

CRISTIANE SANTONI

ESTUDO DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para a obtenção do
Título de Mestre em Engenharia.

**CONSULTA
FD-3774
Ed.rev.**

São Paulo
2004

CRISTIANE SANTONI

ESTUDO DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS

Dissertação apresentada à Escola
Politécnica da Universidade de
São Paulo para a obtenção do
Título de Mestre em Engenharia.

Área de concentração:
Engenharia Mecânica.

Orientador:
Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

São Paulo
2004

Dedico este trabalho aos meus pais, Tânia e Pedro,
pelo seu incentivo, compreensão e amor que me
dispensaram em todos anos de minha vida.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha, pela sua orientação e incentivo.

Ao Prof. Dr. João Batista de Aguiar, pelo seu incentivo e importante ajuda na conclusão desta dissertação.

Ao Prof. Dr. Marco Stipkovic Filho e a Escola de Engenharia Mauá, pela ajuda e autorização para os serviços de usinagem do ferramental.

Ao Prof. Dr. Roberto Bortolussi, pela recepção durante a visita a Faculdade de Engenharia Industrial, FEI, e demonstrações de seu trabalho em hidroconformação de tubos.

A Mecânica Gazopava Ltda, pelos serviços de usinagem do ferramental.

Ao meu amigo e incentivador Fulgêncio Antônio Aquino Duarte.

A amiga Luciana Paula Reggiani pela colaboração.

Ao Renato Cerveira pela ajuda durante seu trabalho de iniciação científica.

Ao Eng. Jorge Paiva Abrantes pela sua ajuda fornecendo texto sobre hidroconformação.

A todos que direta ou indiretamente, colaboraram com a elaboração deste trabalho.

RESUMO

ESTUDO DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO DE TUBOS

Um dos objetivos principais da indústria de processamento de chapas metálicas, é de minimizar custos e otimizar a produção, e por meio disto, que veio a idéia deste trabalho, que é um estudo do processo de hidroconformação de tubos. O termo hidroconformação, é usado para descrever o processo de conformação de peças em matriz, por meio da utilização de um fluido hidráulico, injetado na região interna da peça de trabalho, que conseqüentemente exerce a pressão de conformação. No presente trabalho se utilizou o processo de hidroconformação com expansão livre, isto é teste de expansão hidrostática de tubos de alumínio, de composição 3104 H19. Tubo este de parede fina e sem costura. E usando como base a pressão de escoamento 1,127 MPa, que é a pressão teórica deduzida a partir da teoria de von Mises. Com estes dados, foi possível fazer a simulação em elementos finitos com o programa ADINA, do tubo na região elasto-plástica da relação tensão-deformação, usando um elemento quadrado tipo casca. Obtendo tensão efetiva e deformação efetiva ao longo do tubo.

Palavras-chaves: hidroconformação, teste de expansão hidrostática, elementos finitos, tubo de alumínio.

ABSTRACT

TUBE HYDROFORMING PROCESS STUDY

One of the principal objectives of the metal sheet processing industry is minimizing costs and increasing the production, this work was inspired from it, a tube hydroforming process study. The term hydroforming is used to describe the forming of the die parts by using the hydraulic fluid, in jected inside the blank that, consequently, applies a forming press. Here, a free-bulge process was used, that is, bulging test of aluminum tube, composition 3104 H19. This is a thin wall, seamless tube. And, using yield press 1.127 MPa, as a base that is the theoretic press deduced from von Mises' Theory. Through this, it was possible to simulate in finite elements with the ADINA program in the tube elasto-plastic region of the stress-strain relation; using a square element type shell. Finaly, getting the effective stress and strain along the tube.

Keywords: hydroforming, bulging test, finite elements, aluminum tube.

SUMÁRIO

LISTA DE FIGURAS.....	iii
LISTA DE TABELAS.....	vi
LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS.....	vii
LISTA DE SÍMBOLOS.....	viii
1 INTRODUÇÃO.....	01
2 BREVE HISTÓRICO DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO	02
3 DESCRIÇÃO DO PROCESSO.....	06
3.1 Objetivos do processo de Hidroconformação.....	06
3.2 Vantagens do processo de hidroconformação.....	07
3.3 Desvantagens do processo de hidroconformação.....	08
3.4 Alguns tipos de peças hidroconformadas.....	09
3.5 Descrição do processo de hidroconformação.....	09
3.6 Processo hidroconformação de tubos não simétrico.....	12
3.7 Outro trabalho desenvolvido com base no processo de hidroconformação de tubos.....	13
3.8 Seqüência do processo de hidroconformação.....	14
3.9 Tipos de falhas que ocorrem no processo.....	15
3.10 Diagrama limite de conformação.....	16
3.10 Precisão do Processo de Hidroconformação.....	18
4 DEFINIÇÃO DA DEFORMAÇÃO.....	21
5 DEFORMAÇÃO PLÁSTICA.....	25
5.1 Curva tensão deformação.....	27
5.2 Curva tensão verdadeira deformação verdadeira.....	29
5.3 As relações tensão deformação.....	30
5.3.1 Lei de Hooke para materiais isotrópicos.....	30
5.3.2 Na região plástica.....	31
5.3.2.1 Primeiro modelo.....	31
5.3.2.2 Segundo modelo.....	32
5.3.2.3 Terceiro modelo.....	32
5.3.2.4 Quarto modelo.....	33

