 6 – Evolução da microestrutura e textura na deformação superplástica (CHANDRA, 2002)</i>	24
<i>Figura 7 – Esquema da expansão livre de uma chapa fina (AOURA, 2004)</i>	49
<i>Figura 8 – Estratégia de ensaio de caracterização dos materiais (AOURA, 2004)</i>	60
<i>Figura 9 – Desenho esquemático do projeto</i>	85
<i>Figura 10 – Solução 1</i>	89
<i>Figura 11 – Solução 2</i>	90
<i>Figura 12 – Solução 3</i>	90
<i>Figura 13 - Simulação gráfica. (a) vista superior (b) vista inferior.....</i>	93
<i>Figura 14 – Flanges padrão 600lbs. (a) cego (b) lap-joint (Valmec, 2011)</i>	94
<i>Figura 15 – Usinagem da matriz inferior.....</i>	95
<i>Figura 16 – Sistema de pressurização e controle</i>	97
<i>Figura 17 – Forno.....</i>	98
<i>Figura 18 – Instrumentação</i>	98
<i>Figura 19 – Sistema ARAMIS (GOM, 2007).....</i>	100
<i>Figura 20 – Exemplo de padrão estocástico (GOM, 2007)</i>	101
<i>Figura 21 – Sistema de projeção utilizado pelo ARAMIS (HARTLEY & ZISSERMAN, 2003)</i>	102
<i>Figura 22 – Princípio de medição da fotogrametria (TOMÁNEK & KAFKA, 2006).....</i>	102
<i>Figura 23 – Técnica de mapeamento do campo de deslocamento (TOMÁNEK & KAFKA, 2006)</i>	103
<i>Figura 24 – Faceta de 15X15 pixels com área de sobreposição de 2 pixels. (GOM, 2007)</i>	104
<i>Figura 25 – Visualização da análise comparativa entre a posição inicial dos pixels (linha branca) e a posição dos pixels pós deformação (tracejado verde) (GOM, 2007) adaptado</i>	105

<i>Figura 26 – Exemplo de definição do ponto inicial (GOM, 2007)</i>	106
<i>Figura 27 – Esquema ilustrativo do cálculo computacional realizado com as facetas (GOM, 2007)</i>	107
<i>Figura 28 – Translação (u) e deformação de um elemento de linha (GOM, 2007)</i>	109
<i>Figura 29 – Exemplo de deformação de um quadrado unitário (GOM, 2007)</i>	111
<i>Figura 30 – Definição de ângulo de cisalhamento (GOM, 2007).....</i>	112
<i>Figura 31 – Definição do sistema de coordenadas, baseado na deformação de um quadrado unitário (GOM, 2007).....</i>	112
<i>Figura 32 – Análise da vizinhança para cálculo da deformação 2D (GOM, 2007)</i>	115
<i>Figura 33 – Definição do sistema de coordenadas 3D de deformação da superfície local não deformada (GOM, 2007)</i>	117
<i>Figura 34 – Faceta de 4 lados com pontos adjacentes.....</i>	119
<i>Figura 35 – Objetos de calibração (GOM, 2007)</i>	122
<i>Figura 36 – À esquerda, imagem com o sistema descalibrado. À direita, com o sistema calibrado (GOM, 2007).....</i>	123
<i>Figura 37 – Deformação final.....</i>	126
<i>Figura 38 – Curva de pressão por tempo.....</i>	127
<i>Figura 39 – Recorte, pigmentação e pintura</i>	128
<i>Figura 40 – Instrumento para calibração</i>	128
<i>Figura 41 – Dircretização refinada</i>	129
<i>Figura 42 – Discretização grosseira</i>	129
<i>Figura 43 – Ensaio com cilco de pressão 1</i>	130
<i>Figura 44 – Ensaio com ciclo de pressão 2</i>	130

LISTA DE TABELAS

<i>Tabela 1 - Alguns modelos superplásticos desenvolvidos ao longo dos anos (CHANDRA, 2002)</i>	29
<i>Tabela 2 - Parâmetros de conformação para as diferentes ligas de titânio (BOULOS, 1999)</i>	35
<i>Tabela 3 - Comparaçao de tensão por temperatura (ASM Handbook, 1980)</i>	87
<i>Tabela 4 - Resistência à tração</i>	88
<i>Tabela 5 - Comparaçao entre os métodos linear e spline (GOM, 2007)</i>	120

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

SPF superplastic forming (conformação superplástica)

DB diffusion bonding (soldagem por difusão)

LISTA DE SÍMBOLOS

A:	constante que depende do mecanismo de fluênci	[N.J/m]
b:	distância inter-atômica	[m]
d:	tamanho médio do grão	[m]
D_{eff} :	coeficiente de difusão efetiva	[m ² /s]
D_{gb} :	coeficiente de contorno de grão	[m/N.s]
D_L :	coeficiente de malha	[m/N.s]
e_0 :	espessura inicial da chapa	[m]
$e(h)$:	espessura no pólo quando a altura do pólo é igual à h	[m]
E:	módulo de Young	[10 ⁵ N/m ²]
h:	altura do pólo da cúpula	[m]
h_p :	altura do pólo da cúpula	[m]
H:	altura do cone	[m]
k:	constante de Boltzmann	[J/K]
K:	rigidez do material	[N/m]
m:	sensibilidade da tensão à taxa de deformação	-
n:	coeficiente de encruamento	-
p:	expoente inteiro que caracteriza a influência do tamanho do grão	-
P:	pressão de expansão aplicada	[N/m ²]

Q :	energia de ativação aparente da deformação superplástica	[J]
R :	raio de curvatura da chapa deformada	[m]
R_0 :	raio inicial da chapa	[m]
R_0 :	raio da base do cone	[m]
T :	temperatura	[°C]
T_β	temperatura de transus β	[°C]
T_f	temperatura de fusão	[°C]
α_0 :	ângulo no pico do cone em relação ao eixo de simetria	[rad]
$\dot{\epsilon}$:	taxa de deformação	[s^{-1}]
ε_{eq} :	deformação equivalente	-
$\dot{\varepsilon}_{eq}$:	taxa de deformação equivalente	[s^{-1}]
ρ :	raio de curvatura da cúpula livre deformada	[m]
σ :	tensão	[$10^5 N/m^2$]
σ_0 :	limite de escoamento do material	[$10^5 N/m^2$]
σ_{eq} :	tensão equivalente	[$10^5 N/m^2$]
φ :	ângulo da chapa deformada	[rad]
ϕ :	ângulo da cúpula livre deformada	[rad]

SUMÁRIO

INTRODUÇÃO.....	17
1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	19
1.1 CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA.....	19
1.1.1 HISTÓRICO	19
1.1.2 FENÔMENO FÍSICO	21
1.1.3 MODELOS REOLÓGICOS DO COMPORTAMENTO SUPERPLÁSTICO	27
1.1.4 MATERIAIS SUPERPLÁSTICOS	33
1.1.5. PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA	40
1.1.6 LIMITES E INTERESSES INDUSTRIAS.....	45
1.2 CARACTERIZAÇÃO REOLÓGICA DOS MATERIAIS NA CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA	46
1.2.1 CARACTERIZAÇÃO DAS LIGAS POR ENSAIOS DE EXPANSÃO	47
1.2.2 ESTRATÉGIA DE CARACTERIZAÇÃO POR EXPANSÃO BIAXIAL.....	56
1.3 ESTAÇÃO PILOTO DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA.....	63
1.3.1 OBJETIVOS	63
1.3.2 DESCRIÇÃO DA INSTALAÇÃO	65
1.3.3 SISTEMA DE CONTROLE.....	72
1.3.4 PROGRAMA DE PILOTAGEM E CONTROLE	75
1.3.5 COMENTÁRIOS	82
2 FERRAMENTAL.....	84
2.1 SELEÇÃO DA LIGA E CONDIÇÕES DE TRABALHO.....	84
2.2 DESCRIÇÃO DO FERRAMENTAL.....	84
2.3 ESPECIFICAÇÕES DO PRENSA-CHAPA	86

2.4 SOLUÇÕES	86
2.4.1 MATERIAL	86
2.4.2 ACABAMENTO SUPERFICIAL.....	88
2.4.3 GEOMETRIA	88
2.4.4 VEDAÇÃO	91
2.5 DIMENSIONAMENTO	92
2.6 AQUISIÇÃO E USINAGEM	94
3 ETAPA EXPERIMENTAL – ENSAIO DE EXPANSÃO SUPERPLÁSTICA.....	96
3.1 OBJETIVOS.....	96
3.2 DESCRIÇÃO GERAL DO EXPERIMENTO.....	96
3.3 ARAMIS	99
3.3.1 VISÃO GERAL.....	99
3.3.2 PRINCÍPIO DE MEDIÇÃO	101
3.3.3 AS BASES DA DEFORMAÇÃO UTILIZADA NO ARAMIS	108
3.3.4 CALIBRAÇÃO	121
4 VERIFICAÇÃO	126
4.1 PROPOSTA DE CONTROLE E SIMULAÇÃO	126
4.2 RESULTADOS	127
6 CONCLUSÃO.....	131
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	133
APENDICE A – DESENHOS DE FABRICAÇÃO.....	137
ANEXO A	141
Conformação com matriz de geometria variável	141
1 Lei de comportamento generalizada.....	142

2 Modelo mecânico	144
2.1 Equilíbrio mecânico da cúpula.....	146
2.2 Condições limites.....	147
2.3 Variação da relação das tensões	148
3 Geometria da operação de expansão.....	148
3.1 Configuração inicial	148
3.2 Primeira fase	151
3.3 Fase de transição	154
3.4 Segunda fase.....	155
4 Simulação	159
5 Nova lei de comportamento.....	160
6 Análise mecânica da cúpula esférica	161
7 Resultados.....	162

INTRODUÇÃO

A conformação mecânica é um processo antigo que data de 4000 a.C. Nessa época, essa conformação era feita por marteladas até que o material adquirisse a forma desejada e endurecesse (encruamento), um processo puramente artesanal e sem conhecimento científico. Hoje, diversos métodos de conformação são utilizados nas indústrias, como forjamento, laminação, estampagem e em especial o método superplástico. Este método nos permite a fabricação de peças com design complexo. Além de não apresentar retorno elástico (que dificulta a previsão da forma final), proporciona um acabamento superficial de boa qualidade e não encrava a peça. Tais características tornaram o processo interessante para algumas indústrias, como a aeronáutica e a automotiva, já que viabiliza a fabricação de algumas peças que dificilmente poderiam ser fabricadas por métodos convencionais.

No projeto desenvolvido pelo nosso orientador Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha em parceria com uma empresa aeronáutica nacional, vamos contribuir com a pesquisa teórica sobre conformação superplástica (SPF) e ligas de titânio, a concepção da ferramenta e as hipóteses de controle.

A pesquisa teórica dará o embasamento conceitual do SPF e suas equações com enfoque em ligas de titânio. A ferramenta será projetada para expansão de ligas de titânio e será integrada ao forno e às válvulas de pressão. As hipóteses de controle serão sugeridas com base em métodos estatísticos. Posteriormente, com a máquina já instrumentada, será feita a verificação prática. Tudo isso converge para a obtenção de dados que serão utilizados para melhor entender o processo de conformação superplástica.

O texto está estruturado de acordo com a sequência cronológica do trabalho proposto como mostra o fluxograma da figura 1.

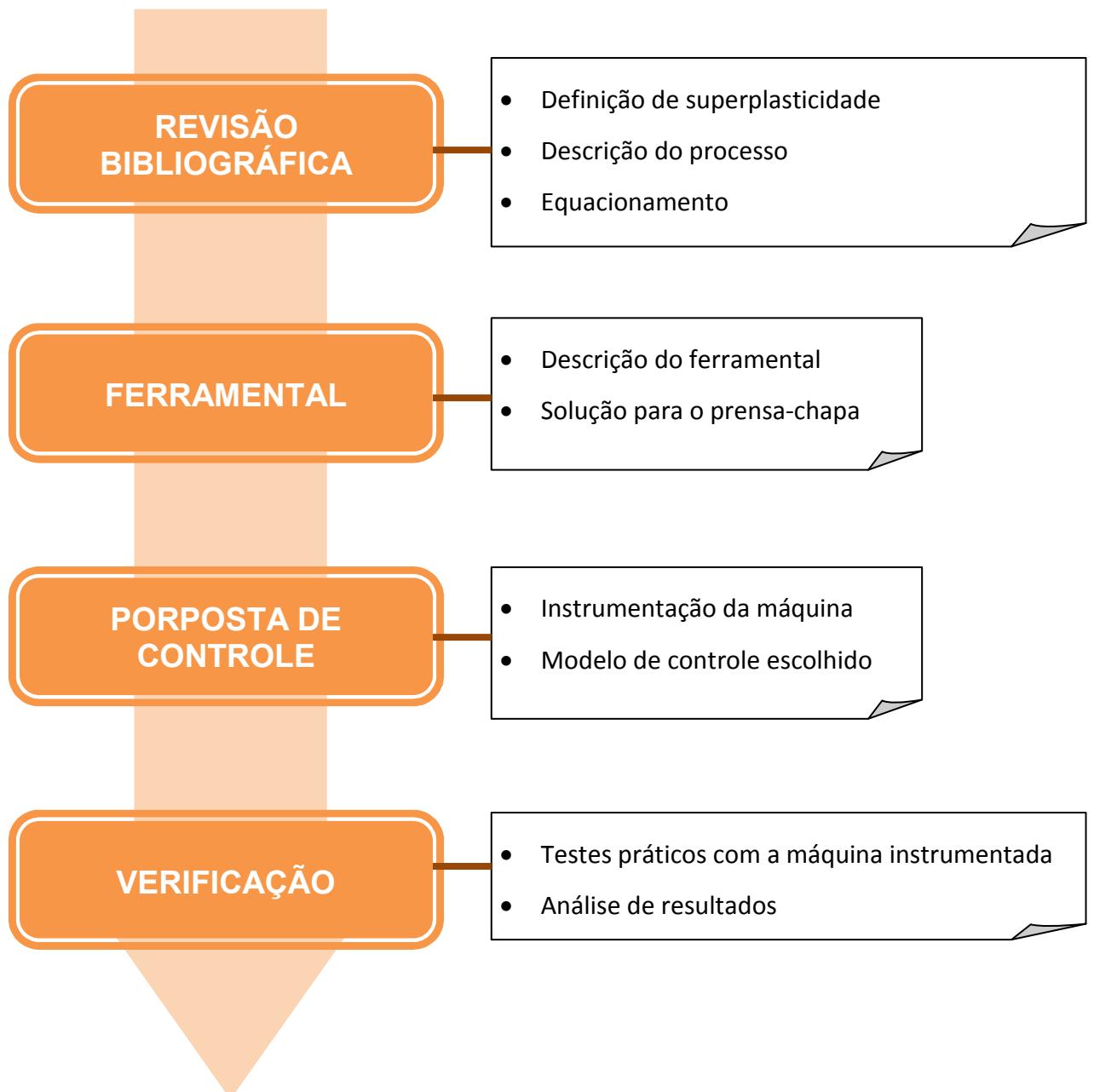


Figura 1 – Fluxograma do texto

1 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

1.1 CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA

1.1.1 HISTÓRICO

Historicamente, Rosenham, Haughton et Bingham foram os primeiros, em 1920, a colocar em evidência um comportamento superplástico através da deformação de um liga zinco-alumínio-cobre. Em 1928, Jenkins obteve um alongamento de 400% por tração com ligas de cádmio-zinco e de chumbo-estanho à uma temperatura elevada. Desde essa época, já se havia notado que essas deformações estavam associadas ao desenvolvimento tardio da estrição no material. Em 1934, Pearson conseguiu obter um alongamento de quase 2000% em uma liga eutética de bismuto-estanho. Além disso, Pearson mostrou, graças a observações metalográficas, que o tamanho e a forma dos grãos não pareciam se modificar ao longo da deformação. Em 1946 que o fenômeno superplástico voltou a ser estudado, na URSS, por Bochvar e seus colaboradores. Foi preciso esperar ainda quase vinte anos (1962) para que o ocidente tomasse conhecimento desses trabalhos soviéticos, através de uma revisão realizada por Underwood (BLANDIN; SUERY, 1996).

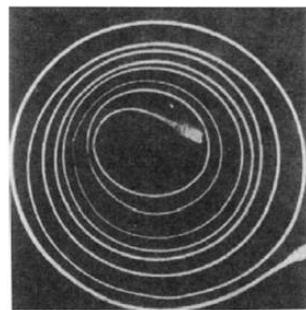


Figura 2 – Liga de Bi - Sn (1950% de alongamento) (PEARSON, 1934)

Na conferência internacional sobre a superplasticidade (ICSAM-91), em Osaka, no Japão, a superplasticidade foi definida como a capacidade dos materiais policristalinos em sofrer, de maneira geralmente isotrópica, alongamentos muito altos antes da ruptura (HORI; TOKZANE; FURUSHIRO, 1991 apud CHANDRA, 2002).

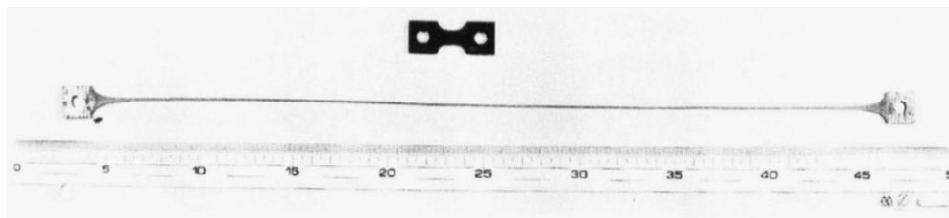


Figura 3 - Liga de Cu - Al (alongamento de 8000%)(HORI; TOKZANE; FURUSHIRO, 1991 apud CHANDRA, 2002)

As ligas de titânio apareceram no fim da segunda guerra mundial. Elas se caracterizam por sua leveza e suas resistências mecânica e térmica elevadas, apresentando um grande interesse industrial. A conformação dessas ligas por processos convencionais é delicada, o que incentivou a pesquisa de meios para melhorar sua conformabilidade a quente e a elaboração de ligas apresentando um domínio superplástico (BOULOS, 1999).



Figura 4 – Aplicações aeronáuticas da conformação superplástica (MARINHO, 2010)

1.1.2 FENÔMENO FÍSICO

A deformação superplástica em tração uniaxial pode ser representada por um comportamento viscoplástico segundo a lei de Norton, que expressa as tensões de escoamento uniaxial de tração σ em função da taxa de deformação na direção de tração $\dot{\varepsilon}$ (LECHTEN; PATRAT; BAUDELET, 1977).

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

Os coeficientes m (sensibilidade da tensão à taxa de deformação) e K (rigidez do material) caracterizam o comportamento da liga durante a deformação. Eles dependem do seu estado microestrutural e das condições de conformação (LECHTEN; PATRAT; BAUDELET, 1977).

A aplicação do critério de Von Mises permite estender a lei de Norton ao caso tridimensional por aplicação da lei de Norton-Hoff (BOULOS, 1999).

$$\sigma_{eq} = K \dot{\varepsilon}_{eq}^m \quad (2)$$

No entanto, essa lei viscoplástica não representa exatamente o comportamento das ligas industriais ditas superplásticas. É necessário estender a lei de Norton-Hoff da seguinte forma (BOULOS, 1999):

$$\sigma_{eq} = K \varepsilon_{eq}^n \dot{\varepsilon}_{eq}^m \quad (3)$$

1.1.2.1 Lei de comportamento e domínio superplástico

As leis de comportamento citadas acima são aplicadas levando-se em consideração as hipóteses seguintes (LECHTEN; PATRAT; BAUDELET, 1977):

- O material é homogêneo e isotrópico.
- As deformações viscoplásticas são feitas à volume constante.
- A viscoplasticidade perfeita corresponde ao caso do material sem efeito de encruamento ($n=0$), logo nenhuma variável interna é utilizada.
- Levando-se em consideração as grandes deformações atingidas na conformação superplástica, e mesmo que um leve retorno elástico tenha sido observado, a influência da elasticidade será desconsiderada (AL NAIB; DUNCAN, 1970).

A sensibilidade à taxa de deformação m é da ordem de 0,1 para materiais pouco viscosos e 0,8 para os materiais bastante viscosos. Em geral, para os materiais superplásticos, a sensibilidade m está entre 0,4 et 0,8 (CORNFIELD; JOHNSON, 1970).

O valor do coeficiente de sensibilidade m é obtido a partir da derivada da curva de tensão em função da taxa de deformação. Ele corresponde à inclinação da tangente à curva de evolução da lei de comportamento em escalas logarítmicas (CHANDRA, 2002).

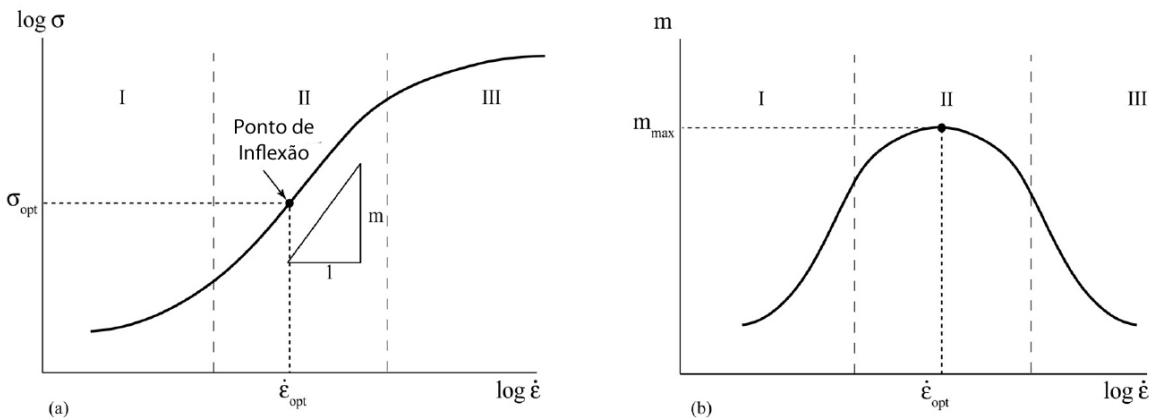


Figura 5 – Comportamento típico de material superplástico (SNIPPE, 2009 apud MARINHO, 2010)

1.1.2.2 Mecanismos de deformação superplástica

Os modelos de deformação mais frequentemente encontrados para descrever a deformação superplástica são:

- Modelo GBS (Grain Boundary Sliding):

Esse modelo de deformação por deslizamento nos contornos dos grãos é devido ao fato de que os grãos quase não se deformam mas se deslocam uns em relação aos outros. Esse movimento só é possível a partir de uma certa temperatura, próxima da metade da temperatura de fusão, quando o movimento se torna preponderante em relação à deformação dos grãos (BOULOS, 1999).

- Modelo de deslizamento nos contornos acomodado por difusão:

Trata-se de um modelo bidimensional desenvolvido por Ashby e Verrall (ASHBY; VERRALL, 1973), que se traduz por um mecanismo de deslizamento nos contornos de grãos acompanhado de um mecanismo de acomodação por difusão. A deformação é regida por um processo de translação dos grãos, suas formas evoluindo por difusão dos átomos de superfície e sem modificação de seus tamanhos (AOURA, 2004).

- Modelo de deslizamento nos contornos de grãos acomodado por deformação plástica:

Um alinhamento dos contornos dos grãos favorece o deslizamento dos grãos em um plano de deslizamento até que esse plano seja interrompido por um grão bloqueador. As discordâncias se desenvolvem a partir de uma concentração de tensões nesse grão bloqueador, e o relaxamento das tensões se traduz por um movimento das discordâncias.

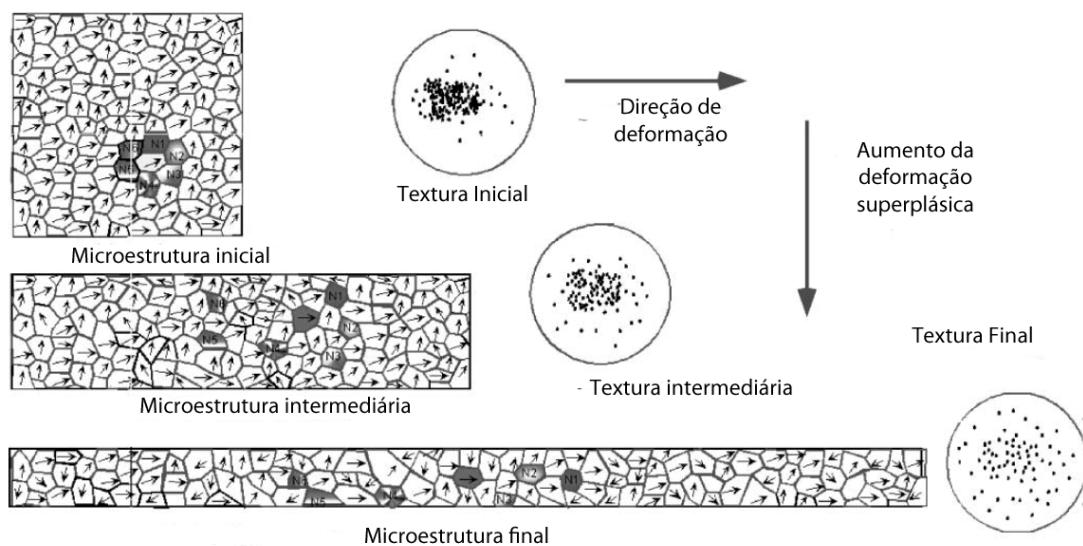


Figura 6 – Evolução da microestrutura e textura na deformação superplástica (CHANDRA, 2002)

1.1.2.3 Propriedades estruturais

A superplasticidade de uma liga é muito dependente de sua estrutura (tamanho e forma dos grãos) e da temperatura de conformação.

1.1.2.3.1 Tamanho dos grãos

Um pequeno tamanho de grão (1 a 10 μm) é necessário para o aparecimento de um domínio superplástico. A taxa de deformação para a qual aparece o domínio superplástico aumenta com a diminuição do tamanho dos grãos (BOULOS, 1999).

1.1.2.3.2 Estabilidade do tamanho dos grãos

O crescimento dos grãos se manifesta em todos os materiais deformados a altas temperaturas. Para se obter grandes deformações superplásticas, não é suficiente que a liga tenha uma estrutura inicial fina. É necessário que essa estrutura se mantenha durante a deformação. Logo, é importante encontrar um bom compromisso entre a composição da liga, a temperatura e a taxa de deformação para evitar ou limitar o crescimento dos grãos durante a operação de conformação (BOULOS, 1999).

1.1.2.3.3 Fenômeno de cavitação

A deformação a quente é obtida por um mecanismo de deslizamento nos contornos de grãos. Esse mecanismo desempenha um papel importante para a nucleação e o desenvolvimento de cavitação entre os grãos. Esse fenômeno reduz a ductilidade do material e conduz em certos casos a uma ruptura prematura. Ele limita a deformação máxima desses materiais em seu domínio superplástico (BOULOS, 1999).

Para remediar o problema de cavitação, uma pressão hidrostática (pressão de confinamento) é utilizada em expansão superplástica. A adoção dessa pressão aumenta significativamente o custo da instalação e do instrumental (BOULOS, 1999).

1.1.2.4 Caracterização superplástica

O domínio superplástico de uma liga é definido pelos intervalos de temperatura, de taxa de deformação e de deformação nos quais $m > 0,3$. Ele é caracterizado pela dependência da tensão de escoamento em relação a esses três parâmetros e pela intensidade da pressão hidrostática necessária para limitar os danos (BOULOS, 1999).

A caracterização superplástica é realizada por ensaios mecânicos, dos quais os resultados são retirados para encontrar uma lei de comportamento reológico. Os ensaios de tração uniaxial são os mais utilizados (BOULOS, 1999). Existem dois tipos principais:

- Ensaios com saltos de taxa de deformação (LEDERICH et al., 1982 apud BOULOS, 1999).
- Ensaios monótonos com taxa de deformação constante (BLANDIN, 1988 apud BOULOS, 1999).

No entanto, os ensaios uniaxiais são limitados pois as tensões de escoamento são unidireccionais, enquanto que nas condições reais de conformação industrial as solicitações são multidireccionais (BOULOS, 1999).

1.1.3 MODELOS REOLÓGICOS DO COMPORTAMENTO SUPERPLÁSTICO

Modelar o comportamento reológico dos materiais superplásticos consiste em definir uma lei concisa e geral que considere o conjunto de propriedades da deformação superplástica e que traduza precisamente a influência dos fenômenos metalúrgicos associados (AOURA, 2004).

Existem duas classes de métodos de caracterização por modelos reológicos utilizados para descrever o comportamento superplástico (AOURA, 2004).

A primeira classe é baseada em análises físicas microscópicas do comportamento do material. Esses métodos se apoiam em micromodelos que representam os mecanismos envolvidos. O alto nível de complexidade é um fator limitante para aplicação (AOURA, 2004).

A segunda classe está relacionada à caracterização macroscópica da deformação. Esses métodos se apoiam em análises quantitativas dos fenômenos da física dos sólidos e da termodinâmica. Os macromodelos são realistas e relativamente simples (AOURA, 2004).

1.1.3.1 Modelagem microestrutural

1.1.3.1.1 Forma geral

Os micromodelos utilizados para descrever o comportamento superplástico envolvem os parâmetros microscópicos da estrutura do material. A primeira lei de comportamento, adaptada para os materiais superplástico com grãos finos, é dada pela seguinte equação (BIRD; MUKHERJEE; DORN, 1969 apud AOURA, 2004):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{AD_0Eb}{kT} \left(\frac{b}{d}\right)^p \left(\frac{\sigma}{E}\right)^n \exp(-Q/RT) \quad (4)$$

Esse modelo apresenta limites. Ele não permite considerar todos os fenômenos de difusão observados em superplasticidade e não traduz os diferentes mecanismos que explicam a deformação superplástica (AOURA, 2004).

1.1.3.1.2 Modelos baseados nos mecanismos de deformação

Existem vários métodos desenvolvidos para traduzir os diferentes mecanismos de deformação superplástica. A tabela abaixo resume alguns desses modelos (CHANDRA, 2002):

Tabela 1 - Alguns modelos superplásticos desenvolvidos ao longo dos anos (CHANDRA, 2002)

Modelo	Ano	Equação	Mecanismo de deformação
Ball-Hutchison	1969	$\dot{\epsilon} = K \left(\frac{b}{d}\right)^2 D_{gb} \left(\frac{\sigma}{E}\right)^2$	GBS acomodado por movimento de discordâncias
Langdon	1970	$\dot{\epsilon} = K \left(\frac{b}{d}\right) D_L \left(\frac{\sigma}{E}\right)^2$	Movimento de discordâncias adjacente ao GBS
Ashby-Verrall	1973	$\dot{\epsilon} = K \left(\frac{b}{d}\right)^2 D_{eff} \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{E}\right)^2$	Deslizamento acomodado por difusão
Kaibyshev et al.	1985	$\dot{\epsilon} = \frac{A}{kT} \left(\frac{b}{d}\right)^2 \left(\frac{\sigma - \sigma_0}{E}\right)^2 D_0 \exp(-Q/RT)$	Endurecimento e recuperação de discordâncias no GBS

Nessas fórmulas, o coeficiente m é igual a 0,5 e o expoente p varia entre 1 e 2. Assim, os modelos propostos para o regime superplástico se caracterizam por uma forte influência do tamanho dos grãos na equação de comportamento. D_{gb} , D_L e D_{eff} são respectivamente: coeficiente de contorno de grão, coeficiente de malha e coeficiente de difusão efetiva (CHANDRA, 2002).

Partindo do mecanismo proposto por Ashby et Verrall, chegou-se à seguinte expressão para a taxa de deformação total (onde K_{II} e K_{III} são parâmetros constantes) (HAMILTON, 1989 apud AOURA, 2004):

$$\dot{\epsilon} = \left[\frac{K_{II}(\sigma - \sigma_0)^{1/m}}{kTd^a} + \frac{K_{III}\sigma^n}{kT} \right] \exp(-Q_s/RT) \quad (5)$$

A curva $\log(\sigma) = f(\log(\dot{\epsilon}))$ apresenta três domínios. Nos casos mais complexos essa função pode ser separada em cinco domínios. Dois dentre eles são caracterizados por valores elevados de m ($m \geq 0,6$) (HAMILTON; BAMPTON; PATON, 1982 apud AOURA, 2004).

Um modelo foi formulado sobre o comportamento dos materiais a altas temperaturas incluindo a fluência por difusão, o deslizamento nos contornos de grãos e seu

crescimento. A taxa de deformação plástica $\dot{\varepsilon}_p$ é expressida em função da tensão aplicada σ e do tamanho médio do grão d (ZHOU; DUNNE, 1996):

$$\dot{\varepsilon}_p = \frac{\alpha}{d^\gamma} \operatorname{senh} [\beta(\sigma - X - k)] \quad (6)$$

Nesse modelo, X é uma variável interna, k a tensão de escoamento e (α, β, γ) são parâmetros do material que dependem da temperatura (ZHOU; DUNNE, 1996).

Devemos notar, no entanto, que nenhum dos modelos apresentados acima leva em conta a existência de várias fases, como ocorre na maior parte dos materiais de comportamento superplástico.

