

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DISPOSITIVO DE CONFORMAÇÃO HIDROSTÁTICA DE CHAPAS

Branca Ballot de Miranda

São Paulo
2007

UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO ESCOLA POLITÉCNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA

DISPOSITIVO DE CONFORMAÇÃO HIDROSTÁTICA DE CHAPAS

Trabalho de formatura apresentado à
Escola Politécnica da Universidade de
São Paulo para obtenção do título de
Graduação em Engenharia

Branca Ballot de Miranda

Orientador: Gilmar Ferreira Batalha

Área de Concentração:
Engenharia Mecânica

São Paulo
2007

FICHA CATALOGRÁFICA

Miranda, Branca Ballot de
Dispositivo de conformação hidrostática de chapas
/ B.B. de Miranda. -- São Paulo, 2007.
110 p.

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

1.Conformação mecânica 2.Plasticidade das estruturas
3.Ensaio de propriedades mecânicas 4.Hidroconformação
I.Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento
de Engenharia Mecânica II.t.

AGRADECIMENTOS

A todos aqueles, que direta ou indiretamente, contribuíram para execução deste trabalho.

RESUMO

O presente trabalho procura estudar a conformação de chapas metálicas através do ensaio de expansão hidrostática (“bulge test”) para promover a melhoria do processo de hidroconformação, que permite a produção de geometrias muito complexas, usando tubos ou chapas, com a redução de componentes e junções. Este processo permite a otimização dos processos e a minimização dos custos da indústria de conformação, tornando o conhecimento de seus parâmetros muito importante. A metodologia adotada nos ensaios envolve uma constante monitoração da pressão, da altura e da espessura da chapa metálica no pólo, enquanto esta se deforma em, aproximadamente, uma casca esférica. O ensaio de expansão hidrostática é apresentado de forma detalhada e inserido no contexto de processos de conformação. Uma modelagem analítica do ensaio é brevemente explicada antes da apresentação do projeto do dispositivo: dimensionamento, desenhos de detalhe de todas as peças, desenho de conjunto bem como as fotos das peças confeccionadas nos laboratórios da EPUSP. Na seção Instrumentação diversas alternativas são apresentadas para a bomba e para os aparelhos de medição (pressão, deslocamento e sistema de aquisição). Por fim o planejamento experimental para os ensaios de conformação hidrostática de chapas metálicas é apresentado.

Palavras-chave: conformação, “*bulge test*”, expansão hidrostática, plasticidade, instrumentação

ABSTRACT

The present work aims at studying the metal sheet forming through the bulge test to improve the hydroforming process, which allows the manufacturing of very complex geometries, using tubes or sheets, with the reduction of components and joints. This process enables the optimization of the forming industry processes and the minimization of its costs, the knowledge of their parameters becoming very important. The methodology adopted in the experiments involves the constant control of pressure, height and thickness of the metal sheet pole, while it is shaped into, approximately, a spherical form. The bulge test is presented in details and put into the context of manufacturing processes. The analytical modelling of the test is briefly explained before the presentation of the device project: the dimensioning, the detailed drawings of all parts, the assembly drawing as well as the pictures of all parts manufactured at EPUSP. In the Instrumentation section, many alternatives are presented for the hydraulic bomb and for the measurement instruments (pressure, displacement and acquisition system). Finally the experimental planning for the metal sheet bulge test is presented.

Keywords: forming, bulge test, hydrostatic expansion, plasticity, instrumentation

SUMÁRIO

LISTA DE TABELAS

LISTA DE FIGURAS

LISTA DE SÍMBOLOS

I. INTRODUÇÃO GERAL	1
I.1. CONTEXTO GLOBAL	1
I.2. DIFERENTES PROCESSOS DE HIDROCONFORMAÇÃO	2
a. Hidroconformação de tubos	2
b. Hidroconformação de chapas	2
I.3. OBJETIVOS	4
II. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	5
II.1. CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO DE CHAPAS	5
II.1.1. Formulação da lei elasto-plástica	5
II.1.2. Critérios de plasticidade	8
II.1.2.1. Critério isotrópico de Von Mises	9
II.1.2.2. Critérios anisotrópicos	10
a. Critério quadrático de Hill48	11
b. Critério não quadrático de Hill48	15
II.2. ANÁLISE GEOMÉTRICA DOS CRITÉRIOS DE PLASTICIDADE	16
II.2.1. Espaços de representação dos critérios de plasticidade	18
a. Espaço cartesiano de tensões de Cauchy	18
b. Espaço euclidiano de tensões	18
c. Espaço de tensões principais	19
II.2.2. Condição de coaxialidade entre o tensor das tensões e o tensor das taxas de deformação	20
II.3. ENCRUAMENTO E EFEITO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO	23
II.3.1. Lei de encruamento	23
II.3.2. Efeito da velocidade de deformação	24
a. Abordagem aditiva	24
b. Abordagem parametrizada	26
c. Abordagem multiplicativa	26
II.4. CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL	27
II.4.1. Ensaios de tração	27

II.4.2. Ensaio de cisalhamento	30
II.4.2.1. Definições	30
II.4.2.2. Análise mecânica homogênea do ensaio de cisalhamento	31
a. Elementos da análise homogênea	31
b. Análise do efeito da direção do cisalhamento	33
II.4.3. Ensaio de expansão hidrostática de chapas (“bulge test”)	37
II.4.3.1. Introdução	37
II.4.3.2. Descrição dos processos de conformação	37
II.4.3.3. Teste de conformação hidrostática de chapas metálicas	41
II.4.3.4. Estudo do ensaio de conformação hidrostática:	44
modelização analítica	
a. Critério de Hill48 em tensões planas	44
b. Equação do equilíbrio	45
c. Curva de encruamento	48
II.4.3.5. Procedimento experimental	54
a. Dispositivo experimental	54
b. Sistema de correlação de imagem 3D	56
c. Medida do Raio de Curvatura	56
II.4.3.6. Metodologia para análise dos ensaios	58
a. Análise da reprodutibilidade dos ensaios	58
b. Validação da hipótese de deformação equi-biaxial	60
III. MATERIAIS E MÉTODOS	62
III.1. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL	62
III.2. PROJETO DO DISPOSITIVO	63
III.2.1. Grandezas medidas	63
III.2.2. Parâmetros do ensaio	63
III.2.3. Peças confeccionadas	63
III.2.4. Aparelhos de medição	64
III.2.5. Sistema hidráulico	65
III.3. MATERIAL UTILIZADO NA CONFECÇÃO DO DISPOSITIVO	65
III.4. PROCESSOS E MÁQUINAS UTILIZADOS NA CONFECÇÃO DO DISPOSITIVO	70
III.5. INSTRUMENTAÇÃO	73
III.6. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DETALHADO	81
IV. RESULTADOS	83

V. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	86
VI. CONCLUSÕES	87
ANEXOS	88
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	107

LISTA DE TABELAS

- Tabela 1 – Parâmetros da lei de encruamento de Krupkowski
- Tabela 2 – Parâmetros de anisotropia : coeficiente de Lankford e limites elásticos medidos a 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação
- Tabela 3 – Comparação entre os coeficientes \tilde{G} e \tilde{H} calculados nas hipóteses de tensão equi-biaxial e deformação equi-biaxial
- Tabela 4 – Composição do aço ABNT 1020
- Tabela 5 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 1020
- Tabela 6 – Composição do aço ABNT 1045
- Tabela 7 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 1045
- Tabela 8 – Materiais utilizados para a confecção do dispositivo
- Tabela 9 – Dados e ensaios dos experimentos
- Tabela 10 – Características da Bomba HD 2/150 da Kärcher
- Tabela 11 – Características da Bomba HD 10/25 da Kärcher

LISTA DE FIGURAS

- Figura 1 – Princípio de processo de hidroconformação de um tubo
- Figura 2 – Aplicações do processo de hidroconformação de tubos
- Figura 3 – Princípio de conformação de uma chapa
- Figura 4 – Princípio de conformação hidromecânica
- Figura 5 – Exemplo de prensa utilizada para hidroconformação (Schuler)
- Figura 6 – Variação da forma da superfície de carga em função da orientação em relação à direção de laminação
- Figura 7 – Representação do critério de Von Mises nos diferentes espaços de tensão
- Figura 8 – Orientação dos referenciais principais de tensão e de incremento de deformação plástica, em relação à direção de laminação para um estado de tensões planas
- Figura 9 – Ensaio de tração “jump test”
- Figura 10 – Superfície de carregamento no espaço cartesiano de tensões
- Figura 11 – Corpo de prova do ensaio Miyauchi
- Figura 12 – Descrição da montagem e dos corpos de prova utilizados nos ensaios Miyauchi
- Figura 13 – Representação da deformação da zona útil do corpo de prova Miyauchi
- Figura 14 – Efeito dos coeficientes de Lankford na orientação entre o referencial de tensões principais e o de deformações principais para um ensaio de cisalhamento simples
- Figura 15 – Estiramento em estado plano de tensão
- Figura 16 – Peça estampada
- Figura 17 – Peça com descrição dos diversos tipos de deformação: D, dobramento; EB, estiramento biaxial; E, embutimento; P, estiramento em estado plano de deformação; DD, desdobramento
- Figura 18 – Principais operações de conformação
- Figura 19 – Teste de Conformação de Chapas Metálicas por Pressão Hidrostática
- Figura 20 – Métodos Experimentais de Ensaio de Conformação de Chapas
- Figura 21 – Parâmetros de um ensaio de expansão hidrostática
- Figura 22 – Efeito do coeficiente de anisotropia sobre a curva pressão-altura. A pressão e a altura apresentadas são normalizadas respectivamente pelo coeficiente de resistência do material K e pelo raio a
- Figura 23 – Influência dos coeficientes de Lankford sobre o desvio \bar{r}
- Figura 24 – Zona cinza marca o estado de anisotropia para o qual o estado de tensão equi-biaxial e de deformação equi-biaxial são equivalentes a um erro relativo menor que 0,5%
- Figura 25 – Máquina para ensaios de expansão hidrostática
- Figura 26 – Montagem de fixação da chapa: matriz, prensa-chapas e peça removível
- Figura 27 – Definição de secção e medida do raio de curvatura no topo

- Figura 28 – Efeito da distância R sobre o cálculo do Raio de Curvatura
- Figura 29 – Análise da reprodutibilidade dos ensaios de expansão hidrostática
- Figura 30 – Evolução do raio de curvatura em função da deformação em espessura para diferentes materiais
- Figura 31 – Evolução do estado de deformação do topo durante o ensaio de expansão hidrostática
- Figura 32 – Determinação da Tensão e da Deformação no Ensaio de “Bulge Test”
- Figura 33 – Prensa Hidráulica: Capacidade 300KN (laboratório EPUSP)
- Figura 34 – Transdutor indutivo de deslocamento - WA (HBM do Brasil)
- Figura 35 – Orçamento do transdutor de deslocamento de curso 50mm (HBM do Brasil)
- Figura 36 – Transdutor de pressão absoluta – P8AP (HBM do Brasil)
- Figura 37 – Orçamento do transdutor de pressão absoluta de 500bar (HBM do Brasil)
- Figura 38 – Esquema da instalação do sistema de aquisição SPIDER 8
- Figura 39 – Orçamento do sistema de aquisição SPIDER 8 e do software CatmanEasy (HBM do Brasil)
- Figura 40 – Câmeras e software do sistema ARAMIS (GOM Optical Measurements Techniques)
- Figura 41 – Desenho em Autocad 3D do ferramental projetado para ensaio de conformação hidrostática
- Figura 42 – Dispositivo Pronto
- Figura 43 – Base e matriz cilíndrica
- Figura 44 – Prensa-chapas, colunas e suporte (parte superior do dispositivo)

LISTA DE SÍMBOLOS

$\dot{\varepsilon}$	tensor taxa de deformação total
$\dot{\varepsilon}^e$	tensor taxa de deformação elástica
$\dot{\varepsilon}^p$	tensor taxa de deformação plástica
V	tensor gradiente do campo de velocidade
σ	tensor de tensões de Cauchy
I	tensor identidade
μ e λ	coeficientes de Lamé
ν	coeficiente de Poisson
E	módulo de Young
f	superfície de carga
$\bar{\sigma}$	tensão equivalente (em relação ao critério de plasticidade)
σ_u	tensão de escoamento do material
r'	coeficiente de Lankford
r	análise inversa de um ensaio de tração plana
σ_0	limite elástico do material em tração uniaxial
(J_1, J_2, J_3)	invariantes do tensor de tensões
s	tensor desviador de tensões
\bar{r}	coeficiente de anisotropia médio
Δr	variação da anisotropia
σ_b	limite elástico em tração bi-axial
\tilde{N}	tensor da normal exterior local em todo ponto da superfície de carga
Φ	superfície de carga definida no espaço ortonormal de tensões de Cauchy
$\bar{\varepsilon}$	deformação plástica equivalente
ε_0	deformação limite (na lei de Krupkowski)
σ_i	tensão limite (na lei de Ludwik)
k	parâmetro de sensibilidade à velocidade de deformação
d	deslocamento imposto ao corpo de prova

v	velocidade imposta ao corpo de prova
l	comprimento da zona útil
N	parâmetro de anisotropia
τ	tensão de cisalhamento
F	força
e	espessura do corpo de prova
w	trabalho plástico equivalente
γ	taxa de cisalhamento
σ_1, σ_2	tensões principais
R_θ, R_φ	raios de curvatura respectivamente segundo as duas direções principais
P	pressão hidrostática
Ω	relação entre as tensões
ρ	raio de curvatura
h	altura do pólo
a	raio
β	relação de deformações
B	força no prensa-chapas
y	flecha
t	espessura do anel
σ_r	tensão de ruptura do material

I. INTRODUÇÃO GERAL

I.1. CONTEXTO GLOBAL

O setor automotivo vem sendo obrigado a rever seus métodos e suas tecnologias de produção para satisfazer às novas normas ambientais, determinadas pelo acordo de Kyoto sobre a redução da emissão de gases de efeito estufa. Reduzir o consumo de combustível é a uma maneira eficaz de se reduzir os gases poluentes, portanto a diminuição da massa do veículo torna-se então o objetivo principal deste setor, pois se estima que reduzindo a massa do veículo de 25% tem-se uma redução de 15% no consumo de combustível.^[1]

A necessidade de diminuição do peso foi traduzida pela introdução de novas estruturas mais leves. Assim, as ligas de alumínio começaram a serem utilizadas na confecção de peças estruturais de diversos veículos. Além do alumínio, novas nuances de aço com alto limite de elasticidade vêm sendo desenvolvidas, estas oferecem uma melhor relação resistência / massa específica que os aços convencionais.

Entretanto a redução de peso não se limita somente ao desenvolvimento de novos materiais mais leves, mas também à redução do número de peças elementares. Pois reduzindo a quantidade de peças reduz-se também a quantidade de matéria-prima utilizada assim como a de material de cordão de solda.

Porém a produção de geometrias complexas em somente uma peça não é facilmente realizável através do processo convencional de embutimento. Por esta razão o processo de hidroconformação foi introduzido como uma tecnologia alternativa.

Sob o nome de processo de hidroconformação são associadas diversas técnicas, mas todas têm como base o mesmo princípio, a ação de um líquido sob pressão para a deformação de uma peça primária, que pode ser um tubo ou uma chapa.

I.2. DIFERENTES PROCESSOS DE HIDROCONFORMAÇÃO

a. Hidroconformação de tubos

A hidroconformação de tubos foi o primeiro processo de hidroconformação a ser desenvolvido e utilizado em diversas aplicações industriais. Esta técnica de conformação utiliza a força de um fluido sob pressão que ao ser injetado no interior do tubo o deforma plasticamente por expansão. Um esforço de compressão é aplicado às duas extremidades do tubo permitindo assim um “aumento” de matéria na zona deformada. Este “aumento” tem o efeito de compensar a redução da parede do tubo e de melhorar sua capacidade de se deformar.^[2]

Esta técnica é amplamente utilizada para peças de automóveis, dentre elas temos os coletores de escapamento, o suporte do motor, etc.

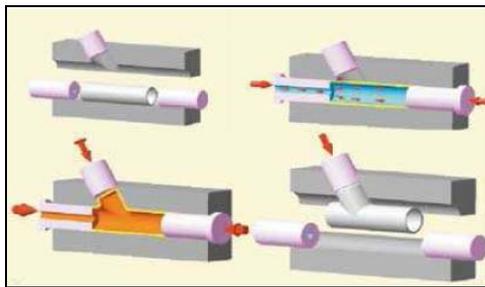


Figura 1 – Princípio de processo de hidroconformação de um tubo

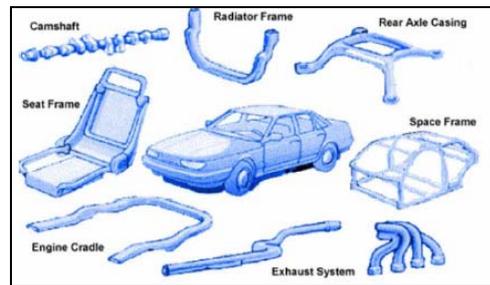


Figura 2 – Aplicações do processo de hidroconformação de tubos^[3]

b. Hidroconformação de chapas

O processo consiste na aplicação de um fluido sob pressão sobre uma chapa fixa a uma matriz. Em relação ao processo de embutimento, o líquido faz o papel de punção (Fig. 3) ou de matriz (Fig. 4). Assim, no primeiro caso, a chapa é deformada contra uma matriz que dá a forma final.^[4]

Já no segundo caso a chapa é deformada pela ação conjugada de um punção em movimento e o líquido pressurizado. Ao final do processo, a chapa tem a forma do punção.^[5]

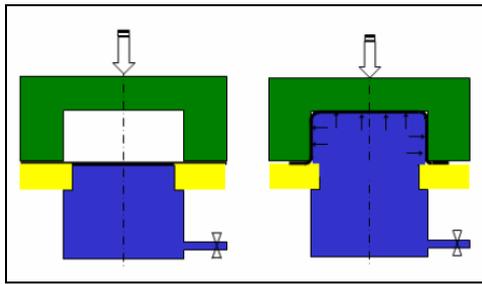


Figura 3 – Princípio de conformação de uma chapa

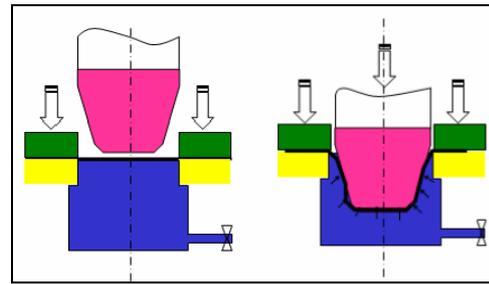


Figura 4 – Princípio de conformação hidromecânica

De uma maneira geral, a hidroconformação oferece inúmeras vantagens:

- Diminuição do número de peças e, portanto um ganho em tempo de montagem e de soldagem. A título de exemplo, o coletor de escapamento constitui uma das principais peças manufaturadas pelo processo de hidroconformação de tubos. Assim “Schuler Hydroforming” estima em 50% a redução do número de peças, 25% do custo de produção, 25% em ganho de peso e 60% em custo de ferramental.
- A conformação de peças complexas tem boa reprodutibilidade e estabilidade dimensional.
- A repartição de espessuras é mais homogênea, pois não há contato com o punção.^[6]
- Maior rigidez das peças finais, resultado da redução do número de peças e cordões de solda. A título de exemplo, a integração de certas peças hidroconformadas na estrutura do veículo *Freelander (Land Rover)* revelou uma melhora de 25% na resistência total da estrutura à torção.^[7]
- Redução dos custos de ferramental, pois só há necessidade de uma matriz fêmea. Igualmente, diversas espessuras de chapa podem ser utilizadas pelo mesmo ferramental, com apenas alguns ajustes.

Entretanto o processo de hidroconformação apresenta certas limitações:

- Na hidroconformação, a pressão é uniformemente repartida sobre a superfície da peça. Tanto as pressões como as superfícies são elevadas, conseqüentemente os esforços também são altos e, portanto as prensas atingem dimensões consideráveis (até 100.000 KN). O investimento inicial

em tais instalações é alto e, portanto limita consideravelmente o uso dessa tecnologia. (Fig. 5)

- As três fases (preenchimento, conformação e calibragem) que constituem o processo de hidroconformação são relativamente lentas. O ciclo (30s a 90s) desta tecnologia a exclui da produção em grande escala.



Figura 5 – Exemplo de prensa utilizada para hidroconformação (Schuler)

I.3. OBJETIVOS

O objetivo do presente projeto de pesquisa é investigar o comportamento dos parâmetros do processo de conformação hidrostática para que se possa futuramente ter um melhor controle sobre o produto final, buscando, assim, a otimização do processo como um todo. Para isso, torna-se necessário o projeto e a construção de um dispositivo que possibilite fazer ensaios de expansão hidrostática monitorando por sensoriamento seus parâmetros e resultados.

II. REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

A seguir é apresentada uma explicação sobre os conceitos necessários para o entendimento do “*bulge test*”.

II.1. CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO COMPORTAMENTO DE CHAPAS

II.1.1. Formulação da lei elasto-plástica

O comportamento elasto-plástico pode ser estudado como uma decomposição da deformação total aparente numa parte elástica reversível e uma parte plástica irreversível. Quando a parte elástica é pequena, normalmente adota-se uma decomposição aditiva do tensor taxa de deformações.^[8]

$$\dot{\varepsilon} = \dot{\varepsilon}^e + \dot{\varepsilon}^p \quad (2.1)$$

$\dot{\varepsilon}^e, \dot{\varepsilon}^p$ são os tensores taxa de deformação elástica e plástica, respectivamente. O tensor taxa de deformação total $\dot{\varepsilon}$ corresponde, na hipótese de pequenas deformações, à parte simétrica do tensor gradiente do campo de velocidade V , dessa maneira tem-se:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{1}{2} \left(\text{grad}(V) + \text{grad}(V)^T \right) \quad (2.2)$$

A elasticidade traduz uma deformação reversível do material. Geralmente, ela é considerada linear e isotrópica no caso de deformação a frio de aços. Nestas condições, o tensor de tensões de Cauchy σ é ligado ao tensor de deformações elásticas pela lei de Hooke:

$$\dot{\sigma} = 2\mu\dot{\varepsilon}^e + \lambda \cdot \text{traço}(\dot{\varepsilon}^e) \cdot I \quad (2.3)$$

I é o tensor identidade, μ e λ são os coeficientes de Lamé deduzidos a partir do coeficiente de Poisson ν e do módulo de Young E pelas seguintes relações:

$$\mu = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad (2.4)$$

e

$$\lambda = \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \quad (2.5)$$

A plasticidade corresponde a um estado de deformação irreversível que o material pode atingir uma vez que a tensão limite é ultrapassada. Este estado limite é descrito pela superfície de carga f :

$$f = \bar{\sigma}(\sigma) - \sigma_u; f \leq 0 \quad (2.6)$$

Nesta expressão o tensor de tensões σ é transformado em um escalar $\bar{\sigma}$, chamado tensão equivalente (em relação ao critério de plasticidade). Esta tensão é comparada a uma segunda tensão σ_u , chamada tensão de escoamento do material, que representa a tensão do limite plástico. Quando a tensão equivalente é inferior à tensão de escoamento ($f < 0$), a deformação é puramente elástica. Inversamente, assim que a tensão é igual à tensão de escoamento ($f = 0$), o limite é atingido e o material começa a se deformar plasticamente.

Para um material endurecível por deformação a frio (encruamento), a tensão de escoamento evolui com a deformação do material. A deformação plástica acumulada é introduzida como uma variável do estado interno permitindo a descrição do estado de encruamento. A tensão de escoamento é dada por:

$$\sigma_u = \sigma_u(\bar{\varepsilon}^p) \quad (2.7)$$

A deformação plástica acumulada, ou deformação plástica equivalente, é resultado da integração no tempo da velocidade de deformação plástica equivalente:

$$\bar{\varepsilon}^p(t) = \int_0^t \dot{\varepsilon}^p(\tau) d\tau \quad (2.8)$$

A velocidade de deformação plástica equivalente é um escalar representativo do tensor taxa de deformação plástica. Para o critério de Von Mises, a velocidade equivalente é dada por:

$$\dot{\varepsilon}^p = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}^p : \dot{\varepsilon}^p} \quad (2.9)$$

Sabendo que a deformação plástica corresponde a uma transformação irreversível do material e que as leis da termodinâmica postulam a existência de um potencial dissipativo g , pode ser determinada uma relação entre o tensor taxa de deformação plástica e o tensor de tensões:

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial g}{\partial \sigma}; \dot{\lambda} > 0 \quad (2.10)$$

Até este ponto, a existência de um potencial plástico foi postulada, mas sua forma não foi especificada. A superfície de carga f é escolhida como o potencial plástico dissipativo e pode-se deduzir desta, a lei de escoamento plástico, dita associada, que é dada por:

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f(\sigma, \bar{\varepsilon}^p)}{\partial \sigma} \quad (2.11)$$

Quando o potencial plástico g é diferente da função de carga, a lei do escoamento é dada pela eq. (2.10) e é dita não associada.

O potencial plástico, em plasticidade não associada, pode ser escolhido da mesma forma matemática que o critério de plasticidade (funções isotrópicas ou anisotrópicas, quadráticas ou não). A título de exemplo, [8] considera uma lei de

escoamento não associada com um critério quadrático de Hill48 em tensão plana e anisotropia normal. A superfície de carga é dada por:

$$f = \sqrt{\frac{r}{1+r}(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \frac{1}{1+r}(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2) + 2\frac{1+2r}{1+r}\sigma_{12}^2} - \sigma_u \quad (2.12)$$

O potencial plástico é da mesma forma definido por:

$$g = \sqrt{\frac{r'}{1+r'}(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + \frac{1}{1+r'}(\sigma_{11}^2 + \sigma_{22}^2) + 2\frac{1+2r'}{1+r'}\sigma_{12}^2} - \sigma_u \quad (2.13)$$

O comportamento do material é inteiramente descrito pelos coeficientes r e r' . Identifica-se o parâmetro r' como sendo o coeficiente de Lankford, enquanto o parâmetro r é identificado como sendo a análise inversa de um ensaio de tração plana.

II.1.2. Critérios de plasticidade

A superfície de carga ($f = 0$) delimita o domínio de deformações elásticas e o limite de escoamento plástico. A forma desta superfície é definida pelo critério de plasticidade (2.6). O termo de encruamento nesta mesma equação caracteriza o tamanho da superfície ao longo do carregamento.^[8]

No estado inicial, antes de qualquer encruamento, a superfície de carga pode ser escrita como:

$$f = \bar{\sigma}(\sigma) - \sigma_0 = 0 \quad (2.14)$$

onde: σ_0 é o limite elástico do material em tração uniaxial, $\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente (critério de plasticidade).

Existe uma grande variedade de critérios de plasticidade para modelar o comportamento das chapas. Estes podem ser classificados em duas famílias: os critérios isotrópicos e os critérios anisotrópicos.

II.1.2.1. Critério isotrópico de Von Mises

Um dos critérios de plasticidade isotrópica mais utilizados para materiais metálicos dúcteis é o critério de Von Mises (1913). Ele considera o escoamento plástico insensível à pressão hidrostática e é definido num sistema ortonormal de tensões pela seguinte expressão:^[9]

$$\bar{\sigma}(\sigma) = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + (\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + 6(\sigma_{xy}^2 + \sigma_{yz}^2 + \sigma_{zx}^2) \right]} \quad (2.15)$$

Nos eixos de tensões principais, o critério é reduzido à soma dos quadrados da diferença entre as tensões principais. A propriedade de isotropia traduz a independência da expressão do critério de plasticidade em relação a qualquer modificação de sistema de coordenadas. O critério de Von Mises verifica esta propriedade particular, e conseqüentemente é possível expressá-lo em função dos invariantes do tensor de tensões (J_1, J_2, J_3), as expressões são dadas por:

$$J_1 = \text{traço}(\sigma); \quad J_2 = \frac{1}{2} \left[\text{traço}(\sigma)^2 - \text{traço}(\sigma^2) \right]; \quad J_3 = \det(\sigma) \quad (2.16)$$

O critério de Von Mises é dado por:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{3J_2} \quad (2.17)$$

Dado que o critério é invariável para todo carregamento esférico de compressão ou de tração, pode-se introduzir o tensor desviador de tensões s :

$$s = \sigma - \frac{1}{3} \text{traço}(\sigma) \quad (2.18)$$

o critério é então dado por:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} s : s} \quad (2.19)$$

II.1.2.2. Critérios anisotrópicos

O comportamento de determinados materiais pode variar em função da direção de solicitação. Nestas condições, o material é dito anisotrópico. A ortotropia é uma anisotropia particular que se caracteriza por três planos de simetria e suas intersecções definem os três eixos de ortotropia (x, y, z).^[10]

O comportamento das chapas laminadas enquadra-se na anisotropia ortotrópica e o sistema (x, y, z) é definido como:

x: direção da laminação

y: direção perpendicular à direção de laminação

z: direção normal ao plano da chapa

O coeficiente de Lankford r é a medida da razão entre a deformação plástica lateral ε_{22}^p e a deformação plástica na espessura ε_{33}^p de um corpo de prova em tração uniaxial:

$$r = \frac{\varepsilon_{22}^p}{\varepsilon_{33}^p} \quad (2.20)$$

Na presença de anisotropia, este coeficiente varia em função da orientação de corte do corpo de prova de tração em relação à direção de laminação.

Na prática, os coeficientes de Lankford (r_0 , r_{45} , r_{90}) são identificados pelas orientações definidas a 0° , 45° e 90° em relação à direção de laminação e o coeficiente de anisotropia médio \bar{r} :

$$\bar{r} = \frac{r_0 + 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.21)$$

e a variação Δr :

$$\Delta r = \frac{r_0 - 2r_{45} + r_{90}}{4} \quad (2.22)$$

Quando $\bar{r} \neq 1$ e $\Delta r \neq 0$ trata-se de anisotropia transversal. No caso particular em que $\bar{r} \neq 1$ e $\Delta r = 0$, fala-se em anisotropia normal (ou isotropia plana) que traduz um comportamento de isotropia no plano da chapa e de anisotropia na direção da espessura ($\bar{r} \neq 1$). Finalmente, o caso de isotropia é dado por $r_0 = r_{45} = r_{90} = 1$, ou seja, $\bar{r} = 1$ e $\Delta r = 0$.

A variação do limite elástico em função da orientação é uma segunda manifestação de anisotropia. Ela se traduz pela variação da forma da superfície de carga com a direção de sollicitação (Fig. 6).

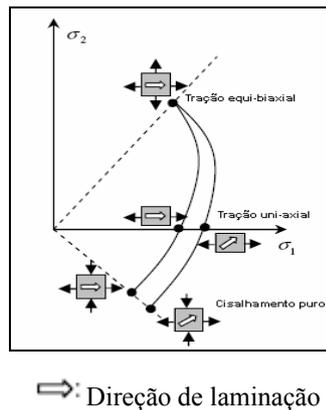


Figura 6 – Variação da forma da superfície de carga em função da orientação em relação à direção de laminação^[8]

Pela definição de comportamento isotrópico, a expressão do critério (i.e. a forma da superfície de carga) deve ser invariável ao mudar-se de sistema. Entretanto, vê-se na Fig. 6 que esta condição não é verificada para comportamentos anisotrópicos. Desta maneira conclui-se que um critério de plasticidade anisotrópico está necessariamente ligado a um sistema de coordenadas de referência. Geralmente este sistema é o sistema de ortotropia (x,y,z).

a. Critério quadrático de Hill48

Hill^[11] foi o primeiro a propor um critério que leva em conta a anisotropia inicial dos materiais e especialmente dos materiais metálicos. O critério proposto é um critério quadrático que é expresso no sistema de ortotropia (x,y,z):

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}^2 = & F(\sigma_{yy} - \sigma_{zz})^2 + G(\sigma_{zz} - \sigma_{xx})^2 + H(\sigma_{xx} - \sigma_{yy})^2 + \\ & + 2L\sigma_{yz}^2 + 2M\sigma_{zx}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \end{aligned} \quad (2.23)$$

$\bar{\sigma}$ é a tensão equivalente (critério de Hill48), e (F, G, H, L, M, N) são os parâmetros de Hill que determinam a forma da superfície de carga e o grau de anisotropia.