6 TENSÃO EFETIVA E DEFORMAÇÃO EFETIVA.....	34
7 CRITÉRIO DE ESCOAMENTO.....	35
7.1 Critério de Tresca.....	37
7.2 Critério de von Mises.....	38
7.3 Construção das superfícies do escoamento pelos critérios de von Mises e de Tresca para Carregamento biaxial.....	40
8 TEORIA DA PLASTICIDADE.....	46
8.1 Teoria de Levy-von Mises.....	47
8.2 Teoria de Prandtl-Reuss	49
8.3 Teoria de Hencky.....	51
8.4 Teoria de Nadai	52
9 PROCEDIMENTOS PARA A SIMULAÇÃO.....	54
10 DEDUÇÃO DA EQUAÇÃO DA PRESSÃO INTERNA.....	57
11 ESPECIFICAÇÃO DO TUBO E DADOS COMPLEMENTARES.....	63
11.1 Especificação do tubo.....	63
11.2 Dados complementares.....	65
12 APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS PARA O ENSAIO DE EXPANSÃO HIDROSTÁTICA.....	68
12.1 O Modelo Físico e as Hipóteses Adotadas.....	68
12.2 considerações para a simulação.....	71
12.3 Discretização.....	72
12.4 Relação tensão deformação para a simulação elasto-plástica.....	74
12.5 Resultado “Bulging Test 1”.....	76
12.6 Resultado “Bulging Test 2”	80
13 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS.....	83
14 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS.....	85

LISTA DE FIGURAS

Fig. 2.1	Exemplos de conexões hidroconformadas (Avitzur, 1983).....	02
Fig. 2.2	Fixação e preenchimento do tubo, para o teste de expansão hidrostática (Solokolowski et al, 2000).....	04
Fig. 2.3	Fluxograma da produção de uma peça hidroconformada.....	05
Fig. 3.1	Painel de porta hidroconformado (Gonçalves; 2001; p. 8).....	06
Fig. 3.2	Exemplo de peças hidroconformadas utilizadas na indústria automobilística (Fonte: http://www.ce.luth.se/~joalun/hydroforming.html).....	09
Fig. 3.3	Produção de tubo T (Avitzur;1983; p. 476).....	10
Fig. 3.4	Processo de hidroconformação para a formação de uma conexão tubular em T (Altan; 1998; p. 407).....	11
Fig. 3.5	Desenho da ferramenta utilizada no processo de hidroconformação, (a) ferramenta na posição inicial, (b) ferramenta na posição final (Bortolussi, 2001, p. 61).....	12
Fig. 3.6	Apresenta um gráfico do deslocamento máximo (bulge height) pelo tempo até o instante de rompimento do tubo. (Abrantes et al., 2004, p. 6).....	13
Fig. 3.7	Seqüência do processo de hidroconformação (Altan, 1998, p. 408)..	14
Fig. 3.8	Modos de falhas mais frequentes no processo de hidroconformação. (a) enrugamento, (b) flambagem, (c) ruptura. (Koç; Altan, 2002, p. 124).....	15
Fig. 3.9	Condições de carregamento e resultados da conformação (Fann, Hsiao, 2003, p. 521).....	16
Fig. 3.10	Diagrama Limite de Conformação, típico dos aços (Schey, 1984, P.521).....	17
Fig. 3.11	Diagrama Limite de Conformação para tubo extrudado, AA6082 T4, usando o processo de hidroconformação com expansão livre (Imaninejad; Subhash; Loukus, 2004, p. 250).....	18
Fig. 3.12	Acúmulo de erros na conformação do metal. (Vollertsen; 2000; p. 425).....	19

Fig. 4.1	Representação esquemática de uma barra cilíndrica sujeita a uma força.....	21
Fig. 4.2	Representação esquemática da Lei de Volume Constante.....	23
Fig. 5.1	Representação do mecanismo de deformação plástica por ecorregamento. (Bresciani Filho et al.; 1997; p. 185).....	25
Fig. 5.2	Representação do mecanismo de deformação plástica por maclação. (Bresciani Filho et al.; 1997; p. 185).....	26
Fig. 5.3	Curva tensão deformação típica do aço meio carbono (Johnson; Mellor, 1983, p. 2).....	29
Fig. 5.4	Comparação das curvas tensão-deformação de engenharia e tensão verdadeira-deformação verdadeira. (Dieter, 1981, p. 289).....	30
Fig. 7.1	Representação esquemática de um sistema de escorregamento para um cristal simples.....	35
Fig. 7.2	“Representação espacial dos dois critérios de escoamento” (Johnson; Mellor, 1983, p. 65).....	39
Fig. 7.3	Representação do lugar geométrico do escoamento no plano (ξ, η) (Boresi; Sidebottom, 1985, p. 94).....	40
Fig. 7.4	“Superfícies de escoamento de von Mises e Tresca para uma condição de tensão plana” (Gopinathan, 1982, p.78).....	45
Fig. 8.1	Fluxograma da divisão das teorias de plasticidade.....	46
Fig. 8.2	Mostra a curva tensão-deformação de um material plástico rígido ideal.....	47
Fig. 8.3	Tensão efetiva versus deformação efetiva, definido portanto o módulo de plasticidade E_p (Meyers; Chawla; 1982; p. 70).....	52
Fig. 9.1	Fluxograma do processo de análise por elementos finitos. (Bathe, 1996, p. 3).....	56
Fig. 10.1	Sistema de referência - coordenadas cilíndricas (Guidetti; Miranda, 1979, p.4.30).....	57
Fig. 11.1	Curva de tensão-deformação verdadeira do alumínio 3104 H19, realizado sobe ensaio de tração (Alcan, 2003).....	64
Fig. 11.2	Círculo de Mohr tridimensional.....	67