1.1.3.2 Os macromodelos

Os ensaios de tração uniaxial permitem definir formulações da tensão real em função dos parâmetros característicos do comportamento superplástico. A cada estado da deformação, a tensão é expressa em função do tempo, da deformação real, da temperatura T e do tamanho do grão:

$$\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, d, t) \quad (7)$$

1.1.3.2.1 Modelos baseados nas leis de potência

A lei reológica frequentemente utilizada para modelar o comportamento superplástico dos materiais é dada pela relação seguinte:

$$\sigma - \sigma_0 = K \dot{\varepsilon}^m \varepsilon^n \quad (8)$$

Para certos materiais superplásticos o limite de escoamento é geralmente desprezível (BOOESHAGHI; GARMESTANI, 1998 apud AOURA, 2004). Assim, como visto, anteriormente, a equação acima pode ser dada em sua forma simplificada, conhecida como equação de Norton-Hoff:

$$\sigma = K \dot{\varepsilon}^m \varepsilon^n \quad (9)$$

Os coeficientes m e n são deduzidos a partir das seguintes relações (CHANDRA, 2002):

$$n = \left(\frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln \varepsilon} \right)_{\dot{\varepsilon}} \quad (10)$$

$$m = \left(\frac{\partial \ln \sigma}{\partial \ln \dot{\varepsilon}} \right)_{\varepsilon} \quad (11)$$

Essa lei fornece uma boa aproximação do comportamento superplástico com um mínimo de parâmetros a se determinar. Ela se aplica a materiais puramente viscoplásticos cuja estrutura metalúrgica permaneça estável.

Foi proposta também uma forma polinomial da equação $\sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T, d, t)$ da seguinte forma (GOSH; HAMILTON, 1982 apud AOURA, 2004):

$$\sigma = B\varepsilon + A_0 + A_1 \log(\dot{\varepsilon}) + A_2 (\log(\dot{\varepsilon}))^2 + A_3 (\log(\dot{\varepsilon}))^3 + A_4 (\log(\dot{\varepsilon}))^4 \quad (12)$$

Nesse caso, $(A_i)_{i=1,2,3,4}$ e B são constantes que devem ser identificadas de forma experimental.

1.1.3.2.2 Modelos baseados na evolução do tamanho de grão

Durante a deformação superplástica, a estrutura do material pode sofrer um crescimento de grãos não desprezível. O tamanho do grão é determinado pela sua evolução estática e dinâmica, mecanismos estes considerados independentes entre si (HAMILTON, 1989 apud AOURA, 2004).

O crescimento estático dos grãos é devido à manutenção do material em altas temperaturas. Ele pode ser expresso sob a seguinte forma geral (VERHOFEN, 1975 apud AOURA, 2004):

$$d_s^p - d_0^p = Bt \quad (13)$$

Nessa equação, d_0 é o tamanho inicial dos grãos, d_s o tamanho dos grãos após um tempo t , B e p são parâmetros constantes.

A taxa de crescimento estático dos grãos \dot{d}_s pode ser calculada com a equação:

$$\frac{\dot{d}_s}{d} = \frac{B}{p} (d_0^p + Bt)^{-1} \quad (14)$$

Outras formas de equação permitem calcular o crescimento estático dos grãos diretamente em função do tempo. Para uma liga de titânio TA6V à 927°C, tem-se a seguinte relação experimental (GOSH; HAMILTON, 1982 apud AOURA, 2004):

$$d(t) = d_0 \left(\frac{t}{10} \right)^p, \quad \text{com } p = 1,8[\dot{\varepsilon} + 0,0005]^{0,237} \quad (15)$$

A evolução dinâmica do tamanho dos grãos é devida essencialmente à deformação superplástica. A taxa de crescimento dinâmico dos grãos pode ser escrita sob a forma (HAMILTON, 1989 apud AOURA, 2004):

$$\frac{\dot{d}_d}{d} = \lambda \dot{\varepsilon} \quad (16)$$

Nessa equação, $\dot{\varepsilon}$ é a taxa de deformação e λ é um parâmetro constante.

A taxa de evolução total do tamanho de grão pode ser expressa então da seguinte maneira (AOURA, 2004):

$$\frac{\dot{d}}{d} = \frac{\dot{d}_s}{d} + \frac{\dot{d}_a}{d} = \frac{B}{p} (d_0^p + Bt)^{-1} + \lambda \dot{\varepsilon} \quad (17)$$

Os modelos reológicos integraram o tamanho de grão em seu formalismo. Assim, no caso da modelagem do comportamento por uma lei de potência, o modelo de Norton-Hoff modificada se escreve sob a forma (CHANDRA, 2002)

$$\sigma = K_0 \dot{\varepsilon}^m \varepsilon^n d^p \quad (18)$$

Nessa equação, d é o tamanho médio dos grãos, p é o coeficiente de sensibilidade ao tamanho do grão e K_0 é um parâmetro que depende da temperatura.

Existe um modelo para a expansão superplástica que permite considerar ao mesmo tempo o encruamento do material e a variação de m ao longo da deformação superplástica. O modelo pode ser escrito como (LEE et al., 1998 apud AOURA, 2004):

$$\sigma = K \left(\frac{d_s}{d_0} \right)^{mp} \exp (\lambda mp\varepsilon) \dot{\varepsilon}^m \quad (19)$$

1.1.4 MATERIAIS SUPERPLÁSTICOS

Os principais materiais superplásticos são as ligas de alumínio, as ligas de titânio e em menor escala as superligas, as cerâmicas, os aços e os compósitos (BOULOS, 1999).

1.1.4.1 Ligas de titânio

As ligas de titânio possuem uma resistência mecânica elevada, o que torna seu processamento difícil por técnicas convencionais. Seu processamento pode ser facilmente associado à soldagem por difusão pela aplicação de uma pressão hidrostática da ordem de 1,6 MPa, o que permite a realização de estruturas aeronáuticas com boas características mecânicas e com pouca massa (BOULOS, 1999).

Nos anos 80, uma quinzena de nuances de ligas de titânio foram desenvolvidas e tornadas superplásticas. Várias aplicações da liga Ti-6Al-4V já foram colocadas em evidência.

A estrutura do TA6V é bifásica e sua deformação é obtida a uma temperatura situada entre 840 e 930°C e a uma taxa de deformação de aproximadamente $10^{-4}s^{-1}$. Nessas condições, os alongamentos à ruptura atingem 1000% (BOULOS, 1999).

Pode-se reduzir a temperatura de conformação em 100°C adicionando-se elementos que abaixam a temperatura de transformação de fase T β , como o cobalto, o níquel e o ferro (BOULOS, 1999).

Tabela 2 - Parâmetros de conformação para as diferentes ligas de titânio (BOULOS, 1999)

Material	Temperatura (°C)	$\dot{\varepsilon}$	m	A%
Ti-6Al-4V	880	2.10^{-4}	0,8	1000
Ti-6Al-4V	930	2.10^{-4}	0,9	800
Ti-6Al-4V	840 – 900	$10^{-4} - 10^{-3}$	0,7 – 0,8	700 – 1200
Ti-6Al-5V	850	8.10^{-4}	0,7	1100
Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo	900	2.10^{-4}	0,7	600
Ti-4Al-4Mo-2Sn-0.5Si	850 – 920	$10^{-4} - 10^{-3}$	0,7	1230
Ti-6Al-4V-1Co	835	10^{-4}		1090
Ti-6Al-4V-2Ni	815	2.10^{-4}	0,8	700
Ti-6Al-4V-2Co	815	2.10^{-4}	0,5	700
Ti-6Al-4V-2Fe	815	2.10^{-4}	0,5	700
Ti-6Al-4V-1Fe-1Co	815	2.10^{-4}	0,7	500
Ti-6Al-4V-1Fe-1Ni	815	2.10^{-4}	0,7	550
Ti-3.9Al-3.7V-3Mo-1Fe	750	-	-	2000
Ti-5Al-2Sn-4Mo-2Cr-1Fe	700 – 775	$10^{-4} - 10^{-3}$	0,4 – 0,5	1000

Propriedades estruturais:

As ligas de titânio fazem parte das ligas de microestrutura duplex pois são bifásicas (possuem duas fases: α e β) e as fases são em proporções iguais. Todas as ligas α/β apresentam a particularidade de possuir um tamanho médio de grão entre 5 e 10 μm (BOULOS, 1999).

A fase α apresenta poucos sistemas de deslizamento e uma pequena capacidade de difusão. Ela é mais resistente que a fase β . A fase β , mais deformável, é quase exclusivamente a sede da deformação por movimento das discordâncias e acomodação por difusão (BOULOS, 1999).

O coeficiente de sensibilidade m assim que o alongamento à ruptura são funções da fração de fase β . O comportamento superplástico das ligas de titânio é resultado de um equilíbrio entre controle de tamanho dos grãos e capacidade de deformação (BOULOS, 1999).

De fato, a fase β apresenta uma boa difusibilidade, mas também apresenta uma tendência ao crescimento rápido dos grãos, enquanto que a fase α impede esse crescimento em razão de alguns de seus componentes que não se difundem rapidamente (BOULOS, 1999).

Além disso, o crescimento da fase β com temperatura acima de 760°C pode afetar o processo superplástico de deslizamento nos contornos de grãos, mesmo se ela assegura uma boa estabilidade da microestrutura (BOULOS, 1999).

Essa estrutura microduplex da liga de titânio depende da temperatura. A temperatura de transição de uma estrutura cúbica centrada (fase β) para um estrutura hexagonal (fase α) é chamada de temperatura transus β (BOULOS, 1999).

Para uma temperatura inferior à temperatura de transus β ($T_\beta \cong 882^\circ\text{C}$), o material apresenta uma estrutura hexagonal pseudo-compacta, a fase α , com as características seguintes: $a = 0,295\text{nm}$; $c = 0,4682\text{nm}$. A razão c/a é inferior ao valor relativo a uma estrutura hexagonal compacta clássica ($c/a = 1,587 < 1,633$) (BOULOS, 1999).

Para uma temperatura superior à T_β ($T_\beta \cong 882^\circ\text{C}$) e inferior à temperatura de fusão ($T_f = 1670^\circ\text{C}$), a estrutura é cúbica, centrada e estável. Trata-se da fase β . Esses materiais possuem múltiplos planos de deslizamento, o que confere ao titânio uma ductilidade relativamente importante em comparação com outros metais de estrutura hexagonal (BOULOS, 1999).

Os elementos de adição provocam um deslocamento das fases descritas anteriormente. Existem 2 tipos de elementos de adição: os elementos alfa-estabilizadores e os beta-estabilizadores. Os elementos alfa-estabilizadores (Al, O, C, N) aumentam a temperatura de transus β , enquanto os elementos beta-estabilizadores diminuem a temperatura de transus β (ZHANG et al., 1996 apud BOULOS, 1999).

1.1.4.2 Aluminetos de titânio

Os aluminetos de titânio mais comuns são TiAl e Ti_3Al . Essas ligas são particularmente interessantes por suas propriedades em altas temperaturas, como com alongamento, boa resistência à oxidação e sobretudo pequena densidade. No entanto, em temperatura ambiente, elas possuem uma baixa ductilidade (BOULOS, 1999).

Ti₃Al (α_2 e super α_2)

Sua estrutura de base é uma estrutura hexagonal. Elementos como Nb, V, W ou ainda Mo são acrescentados para estabilizar a fase β e assim melhorar a ductilidade em temperatura ambiente. Essas ligas apresentam uma microestrutura duplex β e α_2 . O fenômeno de superplasticidade foi observado unicamente nas ligas Ti-24Al-11Nb (α_2) e Ti-25Al-10Nb (super α_2), essa última possuindo melhores características em temperatura ambiente e em altas temperaturas do que a α_2 (JOBART; BLANDIN, 1996 apud BOULOS 1999).

Alumineto de titânio (TiAl)

Os estudos relativos a esse tipo de liga são mais recentes. O fenômeno de superplasticidade foi observado em uma estrutura de grãos pequenos, composta de duas fases ($\gamma + \alpha_2$), exceto para o Ti-43Al-13V, que comporta uma estrutura ($\beta + \gamma$). Vale ressaltar que uma microestrutura fina é obtida para uma composição de aproximadamente 50% de γ e 50% de α_2 (NICOLAOU; SEMIATIN, 1997; IMAYEV et al., 1996 apud BOULOS, 1999).

A estrutura de grãos tem também sua importância no comportamento em deformação de TiAl. Em forma lamelar, o material submetido a uma deformação (a uma tensão) tem sua microestrutura transformada em grãos finos equiaxiais, resultando em uma modificação do valor das tensões. Em forma esférica, não se observa variação de tensão tão brutal (BOULOS, 1999).

1.1.4.3 Liga de chumbo-estanho

A liga PbSn60 é uma liga bifásica não ferrosa, disponível no comércio sob a forma de barra extrudada. Ela é constituída de 60% em peso por chumbo e de 40% de estanho.

O estanho é derivado do mineral cassiterita, onde se apresenta como um óxido (SnO_2). O estanho sólido pode ser encontrado em duas formas alotrópicas, α (forma “cinzenta”, com estrutura cristalina cúbica) em baixas temperaturas, e β (branco prateado, com estrutura cristalina tetragonal). A temperatura desta transformação foi estabelecida em 13,2°C. O estanho puro funde a 232°C.

O chumbo raramente é encontrado no seu estado elementar. O mineral de chumbo mais comum é o sulfeto denominado de galena (com 86,6% deste metal). Outros minerais de importância comercial são o carbonato (cerusita) e o sulfato (anglesita). O chumbo puro apresenta uma temperatura de fusão de 327,5°C, alta densidade e alta maleabilidade.

Pode-se notar que, em comparação com o chumbo industrialmente puro, a presença de estanho aumenta a dureza e resistência à tração e produz uma redução significativa da temperatura de fusão. A presença de chumbo como elemento de liga com o estanho oferece diversas vantagens, dentre elas impedir a transformação do estanho β em estanho α (FRANCHITTI, 2007).

As ligas estanho-chumbo formam um eutético simples com a composição aproximada de 63% de estanho e 37% de chumbo, o que significa que uma liga com essa composição se comporta como uma substância pura, com um ponto definido de fusão, no caso 183°C. Esta é uma temperatura inferior mesmo que a temperatura de fusão dos metais que compõem esta liga (FRANCHITTI, 2007).

A temperatura de recristalização da liga PbSn60 é inferior à temperatura ambiente, portanto, a liga apresenta um comportamento superplástico quando deformada à temperatura ambiente (20°C). Se esta propriedade por um lado é uma vantagem do ponto de vista econômico, ela também representa uma desvantagem no campo industrial, porque a liga apresenta uma baixa resistência mecânica. A seguir estão as principais características das ligas PbSn (FRANCHITTI, 2007):

- elevado peso específico;
- boa resistência a agentes corrosivos e ácidos;
- ótima deformabilidade à temperatura ambiente;
- baixo custo.

1.1.5. PROCESSOS DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA

A superplasticidade é utilizada em vários processos de conformação. Podemos citar (BOULOS, 1999):

- A expansão superplástica;
- A prensagem isotérmica;
- A expansão de tubos;
- A extrusão e redução por pressão hidráulica.

1.1.5.1 Instalações industriais de expansão

Industrialmente, a operação de conformação por expansão superplástica se efetua com a ajuda de uma prensa. A ferramenta é composta por uma matriz e um prensa-chapas, entre os quais a chapa a ser conformada é colocada. Com a ajuda de uma esteira, a ferramenta é introduzida dentro do forno (BOULOS, 1999).

O forno é aquecido até a temperatura de conformação com a ajuda de várias resistências elétricas. Dentro do forno, uma prensa hidráulica exerce um esforço vertical sobre a ferramenta para assegurar a vedação entre a matriz e a chapa e entre o prensa-chapas e a chapa (BOULOS, 1999).

Em seguida, a conformação é obtida pela aplicação de uma pressão gasosa do lado do prensa-chapas. Sob o efeito dessa pressão, a placa se deforma e adquire a forma da matriz (BOULOS, 1999).

A temperatura de conformação superplástica depende do material a ser conformado. Para as ligas de titânio ela está entre 800°C e 950°C (BOULOS, 1999).

1.1.5.2 Expansão superplástica

A conformação superplástica de chapas por expansão é muito utilizada pelas seguintes razões:

- Os processos convencionais de conformação de chapas geralmente são limitados pelo defeito de estrição devido ao aparecimento de uma instabilidade da deformação. As taxas de redução e a complexidade das formas obtidas são limitadas (BOULOS, 1999).
- Uma grande variedade de ligas superplásticas é obtida por tratamentos termomecânicos, como a laminação a frio ou a quente de chapas, permitindo diminuir o tamanho dos grãos (BOULOS, 1999).

Nesse tipo de conformação, a espessura da chapa não é uniforme. Para diminuir essa variação de espessura, duas variações do processo são utilizadas: a expansão invertida e a expansão combinada (BOULOS, 1999).

1.1.5.2.1 Expansão invertida

A conformação é decomposta em duas fases. Durante a primeira fase, a chapa é deformada em direção à matriz superior. Em seguida, a chapa é forçada a voltar para a matriz inferior. A zona onde houve maior redução na espessura durante a primeira fase praticamente não é deformada na segunda fase. Constatase assim uma relativa uniformização da espessura (BOULOS, 1999).

1.1.5.2.2 Expansão combinada

Também pode ser decomposta em duas fases de conformação. A matriz inferior é móvel e fica recuada durante a primeira fase. A chapa é primeiramente conformada livremente na direção inversa da matriz. A matriz móvel é então deslocada em direção à sua posição alta e na segunda fase a chapa encosta na matriz inferior. As vantagens são as mesmas em comparação com a expansão invertida, mas aqui a ferramenta e a máquina de conformação são mais complexas (BOULOS, 1999).

1.1.5.2.3 Expansão superplástica e soldagem por difusão

Uma das vantagens mais interessantes da deformação no domínio superplástico é a possibilidade de soldagem por difusão ao longo da deformação se a liga utilizada o permitir (BOULOS, 1999).

A soldagem por difusão é obtida através do contato de duas placas sob uma alta pressão e em altas temperaturas durante um tempo suficiente para se obter uma difusão. A temperatura para a qual a soldagem por difusão é possível não é necessariamente a temperatura de conformação superplástica (BOULOS, 1999).

A associação da conformação superplástica e da soldagem por difusão permite realizar peças com formatos de alvéolos e com nervuras a partir de várias chapas em uma só operação (BOULOS, 1999).

A soldagem por difusão é evitada em certas regiões pela aplicação de um produto que forma uma barreira anti-difusiva (stop off).

Etapas da soldagem por difusão (NEAU; PRIMOT, 1990 apud BOULOS, 1999):

- Contato das superfícies a serem soldadas. Esse contato se limita às asperezas, função do estado da superfície;
- A colocação sob tensão de compressão e a elevação da temperatura conduzem a deformações plásticas locais de superfície e a um contato íntimo das superfícies;
- O vácuo e a manutenção das condições de tensão e temperatura conduzem a uma eliminação dos óxidos e das poluições da superfície. Além disso permitem a difusão de átomos pela interface;
- No equilíbrio, a continuidade da matéria é assegurada e a interface inicial desaparece.

1.1.5.3 Prensagem isotérmica

A prensagem isotérmica é utilizada para conformar peças de grande massa a baixas taxas de deformação e em altas temperaturas (BOULOS, 1999).

Princípio:

A aproximação de duas matrizes resulta no esmagamento da peça e no preenchimento da gravura. A ferramenta é mantida na temperatura de conformação da liga devido às resistências elétricas. A taxa de deformação não é uniforme em todos os pontos da peça. É necessário calcular a velocidade de prensagem tal que a taxa de deformação em cada ponto da peça não ultrapasse a taxa máxima do domínio superplástico (BOULOS, 1999).

1.1.5.4 Expansão de tubos

Princípio:

O tubo é apoiado pelas suas extremidades e submetido a uma pressão hidráulica interior. A deformação do tubo se dá por expansão. A superfície livre se aproxima e encosta progressivamente na matriz para tomar sua forma. A espessura final da peça é variável em toda a superfície e depende da distância de cada ponto em relação ao eixo inicial tubo; quanto mais o ponto está distante desse eixo, menor a espessura (BOULOS, 1999).

1.1.5.5. A extrusão e redução por pressão hidráulica

Princípio:

A peça inicial é um disco apoiado pelas suas bordas entre a matriz e o prensa-chapas. Um punção centrado no eixo do disco, comandado por uma pressão hidráulica, deforma a peça. Uma alta pressão de óleo é exercida sobre o contorno do disco para segurá-lo (BOULOS, 1999).

O material deformado deve ter um comportamento superplástico em baixas temperaturas. A taxa de deformação é baixa e o ciclo de fabricação é longo, o que torna a utilização desse processo para a fabricação de grandes séries não rentável (BOULOS, 1999).

1.1.6 LIMITES E INTERESSES INDUSTRIAS

O processo de conformação superplástica é delicado, caro e consome muito tempo pelas seguintes razões (BOULOS, 1999):

1. Materiais superplásticos: o número de materiais que apresentam um comportamento superplástico e apresentam um interesse industrial é limitado (ligas de alumínio, ligas de titânio, superligas, compósitos).
2. Preparação: o processo de conformação requer, em alguns casos, uma usinagem preliminar. Exemplos: ataque químico para retirar excessos de matéria em certas zonas da placa, depósito de stop-off antes da soldagem por difusão.
3. Controle dos parâmetros: o domínio superplástico é restrito e a taxa de deformação deve ser mantida mais próxima possível da taxa ótima de conformação superplástica. Então, o controle da conformação industrial ainda é delicado e requer um conhecimento das propriedades reológicas dos materiais para obter os parâmetros da lei de comportamento do domínio superplástico.
4. Ferramental: as ligas de altas características mecânicas e térmicas necessitam uma temperatura de conformação superior a 900°C. Nessas condições, o ferramental está sujeito a choques térmicos importantes que causam deformações e consequente necessidade de retoque frequente.
5. Tempo do ciclo de conformação: a velocidade de conformação superplástica é baixa, o que aumenta consideravelmente o tempo do ciclo de conformação (de 1 à 2 horas) em relação aos processos clássicos de conformação (alguns segundos).
6. Volume: o volume das peças realizadas em SPF ou SPF-DB é reduzido, o que torna a fabricação de ligas superplásticas cara e pouco interessante para os siderurgistas. O risco de abandono de fabricação de nuances superplásticas deixa os projetistas aeronáuticos hesitantes no momento de escolher essa tecnologia para a fabricação de novas peças.

Apesar dos limites que tornam o custo de uma peça obtida por SPF muito elevado, a escolha desse processo pelas indústrias aeronáuticas é algumas vezes imposta para a realização de:

1. Peças com altas características mecânicas e térmicas (BOULOS, 1999);
2. Peças de forma complexa e leves (a associação SPF-DB permite a obtenção direta de peças de formas muito complexas, reduzindo consideravelmente o número de peças, as ligações de montagem e o peso) (BOULOS, 1999).

1.2 CARACTERIZAÇÃO REOLÓGICA DOS MATERIAIS NA CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA

A caracterização reológica de um material é uma etapa importante no processo de simulação numérica de um processo de conformação. Em expansão superplástica, os ensaios de tração, pela sua simplicidade e baixo custo das instalações, são os mais frequentemente utilizados para identificar os modelos reológicos dos materiais em seu domínio superplástico (ENIKEEV, 2000 apud AOURA, 2004). No entanto, esses ensaios não traduzem a realidade física dos processos de conformação. As tensões aplicadas por esses ensaios são unidirecionais, enquanto que na expansão o estado de tensão geralmente é bidimensional. Essa constatação conduziu ao desenvolvimento de métodos de caracterização reológica mais próximos das condições reais de conformação de chapas finas (AOURA, 2004).

Os ensaios de expansão livre ou em matrizes axissimétricas chamados ensaios biaxiais constituem um eixo de desenvolvimento bastante explorado.

1.2.1 CARACTERIZAÇÃO DAS LIGAS POR ENSAIOS DE EXPANSÃO

1.2.1.1 Classificação dos ensaios de expansão superplástica

Os ensaios biaxiais de caracterização reológica dos materiais em conformação superplástica são praticados geralmente em expansão livre ou em matrizes cônicas. Existem 3 protocolos possíveis (AOURA, 2004):

- Ensaios de expansão à pressão constante;
- Ensaios de expansão à taxa de deformação constante;
- Ensaios de expansão à tensão constante.

1.2.1.1.1 Ensaios à pressão constante

Os ensaios de expansão à pressão constante foram os primeiros testes utilizados para o estudo dos materiais em conformação superplástica (JOVANE, 1968 apud AOURA, 2004). Sua execução é simples pois não necessita regulagem da pressão durante a operação de expansão da chapa.

Alguns trabalhos confirmaram a influência da pressão de expansão sobre a taxa de deformação e a repartição da espessura ao longo da chapa deformada. Um ensaio à pressão constante gera variações significativas na taxa de deformação (JOVANE, 1968 apud AOURA, 2004). Enquanto isso, a variação da pressão de expansão age diretamente no valor da espessura no pólo.

Assim, os ensaios de expansão livre à pressão constante se adaptam melhor aos materiais cujo domínio superplástico é perfeitamente identificado. Nesse caso, o valor da pressão deve garantir a estabilidade da taxa de deformação dentro do domínio superplástico (AOURA, 2004).

1.2.1.1.2 Ensaios à taxa de deformação constante

Os ensaios de expansão à taxa de deformação constante são os mais praticados. O ciclo de pressão de conformação que assegura uma taxa de deformação constante no pólo é obtido a partir de modelos analíticos ou numéricos. O conhecimento dos parâmetro reológicos do material se torna indispensável (AOURA, 2004).

1.2.1.1.3 Ensaios à tensão constante

Os ensaios de expansão livre com tensão constante no pólo geralmente está associado ao ensaio de expansão à pressão constante. Com a preocupação de facilitar a pilotagem da pressão de conformação, os primeiros ensaios desse tipo foram realizados em matrizes cônicas com ângulo no pico igual a 58°, afim de conservar a pressão e a tensão constantes no pólo. No entanto, mostrou-se mais tarde que para realizar ensaios à pressão e tensão constantes no pólo, é necessário que o ângulo no pico no cone seja variável em função da altura. No entanto, esse método de caracterização só é aplicável para materiais cujas ordens de grandeza dos parâmetros reológicos sejam conhecidas. O conhecimento do coeficiente m permite determinar a matriz cônica conveniente para os ensaios de caracterização reológica (AOURA, 2004).

Os métodos utilizando matrizes cônicas ou prismáticas apresentam limites, pois o contato entre a matriz e a chapa é desprezado. Estudos analíticos mostram que o coeficiente de atrito tem uma influência significativa sobre a pressão de expansão e o tempo de conformação em matriz cônica (HWANG; WU, 1998 apud AOURA, 2004).

1.2.1.2 Estudo analítico em conformação livre

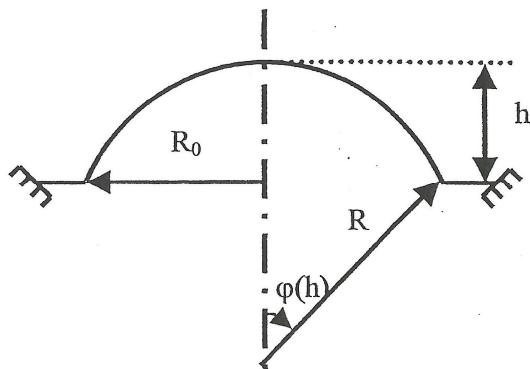


Figura 7 – Esquema da expansão livre de uma chapa fina (AOURA, 2004)

1.2.1.2.1 Hipóteses

As hipóteses são (AOURA, 2004):

- O material é isotrópico e incompressível;
- A forma da chapa deformada é perfeitamente esférica;
- A variação de espessura ao longo de um meridiano não é uniforme;
- As deformações e as tensões são homogêneas na espessura do material;
- Não há deslocamento na borda da chapa segurada pela matriz.

1.2.1.2.2 Modelo analítico adotado

No caso do ensaio de expansão livre, a chapa tem espessura inicial e_0 e raio R_0 . Ela é presa pela sua periferia e submetida a uma pressão de expansão uniforme P .

No pólo, a tensão equivalente é calculada em função da pressão de expansão e da espessura no pólo, utilizando a hipótese dos envelopes esféricos, pela seguinte relação (JOVANE, 1968 apud AOURA, 2004):

$$\sigma_{eq} = \frac{PR}{2e(h)} \quad (20)$$

No caso de uma forma esférica da cúpula, o raio de curvatura R depende da altura do pólo h , e é dado pela seguinte relação (AOURA, 2004):

$$R = \left(\frac{h^2 + R_0^2}{2h} \right) \quad (21)$$

A expressão da tensão no pólo é então:

$$\sigma_{eq} = \frac{P}{4e(h)} \left(\frac{h^2 + R_0^2}{2h} \right) \quad (22)$$

Em conformação livre, a espessura no pólo é igualmente uma função da altura. Se a hipótese de repartição uniforme da espessura em todo ponto da geometria deformada é adotada, então a evolução da espessura no pólo pode ser escrita da seguinte forma (JOVANE, 1968 apud AOURA, 2004):

$$e(h) = \frac{e_0}{1 + \left(\frac{h}{R_0} \right)^2} = e_0 \left[\cos \left(\frac{\varphi(h)}{2} \right) \right] \quad (23)$$

No caso de uma repartição não uniforme da espessura ao longo da deformada, modelos foram desenvolvidos com o objetivo de melhor prever a repartição da espessura na parte deformada e a lei de pressão de conformação (AOURA, 2004).

Um desses modelos fornece a expressão da espessura no pólo em função da altura (ENIKEEV, 2000 apud AOURA, 2004):

$$e(h) = e_0 \left(\frac{\operatorname{sen} \varphi(h)}{\varphi(h)} \right)^2 \quad (24)$$

O ângulo $\varphi(h)$ é dado pela seguinte equação (ENIKEEV, 2000 apud AOURA, 2004):

$$\varphi(h) = \operatorname{arc sen} \left(\frac{2hR_0}{h^2 + R_0^2} \right) \quad (25)$$

A pressão pode ser relacionada à tensão da seguinte forma:

$$P = \frac{4 \sigma_{eq} h e(h)}{h^2 + R_0^2} \quad (26)$$

Em conclusão, é possível realizar ensaios de expansão livre à tensão constante para um eventual caracterização dos materiais em conformação superplástica. De fato, se a tensão no pólo é imposta, é possível gerar o ciclo de pressão em função da altura para esses ensaios (AOURA, 2004).

1.2.1.3 Conformação cônica

A conformação em matriz cônica se faz por aplicação de uma pressão sobre uma face da chapa. A forma cônica da matriz é caracterizada por um raio da base R_0 e uma altura H. Duas fases de deformação distintas são observadas durante o ciclo de expansão em matriz cônica (AOURA, 2004).

1.2.1.3.1 Fase I: conformação livre

No início da conformação, a chapa é uma placa plana de espessura e_0 e cujo raio de curvatura é infinito. Em seguida, a chapa toma uma forma esférica idêntica àquela encontrada em expansão livre (AOURA, 2004).

Durante essa fase, a geometria da chapa é caracterizada pelas seguintes relações (AOURA, 2004):

$$\phi > \frac{\pi}{2} - \alpha_0 \quad (27)$$

$$R = \frac{R_0}{\sin \phi} \quad (28)$$

$$h_p = R_0 \frac{1 - \cos \phi}{\sin \phi} \quad (29)$$

Essa fase termina quando a cúpula se torna tangente à geratriz do cone (em sua base). Nesse caso, a seguinte relação geométrica é verificada (AOURA, 2004):

$$\phi = \frac{\pi}{2} - \alpha_0 \quad (30)$$

Para manter a tensão de escoamento em um valor constante, a pressão deve crescer durante esse regime de deformação (regime I). Ele deve então se estabilizar quando a parede da cúpula se torna tangente à matriz (fim do regime I) (BOULOS, 1999).

1.2.1.3.2 Fase II: conformação cônica

Na segunda fase, o raio de curvatura e a espessura da cúpula são controlados pela forma geométrica da matriz. A parte da chapa em contato com a matriz não participa da deformação (BOUDE, 1994).

A pressão máxima é obtida quando a parede é tangente à matriz. A partir desse instante, o raio de curvatura da cúpula evolui linearmente em função da altura da peça. Ele depende do ângulo no pico do cone (BOULOS, 1999).

Para manter a pressão a um valor constante e obter uma tensão σ_{eq} no pólo constante, independentemente da altura da peça durante a deformação, mostra-se que o valor do ângulo no pico do cone é único (BOULOS, 1999).

Os trabalhos de Boude (BOUDE, 1994) demonstraram que existe um ângulo de matriz que permite conservar a razão espessura sobre raio da cúpula constante levando-se em consideração que a cúpula supostamente possui uma forma esférica de espessura uniforme e pequena quando comparada às outras dimensões (BOULOS, 1999).

Com o objetivo de expandir chapas de espessuras iniciais variando de 1,5 a 5 mm em ligas de alumínio, uma matriz cônica foi concebida com raio da base $R_0 = 50$ mm e ângulo $2\alpha_0 = 62^\circ$ (BOULOS, 1999).

1.2.1.3.3 Estudo experimental

Procurou-se validar experimentalmente com ligas de alumínio 5083 e 7475 as hipóteses geométricas colocadas. Foram realizados três ensaios expansão livre com matriz cilíndrica com duas ligas diferentes (BOULOS, 1999):

- Para observar a distribuição da matéria para dois materiais diferentes, foram realizados dois ensaios diferentes com mesma altura com duas ligas 5083 e 7475.
- Para observar a evolução da espessura em função da altura, foi realizado um terceiro ensaio com altura inferior com a liga 5083.

Constatou-se que a espessura da cúpula não é uniforme ao longo do meridiano. Ela é máxima na borda da matriz e decresce quando se aproxima do pólo da cúpula e depende das características do material (BOULOS, 1999).

A sensibilidade da tensão à taxa de deformação é o parâmetro mais importante para a caracterização da conformação superplástica. Ele é o indicador principal da superplasticidade e influencia na geometria da cúpula e na variação de espessura. Para um material superplástico de alta sensibilidade à taxa de deformação ($m > 0,5$), a geometria da cúpula em conformação livre é esférica e a espessura da parede da cúpula é mais uniforme. Por outro lado, para um material superplástico de baixa sensibilidade à taxa de deformação ($m < 0,5$), a forma da cúpula fica longe de uma esfera perfeita e a espessura da parede da cúpula é variável (BOULOS, 1999).