Na hipótese de tensões planas, todas as componentes do tensor de tensões fora do plano da chapa ($\sigma_{zz} = \sigma_{xz} = \sigma_{yz} = 0$) são desprezíveis, o critério de Hill se reduz à seguinte expressão:

$$\bar{\sigma}^2 = (G + F)\sigma_{xx}^2 - 2H\sigma_{xx}\sigma_{yy} + (F + H)\sigma_{yy}^2 + 2N\sigma_{xy}^2 \quad (2.24)$$

O número de parâmetros que determinam o critério é reduzido a quatro (F, G, H e N). E estes parâmetros devem respeitar determinadas relações, a fim de garantir a convexidade da superfície de carga^[15]. A determinação completa de uma superfície de carga sob tensões planas de um material obedecendo supostamente o critério de Hill passa pela identificação dos parâmetros deste. Para identificá-los, é necessário expressar a tensão equivalente de um ensaio de tração com um ângulo θ em relação à direção de laminação. Esta pode ser obtida aplicando-se uma matriz de rotação (eixo z e ângulo θ) ao tensor de tensões expressas no sistema de coordenadas do ensaio (correspondente a um tensor de tração uniaxial), para transformá-los no sistema ortotrópico. O tensor é calculado dessa forma e em seguida é inserido na eq. (2.24) para a dedução da tensão equivalente na direção θ :

$$\bar{\sigma}(\theta) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{F \cdot \text{sen}^4 \theta + G \cdot \text{cos}^4 \theta + H \cdot (\text{cos}^2 \theta - \text{sen}^2 \theta)^2 + 2N \cdot \text{sin}^2 \theta \cdot \text{cos}^2 \theta}} \quad (2.25)$$

Em seguida, utilizando lei da normalidade (2.11), combinada com a expressão precedente de tensão equivalente (2.24), o tensor de taxas de deformações plásticas pode ser determinado no sistema ortotrópico para em seguida ser transformado no sistema de coordenadas do ensaio. A partir deste último tensor, é possível obter a expressão do coeficiente de Lankford:

$$r(\theta) = \left(\frac{d\varepsilon_{22}^p}{d\varepsilon_{33}^p} \right) = \frac{H + (2N - F - G - 4H)\text{sen}\theta^2 \cos\theta^2}{F\text{sen}\theta^2 + G\cos\theta^2} \quad (2.26)$$

Normalmente os três limites elásticos (σ_0 , σ_{45} , σ_{90}) e os coeficientes de Lankford medidos respectivamente a 0° , 45° e 90° em relação à direção de laminação são obtidos experimentalmente. Identificando estes nas expressões analíticas das eqs. (2.25) e (2.26), o problema de Hill reduz-se à identificação dos quatro parâmetros (F , G , H e N) verificando as seis equações que seguem:

$$r(0) = \frac{H}{G} = r_0 \quad (2.27-1) \quad \bar{\sigma}(0) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{G+H}} = \sigma_0 \quad (2.27-4)$$

$$r(45) = \frac{N}{F+G} - \frac{1}{2} = r_{45} \quad (2.27-2) \quad \bar{\sigma}(45) = \frac{2\sigma_0}{\sqrt{F+G+2N}} = \sigma_{45} \quad (2.27-5)$$

$$r(90) = \frac{H}{F} = r_{90} \quad (2.27-3) \quad \bar{\sigma}(90) = \frac{\sigma_0}{\sqrt{F+H}} = \sigma_{90} \quad (2.27-6)$$

Sabendo que as seis equações do sistema são independentes, é necessário escolher quatro equações, deixando duas sem serem verificadas. Entre estas quatro equações, a eq. (2.27-4) do sistema se impõe sistematicamente quando a lei de encruamento na direção da laminação corresponde à lei de encruamento do material. Portanto $G + H = 1$.

Para a escolha das equações existem diversas possibilidades:

- Como primeira escolha, é possível considerar as eqs. (2.27-1), (2.27-2) e (2.27-3). A resolução destas equações (com a eq. (2.27-4)) leva às seguintes expressões dos parâmetros de Hill:

$$F = \frac{r_0}{r_{90}(1+r_0)} \quad (2.28-1)$$

$$G = \frac{1}{(1+r_0)} \quad (2.28-3)$$

$$H = \frac{r_0}{(1+r_0)} \quad (2.28-2)$$

$$N = \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{2r_{90}(1+r_0)} \quad (2.28-4)$$

- Outra opção seria identificar os parâmetros de Hill utilizando as eqs. (2.27-5) e (2.27-6), baseando-se nos limites elásticos. Entretanto, como falta a quarta equação, esta poderia ser escolhida entre as eqs. (2.27-1), (2.27-2) e (2.27-3).
- Uma outra alternativa pode ainda ser considerada, dispondo das medidas experimentais dos limites elásticos de outros ensaios (tração equi-biaxial, tração plana, cisalhamento, etc), pode-se explorar estes dados para a identificação dos parâmetros de Hill. Por exemplo, se σ_b corresponde ao limite elástico em tração bi-axial, os parâmetros de Hill serão dados por:

$$2F = \frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} + \frac{1}{\sigma_b^2} \quad (2.29-1)$$

$$2G = \frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} + \frac{1}{\sigma_b^2} \quad (2.29-3)$$

$$2H = \frac{1}{\sigma_0^2} + \frac{1}{\sigma_{90}^2} + \frac{1}{\sigma_b^2} \quad (2.29-2)$$

$$2N = \frac{4}{\sigma_{45}^2} - \frac{1}{\sigma_b^2} \quad (2.29-4)$$

Considerando que existem diversas maneiras de identificar os parâmetros do critério de Hill, conclui-se que este critério não é capaz de descrever com precisão os coeficientes de Lankford e os limites elásticos do material ao mesmo tempo. De acordo com a técnica escolhida, uma ou outra propriedade de anisotropia será privilegiada.

Geralmente, a anisotropia dos aços se manifesta mais através do coeficiente de Lankford que do limite elástico, é provavelmente a razão pela qual na literatura os coeficientes de Hill são identificados baseando-se nos coeficientes de Lankford. Nestas condições, a tensão equivalente do critério de Hill em tensões planas, combinando (2.24) e (2.28), é dada por:

$$\bar{\sigma}^2 = \sigma_{xx}^2 - \frac{2r_0}{1+r_0} \sigma_{xx} \sigma_{yy} + \frac{r_0(1+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)} \sigma_{yy}^2 + \frac{(1+2r_{45})(r_0+r_{90})}{r_{90}(1+r_0)} \sigma_{xy}^2 \quad (2.30)$$

O comportamento “anormal” do alumínio

Considerando o caso de anisotropia normal ($r_0 = r_{45} = r_{90} = \bar{r}$), com um carregamento bi-axial ($\sigma_{xx} = \sigma_{yy} = \sigma_b \neq 0; \sigma_{xy} = 0$). O critério de Hill48, expresso pela relação (2.30), prevê a seguinte relação entre o limite elástico uni e equi-biaxial:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{2}{1 + \bar{r}}} \sigma_b = \sigma_0 \quad (2.31)$$

Se o caso das chapas de ligas de alumínio, coeficiente de Lankford $\bar{r} < 1$, é considerado, o modelo de Hill (2.31) prevê que ($\sigma_b / \sigma_0 < 1$).

Entretanto, as observações experimentais de Woodthorpe e Pearce^[12] mostraram que o comportamento do alumínio, ao contrário das previsões do modelo de Hill, é caracterizado por um limite elástico maior em tração equi-biaxial que em tração uniaxial (i.e. $\sigma_b / \sigma_0 > 1$). Este comportamento é conhecido como comportamento anormal do alumínio. Para levar isto em conta, outros critérios, chamados critérios não quadráticos foram desenvolvidos.

b. Critério não quadrático de Hill48

Para levar em conta o comportamento “anormal” do alumínio, Hill^[13] propôs um segundo critério, desta vez não quadrático. Este critério é válido somente no caso que as direções principais do tensor de tensões coincidem com as direções de ortotropia do material.

Neste caso, o critério é dado por:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}^m = & f |\sigma_2 - \sigma_3|^m + g |\sigma_3 - \sigma_1|^m + h |\sigma_1 - \sigma_2|^m \\ & + a |2\sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3|^m + b |2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3|^m + c |2\sigma_3 - \sigma_2 - \sigma_1|^m \end{aligned} \quad (2.32)$$

$(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3)$ são tensões principais, (a, b, c, f, g, h) correspondem aos parâmetros do critério, e podem ser identificados a partir dos limites elásticos e dos coeficientes de Lankford. O coeficiente m é também um parâmetro do modelo e pode ser identificado através de um ensaio combinado (tração equi-biaxial ou outros).

Para um estado de anisotropia normal (definido por um coeficiente \bar{r}), foi demonstrado que a condição de convexidade do critério é assegurada por $(m > 1)$. O critério nestas condições é dado por:

$$|\sigma_1 + \sigma_2|^m + (1 + 2\bar{r})|\sigma_1 - \sigma_2|^m = 2(1 + \bar{r})\bar{\sigma}^m \quad (2.33)$$

O coeficiente m pode ser deduzido por:

$$m = \frac{\ln(2(1 + \bar{r}))}{\ln(2/\alpha_b)} \quad (2.34)$$

Onde: α_b corresponde à relação experimental das tensões:

$$\alpha_b = \sigma_0 / \sigma_b \quad (2.35)$$

II.2. ANÁLISE GEOMÉTRICA DOS CRITÉRIOS DE PLASTICIDADE

Para estudo do comportamento plástico torna-se necessário definir uma superfície de carga, uma lei de escoamento (lei de normalidade) e uma lei de encruamento. Estes três fundamentos foram introduzidos baseando-se em observações experimentais e na abordagem termodinâmica^[14], entretanto o estudo da plasticidade pode ser abordado de uma maneira puramente geométrica.

Assim, Hill^[15] recentemente propôs uma teoria geral que ajuda a compreender melhor a plasticidade anisotrópica. A abordagem é baseada em um estudo geométrico da teoria de escoamento plástico anisotrópico. Para isto, as seguintes entidades são consideradas:

- O tensor de tensões de Cauchy descrito em um referencial ortonormal qualquer é definido por α . Sabe-se que este tensor é simétrico desde que os momentos sejam desprezados.
- A superfície de carga será reescrita da seguinte forma:

$$\Phi(\alpha) = 1 \quad (2.36)$$

Em relação à eq. (2.14), esta expressão pode ser interpretada como uma representação da superfície de carga de um material no espaço de tensões normalizadas pelo limite elástico. Isto permite considerar que o tamanho da superfície de carga não muda.

Para descrever a superfície de carga, função Φ deve verificar algumas propriedades:

1. A superfície é suposta lisa, portanto a função Φ é derivável.
 2. A função Φ contém a origem.
 3. A função Φ deve ser estritamente convexa para assegurar uma relação unívoca entre o tensor de tensões e o tensor de taxas de deformação. A convexidade assegura também a convergência numérica quando um critério de plasticidade, descrito pela função Φ , é implementada em um código EF.
 4. A função Φ é positivamente homogênea de grau um.
- \tilde{N} é definido como o tensor da normal exterior local em todo ponto da superfície de carga. Por definição a normal é dada por:

$$\tilde{N} = \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} \quad (2.37)$$

- Dado que Φ é homogênea de grau um, ela satisfaz o teorema de Euler:

$$\sigma : \tilde{N} = \sigma : \frac{\partial \Phi}{\partial \sigma} = \Phi \quad (2.38)$$

Até aqui a superfície de carga Φ foi definida no espaço ortonormal de tensões de Cauchy. Este é o espaço de estudo imediato. Entretanto é possível introduzir outros espaços de representação nos quais os estudos das superfícies de carga anisotrópicas, e especialmente ortotrópicas, são mais cômodos.

II.2.1. Espaços de representação dos critérios de plasticidade

a. Espaço cartesiano de tensões de Cauchy

Para os critérios ortotrópicos mencionados neste trabalho, o tensor de tensões de Cauchy é definido no sistema de ortotropia. Com a hipótese de tensões planas, o espaço de representação se reduz a um espaço cartesiano 3D $(\alpha_{xx}, \alpha_{yy}, \alpha_{xy})$ no qual a equação de superfície de carga é dada por:

$$\Phi(\alpha_{xx}, \alpha_{yy}, \alpha_{xy}) = 1 \quad (2.39)$$

Em virtude da simetria ortotrópica, esta superfície apresenta uma simetria em relação ao plano da equação $(\alpha_{xy}=0)$.^[16]

b. Espaço euclidiano de tensões

A superfície de carga pode ser representada em um outro espaço euclidiano (X, Y, Z) , onde a representação vetorial do tensor de tensões é definida por:

$$X = \frac{\alpha_{xx} - \alpha_{yy}}{\sqrt{2}}, Y = \frac{\alpha_{xx} + \alpha_{yy}}{\sqrt{2}}, Z = \sqrt{2}\alpha_{xy} \quad (2.40)$$

Esta mudança de variável leva a uma nova expressão do critério de plasticidade definida pela seguinte função:

$$\Theta(X, Y, Z) = 1 \quad (2.41)$$

c. Espaço de tensões principais

Dada a simetria do tensor de tensões de Cauchy, este último pode ser diagonalizado para definir as duas tensões principais (σ_1, σ_2) e o ângulo θ entre o sistema de eixos principais e o sistema de ortotropia. Estas três variáveis $(\sigma_1, \sigma_2, \theta)$ definem as variáveis intrínsecas do material para as quais a superfície de carga é dada por :

$$\Psi(\sigma_1, \sigma_2, \theta) = 1 \quad (2.42)$$

A mudança do espaço de tensões ao espaço de tensões principais é feita através da mudança de variáveis seguinte:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \sigma_{xy}^2} \quad (2.43)$$

$$\sigma_2 = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy}}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \sigma_{xy}^2} \quad (2.44)$$

$$\cos 2\theta = \frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2} / \sqrt{\left(\frac{\sigma_{xx} - \sigma_{yy}}{2}\right)^2 + \sigma_{xy}^2} \quad (2.45)$$

Esta nova transformação simplifica a representação da superfície de carga, que inicialmente era 3D no espaço cartesiano $(\alpha_{xx}, \alpha_{yy}, \alpha_{xy})$ em uma representação 2D no espaço (σ_1, σ_2) . Entretanto, é representada por uma família de curvas pois para cada valor de θ existe uma curva.

A Fig. 7 representa a superfície de carga do critério de von Mises nos três espaços de tensões apresentados. Nas Figs. 7-a,c, a forma elíptica habitual é representada. Em 7-b, no espaço (X, Y, Z) , o traçado elipsoidal da superfície de carga é transformado em uma superfície esférica (mais representativa de um estado isotrópico).

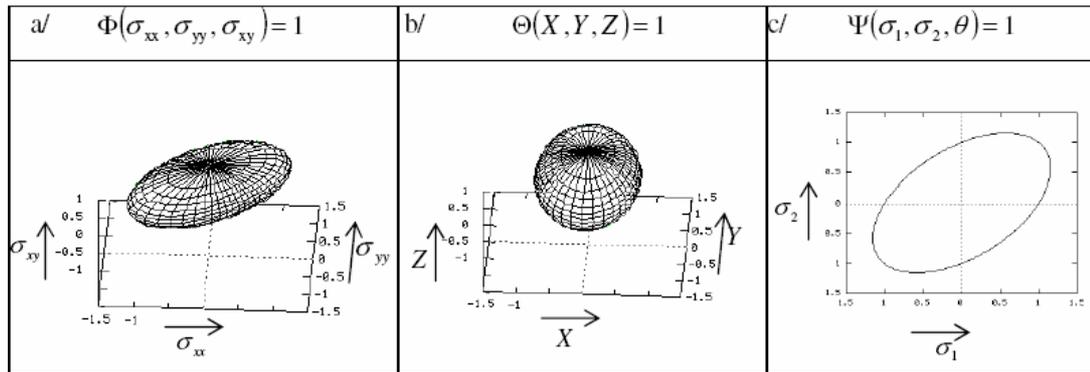


Figura 7 – Representação do critério de Von Mises nos diferentes espaços de tensão^[8]

II.2.2. Condição de coaxialidade entre o tensor das tensões e o das taxas de deformação

Considerando um ponto situado na superfície de carga definida em um espaço de tensões apresentado anteriormente. A este ponto serão associados um vetor raio e uma normal local. Na plasticidade associada, estas duas entidades geométricas correspondem ao tensor de tensões α e ao tensor $\tilde{\mathbf{N}}$ (i.e. ao tensor de taxas de deformações plásticas). Quando a superfície de carga é isotrópica, é possível demonstrar que os dois tensores α e $\tilde{\mathbf{N}}$ são coaxiais em todo ponto da superfície. Quando o critério, e conseqüentemente, a superfície associada é anisotrópico, a condição de coaxialidade não é verificada.

Introduzindo as funções Φ , Θ e Ψ para descrever superfícies de carga, Hill^[15] demonstra que os pontos da superfície de carga anisotrópica para os quais a condição de coaxialidade entre o vetor raio e o vetor normal é verificada, são os pontos que satisfazem as seguintes relações:

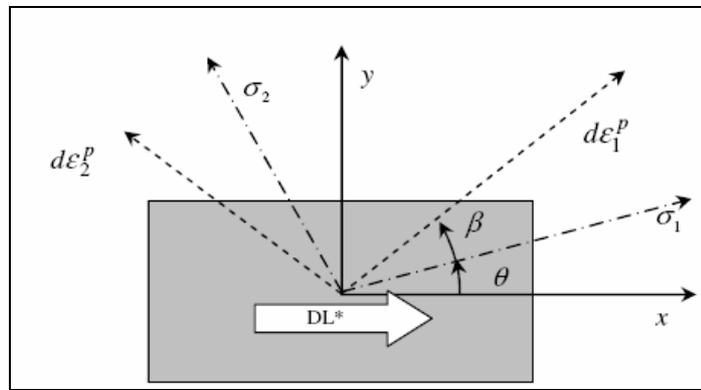
$$X \frac{\partial \Phi(X, Y, Z)}{\partial Z} - Z \frac{\partial \Phi(X, Y, Z)}{\partial X} = 0 \quad \text{ou} \quad \frac{\partial \Psi(\sigma_1, \sigma_2, \theta)}{\partial \theta} = 0 \quad (2.46)$$

Para todos os outros pontos, o referencial principal do tensor $\tilde{\mathbf{N}}$ (i.e. o referencial das taxas de deformações plásticas principais) se situa a um ângulo β em relação ao referencial do tensor de tensões principais. Para o cálculo deste ângulo dispõe-se das seguintes equações:

$$\operatorname{tg}2(\theta + \beta) = \frac{\frac{\partial \Theta}{\partial Z}}{\frac{\partial \Theta}{\partial X}} \quad \text{ou} \quad \operatorname{tg}2\beta = \frac{\frac{\partial \Psi}{\partial \theta}}{(\sigma_1 - \sigma_2) \left(\frac{\partial \Psi}{\partial \sigma_1} - \frac{\partial \Psi}{\partial \sigma_2} \right)} \quad (2.47)$$

θ é o ângulo entre o referencial principal de tensões e o referencial de ortotropia.

Na Fig. 8 são ilustrados estes referenciais e suas respectivas orientações em relação ao referencial de ortotropia (x,y) para um estado de tensões planas.



*DL: Direção de laminação

Figura 8 – Orientação dos referenciais principais de tensão e de incremento de deformação plástica, em relação à direção de laminação para um estado de tensões planas^[8]

Agora considerando o critério quadrático de Hill48 em tensões planas. No espaço de tensões (X,Y,Z) ele é expresso pela seguinte relação:

$$\Theta(X, Y, Z) = \frac{1}{2}(F + G + H)X^2 - (F - G)XY + \frac{1}{2}(F + G)Y^2 + NZ^2 = 1 \quad (2.48)$$

Aplicando a este critério a condição de coaxialidade (2.46), temos as seguintes relações:

$$\left\{ \begin{array}{l} Z = 0 \\ \text{ou} \\ (A + B)X - (A - B)Y = 0 \end{array} \right. \quad (2.49-1)$$

$$(A + B)X - (A - B)Y = 0 \quad (2.49-2)$$

Onde: os parâmetros A e B correspondem a:

$$A = F + 2H - N ; B = G + 2H - N \quad (2.50)$$

As eqs. (1) e (2) do sistema (2.49) representam dois planos cuja intersecção com a superfície de carga Θ define as duas únicas curvas sobre as quais a condição de coaxialidade é verificada.

Conseqüências

É interessante ressaltar alguns pontos que decorrem das relações (2.49):

- A eq. (1) de coaxialidade corresponde ao caso de carregamento seguindo os eixos do material (i.e. $\sigma_{xy} = 0$). Nestas condições, os tensores de deformação e de taxas de deformações plásticas são diagonais no referencial de ortotropia.
- Já para carregamentos fora dos eixos, a base do tensor de taxas de deformações plásticas principais é orientada a um ângulo β (2.47) em relação à base do tensor de tensões principais.

Por exemplo, no caso de um ensaio de tração fora dos eixos. Na referencial do ensaio (1,2,3), o tensor de tensões é diagonal. Entretanto, como o referencial de deformações principais não corresponde ao referencial de tensões principais, conclui-se que as deformações plásticas não são diagonais no referencial (1,2,3). Os dois tensores podem ser escritos da seguinte maneira:

$$\sigma = \begin{pmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(1,2,3)} \quad \varepsilon^p = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^p & \varepsilon_{12}^p & 0 \\ \varepsilon_{12}^p & \varepsilon_{22}^p & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(1,2,3)} \quad (2.51)$$

A amplitude do termo de cisalhamento ε_{12}^p depende do grau de anisotropia do material, da orientação dos eixos do material e do nível de deformação. Em caso de tração, o cisalhamento é bem menor que as deformações ao longo dos eixos.

II.3. ENCRUAMENTO E EFEITO DA VELOCIDADE DE DEFORMAÇÃO

II.3.1. Lei de encruamento

Até aqui o trabalho se interessou somente à forma das superfícies de carga através de critérios de plasticidade. Entretanto, ao longo do carregamento, as superfícies mudam de tamanho: encruamento plástico. Quando a forma da superfície não muda e somente o tamanho evolui, o encruamento é dito isotrópico e é descrito por uma curva de encruamento.^[8]

O ensaio de tração na direção da laminação é geralmente escolhido como ensaio de referência para estabelecer uma curva de encruamento que representa a evolução do limite elástico (σ_0) com a variável interna de encruamento (deformação plástica equivalente $\bar{\varepsilon}$). As curvas são descritas por funções analíticas que podem ter diversas formas:

- Lei de encruamento Hollomon $\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n$ (2.52)

- Lei de encruamento de Krupkowski $\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^n)$ (2.53)

- Lei de encruamento de Ludwik $\bar{\sigma} = \sigma_i + K\bar{\varepsilon}^n$ (2.54)

- Lei de encruamento de Voce $\bar{\sigma} = \sigma_i + \sigma_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\bar{\varepsilon}}{\varepsilon_0}\right) \right]$ (2.55)

A primeira lei de Hollomon tem a vantagem de ser a mais simples, porém ela apresenta uma certa limitação na descrição da curva de encruamento para as deformações. A introdução de uma deformação limite (ε_0 na lei de Krupkowski) e

de uma tensão limite (σ_i na lei de Ludwik) acaba com a limitação da lei de Hollomon, pois oferece uma melhor descrição sobre toda a gama de deformações. A lei de Voce é geralmente melhor na descrição do comportamento do alumínio.

II.3.2. Efeito da velocidade de deformação

A sensibilidade à velocidade de deformação, fenômeno mais comum nos processos de conformação a quente, é também presente para os processos de conformação a frio. Na prática este efeito se manifesta por uma variação na curva de tração em função da velocidade do ensaio. Esta variação é pouco significativa (comparada aos materiais puramente viscoplásticos), mas é fundamental na estabilidade dos escoamentos plásticos e na formação da estrição. Este item se interessa à modelagem e identificação dos parâmetros da sensibilidade da velocidade a partir de ensaios de tração.

a. Abordagem aditiva

Proposta por [17] e [18], este método é baseado na soma do termo ligado à sensibilidade à velocidade de deformação ao termo de encruamento, sendo:

$$\bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}) = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}) + \Delta\bar{\sigma}(\dot{\bar{\varepsilon}}) \quad (2.56)$$

onde o incremento de encruamento devido à velocidade de deformação efetiva $\dot{\bar{\varepsilon}}$ é definido por:

$$\Delta\bar{\sigma}(\dot{\bar{\varepsilon}}) = k \cdot \ln\left(\frac{\dot{\bar{\varepsilon}}}{\dot{\bar{\varepsilon}}_0}\right) \quad (2.57)$$

$\dot{\bar{\varepsilon}}_0$ é a velocidade de deformação de referência e k o parâmetro de sensibilidade à velocidade de deformação. O último pode ser determinado através de um ensaio de tração durante o qual a velocidade é elevada bruscamente para passar de uma

primeira velocidade $\dot{\varepsilon}_1$ a uma segunda velocidade $\dot{\varepsilon}_2$, este ensaio é chamado “*jump test*” (teste do salto), e este é representado na Fig. 9:

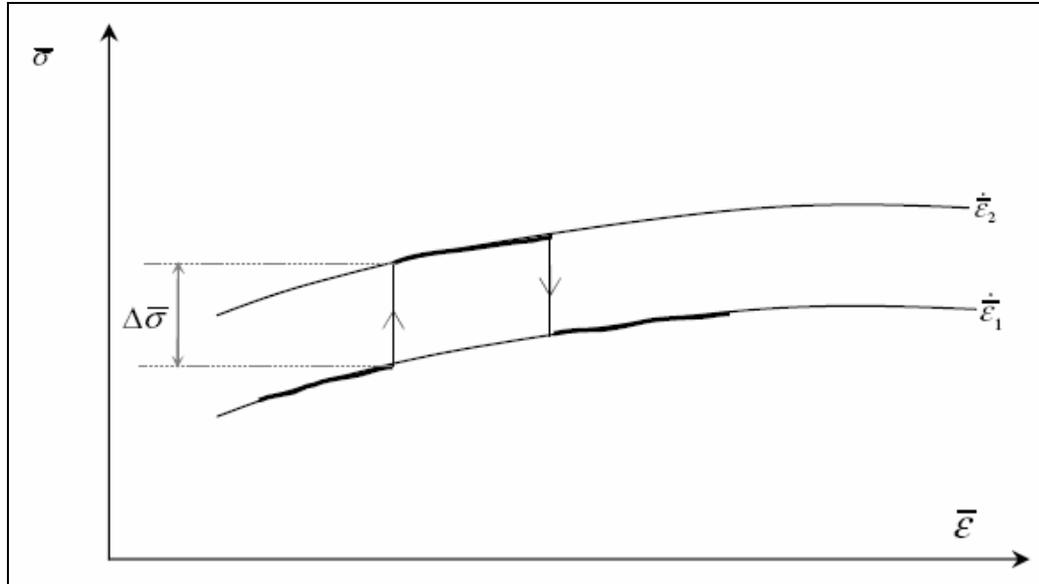


Figura 9 – Ensaio de tração “*jump test*”^[8]

A partir do aumento do esforço de tração $\Delta\bar{\sigma}$, o parâmetro k pode ser calculado segundo^[19]:

$$k = \frac{\Delta\bar{\sigma}}{\ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_1}{\dot{\varepsilon}_2}\right)} \quad (2.58)$$

A soma do termo ligado à sensibilidade à velocidade de deformação também pode ter uma outra forma^[20]:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n + K'\dot{\varepsilon}^m \quad (2.59)$$

onde K , n , ε_0 são constantes de encruamento e K' , m são constantes relativas ao efeito da velocidade de deformação.

b. Abordagem parametrizada

Sabendo que existe uma dependência entre as curvas de encruamento e a velocidade de deformação, a idéia proposta por [21] é conservar as mesmas funções de encruamento e de integrar a estas o efeito da velocidade, parametrizando os coeficientes destas. Por exemplo, a lei de encruamento de Krupkowski é dada por:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^n) \quad (2.60)$$

com

$$K = K_{ref} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right)^a, \quad \varepsilon_0 = \varepsilon_{0ref} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right)^b, \quad n = n_{ref} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{ref}} \right)^c \quad (2.61)$$

onde a, b, c dão constantes do material. K_{ref} , ε_{0ref} , n_{ref} são os parâmetros determinados à velocidade de referência $\dot{\varepsilon}_{ref}$.

c. Abordagem multiplicativa

Uma boa aproximação da lei de comportamento do material é dada por:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}^n) \cdot \dot{\varepsilon}^m \quad (2.62)$$

onde K é a consistência do material, n o coeficiente de encruamento, ε_0 a deformação limite do escoamento e m o coeficiente de sensibilidade à velocidade de deformação. Este último pode variar de 10^{-3} em temperatura ambiente até 0,6 para materiais superplásticos que apresentam uma grande sensibilidade à velocidade de deformação.

Para determinar o valor de m, é necessário efetuar diversos ensaios de tração a diferentes velocidades de deformação constantes. Em seguida traça-se, para uma deformação equivalente dada, a curva (Fig. 9) de evolução da tensão equivalente $\bar{\sigma}$

em função da velocidade de deformação equivalente $\dot{\bar{\epsilon}}$. A inclinação da curva determina o coeficiente de sensibilidade à velocidade:

$$m = \left. \frac{\partial \ln \bar{\sigma}}{\partial \ln \dot{\bar{\epsilon}}} \right|_{\bar{\epsilon}} \quad (2.63)$$

Síntese

A primeira abordagem aditiva leva em conta o efeito do incremento de encruamento suplementar sobre material com o aumento da velocidade de deformação. Ela é portanto suficientemente coerente com a abordagem clássica para modelagem da plasticidade. Embora a terceira abordagem não leve em conta o incremento de encruamento, ela se mostra uma boa aproximação para a descrição do comportamento das chapas a frio^[22] e é amplamente utilizada na literatura. Esta abordagem será adotada daqui a diante. A segunda abordagem é capaz de descrever o comportamento do material, entretanto sua utilização é ainda muito limitada devido à sua formulação que utiliza uma relação direta entre encruamento e velocidade de deformação.

II.4. CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL

II.4.1. Ensaios de tração

Do ensaio de tração pode-se obter muitas informações sobre o comportamento de uma chapa. Devido a sua simplicidade de execução e sua confiabilidade, este teste continua sendo a primeira ferramenta para a caracterização de chapas. Ele permite também, a identificação de propriedades do material em termos de limite elástico, coeficiente de Lankford, curva de encruamento e sensibilidade à velocidade de deformação.

Os ensaios de tração aqui apresentados foram efetuados pelo laboratório RISOE.^[8]

As medidas de deformação foram feitas localmente por um sistema de correlação de imagens que dá acesso à deformação longitudinal (utilizada para o cálculo da curva de encruamento) e transversal (utilizada para o cálculo do coeficiente de Lankford).

Três tipos de aço e uma liga de alumínio foram utilizados para estes estudos:

1. Aço DC04
2. Aço bifásico DP450 (**D**ual **P**hase)
3. Aço TRIP (**T**Ransformation **I**nduced **P**lasticity - plasticidade induzida por transformação)
4. Liga de alumínio-magnésio da série 5xxx (5754)

As características de encruamento e de anisotropia destes materiais são apresentadas nas Tabs. 1 e 2. Todos os parâmetros apresentados foram determinados a partir de ensaios de tração a uma velocidade constante de 10^{-3} mm/s.

Tabela 1 – Parâmetros da lei de encruamento de Krupkowski^[8]

<i>Material</i>	<i>Espessura (mm)</i>	<i>K (MPa)</i>	<i>N</i>	<i>E₀</i>
DC04	1,0	527	0,262	0,0067
DP450	1,4	804	0,193	0,0055
TRIP800	1,0	1471	0,2597	0,0164
5754	1,0	453	0,31	0,003

Tabela 2 – Parâmetros de anisotropia : coeficiente de Lankford e limites elásticos medidos a 0°, 45° e 90° em relação à direção de laminação^[8]

<i>Material</i>	<i>Coefficientes de Lankford (a 10%)</i>			<i>Limites elásticos (MPa)</i>		
	<i>r₀</i>	<i>r₄₅</i>	<i>r₉₀</i>	<i>σ₀</i>	<i>σ₄₅</i>	<i>σ₉₀</i>
DC04	1,872	1,333	2,617	155,9	158,1	155,5
DP450	1,076	0,78	1,48	305,1	335,7	326,7
TRIP800	1,0143	0,861	1,106	522	545	530
5754	0,804	0,7	0,61			

A Fig. 10 apresenta uma visualização da anisotropia e da diferença de comportamento plástico entre os três tipos de aço. A forte variação do coeficiente de Lankford do DC04 em função da orientação se traduz por uma forma da superfície de carga mais oval. Para os outros dois aços, a influência é menor do que para o DC04, mas mesmo assim pode-se constatar a variação da forma da superfície de

carga com a orientação. O termo de anisotropia é diferente para os três materiais, mas eles possuem uma propriedade em comum: na vizinhança do estado equibiaxial ($X=0$; $Y>0$) a forma da superfície de carga é menos sensível à orientação que na vizinhança de um carregamento de cisalhamento ($X>0$; $Y=0$). Entre estes dois estados a variação é progressiva. Portanto pode-se concluir que testes que restringem a expansão podem dar melhores resultados na determinação do comportamento anisotrópico dos materiais.