Fig. 15.1	Esquema do ferramental usado para o teste de expansão hidrostática de tubos (Sokolowski et al., 2000, p. 36).....	68
Fig. 12.2	Representação do tubo se expandindo com as extremidades fixas. (Sokolowski et al., 2000, p. 35).....	70
Fig. 12.3	Representação do abaulamento. O ponto central é usado para determinação analítica das propriedades do material. (Sokolowski et al., 2000, p. 35).....	71
Fig. 12.4	Região discretizada do tubo de trabalho.....	72
Fig. 12.5	Pressão exercida no tubo, segundo a hipótese adotada.....	73
Fig. 12.6	Gráfico resultante, tensão-deformação.....	75
Fig. 12.7	Gráfico da tensão-deformação gerado pelo programa ADINA.....	77
Fig. 12.8	Tensões efetiva ao longo do tubo, para “Bulging Test 1”.....	78
Fig. 12.9	Deformações efetiva ao longo do tubo, para “Bulging Test 1”.....	79
Fig. 12.10	Tensões agindo no tubo, para “Bulging Test 2”.....	81
Fig. 12.11	Deformações plásticas agindo no tubo, para “Bulging Test 2”.	82
Fig. 13.1	Matriz aberta, para a hidroconformação de tubo no formato de T.....	84

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1	Comparação de custos para a fabricação de portas.....	07
Tabela 5.1	Condições mecânicas.....	33
Tabela 7.1	Cossenos diretores.....	37
Tabela 11.1	Composição do material.....	63
Tabela 11.2	Propriedades mecânicas do material.....	63
Tabela 11.3	Tensões no tubo.....	66
Tabela 11.4	Tensões principais.....	66
Tabela 12.1	Valores da tensão deformação usando a equação da Lei de Hooke.	74
Tabela 12.2	Valores escolhidos.....	76

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LS-DYNA	Livermore Software transient Dynamic finite element program
PAM-STAMP	Process engineering in Applied Mechanics Stamping
ABAQUS	Allianz für Bildverarbeitung Automatisierung und Qualitäts-Sicherung
AUTOFORM	Automotive Forming software
DEFORM	Design Environment for FORMing
ADINA	Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis
ALCAN	Alcan Alumínio do Brasil Ltda.
MATLAB	MATrix LABoratory

LISTA DE SÍMBOLOS

D	Diâmetro externo do tubo, (mm)
s	Espessura do tubo, (mm)
I_1	Primeiro invariante de tensão, (MPa)
ν	Coefficiente de Poisson
E	Módulo de elasticidade, (MPa)
G	Módulo de elasticidade tangencial, (MPa)
ϵ	Deformação
σ	Tensão, (MPa)
K	Coefficiente de resistência, (MPa)
n	Expoente de encruamento
A	Tensão axial do material recozido, (MPa)
B	Taxa de dureza, (MPa)
S_0	Tensão sobe tração que causa o escoamento inicial de um estado recozido, (MPa)
S_{inf}	Tensão sobe tração constante no estado final, (MPa)
L_0	Comprimento linear inicial, (mm)
L_f	Comprimento linear final, (mm)
e	Deformação linear
l_0, l_f	Comprimento inicial e final, (mm)
b_0, b_f	Largura inicial e final, (mm)
h_0, h_f	Altura inicial e final, (mm)
$\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$	Deformações nas direções principais
ϵ_g	Deformação principal
	Deformação elástica
ϵ_{ij}^e	
$\dot{\epsilon}_1, \dot{\epsilon}_2, \dot{\epsilon}_3$	Taxas de deformação
	Deformação plástica
ϵ_{ij}^p	
$\bar{\sigma}$	Tensão efetiva, (MPa)
$\bar{\epsilon}$	Deformação efetiva
ϕ	Ângulo entre a normal ao plano de escorregamento e o eixo de tração, (°)

λ	Ângulo entre esse eixo e a direção de escorregamento, ($^{\circ}$)
P	Força axial, (N)
S	Área transversal nominal, (mm^2)
τ	Tensão de cisalhamento, (MPa)
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais, (MPa)
Y	Tensão de escoamento do material, (MPa)
ξ, η, ζ	Plano dos cossenos diretores
d λ	Constante positiva
σ_m	Tensão hidrostática ou média, (MPa)
σ_{ij}'	Tensor-tensão desvio, (MPa)
d ϵ_{ij}	Incremento de deformação total
ϵ_{ij}'	Tensor-deformação desvio
$\Delta\epsilon_i$	Incrementos finitos de deformação
$\sigma_{\theta\theta}$	Tensão circunferencial, (N/mm^2)
σ_{zz}	Tensão longitudinal, (N/mm^2)
σ_{rr}	Tensão radial, (N/mm^2)
p1	Pressão interna, (N/mm^2)
p2	Pressão externa, (N/mm^2)
a	Raio interno do tubo, (mm)
b	Raio externo do tubo, (mm)
r	Raio qualquer ao longo da espessura do tubo, (mm)
L	Comprimento do tubo, (mm)
σ_{\max}	Tensão máxima, (MPa)
σ_{rup}	Tensão de ruptura, (MPa)
σ_{elasc}	Limite de elasticidade, (MPa)
T	Tensor de tensões, (MPa)

1 INTRODUÇÃO

A hidroconformação é um processo relativamente novo, em comparação com outros processos de conformação do metal, como por exemplo o forjamento. E que nos últimos anos tem tido muita repercussão.

Este processo está sendo utilizado pela indústria automobilística, com a finalidade de se reduzir custos, agilizar a produção, e melhorando a qualidade da peça produzida.

O processo de hidroconformação é chamado assim devido a utilização de um fluido hidráulico como meio de transmissão de carga. Esta carga é o que fará com que a peça de trabalho adquira o formato da matriz, isto é, obtendo a peça desejada. Como há utilização de matrizes, possibilita assim a fabricação de peças com geometria complexa em larga escala. Portanto esse processo trabalha para a diminuição da quantidade de peças necessárias à fabricação de um produto e a diminuição da quantidade de solda requerida para a fabricação deste produto. E com isso possibilita ter um produto com menor peso, melhor resistência e melhor rigidez.