De fato, a variação da espessura é maior quando m é pequeno e a deformação é grande. Assim, a evolução da espessura no pólo em função da altura da peça formada depende de m . Por essas razões, a hipótese de uma espessura uniforme não é mais válida (BOULOS, 1999).

1.2.1.3.4 Simulação

Um estudo que considera a variação de espessura da parede da cúpula ao longo de seu meridiano foi realizado para modelar a expansão superplástica com matriz cônica. O programa de cálculo (SPF_cone) foi utilizado para deduzir o ciclo de pressão a partir dos seguintes parâmetros (BOULOS, 1999):

- A forma da matriz cônica: o raio da base, o raio de concordância e o ângulo do pico;
- Os parâmetros m e K da lei de comportamento de Norton-Hoff que caracterizam o material em deformação superplástica.

Vários cálculos foram efetuados cortando a cúpula em cem anéis, impondo uma tensão de escoamento no pólo da cúpula constante para o conjunto de cálculos e fazendo variar o coeficiente m da lei de comportamento de Norton-Hoff (BOULOS, 1999).

Os resultados do cálculos mostraram que uma tensão constante necessita uma pressão decrescente em função da altura da peça. Esse decréscimo é maior quando m é menor (BOULOS, 1999).

1.2.1.3.5 Comentários

Para se obter uma tensão de escoamento constante no pólo da cúpula correspondente a uma pressão de pilotagem constante, a evolução do raio de curvatura deve seguir a evolução da espessura. Com a imposição de uma pressão constante, a geometria da matriz é determinada para uma valor de m único. A conclusão é que para um dado material, uma só geometria convém (BOULOS, 1999).

No entanto, levando-se em consideração que a pressão varia pouco em função da altura, é possível conformar peças em matriz cônica com uma tensão de escoamento quase constante no pólo corrigindo-se a pressão de conformação à medida em que a espessura e altura do pólo evoluem (BOULOS, 1999).

A pilotagem do processo pode ser simplificada adotando-se uma forma de matriz que permite a obtenção de uma tensão equivalente constante no pólo utilizando uma lei de pressão quase constante (BOULOS, 1999).

Para isso, foi concebida uma matriz de revolução à meridiano não retilíneo, que é chamada de matriz de geometria variável. Com essa matriz, a espessura no pólo não evolui linearmente com a altura e assim o raio de curvatura ρ não evolui linearmente com a altura da cúpula. A matriz então não pode ser um cone. Sua geometria deve ser traçada com a ajuda de um modelo mecânico que leva em consideração o comportamento reológico do material (BOULOS, 1999).

1.2.1.4 Conformação com matriz de geometria variável

Trata-se de um modelo mecânico que permite a obtenção da forma de matriz que, com a aplicação de uma pressão constante, fornece uma tensão equivalente no pólo sensivelmente mais constante. É uma matriz cujo ângulo da parede em relação ao eixo de simetria evolui em função da altura. É a matriz de geometria variável (BOULOS, 1999). O detalhamento desse modelo encontra-se em anexo.

1.2.2 ESTRATÉGIA DE CARACTERIZAÇÃO POR EXPANSÃO BIAXIAL

O procedimento de caracterização desenvolvido a seguir se baseia essencialmente no terceiro tipo de ensaios de caracterização, ou seja, o teste de expansão livre à tensão constante no pólo. As etapas desse procedimento são as seguintes (AOURA, 2004):

- Escolha das condições de conformação superplástica;
- Determinação do ciclo de pressão;
- Descrição dos ensaios de caracterização reológica;
- Método de identificação dos parâmetros reológicos.

1.2.2.1 Escolha das condições de conformação superplástica

Antes da realização da caracterização de um material, é necessário conhecer as condições ótimas de temperatura e tensão que garantem uma melhor exploração da conformabilidade do material (AOURA, 2004).

No caso em que o material já foi objeto de um ou vários estudos anteriores de caracterização reológica, as condições de conformação são aquelas citadas na literatura. Se trata-se de um material totalmente desconhecido, duas sessões de ensaios de expansão livre são necessárias para a determinação dessas condições (AOURA, 2004):

- A primeira sessão consiste na realização de várias expansões livre à tensão constante no pólo, fazendo variar a temperatura em cada ensaio. A temperatura ótima é aquela que permite a obtenção de uma deformação máxima antes da ruptura (AOURA, 2004);
- A segunda sessão de ensaios é efetuada à temperatura ótima determinada anteriormente. Trata-se de nova série de ensaios para diferentes níveis de tensão. A tensão ótima corresponde àquela que resulta no maior alongamento antes da ruptura (AOURA, 2004).

1.2.2.2 Determinação do ciclo de pressão de conformação

A maior dificuldade de um procedimento de caracterização reológica de um material em conformação superplástica reside na determinação de lei de pressão que assegure um tensão constante no pólo, sendo os parâmetros reológicos desconhecidos (AOURA, 2004).

O sistema de controle do demonstrador de conformação superplástica permite realizar os ensaios de expansão com um ciclo de pressão programado, seja em função da altura do pólo ou seja em função do tempo de conformação (AOURA, 2004).

Assim, deve-se dar uma atenção especial aos métodos de determinação das leis de pressão de conformação que sejam independentes do material. Sabemos que um ensaio de expansão à tensão constante no pólo pode ser realizado se a lei de evolução da espessura em função da altura do pólo $e(h)$ é conhecida (AOURA, 2004).

$$P = \frac{4 \sigma_{eq} h e(h)}{h^2 + R_0^2} \quad (31)$$

Com a ajuda de modelos para $e(h)$ (como o de Enikeev ou Jovane), essa expressão da pressão de conformação $P(h)$ permite efetuar ensaios de expansão livre se a tensão no pólo é conhecida. Ela pode ser utilizada para determinar as condições ótimas de conformação superplástica (AOURA, 2004).

Uma vez essas condições determinadas, quatro ensaios de expansão livre à tensão no pólo igual à tensão ótima são realizados. Esses ensaios são interrompidos à diferentes alturas. As peças obtidas no fim do ciclo são cortadas e a altura e a espessura no pólo são medidas para cada ensaio (AOURA, 2004).

Os valores experimentais obtidos para os quatro ensaios $\{h_i; e_i\}_{i=1,2,3,4}$ são utilizados para definir a lei experimental da espessura no pólo em função da altura $e = f(h)$ que é aproximada pelo seguinte polinômio do terceiro grau (AOURA, 2004):

$$e(h) = a_0 + a_1 h + a_2 h^2 + a_3 h^3 \quad (32)$$

Com $(a_i)_{i=0,1,2,3}$ constantes a identificar.

A lei de pressão de conformação utilizada para os outros ensaios de caracterização reológica é assim expressada em função da lei experimental da espessura $e(h)$ e da altura h segundo a expressão (31) (AOURA, 2004).

1.2.2.3. Descrição dos ensaios de caracterização reológica

1.2.2.3.1 Descrição dos ensaios de expansão

No início de cada ensaio de caracterização reológica, a lei de evolução da espessura em função da altura $e = f(h)$ é determinada, enquanto que a tensão σ_{eq} e a altura máxima são dadas. A chapa se deforma sob a ação da pressão de expansão (AOURA, 2004).

A instrumentação integrada no ferramental do demonstrador permite conhecer a altura real da cúpula h ao longo do ciclo de expansão. O ensaio continua enquanto a altura do pólo é inferior à altura máxima imposta. Ele é automaticamente interrompido se ela atinge esse valor máximo (AOURA, 2004).

1.2.2.3.2 Estratégia de caracterização

Quatro ensaios completos de expansão livre são realizados à tensões constantes no pólo $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ e σ_4 tais que $\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_{op} < \sigma_3 < \sigma_4$ (AOURA, 2004).

Ao longo de um ensaio de expansão superplástica, o sistema de aquisição de dados experimentais permite registrar a evolução da pressão de conformação P e da altura do pólo h_{polo} em função do tempo (AOURA, 2004).

Substituímos então h na equação $e(h) = a_0 + a_1h + a_2h^2 + a_3h^3$ pela expressão encontrada para $h = h(t)$, obtendo assim a lei de evolução da espessura em função do tempo ($e_{polo} = e(t)$) (AOURA, 2004).

A tensão equivalente aplicada ao pólo é então expressida em função do tempo:

$$\sigma_{eq}(t) = \frac{P(t)[h(t)^2 + R_0^2]}{4h e(t)} \quad (33)$$

A deformação e a taxa de deformação no pólo são determinadas em função do tempo pelas seguintes relações (BOUDE, 1994):

$$\varepsilon_{eq}(t) = \ln\left(\frac{e_0}{e(t)}\right) \quad (34)$$

$$\dot{\varepsilon}_{eq}(t) = \frac{d\varepsilon_{eq}(t)}{dt} \quad (35)$$

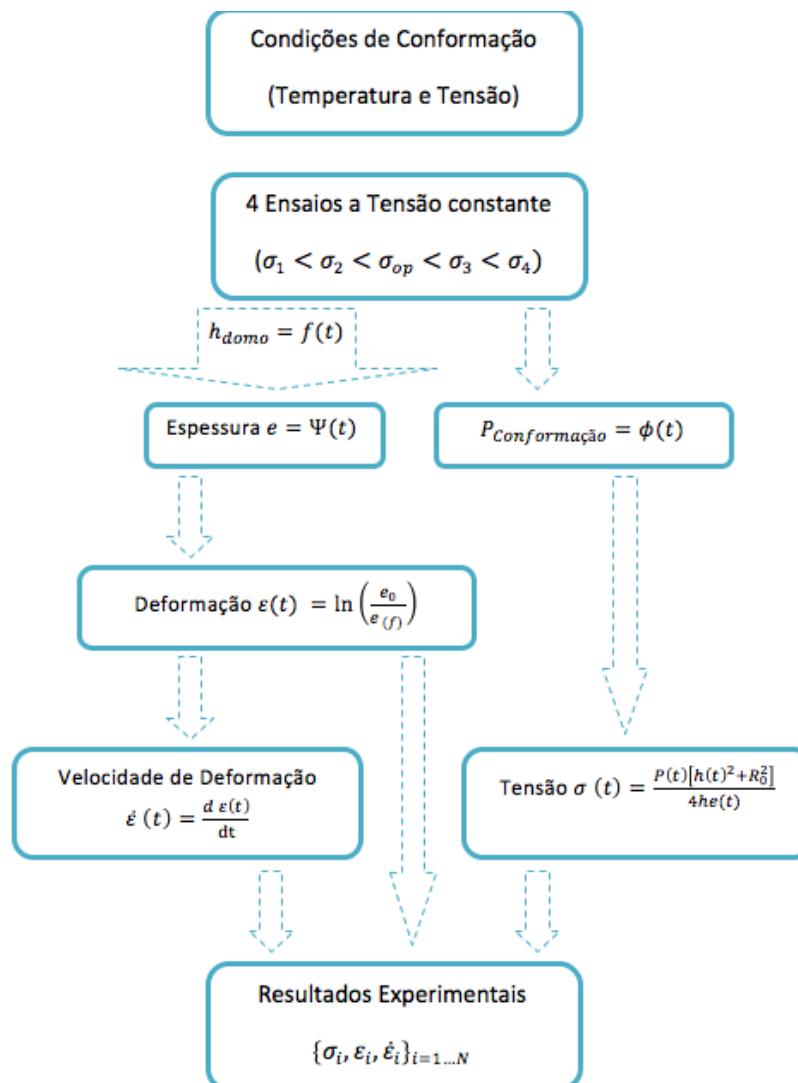


Figura 8 – Estratégia de ensaio de caracterização dos materiais (AOURA, 2004)

As medidas são frequentemente afetadas por uma incerteza aleatória que contribui para as flutuações dos resultados de uma análise. Às vezes é necessário eliminar esse barulho de fundo para melhorar a interpretação dos resultados (AOURA, 2004).

A base de dados experimentais $\{\sigma_{eq}^i, \varepsilon_{eq}^i, \dot{\varepsilon}_{eq}^i\}_{i=1,N}$ extraída contribui para a identificação dos parâmetros reológicos associados aos modelos que descrevem o comportamento superplástico do material (AOURA, 2004).

1.2.2.4 Métodos de determinação do coeficiente m

Um material é dito superplástico se seu coeficiente de sensibilidade à taxa de deformação m é superior a 0,33 (NIEH; WADSWORTH; CHERBY, 1997 apud AOURA, 2004). No caso dos ensaios de tração, existem três métodos para determinar o parâmetro m (SUERY; BAUDELET, 1982 apud AOURA, 2004):

- O método direto: medida da inclinação da curva $\ln(\sigma_{eq}) = f(\ln(\dot{\varepsilon}_{eq}))$;
- O método dos saltos de taxa de deformação;
- O método do relaxamento.

Em conformação biaxial, duas técnicas são utilizadas para a determinação dos parâmetros reológicos do material e em particular o valor do coeficiente m.

A primeira técnica é baseada nos ensaios de conformação livre à pressão constante (ENIKEEV; KRUGLOV, 1995 apud AOURA, 2004). O método de cálculo de m consiste em realizar dois ensaios de expansão livre até uma dada altura. A pressão e o tempo medidos em cada ensaio permitem determinar o valor de m pela seguinte expressão (BELK, 1975 apud AOURA, 2004):

$$m = \frac{\log(P_1/P_2)}{\log(t_2/t_1)} \quad (36)$$

Onde P_1 e t_1 (respectivamente P_2 e t_2) são a pressão e o tempo medidos no primeiro ensaio (respectivamente no segundo ensaio).

Uma variante dessa técnica consiste na realização de dois ensaios de expansão livre à pressão constante (P_1 e P_2) por um mesmo tempo de expansão. A tensão e a deformação no pólo são então calculados e o valor do coeficiente m é determinado com a ajuda da seguinte fórmula (AOURA, 2004):

$$m = \frac{d \log (\sigma_{eq})}{d \log (\dot{\varepsilon}_{eq})} = \frac{\log (\sigma_1/\sigma_2)}{\log (\varepsilon_2/\varepsilon_1)} \quad (37)$$

Onde σ_1 e ε_1 (respectivamente σ_2 e ε_2) são a tensão e a deformação equivalentes no pólo para o primeiro ensaio (respectivamente para o segundo ensaio).

O inconveniente desses métodos é que ele não levam em consideração a variação da taxa de deformação durante um ensaio de expansão à pressão constante. Por consequência, eles não permitem determinar m em função da taxa de deformação (AOURA, 2004).

A segunda técnica de cálculo de m é similar ao método direto utilizado nos ensaios de tração. Ela consiste inicialmente no cálculo dos valores de tensão, da deformação e da taxa de deformação no pólo para os ensaios de expansão. Em seguida, o valor do coeficiente m é determinado pelo cálculo da inclinação da curva $\ln(\sigma_{eq}) = f(\ln(\dot{\varepsilon}_{eq}))$ (AOURA, 2004).

1.3 ESTAÇÃO PILOTO DE CONFORMAÇÃO SUPERPLÁSTICA

1.3.1 OBJETIVOS

A estação piloto descrita a seguir é destinada ao estudo de novas ligas com altas resistências mecânicas e térmicas, como as ligas de titânio, os aços inoxidáveis e compostos intermetálicos como os aluminetos de titânio. Essa estação de testes deve atender às novas necessidades e às seguintes funções: comportamento reológico, características das ligas após a conformação, validação experimental (BOULOS, 1999).

- Comportamento reológico:

Com a ajuda de diferentes matrizes evolutivas, é possível medir o comportamento reológico de um material em condições industriais graças a um método de medição e apuração aplicado à instalação SPF em baixas temperaturas. O estudo é composto de cinco etapas (BOULOS, 1999):

- a) Determinação do domínio de conformação ótimo (temperatura, taxa de deformação) que permite a obtenção de uma taxa de alongamento mais elevada possível.
- b) Modelagem do comportamento reológico e identificação dos parâmetros do modelo escolhido por apuração dos testes de conformação em matriz evolutiva.
- c) Aplicação dessa lei em um código de cálculo através da simulação da conformação de uma peça tipo.
- d) Realização dessa peça tipo com a aplicação dos resultados da simulação.
- e) Validação por comparação entre a simulação e a peça real.

- Características das ligas após a conformação:

Como para todos os processos de conformação, a estrutura dos materiais e suas características metalúrgicas sofrem modificações devidas às tensões térmicas e mecânicas aplicadas. Em conformação superplástica, o material é submetido ao mesmo tempo a essas duas tensões e a grandes deformações, o que pode provocar (BOULOS, 1999):

- a) O aparecimento e desenvolvimento de cavitações.
- b) A evolução da microestrutura metalográfica, o aumento do tamanho dos grãos e para certos materiais a mudança de fase.
- c) A mudança das características mecânicas, que são medidas através de ensaios de tração nos corpos de prova extraídos do fundo chato das peças cilíndricas.

- Validação experimental:

Uma validação experimental da escolha das ferramentas, dos processos e dos parâmetros de conformação, através da realização de algumas peças protótipos e verificação da qualidade geométricas e mecânicas, permite aprovar o ferramental e o processo de fabricação escolhidos (BOULOS, 1999). Para responder a esses objetivos, a instalação concebida por BOULOS apresenta as seguintes capacidades:

- a) Uma pressão máxima de conformação de 120 bar.
- b) Um intervalo de temperatura de utilização de 700 a 1100°C.
- c) Uma melhor precisão de pilotagem das diferentes pressões.

As capacidades elevadas levaram a escolhas tecnológicas originais que serão apresentadas no decorrer da descrição da instalação.

1.3.2 DESCRIÇÃO DA INSTALAÇÃO

Os altos níveis de pressão e temperatura causam um grande risco de fluência do ferramental. Para evitar o afinamento das paredes, foi concebido um forno autoclave que permite aplicar uma pressão exterior ao ferramental igual ou superior à pressão interior. Essa pressão externa resulta em três vantagens (BOULOS, 1999):

- Diminuição do volume do ferramental e seu custo;
- Diminuição do volume útil do forno e sua potencia de aquecimento;
- Diminuição da força de prensagem e da força do sistema hidráulico.

Em contrapartida, essa concepção original em conformação superplástica requer um forno com um envelope exterior isobárico resistente a uma pressão interna de 120 bar (BOULOS, 1999).

A instalação comprehende vários elementos:

1. O forno elétrico que é uma câmara isobárica formada de duas partes, uma inferior e uma superior. Cada uma delas é constituída de um envelope exterior, de um revestimento isolante e refratário e de uma ou duas resistências. Vários dispositivos anexos são necessários para assegurar os diferentes funcionamentos da máquina (BOULOS, 1999):

- O sistema hidráulico que assegura a manobra da parte superior e do ferramental inferior.
 - O circuito pneumático que alimenta com Argônio as diferentes câmaras.
 - A bomba de vácuo e o circuito de resfriamento.
2. O ferramental que é composto de uma matriz superior fixa munida de um sensor de deslocamento e uma matriz inferior acionada pelo cilindro de pressão (BOULOS, 1999).
3. O sistema informático de aquisição de dados e de pilotagem que comanda o conjunto de funções da instalação (BOULOS, 1999).

1.3.2.1 Forno

O forno é constituído de uma câmara isobárica de duplo envelope resfriada por água. Ele compreende (BOULOS, 1999):

- A câmara inferior fixa que suporta o ferramental inferior;
- A câmara superior móvel que é levantada por dois cilindros hidráulicos para a abertura. Ela suporta o ferramental superior;
- O fechamento da câmara é assegurado por um grampo de junta plana e dois gramos de mandíbula que garantem a vedação sob pressão;
- Dois gramos indexadores de segurança que garantem o bloqueio dos gramos de mandíbula quando o forno está fechado.

A movimentação dos diferentes elementos móveis do forno (câmara superior, gramos de mandíbula e gramos indexadores) é assegurada por cilindros hidráulicos. Suas posições são transmitidas ao sistema de controle por sensores lógicos (BOULOS, 1999).

O interior da câmara possui um revestimento isolante e refratário à base de feltro de carbono. No interior desse revestimento, três resistores em grafite asseguram o aquecimento do forno em três zonas independentes (BOULOS, 1999):

- O resistor superior situado em cima da matriz superior;
- O resistor lateral situado em torno da matriz inferior;
- O resistor inferior situado embaixo da matriz inferior.

Cada zona é pilotada e controlada separadamente e compreende:

- Um resistor em grafite;
- Uma alimentação elétrica de potência comandada pelo sistema de controle;
- Dois termopares, um ligado ao PC3000 e o outro ligado ao pirômetro.

A potência de aquecimento é de 48 kW (36 kW fornecidos pela resistência lateral e 6 kW por cada um dos resistores de cima e de baixo). Cada resistor é alimentado por uma tensão muito baixa (10/20 V) e alta intensidade. Essa potência permite atingir a temperatura de utilização em uma hora e meia (BOULOS, 1999).

A temperatura máxima do forno é de 1300°C e sua temperatura de utilização de 1100°C, considerando a natureza da liga que constitui o ferramental (BOULOS, 1999).

Alguns dispositivos anexos são necessários como (BOULOS, 1999):

- Circuito de resfriamento:

O circuito de água refrigerada mantém os seguintes elementos exteriores ao forno em temperatura ambiente: o envelope da câmara, os terminais elétricos dos resistores, os pés do ferramental e o cilindro de prensagem (BOULOS, 1999).

- Circuito de vácuo:

Os resistores em grafite e as placas de titânio necessitam uma atmosfera inerte para evitar sua destruição. Uma bomba de vácuo é utilizada para criar o vácuo na câmara do forno, no ferramental e na canalização antes do preenchimento com Argônio e início do aquecimento. Esse vácuo também evita a oxidação do ferramental e das chapas a serem conformadas (BOULOS, 1999).

1.3.2.2 Sistema hidráulico

O grupo hidráulico é composto essencialmente de um motor elétrico que alimenta duas bombas (BOULOS, 1999):

- A primeira, de alta vazão e baixa pressão, é utilizada para movimentar a parte superior do forno;
- A segunda, de baixa vazão (2 L/min) e alta pressão (210 bar), fornece a pressão que aperta o ferramental.

O sistema hidráulico desempenha duas funções (BOULOS, 1999):

- Movimentação do forno;
- Consiste na abertura e fechamento do forno para a colocação e a retirada da peça. A posição de cada elemento é verificada pelos contatos elétricos.
- Fechamento do ferramental:
- Assegura a vedação placa-matriz. A pressão de aperto é pilotada em função da pressão interna da ferramenta por um circuito de regulagem da pressão que é composto por: um limitador de pressão proporcional, um sensor de pressão e um cartão eletrônico de regulagem.

1.3.2.3 Sistema pneumático

A precisão da pressão da expansão é muito importante. Para determinar a lei de comportamento dos materiais em expansão SPF, deseja-se simplificar a apuração dos testes através da imposição de uma tensão de escoamento constante. Como a tensão depende da pressão, concluímos que a pressão deve ser então pilotada com uma grande precisão (BOULOS, 1999).

Para obter a precisão desejada (50 mbar) utiliza-se um circuito composto por (BOULOS, 1999):

- Garrafas de Argônio e reguladores manuais;
- Válvulas solenóides on-off montadas em série com estranguladores reguláveis manualmente;
- Sensores de pressão simples ou diferencial;
- Manômetros, filtros, válvulas de segurança e anti-retorno.

Todos esses elementos são ligados por canalização rígida ou flexível em aço inoxidável. O circuito pneumático é composto por (BOULOS, 1999):

- Duas linhas de alimentação: a linha de baixa pressão (70 bar) e a linha de alta pressão (120 bar);
- Três circuitos de pressão: o circuito de conformação, o circuito de contrapressão e o circuito de pressão de fechamento.

Cada uma das linhas de alimentação está ligada a duas garrafas de Argônio. Uma torneira permite trocar a garrafa durante a conformação, conservando o circuito ligado à segunda garrafa. Cada linha de alimentação possui um regulador manual sem grande precisão (+/- 5 bar) e de um sensor de pressão. Os dois sensores (ligados a duas telas e ao PC3000) permitem a verificação de que as pressões de alimentação são superiores à maior pressão necessária (BOULOS, 1999).

Os três circuitos de pressão asseguram a pressão de quatro câmaras diferentes (BOULOS, 1999):

- Circuito de conformação: assegura ao mesmo tempo a pressão de conformação sobre a face superior da chapa (no caso da conformação de uma chapa) e a pressão de conformação entre duas chapas (no caso de uma conformação após soldagem por difusão).
- Circuito de contrapressão: assegura uma pressão constante sobre a face inferior da chapa. Ela é necessária para evitar o desenvolvimento do fenômeno de cavitação.
- Circuito de pressão de fechamento: situado no exterior do ferramental, assegura seu fechamento e evita sua deformação por fluência à quente.

A vazão de cada circuito é controlada pelo operador por um conjunto de estranguladores manuais situados à jusante das válvulas solenóides. Para evitar o golpe de aríete, um quarto estrangulador é colocado em cada circuito. A quantidade de gás admitida depende (BOULOS, 1999):

- Do circuito escolhido e da abertura do estrangulador associado;
- Da diferença entre a pressão à montante (sensores) e à jusante (pressão real na câmara);
- Do tempo de abertura da válvula de admissão.

Quatro reguladores PID acoplados asseguram a regulagem de um circuito pelo comando das diferentes válvulas solenóides. A escolha do circuito é realizada por uma regulagem proporcional em função da diferença entre a medida e o setpoint da pressão (BOULOS, 1999):

$$\text{Regulação proporcional} = \frac{\text{setpoint da pressão} - \text{medida do sensor}}{\text{diferença máxima}} \times 100 \quad (38)$$

Esse método permite a aproximação em relação à curva teórica através da abertura das válvulas solenóides correspondentes (BOULOS, 1999).

1.3.2.4 Ferramental

O ferramental é localizado entre os três resistores em grafite. Ele é solicitado por uma temperatura de utilização de 1100°C e por uma pressão interna de 120 bar. Por essas razões uma liga refratária à base de Níquel (IN100/NF400) foi escolhida para sua concepção. O ferramental é composto de duas matrizes (BOULOS, 1999):

- A matriz superior, que é fixada sob a parte móvel do forno. Ela deixa passar em seu eixo um bastão de cerâmica que é posicionado sobre a peça a ser conformada e ligado a um sensor de posição. A pressão de conformação e a pressão de soldagem passam por essa matriz (BOULOS, 1999);
- A matriz inferior de fundo chato, que está ligada ao sistema de pressão hidráulico. Ela pode ser utilizada diretamente para a conformação de peças cilíndricas com fundo chato ou pode conter inserções, matrizes cônicas ou de formas complexas (BOULOS, 1999).

A zona de compressão da periferia da chapa apresenta nas duas matrizes dentes que se imprimem na chapa, assegurando assim uma boa vedação e impedindo o escorregamento da chapa ao longo da conformação (BOULOS, 1999).

1.3.2.4.1 Termopares

Dois termopares situados no interior de cada ferramental medem a temperatura nas proximidades da peça. Suas saídas são mostradas e utilizadas para o acompanhamento e registro do processo de conformação (BOULOS, 1999):

- Um é introduzido pela entrada de gás de pressão de expansão. Ele mede a temperatura na superfície do prensa-chapas;
- O outro é introduzido pela entrada de pressão hidrostática. Ele mede a temperatura no fundo da ferramenta.

1.3.2.4.2 Sensor de posição

O sensor de posição é do tipo magnetoestritivo. Ele é concebido para os cilindros hidráulicos, devendo suportar uma pressão elevada. Sua temperatura de utilização é a temperatura ambiente. Por essa razão o sensor é colocado no exterior da zona quente. Ele pode medir até 200 mm e sua precisão é de 0,1%. Um bastão em cerâmica carrega o imã móvel. Esse bastão é posicionado sobre a peça a ser conformada e segue sua deformação. Assim o sistema de aquisição de dados registra a evolução da altura da peça graças ao sensor de posição (BOULOS, 1999).

1.3.3 SISTEMA DE CONTROLE

A condução de um processo ou de uma máquina implica a coordenação de um grande número de parâmetros que são grandezas mensuráveis, como a temperatura, a pressão, as informações lógicas para indicar a posição ou informar sobre estados de alarmes, contato dos pressostatos. É necessário então um sistema que permite a realização de estratégias de regulagem com diferentes características de respostas (BOULOS, 1999).

Além da regulagem de base, um grande número de parâmetros da estratégia de regulagem devem ser considerados na condução de máquinas ou instrumentação. Dentre esses parâmetros, podemos citar as partidas, as paradas, os parâmetros em caso de ruptura de um sensor, a degradação das performances em modo de segurança... Em outras palavras, o sistema de regulagem gera os bloqueios e a sincronização entre todos os equipamentos (BOULOS, 1999).

No caso da conformação superplástica, deve-se, além de coordenar os parâmetros citados acima, comandar um circuito pneumático que deve gerar as vazões de gás para seguir uma lei de pressão (abertura e fechamento de diferentes válvulas) e registrar todos os parâmetros. Para a instalação em questão foram escolhidos o controlador Eurotherm PC3000 para a parte de controle e o programa WIZCON para a supervisão (BOULOS, 1999).

1.3.3.1 Controlador PC3000

O controlador PC3000 é um sistema de regulagem integrado e modular. Ele recebe sinais de diferentes sensores lógicos e analógicos e envia um retorno de sinais aos acionadores lógicos (válvulas solenóides e contactores) e analógicos (reguladores proporcionais de pressão, válvulas solenóides proporcionais e tiristores). O PC3000 contém uma unidade central e 12 módulos de entradas e saídas (BOULOS, 1999).

1.3.3.1.1 Unidade central

A unidade central possui um microprocessador 68000, que constitui o coração do PC3000. Ela está ligada a dois microcomputadores (BOULOS, 1999):

- O primeiro computador comporta o software de supervisão WIZCON que registra todos os eventos úteis e serve de interface entre o operador e a instalação.
- O segundo computador é utilizado para criar e modificar o programa que está registrado na memória da unidade central. O segundo computador não é utilizado durante a operação em modo normal da instalação.

A unidade central recebe os dados dos módulos de entrada/saída por meio do processador (BOULOS, 1999).

1.3.3.1.2 Os módulos de entradas/saídas

O controle e a aquisição de dados são realizados por intermédio de módulos de entradas/saídas que permitem a conexão direta entre sensores e acionadores. São 12 módulos isolados do resto do sistema e isolados entre si (BOULOS, 1999).

São 28 vias de entradas lógicas, 48 vias de saídas lógicas, 16 vias de entradas analógicas e 8 vias de saídas analógicas (BOULOS, 1999).

Os módulos de entradas são ligados aos diferentes sensores da instalação, enquanto os módulos de saída são ligados aos relés de controle dos diferentes órgãos (motores, válvulas solenóides, ...) (BOULOS, 1999).

1.3.3.2 Sistema de supervisão WIZCON

A supervisão do processo e a comunicação entre o operador e o controlador PC3000 são realizadas pelo programa WIZCON. Os parâmetros interessantes (pressão, temperatura, altura da peça, ...) são salvos em um arquivo de formato padrão que é, em seguida, lido e explorado com a ajuda de uma planilha Excel para a acompanhamento do ensaio de conformação (BOULOS, 1999).

- A partir do sistema de supervisão, o operador controla o processo através da execução de certas ações. As ações possíveis para o operador são (BOULOS, 1999):
- Lançamento de operações como a abertura e fechamento do forno, ciclo de conformação, etc.

- Modificação de valores das portas, como a potência de saída, abertura de uma válvula solenóide ou dar partida em uma bomba.
- Modificação de parâmetros da conformação como o setpoint da temperatura, a pressão ou a duração de execução de uma tarefa.
- Controle dos blocos de função como controle PID ou valor de um setpoint.

Essas operações são executadas a partir de telas sinóticas nas quais as variáveis controladas são botões para realizar uma ação ou variáveis numéricas como um setpoint de temperatura ou de pressão (BOULOS, 1999).

Um certo número de telas apresenta o estado dos diferentes órgãos da instalação e botões permitindo ao operador de intervir, seja para requisitar uma série de operações ou para modificar algum parâmetro da conformação. Esses diferentes menus de controle são (BOULOS, 1999):

- O menu inicial;
- Tela de manobra (abertura/fechamento);
- Tela de esvaziamento;
- Conformação, parâmetros.

Existem ainda telas anexas para o controle e a supervisão do estado de diferentes unidades como a pressão, a temperatura, as válvulas solenóides e o sistema de resfriamento (BOULOS, 1999).

1.3.4 PROGRAMA DE PILOTAGEM E CONTROLE

O sistema de regulagem e pilotagem PC3000 descrito anteriormente funciona graças a um programa informático que foi escrito no microcomputador de programação e transferido para a memória interna da unidade central. Trata-se de uma combinação de

programação em modo sequencial (grafcet) e de loops de regulagem contínuos (BOULOS, 1999).

O processo de conformação é um ciclo que necessita várias operações que são executadas na seguinte ordem: abertura do forno, carregamento da peça, fechamento do forno, esvaziamento, preenchimento das diferentes câmaras em pressão, execução do ciclo de conformação, balanceamento e esvaziamento do ferramental e da câmara, resfriamento do forno, purga à pressão atmosférica, abertura do forno e retirada da peça (BOULOS, 1999).

1.3.4.1 Controle do processo

O programa global conta com seis sequências. A primeira sequência, chamada “Início”, corresponde à inicialização e à colocação sob tensão. A segunda sequência, chamada “Estado Atual”, é uma verificação do estado físico do forno (aberto, fechado ou em estado intermediário) e eventualmente um procedimento de fechamento do forno seguindo todas as medidas de segurança (BOULOS, 1999).

Quando todas as condições são respeitadas, o sistema passa à terceira sequência, a “Espera”, até que o operador lance uma das três sequências seguintes (BOULOS, 1999):

- Manobra, que permite abrir e fechar o forno;
- Esvaziamento, que permite purgar o forno e o circuito;
- Conformação, que lança a operação de conformação das chapas.