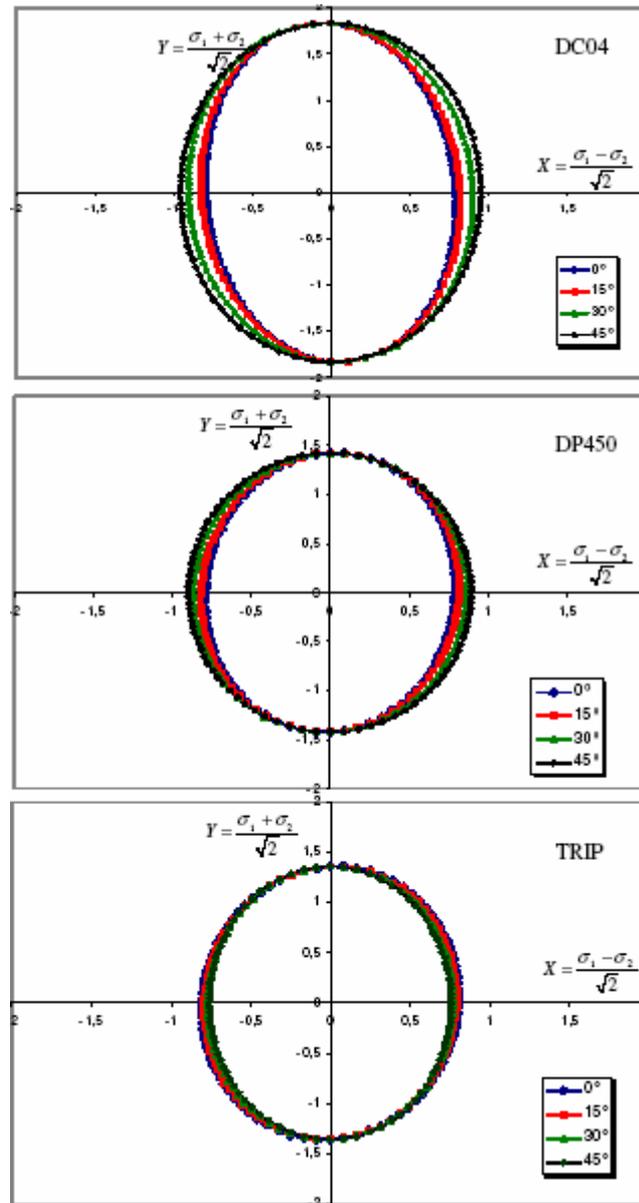


Figura 10 – Superfície de carregamento no espaço cartesiano de tensões^[8]

II.4.2. Ensaio de cisalhamento

II.4.2.1. Definições

O ensaio de cisalhamento simples tem a vantagem de fornecer uma curva de encruamento que cobre uma larga gama de deformações antes que a instabilidade plástica apareça.

Uma primeira experiência foi realizada por Knockaert^[23] com o objetivo de executar um ensaio de cisalhamento. A escolha foi o ensaio de cisalhamento do tipo Miyauchi que tem a vantagem de eliminar os efeitos de atrito que podem aparecer em outros tipos de ensaio de cisalhamento simples (ensaio de Rauch, por exemplo).^[24]

Após a concepção e fabricação do primeiro corpo de prova, os primeiros ensaios revelaram a presença de instabilidades que se manifestaram como uma tendência do corpo de prova à flambagem fora do plano de cisalhamento. O corpo de prova foi bloqueado mecanicamente de maneira a restringir a deformação no seu plano, mas esta tentativa não resolveu o problema. Com base nestas constatações novos corpos de prova foram concebidos, de maneira que a relação entre a largura da zona útil e a espessura da chapa fosse suficientemente baixa para reduzir as tendências flambagem. Esta relação era 20 no primeiro corpo de prova utilizado.^[8]

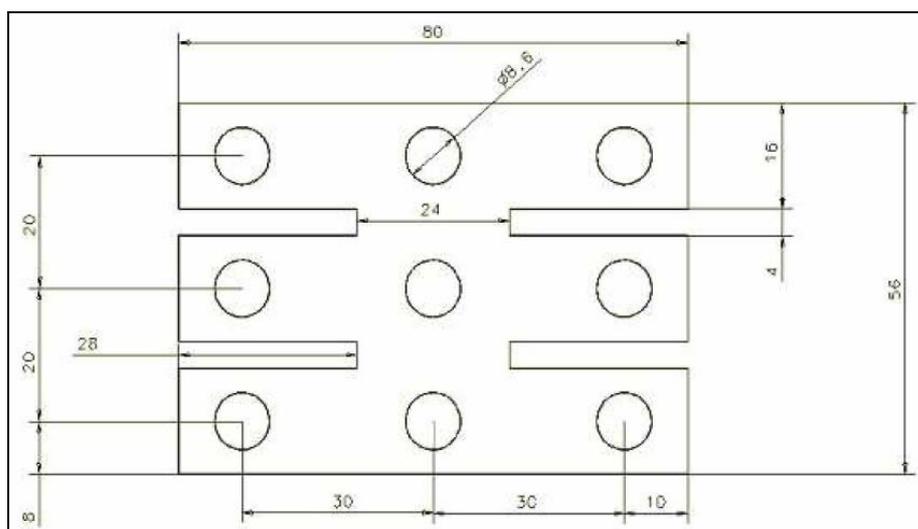
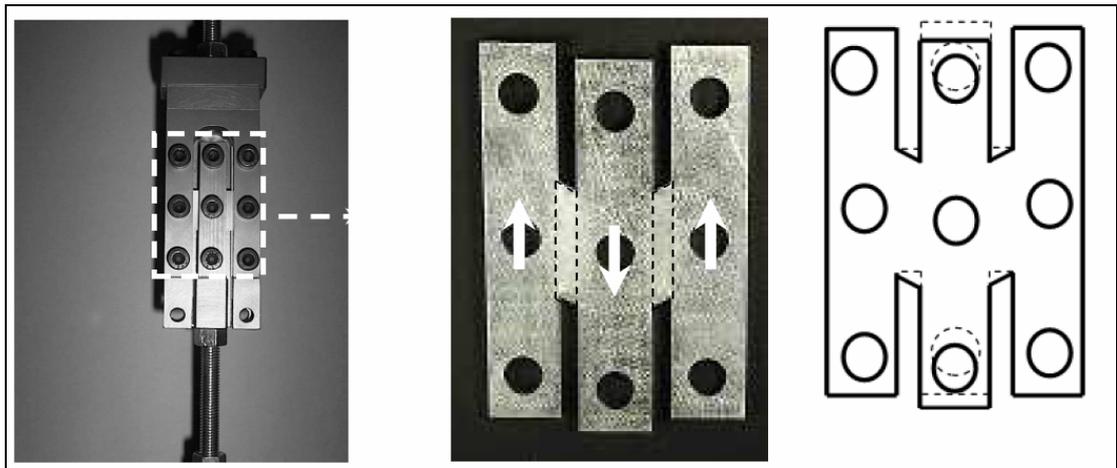


Figura 11 – Corpo de prova do ensaio Miyauchi^[24]



Dispositivo de fixação do corpo de prova Miyachi sobre a maquina de tração

A esquerda, foto de um corpo de prova de Miyachi. A direita, um desenho simplificado do corpo de prova deformado, o tracejado corresponde ao estado inicial.

Figura 12 – Descrição da montagem e dos corpos de prova utilizados nos ensaios Miyachi^[24]

II.4.2.2. Análise mecânica homogênea do ensaio de cisalhamento

a. Elementos da análise homogênea

Supondo que a tensão de cisalhamento é repartida uniformemente na zona útil do corpo de prova e que o corpo de prova não se move em relação à morsa, o ensaio de Miyachi pode ser abordado da seguinte maneira.^[24]

Os parâmetros geométricos que descrevem a deformação da zona útil são apresentados na Fig. 13, onde d é o deslocamento imposto ao corpo de prova com uma velocidade v , l o comprimento da zona útil e h a largura da zona útil ($l=24\text{mm}$, $h=4\text{mm}$).

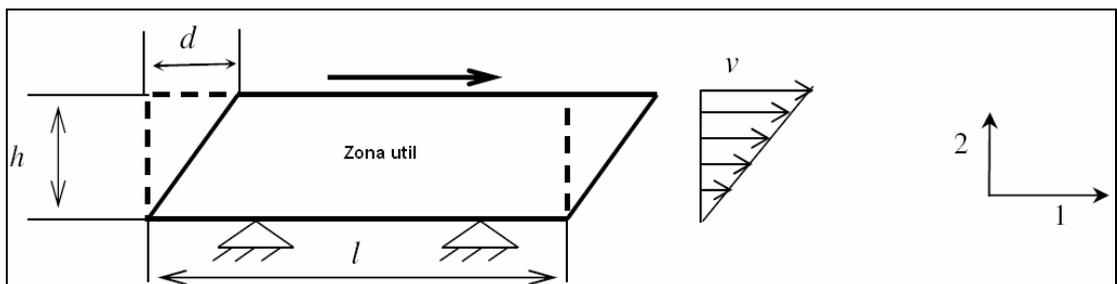


Figura 13 – Representação da deformação da zona útil do corpo de prova Miyachi^[24]

Supondo ainda que o campo de velocidade varia linearmente em função da coordenada (y) perpendicular à direção do cisalhamento, o vetor velocidade é definido por:

$$\vec{v} = \left(\frac{y}{h} v, 0, 0 \right) \quad (2.64)$$

Pode-se deduzir o tensor de taxas de deformação, no mesmo sistema de coordenadas do ensaio, como:

$$\dot{\varepsilon} = \begin{pmatrix} 0 & \frac{v}{2h} & 0 \\ \frac{v}{2h} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(1,2,3)} \quad (2.65)$$

Como o material é suposto incompressível, a deformação na espessura é nula (espessura e da chapa suposta constante). E o tensor de tensões é definido por:

$$\sigma = \begin{pmatrix} 0 & \tau & 0 \\ \tau & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(1,2,3)} \quad (2.66)$$

Com as eqs. (2.23) e (2.30), a tensão equivalente (critério de Hill48) é:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{2N} \cdot \tau = \sqrt{\frac{(r_0 + r_{90})(1 + 2r_{45})}{r_{90}(1 + r_0)}} \cdot \tau \quad (2.67)$$

onde N é o parâmetro de anisotropia, τ tensão de cisalhamento calculada a partir da força medida F:

$$\tau = \frac{F}{2le} \quad (2.68)$$

O fator 2 exprime o fato que a força medida é repartida entre as duas zonas úteis do corpo de prova (Fig. 13).

Para determinar uma deformação equivalente (critério Hill48), utiliza-se a noção de trabalho plástico equivalente:

$$w = \sigma : \dot{\varepsilon} = 2\tau \cdot \dot{\varepsilon}_{12} = \bar{\sigma} \cdot \dot{\bar{\varepsilon}} \quad (2.69)$$

Em seguida, a partir das eqs. (2.67) e (2.68), pode-se deduzir a taxa de deformação equivalente:

$$\dot{\bar{\varepsilon}} = \sqrt{\frac{2}{N}} \cdot \dot{\varepsilon}_{12} = \frac{1}{\sqrt{2N}} \frac{v}{h} \quad (2.70)$$

Integrando a equação no tempo, a deformação equivalente é calculada a partir do deslocamento medido d e é dada por:

$$\bar{\varepsilon} = \sqrt{\frac{r_{90}(1+r_0)}{(r_0+r_{90})(1+2r_{45})}} \cdot \gamma \quad (2.71)$$

Onde γ é a taxa de cisalhamento correspondendo a $\gamma = d/h$.

b. Análise do efeito da direção do cisalhamento

Até este ponto o efeito da orientação da direção de cisalhamento em relação à direção da laminação não foi muito explorado. Este problema de orientação será tratado neste item, com base na análise de [15].

De uma maneira geral, três casos de orientação devem ser distinguidos:

1. Quando a direção de cisalhamento coincide com um dos eixos de ortotropia do material, o estado de tensão associado é então um estado de cisalhamento

simples definido pelo tensor de tensões escrito no sistema de coordenadas do carregamento. Escrevendo-se o tensor de tensões num espaço euclidiano (X, Y, Z) o estado de tensões é o seguinte:

$$X = \frac{0-0}{\sqrt{2}} = 0; Y = \frac{0+0}{\sqrt{2}} = 0; Z = \sqrt{2} \cdot \tau \quad (2.72)$$

Nestas condições de carregamento, é fácil ver que a segunda equação da condição de coaxialidade é verificada (2.49). Pode-se concluir que o tensor de deformações descreve também um estado de cisalhamento simples no sistema de carregamento (2.65).

2. Se a direção de cisalhamento esta orientada a 45° em relação à direção de laminação, é fácil de ver que o sistema principal de coordenadas de tensões corresponde ao sistema de ortotropia. Nestas condições, o carregamento no sistema de ortotropia é dado por:

$$\sigma = \begin{pmatrix} \tau & 0 & 0 \\ 0 & -\tau & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(x,y,z)} \quad (2.73)$$

Transformado no espaço (X, Y, Z) , o tensor de tensões é dado por:

$$X = \sqrt{2} \cdot \tau; Y = 0; Z = 0 \quad (2.74)$$

A primeira equação da condição de coaxialidade (2.49) é verificada. E conseqüentemente, o sistema principal de deformações coincide com o sistema de ortotropia e o tensor de deformações é definido por:

$$\dot{\varepsilon} = \begin{pmatrix} \frac{v}{2h} & 0 & 0 \\ 0 & -\frac{v}{2h} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}_{(x,y,z)} \quad (2.75)$$

Transformando este tensor no sistema de coordenadas do ensaio, encontra-se um estado de cisalhamento simples descrito pelo tensor (2.65).

3. Considera-se uma configuração na qual a direção de cisalhamento faz um ângulo Θ com a direção de laminação. Fora os casos que acabaram de ser mencionados ($\Theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$), a condição de coaxialidade não é verificada e o sistema principal de deformações é defasado de um ângulo β em relação ao sistema principal de tensões.

Adotando-se um critério de Hill48 em tensões planas (2.31), demonstra-se que a orientação do sistema principal de deformações (definida pelo ângulo β) é deduzida a partir do ângulo de cisalhamento Θ e dos coeficientes de Lankford do material pela seguinte relação:

$$\beta = \frac{1}{2} \arctan \left[-2 \cdot \frac{r_0 + 2 \cdot r_{90}}{(r_0 + r_{90})(1 + 2r_{45})} \cdot \tan(2\theta) \right] - \theta \quad (2.76)$$

A Fig. 14 mostra a evolução do ângulo β em função da direção de cisalhamento Θ , e a influência dos três coeficientes de Lankford.

A condição de coaxialidade é verificada quando as direções de cisalhamento correspondem a ($\Theta=0^\circ, 45^\circ, 90^\circ$), nos três gráficos, independentemente dos valores dos coeficientes de Lankford. Isto se traduz pelo ângulo $\beta = 0^\circ$.

Para os coeficientes de Lankford r_0 e r_{90} verificam-se efeitos simétricos.

De maneira geral, o grau de desorientação entre o sistema principal de deformações e o de tensões é maior quando os coeficientes de Lankford se distanciam da unidade. Isto se traduz por uma maior amplitude das curvas para os coeficientes de Lankford mais elevados.

O parâmetro r_{45} influi muito no nível de desorientação (valor de β). Por exemplo, para um coeficiente $r_{45} = 2$ (e $r_0 = r_{90} = 1$), o ângulo de desorientação chega a alcançar um valor máximo de $\approx 8^\circ$. Já para $r_0 = 2$ (e $r_{45} = r_{90} = 1$) a desorientação não ultrapassa 2° .^[8]

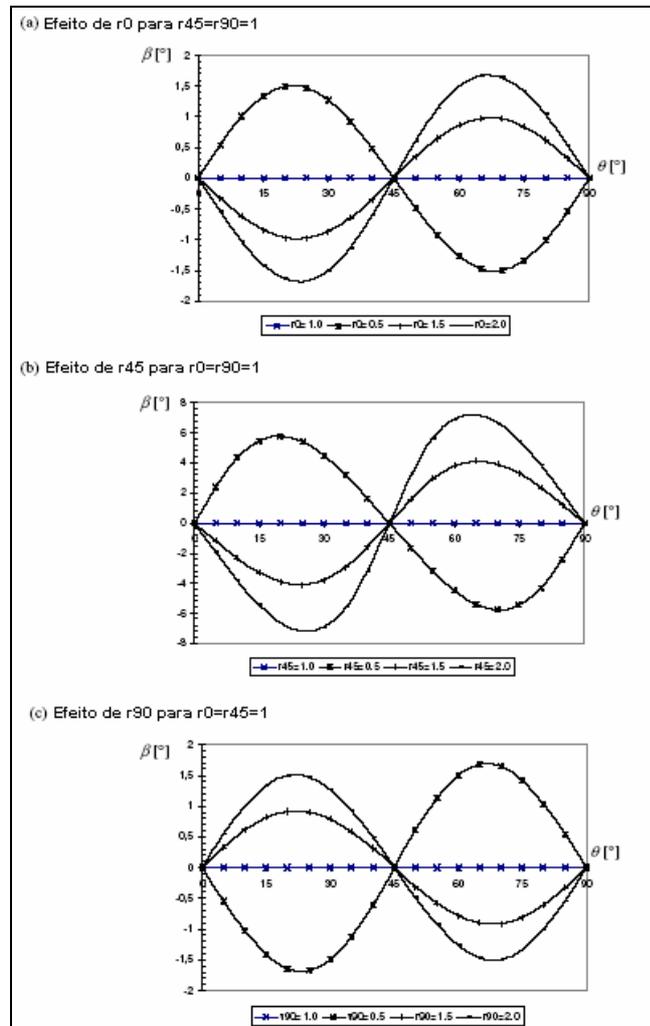


Figura 14 – Efeito dos coeficientes de Lankford na orientação entre o referencial de tensões principais e o de deformações principais para um ensaio de cisalhamento simples^[8]

Consequências

Na teoria, a condição de não-coaxialidade significa, no sistema de coordenadas do carregamento, que o tensor de deformações não corresponde a um estado de cisalhamento simples.

Na prática, como as condições cinemáticas do ensaio limitam toda deformação em expansão, há uma geração de tensões de expansão. Neste caso, o estado de tensões não corresponde mais ao estado de carregamento de cisalhamento simples.^[8]

II.4.3. Ensaio de expansão hidrostática de chapas (“bulge test”)

II.4.3.1. Introdução

O ensaio de expansão hidrostática circular de chapas é um ensaio de caracterização que pode ser explorado de duas maneiras: ele oferece a possibilidade de determinar a curva de encruamento para uma ampla gama de deformações bem como de determinar o ponto limite de deformação equi-biaxial. O ensaio de tração, amplamente utilizado na caracterização de chapas, apresenta limitações devido à aparição da estricção difusa que se manifesta para uma deformação efetiva da mesma ordem do coeficiente de encruamento. Entretanto, em expansão hidrostática, a estricção aparece “mais tarde” e portanto a fase homogênea é mais longa. Levando em conta estas propriedades, o ensaio de expansão hidrostática circular foi escolhido para a determinação das curvas de encruamento para grandes deformações.

O estudo deste ensaio foi tema de muitos trabalhos na literatura [11] , [13], [25], [26] e seu domínio de utilização não é restrito somente a chapas.

Nos últimos anos, o ensaio de expansão hidrostática vem reconquistando o interesse dos pesquisadores, devido à industrialização do processo de hidroconformação, processo que se assemelha muito aos ensaios de conformação hidrostática.

II.4.3.2. Descrição dos processos de conformação

A conformação de chapas e/ou tubos metálicos consiste em mudar a forma destes, sem alterar seu volume e sua massa, através da deformação plástica. O escopo da conformação é muito amplo, pois possibilita a obtenção de uma vasta gama de peças, desde formas simples e pequenas até estruturas grandes e muito complexas.^[27]

Os mecanismos básicos da conformação são: estiramento, estampagem ou embutimento e dobramento e mesmo operações de conformação complexas consistem numa combinação ou seqüência destes mecanismos básicos.^[27]

O estiramento é causado por tensões de tração, que excedem a tensão de escoamento, aplicadas perpendicularmente ao plano da superfície a ser conformada provocando uma deformação em dois sentidos (biaxial). Quando as forças perpendiculares são iguais ocorre o chamado estiramento biaxial balanceado, e nesta operação é obtido o maior nível de deformação. O estiramento em estado plano de deformação é obtido quando ocorre um alongamento em uma direção e nenhum na direção perpendicular. Esta condição é resultado, por exemplo, do estiramento de uma chapa larga na direção de seu comprimento, como no caso das paredes de uma peça estampada, vide Fig. 15. Neste caso, a deformação perpendicular à direção onde ocorre o estiramento é dificultada pelo material adjacente e é nesta condição que os materiais falham com menor valor de deformação.^[27]

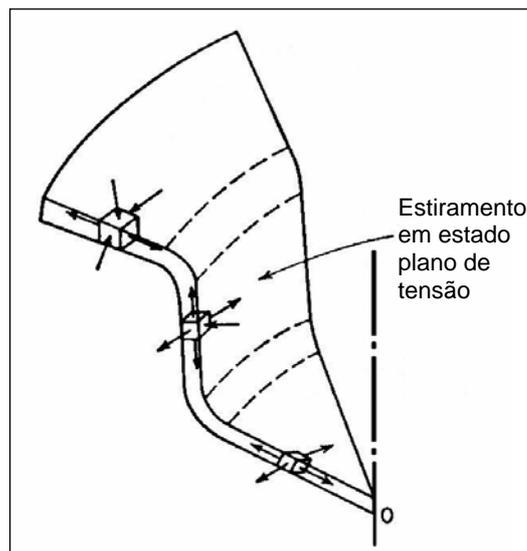


Figura 15 – Estiramento em estado plano de tensão^[27]

No embutimento ou estampagem há alongamento numa direção e redução na perpendicular. O exemplo mais simples desta operação é a estampagem de um copo cilíndrico de fundo plano. Para isto um “blank” de formato circular é mantido entre dois anéis planos e puncionado no centro por um punção cilíndrico de fundo plano, este proporciona o movimento do “blank” para formar a parede do copo, vide Fig.

16. Dessa forma o material é tracionado radialmente e comprimido circunferencialmente à medida que seu diâmetro diminui.^[27]

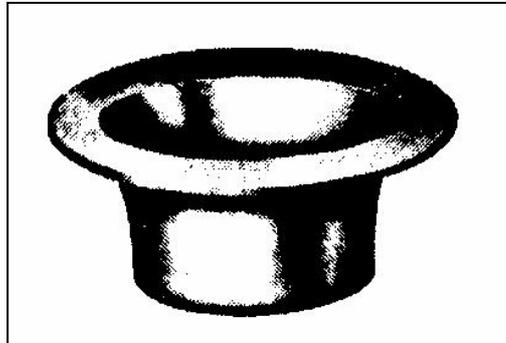


Figura 16 – Peça estampada^[27]

O dobramento ocorre em quase todos os processos de conformação e é o tipo de deformação mais comum. Neste caso a deformação é localizada e a distribuição desta ao longo da peça é impedida, por isto o dobramento ao redor de um pequeno raio nos estágios iniciais de um processo de conformação pode levar a ruptura localizada da peça. O processo de dobramento e desdobramento, que também é comum entre os processos de conformação, deforma a frio o material, especificamente na superfície o que ocasiona a redução da conformabilidade daquela região.^[27]

Como pode ser observado na Fig. 17, o processo de conformação de chapas e/ou tubos envolve uma combinação ou seqüência de mecanismos básicos para a maioria das peças produzidas, sendo elas pequenas ou grandes, de geometria simples ou complexa.

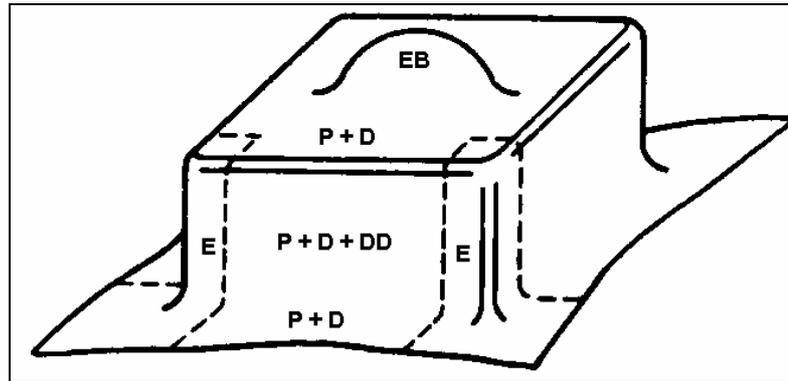


Figura 17 – Peça com descrição dos diversos tipos de deformação:

D, dobramento; EB, estiramento biaxial; E, embutimento; P, estiramento em estado plano de deformação; DD, desdobramento^[27]

Os processos de conformação envolvem diversas variáveis e a escolha destas e das relações entre si determina a qualidade do processo. Alguns parâmetros importantes são: a temperatura de trabalho, a velocidade (taxa) de deformação, a lubrificação. Alguns fatores que influenciam também o processo são: a ductilidade do material, a estrutura metalúrgica do material e o atrito na interface da ferramenta e da peça. Uma das conseqüências da inadequada combinação entre os fatores e parâmetros acima citados é a presença de tensões residuais na peça após o término do processo.^[27]

Dentre os principais processos de conformação, vide Fig. 18, podemos citar: dobramento, embutimento ou estampagem profunda, estiramento, cisalhamento, mandrilamento (tubos), forjamento, extrusão, laminação, trefilação e a hidroconformação.^[27]

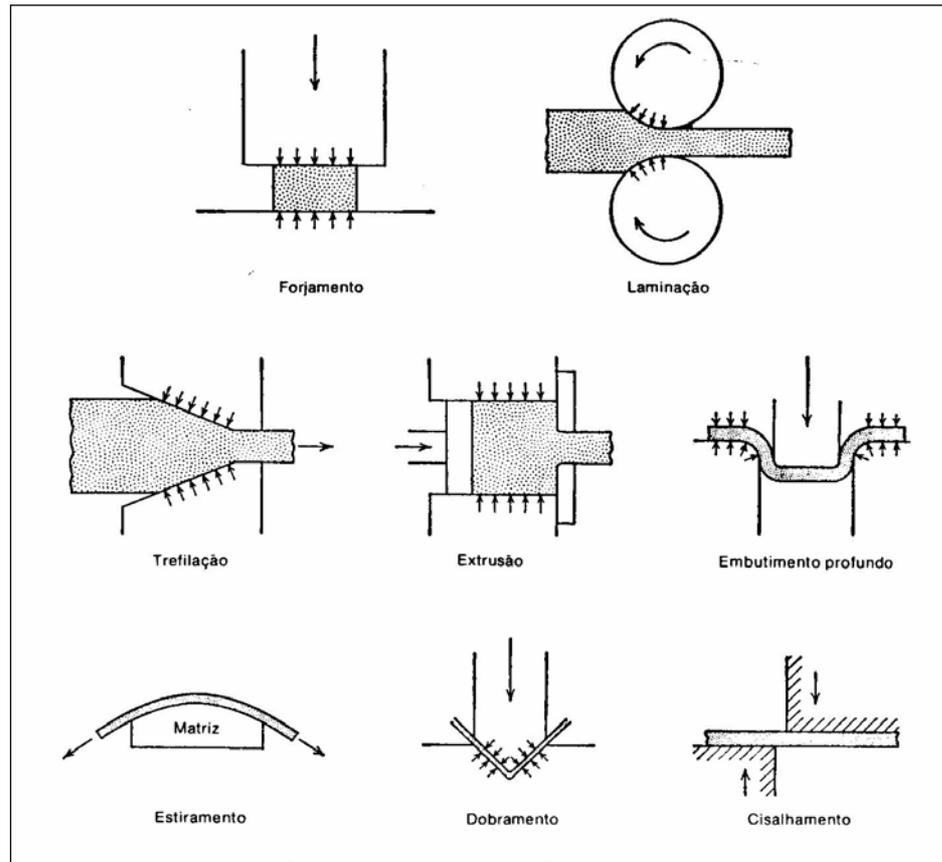


Figura 18 – Principais operações de conformação^[27]

II.4.3.3. Teste de conformação hidrostática de chapas metálicas (“bulge test”)

O teste de conformação de chapas metálicas por expansão hidráulica é a base para o processo de hidroconformação. Tendo isto em vista, é necessário estudar a fundo este teste e os parâmetros que influenciam o resultado final deste, para, cada vez mais, otimizar processos de hidroconformação. Além disso, o teste tem as seguintes aplicações:^[27]

- Caracterização intrínseca do material sob estado de estiramento biaxial, que é um estado de tensão muito comum nos processos de estampagem;
- Testar níveis de tensões muito mais elevados do que aqueles alcançados em tentes de tensão uniaxial (em alguns casos até dez vezes maior), particularmente para materiais trabalhados a frio;

- Checar a validade das teorias de plasticidade que tentam prever o comportamento do escoamento de metais em todos os estados de tensão a partir de testes de tensão uniaxial e de deformação plana.

O teste consiste, basicamente, do seguinte procedimento: a borda de uma amostra de chapa metálica é presa, ou fixada, entre anéis circulares ou elípticos, e uma pressão hidráulica é aplicada sobre um lado da amostra para que esta se deforme aproximadamente em forma de uma cúpula, como mostra a Fig. 19. A flange, ou borda, da amostra é impedida de escapar devido a um esticador, ou quebra-rugas, que consiste numa protuberância de raio muito pequeno em um anel-base e do entalhe correspondente no outro.^[27]

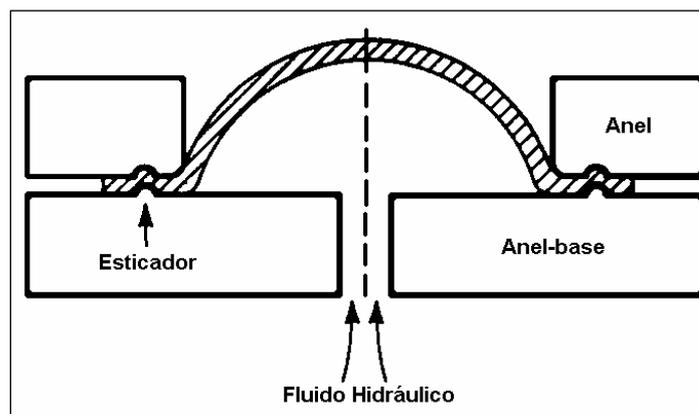


Figura 19 – Teste de Conformação de Chapas Metálicas por Pressão Hidrostática^[27]

Cada matriz tem diferentes dimensões, podendo ser circunferenciais e elípticas. No caso da matriz elíptica considera-se a a cota do diâmetro maior da elipse e b a cota do diâmetro menor. Neste trabalho as seguintes relações a/b serão utilizadas: $a/b = 1,0$; $0,8$; $0,6$ e $0,45$. Ao utilizar a/b de diferentes magnitudes, diferentes seqüências ou históricos de deformação são obtidos, indo de estiramento biaxial balanceado para $a/b = 1,0$, quando a cúpula aproxima-se muito de uma capa esférica, até estiramento biaxial plano para relação $a/b = 0,45$. As relações a/b intermediárias resultarão em composições dos estados acima mencionados.

Os estados de tensão e deformação nesta região podem ser determinados com o raio de curvatura da capa esférica, a altura do pólo e a pressão do fluido.^[27]

O “bulge test” é inserido no contexto de métodos experimentais de ensaio de conformação de chapas como mostra a Fig. 20.