O processo de hidroconformação pode ser dividido basicamente em dois, usando como critério a peça de trabalho. A primeira é a hidroconformação de chapas, que se utiliza de chapas como peça de trabalho para chegar na peça final, pode-se citar o exemplo da porta de um automóvel. A segunda é a hidroconformação de tubos, que neste caso se utiliza de tubos como peça de trabalho, e pode-se citar o sistema de exaustão de um automóvel.

O que vai determinar a escolha da peça de trabalho é a forma final que a peça terá e também o projeto do processo. Como por exemplo, se deseja um tubo em T, então se utiliza como peça de trabalho um tubo.

E o teste de expansão hidrostática (teste de abaulamento), é uma espécie de hidroconformação só que com expansão livre, isto é não há matriz que delimite a forma final da peça de trabalho. Este teste tem por finalidade obter as tensões bidimensionais para o processo de hidroconformação. Portanto, este teste é feito antes do processo de hidroconformação propriamente dito.

2 BREVE HISTÓRICO DO PROCESSO DE HIDROCONFORMAÇÃO

De acordo com o artigo de Koç; Altan (2001), a hidroconformação de tubos foi chamada por outros nomes, dependendo da época e do pesquisador. Como por exemplo, a conformação por abaulamento de tubos e a conformação por abaulamento por líquidos. A hidroconformação por pressão hidrostática era outro termo usado por alguns pesquisadores, a alguns anos atrás. A conformação por alta pressão interna tem sido usado na maioria pelos fabricantes e pesquisadores da Alemanha. Em algumas épocas, foi chamada de conformação de T não convencional.

O termo hidroconformação, foi usado para descrever o processo de conformação de peças, por meio da utilização de um fluido hidráulico que exercia a pressão de conformação. Este fluido era injetado internamente na matriz, comprimido por um punção, e tendo portanto uma pressão interna, tal que, conformava a peça de trabalho, deixando esta com a forma da matriz.

Segundo Dohmann; Hartl (1997), aproximadamente a trinta anos atrás, as primeiras peças hidroconformadas foram fabricadas usando como peça de trabalho um tubo ou um tubo pré curvado, eram elementos tubulares ramificados e componentes de geometria similares para o uso sanitário. Como é mostrado na Fig. 2.1 conexões tubulares hidroconformadas, que partiram de uma peça de trabalho tubular.

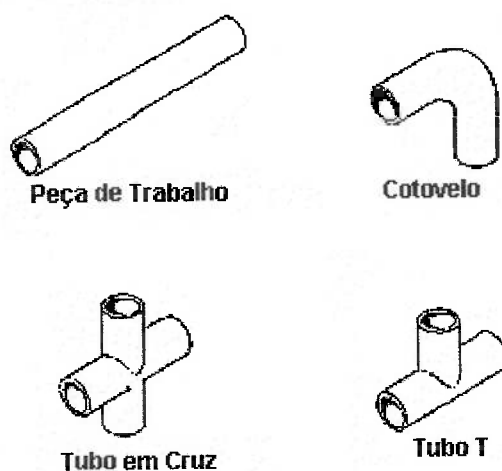


Fig. 2.1 Exemplos de conexões hidroconformadas (AVITZUR, 1983).

No artigo de Koç; Altan (2001), foram descritos os estudos e melhorias realizados no processo de hidroconformação ao longo dos anos. Nesse artigo por exemplo cita que a partir dos anos 70, novas formas, diferentes configurações do ferramental e novos conceitos de máquinas foram introduzidos, enquanto que os fundamentos permaneceram os mesmos. Nessa época houve a inovação, em se usar poliuretano, borracha ou elastômero para fornecer a pressão interna de conformação para a peça de trabalho.

Na década 80, neste mesmo artigo, houve o emprego de outros materiais para a peça de trabalho, como o alumínio, o latão e o cobre que foram testados, e sendo materiais com elevada deformação foi utilizado para a conformação apenas pressão interna exercida pelo fluido hidráulico, isto é, sem o auxílio de carregamento axial.

Nessa mesma época, o abaulamento hidrostático apareceu, por causa da necessidade de se obter as características do material tubular; com o nome de teste de expansão hidrostática. Uma explicação do por quê se deve utilizar esse tipo de teste é feita por Sokolowski et al. (2000); em seu artigo é citado que ao utilizar as propriedades de chapas planas, do qual o tubo é laminado ocorre que durante a operação de laminação as propriedades do material são modificada, assim o comportamento da relação tensão – deformação do material tubular será levemente diferente do que para chapa originalmente plana. E também tem de se levar em conta que um ensaio de tração de chapas é realizado uniaxialmente e que não representa o estado de tensão encontrado no processo de hidroconformação, que neste caso é biaxial.

O teste de abaulamento consiste em um sistema hidráulico onde se prende o tubo pelas extremidades. Deixando o tubo livre na sua região mediana, permitindo a sua expansão livre. O sistema injeta o fluido hidráulico preenchendo internamente o tubo, então é exercida a pressão interna, e a conformação também pode ser ajudada pelo próprio dispositivo de fixação de uma das extremidades que exerce carregamento axial na direção longitudinal do tubo. A vedação interna do tubo é feito quando as extremidades do tubo são apertadas contra a superfície interna do ferramental por pinos de expansão de uretano. Esta interação causa uma força de atrito alta, assim vedando o tubo na direção axial (Sokolowski et al, 2000). Na

Fig.2.2 ilustra esta descrição, num exemplo de ferramental projetado por Sokolowski et al (2000).