1.3.4.2 Manobra

As operações de manobra são a abertura e o fechamento do forno. Essas operações permitem carregar a peça antes da conformação e retirar a peça após a conformação. A sequência “Parada de Emergência” bloqueia a manobra (BOULOS, 1999).

A operação de abertura só é efetuada se o forno estiver fechado e se o operador requisitar sua abertura. Antes da abertura do forno, uma operação de purga é necessária para assegurar que a câmara do forno está à pressão atmosférica (BOULOS, 1999).

A operação de fechamento só é efetuada se o forno estiver aberto e se o operador requisitar seu fechamento (BOULOS, 1999).

1.3.4.3 Purga

A operação de limpeza consiste em purgar o ar da câmara e, em seguida, enchê-la de gás inerte. Essa operação só é efetuada se o forno já estiver fechado. Uma purga dupla é realizada para minimizar a taxa de oxigênio. Ela é obtida por (BOULOS, 1999):

- Primeira purga até um “vácuo” de 0,1 bar;
- Preenchimento com gás inerte até uma pressão relativa superior à pressão atmosférica;
- Segunda purga de 0,1 bar;
- Preenchimento da câmara com Argônio para uma pressão relativa de 0,1 a 2 bar.

1.3.4.4 Conformação

Após o fechamento do forno, o carregamento da peça e a operação da purga, o ciclo de conformação está pronto para ser executado. A conformação pode ser efetuada segundo diferentes ciclos de acordo com a relação entre a pressão da câmara e pressão hidrostática. A evolução da pressão de expansão é obtida pela diferença entre a pressão de conformação e a pressão hidrostática (BOULOS, 1999).

A ordem de execução de um ciclo de conformação onde a pressão da câmara é inferior à pressão hidrostática é descrita abaixo (BOULOS, 1999):

1. A unidade de resfriamento é colocada em funcionamento. Se existe uma falha no sistema de resfriamento, a operação de conformação é interrompida e o sistema volta ao estado de “Espera”. No caso de bom funcionamento do sistema de resfriamento, o ciclo de conformação prossegue.
2. A unidade de aquecimento é colocada em funcionamento. A temperatura segue uma rampa para atingir o setpoint de temperatura.
3. O ciclo de conformação é executado assim que o setpoint de temperatura for atingido.
4. A unidade de aquecimento é desligada. Termina o ciclo de conformação. O sistema de resfriamento permanece ligado e o forno resfria até uma temperatura inferior a 50°C.
5. A câmara do forno é esvaziada para colocar em ar livre o conjunto de câmaras de pressão antes que o sistema entre em estado de “Espera”.

1.3.4.4.1 Resfriamento

O sistema de resfriamento é o primeiro a ser colocado em funcionamento, para que possa ser verificado seu bom funcionamento antes do lançamento do sistema de aquecimento. Dois modos de funcionamento são possíveis: o funcionamento normal em circuito interno através do grupo de refrigeração e o funcionamento de emergência em circuito externo (BOULOS, 1999).

Por medida de segurança, o sistema de resfriamento deve funcionar, em modo de emergência ou modo normal, enquanto o forno estiver quente. O fim do ciclo de resfriamento só é possível se a temperatura do forno for inferior a 50°C e se o ciclo de conformação tiver terminado. No caso de um corte de corrente, o resfriamento funciona em modo de emergência (válvulas normalmente abertas) enquanto o operador não fechar a válvula manual de alimentação (BOULOS, 1999).

1.3.4.4.2 Aquecimento

O sistema de aquecimento é colocado em funcionamento uma vez que a unidade de resfriamento funciona em modo normal (BOULOS, 1999).

1. O relé de potência de aquecimento, que comanda a alimentação do conjunto das zonas de aquecimento, é acionado.
2. Os três relés de controle da potência de cada zona (zona lateral, zona superior, zona inferior) são acionados.
3. Em seguida, cada unidade de potência de aquecimento é controlada pelo PC3000 graças a vários blocos de funções. Eles asseguram o bom acompanhamento do ciclo de temperatura: aumento da temperatura em rampa, patamar correspondente à temperatura de conformação e resfriamento em rampa. Os blocos de funções são:
 - Uma regulagem PID por zona que colocada em modo “RUN”;
 - Um controle RAMPE que programa o setpoint comum aos três PID para atingir a temperatura de conformação.

1.3.4.4.3 Expansão

Durante a expansão a pressão na câmara e no ferramental se eleva naturalmente devido ao aquecimento do gás sem variação do volume da câmara e da ferramenta (BOULOS, 1999).

$$\frac{P \cdot V}{T} = Cte \quad (39)$$

$$\frac{P_0 \cdot V}{T_0} = \frac{P \cdot V}{T} \quad (40)$$

$$\text{então } P = \frac{T_0}{T} P_0 \quad (41)$$

O ciclo de conformação conta com as seguintes fases:

- **Preenchimento da câmara e da ferramenta:** a ferramenta é aberta. Os circuitos de conformação e de pressão hidrostática estão em comunicação pela válvula de isolamento. De fato, a chapa pode provocar uma vedação na matriz inferior somente pelo seu peso. O preenchimento é realizado até o setpoint segundo uma rampa pelo circuito da câmara. Um patamar permite a estabilização da pressão em todos os circuitos (BOULOS, 1999).
- **Preenchimento da ferramenta:** a ferramenta é fechada e a pressão de fechamento assegura a vedação entre as diferentes câmaras. Ela é regulada em função da pressão de conformação. O preenchimento das duas câmaras da ferramenta é realizado segundo uma rampa regulada pelo circuito de pressão hidrostática. A válvula de isolamento permanece aberta. Um patamar permite a estabilização da pressão dentro da ferramenta (BOULOS, 1999).
- **Conformação:** a válvula de isolamento entre as duas câmaras é fechada. A pressão da câmara e a pressão hidrostática são mantidas constantes pela regulagem de seus circuitos respectivos. A pressão de conformação evolui segundo o ciclo de conformação por uma regulagem de seu circuito até o retorno a um valor igual à pressão hidrostática (BOULOS, 1999).
- **Esvaziamento da ferramenta:** os dois circuitos (circuito de pressão hidrostática e circuito de pressão de conformação) são colocados em comunicação. A ferramenta é então esvaziada pelo circuito de pressão hidrostática segundo uma rampa regulada até a pressão da câmara (BOULOS, 1999).
- **Esvaziamento da câmara e da ferramenta:** o conjunto câmara-ferramenta é esvaziado segundo uma rampa regulada até uma pressão mínima a quente de 8 bar. A expansão é então terminada. A potência de aquecimento é então desligada e o sistema de aquecimento continua a funcionar até o resfriamento da câmara do forno ($T < 50^\circ\text{C}$) (BOULOS, 1999).

1.3.4.5 Regulagem

Durante o ciclo de expansão, as regulações de pressão e de temperatura desempenham papéis muito importantes para uma melhor exploração da máquina e interpretação dos resultados dos ensaios (BOULOS, 1999).

Desejamos uma temperatura do ferramental homogênea e constante ao longo da conformação. Para isso, a temperatura na câmara do forno deve ser a mais uniforme possível (BOULOS, 1999).

A potência da zona lateral é suficiente para elevar a temperatura do ferramental a uma temperatura de 1300°C. Sendo que os pés da ferramenta são resfriados por um circuito de água, a perda de calor por condução é elevada em suas extremidades. Então, para compensar essa perda de calor, as zonas de aquecimento situadas embaixo e em cima da ferramenta são indispensáveis. A potência dessas fontes é equivalente à perda de calor (BOULOS, 1999).

Por essas razões, na concepção da instalação, o forno foi dividido em três zonas de aquecimento independentes. A regulagem dessas três zonas é independente. De fato, cada resistor é controlado por uma regulagem proporcional, integral e derivativa (PID) (BOULOS, 1999).

Foi verificado que a temperatura depende da pressão na câmara do forno. Ela é uniforme para uma pressão na câmara inferior a 25 bar. A partir dessa pressão, a temperatura da zona baixa do forno cai em função do aumento da pressão. Essa queda de temperatura é devida à convecção natural do gás ao longo das paredes frias da câmara. Ela não é compensada mesmo com o aquecimento à 100% de potência na zona baixa. Essa potência aumenta proporcionalmente à pressão da câmara até atingir a potência máxima autorizada pelo dimmer para uma pressão de 30 bar. A diferença de temperatura no interior da ferramenta é proporcional à diferença medida no forno (BOULOS, 1999).

Ensaios mostraram que uma pressão da câmara limitada a 10 bar permite a obtenção de uma boa homogeneidade da temperatura na ferramenta. Para o estudo das ligas de titânio, esse funcionamento é satisfatório pois a pressão de conformação permanece baixa e a ferramenta resiste bem à fluência a essa temperatura (BOULOS, 1999).

1.3.5 COMENTÁRIOS

A instalação e os diferentes equipamentos apresentados nesse capítulo permitem a realização de vários tipos de peças de diferentes formas geométricas (BOULOS, 1999):

- Peças cilíndricas para a caracterização mecânica;
- Peças cônicas para a caracterização reológica;
- Peças de várias chapas para determinar os parâmetros de soldagem por difusão.

A. Peças cilíndricas

A ferramenta cilíndrica principal permite a obtenção de diversas formas de peças por interrupção do ciclo de conformação. De fato, a conformação de uma peça cilíndrica envolve três domínios de deformação (BOULOS, 1999):

- Peça esférica, em conformação livre. A peça toma a forma de uma cúpula de raio superior ou igual ao raio da matriz;
- Peça cilíndrica com um fundo esférico. Uma parte da peça fica em contato com a parede cilíndrica da matriz e a cúpula não toca o fundo plano da matriz;
- Peça cilíndrica com o fundo plano. A peça toma a forma da matriz com o fim do ciclo completo de conformação. É a partir dessas peças que os corpos de prova de tração são obtidos (recorte do fundo plano da peça). Com a ajuda desses corpos de prova, é possível obter as novas características mecânicas do material.

B. Peças cônicas e evolutivas

Um conjunto de ferramentas de geometria evolutiva foi concebido para a caracterização reológica dos materiais. Graças ao sensor de posição, pode-se observar a evolução da deformação e determinar as características reológicas do material (BOULOS, 1999).

C. Peças de várias chapas

A instalação é equipada de um circuito pneumático que permite a realização de uma expansão entre duas chapas soldadas parcialmente por difusão (BOULOS, 1999).

2 FERRAMENTAL

2.1 SELEÇÃO DA LIGA E CONDIÇÕES DE TRABALHO

O ferramental está sendo concebido para a conformação da liga de titânio Ti-6Al-4V. Ela possui como vantagem o fato de ser uma liga comercial superplástica, o que facilita a obtenção do material. Seu custo é elevado, mas que se justifica pelas características interessantes da liga.

A janela do processo é definida pelos seguintes intervalos: temperatura entre 840°C e 930°C, taxa de deformação entre 10^{-4} e 10^{-3} e pressão entre 35bar e 40bar. Isso determina as condições de trabalho.

2.2 DESCRIÇÃO DO FERRAMENTAL

O ferramental completo é composto pelo prensa-chapa, pela válvula de pressão, pelos tubos e pelo tanque de gás comprimido. A parte do prensa-chapa ficará dentro do forno, as demais ficarão de fora. A figura seguinte ilustra o forno e a ferramenta.

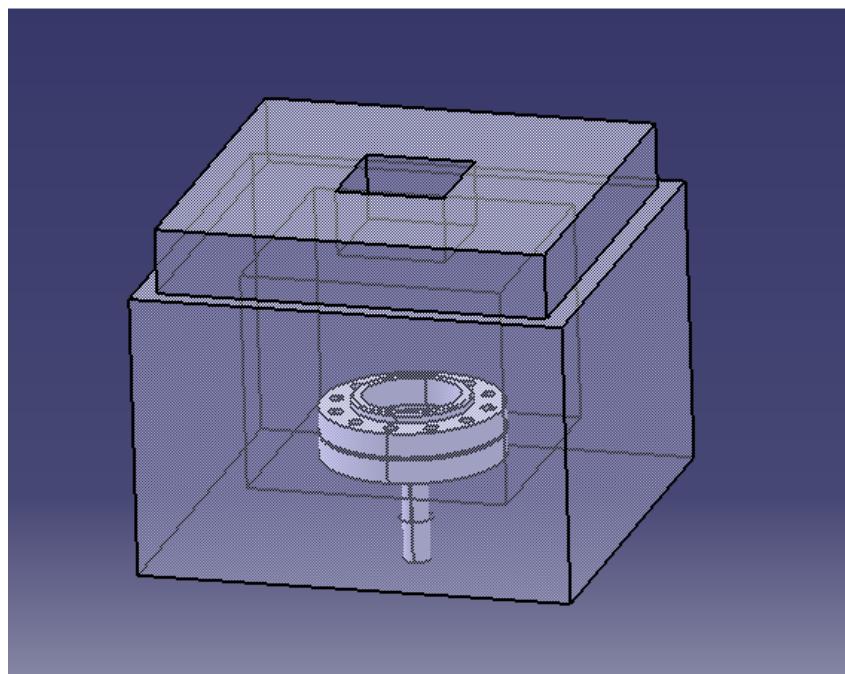


Figura 9 – Desenho esquemático do projeto

Essa etapa do trabalho tem como objetivo o detalhamento do dimensionamento da parte do ferramental que ficará dentro do forno. As demais partes são discutidas e selecionadas pelo doutorando Erick Petta Marinho [comunicação pessoal].

A ferramenta que será dimensionada é a parte do prensa-chapa do ferramental. Sua funcionalidade é prender o blank de Ti-6Al-4V de modo que a vedação seja mantida e o blank não escorregue, desse modo não será necessário um modelo para escorregamento com atrito. Na outra extremidade da ferramenta é acoplada a válvula de pressão que segue com tubos até o cilindro de argônio.

2.3 ESPECIFICAÇÕES DO PRENSA-CHAPA

A ferramenta será projetada para a liga Ti-Al6-4V cuja janela do processo está estimada em torno de 840°C e 930°C com pressões entre 35bar e 40bar. Considerando uma condição de trabalho extrema, os cálculos serão feitos para 1000°C e 40bar com um fator de segurança no mínimo 2. O material da ferramenta ou acabamento superficial não pode reagir com titânio e temos que evitar condições que propiciem a soldagem por difusão do titânio com a ferramenta.

O blank será circular e terá espessura que pode variar de 1mm a 2mm. O diâmetro não pode ultrapassar o tamanho da janela de vidro adaptada ao forno para que possa ser feita a instrumentação da máquina.

2.4 SOLUÇÕES

2.4.1 MATERIAL

Existem quatro possibilidades de material para a fabricação da ferramenta, cada um tem suas vantagens e desvantagens: inconel 625, AISI H13, AISI 310, AISI 304.

Tabela 3 - Comparação de tensão por temperatura (ASM Handbook, 1980)

Material	Temperatura (°C)	Tensão de ruptura (MPa)
Inconel 625	870	275
AISI H13	-	-
AISI 310	816	209
AISI 304	815	160

A princípio o inconel seria o material ideal, dentre os quatro materiais escolhidos é o que apresenta maior tensão de ruptura para todas as faixas de temperatura testadas (ASM Handbook, 1980). Porém as peças de inconel 625 teriam que ser todas importadas, o que demandaria muito tempo e alto custo, por isso o inconel não é uma possibilidade viável.

O H13 mantém a dureza em temperaturas próxima a 1000°C, mas acima dessa temperatura ele perde suas características de tempera, por isso não é recomendado para trabalhos de longo tempo nessa faixa de temperatura. Além disso, também tem a desvantagem de ser um material caro e suas peças também seriam importadas, então entre o inconel e o H13, o último é descartado como possibilidade de material.

O AISI 310 é classificado como aço refratário, idealmente o AISI 310L, mas é uma liga dificilmente encontrada no comércio para produção de um protótipo. O AISI 310 é recomendado para trabalhos na temperatura de no máximo 1150°C, atendendo perfeitamente os requisitos de projeto.

O AISI 304, quando comparado com o AISI 310 na temperatura de trabalho (1000°C), apresenta resistência à tração mais baixa, o que implicaria em paredes mais grossas e um farramental mais pesado. No entanto, por ser um aço com disponibilidade comercial maior que o AISI 310, torna-se uma excelente opção.

Apesar das dificuldades quanto à comercialização do AISI 310 ele é a melhor opção de material para a ferramenta que vamos desenvolver. Ele atende aos requisitos de projeto e é viável financeiramente.

Tabela 4 - Resistência à tração

Material	Temperatura (°C)	Resistência à tração (kgf/mm ²)
Inox 304	1093	3,8
Inox 310	1093	9,5

2.4.2 ACABAMENTO SUPERFICIAL

Para evitar a soldagem por difusão a primeira sugestão é fazer a nitretação da ferramenta. Será feita uma pesquisa acadêmica em busca de mais soluções para efeito de comparação. Também será pesquisada a viabilidade comercial da nitretação de um protótipo.

Além da nitretação também foi cogitada a possibilidade de espalhar nitreto de boro cúbico entre a superfície do flange de inox e o blank para evitar a soldagem por difusão.

2.4.3 GEOMETRIA

A princípio existe uma geometria ideal da ferramenta: uma peça única usinada a partir de um tarugo de 254mm e um flange liso de 203,2mm nominal para fixar o blank de titânio. Tal ferramenta é totalmente inviável por não ser possível sua usinagem, porém é a partir dela que as próximas ferramentas serão sugeridas.

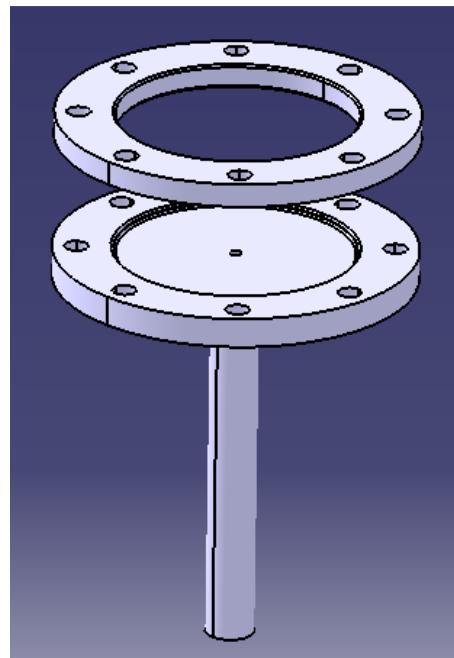


Figura 10 – Solução 1

A ferramenta será dividida em três peças de modo que torna-se necessária uma junção, que é crítica devido à temperatura e à pressão de trabalho. A forma mais óbvia de junção seria a solda, porém, como ela teria função estrutural, as chances de trincar e deixar escapar o ar pressurizado seriam grande, atrapalhando o controle do ciclo de pressão.

Para a solução apresentada a seguir, dividiu-se a ferramenta em um flange de 76,2mm com pESCOÇO, um flange cego usinado de 203,2mm e um flange liso de 203,8mm. A junção seria feita com uma junta comercial da TEADIT, a camprofile® com micaflex®, que é feita com o núcleo de material igual ao material da ferramenta e um acabamento a partir de mica. Essa junta suporta, nominalmente, até 1000°C e 50bar. Surge o problema de se trabalhar no limite, com fator de segurança 1, mas não há uma junta que suporte condições de trabalho mais críticas.

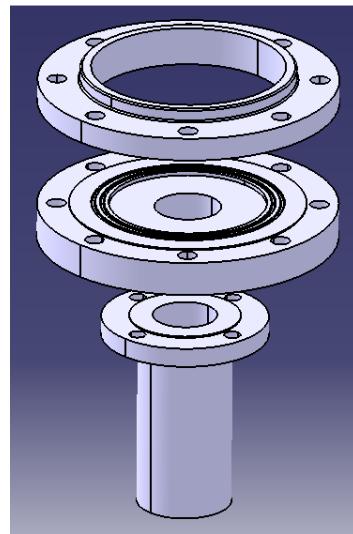


Figura 11 – Solução 2

Para a terceira e última solução foi apresentada a ferramenta dividida em três partes, sendo um tubo nominal de 50,8mm, um flange cego usinado de 203,2mm e um flange liso de 203,2mm. Nessa solução a junção entre o flange cego e o tubo será feito por rosca e será usado um cordão de solda para fins de vedação e não estruturais. A grande vantagem dessa solução é o tamanho do furo que terá que ser feito no forno, que reduz de $\phi 130\text{mm}$ para $\phi 80\text{mm}$. Além disso, a junção entre as peças é muito mais simples e as condições de trabalho não estarão no limite crítico.

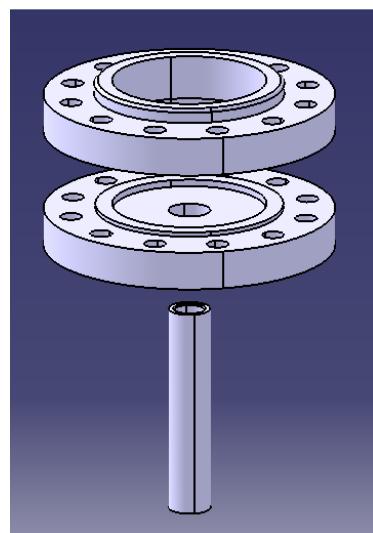


Figura 12 – Solução 3

2.4.4 VEDAÇÃO

Para a vedação foram levantadas quatro possíveis soluções. A primeira é a mais simples: colocar a chapa de titânio em contato com duas superfícies lisas do inox AISI 310. No entanto, existe a chance do blank escorregar entre os dois flanges e então teríamos que modelar o atrito. Nesse modelo a vedação também não está garantida e podemos obter resultados não esperados.

Surgiu então a possibilidade de serem usinados perfis negativos em um flange e positivos no outro, com o intuito de deformar a borda do blank no fechamento para evitar o escorregamento e tentar manter a vedação. Porém, devido as propriedades mecânicas do titânio teríamos dificuldades de garantir a deformação da chapa de modo a preencher o perfil nos flanges e garantir a vedação.

A terceira solução foi a utilização dos anéis camprofile® entre o blank e o flange superior. Nessa solução os flanges tem a superfície lisa. Como não há garantia que o anel vai expandir o suficiente para manter a vedação e a fixação do titânio, essa solução também foi descartada.

A quarta e última solução sugere a colocação de um anel de cobre entre a placa de titânio e o flange inferior. Com a temperatura e pressão a qual o material será submetido, o blank ficará soldado no flange inferior, garantindo assim a vedação e fixação do blank. A remoção pode ser feita através da serragem do titânio expandido e depois a ferramenta será limpa com um passo de fresa.

2.5 DIMENSIONAMENTO

Escolhida a terceira solução, para dimensionar o tubo será utilizado o modelo de vaso de pressão (HIBBELER, 2008).

$$\sigma_1 = \frac{pr}{t}$$

Sendo σ_1 a maior tensão no vaso de pressão, esta será a tensão crítica analisada. Para o AISI 310 com fator de segurança 4 precisa-se de uma espessura de 7,3mm. Comercialmente, o mais próximo é um tubo de diâmetro externo de 60,33mm e parede de 8,71mm (padrão 160-S).

Para o flange, trabalhando com uma pressão de 40bar, foi feita a simulação gráfica no CATIA de análise estática para as dimensões comerciais. Concluiu-se que as dimensões que garantem segurança para o projeto são as da classe normatizada de 600lbs. Essas dimensões estão ilustradas a seguir.

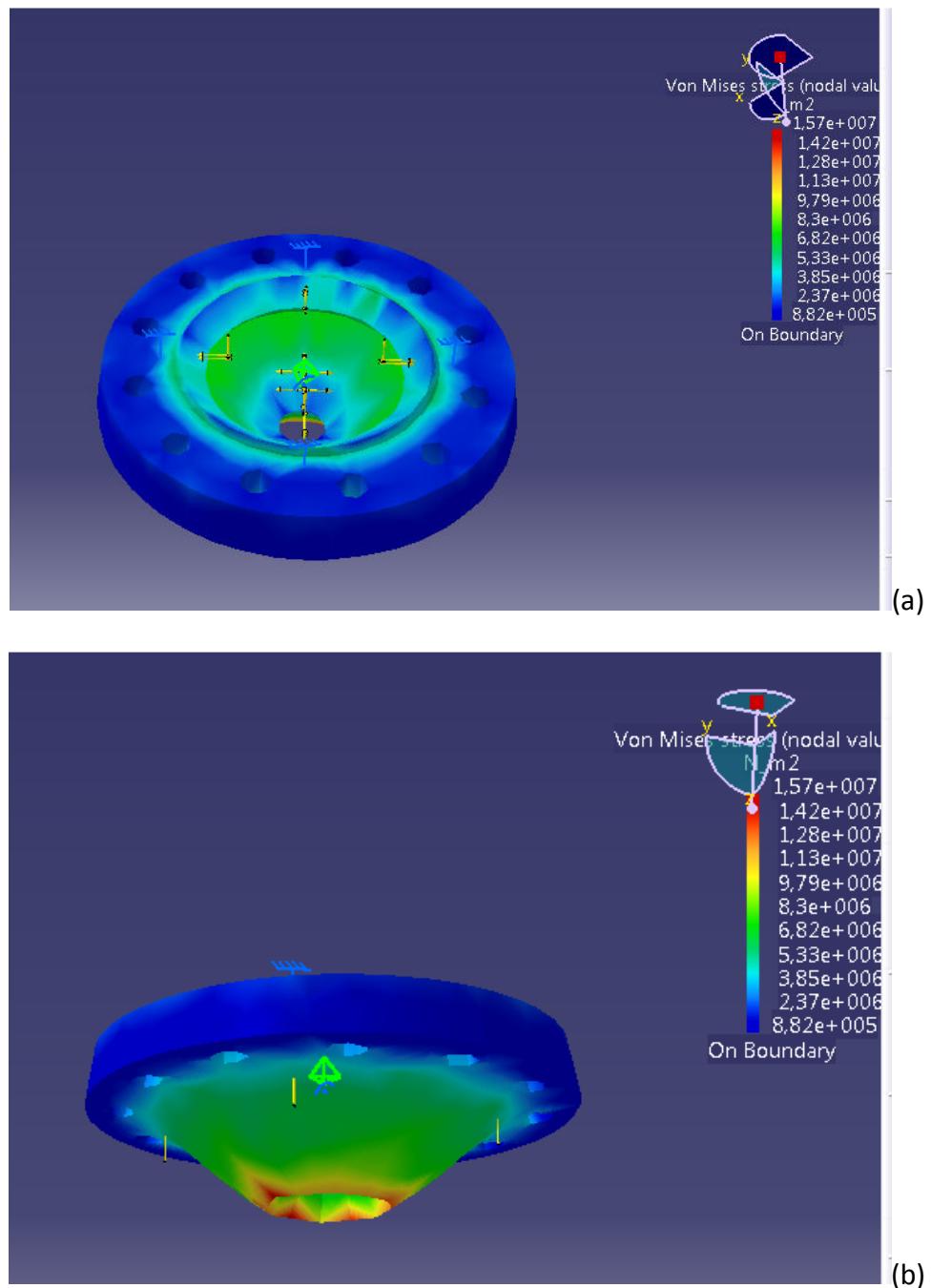


Figura 13 - Simulação gráfica. (a) vista superior (b) vista inferior

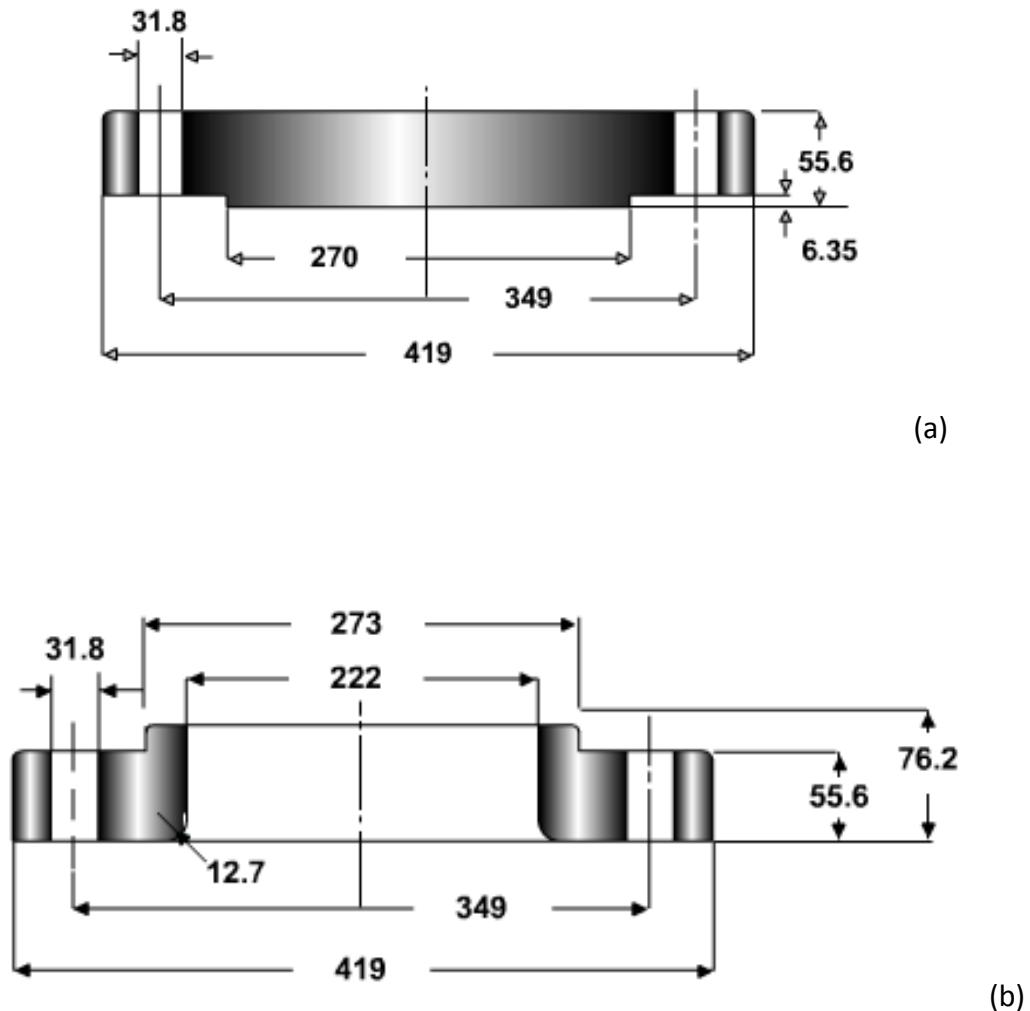


Figura 14 – Flanges padrão 600lbs. (a) cego (b) lap-joint (Valmec, 2011)

2.6 AQUISIÇÃO E USINAGEM

Por conta do material selecionado AISI310 não foram encontrados os flanges nas dimensões especificadas. Foi feita a compra de duas bolachas forjadas do material e um tubo. Esse material foi encaminhado para usinagem em uma empresa localizada em São Carlos. A distância se justifica pela dificuldade encontrada na busca de empresas que usinassem protótipos do material especificado.

Os flanges passaram pela remoção da carepa em uma das faces e em seguida foram colocados em um centro de usinagem onde ocorreram as demais etapas do processo. Pro fim foram feitos os furos e a rosca.



Figura 15 – Usinagem da matriz inferior

3 ETAPA EXPERIMENTAL – ENSAIO DE EXPANSÃO SUPERPLÁSTICA

3.1 OBJETIVOS

O objetivo do projeto é fazer ensaios de expansão superplástica com a taxa de deformação constante e medir isso utilizando o ARAMIS. Para tanto é necessário que se faça uma calibração em etapas a fim de ajustar todos os possíveis desvios óticos existentes no equipamento que fará a expansão.

3.2 DESCRIÇÃO GERAL DO EXPERIMENTO

O experimento proposto inicialmente é fazer a expansão superplástica com a liga de Pb60Sn40, já que esta tem sua janela superplástica à temperatura ambiente e, portanto não tem interferência ótica que necessite de ajuste.

A sequência para calibrar o ARAMIS é fazer o experimento ainda com a liga Pb60Sn40 através de uma janela espessa de vidro e, por fim, fazer o experimento com a liga de titânio à temperatura de 925°C. Esses ensaios serão realizados posteriormente pelo doutorando Marinho.

O equipamento final é composto pelo sistema de pressurização, a ferramenta, o forno, o sistema de resfriamento e itens de instrumentação e controle.

O sistema de pressurização possui um cilindro de argônio, na saída do cilindro tem uma válvula que regula a máxima pressão, em seguida temos uma válvula que será controlada para regular a pressão e manter a taxa de deformação constante. O gás chega até a ferramenta por tubos. Foi usinada uma conexão que faz a redução de 2" (saída do tubo) para ¼".



Figura 16 – Sistema de pressurização e controle

A ferramenta tem uma entrada de pressão pelo tubo o qual recebe uma jaqueta de resfriamento para evitar danificar os itens que compõe o sistema de pressurização devido as altas temperaturas. Ela é encaixada dentro do forno e o sistema de fixação do blank é feito através do fechamento por 12 parafusos.

O forno é fornecido pela GRION, atinge temperaturas de até 1150°C com estabilidade de 1°C. É uma caixa refratária com resistências distribuídas de modo a garantir a distribuição uniforme da temperatura. Em sua tampa superior tem uma janela espessa de vidro com dimensões de 250x250mm. A janela foi feita para que o ARAMIS possa enxergar o ensaio que será realizado dentro do forno uma vez que o equipamento de medição não suportaria tais temperaturas.



Figura 17 – Forno

O sistema de resfriamento é uma simples jaqueta que abraça o tubo e por ela passa um fluido que retira calor do tubo.

A parte de instrumentação é composta por um transdutor que faz tomada de pressão o mais próximo possível do local onde irá ocorrer a expansão superplástica, devido a alta temperatura o mais próximo que se consegue chegar é entre o tubo da ferramenta e o sistema de pressurização. O transdutor é conectado ao Quantum, equipamento que faz a aquisição de dados e envia para o computador. Além disso, temos os termopares do forno para medir a temperatura e o ARAMIS que mede a taxa de deformação.