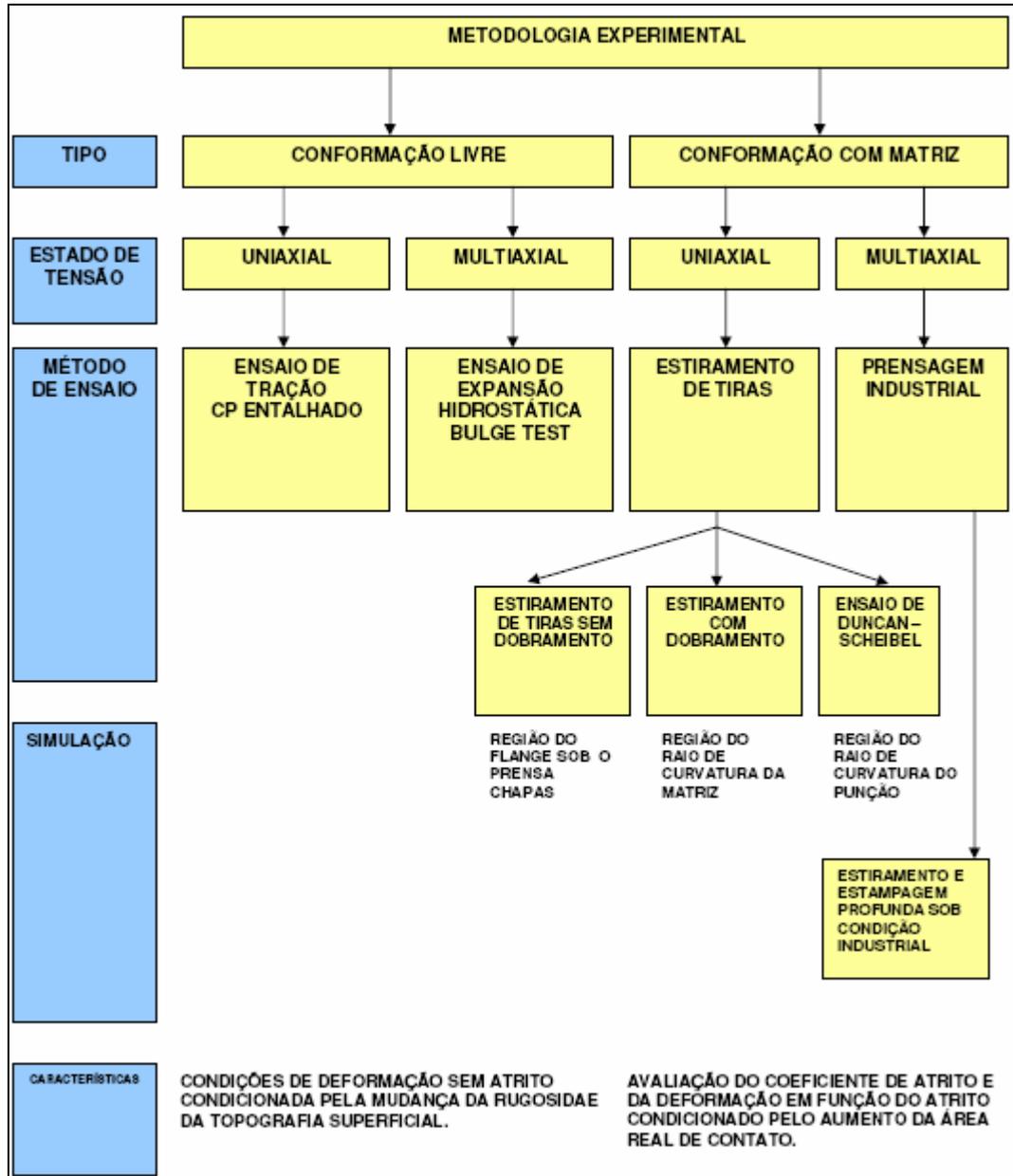


Figura 20 – Métodos Experimentais de Ensaio de Conformação de Chapas

II.4.3.4. Estudo do ensaio de conformação hidrostática: modelagem analítica

O ensaio de conformação hidrostática é analisado neste tema, adotando-se o critério de plasticidade anisotrópico de Hill48 para a descrição do comportamento das chapas.

a. Critério de Hill48 em tensões planas

Antes de abordar o tratamento do ensaio, é necessário relembrar a expressão do critério de Hill48 com a hipótese de tensões planas e supondo que os eixos principais de tensões coincidam com o sistema ortotrópico. Partindo da eq. (2.30), a tensão equivalente é definida, nos eixos principais, como:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sqrt{r_{90}(1+r_0) - 2r_0r_{90}\Omega + r_0(1+r_{90})\Omega^2}}{\sqrt{r_{90}(1+r_0)}} \sigma_1 \quad (2.77)$$

$$\text{com } \Omega = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (2.78)$$

Para uma lei de escoamento associada, a deformação equivalente é dada por:

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{1+r_0} \sqrt{r_0(1+r_{90}) + 2r_0r_{90}\beta + r_{90}(1+r_0)\beta^2}}{\sqrt{r_0 + r_0r_{90} + r_0^2}} d\varepsilon_1 \quad (2.79)$$

$$\text{com } \beta = \frac{d\varepsilon_2^p}{d\varepsilon_1^p} \quad (2.80)$$

Aliás, é possível demonstrar, utilizando (2.80) e a lei da normalidade, que a relação das tensões é ligada à relação de deformações pela seguinte relação:

$$\beta = \frac{r_0(1+r_{90})\Omega - r_0r_{90}}{r_{90}(1+r_0) - r_0r_{90}\Omega} \quad (2.81)$$

b. Equação do equilíbrio

Daqui em diante, o sistema ortotrópico do material será utilizado para a representação das tensões e deformações. Neste sistema, o estado de tensão no pólo de uma chapa deformada é definido pelo seguinte tensor de tensões:

$$\sigma = \begin{bmatrix} \sigma_1 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.82)$$

Como as tensões principais estão confundidas com os eixos de ortotropia, a condição de coaxialidade (2.46) é verificada. O tensor de deformações também é diagonal no sistema de ortotropia e é dado por:

$$\varepsilon = \begin{bmatrix} \varepsilon_1 & 0 & 0 \\ 0 & \varepsilon_2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.83)$$

A equação de equilíbrio ou equação de Pascal é dada por:

$$\frac{\sigma_1}{R_\theta} + \frac{\sigma_2}{R_\varphi} = \frac{P}{e} \quad (2.84)$$

onde σ_1 , σ_2 são as tensões principais (confundidas com os eixos do material), R_θ , R_φ são os raios de curvatura respectivamente segundo as duas direções principais, P é a pressão hidrostática e e a espessura do pólo da chapa (Fig. 21).

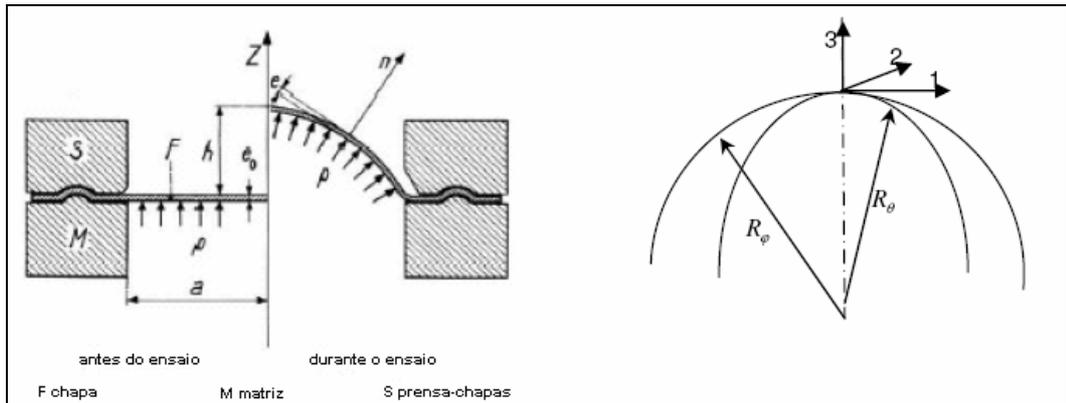


Figura 21 – Parâmetros de um ensaio de expansão hidrostática^[8]

Introduzindo a relação entre as tensões Ω e supondo que $R_\theta = R_\phi = \rho$, a equação do equilíbrio se reduz a:

$$\sigma_1 = \frac{P \cdot \rho}{(1 + \Omega)e} \quad (2.85)$$

Supondo que a geometria da chapa deformada tem a forma esférica, o raio de curvatura ρ pode ser deduzido a partir da altura do pólo h em um determinado raio a através da equação do esferômetro:

$$\rho = \frac{a^2 + h^2}{2h} \quad (2.86)$$

Pode-se demonstrar ainda que a deformação principal é definida por:

$$\varepsilon_1 = \ln \left(1 + \frac{h^2}{a^2} \right) \quad (2.87)$$

A este ponto, a tensão e a deformação principal em função de variáveis que podem ser obtidas (h , a , e , P). Para estabelecer uma relação direta entre os esforços e a deformação é necessário determinar da relação de tensões Ω .

Para determiná-la, primeiramente supõe-se um estado de anisotropia normal, o que reduz o número de parâmetros de anisotropia a somente um parâmetro \bar{r} . Neste caso, o comportamento é isotrópico no plano da chapa, e portanto tem-se um estado de tensão e deformação equi-biaxial ($\beta=\Omega=1$). A tensão e a deformação equivalente (2.77), (2.79), são dadas por:

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{2}{(1+\bar{r})}} \cdot \sigma_1 \quad (2.88)$$

$$d\bar{\epsilon} = \sqrt{2(1+\bar{r})} \cdot d\epsilon_1 \quad (2.89)$$

Com a lei de encruamento do tipo Hollomon (2.52) combinada com as eqs. (2.77 e 2.87), levando em conta a expressão da deformação equivalente, a tensão equivalente é dada por:

$$\bar{\sigma} = K \left(\sqrt{2(1+\bar{r})} \cdot \ln \left(1 + \frac{h^2}{a^2} \right) \right)^n \quad (2.90)$$

A espessura do pólo é definida a partir da espessura inicial e_0 , com a hipótese de incompressibilidade plástica, é dada por:

$$e = e_0 \cdot \exp \left(2 \cdot \ln \left(1 + \frac{h^2}{a^2} \right) \right) \quad (2.91)$$

A equação final que relaciona a pressão hidrostática à altura do pólo é deduzida a partir das eqs. (2.86), (2.90), (2.91) e leva em conta a expressão da tensão equivalente:

$$P = 2\sqrt{2(1+\bar{r})}K \frac{e_0 h}{a^2} \frac{1}{\left(1 + \frac{h^2}{a^2}\right)^3} \left(\sqrt{2(1+\bar{r})} \cdot \ln \left(1 + \frac{h^2}{a^2} \right) \right)^n \quad (2.92)$$

A Fig. 22 mostra as curvas de evolução da pressão hidrostática em função da altura do pólo para diversos coeficientes de anisotropia (2.92).

A pressão hidrostática aumenta gradualmente até atingir um valor máximo de pressão, chamado pressão de ruptura, ultrapassando este limite uma fase de deformação chamada instável começa e é marcada por uma diminuição da pressão embora a chapa continue se deformando.

Segundo o modelo, a pressão de ruptura P_{\max} é muito sensível ao coeficiente de anisotropia; P_{\max} aumenta com \bar{r} . Ao mesmo tempo, o modelo mostra que a altura que o material atinge à pressão de ruptura é independente do coeficiente de anisotropia.

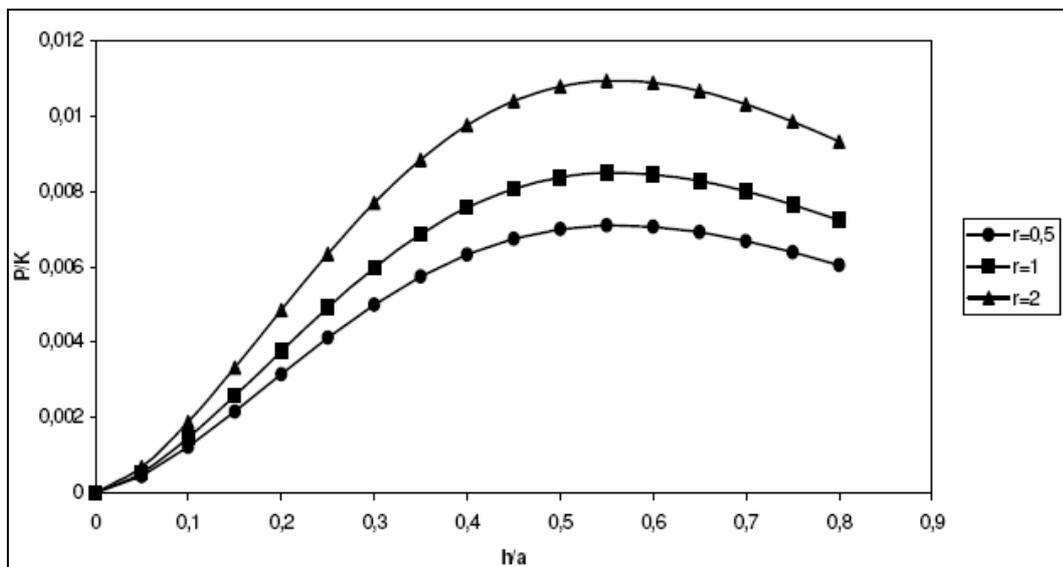


Figura 22 – Efeito do coeficiente de anisotropia sobre a curva pressão-altura. A pressão e a altura apresentadas são normalizadas respectivamente pelo coeficiente de resistência do material K e pelo raio a ^[8]

c. Curva de encruamento

Para a obtenção das curvas de encruamento a partir de resultados do teste de expansão hidrostática, é necessário rever a eq. (2.85). Nesta expressão, parâmetros P , ρ e e são medidos durante o ensaio. O único parâmetro que resta ser determinado é a relação de tensões Ω . Intuitivamente, supõe-se que para um estado de tensão equi-biaxial $\Omega=1$ para descrever o estado de tensão no pólo da chapa, mas

mais tarde veremos que esta hipótese não é necessariamente a mais apropriada. Para abordar este problema, três hipóteses diferentes serão apresentadas para descrever o estado de carregamento em expansão hidrostática.

Primeiramente é necessário definir uma expressão genérica da tensão e da deformação equivalente. Independentemente da hipótese adotada e partindo das eqs. (2.77), (2.79) e (2.85) a tensão equivalente e a deformação equivalente são dadas por:

$$\bar{\sigma} = \tilde{G}(\Omega)\sigma_b \quad (2.93)$$

$$\bar{\varepsilon} = \tilde{H}(\beta)\varepsilon_3 \quad (2.94)$$

com:

$$\sigma_b = \frac{P \cdot \rho}{e_0 \cdot e^{-\varepsilon_3}} \quad (2.95)$$

$$\tilde{G}(\Omega) = \frac{\sqrt{r_{90}(1+r_0) - 2r_0r_{90}\Omega + r_0(1+r_{90})\Omega^2}}{\sqrt{r_{90}(1+r_0)(1+\Omega)^2}} \quad (2.96)$$

A expressão das duas funções \tilde{G} e \tilde{H} dependerá da hipótese utilizada. Paralelamente, de acordo com o princípio de equivalência do trabalho, estas duas funções verificam:

$$\tilde{H} = \frac{1}{2\tilde{G}} \quad (2.97)$$

- ***Hipótese de anisotropia normal***

Neste caso, os estados de tensão e deformação são equi-biaxiais^[27]:

$$\Omega=1; \beta=1 \quad (2.98)$$

As duas funções são dadas por:

$$\tilde{H} = \sqrt{\frac{1+\bar{r}}{2}}; \tilde{G} = \frac{1}{\sqrt{2(\bar{r}+1)}} \quad (2.99)$$

- ***Hipótese de anisotropia transversal***

Hipótese de tensão equi-biaxial

Na hipótese de anisotropia transversal, e para um estado de tensão equi-biaxial ($\Omega=1$)^[29], a eq. (2.81) leva a:

$$\Omega = 1 \Rightarrow \beta = \frac{r_{90}}{r_0} \quad (2.100)$$

A tensão equivalente e a deformação equivalente são definidas a partir das eqs. (2.95), (2.96) e (2.97) e são escritas:

$$\tilde{H} = \sqrt{\frac{r_{90}(1+r_0)}{(r_0+r_{90})}}; \tilde{G} = \frac{\sqrt{r_0+r_{90}}}{\sqrt{4 \cdot r_{90}(1+r_0)}} \quad (2.101)$$

Hipótese de deformação equi-biaxial

No caso de anisotropia transversal, para um estado de deformação equi-biaxial ($\beta=1$), demonstra-se a partir da eq. (2.81) que:

$$\beta = 1 \Rightarrow \Omega = \frac{r_{90}(1+2r_0)}{r_0(1+2r_{90})} \quad (2.102)$$

Os parâmetros \tilde{H} e \tilde{G} são deduzidos a partir de (2.95), (2.95) e (2.96):

$$\tilde{H} = \frac{\sqrt{(1+r_0)(r_0+4r_0r_{90}+r_{90}^2)}}{\sqrt{4(r_0+r_0r_{90}+r_{90}^2)}}; \tilde{G} = \frac{\sqrt{(r_0+r_0r_{90}+r_{90}^2)}}{\sqrt{(1+r_0)(r_0+4r_0r_{90}+r_{90}^2)}} \quad (2.103)$$

Neste ponto é necessário decidir qual hipótese deve ser utilizada para o tratamento dos ensaios de expansão hidrostática.

A hipótese de anisotropia normal pode ser considerada como uma primeira aproximação para abordar a análise do ensaio de expansão hidrostática. Entretanto, esta hipótese deixa de ser pertinente se o material apresenta uma forte anisotropia no plano ($\Delta r \neq 0$). Para comparar as hipóteses de deformação e de tensão biaxiais, é necessário introduzir o desvio relativo entre o parâmetro \tilde{H}_{CB} (parâmetro \tilde{H} calculado na hipótese de tensão equi-biaxial) e \tilde{H}_{DB} (parâmetro \tilde{H} calculado na hipótese de deformação equi-biaxial):^[8]

$$\text{desvio}_{\tilde{H}} = 100 \times \frac{|\tilde{H}_{CB} - \tilde{H}_{DB}|}{\tilde{H}_{CB}} \quad (2.104)$$

e de analogamente, define-se o desvio relativo do parâmetro \tilde{G} como:

$$\text{desvio}_{\tilde{G}} = 100 \times \frac{|\tilde{G}_{CE} - \tilde{G}_{DE}|}{\tilde{G}_{CE}} \quad (2.105)$$

Na Tab. 3 são apresentados os materiais para os quais os coeficientes de Lankford foram determinados através dos ensaios de tração. Em seguida, são calculados os parâmetros característicos do ensaio de expansão hidrostática ($\beta, \Omega, \tilde{G}, \tilde{H}$), nas duas hipóteses apresentadas (tensão e deformação equi-biaxiais). A comparação entre as duas hipóteses é então feita através dos desvios: $\text{desvio}_{\tilde{H}}$ e $\text{desvio}_{\tilde{G}}$.

Os resultados mostram que os desvios são baixos e que não ultrapassam 0,36%. Portanto pode-se concluir que as duas curvas de encruamento associadas às duas hipóteses são perfeitamente comparáveis.

Entretanto, na hipótese de tensão equi-biaxial, a relação de deformação β atinge valores inferiores à unidade, da ordem de 0,7 para os aços DC04 e DP450. Este valor está muito distante dos valores de deformação física.

Tabela 3 – Comparação entre os coeficientes \tilde{G} e \tilde{H} calculados nas hipóteses de tensão equi-biaxial e deformação equi-biaxial^[8]

	r_0	r_{90}	Tensão equi-biaxial				Deformação equi-biaxial				desvio $_{\tilde{G}}$	desvio $_{\tilde{H}}$
			β	Ω	\tilde{G}	\tilde{H}	β	Ω	\tilde{G}	\tilde{H}		
Von Mises	1,000	1,000	1,000	1	0,500	1,000	1	1,000	0,500	1,000	0,00%	0,00%
DC04	1,872	2,617	0,715	1	0,386	1,294	1	1,064	0,385	1,297	0,26%	0,23%
DP450	1,075	1,480	0,726	1	0,456	1,096	1	1,095	0,454	1,100	0,36%	0,36%
TRIP800	1,014	1,106	1,091	1	0,487	1,025	1	1,028	0,488	1,025	0,01%	0,01%

Os desvios entre as duas hipóteses são baixos, mas antes de adotar a equivalência entre as duas hipóteses (em termos de cálculo de curvas de encruamento) para todos os materiais é necessário realizar estudos comparativos mais aprofundados.

Para realizá-los, utilizam-se as expressões dos parâmetros \tilde{G} e \tilde{H} nas duas hipóteses (2.101) e (2.103). Determina-se então uma expressão do desvio $_{\tilde{H}}$ que é função exclusiva dos parâmetros de anisotropia (r_0, r_{90}). O traçado é representado na Fig. 23.

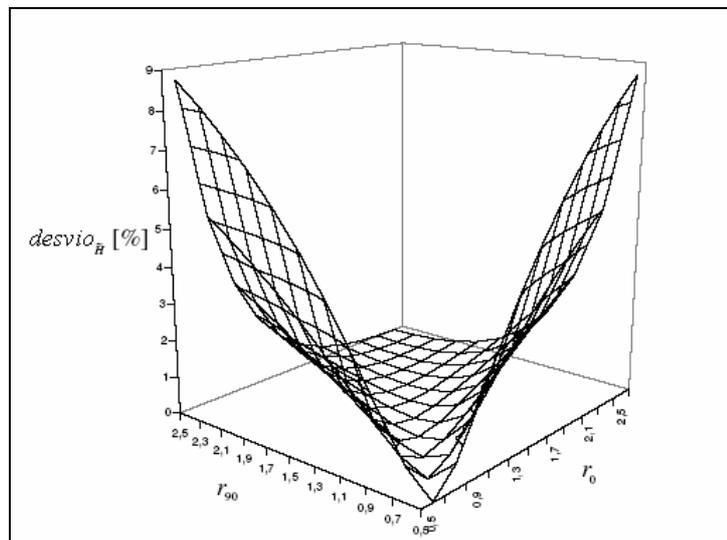


Figura 23 – Influência dos coeficientes de Lankford sobre o desvio $_{\tilde{H}}$ ^[8]

Pode-se notar que a curva de desvio se anula na primeira bissetriz do plano (r_0, r_{90}) . Sobre esta reta, o material apresenta anisotropia normal pois $r_0 = r_{90}$. E conseqüentemente encontra-se a equivalência entre as duas hipóteses pois nestas condições tem-se um estado de tensão e deformação equi-biaxiais $\Omega = \beta = 1$.

O desvio entre as duas hipóteses se acentua quanto mais o estado de anisotropia se distancia do estado de anisotropia normal. Entretanto, a curva apresenta um vale nas vizinhanças da primeira bissetriz, o que significa que nesta zona os desvios entre os dois modelos são baixos.

Para representar melhor este resultado, um valor limite é fixado (0,5%), e este definirá o desvio máximo para o qual os dois modelos serão considerados equivalentes.

Introduzindo este limite, define-se um plano paralelo ao plano (r_0, r_{90}) . Este plano corta a curva de desvio relativo segundo a seção representada na Fig. 24.

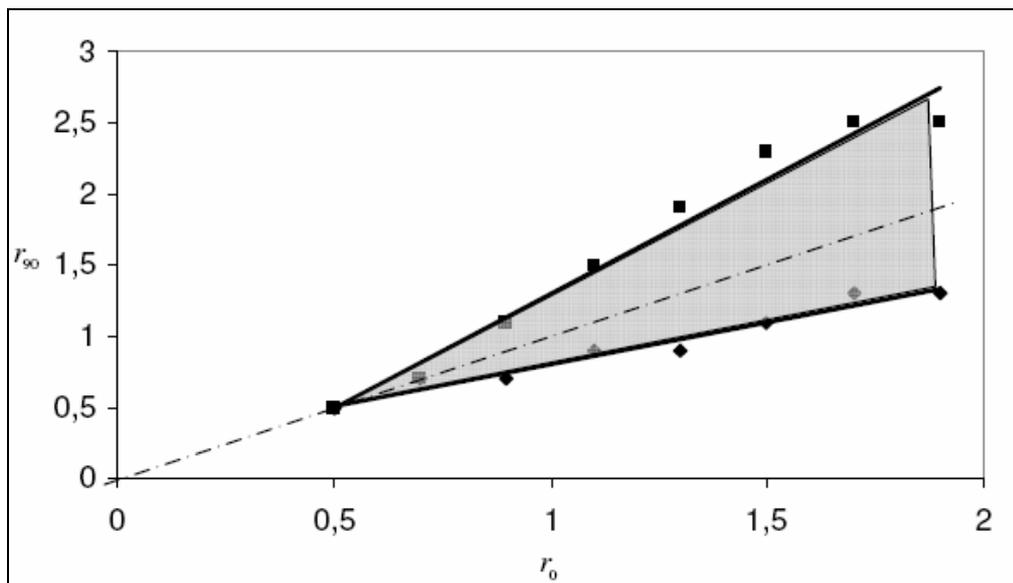


Figura 24 – Zona cinza marca o estado de anisotropia para o qual o estado de tensão equi-biaxial e de deformação equi-biaxial são equivalentes a um erro relativo menor que 0,5%^[8]

Conclusão

É necessário adotar uma hipótese em relação ao estado de tensão e de deformação para o tratamento do ensaio de expansão hidrostática. Duas hipóteses são consideradas: a primeira supõe um estado de tensão equi-biaxial, enquanto a

segunda considera um estado de deformação equi-biaxial. A primeira é mais frequentemente utilizada na literatura. Entretanto, os valores da relação de deformações β para esta hipótese são inaceitáveis. Portanto a hipótese de deformação equi-biaxial mostra-se mais adequada para a descrição do estado de tensão durante o ensaio de expansão hidrostática.^[8]

Comparando-se os dois modelos, pode-se ver que para determinados estados de anisotropia as duas hipóteses são muito próximas. Por exemplo, para um material com um $r_0 = 1,5$, os modelos de tensão equi-biaxial e de deformação equi-biaxial são equivalentes para todos os materiais tendo um r_{90} que verifique a seguinte condição: $1,1 < r_{90} < 2,3$.^[8]

II.4.3.5. Procedimento experimental

Este item tem como base trabalhos realizados anteriormente no período de 2003-2004 pela autora como bolsista de Iniciação Científica FAPESP (Processo nº 03/08577-3) sob orientação do Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha.

Um dispositivo semelhante desenvolvido posteriormente também será descrito neste item.^[8]

a. Dispositivo experimental

A Fig. 25 apresenta a máquina de expansão hidrostática. Esta máquina foi concebida no CEMEF e é composta de três unidades.^[8]

- A primeira unidade serve à fixação da chapa durante o ensaio. Esta unidade é composta de uma matriz e de um prensa-chapas. Ao prensa-chapas podem ser acopladas diferentes peças interiores de maneira a mudar a geometria (Fig. 26). A matriz com razão $a/b = 1$ é utilizada para os ensaios de expansão hidrostática circular. Para ensaios do tipo elíptico são empregadas matrizes com razão a/b variável.
- A unidade hidráulica é composta de dois sistemas:
 - Um primeiro circuito hidráulico de alta pressão tem como finalidade o fechamento do prensa-chapas e dessa forma fixa a chapa entre a

matriz e o prensa-chapas. A força máxima que esta máquina pode atingir é 104 toneladas.

- Com a chapa já fixada, o segundo circuito hidráulico entra em ação injetando água pressurizada para a expansão do corpo de prova. Um supressor permite atingir pressões de expansão suficientemente elevadas (até 450 bar = $4,5 \cdot 10^7$ Pa). O circuito pode ser comandado tanto por pressão, como também pela vazão. A pilotagem dos ensaios de expansão hidrostática foi realizada com vazão imposta.
- A unidade de comando e de aquisição realiza a pilotagem e a aquisição de dados do ensaio. A pressão é medida em tempo real por um sensor. Para a medição da deformação da chapa é utilizado um sistema de correlação de imagens composto de duas câmeras CCD e do programa de correlação de imagens Aramis©^[31].

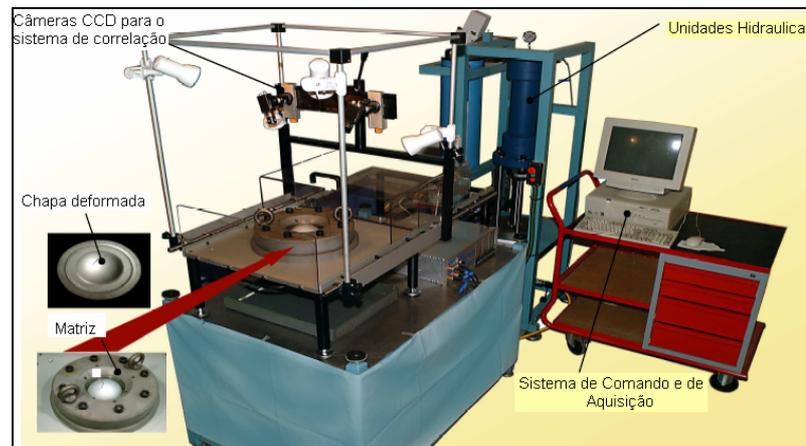


Figura 25 – Máquina para ensaios de expansão hidrostática^[8]

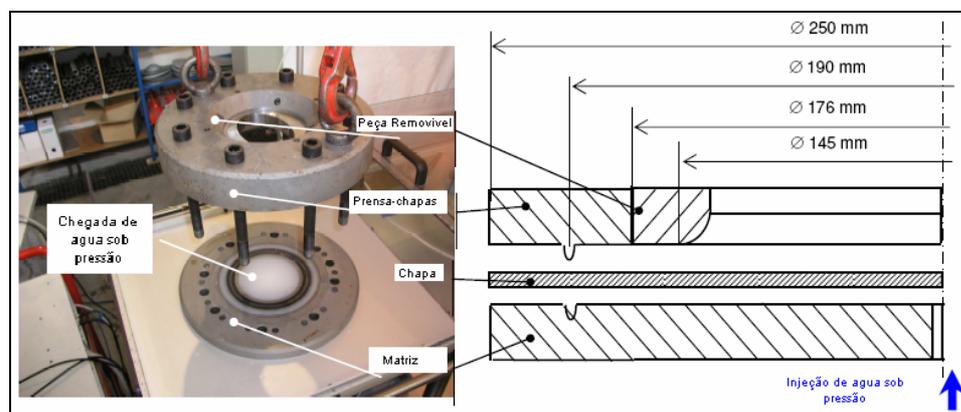


Figura 26 – Montagem de fixação da chapa: matriz, prensa-chapas e peça removível^[8]

b. Sistema de correlação de imagem 3D

Para poder analisar os ensaios de expansão hidrostática, é necessário dispor de uma medida direta da deformação do topo do bojo e de uma medida de seu raio de curvatura (2.85). As técnicas clássicas de medida de deformação local por cálculo, manual ou automática, da distorção de uma grade impressa podem ser utilizadas para a determinação do campo de deformação do topo do bojo. Entretanto estas técnicas não são suficientes, pois elas não permitem a medição do raio de curvatura, neste caso seria necessário em esferômetro para fazê-lo.

No CEMEF, graças a um sistema de correlação de imagens 3D, foi possível medir o campo de deslocamento e de deformação de uma chapa sob carregamento. Este sistema é fixado à máquina de expansão e através da tampa de “plexiglass” (nome comercial do PMMA: Polimetilmetacrilato) (Fig. 19), ele registra de modo contínuo a expansão da chapa. Os resultados de deslocamentos e deformações fornecidos pelo sistema são em seguida explorados para a determinação do raio de curvatura e da deformação do topo da chapa.

c. Medida do Raio de Curvatura

A partir do mapa de deslocamento fornecido pelo programa Aramis©, escolhe-se uma seção segundo um dos eixos da matriz para traçar o perfil da chapa. A uma distância R do eixo que passa pelo topo do bojo (Fig. 27), o perfil da chapa pode ser aproximado por um polinômio de segunda ordem, para em seguida deduzirmos o raio de curvatura ρ através da seguinte expressão:

$$z = ax^2 + bx + c \Rightarrow \rho = \frac{1}{2a} \quad (2.106)$$

onde: a, b, c são parâmetros do polinômio identificados na vizinhança de R .