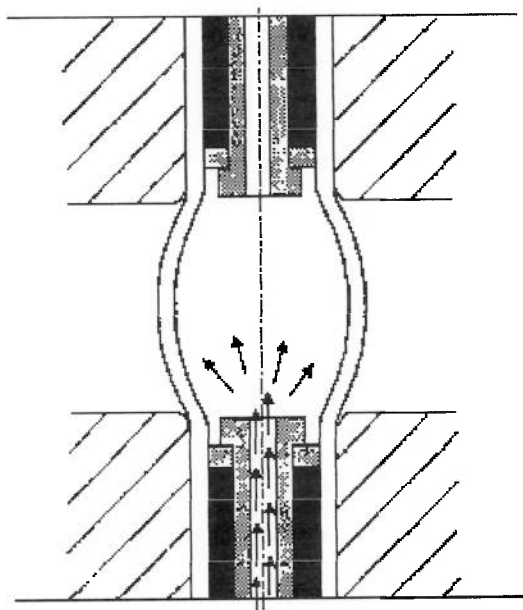


Fig.2.2 Fixação e preenchimento do tubo, para o teste de expansão hidrostática (Solokolowski et al, 2000).

Em meados dos anos 90, se deu a utilização do método de elementos finitos para a simulação computacional do processo de hidroconformação. Alguns exemplos de software utilizados para este processo são LS-DYNA, PAM-STAMP, ABAQUS, MARC, AUTOFORM, DEFORM, e outros (Koç e Altan, 2001). Com a utilização da simulação por elementos finitos, possibilitou uma economia de tempo, pois não era mais necessário, num primeiro momento a construção do ferramental e a execução de testes com a finalidade de aferir a matriz e o ferramental para a produção de uma peça idealizada. Com o advento da simulação, foi possível corrigir a matriz antes que ela fosse feita. E com isso, evita gastos desnecessários.

A simulação, informava qual seria o carregamento axial e o aumento gradual de pressão interna ideais. Não sendo mais necessário as tentativas e erros empregadas anteriormente.

Com a simulação computacional pode-se testar vários materiais com espessuras variadas, e com isso pode-se produzir peças hidroconformadas mais leves e com rigidez estrutural melhor. O que deve-se notar é que a simulação agiliza todo o processo antes dele ser executado, mas não tira o mérito dos cálculos analíticos e das experiências. Porque o processo de hidroconformação envolve muitos parâmetros, que é difícil de se prever em simulação, sendo que esses parâmetros interagem entre si, podendo ocasionar que na simulação não mostre de fato a realidade do processo. A Fig. 2.3 mostra a utilização da simulação computacional, o cálculo analítico e a parte experimental no processo de hidroconformação.

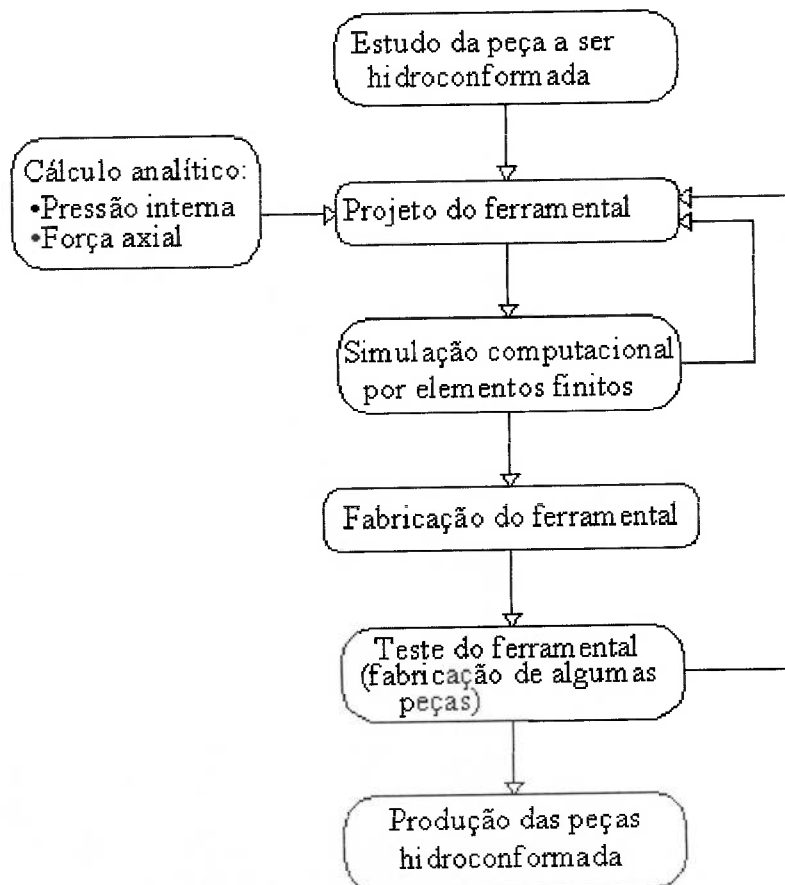


Fig. 2.3 Fluxograma da produção de uma peça hidroconformada.

Com o avanço do estudo do processo de hidroconformação, melhorias foram feitas ao longo dos anos, possibilitando a fabricação, nos dias de hoje, de peças complexas, tendo ângulos e raios de arredondamentos. Sendo portanto, de grande utilidade para a indústria automobilística.

3 DESCRIÇÃO DO PROCESSO

3.1 Objetivos do processo de Hidroconformação

Num projeto que se tem somente processos convencionais; tais como laminação, estampagem, soldagem, o tempo de execução do projeto é maior do que quando se utiliza em conjunto o processo de hidroconformação. Pois o processo de hidroconformação tende a diminuir ou eliminar a utilização de solda, rebites, ou parafusos com a finalidade de unir peças de um projeto.

O processo de hidroconformação se utiliza de matrizes, em que a peça de trabalho é colocada dentro da matriz, e por meio da pressão do fluido hidráulico há a conformação desta peça de trabalho segundo a matriz. Neste processo pode-se eliminar soldagens futuras porque a peça ao sair da matriz já é a peça final. E por isso o processo tende a diminuir o tempo de execução.