Figura 18 – Instrumentação

O controle é feito pelo computador que analisa os dados e controla pressão e temperatura.

Na simplificação do experimento para a liga Pb60Sn40 vamos utilizar a ferramenta em temperatura ambiente, o ARAMIS com visão direta para o blank, o transdutor para tomada de pressão e uma válvula de pressão manual. Como se trata da liga Pb60Sn40 o gás utilizado pode ser ar comprimido.

A liga Pb60Sn40 foi adquirida em forma de barras e a produção dos balnk foi feita através do processo de laminação realizado no laboratório da Faculdade de Engenharia Industrial (FEI). Essa chapa é recortada com tesoura ou estilete no tamanho desejado. Após esse processo tem que ser feita uma pigmentação do material para que o ARAMIS possa identificar os pontos. A pigmentação é feita pintando a superfície do blank com tinta spray branca fosca e em seguida nebulizando tinta spray preta de modo a obter uma uniformidade de tons cinza. Assim o blanck está pronto para o ensaio.

Antes de iniciar o ensaio é feita a calibração do ARAMIS que será explicada com mais detalhe no próximo item. Com o *blank* pronto e a calibração feita, fecha a ferramenta, conecta o sistema de pressurização, o transdutor e liga o sistema de aquisição de dados. Em seguida liga o ARAMIS e por fim abre a pressão, que é controlada manualmente de acordo com o ciclo de pressão proposto.

3.3 ARAMIS

3.3.1 VISÃO GERAL

O ARAMIS é um sistema óptico de medição de deformações 3D sem contato. Ele fornece testes em objetos de forma dinâmica e estática: superfície de coordenada 3D, deslocamento 3D e velocidade, valores de superfície de tensão, valores de tensão. A representação gráfica dos resultados de medição permite um entendimento ótimo do material e do comportamento do componente.

Diferente de outras tecnologias, o ARAMIS é uma solução robusta para análise de campo de pequenos exemplares (mm) até grandes componentes (acima de 10 m). As medições são carregadas independentemente da geometria e temperatura sem consumo de tempo e de alto custo na preparação de amostras.

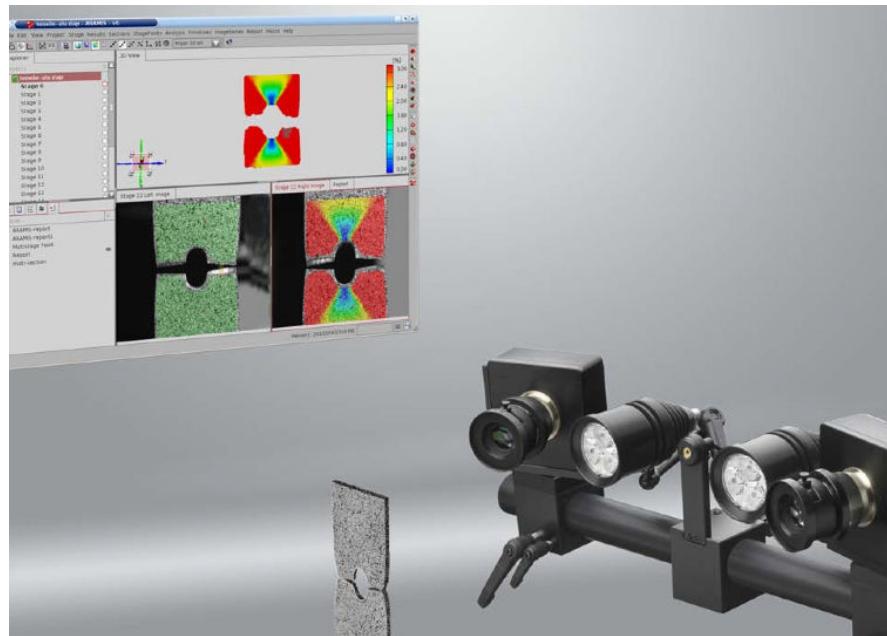


Figura 19 – Sistema ARAMIS (GOM, 2007)

O ARAMIS reconhece a estrutura da superfície do objeto medido através de imagens de câmeras digitais e estabelece coordenadas aos pixels da imagem. A primeira imagem no projeto de medição representa o estado não deformado do objeto.

Após ou durante a deformação do objeto medido, outras imagens são gravadas. Em seguida, o ARAMIS compara as imagens digitais e calcula o deslocamento e a deformação das características do objeto.

Se o objeto medido possuir poucas características, como é o caso de superfícies homogêneas, é necessário preparar essas superfícies por meio de métodos adequados. Um desses métodos é a aplicação de um padrão estocástico de cores por spray.



Figura 20 – Exemplo de padrão estocástico (GOM, 2007)

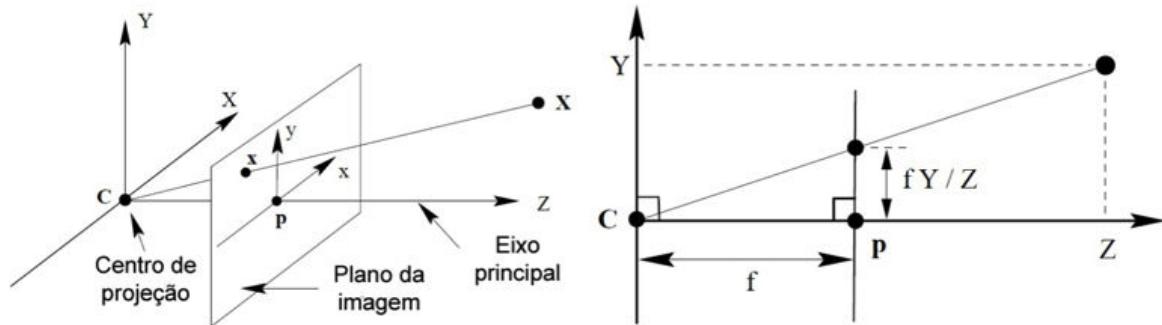
O ARAMIS é particularmente adequado para a determinação de propriedades dos materiais, análise de componentes, verificação da análise de elementos finitos, controle em tempo real dos dispositivos de teste.

O ARAMIS fornece resultado em tempo real para múltiplas posições de medições na superfície da amostra. Isto é diretamente transferido para dispositivos de testes, unidade de aquisição de arquivo ou processamento de softwares.

3.3.2 PRINCÍPIO DE MEDAÇÃO

O princípio que fundamenta a medição dos pontos superficiais utilizando coordenadas 3D é a fotogrametria. Esse método baseia-se na correspondência entre a distribuição de valores do nível de cinza de uma área retangular de pixels (faceta) não deformada com os valores da distribuição do nível de cinza da mesma área no estado deformado (TOMÁNEK & KAFKA, 2006).

O sistema usa projeção central para a conexão funcional entre as coordenadas dos pixels das imagens das câmeras e as coordenadas do objeto medidas. Pode-se observar esquematicamente essa relação na figura abaixo.



(ZISSEMAN, 2003)

O centro de projeção é a origem e o plano da imagem é o plano $Z = f$; as coordenadas globais $(X, Y, Z)^T$ são mapeadas pelas coordenadas $\left(\frac{fX}{Z}, \frac{fY}{Z}, f\right)^T$ no espaço ou $\left(\frac{fX}{Z}, \frac{fY}{Z}\right)^T$ no plano da imagem (HARTLEY & ZISSEMAN, 2003).

Após entender o tipo de projeção que está por trás da correlação de imagens 3D com as coordenadas dos pixels no plano 2D, explica-se o princípio de medição da fotogrametria.

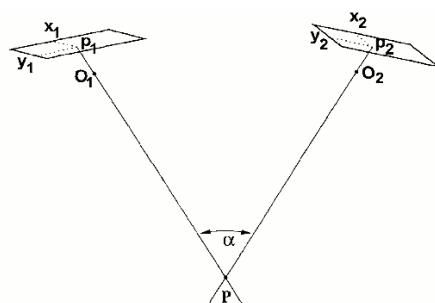


Figura 22 – Princípio de medição da fotogrametria (TOMÁNEK & KAFKA, 2006)

As coordenadas do objeto 3D (x, y, z) são determinadas pela intersecção das retas centrais que cada câmera possui. Na figura acima, os planos retangulares representam as câmeras e O_1 e O_2 são os centros de perspectiva. A representação do ponto P em ambos os chips CMOS das câmeras são atribuídos respectivamente a O_1 e O_2 , (x_1, y_1) e (x_2, y_2) . Se a posição das duas câmeras e dos dois pontos imagem homólogos são conhecidos, o ponto objeto correspondente $P(x, y, z)$ pode ser calculado. Esse procedimento é conhecido como intersecção espacial.

O princípio de mapeamento de deslocamento baseia-se em localizar e comparar as mudanças de movimento de cada faceta que sofreu alteração. Cada faceta é comparada na imagem atual com a imagem de referência (estado sem deformação) através dos dados aquisitados pelas duas câmeras. Essas alterações e comparações estão representadas na figura abaixo.

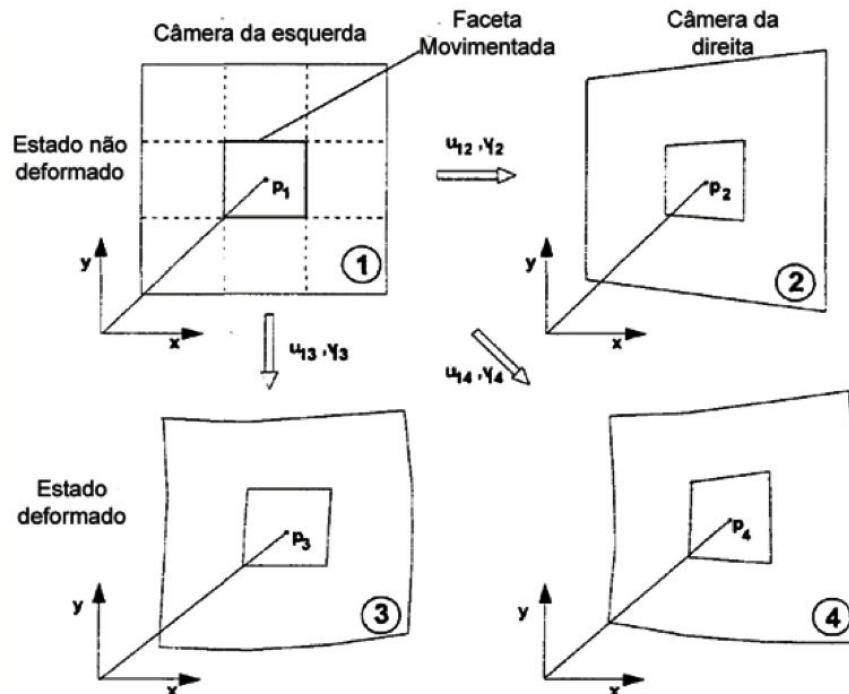


Figura 23 – Técnica de mapeamento do campo de deslocamento (TOMÁNEK & KAFKA, 2006)

3.3.2.1 PRINCÍPIO DA MEDIÇÃO DOS DESVIOS

Para um setup de medição 3D, utiliza-se duas câmeras previamente calibradas. O alvo de medição precisa estar dentro do espaço 3D calibrado. Depois de configurado o software de medição, imagens são gravadas (monocromáticas, câmera direita, câmera esquerda) em vários estágios de deformação do objeto medido (GOM, 2007).

Após ser definida a área de medição desejada (máscara computacional) como também o ponto inicial, a medição é realizada (GOM, 2007).

Durante a medição, o ARAMIS observa a deformação através das facetas. A figura abaixo mostra a representação da uma faceta de 15X15 pixels com uma área de sobreposição de dois pixels no estágio inicial de deformação (GOM, 2007).

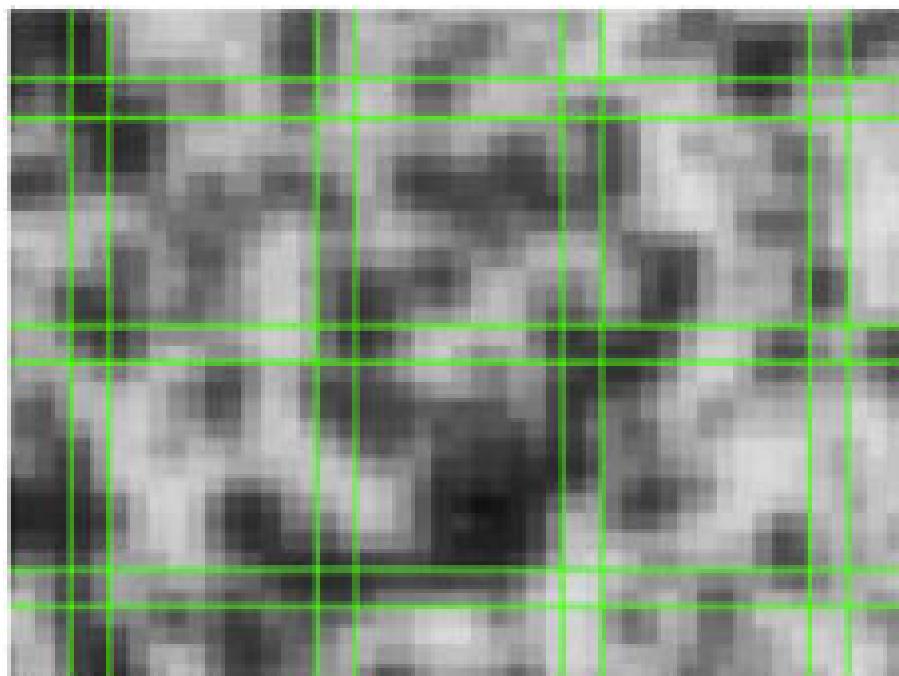


Figura 24 – Faceta de 15X15 pixels com área de sobreposição de 2 pixels. (GOM, 2007)

O tamanho da faceta em pixels deve ser definido no software. Em diferentes estágio de deformação as facetas são identificadas e seguidas através do seu nível de cinza.

Observa-se, na figura a seguir, a variação da posição dos pixels acompanhando o tracejado verde, que muda de posição em comparação com a linha branca (que representa o estado não deformado da faceta analisada).

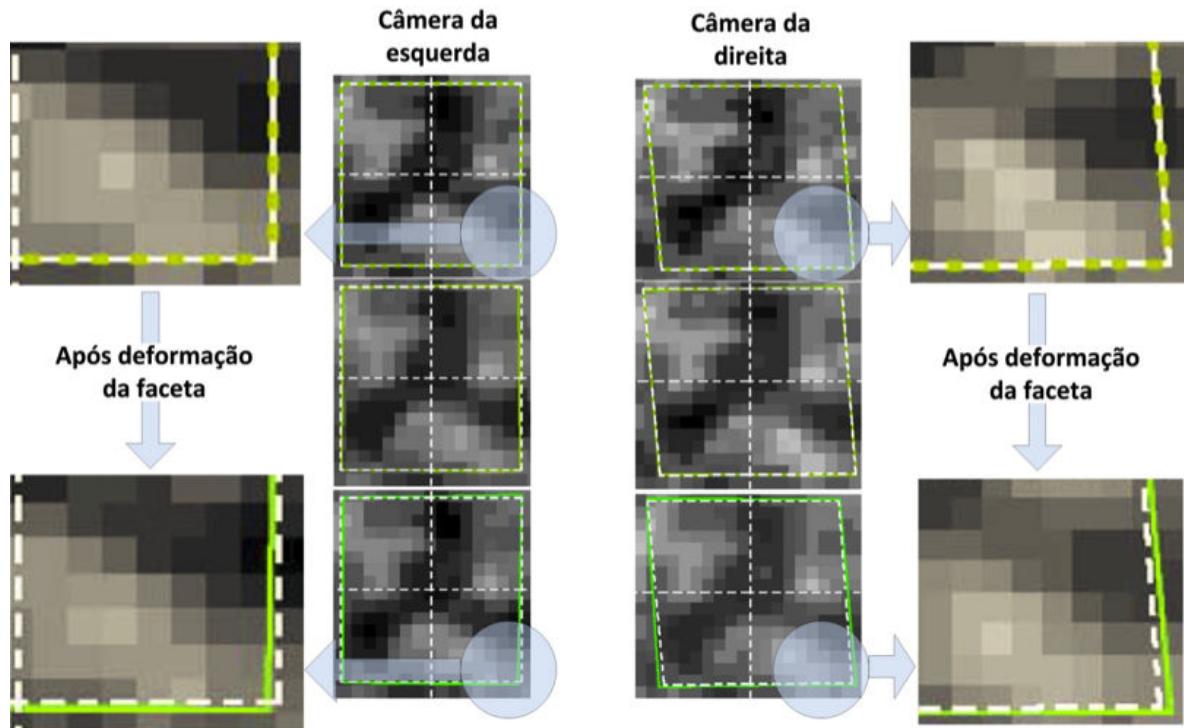


Figura 25 – Visualização da análise comparativa entre a posição inicial dos pixels (linha branca) e a posição dos pixels pós deformação (tracejado verde) (GOM, 2007) adaptado

O sistema determina as coordenadas 2D das facetas desde os cantos até os centros resultantes. Através de métodos fotogramétricos, as coordenadas 2D de uma faceta observadas pela câmera da esquerda e as coordenadas 2D da mesma faceta observadas pela câmera da direita formam uma coordenada 3D comum (GOM, 2007).

Após a aquisição de dados, há um tratamento de sinais que objetiva reduzir o ruído de medição, como também eliminar outras perturbações locais. O resultado da medição fica disponível finalmente em uma vista 3D.

3.3.2.2 COMPUTAÇÃO DAS FACETAS

Utilizando uma faceta como exemplo, expõe-se o princípio computacional utilizado em um ponto 3D através de 21 estágios de deformação.

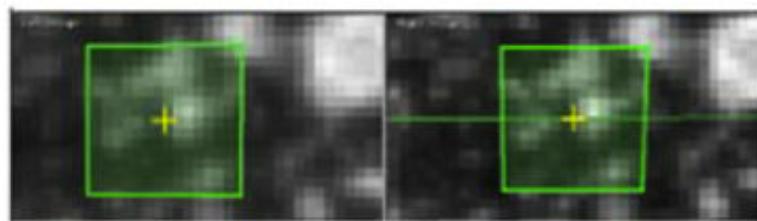


Figura 26 – Exemplo de definição do ponto inicial (GOM, 2007)

Seguem os passos do cálculo computacional do ponto de vista prático:

- Inicialmente a computação a faceta requer a definição, de maneira automática ou manual, do ponto inicial em todos os estágios.
- O tamanho da faceta verde depende da definição do campo quando o projeto é criado.
- O cálculo computacional começa na imagem esquerda do estágio não deformado.
- Devido a definição do ponto inicial, o software sabe em princípio a posição das facetas na imagem 2D. Através identificação do padrão estocástico de uma faceta nas imagens esquerda e direita, a faceta retangular é otimizada. Com as coordenadas 2D da faceta obtidas (ponto central da faceta) nas imagens esquerda e direita, o software calcula a posição 3D da faceta;
- Após o cálculo da posição 3D de um estágio, o software continua automaticamente com o próximo estágio. Ele realiza o cálculo da posição 3D da faceta no novo estágio;
- Em seguida realiza-se o cálculo da deformação, que resulta do deslocamento dos pontos 3D entre os estágios.

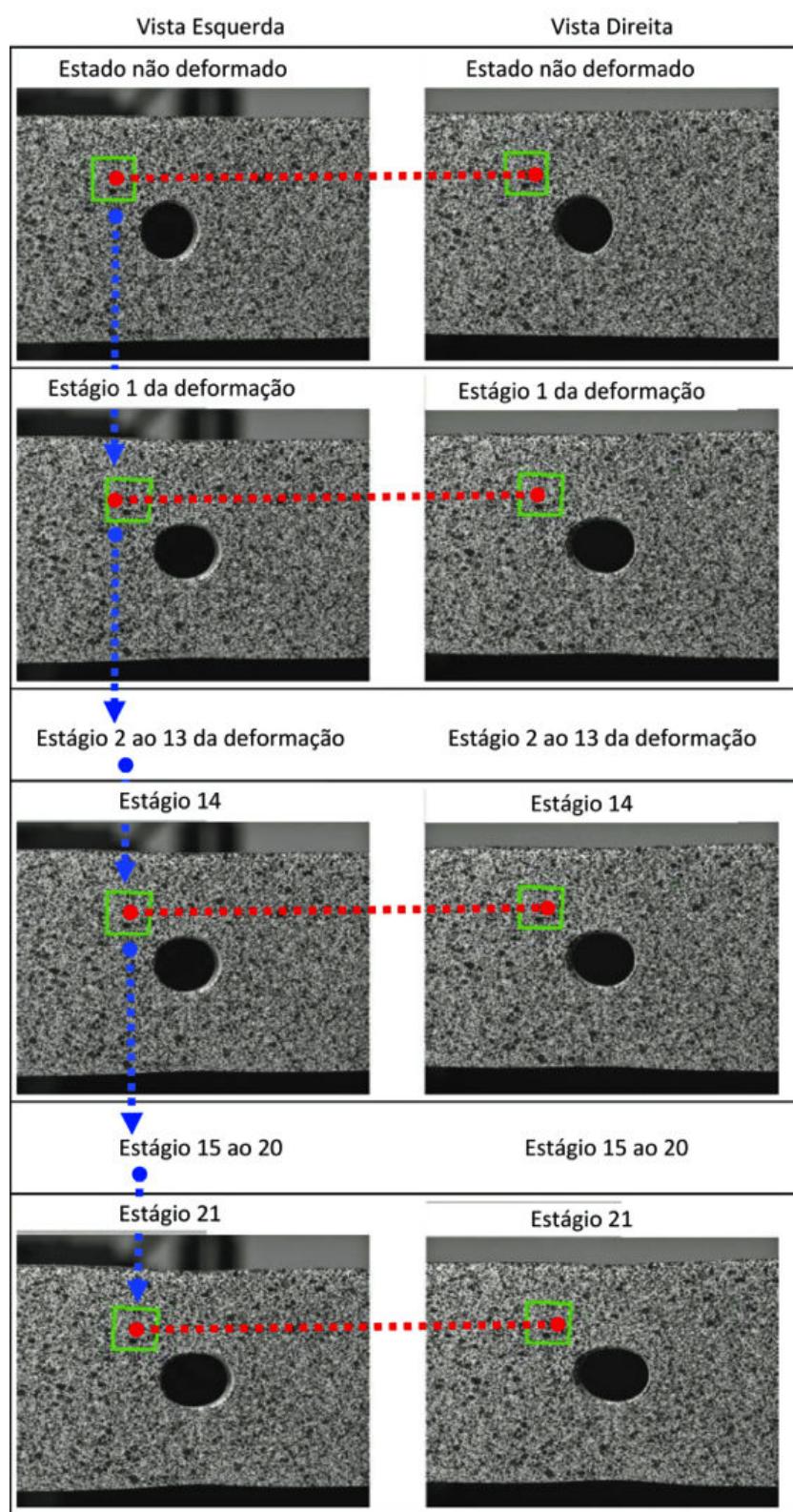


Figura 27 – Esquema ilustrativo do cálculo computacional realizado com as facetas (GOM, 2007)

3.3.3 AS BASES DA DEFORMAÇÃO UTILIZADA NO ARAMIS

3.3.3.1 CONCEITOS BÁSICOS DO CÁLCULO DA DEFORMAÇÃO 2D

No software da GOM, a nomenclatura utilizada para as variáveis segue a convenção alemã e pode ser observada no trabalho do Vulcan (VULCAN, 2006):

- Deformação de engenharia: ε
- Logaritmo da deformação (verdadeira): φ

Com as técnicas de medição óptica, as coordenadas, deslocamentos e deformações são determinados somente na superfície dos objetos medidos. Isso significa que o cálculo é limitado a deformações locais, que são tangenciais à superfície. Como falta a componente perpendicular à superfície, não é possível calcular o tensor de deformação 3D completo. Nesse caso, o cálculo da variação de espessura é baseado no modelo de volume constante do material durante a carga. No caso do nosso experimento, trata-se de um modelo sem escorregamento da chapa em relação à matriz.

3.3.3.1.1 A DEFORMAÇÃO TÉRMICA

Deformação é a medida de quanto um elemento linear se deforma (TOMÁNEK & KAFKA, 2006).

$$\lambda = \lim_{n \rightarrow 0} \left(\frac{l + \Delta l}{l} \right)^n \quad (1)$$

A relação de estiramento λ é a elongação relativa de um elemento de linha infinitesimal. O valor da deformação (ε) pode ser definido em função de λ .

Deformação técnica:

$$\varepsilon^T = f(\lambda) = \lambda - 1 \quad (2)$$

Deformação logarítmica ou verdadeira:

$$\varepsilon^L = \varphi = f(\lambda) = \ln(\lambda) \quad (3)$$

Deformação de Green:

$$\varepsilon^G = f(\lambda) = \frac{1}{2} (\lambda^2 - 1) \quad (4)$$

Até aqui, foi definida a relação de estiramento para o caso unidimensional e foi realizada a descrição geral da medição de deformação. Essas ideias serão estendidas para o caso bidimensional.

3.3.3.1.2 O TENSOR GRADIENTE DE DEFORMAÇÃO

Com objetivo de representar quantitativamente a deformação de um elemento de superfície, o tensor gradiente de deformação F é introduzido. O tensor gradiente de deformação transforma um elemento de linha $d\mathbf{X}$ em um elemento de linha $d\mathbf{x}$. Em ambos os casos, o elemento de linha conecta as mesmas coordenadas do material. Teoricamente, esse elemento deve ser um elemento de linha infinitesimal. A figura seguinte ilustra esse caso (GOM, 2007).

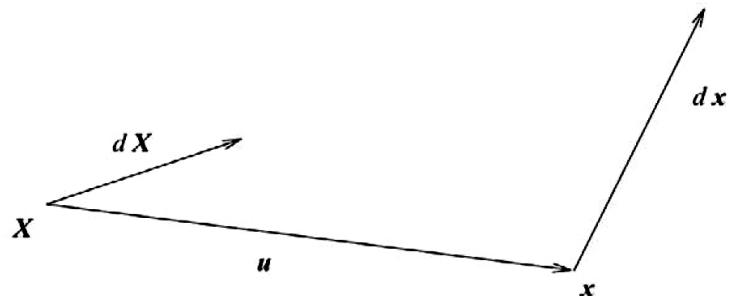


Figura 28 – Translação (u) e deformação de um elemento de linha (GOM, 2007)

Dessa forma, o tensor gradiente de deformação define-se como:

$$d\mathbf{x} = \mathbf{F} \cdot d\mathbf{X} \quad (5)$$

A desvantagem do tensor gradiente de deformação é que a rotação e o estiramento são modelados usando uma única matriz. Esse fato pode ser contornado através da separação do gradiente de deformação em dois tensores: uma matriz de rotação pura e um tensor de estiramento puro. A matriz pode ser decomposta de duas formas diferentes:

- Decomposição em rotação \mathbf{R} e tensor de estiramento à direita \mathbf{U} :

$$\mathbf{F} = \mathbf{R} \cdot \mathbf{U} \quad (6)$$

- Decomposição em tensor de estiramento à esquerda \mathbf{V} e rotação \mathbf{R} :

$$\mathbf{F} = \mathbf{V} \cdot \mathbf{R} \quad (7)$$

3.3.3.1.3 Definição dos valores de deformação x-y em 2D

Os valores de ε_x , ε_y e ε_{xy} podem ser lidos diretamente do tensor simétrico de estiramento \mathbf{U} , que se escreve da seguinte forma:

$$\mathbf{U} = \begin{pmatrix} U_{11} & U_{12} \\ U_{21} & U_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 + \varepsilon_x & \varepsilon_{xy} \\ \varepsilon_{xy} & 1 + \varepsilon_y \end{pmatrix} \quad (8)$$

Os valores de deformação ε_x , ε_y e ε_{xy} possuem a desvantagem de serem definidos como dependentes do sistema de coordenadas.

Para descrever interpretação geométrica dos valores de deformação temos o seguinte exemplo:

$$\varepsilon_x = 40\% \quad (9)$$

$$\varepsilon_y = 0\% \quad (10)$$

$$\varepsilon_{xy} = 0,2 \quad (11)$$

O tensor de estiramento é dado por:

$$U = \begin{pmatrix} U_{11} & U_{12} \\ U_{21} & U_{22} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1,4 & 0,2 \\ 0,2 & 1 \end{pmatrix} \quad (12)$$

Considerando um quadrado unitário no espaço 2D (pontos $(0,0)$, $(0,1)$, $(1,0)$, $(1,1)$), a deformação introduzida por esse tensor de estiramento é mostrada na figura abaixo.

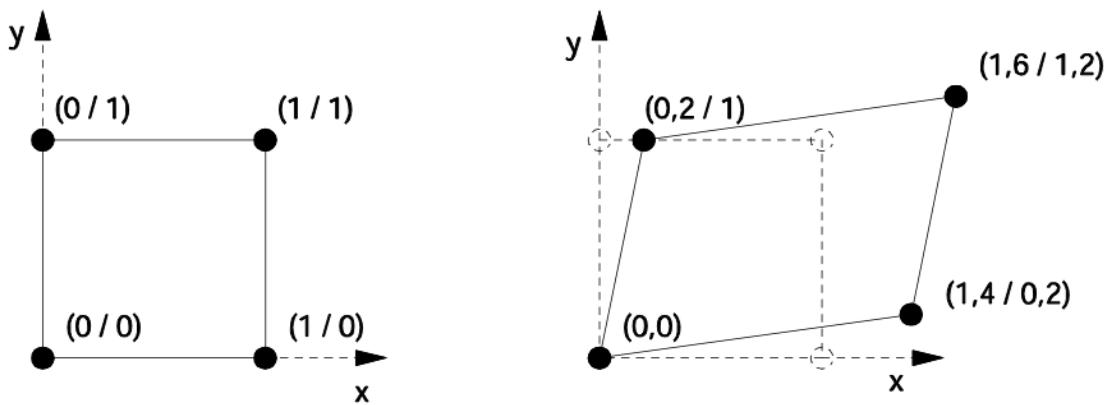


Figura 29 – Exemplo de deformação de um quadrado unitário (GOM, 2007)

Para a interpretação geométrica dos valores ε_{xy} , o ângulo γ_{xy} é usado. Esse ângulo descreve a variação no ângulo de 90° no estado não deformado para um novo ângulo no estado deformado. Para grandes valores de deformação, a hipótese de pequenas deformações da teoria de deformações elásticas não deve ser usada (GOM, 2007):

$$\gamma_{xy} \neq 2\varepsilon_{xy} \quad (13)$$

As definições dos ângulos de cisalhamento são:

$$\gamma_{xy} = \gamma_x + \gamma_y \quad (14)$$

$$\gamma_x = \arctan\left(\frac{\varepsilon_{xy}}{1 + \varepsilon_x}\right) \quad (15)$$

$$\gamma_y = \arctan\left(\frac{\varepsilon_{xy}}{1 + \varepsilon_y}\right) \quad (16)$$

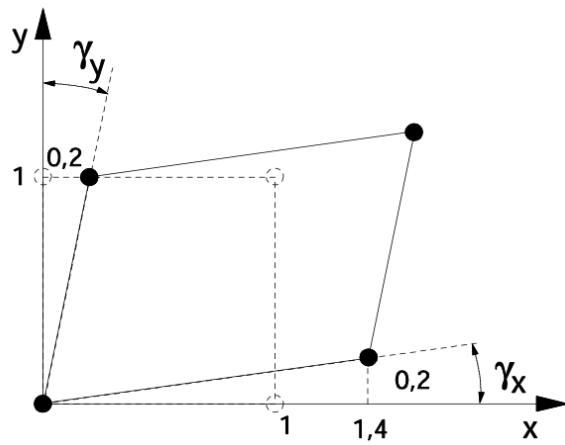


Figura 30 – Definição de ângulo de cisalhamento (GOM, 2007)

3.3.3.1.4 DEFINIÇÃO DO SISTEMA DE COORDENADA 2D E AS DIREÇÕES DE DEFORMAÇÃO

O tensor gradiente de deformação \mathbf{F} cria uma conexão funcional entre as coordenadas dos pontos deformados $\mathbf{P}_{v,i}$ e as coordenadas dos pontos não deformados $\mathbf{P}_{u,i}$ (sendo i o índice para os diferentes pontos e u_i a translação do corpo rígido) (GOM, 2007):

$$\mathbf{P}_{v,I} = \mathbf{u}_i + \mathbf{F} \cdot \mathbf{P}_{u,I} \quad (17)$$

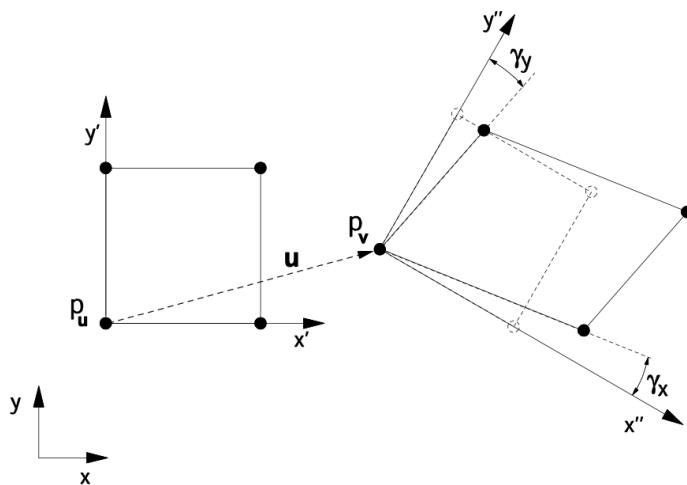


Figura 31 – Definição do sistema de coordenadas, baseado na deformação de um quadrado unitário (GOM, 2007)

Nesse contexto, diferentes sistemas de coordenadas são usados (GOM, 2007):

- $x - y$: Sistema de coordenadas global;
- $x' - y'$: Sistema de coordenadas local não deformado;
- $x'' - y''$: Sistema de coordenadas local deformado = direções de deformação.