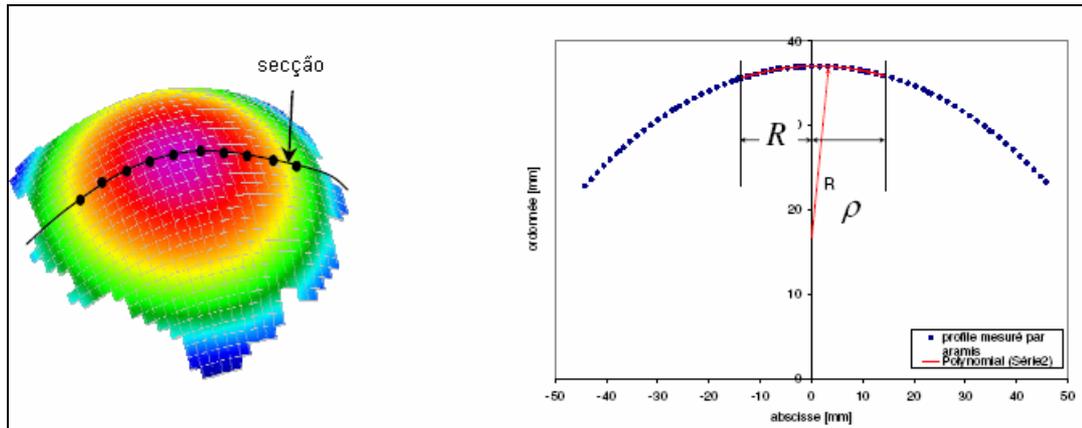


Figura 27 – Definição de secção e medida do raio de curvatura no topo^[8]

O perfil da vizinhança escolhido deve responder a duas exigências: de um lado esta vizinhança deve ser suficientemente grande para que possamos aproximar o perfil a um polinômio de segunda ordem sem que os erros de medida sejam preponderantes e de outro ele não pode ser muito grande, pois procuramos um raio de **curvatura local**.^[30]

O gráfico da Fig. 28 mostra a influência da distância R na evolução do raio de curvatura durante o ensaio de expansão hidrostática. Esta influência se é mais forte no início da expansão (deformação em espessura inferior a 0,2). Após este ponto, a diferença observada não é significativa: tipicamente, o desvio relativo médio entre o raio de curvatura, calculado com uma distância $R=13,0\text{mm}$ e com uma distância $R=18,2\text{mm}$ é 0,39%. Este resultado mostra que para grandes deformações, a técnica de medida do raio de curvatura por interpolação polinomial é pouco sensível à dimensão da vizinhança de interpolação reduzindo assim o erro devido a esta aproximação.^[8]

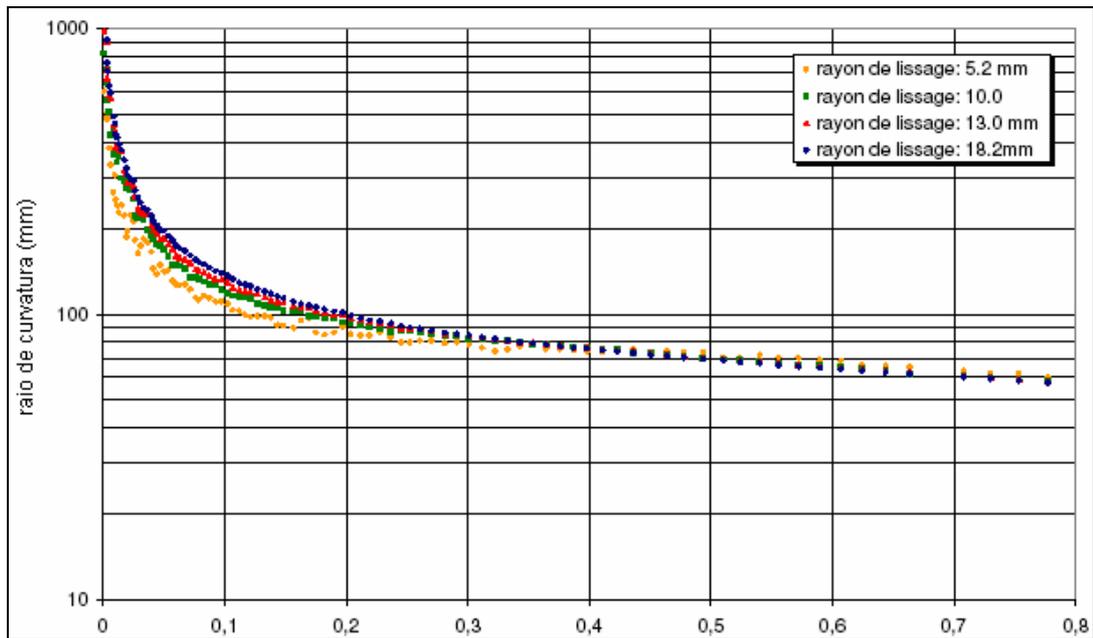


Figura 28 – Efeito da distância R sobre o cálculo do Raio de Curvatura^[8]

Já as dispersões observadas a baixas deformações são resultado do fato que o raio de curvatura é relativamente elevado ($>100\text{mm}$) e, portanto é necessário que a distância da vizinhança seja suficientemente grande para podermos obter este raio e filtrar os erros de medida.

Portanto a distância de 13,0mm é a melhor alternativa tanto para baixas deformações como para grandes deformações, lembrando sempre que a precisão é melhor em grandes deformações.

II.4.3.6. Metodologia para análise dos ensaios

a. Análise da reprodutibilidade dos ensaios

Diversos ensaios foram efetuados com cada um dos materiais do estudo [8]. Os resultados desta análise mostraram uma boa reprodutibilidade. Um exemplo destes testes é mostrado no gráfico da Fig. 29 onde se pode notar uma boa reprodutibilidade dos ensaios tanto em termos de pressão como em termos de raio de curvatura. Entretanto, existem algumas dispersões no raio de curvatura principalmente no início dos ensaios, estas são atribuídas aos erros de medida e de cálculo do raio de curvatura.^[8]

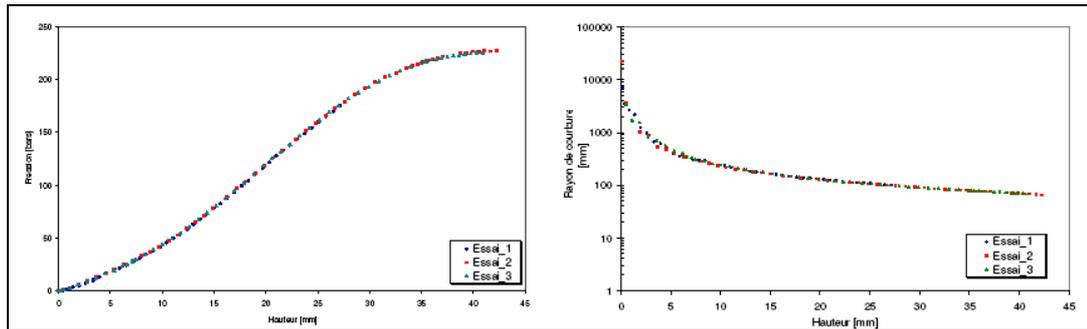


Figura 29 – Análise da reprodutibilidade dos ensaios de expansão hidrostática^[8]

Superpondo, sobre um mesmo gráfico, a evolução do raio de curvatura para os diferentes tipos de materiais estudados na tese (Fig. 30), pode-se notar que a raio de curvatura é globalmente idêntico para todos os aços. Já o alumínio apresenta uma curva de evolução ligeiramente diferente.^[8]

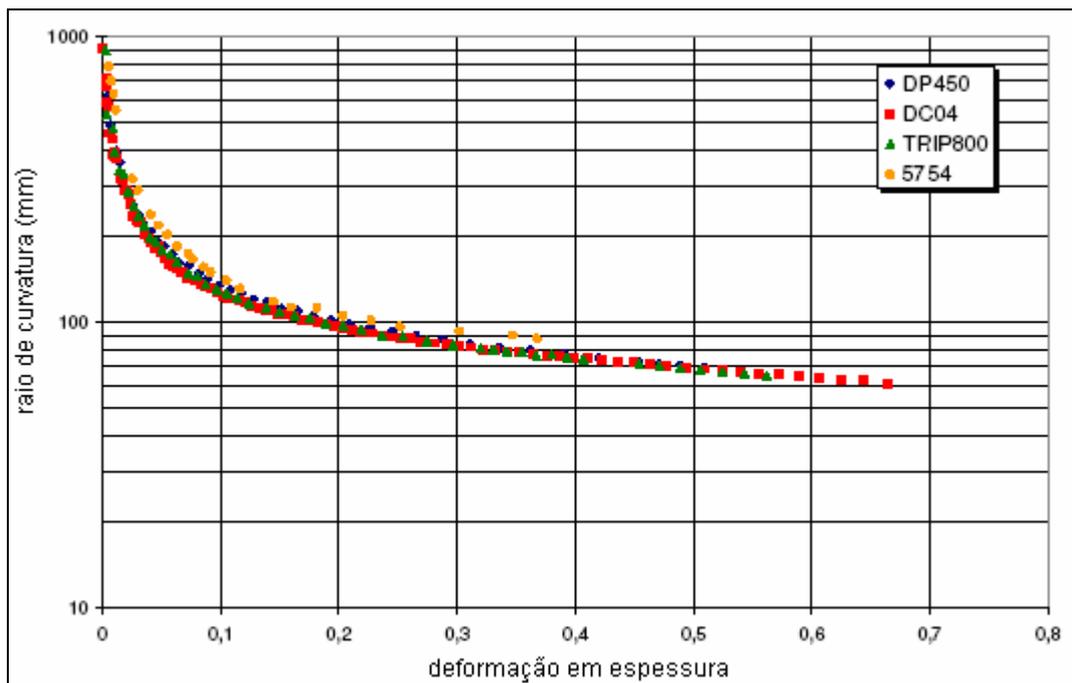


Figura 30 – Evolução do raio de curvatura em função da deformação em espessura para diferentes materiais^[8]

Para descrever a evolução do raio de curvatura ρ em função da deformação na espessura ε_3 , e seguinte equação é considerada:

$$\rho(\varepsilon_3) = \gamma \cdot \varepsilon_3^\lambda \quad (2.107)$$

Os parâmetros desta lei foram identificados para o aço : $\gamma \approx 52mm$,
 $\lambda \approx -0,392$ e para o alumínio : $\gamma \approx 43mm$, $\lambda \approx -0,55$.

Segundo as eqs. (2.93) e (2.94), e levando em conta a nova relação entre o raio de curvatura e a deformação na espessura (2.107), a tensão equivalente é dada por:

$$\bar{\sigma} = \frac{\tilde{G} \cdot P \cdot \rho}{e_0 \cdot e^{-\varepsilon_3}} \quad (2.108)$$

A derivada logarítmica da expressão precedente conduz a:

$$\frac{\Delta \bar{\sigma}}{\bar{\sigma}} = \frac{\Delta P}{P} + \frac{\Delta e_0}{e_0} + \frac{\Delta \rho}{\rho} + \frac{\Delta \rho}{\gamma} + \Delta \varepsilon_3 \quad (2.109)$$

O erro relativo cometido no cálculo da tensão equivalente é o acumulo dos erros relativos de medida da espessura inicial e_0 , da medida da pressão P , do cálculo do raio de curvatura ρ e o erro absoluto de medida da deformação em espessura ε_3 . Nota-se que a contribuição do erro do raio de curvatura aparece duas vezes, dessa forma a sensibilidade da tensão equivalente é maior em relação aos erros de medida do raio de curvatura que aos outros erros de medida. Portanto é necessário que as medidas do raio de curvatura sejam as mais precisas possíveis.

b. Validação da hipótese de deformação equi-biaxial

A evolução do estado de deformação (calculada pelo programa Aramis©) para os diferentes materiais estudados é apresentada na Fig. 31. As medidas experimentais plotadas sobre esta figura confirmam que o caminho de deformação seguido pelo topo do bojo é muito próximo da bissetriz e, portanto de um estado de deformação equi-biaxial. A hipótese de equi-biaxialidade das deformações é conseqüentemente validada.

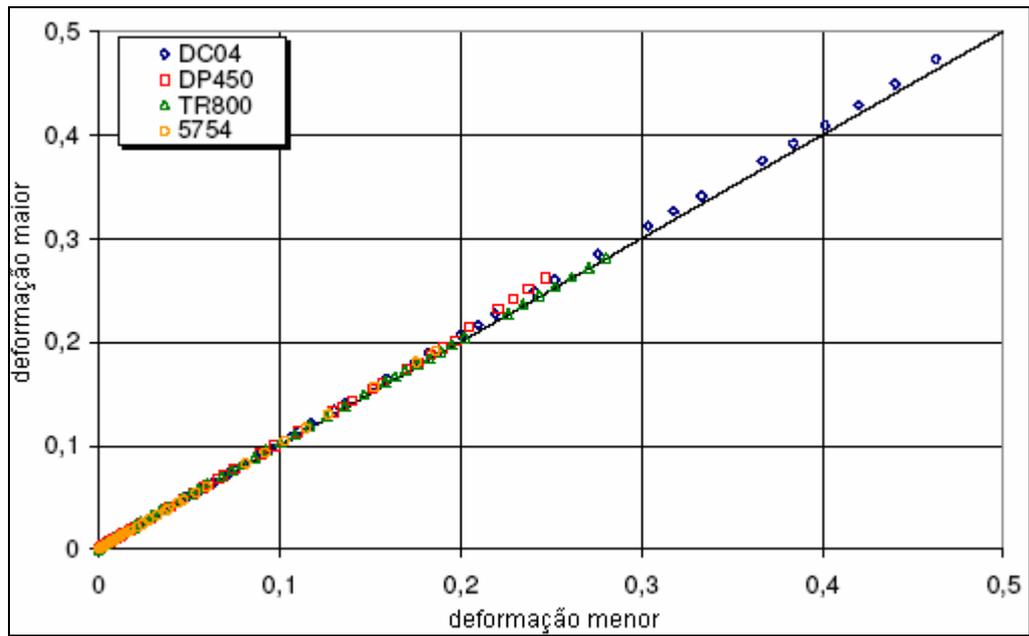


Figura 31 – Evolução do estado de deformação do topo durante o ensaio de expansão hidrostática^[8]

III. MATERIAIS E MÉTODOS

III.1. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

De acordo com o equacionamento na seção II.4.3.4 os parâmetros necessários para a determinação da tensão e da deformação no pólo, são a espessura da chapa, o raio de curvatura, que é dado pela altura do pólo, e a pressão do fluido. A altura do pólo e a espessura serão determinadas por um sensor, acoplado ao suporte, e a pressão será medida por um transdutor de pressão, posicionado no sistema hidráulico. No fluxograma abaixo o planejamento dos experimentos é demonstrado, vide Fig. 32.

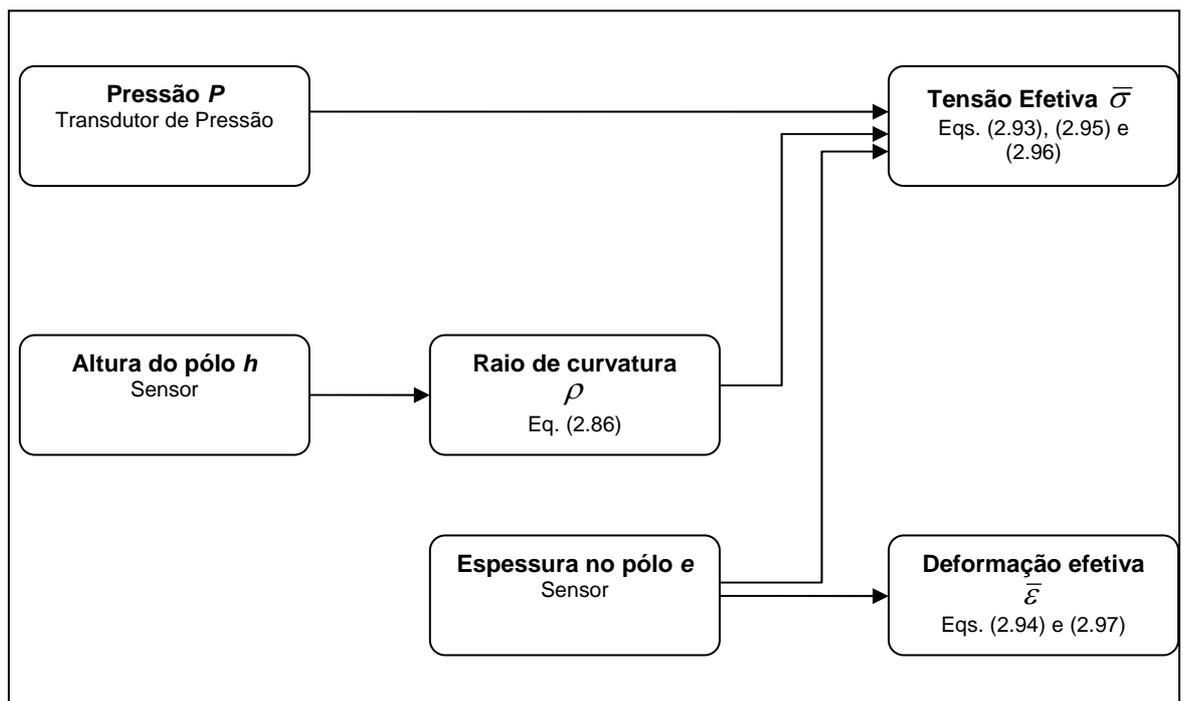


Figura 32 – Determinação da Tensão e da Deformação no Ensaio de “Bulge Test”

Tendo em vista os parâmetros necessários para obtenção da tensão e da deformação efetivas, o projeto do dispositivo foi iniciado tendo como base trabalhos realizados no período de 2003-2004 pela autora como bolsista de Iniciação Científica FAPESP (Processo nº 03/08577-3) sob orientação do Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha.

III.2. PROJETO DO DISPOSITIVO

O projeto do dispositivo já iniciado pela autora anteriormente, consiste na definição dos objetivos do teste (grandezas a serem medidas), de seus parâmetros, das peças a serem confeccionadas, dos aparelhos de medição, dos programas computacionais para tratamento dos dados obtidos e dos sistemas envolvidos.

III.2.1. Grandezas medidas

Como explicitado na Fig. 32, as grandezas à serem obtidas neste ensaio são a tensão e a deformação efetivas, estas podem ser obtidas utilizando medições feitas durante o ensaio e as equações da seção II.4.3.4.

III.2.2. Parâmetros do ensaio

Os parâmetros do ensaio são a pressão, que será constantemente monitorada ao longo do ensaio através de um transdutor de pressão, e a forma da matriz, como já explicitado na seção II.4.3.3 quando a forma desta varia as condições do ensaio são modificadas. Neste trabalho as seguintes relações a/b (diâmetro maior da elipse)/ b (diâmetro menor da elipse) serão utilizadas: $a/b = 1,0; 0,8; 0,6$ e $0,45$. Ao utilizar a/b de diferentes magnitudes, diferentes seqüências ou históricos de deformação são obtidos, indo de estiramento biaxial balanceado para $a/b = 1,0$, quando a cúpula aproxima-se muito de uma capa esférica, até estiramento biaxial plano para relação $a/b = 0,45$. As relações a/b intermediárias resultarão em composições dos estados acima mencionados.

Outros parâmetros como o material do corpo de prova, o fluido utilizado e a velocidade de deformação também podem ser modificados.

III.2.3. Peças confeccionadas

O dispositivo é composto de diversas peças e todas estas serão confeccionadas nos laboratórios da EPUSP.

- Base: a função desta peça é suportar a matriz e receber o fluido sob pressão que será responsável pela deformação da chapa. A base tem a forma cilíndrica, com uma cavidade cilíndrica no centro por onde o fluido passa e entra em contato com a chapa sobre o anel-inferior. O sistema hidráulico é ligado à base através de um orifício, cuja função é receber o fluido sob pressão.
- Matriz: a matriz deste dispositivo, anel-inferior cilíndrico cuja relação a/b é variável, é a peça sobre a qual a chapa é posicionada durante o ensaio.
- Prensa-chapas: anel-superior cilíndrico cuja relação a/b é variável, é a peça que exerce a força de fechamento sobre a chapa para garantir a fixação da chapa durante o ensaio. Para melhorar as condições de fixação da chapa durante os ensaios é previsto um “quebra-rugas” no prensa-chapas e na matriz. O “quebra-rugas é uma saliência no prensa-chapas e uma cavidade na matriz que diminui as rugas que se formam durante o ensaio.
- Colunas: as quatro colunas previstas no dispositivo têm a função de transmitir os esforços, que são aplicados pela prensa ao suporte, ao prensa-chapas.
- Suporte: o suporte tem a função de transmitir os esforços da prensa até o prensa-chapas como também a função de suporte para o sensor que realiza as medições durante o ensaio.

III.2.4. Aparelhos de medição

Os aparelhos de medição necessários a este dispositivo são o transdutor de pressão que monitora a pressão constantemente durante o ensaio e o sensor que monitora a altura e a espessura do pólo. Estes aparelhos serão definidos na próxima etapa do projeto e serão apresentados no próximo relatório. Entretanto estes já estão previstos no projeto do dispositivo (sensor previsto no desenho de conjunto do dispositivo) e medidor de pressão (no esquema do sistema hidráulico).

Os programas para tratamento dos dados obtidos serão definidos após a escolha dos aparelhos de medição devido a compatibilidade e disposição.

III.2.5. Sistema hidráulico^{[32],[33]}

O esquema do sistema hidráulico também é apresentado na seção Resultados Parciais. Este esquema é simplificado mas já inclui os principais elementos para o funcionamento do sistema.

III.3. MATERIAL UTILIZADO NA CONFECÇÃO DO DISPOSITIVO

Os materiais escolhidos para a confecção do dispositivo para o ensaio de conformação hidrostática foram os aços ABNT 1020 e 1045. Esta escolha se deve ao baixo custo destes e à grande disponibilidade no mercado. A composição do aço 1020 é:

Tabela 4 – Composição do aço ABNT 1020^[34]

Componente	Peso (%)
C	0,17 – 0,23
Fe	99,08 – 99,53
Mn	0,3 – 0,6
P	Max. 0,04
S	Max. 0,05

Suas propriedades mecânicas estão explicitadas na Tab. 5.

Tabela 5 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 1020^[34]

Propriedade Mecânica	SI
Dureza, Brinell	121
Limite de Resistência à Tração	420 MPa
Tensão de Escoamento	350 MPa
Módulo de Elasticidade	200 GPa
Coefficiente de Poisson	0,3

A composição do aço 1045 é:

Tabela 6 – Composição do aço ABNT 1045^[34]

Componente	Peso (%)
C	0,42 – 0,50
Fe	98,51 – 98,98
Mn	0,6 – 0,9
P	Max. 0,04
S	Max. 0,05

Suas propriedades mecânicas estão explicitadas na Tab. 7.

Tabela 7 – Propriedades mecânicas do aço ABNT 1045^[34]

Propriedade Mecânica	SI
Dureza, Brinell	179
Limite de Resistência à Tração	625 MPa
Tensão de Escoamento	530 MPa
Módulo de Elasticidade	205 GPa
Coefficiente de Poisson	0,29

Para a confecção do dispositivo é necessário que a matéria-prima já esteja em suas formas geométricas aproximadas. Na Tab. 8 estão explicitadas as quantidades, as formas geométricas, os materiais necessários para a confecção, bem como sua finalidade, nesta tabela também estão os elementos de fixação utilizados.

Tabela 8 – Materiais utilizados para a confecção do dispositivo

Forma Geométrica	Dimensões (mm)	Quantidade	Material	Finalidade
Tarugo Cilíndrico	Ø 300 X 200	1	Aço ABNT 1045	Base e Anéis
Chapa Circular	Ø 270 X 22	1	Aço ABNT 1045	Suporte
Barra	Ø 25,4 X 850	1	Aço ABNT 1020	Colunas
Parafuso Allen	M 6 X 0,75	12	-	Fixação

Para o dimensionamento da espessura do anel superior, prensa-chapas, foram feitos alguns cálculos e estes estão explicitados a seguir:

1) Força no prensa-chapas:^[35]

$$B = \lambda \cdot \sigma_e \cdot \pi \cdot f^2 \cdot \left[\left(\frac{c}{f} \right)^2 - 1 \right] \quad (3.1)$$

onde B é a força no prensa-chapas

σ_e é a tensão de escoamento do material ensaiado

λ é um fator que varia de 1 a 2%

f é o raio do furo

c é o raio da chapa

Como o dispositivo está sendo projetado para ensaios com chapas metálicas de aço basicamente, o valor da tensão de escoamento utilizado será 400 MPa, pois é preciso trabalhar com valores elevados para garantir que a espessura do prensa-chapas será suficiente para suportar o ensaio de qualquer tipo de aço, com exceção daqueles submetidos a tratamentos especiais que elevam muito a tensão de escoamento, que não são o objetivo deste trabalho. O raio das chapas utilizadas é 100 mm, o raio do furo é 80 mm e adotando $\lambda = 2\%$, tem-se:

$$B = 0,02 \cdot 400 \cdot 10^6 \cdot \pi \cdot 0,08^2 \cdot \left[\left(\frac{0,1}{0,08} \right)^2 - 1 \right] = 90,5 \text{ KN}$$

2) Espessura do prensa-chapas:^[36]

Os autores de [36] apresentam diversos modelos para o dimensionamento de chapas submetidas a esforços. O caso que mais se aproxima da situação do prensa-chapas deste dispositivo é o caso de chapa de espessura constante com a borda exterior apoiada e a borda interior livre, usando a seguinte relação:

$$y = -\frac{w \cdot e^3}{D} \cdot \left(\frac{C_1 \cdot L_9}{C_7} - L_3 \right) \quad (3.2)$$

onde y é a flecha

w é a força por unidade de comprimento circunferencial

e é o raio da borda exterior da chapa

C_1, C_7, L_3, L_9 e D são coeficientes definidos pelas fórmulas abaixo

$$C_1 = \frac{1+\nu}{2} \cdot \frac{r}{e} \cdot \ln \frac{e}{r} + \left(\frac{1-\nu}{4} \right) \cdot \left(\frac{e}{r} - \frac{r}{e} \right) \quad (3.3)$$

$$C_7 = \left(\frac{1-\nu^2}{2} \right) \cdot \left(\frac{e}{r} - \frac{r}{e} \right) \quad (3.4)$$

$$L_3 = \frac{r_0}{4e} \left\{ \left[\left(\frac{r_0}{e} \right)^2 + 1 \right] \cdot \ln \frac{e}{r_0} + \left(\frac{r_0}{e} \right)^2 - 1 \right\} \quad (3.5)$$

$$L_9 = \frac{r_0}{e} \left\{ \frac{1+\nu}{2} \cdot \ln \frac{e}{r_0} + \left(\frac{1-\nu}{4} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{r_0}{e} \right)^2 \right] \right\} \quad (3.6)$$

$$D = \frac{E \cdot t^3}{12 \cdot (1-\nu^2)} \quad (3.7)$$

onde e é o raio da borda exterior da chapa

r é o raio do furo interno

r_0 é o raio de aplicação da força em relação ao eixo central do anel

t é a espessura da chapa

E é o módulo de elasticidade do material do anel

ν é o coeficiente de Poisson

Admitindo:

$$e = 0,13 \text{ m}$$

$$r = 0,08 \text{ m}$$

$$r_0 = 0,115 \text{ m}$$

$$\nu = 0,3$$

$$E = 200 \text{ GPa}$$

$$w = \frac{B}{2 \cdot \pi \cdot r_0} = 125 \text{ KN/m}$$

$$y = 0,0005 \text{ m}$$

Pode-se calcular:

$$C_1 = \frac{1+0,3}{2} \cdot \frac{0,08}{0,13} \cdot \ln \frac{0,13}{0,08} + \left(\frac{1-0,3}{4} \right) \cdot \left(\frac{0,13}{0,08} - \frac{0,08}{0,13} \right) = 0,371$$

$$C_7 = \left(\frac{1-0,3^2}{2} \right) \cdot \left(\frac{0,13}{0,08} - \frac{0,08}{0,13} \right) = 0,459$$

$$L_3 = \frac{0,115}{4 \cdot 0,13} \left\{ \left[\left(\frac{0,115}{0,13} \right)^2 + 1 \right] \cdot \ln \frac{0,13}{0,115} + \left(\frac{0,115}{0,13} \right)^2 - 1 \right\} = 0,000241$$

$$L_9 = \frac{0,115}{0,13} \left\{ \frac{1+0,3}{2} \cdot \ln \frac{0,13}{0,115} + \left(\frac{1-0,3}{4} \right) \cdot \left[1 - \left(\frac{0,115}{0,13} \right)^2 \right] \right\} = 0,104$$

Substituindo (3.7) em (3.2) tem-se:

$$t = \sqrt[3]{\frac{-12 \cdot (1-\nu^2) \cdot w \cdot e^3}{y \cdot E} \cdot \left(\frac{C_1 \cdot L_9}{C_7} - L_3 \right)} \quad (3.8)$$

Pode-se calcular:

$$t = \sqrt[3]{\frac{-12 \cdot (1-0,3^2) \cdot 125000 \cdot 0,13^3}{0,0005 \cdot 200 \cdot 10^9} \cdot \left(\frac{0,371 \cdot 0,104}{0,459} - 0,000241 \right)} = 13,6 \text{ mm}$$

III.4. PROCESSOS E MÁQUINAS UTILIZADOS NA CONFECCÃO DO DISPOSITIVO

Os diversos instrumentos, máquinas e processos de fabricação utilizados na confecção do dispositivo estão explicitados a seguir e estão divididos por peça.

1) Base:

Para a confecção da base foi utilizada como matéria-prima base um tarugo cilíndrico de aço ABNT 1045 (\varnothing 300 X 200 mm). Para o corte da base na altura final aproximada (90mm) foi utilizada uma serra de fita da marca FRANHO, modelo SF-250, cuja lâmina da fita é de aço rápido (3500 X 25 X 0,9 mm) e possui 8 dentes por polegada e a velocidade de corte utilizada foi 2,0 mm/min. O tarugo foi, então, posicionado no torno ROMI, modelo S-30, para que a camada externa de óxido fosse retirada, para isto foi utilizada uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. Com esta mesma ferramenta foi feito o faceamento de um dos lados do tarugo. Depois foi feito o furo de centro com uma broca de centro de \varnothing 6 mm, o furo foi sendo alargado utilizando-se uma seqüência de brocas de diâmetros maiores, a seqüência utilizada foi \varnothing 10 mm, \varnothing 16 mm, \varnothing 20 mm, \varnothing 25 mm e \varnothing 30 mm. Com uma ferramenta de corte interna com pastilha cerâmica o furo foi alargado até o diâmetro final, para o acabamento dos cantos deste furo foi utilizada uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. O torneamento externo, \varnothing 260 mm, foi feito com uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. O tarugo foi preso pelo outro lado, foi faceado e foi torneada, então, a saia, \varnothing 300 mm. A base foi posicionada na fresadora e, com um punção e um compasso, foram marcados os pontos do centro dos furos. Utilizou-se uma broca de centro de \varnothing 8 mm / \varnothing 3 mm, para guiar o furo e depois uma broca de \varnothing 5,2 mm para o pré-furo para a rosca. Com o conjunto de machos correspondentes, o furo foi rosqueado. O furo lateral, responsável pela entrada de fluido no dispositivo, foi feito na fresadora também, para isto a base foi posicionada na vertical e foi calçada. Utilizou-se a broca de centro de \varnothing 8 mm / \varnothing 3 mm e depois uma broca de \varnothing 8,5 mm.

2) Anéis circulares:

Para a confecção dos anéis circulares foi utilizada como matéria-prima base um tarugo cilíndrico de aço ABNT 1045 (\varnothing 300 X 110 mm). Para o corte dos discos na espessura final aproximada (27 mm) foi utilizada uma serra de fita da marca FRANHO, modelo SF-250, cuja lâmina da fita é de aço rápido (3500 X 25 X 0,9 mm) e possui 8 dentes por polegada e a velocidade de corte utilizada foi 2,0 mm/min. O disco foi, então, posicionado no torno ROMI, modelo S-30, para que a camada externa de óxido fosse retirada, para isto foi utilizada uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. Com esta mesma ferramenta foi feito o faceamento de um dos lados do disco. Depois foi feito o furo de centro com uma broca de centro de \varnothing 6 mm, o furo foi sendo alargado utilizando-se uma seqüência de brocas de diâmetros maiores, a seqüência utilizada foi \varnothing 10 mm, \varnothing 16 mm, \varnothing 20 mm, \varnothing 25 mm e \varnothing 30 mm. Com uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica o furo foi alargado até o diâmetro final. O torneamento externo, \varnothing 260 mm, foi feito com uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica e o anel foi fixado pelo furo circular interno. O quebra-rugas macho foi feito com uma ferramenta de corte de metal duro com perfil da lombada e o quebra-rugas fêmea foi feito com uma ferramenta de corte de metal duro com o perfil do rasgo correspondente. Uma lixa grossa e, em seguida, uma fina foram utilizadas para arredondar os cantos do quebra-rugas. Os furos foram feitos na fresadora, utilizando-se a placa divisora, foram utilizados o compasso e um punção para marcar os centros dos furos. Com uma broca de centro \varnothing 8 mm / \varnothing 3 mm forma feitos os furos iniciais, para o furo passante utilizou-se uma broca de \varnothing 6 mm e para o furo cego uma broca de \varnothing 10 mm.

3) Anéis elípticos:

Para a confecção da base foi utilizada como matéria-prima base um tarugo cilíndrico de aço ABNT 1045 (\varnothing 300 X 60 mm). Para o corte dos anéis elípticos na espessura final aproximada (27 mm) foi utilizada uma serra de fita da marca FRANHO, modelo SF-250, cuja lâmina da fita é de aço rápido (3500 X 25 X 0,9

mm) e possui 8 dentes por polegada e a velocidade de corte utilizada foi 2,0 mm/min. O disco foi, então, posicionado no torno ROMI, modelo S-30, para que a camada externa de óxido fosse retirada, para isto foi utilizada uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. Com esta mesma ferramenta foi feito o faceamento de um dos lados do disco. Depois foi feito o furo de centro com uma broca de centro de Ø 6 mm, o furo foi sendo alargado utilizando-se uma seqüência de brocas de diâmetros maiores, a seqüência utilizada foi Ø 10 mm, Ø 16 mm, Ø 20 mm, Ø 25 mm e Ø 30 mm. Com uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica o furo foi alargado até a forma final, uma elipse. O torneamento externo, Ø 260 mm, foi feito com uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica e o anel foi fixado pelo furo circular interno. Os furos foram feitos na fresadora, utilizando-se a placa divisora, foram utilizados o compasso e um punção para marcar os centros dos furos. Com uma broca de centro Ø 8 mm / Ø 3 mm foram feitos os furos iniciais, para o furo passante utilizou-se uma broca de Ø 6 mm e para o furo cego uma broca de Ø 10 mm.