Um exemplo de mudança de processo de estampagem para o processo de hidroconformação, foi demonstrado por Gonçalves (2001) para a conformação de Painéis de portas de automóveis. Foram fabricados esses painéis a partir chapas de aço com espessura de 0,6 mm. Os resultados mostraram uma redução no peso da peça, sendo pelo processo convencional o peso atingido foi de 10,47 kg e para o processo de hidroconformação obteve-se uma redução de 0,7 kg, que representa 6,7%.

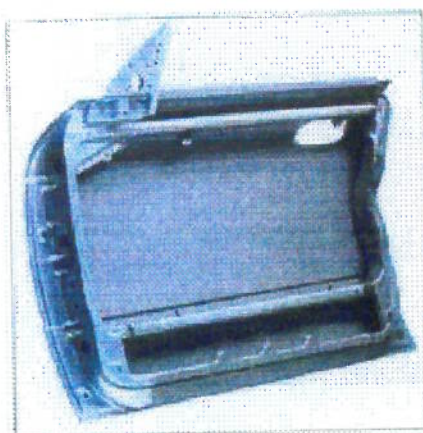


Fig. 3.1: Painel de porta hidroconformado
(Gonçalves; 2001; p. 8)

Os resultados da análise econômica revelaram que este processo de fabricação de portas, com redução de peso e desempenho comparáveis às portas mais avançadas, tem potencial para a produção de 225.000 unidades por ano. Os custos dos materiais para a fabricação por hidroconformação, em comparação com os painéis estampados, são quase idênticos. Os custos de mão-de-obra e dos equipamentos dependem do tempo do ciclo, conforme mostra a Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Comparação de custos para a fabricação de portas
Comparação de custos (em US\$)

	Porta Ulsac	
	Peça Estampada	Peça Hidroconformada
Fabricação de peças		
Material	14	14
Estampagem	7,5	3
Estampagem de tailored blanks	6	6
Hidroconformação de chapas		8
Hidroconformação de tubos	7,5	7,5
Peças compradas	4,5	4,5
Subtotal	39,5	43
Montagem	27	27
Custo total da porta	66,5	70

(Fonte: Gonçalves, 2001, pág. 8)

3.2 Vantagens do processo de hidroconformação

- Confeção de peças complexas que antes só podiam ser feitas pelos métodos tradicionais de conformação (isto é, estampagem, soldagem);
- Redução do número de etapas no processo de produção;
- Produção em larga escala, para amortizar o custo da matriz;

- Redução do tempo de processo em comparação com outros processos de conformação;
- Obtenção de faixas estreitas de tolerâncias dimensionais, segundo Ahmetoglu; Altan (2000);
- Refugo reduzido, Ahmetoglu; Altan (2000);
- Redução do peso através de projeto mais eficiente da secção e redução das paredes da peça, Ahmetoglu; Altan (2000);
- Melhoria na integridade estrutural, segundo Aymone (2001);
- Aumento da resistência, Aymone (2001);
- Aumento da rigidez, Aymone (2001).

3.3 Desvantagens do processo de hidroconformação

- Alto custo da matriz;
- Estudo e projeto detalhado da matriz;
- Necessidade de boa vedação, para não ter perda de pressão;
- Risco de flambagem do blaque tubular, quando a pressão interna (pressão exercida pelo fluido hidrostático) for baixa e a externa (carregamento axial) for excessivamente alta, Aymone (2001). Isso se deve ao fato, que quando há pressão interna no tubo for baixa e o carregamento axial for alto ocorre um processo de forjamento;
- Risco de fratura da peça, quando a pressão da água for alta demais, Aymone (2001). Isso ocorre, porque não se respeitou a velocidade de deformação do material, então em vez de conformar, o material rompe.

3.4 Alguns tipos de peças hidroconformadas

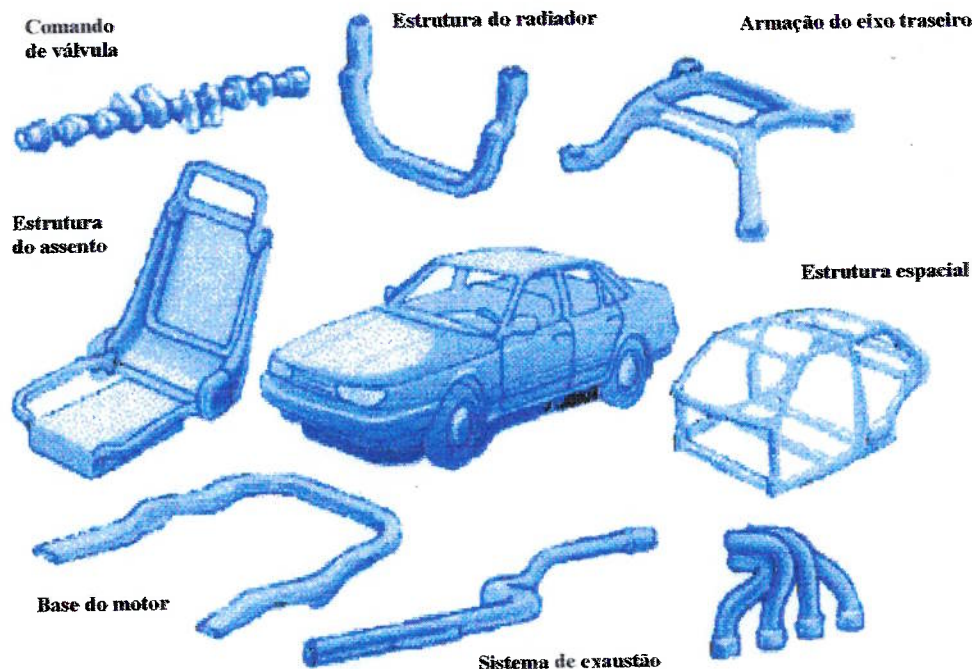


Fig. 3.2: Exemplo de peças hidroconformadas utilizadas na indústria automobilística (Fonte: <http://www.ce.luth.sc/~joalun/hydroforming.html>)

3.5 Descrição do processo de hidroconformação

Uma descrição possível do processo é mostrado na obra de Avitzur (1983). A descrição trata-se na hidroconformação de tubo T hidroconformados por meio de um fluido hidráulico.