As coordenadas do ponto P são calculadas no sistema de coordenadas global $x - y$. Para a discussão 2D, o sistema de coordenadas $x' - y'$ é paralelo ao $x - y$ e é localizado na posição não deformada do ponto de interesse $\mathbf{P}_{u,i}$.

A matriz de rotação \mathbf{R} define a rotação do sistema $x' - y'$ para o sistema $x'' - y''$. O sistema de coordenadas do $x'' - y''$ para o cálculo da deformação é independente do movimento de corpo rígido e da rotação. Ele representa a deformação introduzida pelo tensor de estiramento \mathbf{U} e define a direção da deformação (GOM, 2007).

3.3.3.1.5 DEFORMAÇÕES PRINCIPAIS DO TENSOR GRADIENTE DE DEFORMAÇÃO

As deformações ε_x e ε_y tem a desvantagem de serem definidas como dependentes do sistema de coordenadas. Esse problema pode ser eliminado calculando-se as deformações principais. A matriz simétrica \mathbf{U} pode ser transformada na sua forma diagonal. Os dois autovalores λ_1 e λ_2 podem ser calculados da seguinte maneira:

$$\lambda_{1,2} = 1 + \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2} \mp \sqrt{\left(\frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y}{2}\right)^2 - (\varepsilon_x \cdot \varepsilon_y - \varepsilon_{xy}^2)} \quad (18)$$

Dependendo da escolha da medição da deformação, as relações de estiramento λ_1 e λ_2 podem ser transformadas em valores de deformação correspondentes. Baseado no maior autovalor, a deformação principal maior é determinada (ε_1 ou φ_1), e baseada no menor autovalor, a deformação principal menor é determinada (ε_2 ou φ_2). Os auto-vetores correspondentes determinam as direções das deformações principais maior e menor. Os valores de deformações assim calculados são independentes do sistema de coordenadas e são universalmente aplicáveis (GOM, 2007).

Se a espessura do material for pequena em relação à superfície, frequentemente é necessário deduzir a espessura do material após a deformação da superfície. Como as técnicas de medições ópticas usadas não são capazes de obter dados na dimensão da espessura, a terceira deformação principal ε_3 pode ser calculada através das deformações principais maior e menor (ε_1 e ε_2), caso seja assumida a conservação do volume. A conservação de volume pode ser definida da seguinte forma (TOMÁNEK & KAFKA, 2006) (VULCAN, 2006):

$$\lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 = 1 \quad (19)$$

Frequentemente as deformações efetivas são necessárias. De acordo com von Mises e von Tresca, segue:

$$\varphi_V = \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)} \quad (20)$$

Como φ_3 está presente na fórmula, a deformação efetiva só é válida se a conservação de volume for válida.

A deformação efetiva se escreve então:

$$\varphi_V = |\varphi|_{max}$$

3.3.3.2 Cálculo do tensor gradiente de deformação pelo campo de deslocamento 2D

Para o cálculo do tensor gradiente de deformação utilizando um campo de deslocamento, as coordenadas 2D de cada ponto devem ser conhecidas em ambos estados, deformado e não deformado (GOM, 2007).

A definição de tensor gradiente de deformação \mathbf{F} explica como um elemento de linha não deformado é transformado em um deformado. Para calcular o tensor gradiente de deformação para um ponto, o conhecimento de certo número de pontos na vizinhança é necessário. Para esse modelo de cálculo, um estado homogêneo de deformação deve ser assumido para esse conjunto de pontos adjacentes (GOM, 2007).

O tensor gradiente de deformação \mathbf{F} pode ser interpretado como uma transformação linear que transforma um quadrado unitário em um paralelogramo (GOM, 2007).

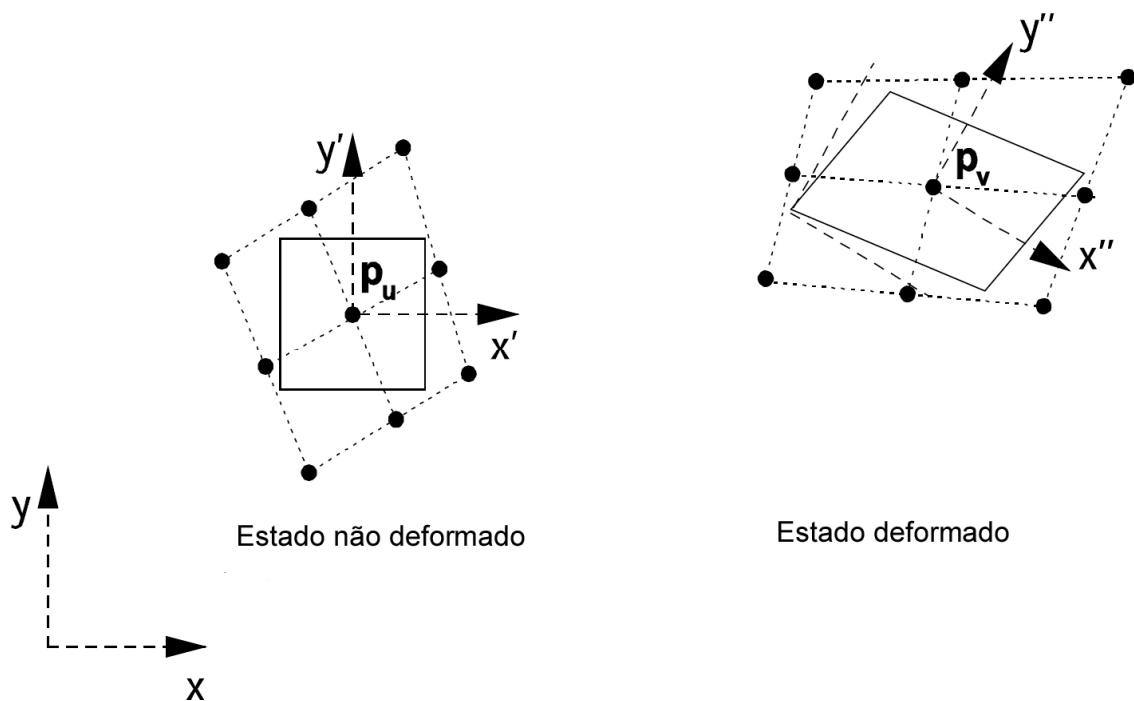


Figura 32 – Análise da vizinhança para cálculo da deformação 2D (GOM, 2007)

Para a figura acima, valem as seguintes definições (GOM, 2007):

- Linhas tracejadas são os sistemas de coordenadas:
 - $x - y$: Sistema de coordenadas global;
 - $x' - y'$: Sistema de coordenadas local não deformado;
 - $x'' - y''$: Sistema de coordenadas local deformado = direções de deformação.
- Linhas pontilhadas representam a grelha de pontos de medição;
- Linhas cheias representam o quadrado unitário e o quadrilátero deformado.

Para o cálculo de \mathbf{F} , o sistema de coordenadas $x' - y'$ é usado, e as coordenadas dos pontos da vizinhança deformada devem ser trasladadas de tal forma que o ponto P_V (ponto de estudo deformado) coincida com a origem do sistema $x' - y'$ (não deformado, posição do ponto P_u) (GOM, 2007).

3.3.3.3 Definições dos valores de deformação x-y e direções de deformação em 3D

A descrição feita até agora mostrou em detalhes o cálculo de deformação em 3D. No entanto, os dados de medições em geral consistem em pontos 3D da superfície do objeto.

Com o intuito de aproveitar os modelos de cálculo 2D definidos acima, uma definição estendida para as direções locais é necessária. O sistema de coordenadas das deformações local deve ser tangencial à superfície local, e, para o cálculo da deformação os dados em 3D, ele deve ser transformados no espaço 2D (GOM, 2007).

3.3.3.3.1 DEFINIÇÃO DAS DIREÇÕES DE DEFORMAÇÃO EM 3D

A definição do sistema 3D de coordenada de deformação da superfície local não deformada é mostrada na figura abaixo (GOM, 2007):

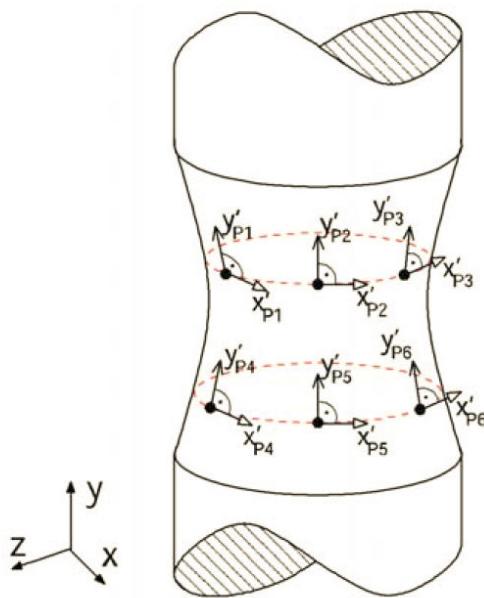


Figura 33 – Definição do sistema de coordenadas 3D de deformação da superfície local não deformada (GOM, 2007)

O sistema de coordenadas global x-y-z não pode ser usado para valores de deformações locais. O sistema x-y-z geralmente não é paralelo às direções tangenciais locais. Para o cálculo da deformação local no ARAMIS, um sistema de coordenadas x' – y' é definido para o estado não deformado da seguinte forma (GOM, 2007):

Para cada ponto (por exemplo o ponto P_1 na figura anterior):

- A direção de deformação local x' é:
 - Tangencial à superfície do ponto local;
 - Paralela ao plano x-z.
- A direção de deformação local y' é:
 - Tangencial à superfície do ponto local;
 - Perpendicular ao local x' .

Para o estado deformado deve-se novamente introduzir um sistema de coordenadas x'' – y'' . No estado deformado, das direções de deformações x'' – y'' ainda são tangentes à superfície nos pontos 3D locais e são definidas pelo tensor de cisalhamento do mesmo modo que na situação 2D (GOM, 2007).

O quadrado unitário é deformado em um paralelogramo. A geometria do paralelogramo juntamente com o tensor de cisalhamento (γ_1 e γ_2) definem as direções de deformações locais x'' e y'' no estado deformado (GOM, 2007).

Os dados 3D devem ser transformados em um espaço 2D, e para isso, há dois diferentes modelos que podem ser usados. Esses modelos são baseados em planos e splines.

3.3.3.3.2 O MODELO PLANO

Esse primeiro modelo assume que a vizinhança local de um ponto pode ser bem aproximada por um plano tangencial. Em razão da deformação arbitrária da superfície, o plano tangencial precisa ser calculado separadamente, tanto para o estado deformado, quanto para o estado não deformado. Os pontos na vizinhança local são então projetados perpendicularmente no plano tangencial. O resultado consiste em dois grupos de pontos no espaço bidimensional, no qual as deformações podem ser agora calculadas (GOM, 2007).

O processo consiste então nas seguintes tarefas:

- Cálculo do plano tangencial;
- Transformação dos pontos vizinhos 3D no plano tangencial;
- Transformação de coordenadas do plano tangencial no espaço 2D (sistemas de coordenadas $x' - y'$ e $x'' - y''$);
- Cálculo do tensor gradiente de deformação para o grupo 2D de pontos.

3.3.3.3.3 O modelo spline

O modelo tangencial descrito acima produz bons resultados desde que a premissa da linearização dos pontos vizinhos locais seja válida. Caso contrário, é necessário ter mais informações que dois vizinhos de cada lado. Isso significa que os pontos adjacentes de uma faceta de quatro lados deve ser incluída nos cálculos (GOM, 2007).

Na faceta os comprimentos dos lados são calculados usando as splines formadas. Os comprimentos resultantes podem ser usados para construir um quadrilátero no espaço bidimensional. Assim, os cálculos descritos acima podem ser usados (GOM, 2007).

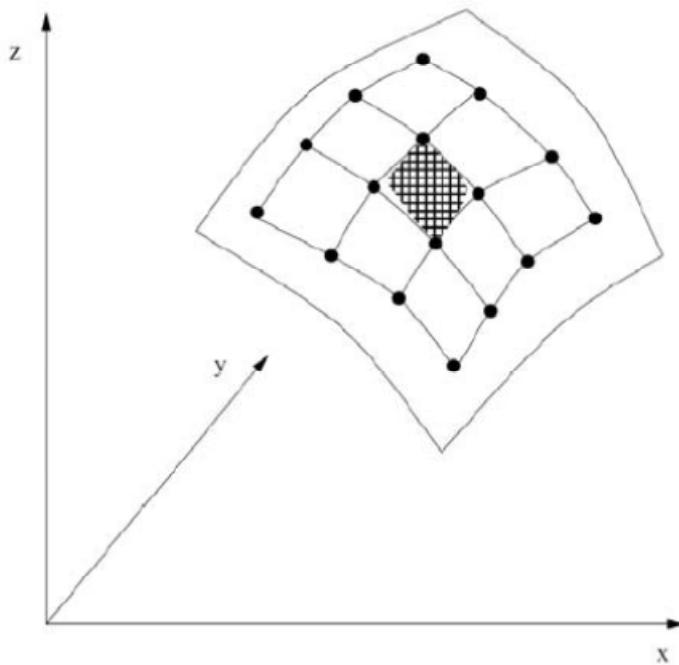


Figura 34 – Faceta de 4 lados com pontos adjacentes

3.3.3.3.4 COMPARAÇÃO ENTRE OS MODELOS PLANO E SPLINE

Para o cálculo da deformação, o ARAMIS apresenta dois métodos, linear e spline. Normalmente utiliza-se o modelo de deformação linear, porém, quando o objeto em análise possuir pequenos raios de curvatura, o modelo de deformação spline é recomendado. Segue uma tabela comparativa entre os modelos:

Tabela 5 - Comparação entre os métodos linear e spline (GOM, 2007)

Deformação Linear	Deformação Spline
Considera-se a deformação para um ponto de medição juntamente com os pontos vizinhos (retângulo azul). A deformação é calculada em conexão com esses pontos vizinhos, que são derivados diretamente da faceta.	Os pontos escuros são pontos de medição derivados diretamente das facetas. Os pontos claros são interpolados dos escuros utilizando funções spline. O cálculo da deformação considera também os pontos claros.
Vantagens: Cálculo rápido da deformação; pouco ruído de medição, pontos reais são a localização de referência para a deformação.	Vantagens: Cálculo de deformação resultante é válido mesmo com curvatura no retângulo azul.
Desvantagem: Não há cálculo de deformação para espécies com raios de curvatura menores ou iguais a uma faceta.	Desvantagem: Maior tempo de cálculo; mais ruído de medição; a localização de referência para a deformação são pontos interpolados.

3.3.4 CALIBRAÇÃO

3.3.4.1 INSTALAÇÃO (SETUP) DO SENSOR

3.3.4.1.1 ADAPTANDO O SENSOR A OUTROS VOLUMES DE MEDIÇÃO

Idealmente, os objetos a serem medidos se encaixam dentro do volume de medição. No entanto, dependendo do tamanho do objeto a ser medido, deve-se consultar o volume de medição correto na tabela de configuração do sensor. Dependendo do que se deseja medir, deve-se também equipar o sensor com as lentes adequadas (GOM, 2007).

3.3.4.1.2 AJUSTE DE LENTES

Deve-se ajustar novamente as lentes nos seguintes casos: alteração do ajuste devido a vibrações; troca de lentes de um volume de medição por lentes de um novo volume.

3.3.4.1.3 TROCA DO SUPORTE DA CÂMERA

Caso haja a necessidade de mudar o sistema de medição, por exemplo de volume de medição médio para um volume grande, deve-se trocar o suporte da câmera por um suporte maior, permitindo estabelecer uma maior distância entre as duas câmeras (GOM, 2007).

3.3.4.1.4 AJUSTE DAS CÂMERAS

O ângulo correto entre as câmeras e a distância de medição correta são necessários para capturar de forma ótima o objeto medido dentro do volume de medição. Caso o sensor seja ajustado para um novo volume de medição ou caso o suporte tenha sido modificado, as câmeras devem ser reajustadas (GOM, 2007).

3.3.4.2 CALIBRAÇÃO

Calibração é um processo de medição durante o qual o sistema de medição é ajustado de forma a assegurar sua consistência dimensional. Esse processo conta com a ajuda de objetos de calibração (GOM, 2007).

3.3.4.2.1 OBJETOS DE CALIBRAÇÃO

Para o sistema de medição ARAMIS, dois objetos de calibração diferentes são usados: painéis de calibração para pequenos volumes de medição e cruzes de calibração para volumes de medição maiores. Painéis de calibração também são disponíveis em forma de cubo com o objetivo de calibrar volumes de medição ainda menores (10x8 a 66x44 mm). Eles existem em tamanhos diferentes. Os objetos de calibração são equipados com os chamados pontos de referência (GOM, 2007).

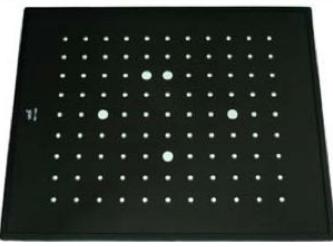
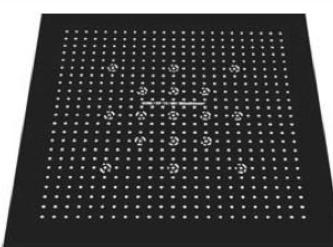
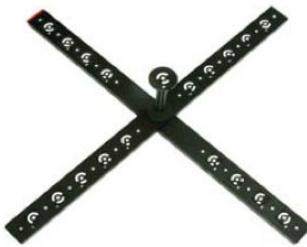
Calibration panel with one scale bar	Calibration panel with two scale bars	Calibration cross with two scale bars
 Cubic calibration panel: 	 Cubic calibration panel: 	

Figura 35 – Objetos de calibração (GOM, 2007)

O objeto de calibração contém a informação da barra de escala. Dependendo do tipo, um painel de calibração pode ter uma ou duas barras de escala. Uma barra de escala é a distância especificada entre dois pontos específicos. Uma cruz de calibração possui sempre duas barras de escala (GOM, 2007).

A escolha do objeto de calibração depende do volume de medição a ser utilizado. A calibração só é válida com a utilização do objeto correto, caso contrário os resultados de medição podem ser equivocados (GOM, 2007).

Os objetos de calibração geralmente são feitos de cerâmica e devem ser manipulados com cuidado. Deve-se evitar tocar sua superfície, de forma a não sujá-los ou arranhá-los. Impressões digitais ou qualquer outro tipo de sujeira provavelmente não podem mais ser removidos. Recomenda-se a utilizar de luvas para proteger esses objetos (GOM, 2007).

3.3.4.2.2 CONDIÇÕES DE CALIBRAÇÃO

A calibração é necessária nas seguintes situações (GOM, 2007):

- Antes do início das medições o respectivo volume de medição precisa ser calibrado;
- Se o ajuste das lentes da câmera ou a posição de uma câmera em relação à outra forem modificados, o sistema deve ser recalibrado;
- Se o sistema ARAMIS mostrar várias facetas amarelas nas imagens das câmeras após o cálculo, o sistema pode estar descalibrado.

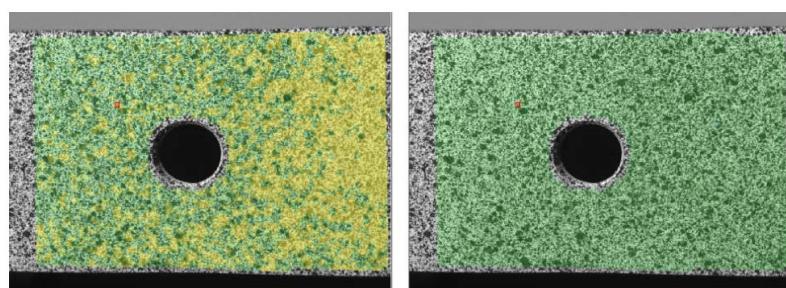


Figura 36 – À esquerda, imagem com o sistema descalibrado. À direita, com o sistema calibrado (GOM, 2007)

Recomenda-se calibrar o sensor sob condições de operação. Deve-se evitar expor o sensor a variações de temperatura desnecessárias (GOM, 2007).

Um pré-requisito para uma calibração bem sucedida é a realização correta da instalação do sensor. O objeto a ser medido define o volume de medição e, por consequência, o conjunto de lentes a ser usado (GOM, 2007).

3.3.4.2.3 PROCESSO DE CALIBRAÇÃO

Primeiramente, o objeto de calibração deve ser posicionado no centro do volume de medição, de forma que o *laser pointer* atinja o centro do objeto de calibração. Então, o objeto de calibração deve ser movimentado em paralelo, de forma que a linha vermelha vertical da mira coincida aproximadamente com o ponto de laser nas imagens das câmeras esquerda e direita. Em seguida, as instruções do software devem ser seguidas (GOM, 2007).

Para estender o volume de medição na direção de visualização do sensor, deve-se mover o objeto de calibração em relação ao sensor durante a calibração. Para isso, a seguinte regra se aplica: deve-se mover o objeto de calibração (na direção de visualização do sensor) de 1/3 da altura do volume de medição aproximando-se do sensor e de 1/2 da altura do volume de medição afastando-se do sensor (em cada caso começando do centro do volume de medição) (GOM, 2007).

No final do processo, o software exibe os resultados da calibração. Para uma calibração correta, o desvio deve estar entre 0,01 e 0,04 pixels. Além disso, para um objeto de calibração com informação de duas barras de escala, o desvio da barra de escala de calibração ajustada não pode ser muito alto (menos de 0,005% da barra de escala de calibração). Um alto desvio indica que o objeto de calibração está errado ou danificado ou que os parâmetros de escala estão incorretos (GOM, 2007).

3.3.4.2.4 TEORIA SOBRE CALIBRAÇÃO

Durante a calibração, a configuração do sensor é determinada. Isso significa que a distância das câmeras e a orientação de cada câmera em relação à outra são determinadas. Além disso, as características de imagem das lentes são determinadas (por exemplo, foco, distorções das lentes). Baseado nessas configurações, o software calcula as coordenadas 3D dos pontos de referência dos objetos de calibração na imagem 2D. As coordenadas 3D são então “recalculadas” em imagens de câmera 2D. Assim, o resultado é o chamado desvio do ponto de referência (erro de intersecção) (GOM, 2007).

O desvio de calibração é calculado a partir da média dos desvios de todos os pontos de referência gravados durante o processo de calibração (GOM, 2007).

A descalibração ocorre quando a configuração do sensor se modifica. Quando isso ocorre, o desvio do ponto de referência também muda. Pode-se notar um início de descalibração do sistema se, por exemplo, a média dos desvios de intersecção de todos os pontos 3D for maior que 0,1 pixel (GOM, 2007).

Caso seja indicado que o sistema possa estar descalibrado, pode-se realizar uma calibração rápida. Durante esse processo, o objeto de calibração deve ser colocado em três posições: no centro do volume de medição, em uma posição afastada do sensor e em uma posição próxima do sensor. Essas três novas imagens são combinadas com a calibração original e assim a nova calibração é calculada para as próximas medições. No entanto, as características da imagem das câmeras não podem ter sido alteradas. Se, por exemplo, foram inseridas novas lentes, deve-se realizar um processo completo de calibração (GOM, 2007).

4 VERIFICAÇÃO NUMÉRICA E EXPERIMENTAL

4.1 PROPOSTA DE CONTROLE E SIMULAÇÃO

A escolha do software para simulação foi feita baseada no trabalho de formatura do Gonçalves (2011), no qual é mostrada que a simulação do MARC aproxima da realidade com uma variação máxima de 10%.

A proposta do ciclo de pressão será feita para a liga Pb60Sn40. O objetivo do ciclo de pressão é manter a taxa de deformação constante para obter a maior expansão. Utilizou-se o software MARC que simula a expansão com elementos finitos.

Para a simulação inserimos os seguintes dados de entrada:

- ✖ critério de parada: altura do domo = 0,080m
- ✖ taxa de deformação: $8,7 \times 10^4$
- ✖ $K = 144 \text{ MPa.s}$
- ✖ $m = 0,518$

Os resultados obtidos foram:

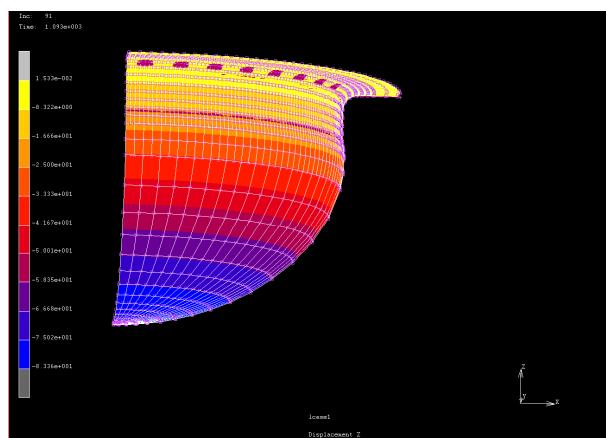


Figura 37 – Deformação final

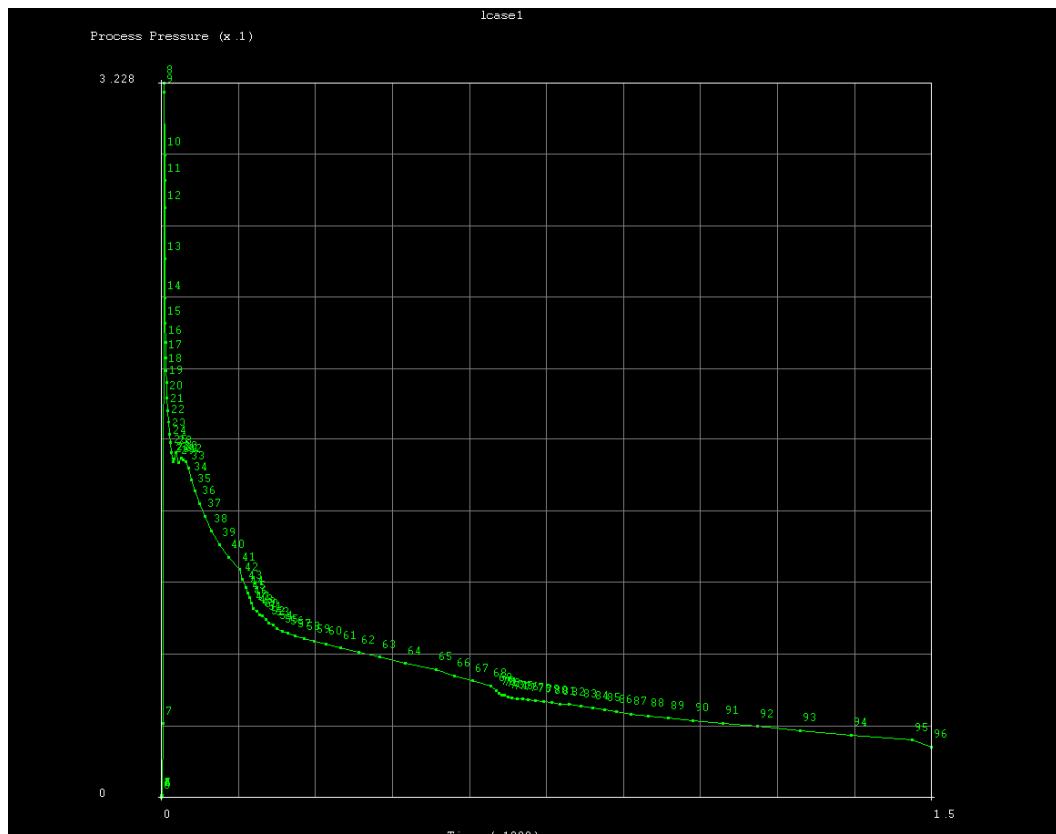


Figura 38 – Curva de pressão por tempo

4.2 RESULTADOS

Para realizar os ensaios é necessário alguns preparos. O primeiro é o recorte da chapa de Pb60Sn40 no formato desejado. O segundo é a pintura e posterior pigmentação do *blank* para que seja possível seu reconhecimento com o ARAMIS. E terceiro, a calibração do ARAMIS. Feito isso, é só prender o *blank* na ferramenta para se iniciar os testes.

A partir dos resultados da simulação, foram feitas duas discretizações, uma mais refinada e outra mais grosseira, conforme os gráficos da figura 41.



Figura 39 – Recorte, pigmentação e pintura

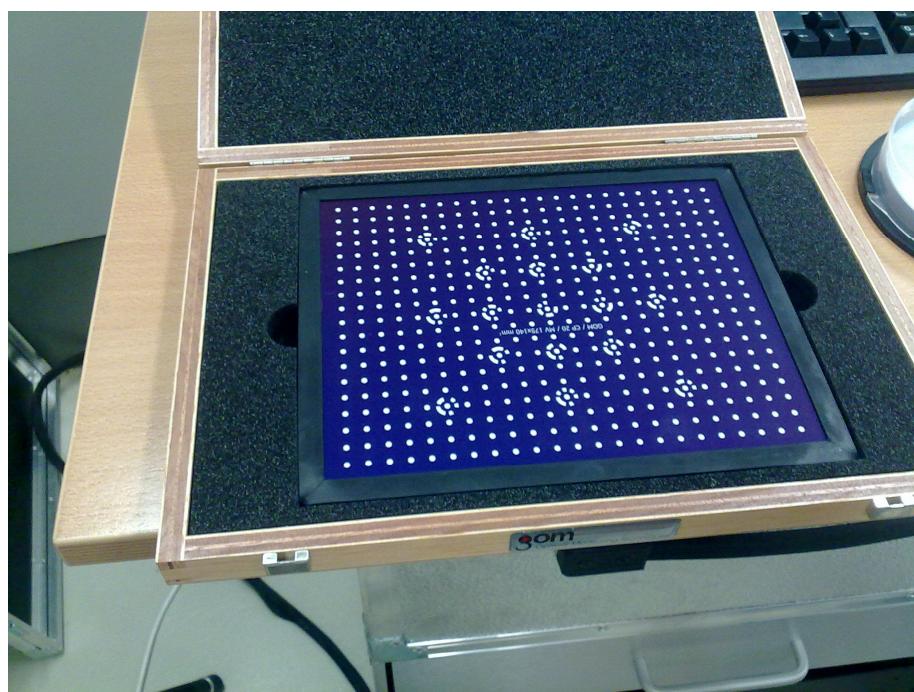


Figura 40 – Instrumento para calibração

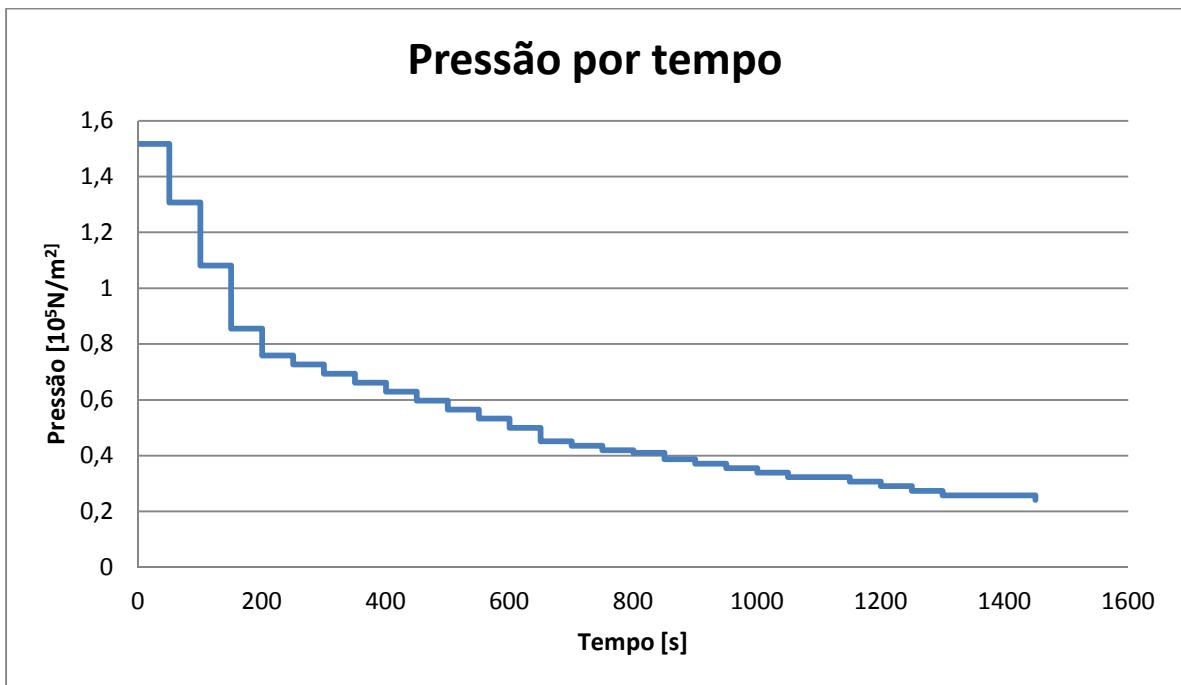


Figura 41 – Discretização refinada

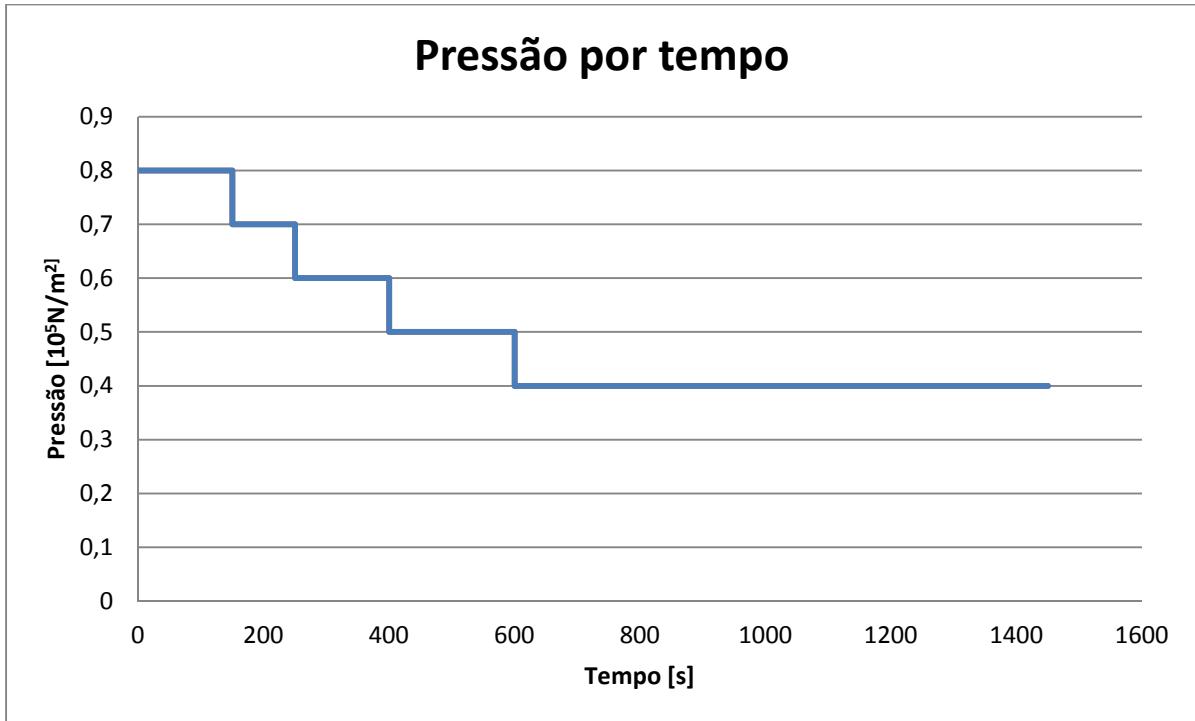


Figura 42 – Discretização grosseira

Os resultados dos ensaios experimentais ilustrados na figura 40 e na figura 41 mostram que a expansão do segundo se aproximou muito mais do simulado do que a do primeiro. A não exatidão dos experimentos pode ser justificada pela inércia da válvula manual utilizada, por conta desse tempo de assentamento elevado há uma instabilidade do ciclo de pressão durante o processo. Além disso, a discretização do processo implica em perda de eficiência para o controle do processo de superplasticidade. Não obstante tudo isso, obteve-se um resultado aceitável com o segundo ciclo de pressão.