4) Colunas:

Para a confecção das colunas foi utilizada como matéria-prima base uma barra de aço ABNT 1020 (Ø 25,4 X 850 mm). Para o corte das barras na medida final aproximada foi utilizada uma serra de fita da marca FRANHO, modelo SF-250, cuja lâmina da fita é de aço rápido (3500 X 25 X 0,9 mm) e possui 8 dentes por polegada e a velocidade de corte utilizada foi 3,5 mm/min. Em seguida, foi feito o faceamento nas laterais, para isto o torno mecânico, da marca ROMI, foi utilizado. A ferramenta de corte utilizada neste processo é feita de aço rápido. O pré-furo para a rosca foi feito com uma broca de 5,2 mm no torno também. Depois com o conjunto de machos correspondentes (M 6 X 0,75 mm) o furo foi rosqueado.

5) Suporte:

Para a confecção do suporte foi utilizada como matéria-prima base uma chapa circular de aço ABNT 1040 (Ø 260 X 22 mm). O chapa foi, então,

posicionada no torno ROMI, modelo S-30, para que a camada externa de óxido fosse retirada, para isto foi utilizada uma ferramenta de corte externa com pastilha cerâmica. Com esta mesma ferramenta foi feito o faceamento dos dois lados da chapa. Os furos foram feitos na fresadora, utilizando-se a placa divisora, foram utilizados o compasso e um punção para marcar os centros dos furos. Com uma broca de centro $\varnothing 8$ mm / $\varnothing 3$ mm foram feitos os furos iniciais, para o furo passante utilizou-se uma broca de $\varnothing 6$ mm e para o furo cego uma broca de $\varnothing 10$ mm.

III.5. INSTRUMENTAÇÃO

O ferramental construído para fins acadêmicos prevê o fácil posicionamento de sensores de pressão e deslocamento e apresenta boa rigidez. O dispositivo será inicialmente regulado para ensaios com corpos de prova de alumínio, pois a pressão necessária é menor e o deslocamento do pólo também.

Prensa:

A fixação da chapa é feita através de uma prensa ligada ao suporte, esta está disponível na oficina da EPUSP, vide Fig. 33. A prensa hidráulica da marca Máquinas Piratininga tem capacidade de 300KN, o que é suficiente para a força de fechamento necessária durante o ensaio (aproximadamente 6 KN de acordo com a Tab. 9).



Figura 33 – Prensa Hidráulica: Capacidade 300KN (laboratório EPUSP)

Bomba hidráulica:

A bomba hidráulica será escolhida com base na pressão necessária para a deformação das chapas. Existem dados, na literatura, de ensaios realizados através do mesmo procedimento, estes servirão como base para o dimensionamento da pressão mínima necessária.

Em um trabalho recente realizado no Politécnico di Milano, ensaios foram realizados utilizando chapas de aço S355MC, cuja tensão e escoamento é 355MPa e a tensão de ruptura entre 430 e 550 MPa, de 2mm de espessura. Trata-se de um aço de alta resistência com baixo teor de inclusões.^[37]

A parte experimental do trabalho consistia na realização de ensaios de conformação hidrostática, com uma matriz circular e com uma matriz elíptica. Os resultados dos ensaios são apresentados na Tab. 9.^[37]

Tabela 9 – Dados e ensaios dos experimentos^[37]

Espessura (mm)	Tipo de Matriz	Dimensões do furo (mm)	Dimensões da chapa (mm)	Força de fechamento (kN)	Pressão de ruptura (bar)
2	Circular	Ø 200	400X400	4.257	156
2	Elíptica	200X70	300X300	5.473	290

Portanto pode-se constatar que a pressão necessária para deformação de chapas de aço está em torno em 300 bar (portanto a pressão necessária para deformar o alumínio é menor).

De acordo com estes resultados, a bomba escolhida deverá fornecer em torno de 300 bar. O fabricante escolhido foi a Kärcher, e de acordo com o catálogo a bomba escolhida foi a bomba hidráulica da Kärcher modelo HD 2/150. As características da bomba são apresentadas na Tab. 10.^[38]

Tabela 10 – Características da Bomba HD 2/150 da Kärcher^[38]

Frequência (Hz)	Voltagem (V)	Vazão de água (l/h)	Pressão (bar/MPa)	Peso (kg)	Dimensões (LxWxH) (mm)
50	400	120	1500/150	85	710x676x817

Entretanto esta bomba não está disponível no mercado nacional, o que leva a uma segunda opção da Kärcher, a bomba “HD 10/25 MAXI – A maior pressão do segmento”, as características desta são apresentadas na Tab. 11.^[38]

Tabela 11 – Características da Bomba HD 10/25 da Kärcher^[38]

Frequência (Hz)	Voltagem (V)	Vazão de água (l/h)	Pressão (bar/MPa)	Peso (kg)	Dimensões (LxWxH) (mm)
60	220	1000	250/25	95	1200x800x900

O orçamento desta bomba foi feito Revenda Autorizada Kärcher – Multicoisas e o preço desta é R\$ 7.600,00. Entretanto esta bomba não é a mais adequada para os ensaios, pois a pressão é muito baixa (250 bar) e isso limitaria muito o escopo do projeto, limitando os ensaios somente a chapas de alumínio.

Sinais monitorados durante o ensaio:

Durante os ensaios três sinais devem ser monitorados para a determinação da influência de cada um destes no processo :

1. Pressão interna
2. Deslocamento do pólo da chapa
3. Temperatura (este parâmetro não é indispensável e, portanto, não será abordado neste projeto)

Para medir a pressão interna, um transdutor de pressão será utilizado, este deverá responder a algumas restrições. A pressão de ruptura para chapas de alumínio de 2mm de espessura é não ultrapassará 300 bar de acordo com a Tab. 9.^[37]

Para medir o deslocamento, um transdutor de deslocamento também será necessário, segundo o autor de [39] a altura máxima atingida pelo pólo de um corpo de prova de alumínio de 2mm de espessura está em torno de 40mm, ou seja, o sensor deverá ter um curso de 40mm aproximadamente.

Sensor de deslocamento:

O sensor de deslocamento do fabricante HBM que responde a estas exigências é apresentado na Fig. 34.^[40]

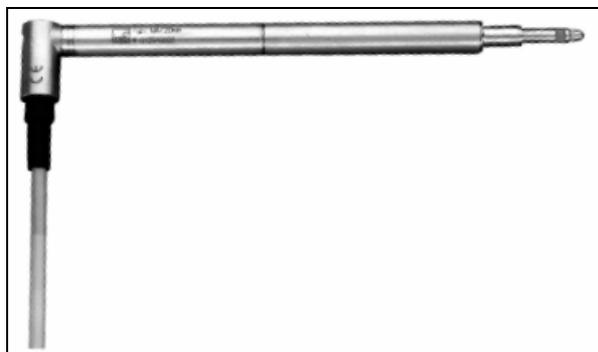


Figura 34 – Transdutor indutivo de deslocamento - WA (HBM do Brasil)

O transdutor de deslocamento WA tem curso de 50mm, o que é suficiente de acordo com [39]. O orçamento deste foi feito pela HBM do Brasil, vide Fig. 35.^[40]

Item	Produto	Qtde	Preço Unitário	Preço Total
1.1	1-WA/50MM-T Transdutor de Deslocamento, 50mm IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 2.319,55	R\$ 2.319,55
1.2	D-15D/MONT Conector DB15 montado no cabo, para conexão ao Sistema SPIDER8 IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 150,34	R\$ 150,34

Figura 35 – Orçamento do transdutor de deslocamento de curso 50mm (HBM do Brasil)

Sensor de pressão:

Para a obtenção da pressão durante o ensaio foi escolhido o transdutor de pressão absoluta P8AP de 500 bar, este é apresentado na Fig. 36. ^[40]



Figura 36 – Transdutor de pressão absoluta – P8AP (HBM do Brasil)

Para as chapas de alumínio as pressões máximas são inferiores a 300 bar, portanto o sensor está adequado às necessidades do projeto. O orçamento também foi feito pela HBM do Brasil e é apresentado na Fig. 37.

Item	Produto	Qtde	Preço Unitário	Preço Total
2.1	1-P8AP/500B-001 Transdutor de Pressão, 500bar IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 1.073,86	R\$ 1.073,86
2.2	D-15D/MONT Conector DB15 montado no cabo, para conexão ao Sistema SPIDER8 IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 150,34	R\$ 150,34

Figura 37 – Orçamento do transdutor de pressão absoluta de 500bar (HBM do Brasil)

Estes sensores de deslocamento e de pressão são adequados às necessidades do projeto, entretanto devido à limitação de verbas estes não serão necessariamente os sensores utilizados no dispositivo, pois existe a possibilidade de reutilização de sensores que já foram usados em outros trabalhos sobre hidroconformação do mesmo grupo de pesquisa.

Sistema de aquisição:

Um sistema de aquisição é importante para podermos controlar o processo e registrar as curvas de pressão e deslocamento.

A primeira alternativa consiste em um sistema de aquisição com sensores HBM (descritos acima).

O sistema universal de medição de dados simultâneo, SPIDER 8, possui oito canais de alta taxa de amostragem com uma resolução de 16 bits. Utilizando este sistema a pressão e o deslocamento podem ser monitorados simultaneamente durante o ensaio. O software de aquisição CatmanEasy permite o tratamento dos dados e o traçado de gráficos.^[41]

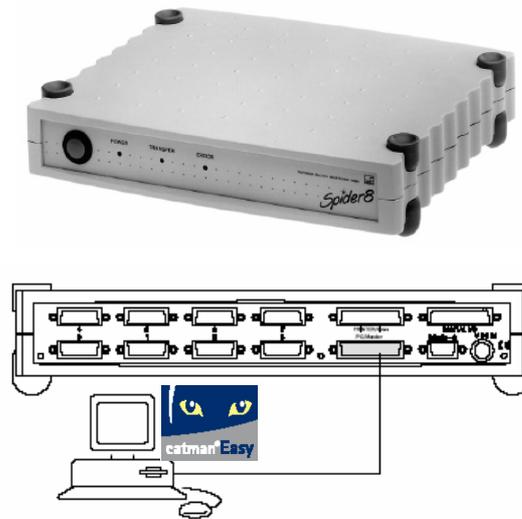


Figura 38 – Esquema da instalação do sistema de aquisição SPIDER 8

Entretanto este sistema apresenta uma inconveniência, pois o fato de existir contato entre o sensor e a chapa pode gerar instabilidades e influências na medição, principalmente em chapas de baixa espessura. Para solucionar este problema uma alternativa seria utilizar um sensor de não contato (ultra-som e laser).^[41]

O orçamento deste sistema foi feito pela HBM do Brasil Ltda.

Item	Produto	Qtde	Preço Unitário	Preço Total
1	1-SPIDER8 Sistema de Medição com 4 canais para Strain Gage, Transdutores à base de Strain Gage, Transdutores Indutivos ou Potenciométricos, ou sinais de tensão $\pm 10V$ DC (expansível até 8 canais) IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 14.437,50	R\$ 14.437,50
Opcional				
2	1-CATMAN-EASY Software para análise e processamento de dados. IPI: 5% (não incluso), ICMS: 12% (incluso)	1	R\$ 2.056,25	R\$ 2.056,25

Figura 39 – Orçamento do sistema de aquisição SPIDER 8 e do software CatmanEasy (HBM do Brasil)

Alternativas – análise óptica de deformações 3D:

Uma outra proposta é a utilização do sistema de análise óptica de deformações 3D : ARAMIS do fabricante GOM. Este sistema utiliza duas (ou três) câmeras posicionadas de tal forma a captar a imagem de deslocamento das chapas. O software ARAMIS se encarrega de gerar a imagem e as curvas de

deslocamento/deformação. Este software é baseado no método do teste de Nakazima, que usa um método de medida de grade. Em geral uma grade circular é gravada eletroquimicamente na superfície da chapa e é medida após a conformação. Este método envolve alto processamento (e, portanto, tempos de aquisição altos) e gera baixa resolução local. Portanto, um sistema de medição óptico foi desenvolvido, sendo que este sistema gera resultados bastante rapidamente e com pressão significativamente maior na determinação dos Diagramas Limite de Conformação. Ao invés do processo de gravação, pode ser utilizado um método estocástico com spray, que é pulverizado sobre a superfície. Através do acompanhamento e cada pixel (criado pelo spray ou pelos pontos na marcação a laser ou eletrolítica) em dois níveis de deformação diferentes, este método é capaz de determinar os campos de deslocamento da superfície da chapa. [42]

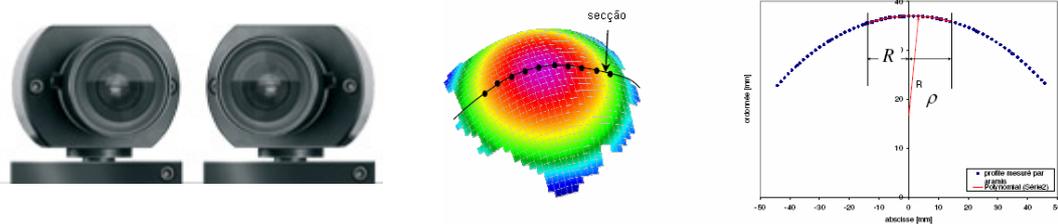


Figura 40 – Câmeras e software do sistema ARAMIS (GOM Optical Measurements Techniques)

ARAMIS foi mencionado previamente neste trabalho e foi utilizado no dispositivo construído no CEMEF [8]. Este sistema não apresenta a inconveniência do contato entre sensores e o corpo de prova, pois utiliza câmeras para a aquisição das imagens, entretanto o custo é muito elevado em torno de US\$ 60.000,00, o que limita sua aplicação.

Outra alternativa do mesmo fabricante é o sistema ARGUS que mede mudanças de forma em chapas metálicas, tubos ou em qualquer outro componente manufaturado através de um processo de deformação de alta pressão. O procedimento de medição é parecido com o procedimento do ARAMIS (câmeras CCD de alta resolução), entretanto os resultados obtidos através do ARGUS são mais adaptados às necessidades deste projeto, pois podemos obter a topologia, tensões menores e maiores, diminuição da espessura do corpo de prova bem como

Diagramas Limite de Conformação. O preço deste sistema é aproximadamente o mesmo que o do sistema ARAMIS. ^[42]

III.6. PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL DETALHADO

Uma vez com o todo o ferramental pronto (dispositivo construído, sensores e sistema de aquisição instalados), para a realização dos ensaios traçou-se o seguinte plano para verificação da funcionalidade e a posterior obtenção dos dados referentes ao processo de conformação de chapas metálicas.

Conexões e preparação

1. Verificar a adequação das conexões usinadas com as conexões da bomba.
2. Colocar corpo de prova dentro da matriz (circular ou elíptica).
3. Fechar o dispositivo para garantir vedação.
4. Engatar a mangueira da bomba na conexão.

Verificação e ajustes iniciais

1. Com a pressão bem baixa verificar se a vedação é eficiente (se não há vazamento de fluido).
2. Posicionar sensores (pressão e deslocamento) no centro da chapa para medir deformação máxima.
3. Preparar cronômetro.

Ensaio

1. Aumentar a pressão, verificando a deformação em função da pressão interna, tendo cuidado de identificar a pressão que provoca ruptura da chapa.
2. Verificar o tempo decorrido até a ruptura.
3. Abrir a matriz.

4. Retirar anéis de vedação.
5. Retirar o corpo de prova sem danificá-lo.
6. Esvaziar o dispositivo.

Tomada de dados

1. Mapear chapa para verificar altura do abaulamento em diferentes posições.
2. Cortar chapa para medir variações de espessura.
3. Verificar que as medidas efetuadas após o ensaio correspondem às medidas dos sensores, recuperadas através do sistema de aquisição.

IV. RESULTADOS

O projeto e a confecção do dispositivo foram concluídos e os resultados são apresentados nesta seção do relatório (desenhos e fotos do dispositivo de conformação hidrostática). Os desenhos de detalhe de cada peça, o desenho de conjunto e o esquema do sistema hidráulico são apresentados na seção ANEXOS.

A Fig. 41 ilustra o dispositivo e ao lado os conjuntos de anéis (matriz + prensa-chapas) que podem ser utilizados para mudar as condições dos ensaios. Entretanto somente dois conjuntos de anéis foram construídos até este presente momento, o par circular e um par elíptico, isto se deve ao fato de que, por enquanto, não são necessários todos os pares de anéis para que o funcionamento do dispositivo seja concretizado, uma vez que há restrição de verbas para aquisição de materiais e que a confecção do par de anéis elípticos é um pouco mais complexa que a dos outros componentes do dispositivo, pois o quebra-rugas elíptico demanda uma ferramenta de corte específica e esta precisa ser construída para que a confecção deste par de anéis seja finalizada.

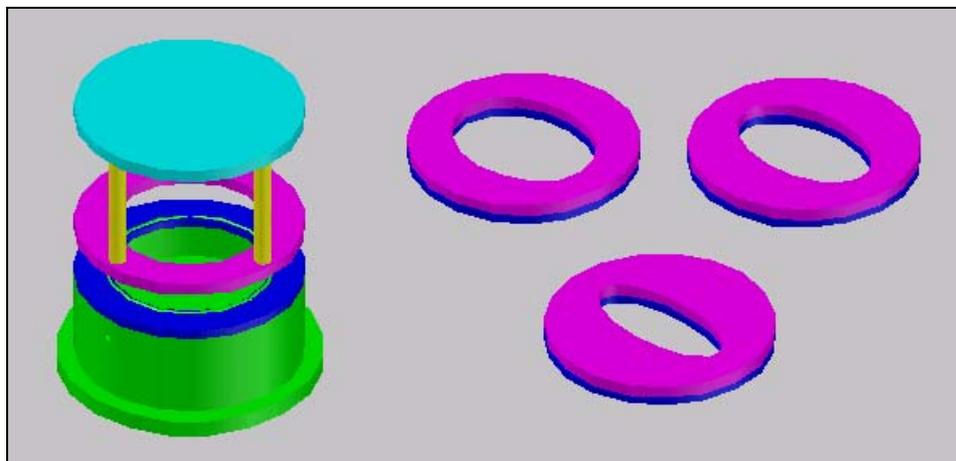


Figura 41 – Desenho em Autocad 3D do ferramental projetado para ensaio de conformação hidrostática

A seguir são apresentadas algumas fotos do dispositivo construído nos laboratórios da EPUSP.



Figura 42 – Dispositivo Pronto



Figura 43 – Base e matriz cilíndrica



Figura 44 – Prensa-chapas, colunas e suporte (parte superior do dispositivo)

Os aparelhos de medição, o sistema de aquisição de dados e a bomba hidráulica não foram adquiridos e, portanto não estão instalados. Entretanto diversas alternativas na seção III.5 foram propostas e merecem atenção especial em estudos futuros.

V. DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Ao longo deste trabalho foi dado maior enfoque à confecção e adequação do ferramental para realização dos experimentos. Alguns comentários relevantes sobre estes pontos são explicitados nesta seção.

Na seção III.3, a espessura do anel superior que será o prensa-chapas calculada foi 13,6 mm, contudo este valor não foi adotado como pode ser observado nos desenhos dos anéis, o valor adotado foi 15 mm, este fato se deve a dois fatores principais: o tamanho do furo para alocar o parafuso NBR 10112 ou DIN 912 M6 X 0,75 e um fator de segurança adotado. Para o cálculo da força no prensa-chapas foram consideradas chapas a serem prensadas de diversos tipos de materiais, onde o dimensionamento baseou-se na pior condição, ou seja, nas chapas de aço mais resistentes, dentre os aços mais comuns.

Outro tópico importante a ser discutido é o fato de este dispositivo trabalhar com fluidos e estes podem vazar durante os ensaios. Para isto foi desenvolvida uma alternativa que seria fazer um rasgo circular na base, na parte superior, que pudesse alocar um anel de borracha de vedação facial tipo O-ring, que seria posicionado entre a base e o anel-base, desta maneira estaria sendo garantido o não vazamento de fluido durante o funcionamento do dispositivo.

Em relação aos corpos de prova, estes não foram confeccionados, entretanto a confecção destes não é muito complexa, tendo apenas algumas restrições:

- Chapas metálicas de até 2 mm de espessura.
- O material a ser ensaiado deve estar de acordo com a pressão máxima do sistema hidráulico, para garantir que este possa se deformar até sua ruptura, como foi visto na seção III.5, a pressão máxima das bombas disponíveis no mercado nacional não é suficiente para deformar qualquer tipo de material metálico, portanto deve-se pensar em alternativas para o aumento desta pressão ou utilizar somente materiais mais facilmente deformáveis como o alumínio, por exemplo, entretanto esta alternativa limitaria muito o escopo dos ensaios. Recomenda-se, portanto a adaptação das bombas usando sistemas de aumento de pressão.

VI. CONCLUSÕES

O projeto do dispositivo como um todo obteve êxito uma vez que permitiu a fabricação do ferramental de pequena escala para estudos universitários do processo de conformação hidrostática, sem grandes divergências em relação aos desenhos iniciais, visto que não há grandes alterações geométricas entre os desenhos de projeto e os desenhos “as built”.

Os anéis semi-elípticos intermediários não foram construídos devido à insuficiência de verbas para aquisição de matéria prima.

A fabricação do dispositivo foi simples, excetuando-se a confecção do quebra-rugas elíptico. Apesar desta não apresentar dificuldades quanto ao projeto, demandou muito tempo na fabricação devido à necessidade de ferramentas não disponíveis e à necessidade do aprendizado de técnicas de usinagem.

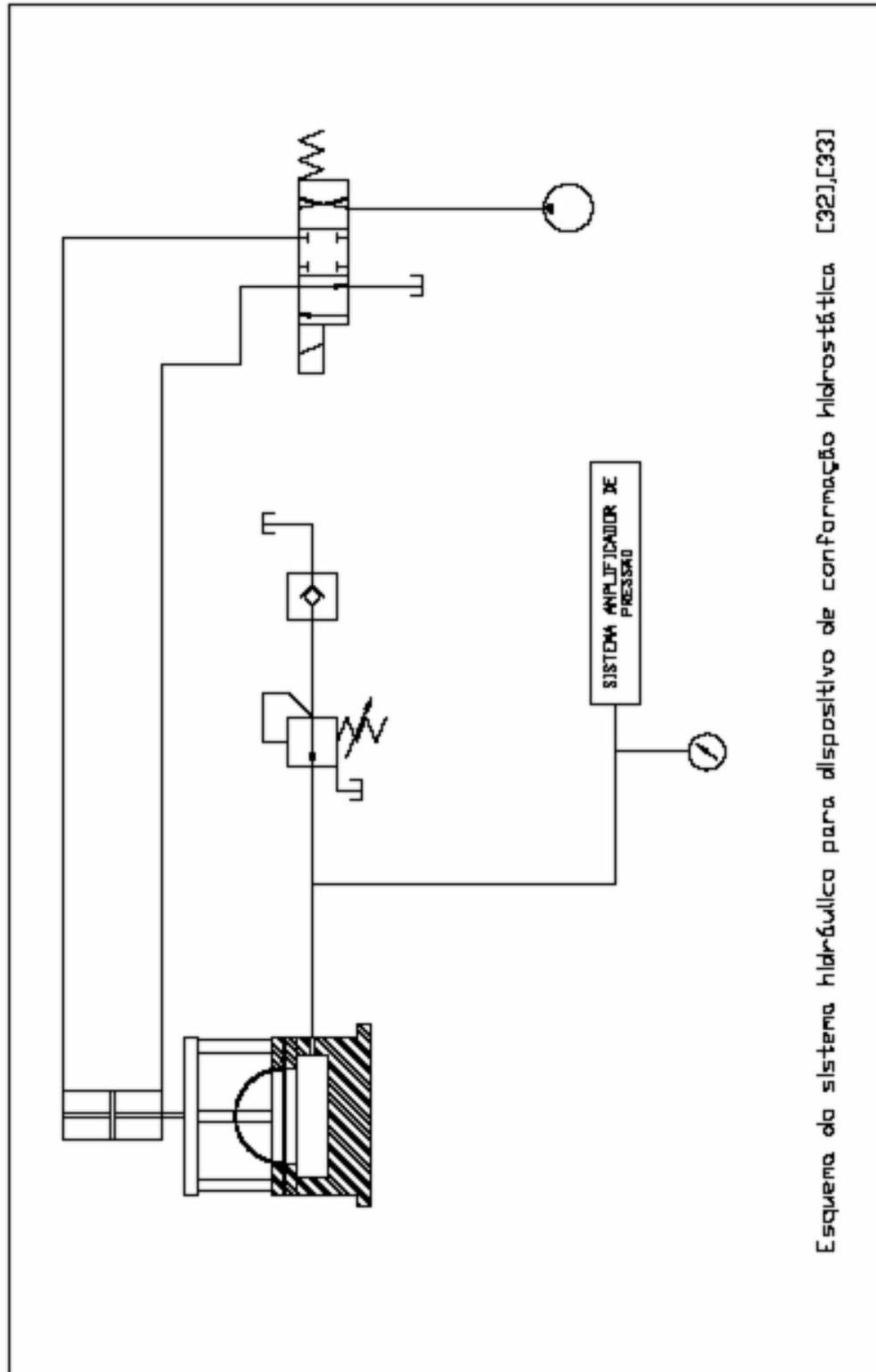
A instrumentação do dispositivo também foi iniciada e diversas alternativas foram propostas para os diferentes aparelhos de medição, bomba e etc. Devido a restrições de verba, a compra destes ainda não foi efetuada e alternativas de reutilização de equipamentos estão sendo estudadas.

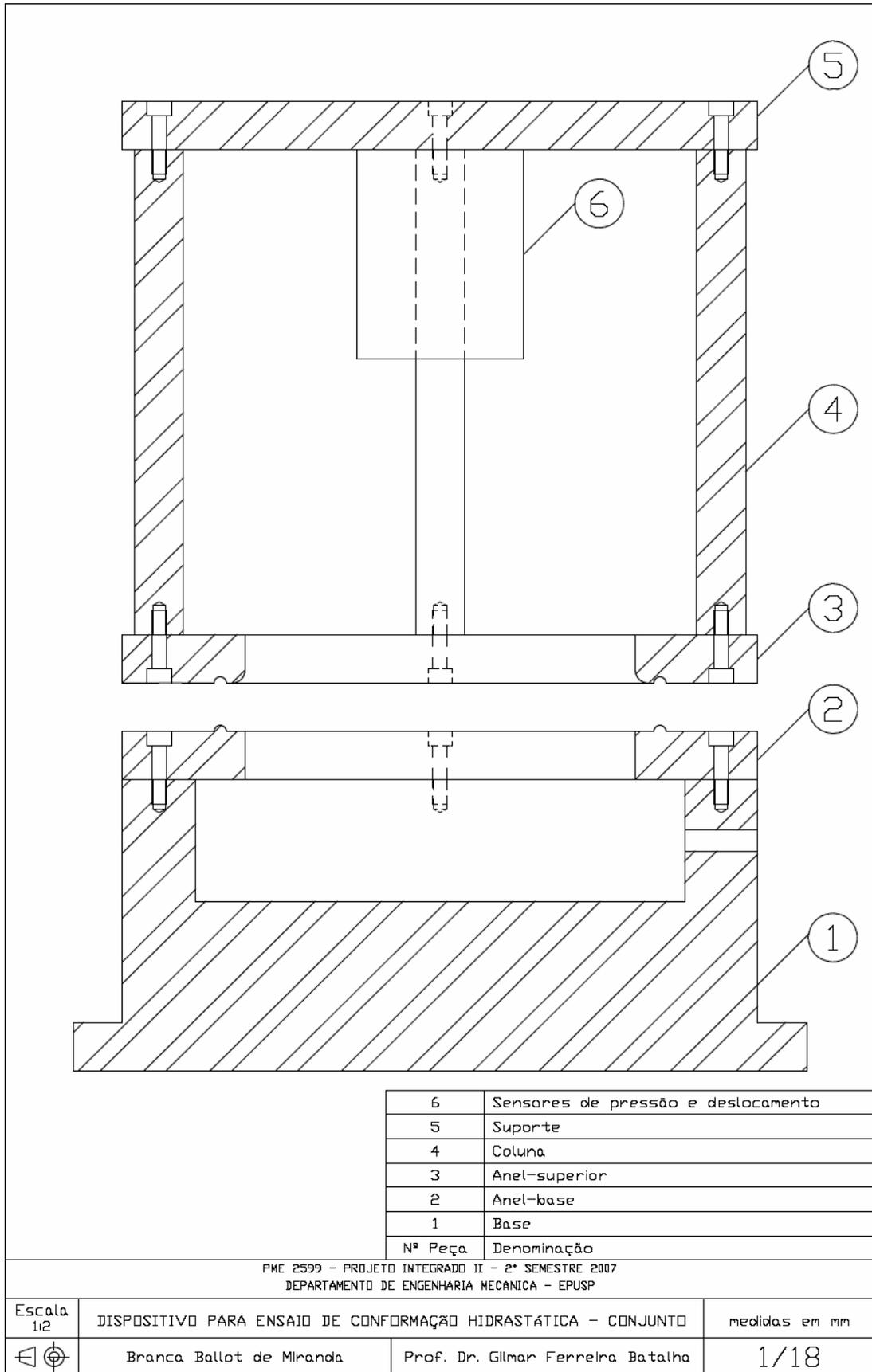
De um modo geral pode-se afirmar que os objetivos foram todos alcançados destacando aqui o projeto, a fabricação e a instrumentação necessária para o dispositivo poder funcionar corretamente.

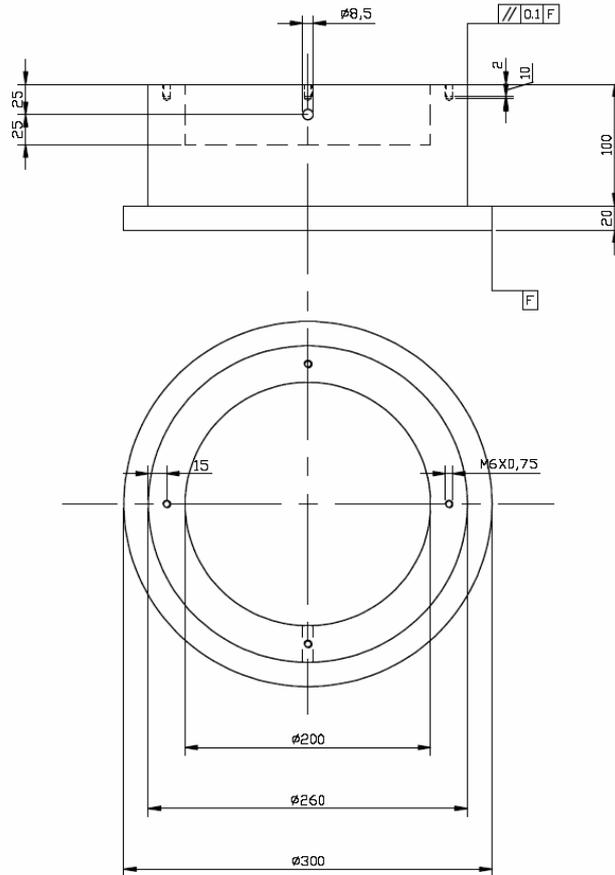
O estudo como um todo se mostrou muito promissor e também de grande utilidade e importância para a formação da aluna. Como pontos fortes de pesquisa pode-se também citar o estudo aprofundado sobre as leis que regem o comportamento dos materiais, o dimensionamento de peças para o dispositivo, as técnicas de usinagem, bem como sobre planejamento experimental.

O dispositivo concebido ficará à disposição da EPUSP para a realização de ensaios de expansão hidrostática. Estando prevista a continuação deste em forma de Iniciação Científica, Trabalho de Formatura, Mestrado e Doutorado com apoio do projeto CAPES-COFECUB 530/06.