A técnica básica é preencher o tubo que é de material bruto com líquido pressurizado para causar alta pressão hidrostática na peça de trabalho, e então, através da própria matriz e da aplicação da carga de conformação, converter o tubo num produto desejado.

Na Fig. 3.3 o lado esquerdo ilustra a montagem do tubo na matriz antes da conformação, e o lado direito a conformação do tubo na sua fase final. Depois que o tubo é colocado na matriz e vedado, simultaneamente a pressão interna do tubo

aumenta e uma força adicional P é aplicada para comprimi-lo axialmente. A matriz dará o formato do tubo, que em questão é um T.

Se apenas o líquido fosse injetado no tubo, seria necessário neste caso uma pressão alta para a conformação do mesmo.

Se fosse aplicada somente a força P causaria neste caso a flambagem do tubo.

A espessura grossa do tubo no lado oposto do braço pode ser minimizado pelo uso um tarugo mais longo expansor através de todo o comprimento do tubo. Este processo tem sido usado por anos. É desnecessário dizer, que a qualidade do produto, a economia no material e subseqüentes passos de produção, tão quanto a simplicidade do próprio processo, faz com que a produção de acessórios de tubos sob pressão seja atrativa.

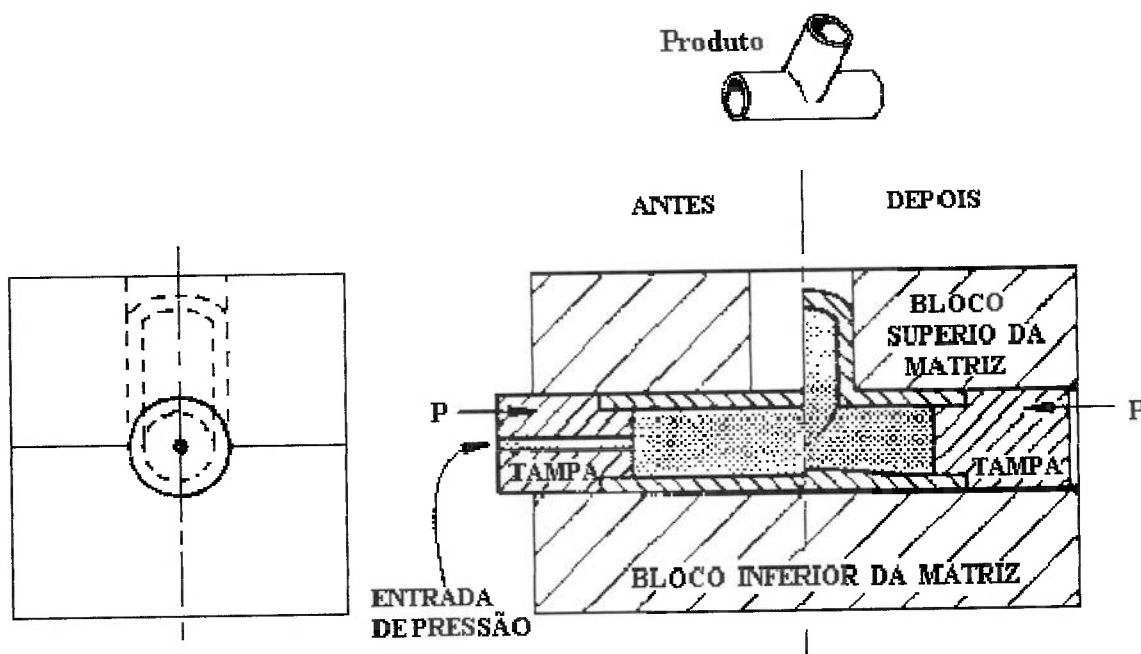


Fig. 3.3: Produção de tubo T.
(AVITZUR;1983; p. 476)

Altan (1998), fez outra descrição para o processo de hidroconformação de tubo T. Nesta descrição é basicamente igual a realizada pelo Avitzur. Mas há um detalhe que difere; para este é colocado um contra suporte no local onde vai surgir a ramificação do T. Este contra-suporte tem a finalidade de evitar o abaulamento da ramificação, exercendo uma pressão contrária ao movimento de deformação, como é mostrado na Fig. 3.4.