Figura 43 – Ensaio com ciclo de pressão 1



Figura 44 – Ensaio com ciclo de pressão 2

6 CONCLUSÃO

Um ferramental de conformação superplástica foi desenvolvido de modo a atender todos os requisitos de projeto e de modo a ser uma solução viável comercialmente para um protótipo.

Dentre as diversas soluções propostas foi escolhido o material AISI 310, com nitretação para acabamento superficial, o anel de cobre para o sistema de vedação e a geometria com um tubo e dois flanges.

Foi utilizado o modelo de vaso de pressão para dimensionar o tubo e simulação gráfica para dimensionar os flanges. Obteve-se um projeto de uma ferramenta robusta que está pronta para os ensaios com titânio.

A proposta de do ciclo de pressão para controle da taxa de deformação foi gerada pelo software MARC e adaptada as condições reais de trabalho.

Obteve-se, com o segundo ciclo, um resultado prático com boa aproximação do simulado.

7 PROPOSTA PARA TRABALHOS FUTUROS

Para dar sequência ao projeto, Na parte de instrumentação sugere-se fazer os ensaios para calibração de possíveis distorções ópticas provenientes da janela de vidro espessa, e ensaios a altas temperaturas para calibração de distorção óptica causada pela temperatura do gás argônio.

Na parte do ferramental, o trabalho pode ser evoluído com projeto de matrizes fechadas para conformar formas desejadas.

Modelar o contato tribológico entre peça e ferramenta: atrito, lubrificação e desgaste.

Evoluir o modelo numérico de elementos finitos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AL NAIB, T. Y. M.; DUNCAN, J. L. Superplastic metal forming. International Journal of Mechanical Sciences, Pergamon Press, v. 12, p. 463 – 477, 1970.
- AOURA, Y. **Contribution à la modélisation du comportement superplastique des alliages métalliques pour les procédés de mise en forme.** 2004. 153 p. Tese (Doutorado) – Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers d'Angers, Angers - França, 2004.
- ASHBY, M. F.; VERRALL R. A. Diffusion-accommodated flow and superplasticity. Acta Metallurgica, v. 21, p. 149 – 163, 1973.
- BEER, F.; JOHNSTON, E. **Resistência dos Materiais.** Brasil. McGraw-Hill Ltda. 1989.
- BELK, J. A. A quantitative model of the blow-forming of spherical surfaces in superplastic sheet metal. International Journal of Mechanical Sciences, v. 17, p. 505 – 511, 1975.
- BLANDIN, J. J. **Endommagement et déformation superplastique, cas de l'alliage d'aluminium au Lithium 2091.** 1988. Tese (Doutorado) – Institut National Polytechnique de Grenoble, Grenoble - França, 1988.
- BOOESHAGHI, F.; GARMESTANI, H. On the existence of threshold stress. Scripta Materialia, v. 38, n.1, p. 89 – 94, 1998.
- BOUDE, S. **Maîtrise du procédé de formage superplastique et réalisation d'une installation pilote.** 1994. Tese (Doutorado) – Ecole Centrale de Nantes, Nantes, 1994.
- BOULOS, Z. **Intéractions matériaux-procédé dans la mise en forme superplastique.** 1999. 187 p. Tese (Doutorado) - Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers d'Angers, Angers - França, 1999.
- CHANDRA, N. Constitutive behavior of superplastic materials. International Journal of Non-Linear Mechanics, v. 37, p. 461 – 484, 2002.
- CORNFIELD, G. C.; JOHNSON, R. H. The forming of superplastic sheet metal. International Journal of Mechanical Sciences, Pergamon Press, v. 12, p. 479 – 490, 1970.

- ENIKEEV, F. U.; KRUGLOV, A. A. An analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm. International Journal of Mechanical Sciences, Pergamon Press, v. 37, p. 473 – 483, 1995.
- ENIKEEV, F. U. Determination of the value of the threshold stress for superplastic flow. Materials Science and Engineering A, v. 276, p. 22 – 31, 2000.
- GHOSH, A. K.; HAMILTON, C. H. Influences of material parameters and microstructure on superplastic forming. Metallurgical and Materials Transactions A, v. 13A, p. 733 – 743, 1982.
- GOM, ARAMIS User Manual - Software - ARAMIS v6.1 and higher, 2007.
- GONÇALVES, C. A. **Simulação Numérica de Processo de Conformação Superplástica e Controle de Chapas Metálicas.** . 2011. Trabalho de conclusão de curso – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2011
- HAMILTON, C. H. Simulation of static and deformation-enhanced grain growth effects on superplastic ductility. Metallurgical and Materials Transactions A, v. 20A, n. 12, 1989.
- HAMILTON, C. H.; BAMPTON, C. C.; PATON, N. E. Superplasticity in high strength aluminium alloys. Metallurgical Society of AIEM, p. 173, 1982.
- HIBBELER, R. C. **Resistência dos Materiais.** São Paulo: Person, 2008.
- HWANG, Y. M, WU, W. U. Computer simulation of superplastic blow forming in a conical closed die considering uniform thinning. JSME International Journal Series A, v. 41, n. 1, 1998.
- IMAYEV, R.; SHAGIEV, M.; SALISHCHEV, G.; IMAEV, V.; VALITOV, V. Superplasticity and hot rolling of two-phase intermetallic alloy based on TiAl. Scripta Materialia, v. 34, n. 6, p. 985-991, 1996.
- JOBART, D.; BLANDIN, J. J. Effects of heat treatments on the microstructure of a superplastic Ti₃Al based alloy. Journal of Materials Science, v. 31, n. 4, p. 881 – 893, 1996.
- JOVANE, F. An approximate analysis of the superplastic forming of a thin circular diaphragm: theory and experiments. International Journal of Mechanical Sciences, v. 10, p. 403 – 424, 1968.

- LECHTEN, J.-P.; PATRAT, J.-C.; BAUDELET, B. Analyses théorique et expérimentale du gonflement dans le domaine de superplasticité. *Revue de Physique Appliquée*, v. 12, p. 7 – 14, 1977.
- LEDERICH, R. J.; SASTRY, S. M. L.; HAYASE, M.; MACKAY, T. L. Superplastic forming testing. *Journal of Metal*, v. 34, n. 8, p. 16 – 20, 1982.
- LEE, J. H.; SONG, Y. J.; SHIN, D. H.; LEE, C. S. Microstructural evolution during superplastic bulge forming of Ti-6Al-4V alloy. *Materials Science and Engineering A*, v. 243, p. 119 – 125, 1998.
- MARINHO, E. P. **Instrumentação e controle do processo de fabricação de componentes aeronáuticos por conformação superplástica.** 2010. Trabalho de conclusão de curso – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2010.
- METALS Handbook.v. 3, 1980.
- MIRANDA, B. B. **Desenvolvimento de dispositivo de expansão hidrostática de chapas metálicas (bulge test).** 2007. Trabalho de conclusão de curso – Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2007.
- NEAU, A.; PRIMOT, L. Soudage par diffusion en formage superplastique: des procédés trop méconnus des mécaniciens. *CETIM Informations*, n. 118, p. 46 – 49, 1990.
- NETO, E.; NORONHA, M. **Notas de aula – PEF2306 – Tópicos de mecânica dos Sólidos.** Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2009.
- NICOLAOU, P. D.; SEMIATIN, S. L. An investigation of the effect of texture on the high-temperature flow behavior of an orthorhombic titanium aluminide alloy. *Metallurgical and Materials Transactions A*, v. 28A, n.3, p. 885 – 893, 1997.
- NIEH, T. G.; WADSWORTH, J.; CHERBY, O. D. **Superplasticity in metals and ceramics.** Cambridge University Press, 1997.
- SNIPPE, C. **Superplasticiteit bij CERN.** GOLDEN DELICIOUS, 2008, p. 76 - 78.
- SUERY, M.; BAUDELET, B. Problems relating to structure, rheology and mechanisms in superplasticity. *The Metallurgical Society of AIME*, p. 105 – 127, 1982.

VALMEC. São Paulo. Flanges. Disponível em:

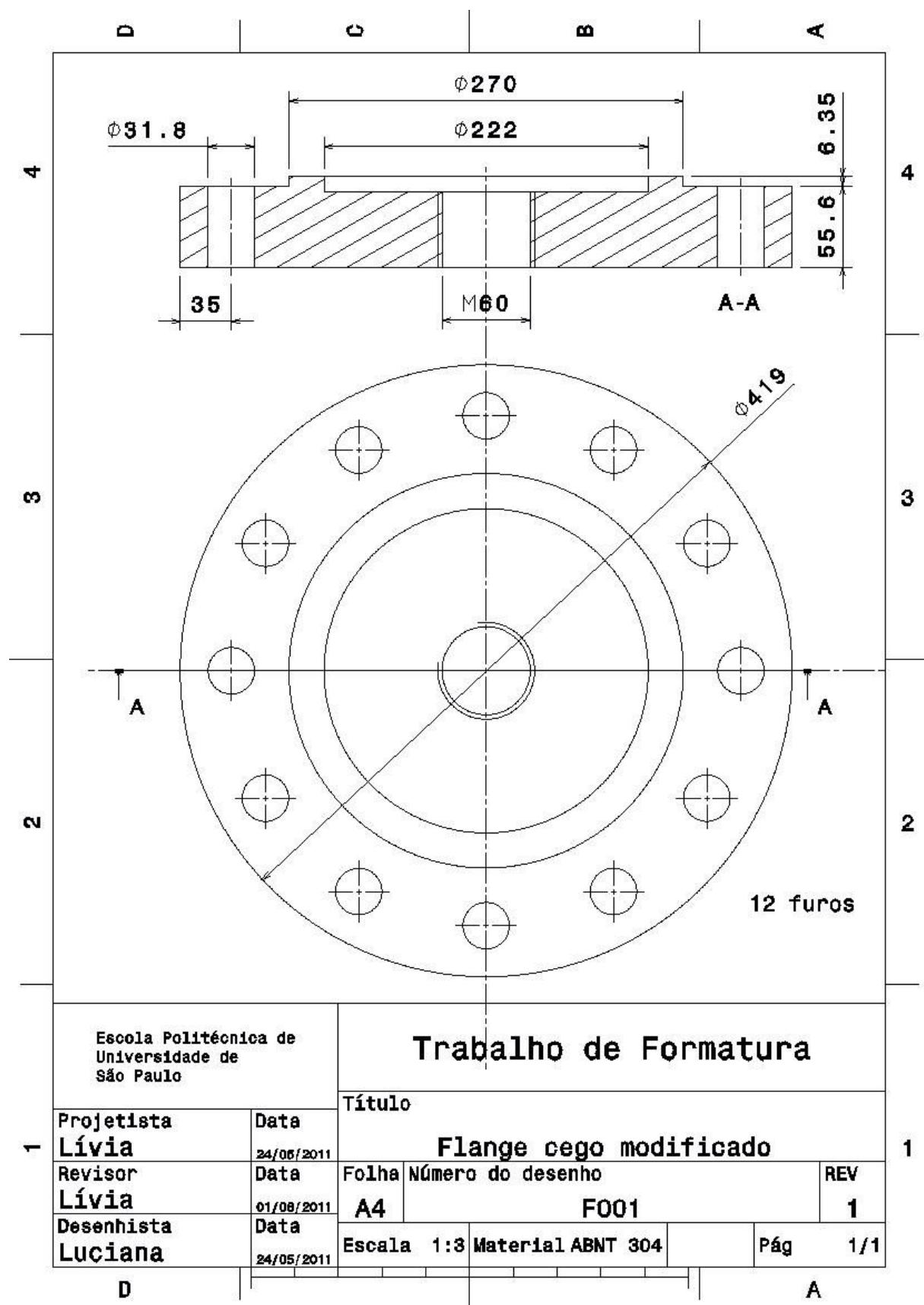
<<http://www.valmec.com.br/flanges/Flanges.html>>. Acesso em: 10 mai. 2011.

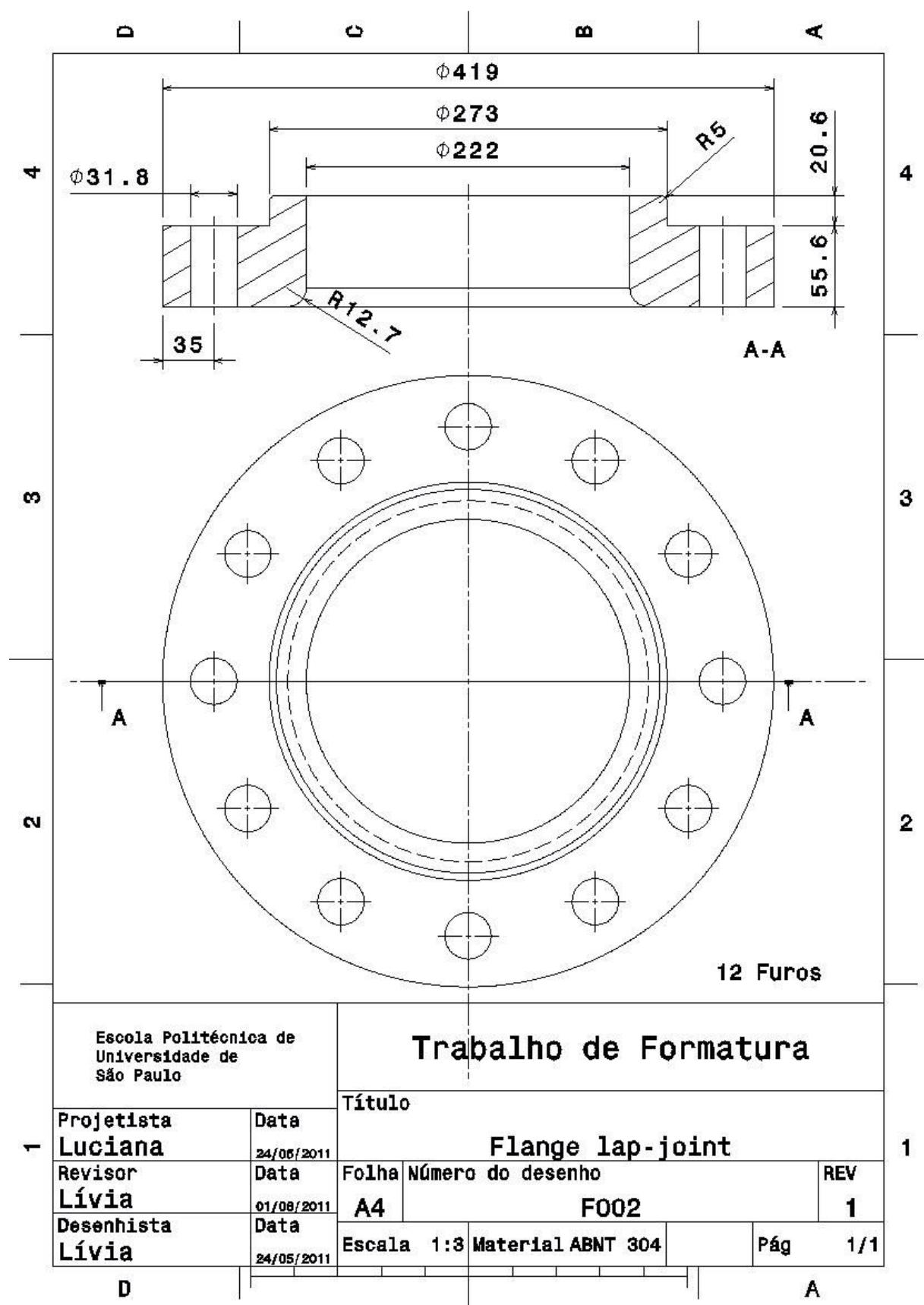
VERHOFEN, J. D. **Fundamentals of Physical Metallurgy**. New York: John Wiley and Sons, 1975.

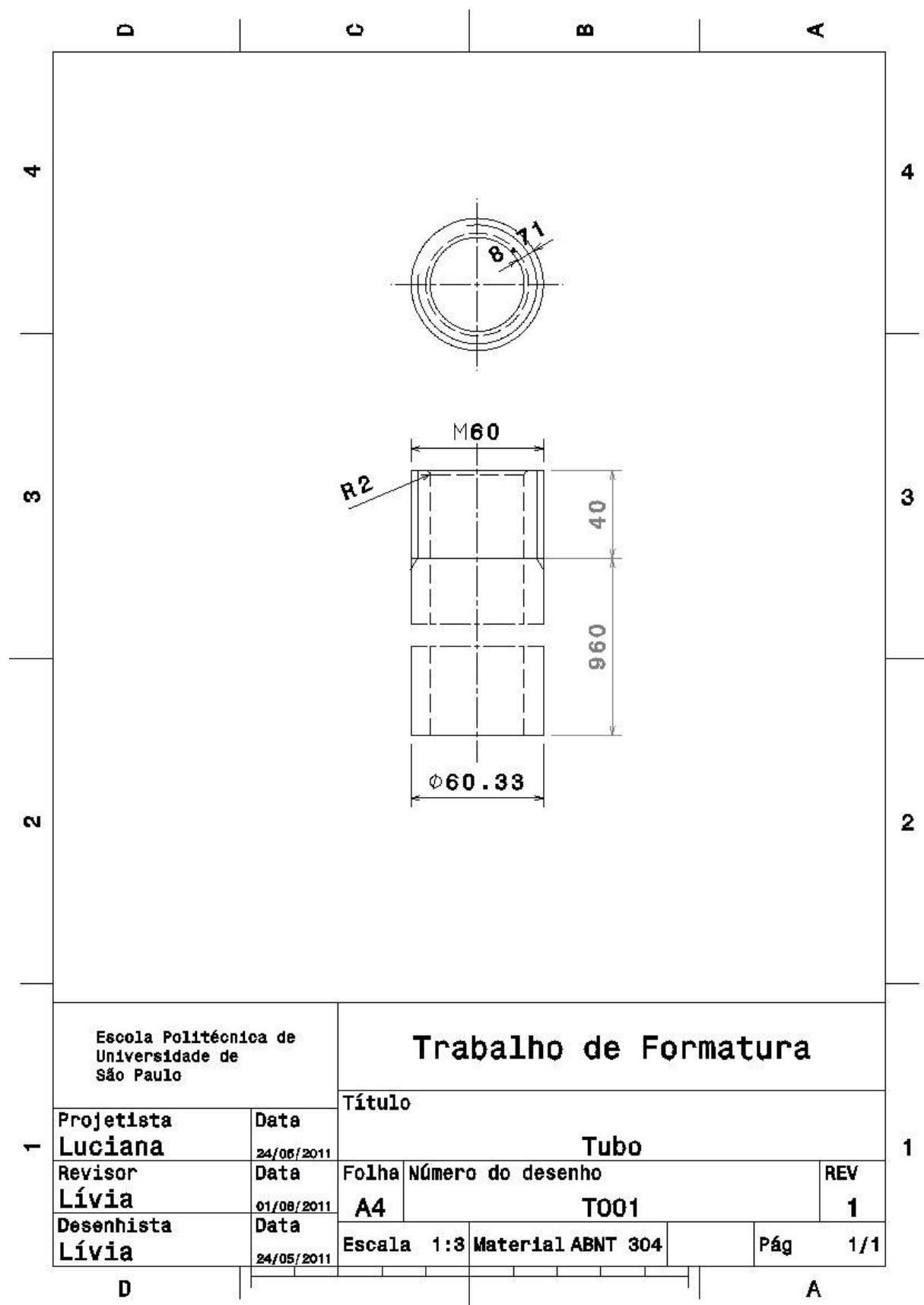
ZHANG, H.; LAM, T. F.; XU, J.; WANG, S. The effect of hydrogen on the strength and superplastic deformation of beta-titanium alloys. Journal od Materials Science, v. 31, n.22, p. 6105-6111, 1996.

ZHOU, M.; DUNNE, F. P. E. **Mechanisms-based constitutive equations for the superplastic behaviour of a titanium alloy**. The Journal of Strain Analysis for Engineering Design, v. 31, n. 3, p. 187 – 196, 1996.

APENDICE A – DESENHOS DE FABRICAÇÃO







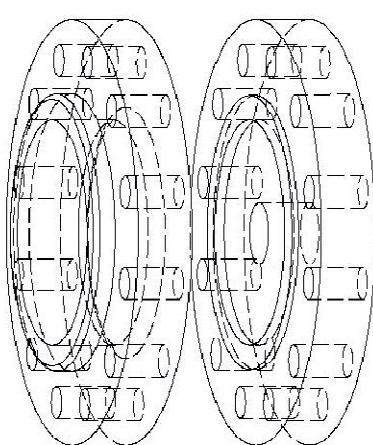
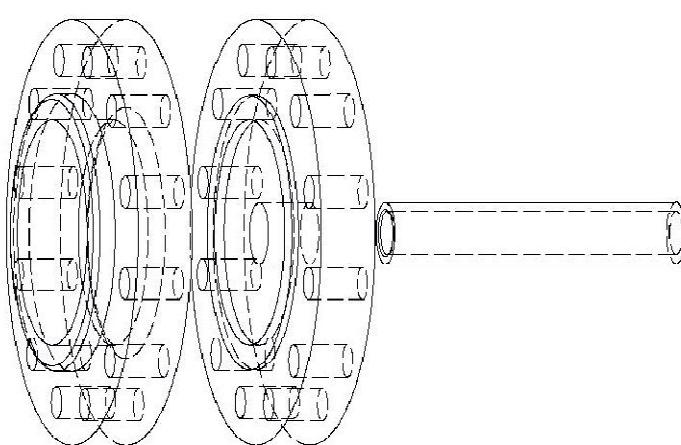
Escola Politécnica da Universidade de São Paulo		Trabalho de Formatura			
Ref.	Num.	Descrição	Quant.	Título	
3	T001	Tubo	1	Data	Desenho de conjunto - Ferramenta
2	F001	Flange cego modificado	1	18/08/2011	Rev. 1
1	F002	Flage 1ep-joint	1		

Trabalho de Formatura

Escola Politécnica
Universidade de São Paulo

Projetista	Data	Dese	Escala
Lívia	16/08/2011	A3	
Revisor	Data	Folha Mú	
Luciana	17/08/2011		
Desenhista	Data		
Lívia	15/08/2011		

Vista Isométrica



ANEXO A

Conformação com matriz de geometria variável

Será apresentado abaixo o modelo mecânico que permite a obtenção da forma de matriz que, com a aplicação de uma pressão constante, fornece uma tensão equivalente no pólo sensivelmente mais constante. É uma matriz cujo ângulo da parede em relação ao eixo de simetria evolui em função da altura. Trata-se da matriz de geometria variável (BOULOS, 1999).

Observando-se o ciclo de pressão em matriz cônica, é possível perceber uma primeira fase de deformação livre onde o raio de curvatura da peça depende unicamente do raio na base da matriz. A pressão nessa fase sofre um crescimento rápido em função da diminuição do raio de curvatura que é maior que a diminuição da espessura no pólo (BOULOS, 1999).

Quando a peça entra em contato com a matriz, a evolução do raio de curvatura é controlado pelo ângulo no pico do cone ($\rho = f(\alpha)$). No início dessa fase de deformação, a pressão é relativamente constante em um pequeno intervalo de altura antes de decrescer rapidamente. Essa redução da pressão é devida à uma diminuição da espessura da peça muito maior que a diminuição do raio de curvatura que é controlado pelo ângulo no pico. Essa diminuição da espessura é controlada pelas características do material em estudo ($e = f(m, K)$) (BOULOS, 1999).

Para manter uma pressão constante, é necessário que a variação do raio de curvatura evolua com a variação da espessura. Essa variação só pode ser controlada pelo ângulo no pico da matriz. Então, uma variação do ângulo no pico que evolui em função da evolução da espessura e que depende das características do material em estudo, nos permite manter a pressão constante. Assim, para cada material, é necessária uma matriz de geometria bem definida (BOULOS, 1999).

$$\frac{\sigma}{P} = \frac{\rho(\alpha)}{2 \cdot e(m, K)} = \text{constante} \quad (1)$$

1 Lei de comportamento generalizada

Os materiais metálicos deformados à quente apresentam, em geral, uma deformação total que corresponde a uma deformação elástica reversível, uma deformação plástica e uma deformação viscoplástica ($\varepsilon_{\text{total}} = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_{vp}$). Então, a descrição das grandezas reológicas do material pode ser baseada na lei de comportamento unidimensional que expressa as tensões de escoamento σ em função da tensão de limite elástico σ_0 , da deformação ε e da taxa de deformação $\dot{\varepsilon}$ ($\sigma = f(\sigma_0, \varepsilon, \dot{\varepsilon})$) (BOULOS, 1999). Ou ainda:

$$\sigma = \sigma_0 + K\varepsilon^n\dot{\varepsilon}^m \quad (2)$$

σ_0 é a tensão de escoamento elástico ($\sigma_0 = E\varepsilon_0$). Os coeficientes n e m de sensibilidade das tensões à deformação e à taxa de deformação caracterizam seu comportamento ao longo da deformação. Eles são próprios a cada liga e dependem do estado microestrutural assim que de outros fatores tais como a temperatura (BOULOS, 1999).

O coeficiente de rigidez do material é função do tamanho do grão, do coeficiente de encruamento do material e da temperatura de conformação. Ele está ligado a esses parâmetros pela relação seguinte (BOULOS, 1999):

$$K = \left[\frac{K'T}{AGb} \left(\frac{d}{b} \right)^P D_0 \exp\left(\frac{Q}{RT} \right) \right]^m \quad (3)$$

Onde T é a temperatura, b é o vetor de Burgers, d é o tamanho do grão, Q é a energia de ativação, K' é a constante de Boltzmann, A é uma constante adimensional, G é o módulo de cisalhamento, D₀ é o fator de frequência, b é o coeficiente de sensibilidade ao tamanho do grão (BAUDELET, 1975 apud BOULOS, 1999).

Então, no caso de solicitações uniaxiais, a tensão de escoamento pode ser representada por um potencial ϕ das tensões, que no caso unidirecional considerado aqui pode ser escrito sob a forma (BOULOS, 1999):

$$\varphi(\sigma) = \frac{K}{M+1} \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{M+1}, \text{ com } M = \frac{1}{m} \quad (4)$$

Então a lei de comportamento no caso e uma deformação unidirecional de Norton é obtida por derivação do potencial de tensão (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon} = \frac{\partial \varphi(\sigma)}{\partial \sigma} = \left(\frac{\sigma}{K} \right)^M \quad (5)$$

Nessa equação, a taxa de deformação $\dot{\varepsilon}$ e as tensões de escoamento σ são uniaxiais. No caso de solicitações multidirecionais uma generalização da lei de comportamento unidirecional de Norton é necessária. Essa nova lei geral é obtida a partir de um potencial de tensão generalizado ϕ substituindo as tensões uniaxiais σ pela expressão das tensões equivalentes de Von-Mises σ_{eq} (BOULOS, 1999):

$$\varphi(\sigma_{eq}) = \frac{K}{M+1} \left(\sqrt{\frac{3}{2}} |dev\Sigma| \right)^{M+1} \quad (6)$$

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}} |dev\Sigma| = \sqrt{\frac{2}{3}} (dev\Sigma : dev\Sigma)^{1/2} \quad (7)$$

$$dev\Sigma = \Sigma - \frac{1}{3} \text{trac}\Sigma . I \quad (8)$$

Obtém-se então um tensor de taxa de deformação pela seguinte equação:

$$\dot{E} = \frac{\partial \varphi(\sigma_{eq})}{\partial \sigma_{eq}} = \left(\sqrt{\frac{3}{2}} |dev\Sigma| \right)^M \sqrt{\frac{3}{2} \frac{dev\Sigma}{|dev\Sigma|}} \quad (9)$$

A taxa de deformação equivalente no sentido de Von-Mises em função do tensor de taxa de deformação \dot{E} é determinado pela seguinte relação (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_{eq} = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{E} : \dot{E})^{1/2} \quad (10)$$

Assim, a taxa de deformação viscoplástica equivalente pode ser escrita em função da tensão equivalente e dos parâmetros reológicos do material (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_{eq} = \left(\frac{\sigma_{eq}}{K}\right)^M, \text{ com } M = \frac{1}{m} \quad (11)$$

Essa equação é a lei de comportamento de Norton-Hoff, que pode ser igualmente escrita da seguinte forma (BOULOS, 1999):

$$\sigma_{eq} = K \dot{\varepsilon}_{eq}^m \quad (12)$$

Onde as tensões equivalentes de escoamento são escritas em função da taxa de deformação equivalente e dos parâmetros reológicos (m e K , que dependem das características do materiais (tamanho dos grãos), da deformação). Para os parâmetros industriais estudados, considerou-se que as características m e K não são constantes em todos os pontos da peça deformada e em todos os instantes. Eles variam em função da taxa de deformação $\dot{\varepsilon}_{eq}$ e do tamanho dos grãos d (BOULOS, 1999).

A temperatura é geralmente mantida constante ao longo de uma conformação superplástica. A estrutura é considerada estável (sem mudança de fase) e o crescimento dos grãos é suposto nulo ou desprezível. Então, a rigidez do material K é constante. Assim, os coeficientes de sensibilidade à taxa de deformação e o coeficiente de sensibilidade à deformação são constantes (BOULOS, 1999).

2 Modelo mecânico

Em expansão superplástica a deformação é obtida pela aplicação de um pressão gasosa. Em conformação livre, a peça toma a forma de uma cúpula. Para a representação da expansão superplástica por um modelo mecânico, supõe-se que a forma da peça e a forma da ferramenta implicam que o estudo é axissimétrico. A espessura, as tensões, as deformações e as taxas de deformação são então uniformes ao longo de um paralelo da cúpula. As hipóteses adotadas são as seguintes (BOULOS, 1999):

1. A forma da peça em conformação livre é uma cúpula esférica;
2. A variação de espessura ao longo de um meridiano não é uniforme e depende das características do material;
3. A espessura é pequena diante das outras dimensões. Então as tensões de flexão são desprezadas de forma que a chapa deformada se comporte como uma membrana;
4. As deformações e as tensões são homogêneas na espessura do material. A peça está em um estado de tensões planas;
5. O deslocamento da chapa é nulo em sua periferia (zona de contato com a matriz).
6. O material é homogêneo, incompressível possui um comportamento isotrópico.