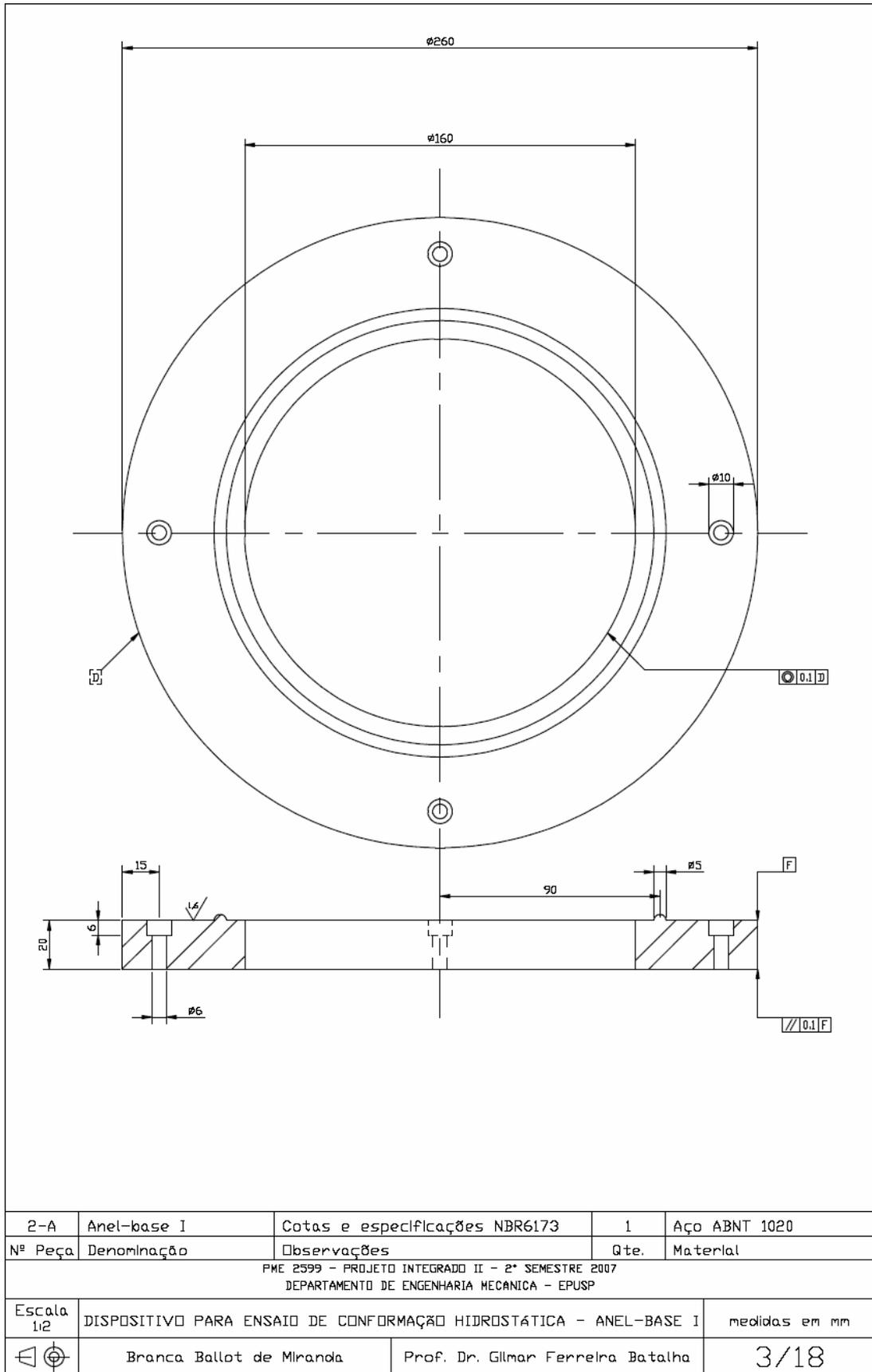
ANEXOS

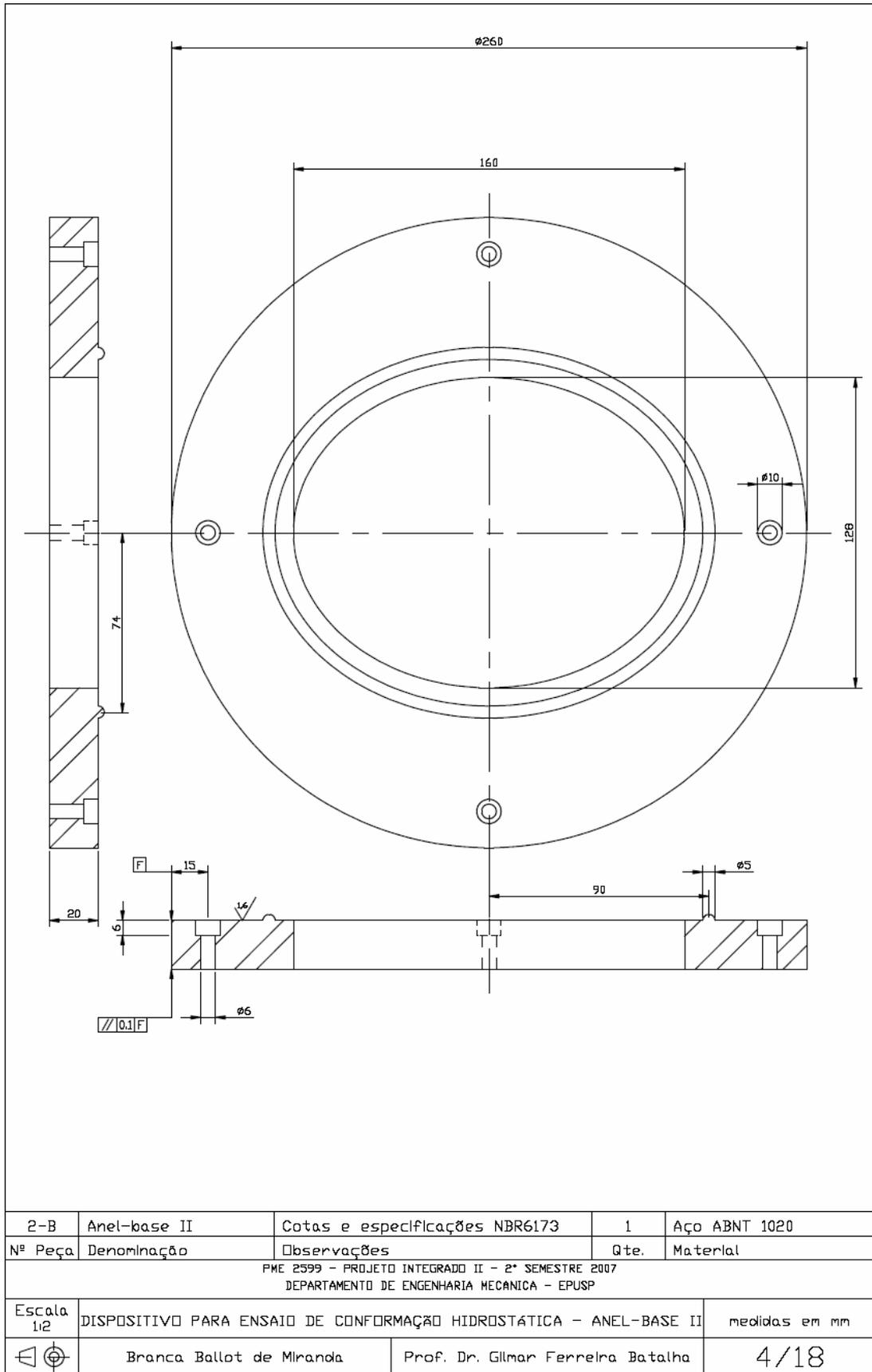


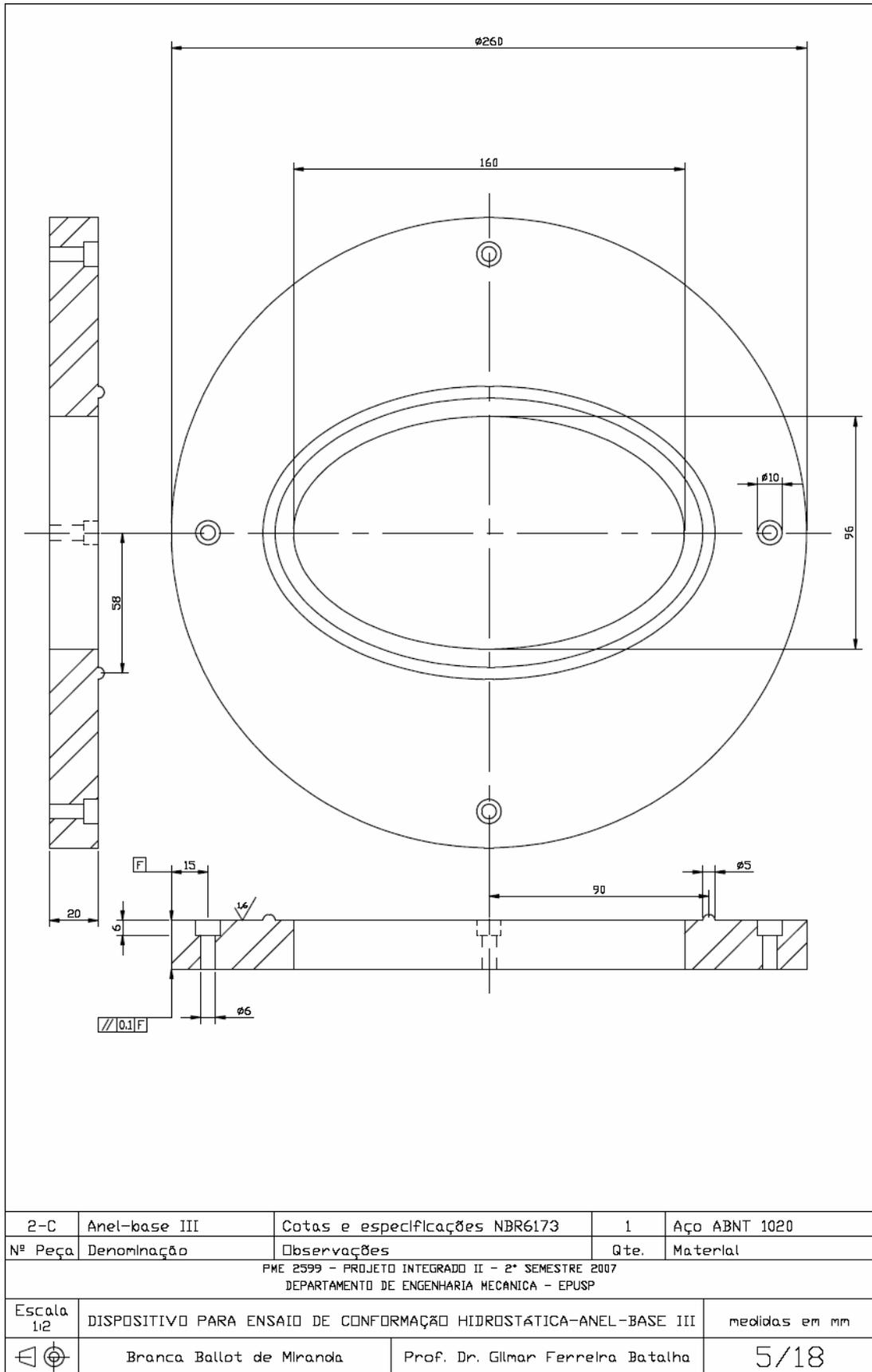


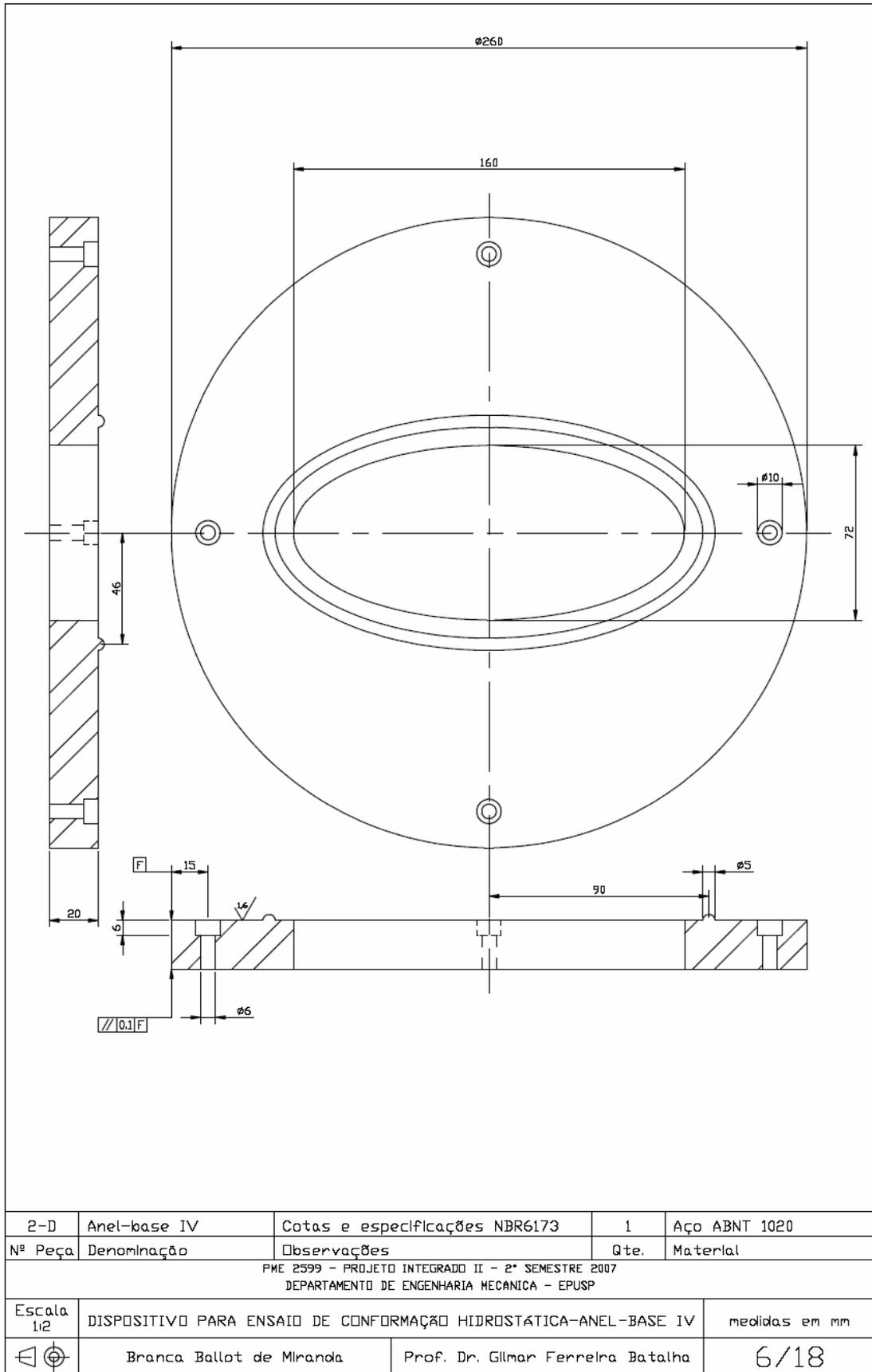


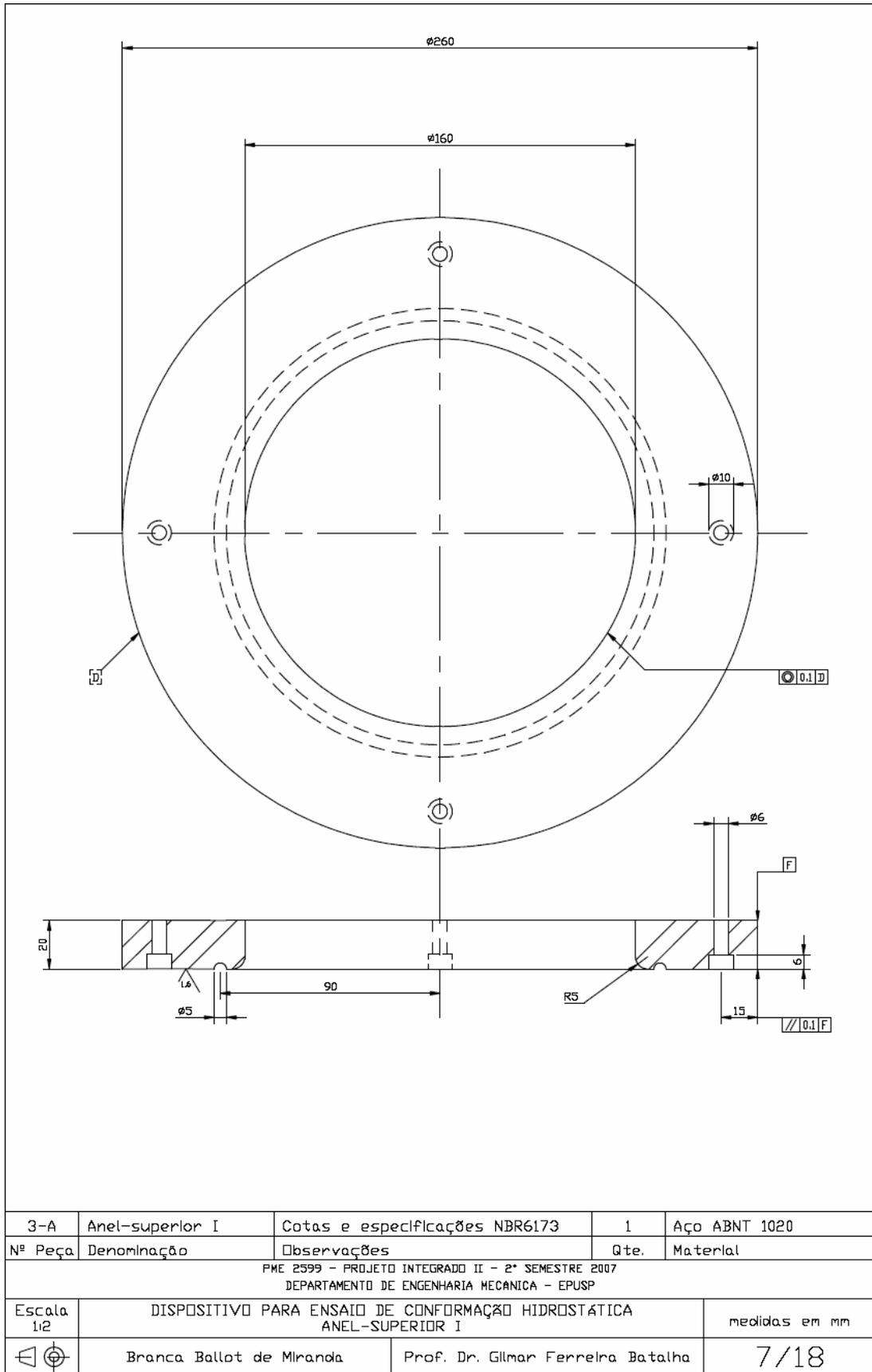
	Base	1	Aço ABNT 1020
Nº Peça	Denominação	Qte.	Material
PME 2599 - PROJETO INTEGRADO II - 2º SEMESTRE 2007 DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECÂNICA - EPUSP			
Escala 1:5	DISPOSITIVO PARA ENSAIO DE CONFORMAÇÃO HIDROSTÁTICA - BASE		medidas em mm
	Branca Ballot de Miranda	Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha	2/18