A cúpula é esférica e o material é homogêneo, isotrópico e incompressível, então os tensores de tensões Σ e de taxa de deformação E em um ponto $P_{n,m,e}$ da cúpula são diagonais ($\sigma_{ij} = 0$ e $\varepsilon_{ij} = 0$ para $i \neq j$) na referência local (m, n, e) (BOULOS, 1999).

$$\Sigma_P = \begin{vmatrix} \sigma_n & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_e \end{vmatrix} \quad (13)$$

$$\dot{\varepsilon}_P = \begin{vmatrix} \dot{\varepsilon}_n & 0 & 0 \\ 0 & \dot{\varepsilon}_m & 0 \\ 0 & 0 & \dot{\varepsilon}_e \end{vmatrix} \quad (14)$$

Sendo \vec{n} a direção normal ao meridiano, \vec{m} a direção do meridiano e \vec{e} a direção da espessura. Logo a tensão equivalente e a taxa de deformação equivalente de Von-Mises são:

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{2} ((\sigma_n - \sigma_m)^2 + (\sigma_n - \sigma_e)^2 + (\sigma_m - \sigma_e)^2) \quad (15)$$

$$\dot{\varepsilon}_{eq}^2 = \frac{2}{3} (\dot{\varepsilon}_n^2 + \dot{\varepsilon}_m^2 + \dot{\varepsilon}_e^2) \quad (16)$$

A tensão σ_e é igual à pressão gasosa P. Então, ela é pequena diante de σ_n e σ_m . As tensões de flexão são desprezadas $\sigma_e = 0$ (hipótese 2). Nessas condições, a tensão equivalente pode ser escrita como (BOULOS, 1999):

$$\sigma_{eq}^2 = \frac{1}{2} ((\sigma_n - \sigma_m)^2 + \sigma_n^2 + \sigma_m^2) \quad (17)$$

As tensões de deformação ε_{ij} em um ponto p da cúpula são expressas em função de σ_{eq} , $\dot{\varepsilon}_{eq}$ e σ_{ij} pela relação de Hanky-Mises segundo (CORNFIELD; JOHNSON, 1970 apud BOULOS, 1999). Para i, j = 1, 2, 3:

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \frac{3}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [\sigma_{ij} - \text{trac}\Sigma] \quad (18)$$

Aqui, as relações entre taxas de deformação e tensões são expressas segundo o meridiano, a normal ao meridiano e a espessura pelas relações (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_n - \sigma_m] \quad (19)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_m - \sigma_n] \quad (20)$$

$$\dot{\varepsilon}_e = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [\sigma_m + \sigma_n] \quad (21)$$

A aplicação da lei de comportamento nas três equações precedentes resulta nas expressões das taxas de deformação nas direções principais em função das tensões de escoamento nessas direções (com $M = \frac{1}{m}$ e $X = \frac{\sigma_n}{\sigma_m}$) (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{1}{2} \frac{1}{K^M} \sigma_m^M [2X - 1] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (22)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{1}{K^M} \sigma_m^M [2 - X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (23)$$

$$\dot{\varepsilon}_e = -\frac{1}{2} \frac{1}{K^M} \sigma_m^M [1 + X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (24)$$

2.1 Equilíbrio mecânico da cúpula

Segundo a hipótese 2, a espessura da chapa é desprezível diante das outras dimensões geométricas. Então, a chapa pode ser assimilada a uma casca fina e as relações

da mecânica dos meios contínuos será aplicada. A pressão P é expressada em função da tensão (σ_m), da seção de projeção da cúpula (S) e da espessura da chapa (e) na direção OZ. Na direção OZ, $P.S = \sigma.m$ (BOULOS, 1999).

A forma da peça é supostamente uma calota esférica (hipótese 1). Essa hipótese nos permite escrever a relação entre a pressão e tensão (BOULOS, 1999).

$$P.\pi.r^2 = 2.\pi.r.\sigma_m.e.\sin\phi \quad (25)$$

$$P = \frac{2.\sigma_m.e.\sin\phi}{r} \quad (26)$$

$$P = \frac{2.\sigma_m.e}{\rho} \quad (27)$$

Para a obtenção de uma deformação no domínio superplástico, a taxa de deformação de cada ponto da peça deve ser mantida inferior à taxa limite do domínio superplástico. A taxa de deformação não é constante em todos os pontos da cúpula, e é máxima no pólo da cúpula. A deformação no domínio superplástico se dá através da manutenção da taxa de deformação no pólo constante (BOULOS, 1999).

2.2 Condições limites

As condições de conformação impõem uma deformação circumferencial nula na borda da matriz, por consequência a taxa de deformação é igualmente nula ($\dot{\varepsilon}_n = 0$) e as tensões de escoamento segundo o meridiano e sua normal (m, n) são ligadas pela relação seguinte: $\sigma_m = 2\sigma_n$ (ou seja, $X = 0,5$). Então a tensão equivalente de Von-Mises é calculada pela relação $\sigma_{eq}^2 = 3\sigma_n^2$ (BOULOS, 1999).

No pólo da cúpula, por razão de axissimetria do sistema, as taxas de deformação no pólo da cúpula nas direções locais (m, n) são consideradas iguais ($\dot{\varepsilon}_m = \dot{\varepsilon}_n$) e as tensões de escoamento nesse plano e no pólo da cúpula são iguais: $\sigma_m = \sigma_n$ (ou seja, $X = 1$) (BOULOS, 1999). A tensão equivalente de Von-Mises e a taxa de deformação equivalente são:

$$\sigma_{eq} = \sigma_n = \sigma_m \quad (28)$$

$$\dot{\varepsilon}_{eq} = -2\dot{\varepsilon}_e = \dot{\varepsilon}_m = \dot{\varepsilon}_n \quad (29)$$

2.3 Variação da relação das tensões

Segundo as condições limites, a relação de tensões X vale 0,5 na borda e 1 no pólo da cúpula. Então, ele evolui entre esses dois limites para o conjunto de pontos da cúpula, entre a borda e o pólo. Existe uma função logarítmica que exprime a evolução da relação de tensões ao longo de um meridiano em função de h_i , h e μ (BOULOS, 1999):

$$X = \frac{\sigma_n}{\sigma_m} = \log \left((\mu - \sqrt{\mu}) \frac{h_i}{h} + \sqrt{\mu} \right) \quad (30)$$

μ é um inteiro maior que 1 e depende de m, mas a relação ligando as duas variáveis não foi definida. No caso da cúpula esférica, para um material de sensibilidade $m = 0,5$, um valor particular de μ ($\mu = 10$) foi proposto e verificado experimentalmente (BOULOS, 1999).

3 Geometria da operação de expansão

A operação de expansão com matriz evolutiva passa por duas fases: a primeira fase de conformação livre, e uma segunda fase onde a peça toma a forma da matriz. Essas duas fases distintas necessitam cada uma um estudo separado (BOULOS, 1999).

3.1 Configuração inicial

A forma geométrica da matriz evolutiva é definida por um raio na base da matriz R_0 , um raio de concordância R_a e um ângulo no pico inicial α_0 . Esse ângulo evolui para conservar

uma pressão de pilotagem constante com uma tensão de escoamento constante (BOULOS, 1999).

A chapa é um disco de diâmetro superior a $2(R+B)$ e de espessura e_0 . O valor de B depende do raio de concordância e do ângulo no pico da matriz pela seguinte relação (BOULOS, 1999):

$$B = q \cdot \frac{1 - \tan \alpha_0}{1 + \tan \alpha_0} \quad (31)$$

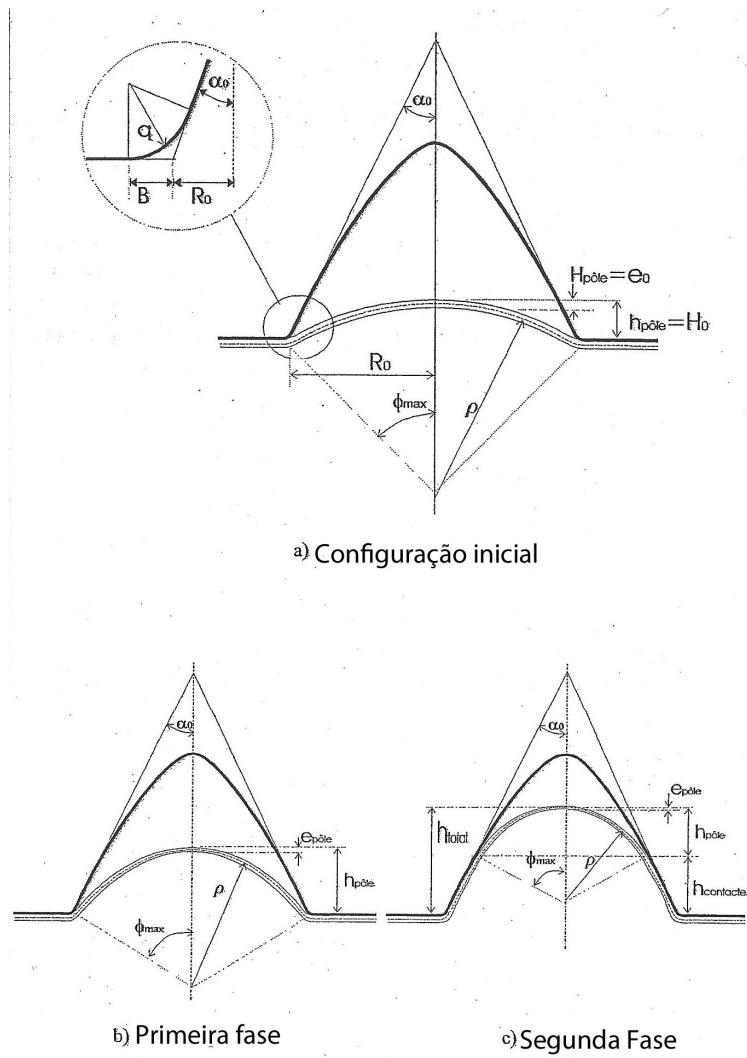


Figura 1. Geometria de operação da expansão (BOULOS, 1999)

A. Condições iniciais

No início da conformação, a chapa é um disco plano. Como o raio de curvatura tende ao infinito (geometria plana, $\rho \rightarrow \infty$), a pressão inicial é nula ($p(0) = 0$) qualquer que seja o valor da tensão de escoamento. Por essas razões de modelagem, no instante inicial, a chapa não pode ser uma placa de geometria plana. Então, supõe-se que a chapa está inicialmente deformada (BOULOS, 1999):

- A forma inicial da chapa é esférica com altura até o pólo h_0 ($h_0 \neq 0$).
- A espessura é uniforme em todos os pontos da cúpula e igual à espessura inicial e_0 .

Nessas condições e a partir da forma geométrica da matriz e da peça, pode-se obter duas relações ligando o raio de curvatura inicial ρ_0 , o ângulo máximo ϕ_0 de abertura da calota esférica à altura do pólo h_0 e a geometria da matriz (R_0 , B , q e α_0) (BOULOS, 1999).

$$\rho_0 = \frac{1}{2h_0} \left((R_0 + B)^2 + h_0^2 - e \cdot h_0 + q(e_0 - 2h_0) \right) \quad (32)$$

$$\phi_{0,max} = \arctan \left(\sqrt{\frac{R_0 + B}{\rho_0 + q + \frac{e_0}{2}(R_0 + B)}} \right) \quad (33)$$

B. Corte em anéis

A espessura da peça esférica é uniforme (e_0) antes da deformação. Ao longo da deformação, essa espessura varia e se torna máxima na borda da matriz. Ela decresce ao se aproximar do pólo da cúpula (BOULOS, 1999).

A variação de espessura cresce com a deformação. Então, para modelar essa variação de espessura, realizou-se um corte da peça em vários anéis. A vantagem desse corte em anéis é a simplicidade da abordagem analítica do problema (BOULOS, 1999).

A cúpula é então cortada em vários anéis cujos comprimentos de meridiano L_i são inicialmente iguais. As espessuras iniciais são idênticas. Esse corte da cúpula em anéis se faz pelas seguintes relações em função da geometria inicial da cúpula (BOULOS, 1999):

$$\phi_i = \frac{i}{n} \phi_{0,max} \quad (34)$$

$$L_i = (\phi_i - \phi_{i-1})\rho_0 \quad e \quad e_i = e_0 \quad (35)$$

Para cada anel, a espessura e o comprimento evoluem separadamente ao longo da deformação e são funções das tensões aplicadas. As tensões guardam supostamente um valor constante igual ao valor calculado no meio da corda de cada anel (BOULOS, 1999).

3.2 Primeira fase

Nessa fase de deformação a conformação é livre. Então, o raio de curvatura ρ evolui ao longo da conformação e só depende do raio na base da matriz, do raio de concordância e da altura até o pólo da calota $h_{pólo}$. Nessa fase pode-se distinguir duas zonas da peça (BOULOS, 1999):

- Uma zona em contato com a parte do raio de concordância da matriz $L_{contato}$ que não se deforma mais;
- Uma zona com forma de cúpula esférica livre de raio ρ e de espessura e_i variável.

Essa segunda zona evolui ao longo da conformação para tomar a forma da parede. Então, ela é composta por:

- Uma parte fixa que fica em contato com a matriz;
- Uma parte que fica livre, mas com volume de matéria reduzido.

Para descrever essa progressão de deformação, considera-se que em um instante t os seguintes parâmetros são conhecidos:

- O comprimento curvilíneo em contato com a matriz $L_{contato}$;
- A geometria da cúpula ϕ_{max} , ρ e $e_{pólo}$;
- O comprimento e a espessura de cada anel L_i e e_i .

Então, para obter uma taxa de deformação $\dot{\epsilon}_{eq}$ constante no pólo da cúpula, a pressão de expansão aplicada sobre o conjunto de anéis P é calculada em função do raio de

curvatura ρ , da espessura no pólo da cúpula $e_{pôlo}$ e das características reológicas do material (m e K) (BOULOS, 1999):

$$P = \frac{2(K \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^m \cdot e_{pôlo})}{\rho}, \text{ onde } \sigma_{eq} = K \dot{\varepsilon}_{eq}^m \quad (36)$$

A. Estudo de cada anel

A espessura da cúpula não sendo uniforme ao longo da parede, devido à pressão P , as tensões aplicadas a cada anel são diferentes e por consequência a taxa de deformação é variável em cada ponto da peça (BOULOS, 1999).

$$\sigma_i = \frac{\rho}{2e_i} P, \text{ ou ainda } \sigma_i = \frac{e_{pôlo}}{e_i} \sigma_{eq} \quad (37)$$

As taxas de deformação, nas três dimensões, no meio da corda de cada anel são obtidas a partir das seguintes relações (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_n - \sigma_m] \quad (38)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_m - \sigma_n] \quad (39)$$

$$\dot{\varepsilon}_e = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [\sigma_m + \sigma_n] \quad (40)$$

Após um intervalo de tempo Δt ($\Delta t = 1s$ à $10s$) os novos valores dos parâmetros da peça são determinados por um cálculo incremental explícito. Então, as deformações são obtidas para cada anel pela relação $\Delta\varepsilon = \dot{\varepsilon} \cdot \Delta t$ (BOULOS, 1999).

Procura-se escrever os novos valores dos parâmetros do i -ésimo elemento no instante $t + \Delta t$ em função desses parâmetros conhecidos no instante t e as taxas de deformação após um intervalo de tempo Δt (BOULOS, 1999).

Então, após um intervalo de tempo Δt , o comprimento L_i e a espessura e_i do i -ésimo elemento são determinados pelas seguintes relações (BOULOS, 1999):

$$L_i^{t+dt} = L_i^t (1 + \dot{\varepsilon}_{m,i}^t \cdot \Delta t) \quad (41)$$

$$e_i^{t+dt} = e_i^t (1 + \dot{\varepsilon}_{e,i}^t \cdot \Delta t) \quad (42)$$

Onde $\dot{\varepsilon}_{m,i}^t$ e $\dot{\varepsilon}_{e,i}^t$ são determinados pelas seguintes relações:

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{1}{K^M} \sigma_m^M [2 - X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (43)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = -\frac{1}{2} \frac{1}{K^M} \sigma_m^M [1 + X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (44)$$

A partir dos dados conhecidos para o conjunto de anéis no instante $t + \Delta t$, procura-se determinar os novos parâmetros da cúpula (BOULOS, 1999):

- O raio de curvatura ρ ;
- O ângulo no pico máximo ϕ_{max} formado pela normal à parede em contato com a matriz e pelo eixo da peça;
- A altura até o pólo da calota $h_{pólo}$;
- A altura do último ponto da cúpula em contato com a matriz $h_{contato}$.

B. Nova geometria da cúpula

O comprimento curvilíneo total da cúpula, no instante $t + \Delta t$, é determinado pela soma dos comprimentos dos anéis livres (BOULOS, 1999).

$$L_{total}^{t+dt} = \sum_i L_i^{t+dt} = L_{livre}^{t+dt} + L_{contato}^{t+dt} \quad (45)$$

Uma parte desse comprimento curvilíneo total é bloqueada pelo seu contato com a parte de raio de concordância da matriz e o volume da matéria em movimento é reduzido (BOULOS, 1999).

$$L_{livre}^{t+dt} = \rho^{t+dt} \phi_{max}^{t+dt} \quad (46)$$

$$L_{contato}^{t+dt} = \left(q + \frac{e_0}{2} \right) (\phi_{max}^{t+dt} - \phi_{max}^t) \quad (47)$$

$$\rho^{t+dt} = \frac{R + B}{\sin \phi_{max}^{t+dt}} - \left(q + \frac{e_0}{2} \right) \quad (48)$$

A partir da quatro relações precedentes, obtém-se uma equação não linear. A resolução dessa equação pode ser obtida a partir de um sistema de otimização iterativo (BOULOS, 1999).

$$\frac{\phi_{max}^{t+dt}}{\sin \phi_{max}^{t+dt}} = \frac{1}{R + B} \left(L_{total}^{t+dt} + \left(q + \frac{e_0}{2} \right) \phi_{max}^t \right) \quad (49)$$

Após a resolução dessa equação, o raio de curvatura ρ , o comprimento curvilíneo L_{livre} e o comprimento de matéria em contato com a matriz $L_{contato}$ são determinados pelas relações precedentes (BOULOS, 1999).

A fase I de cálculo é repetida enquanto o ângulo máximo de abertura da cúpula ϕ_{max} é inferior à $\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_0\right)$. A partir do instante em que a cúpula é tangente à matriz, o ângulo ϕ_{max} é igual à $\left(\frac{\pi}{2} - \alpha_0\right)$ (início da fase II) (BOULOS, 1999).

3.3 Fase de transição

Na primeira fase, a pressão é determinada em função da geometria da cúpula e por uma tensão de escoamento no pólo constante (BOULOS, 1999).

Na segunda fase, o raio e o ângulo de abertura da cúpula são determinados em função da evolução da espessura no pólo para conservar uma pressão e uma tensão no pólo constantes (BOULOS, 1999).

A passagem da fase I para a fase II causa uma descontinuidade de cálculo. Então, a eliminação dessa descontinuidade de cálculo necessita uma fase de transição onde o raio de curvatura da cúpula é determinado por um ângulo de abertura da cúpula esférica ϕ_{max} imposto pelo ângulo inicial da matriz α_0 ($\phi_{max} = \frac{\pi}{2} - \alpha_0$) (BOULOS, 1999).

Durante essa fase de transição, a pressão é constante e a geometria da cúpula é recalculada em função da forma da matriz. A partir dessa nova geometria (BOULOS, 1999):

- O ângulo ϕ_{max} é imposto pelo ângulo inicial da matriz α_0 ($\phi_{max} = \frac{\pi}{2} - \alpha_0$).
- O raio de curvatura é função do ângulo α_0 , do raio na base da matriz R, do raio de concordância q e da última espessura em contato $e_{contato}$:

$$\rho^{t+dt} = \frac{R + B}{\cos \alpha_0} - \left(q + \frac{e_{contato}}{2} \right) \quad (50)$$

Essa última expressão somente é válida para a transição da deformação da fase I à fase II. (BOULOS, 1999)

Os comprimentos são dados pelas seguintes expressões (BOULOS, 1999):

$$L_{livre}^{t+dt} = \rho^{t+dt} \phi_{max}^{t+dt} \quad (51)$$

$$\begin{aligned} L_{contato}^{t+dt} &= \left(q + \frac{e_{contato}}{2} \right) \left(\frac{\pi}{2} - \alpha - \phi_{max}^t \right) \\ &+ \frac{1}{\sin \alpha} \left(R + B - \left(q + \frac{e_{contato}}{2} - \rho^{t+dt} \right) \cos \alpha \right) \end{aligned} \quad (52)$$

A altura do último ponto da cúpula em contato com a matriz $h_{contato}$ é determinada pela seguinte relação (BOULOS, 1999):

$$h_{contato}^{t+dt} = \left(q + \frac{e_{contato}}{2} \right) (1 - \cos \alpha) + s \frac{\cos \alpha}{\sin \alpha} \quad (53)$$

A altura da calota esférica $h_{pólo}$ é determinada pela relação (BOULOS, 1999):

$$h_{pólo}^{t+dt} = \rho^{t+dt} + \frac{e_{pólo}}{2} - \left(\rho^{t+dt} + \frac{e_{contato}}{2} \right) \cos \alpha \quad (54)$$

3.4 Segunda fase

Durante essa fase, a peça está em contato com a matriz. Assim, a peça se decompõe em duas partes (BOULOS, 1999):

- Uma em contato com a matriz que não se deforma mais devido ao não-escorregamento da matéria. Essa hipótese de não-escorregamento foi verificada experimentalmente em matrizes cônicas por Serge Boude (BOUDE, 1994 apud BOULOS, 1999).
- E outra livre com forma esférica de raio ρ e ângulo de abertura ϕ , calculados para conservar uma tensão de escoamento constante à pressão de expansão constante.

Essa parte livre continua a se deformar à tensão de escoamento constante em se conservando uma pressão constante. O ângulo da tangente no último ponto da matriz em contato com a cúpula é determinado para conservar uma razão entre espessura e raio de curvatura constante (BOULOS, 1999).

$$\frac{e_{pólo}}{\rho} = \frac{p}{2 \cdot K \dot{\epsilon}_{eq}^m} = constante \quad (55)$$

Como para a fase I, considera-se que no instante t todos os parâmetros de modelagem são conhecidos. A pressão e a taxa de deformação equivalente no pólo são impostas constantes (BOULOS, 1999).

De acordo com a condição no pólo ($X = 1$) e a relação (29), a taxa de deformação da espessura no pólo é igual à taxa de deformação equivalente (BOULOS, 1999).

Então, a espessura no pólo é determinada por um sistema incremental explícito. Ela é expressada em função da taxa de deformação e da espessura no pólo no instante precedente pela seguinte relação (BOULOS, 1999):

$$e_{pólo}^{t+dt} = e_{pólo}^t (1 - \dot{\epsilon}_e^t dt) \quad (56)$$

Para obter uma taxa de deformação constante à pressão constante, deve-se ter uma forma de matriz para a qual a razão entre a espessura no pólo e o raio de curvatura da calota é constante. Então, a razão entre a espessura e o raio de curvatura no instante t é igual à razão entre a espessura e o raio de curvatura no instante $t + \Delta t$ (BOULOS, 1999).

$$\rho^{t+dt} = \rho^t \frac{e_{pólo}^{t+dt}}{e_{pólo}^t}, \text{ ou ainda } \rho^{t+dt} = \rho^t (1 - \dot{\epsilon}_e^t dt) \quad (57)$$

A. Estudo de cada anel

Como para a primeira fase, a espessura da cúpula não sendo uniforme ao longo da parede, devido à pressão P , as tensões aplicadas a cada anel são diferentes e por consequência a taxa de deformação é variável nos pontos da peça. Então, para cada anel (BOULOS, 1999):

- As tensões σ_i :

$$\sigma_i = \frac{\rho}{2e_i} P \quad (58)$$

- As taxas de deformação $\dot{\varepsilon}_i$;
- As deformações ε_i :

$$\varepsilon_i = \dot{\varepsilon}_i \cdot \Delta t \quad (59)$$

- Os comprimentos L_i :

$$L_i^{t+dt} = L_i^t (1 + \dot{\varepsilon}_{m,i}^t \cdot \Delta t) \quad (60)$$

- As espessuras:

$$e_i^{t+dt} = e_i^t (1 + \dot{\varepsilon}_{e,i}^t \cdot \Delta t) \quad (61)$$

A partir dos dados conhecidos para o conjunto dos anéis no instante $t + \Delta t$, procura-se determinar os novos parâmetros da cúpula (BOULOS, 1999):

- O raio de curvatura ρ ;
- O ângulo no pico máximo ϕ_{\max} formado pela normal à parede em contato com a matriz e pelo eixo da peça;
- A altura até o pólo da calota $h_{\text{pólo}}$;
- A altura do último ponto da cúpula em contato com a matriz h_{contato} ;

B. Nova geometria da cúpula

O comprimento curvilíneo total da cúpula, no instante $t + \Delta t$, é determinado pela soma dos comprimentos dos anéis livres (BOULOS, 1999).

$$L_{total}^{t+\Delta t} = \sum_i L_i^{t+\Delta t} = L_{livre}^{t+\Delta t} + L_{contato}^{t+\Delta t} \quad (62)$$

Uma parte desse comprimento curvilíneo total é bloqueada pelo seu contato com a parte de raio de concordância da matriz e o volume da matéria em movimento é reduzido (BOULOS, 1999).

A expressão do comprimento curvilíneo da parte livre da cúpula é a mesma da primeira fase de deformação (BOULOS, 1999):

$$L_{livre}^{t+\Delta t} = \rho^{t+\Delta t} \phi^{t+\Delta t} \quad (63)$$

No entanto, a porção em contanto com a parte cônica é expressada em função do ângulo da tangente à cúpula com o eixo de simetria (BOULOS, 1999):

$$L_{contato}^{t+\Delta t} = \frac{\rho^t \sin \phi^t - \rho^{t+\Delta t} \sin \phi^{t+\Delta t}}{\cos \phi^{t+\Delta t}} \quad (64)$$

A partir das relações precedentes, obtém-se uma equação não linear em $\phi^{t+\Delta t}$. A resolução dessa equação deve ser realizada em um sistema de otimização iterativo (BOULOS, 1999).

$$(L_{total}^{t+\Delta t} - \rho^{t+\Delta t} \phi^{t+\Delta t}) \cos \phi^{t+\Delta t} + \rho^t \sin \phi^t - \rho^{t+\Delta t} \sin \phi^{t+\Delta t} = 0 \quad (65)$$

Essa equação é resolvida por otimização utilizando-se o método da secante. Ela admite duas soluções distintas, a solução escolhida deve verificar uma restrição sobre o comprimento $L_{contato}^{t+\Delta t}$ (que deve ser positivo) (BOULOS, 1999).

Essa fase de cálculo define uma forma de matriz necessária para realizar ensaios com um dado material. Nos próximos itens serão apresentados o algoritmo de cálculo e os resultados das simulações obtidas com esse modelo e com um programa de elementos finitos chamado Supform2 (BELLET, 1988 apud BOULOS, 1999).

4 Simulação

Boulos criou uma nova versão do programa de cálculo SPF_Anéis. Ela é utilizada para determinar a geometria da matriz. Uma taxa de deformação constante e um valor de pressão de conformação constante são impostos durante a fase II. A forma da matriz é então resultado da simulação respeitando as duas condições precedentes e considerando os parâmetros reológicos do material (BOULOS, 1999).

Afim de determinar qual era a influência do coeficiente de sensibilidade m sobre a forma da matriz, vários cálculos foram efetuados cortando a cúpula em cem anéis, fazendo variar m e impondo $n=0$. Chegou-se à conclusão de que a um pequeno valor de m corresponde uma curvatura de perfil elevada e uma baixa profundidade da matriz. Quando o valor de m cresce, a profundidade aumenta e a curvatura do perfil da matriz diminui. Para um valor de $m = 1$ (material viscoplastico linear), a matriz fica próxima de uma cone cujo ângulo do pico vale 56° (BOULOS, 1999).

Essas simulações mostram que a geometria da matriz depende fortemente da sensibilidade à taxa de deformação. Para um material com dada sensibilidade, é necessária uma matriz com geometria bem definida se quisermos conservar uma tensão de escoamento constante em uma expansão à pressão constante (BOULOS, 1999).

Para validar os estudos teóricos, Boulos realizou uma comparação entre os resultados previstos pela modelagem em SPF_Anéis e aqueles deduzidos pelo método dos elementos finitos. Isso foi realizado no caso de duas ferramentas distintas, uma matriz côncica e uma matriz evolutiva, concebidas para uma sensibilidade de valor 0,35. O código de cálculo por elementos finitos utilizado foi o Supform2 (BOULOS, 1999).

A comparação entre as curvas da pressão em função do tempo de conformação fornecidas pelos dois métodos confirma que o método de corte em anéis é satisfatório. A partir do instante em que a peça está em contato com a matriz evolutiva, observa-se que a pressão se mantém em um valor relativamente constante, enquanto que ela diminui no caso da matriz côncica (BOULOS, 1999).

Pode-se concluir então que a execução do procedimento com uma pilotagem à pressão constante favorecendo a simplificação do ensaio biaxial em matriz cônica necessita uma matriz cujo meridiano não é retilíneo (BOULOS, 1999).

5 Nova lei de comportamento

Para concepção da matriz evolutiva, foi considerado que o encruamento do material era desprezível no caso da conformação superplástica. Sabendo que para certos materiais deformados em expansão superplástica o coeficiente de encruamento não pode ser desprezado, uma lei de comportamento mais geral (na qual o encruamento seja incluído) deve ser proposta. Assim, uma nova metodologia de caracterização do material deve ser estabelecida (BOULOS, 1999).

As hipóteses e o modelo mecânico apresentados para a matriz de geometria variável são retomados no estudo que conduzirá à proposição de novas formas de matrizes (BOULOS, 1999).

A deformação sendo nula no início da conformação, a tensão de escoamento também é. Não se pode modelar então a expansão superplástica de um material que apresenta um limite de plasticidade desde o início da operação. Deve-se então propor uma modificação da lei de comportamento sob a forma seguinte, na qual uma deformação inicial é adicionada (LEMAITRE; CHABOCHE, 1988 apud BOULOS, 1999):

$$\sigma_{eq} = K \dot{\varepsilon}_{eq}^m (\varepsilon_{eq} + \varepsilon_0)^n \quad (66)$$

A partir da representação gráfica pode-se constatar que no inicio da conformação as tensões de escoamento equivalentes são muito sensíveis à deformação equivalente, ao contrário do que se passa para grandes deformações (BOULOS, 1999).

6 Análise mecânica da cúpula esférica

A aplicação da nova lei de comportamento generalizado nas três equações que expressam as taxas de deformação nas direções principais em função da taxa de deformação e da tensão de escoamento resulta em (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_n - \sigma_m] \quad (67)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [2\sigma_m - \sigma_n] \quad (68)$$

$$\dot{\varepsilon}_e = \frac{1}{2} \frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} [\sigma_m + \sigma_n] \quad (69)$$

Onde a razão entre a taxa de deformação equivalente e a tensão de escoamento equivalente, considerando a nova lei de comportamento, é (BOULOS, 1999):

$$\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{(K \cdot \varepsilon^n)^M} \sigma_{eq}^{M-1}, \text{ com } \varepsilon = \ln\left(\frac{e}{e_0}\right) \quad (70)$$

No pólo da cúpula, a tensão equivalente, a tensão na direção do meridiano e tensão na direção normal ao meridiano são iguais. Então a relação precedente pode ser escrita em função da tensão de escoamento na direção do meridiano (BOULOS, 1999):

$$\frac{\dot{\varepsilon}_{eq}}{\sigma_{eq}} = \frac{1}{(K \cdot \varepsilon^n)^M} \sigma_m^{M-1} \quad (71)$$

As taxas de deformação nas direções principais (BOULOS, 1999):

$$\dot{\varepsilon}_n = \frac{1}{2} \frac{1}{(K \cdot \varepsilon^n)^M} \sigma_m^M [2X - 1] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (72)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = \frac{1}{2} \frac{1}{(K \cdot \varepsilon^n)^M} \sigma_m^M [2 - X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (73)$$

$$\dot{\varepsilon}_m = -\frac{1}{2} \frac{1}{(K \cdot \varepsilon^n)^M} \sigma_m^M [1 + X] (1 + X^2 - X)^{\left(\frac{M-1}{2}\right)} \quad (74)$$

$$M = \frac{1}{m} \quad (75)$$

$$X = \frac{\sigma_n}{\sigma_m} \quad (76)$$

7 Resultados

Na fase II, impõe-se que a taxa de deformação e a pressão de conformação conservem valores constantes. Assim, a forma da matriz é o resultado do cálculo respeitando as duas condições precedentes e levando em consideração os parâmetros reológicos do material (m , n e K) (BOULOS, 1999).

Um novo algoritmo de cálculo utilizando a nova lei de comportamento generalizada foi desenvolvido. Vários cálculos correspondentes a diferentes coeficientes de encruamento n e de sensibilidade m foram efetuados (BOULOS, 1999).

Como já foi assinalado, a sensibilidade no material à taxa de deformação condiciona a forma da matriz de geometria variável. Agora, é importante analisar a influência do coeficiente de encruamento n sobre essa forma (BOULOS, 1999).

Sabendo que no início da conformação a altura é pequena, a deformação é pequena, e sua influência sobre o comportamento do material é desprezível em relação à influência da taxa de deformação. Assim, a forma da matriz se assemelha àquela obtida para um coeficiente de encruamento nulo. Em seguida, com a deformação aumentando com a altura, as geometrias das matrizes evoluem diferentemente, e se separam cada vez mais à medida em que aumenta a deformação, até que ela atinja um alto valor. Isso provoca um afinamento brutal da parede, causando uma forte diminuição do raio de curvatura. Um coeficiente de encruamento não-nulo amplifica esse fenômeno e torna a forma da matriz muito sensível à deformação (BOULOS, 1999).

Quando o coeficiente n é pequeno, a forma de uma matriz para um material encruável pode ser confundida com a forma de uma matriz para um material não-encruável

mas de sensibilidade mais elevada. O efeito do encruamento do material se aparenta a um aumento da sensibilidade à taxa de deformação de um material não-enclavado (BOULOS, 1999).

Ziad Boulos realizou simulações de conformação com a hipótese precedente para duas ligas diferentes. Constatou-se (para $n=0,0$ e $m=0,40$, $n=0,15$ e $m=0,375$) que as duas matrizes são similares até uma altura de aproximadamente 50mm. Isso corresponde a uma deformação de 400%, que ultrapassa o valor atingido nas aplicações industriais (BOULOS, 1999).

A altura para a qual se pode considerar que as formas das matrizes são similares é variável e depende das características do material. Fixando-se um valor mínimo admissível da deformação em 350%, foram estabelecidos gráficos a partir de vários cálculos. Constatou-se que a evolução da forma da matriz é menos sensível ao encruamento do material que à sensibilidade à taxa de deformação. Assim, a sensibilidade do coeficiente do encruamento diminui quando a sensibilidade à taxa de deformação aumenta (BOULOS, 1999).