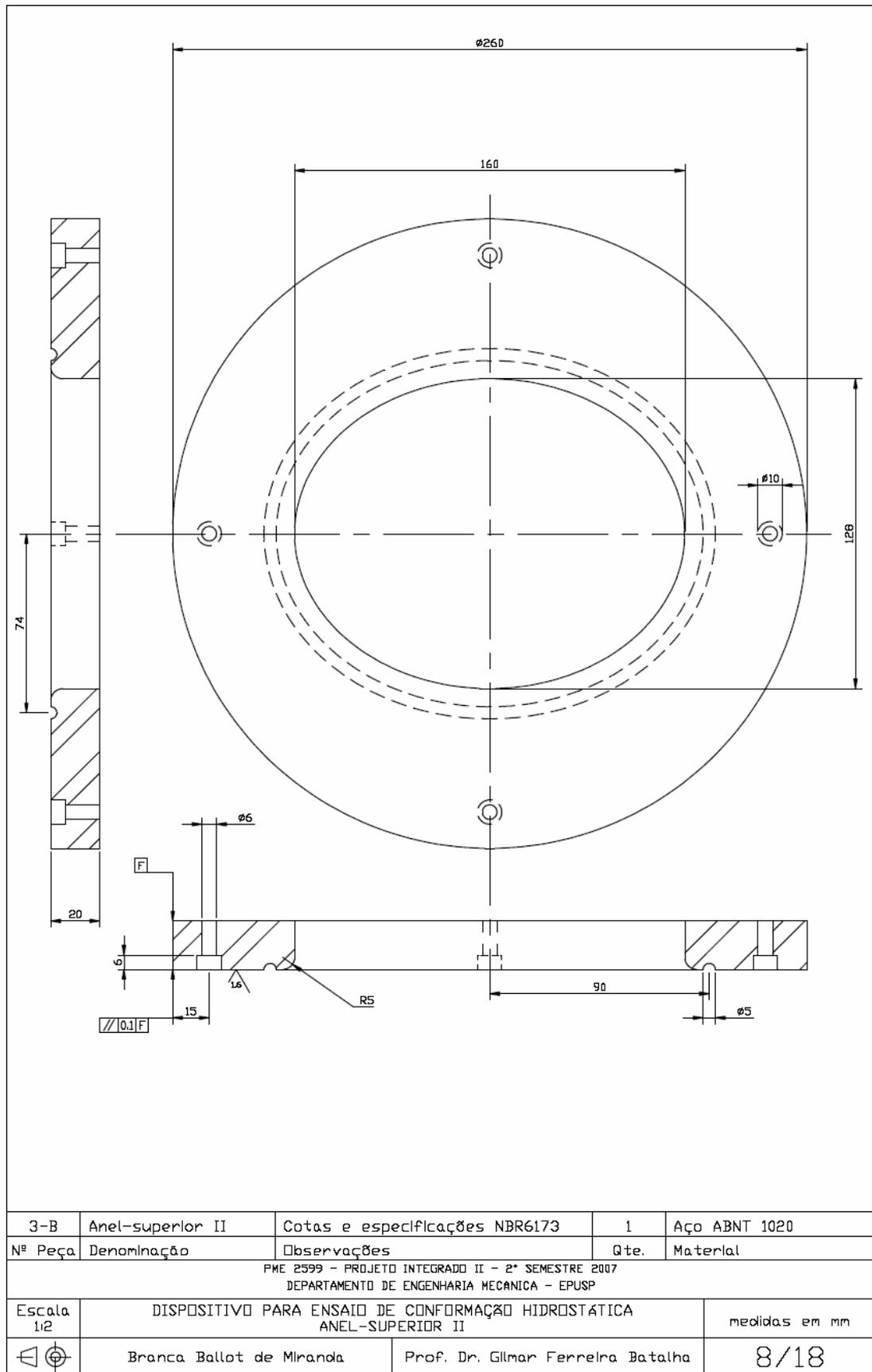


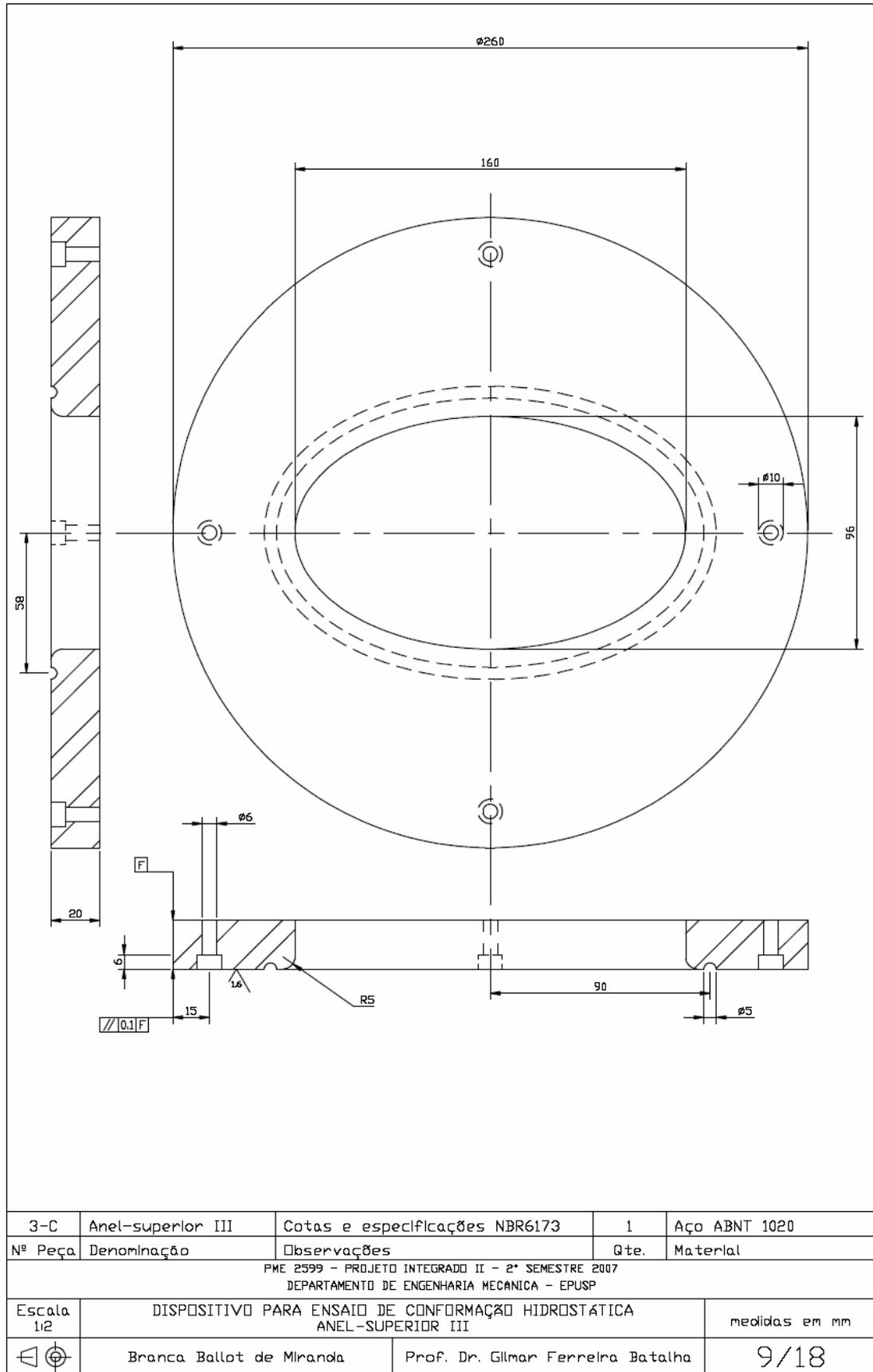


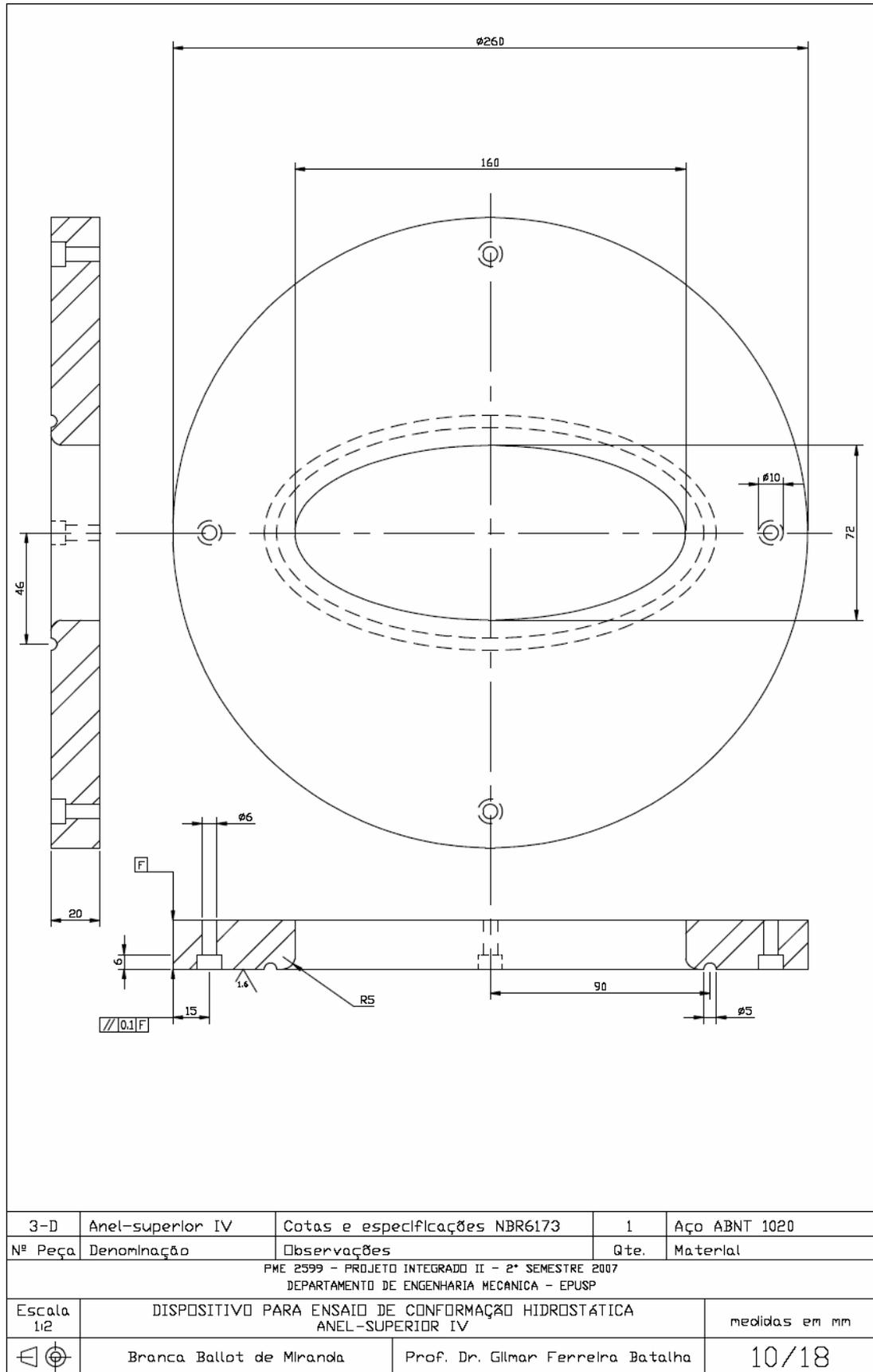


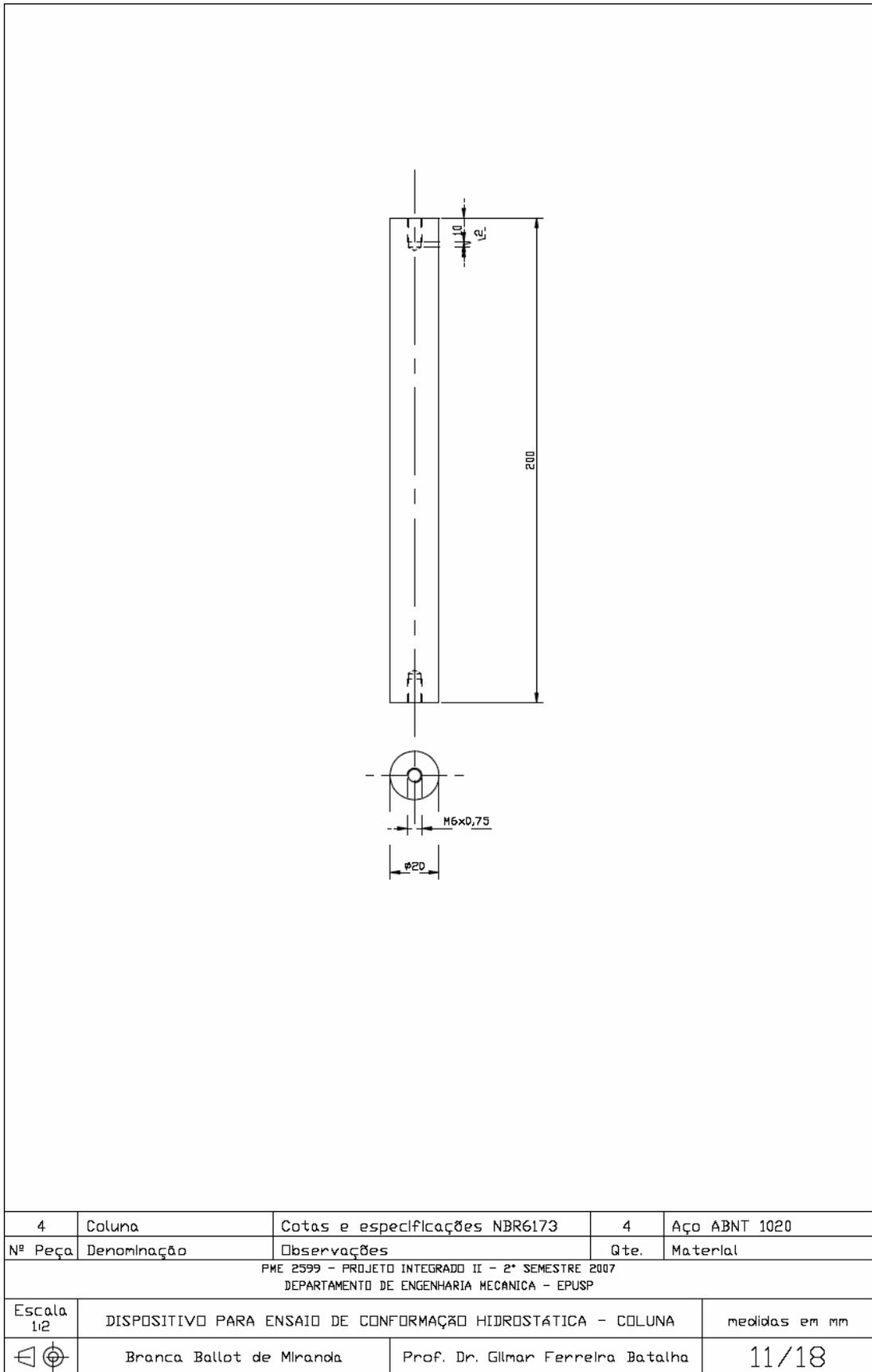


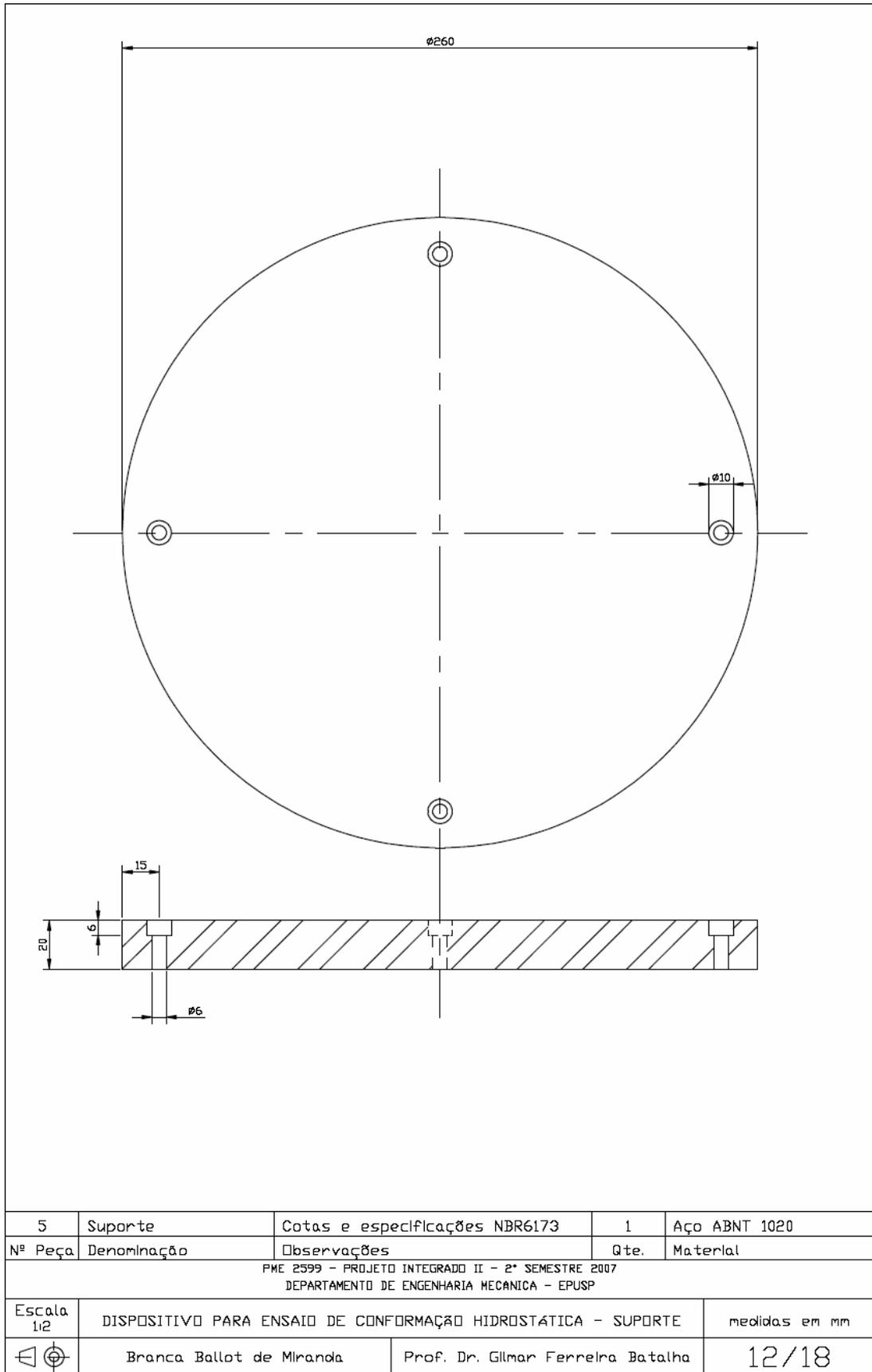


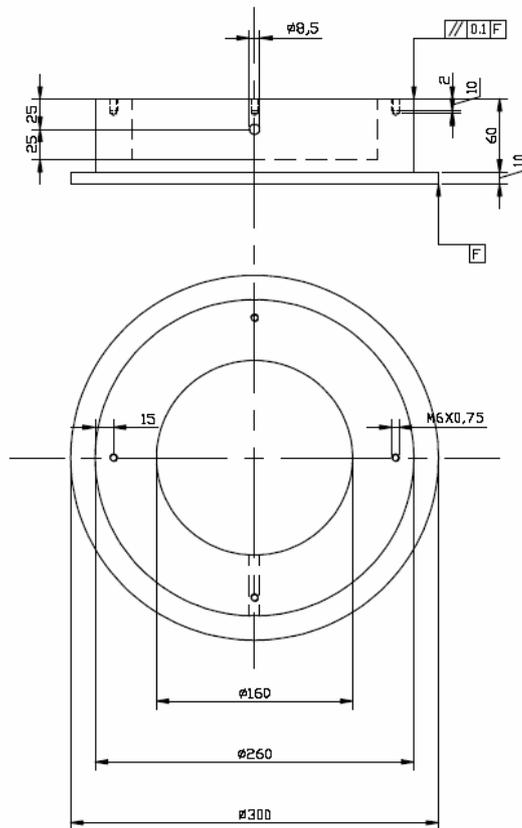




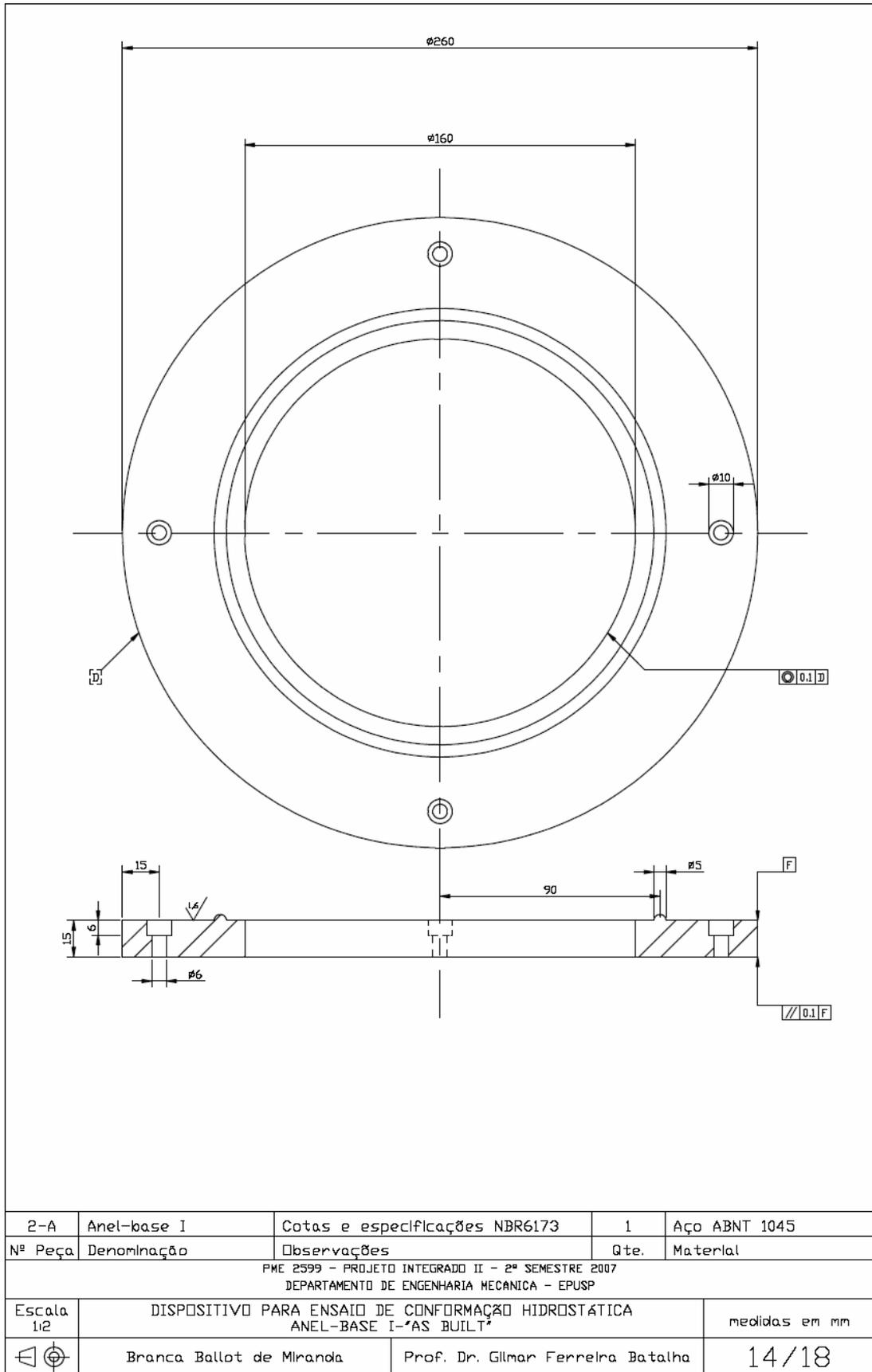


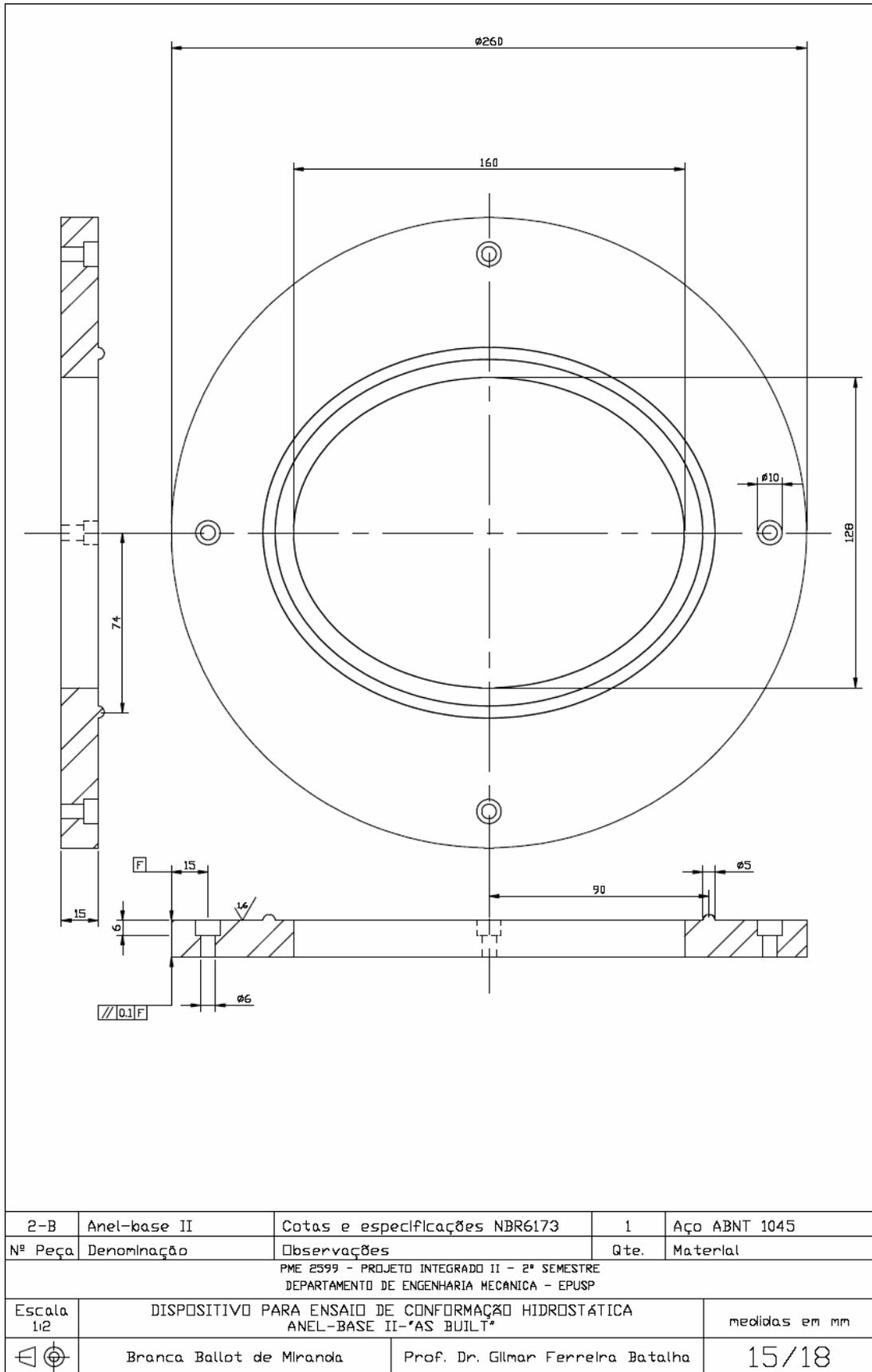


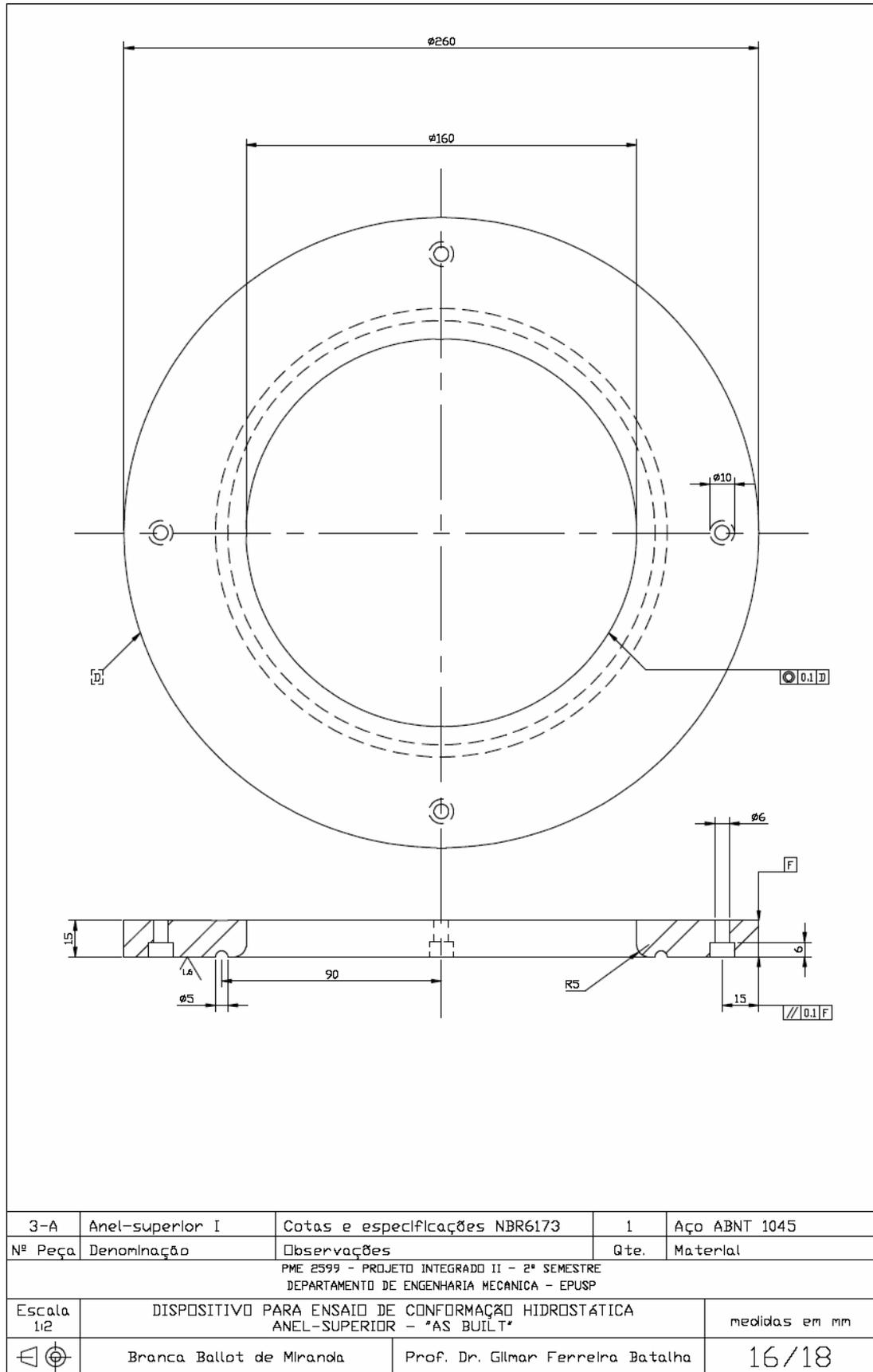


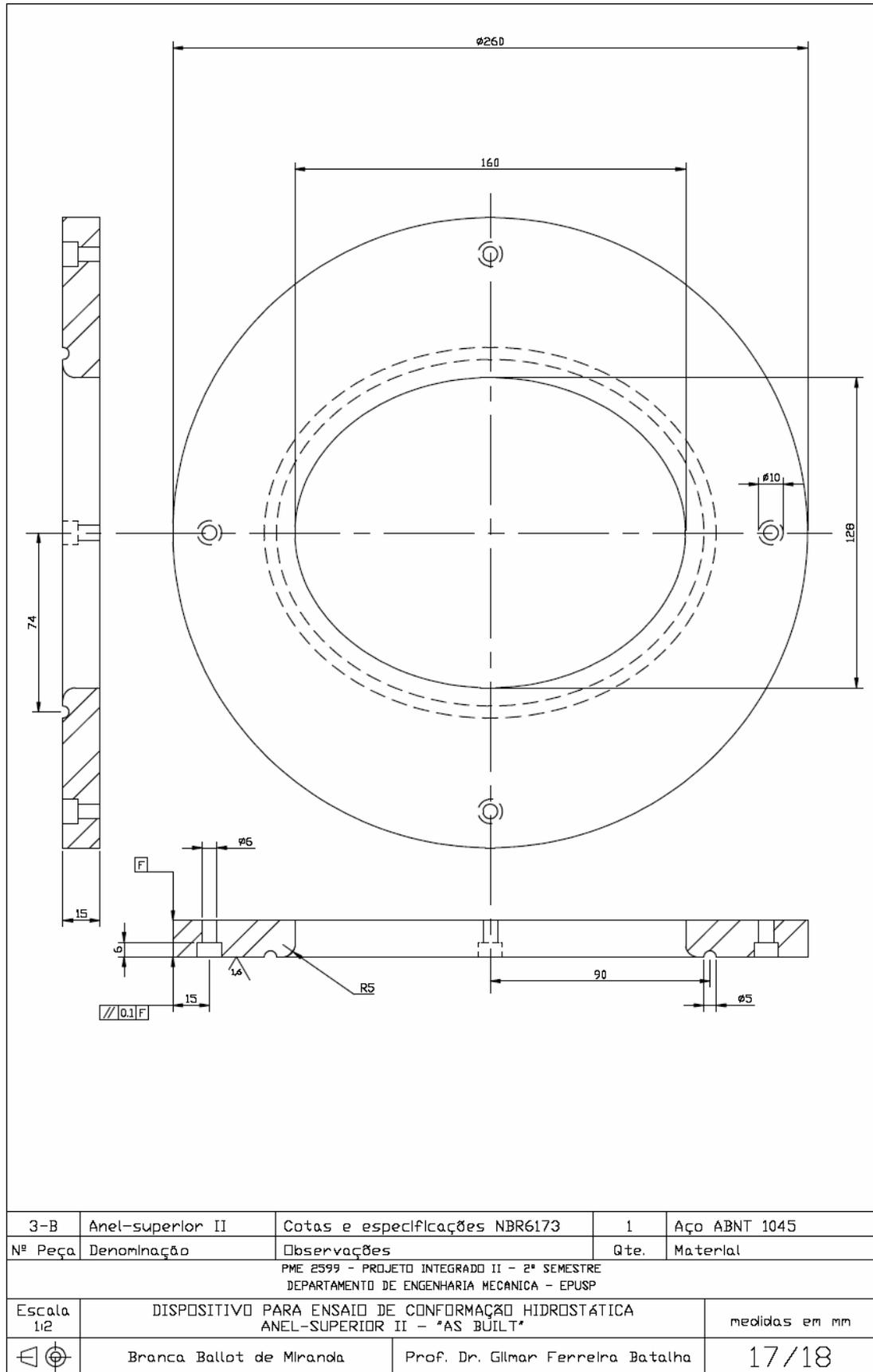


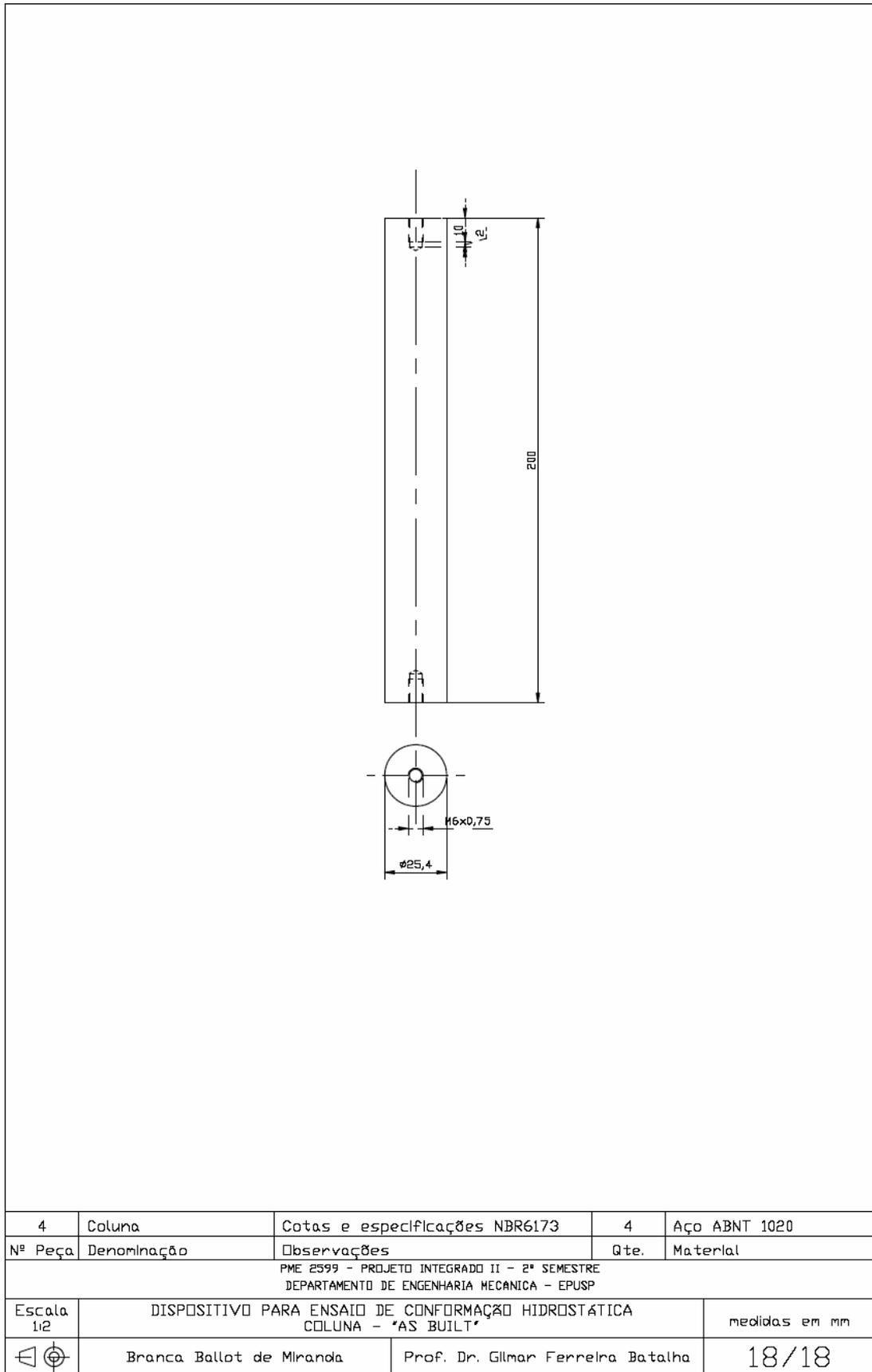
1	Base	Cotas e especificações NBR6173	1	Aço ABNT 1045
Nº Peça	Denominação	Observações	Qte.	Material
PME 2599 - PROJETO INTEGRADO II - 2º SEMESTRE DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA MECANICA - EPUSP				
Escala 1:5	DISPOSITIVO PARA ENSAIO DE CONFORMAÇÃO HIDROSTÁTICA BASE - 'AS BUILT'			medidas em mm
	Branca Ballot de Miranda	Prof. Dr. Gilmar Ferrelra Batalha	13/18	











REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. EASTERBROOK, K. & GRIEVE, J., **A device for rapid determination of equivalent stress-equivalent strain curve for sheet metals under balanced biaxial stress conditions**, Journal of Mechanical Working Technology. Inglaterra: Elsevier Science Publishers, 11, 1985, p. 229 – 236.
2. GELIN, J. C. & LABERGERE, C., **Modeling, optimization and optimal control for hydroforming process**, Proceedings of the 4th International ESAFORM Conference on Material Forming, V. 1, 2001, p. 377 – 380.
3. LUNDQVIST, J., **Numerical simulation of tube hydroforming, adaptative loading paths**, Tese de doutorado, Lulea University of Technology, Lulea, Suécia, 2004.
4. SIEGERT, K. & HAUSSERMANN, M., **Recent developments in hydroforming technology**, Journal of Material Processing Technology 98 (2), 2000, p. 251 – 258.
5. THIRUVARUDCHELVAN, S. & TRAVIS, F. W., **Hydraulic-pressure-enhanced cup-drawing processes**, Journal of Material Processing Technology 140 (1-3), 2003, p. 117 – 123.
6. KANG, B. S.; SON, B. M. & KIM, J., **A comparative study of stamping and hydroforming processes for automobile fuel tank using FEM**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, 2004, p. 87 – 94.
7. WALIA, S.; GOWLAND, S.; HEMMINGS, J.; BECKETT, M. & WAKELIN, P., **The engineering of a body structure with hydroformed components**, Society of Automotive Engineers, 1999-01-3181.
8. BEN-TAHAR, M., **Contribution à l'étude et la simulation du procédé d'hydroformage**, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, Paris, França, 2005.
9. MARCINIAK, Z. & DUNCAN, J. L., **Mechanics of sheet metal forming**. Grã-Bretanha: Edward Arnold, 1992, p. 1 – 7.
10. RAUCH, E. F., **Plastic anisotropy of sheet metals determined by simple shear tests**, Material science and engineering A241, 1998, p. 179-183.

11. HILL, R., **A theory of plastic bulging of metal diaphragm by lateral pressure**, Phil Mag. 7, 1950, p. 1133 – 1142.
12. WOODTHORPE, J. & PEARCE R., **The anomalous behavior of aluminum sheet under balanced biaxial tension**, International Journal of Mechanical Sciences, V. 20, 1970, p. 5.
13. HILL, R.; STORAKERS, B., **Plasticity and creep of pressurized membranes: a new look at the small-deflection theory**, J. Mech. Phys. Solids 18, 1980, 27 – 48.
14. MANDEL J., **Plasticité classique et viscoplasticité**, International Centre for Mechanical Sciences, courses and lectures N° 97, 1971.
15. HILL P., **Plastic anisotropy and the geometry of the yield surfaces in stress space**, J. Mech. Phys. Solids 48, 2000, p. 1093 – 1106.
16. PIJLMAN, H., **Sheet material characterization by multi-axial experiments**, Tese de Doutorado, University of Twente, Holland, 2001.
17. CONRAD H., **Journal Iron Steel Inst.**, Vol. 198, 1961, p. 364.
18. MITRA, S. K. & DORN, J. E.,(PMT –EPUSP), **Trans. TMS-AIME**, Vol. 227, 1963, p. 1015.
19. GHOSH, A. K., **Strain localization in the diffuse neck in sheet metal**, Metallurgical Transactions, Vol. 5, 1974, p. 1607 – 1616.
20. ALIAGA, C., **Simulation par elements finis en 3D du comportement thermomécanique au cours du traitement thermique d'acier: application à la trempe de pieces forgées ou coulées**, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris-CEMEF.
21. PRIADI, D., **Etude expérimentale et théorique des lois de comportement et de la striction de tôles d'acier pour la simulation de l'emboutissage**, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris, Paris, França. 2007.
22. SEMIATIN, L. & JONAS, J. J., **Formability & workability of metals, plastic instability & flow localization**, American Society for Metals, p. 178.
23. KNOCKAERT, R., **Etude expérimentale et numérique de la localisation de la deformation lors de la mise en forme de produits minces**, Thèse de Doctorat, Ecole des Mines de Paris-CEMEF.

24. MIYAUCHI, K., **Stress strain relationship in simple shear of in-plane deformation for various steel sheets, in Efficiency in Sheet Metal Forming**, Proc. of the 13th biennial congress, 1984, p. 360 – 371.
25. WANG, N. M & SHAMMANY, M. R., **On the plastic bulging of a circular diaphragm by hydrostatic pressure**, J. Mech. Phys. Solids 17, 1969, p. 43 – 59.
26. STORACKERS, B., **Finite plastic deformation of circular membrane under hydrostatic pressure**, Int. J. Mech. Sciences 8, 1983, p. 619 – 628.
27. TAYLOR, B., **Sheet formability testing**, USA: ASM – Metals Handbook, 9th Edition, v. 8, p. 548 – 551/558 – 559.
28. KLEEMOLA H. J.; RANTA-ESKOLA R., **On the determination of biaxial stress-strain curves and forming limit diagrams by hydraulic bulging**, Scandinavian Journal o Metallurgy 5, 1976, p. 124 – 128.
29. REES, D. W. A., **Equivalence and instability correlations for isotropic and anisotropic sheet plasticity**, J. Mat. Proc. Tech. 40, 1994, p. 173 – 194.
30. ATKINSON, M., **Accurate determination of biaxial stress-strain relationships from hydraulic bulging tests metals**, Int. J. Mech. Sciences 7, 39, 1997, p. 761 – 9.
31. **Manuel d'utilisation du système Aramis V. 4.7**, comercializado por GOM mbH., Alemanha.
32. LINSINGEN, I., **Fundamentos de sistemas hidráulicos**, Florianópolis: Editora da UFSC, 2001, p.387 – 396.
33. GOLOGRANC, F., **Beitrag zur Ermittlung von Fließkurven im kontinuierlichen hydraulischen Tiefungsversuch**, Berichte aus dem Institut für Umformtechnik, Universität Stuttgart: Verlag W. Girardet, 1975, p. 148 – 151.
34. **Online Material Data Sheet**, disponível em www.matweb.com, Acesso em: 15 de fevereiro de 2004.
35. MARCINIAK, Z. & DUNCAN, J. L., **Mechanics of sheet metal forming**, Great Britain: Edward Arnold, 1992, p. 1 – 7.
36. YOUNG, W. & BUDYNAS, R., **Roark's formulas for stress and strain**, 7th Edition, USA: McGraw-Hill, 2002, p. 457 – 459/427 – 434.

37. ROSSI, M. & RUGGIERO, A., **Previsione della rottura duttile nei processi di idroformatura di tubi e lameri utilizzando un modello di danno non lineare**, XXXIV Convegno Nazionale – Politecnico di Milano, 14-17 Settembre 2005.
38. **Kärcher Commercial Products – High-pressure cleaners**, disponível em http://www.karcher.com/int/Products/Commercial/Highpressure_cleaners/Cold_water_highpressure_cleaners/Special_units/13311040.htm, Acesso em: 4 de setembro de 2007.
39. GOLOGRANC, F., **Beitrag zur Ermittung von Fliessenkurven im kontinuierlichen hydraulischen Tiefungsversuch**, Berichte aus den Institut für Umformtechnik – Universistät Stuttgart, Ed. Kurt Lange, v. 31, 1975, pp. 149 – 193.
40. **HBM Measurement Products – Transducers and Sensors**, disponível em http://www.hbm.com/products/SEURLF/ASP/SFS/CATEGORY.1/MM.3,18_-1/SFE/ListProducts.htm, Acesso em: 30 de agosto de 2007.
41. **HBM Measurement Products – SPIDER 8 e CatmanEasy**, disponível em <http://www.hbm.com/products/SEURLF/ASP/SFS/SUBCAT.22/CATEGORY.4/PRODID.149/MM.3,35,46/SFE/productdatasheet.htm>, Acesso em: 30 de agosto de 2007.
42. **GOM Optical Measurement Techniques – ARAMIS**, disponível em <http://www.gom.com/EN/measuring.systems/aramis/system/system.html>, Acesso em: 30 de agosto de 2007.