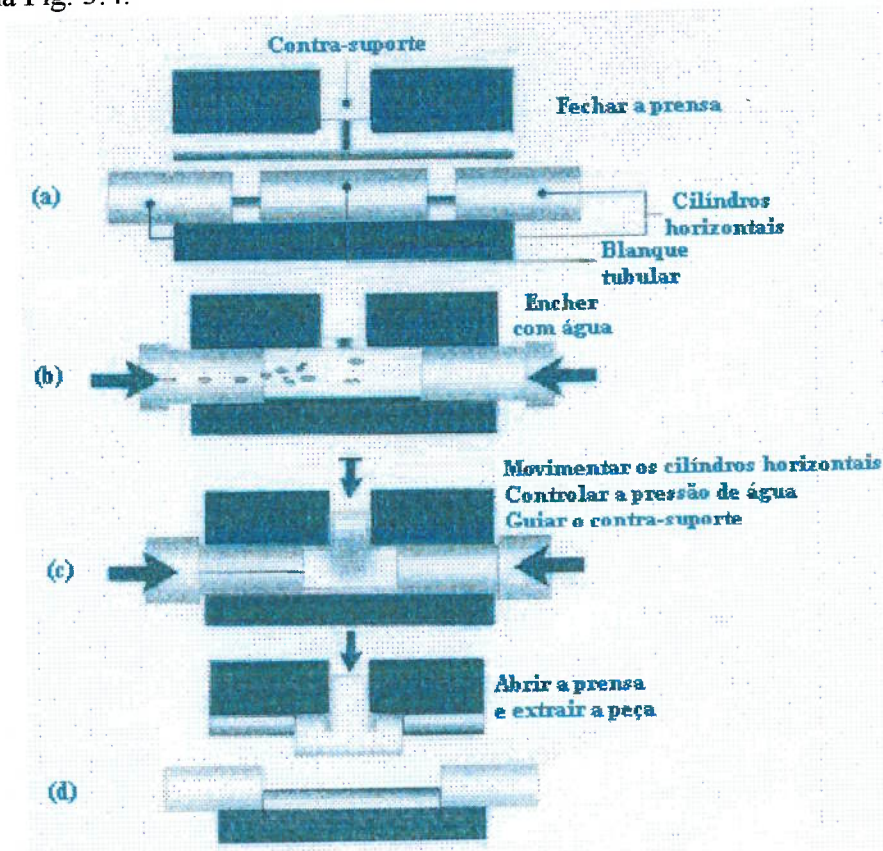


Fig. 3.4: Processo de hidroconformação para a formação de uma conexão tubular em T. (ALTAN; 1998; p. 407)

Aymone (2001), seguindo esta mesma concepção, fez simulação por elementos finitos usando o programa Metafor 3D34, em tubo de cobre. Para esta simulação, foi usado um $\frac{1}{4}$ do tubo e elemento sólido. Os parâmetros do cobre são:

- Módulo de elasticidade: 100 GPa;
- Coeficiente de Poisson: 0,30;
- Densidade: 0,0027 kg/m³;
- Tensão de escoamento linear: 70 MPa.

E como solução foi obtido, deformação plástica equivalente máxima de 1,6025.

3.6 Processo hidroconformação de tubos não simétrico

Há também a concepção feita por Bortolussi (2001), tendo com diferença principal, a assimetria da conformação do tubo. Sendo que o tubo é colocado verticalmente na ferramenta, e encaixado na parte inferior, então o tubo é preenchido com uma mistura de óleo solúvel e água, este sendo o fluido que transmite a pressão de conformação. A deformação do tubo, ocorre quando se comprime a mistura do tubo gerando gradativamente um aumento de pressão, e com isso o tubo se conforma no formato da matriz, segundo o que é mostrado na Fig. 3.5.

“A parte superior da ferramenta é deslocada encaixando-se na parte inferior por quatro pinos guias, garantindo assim o deslocamento vertical alinhado entre as duas partes. A força de fechamento é garantida por oito molas de poliuretano, em quatro pares, com constante elástica de 340 N/mm colocadas entre a parte inferior e superior da ferramenta.” (BORTOLUSSI, 2001, p. 61).

Segundo Bortolussi (2001), a força de contra-pressão também é gerada por uma mola de poliuretano com constante elástica de 340 N/mm. O lubrificante utilizado nos experimentos foi o bissulfeto de molibdênio em pasta, que foi finamente distribuído sobre a superfície do tubo e do êmbolo de contra pressão.

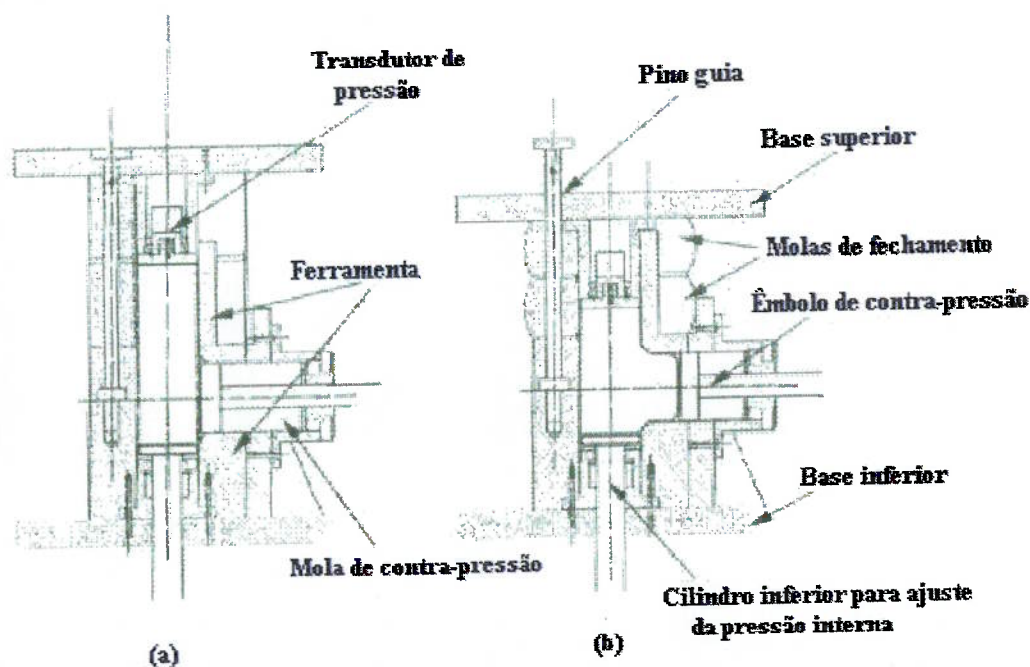
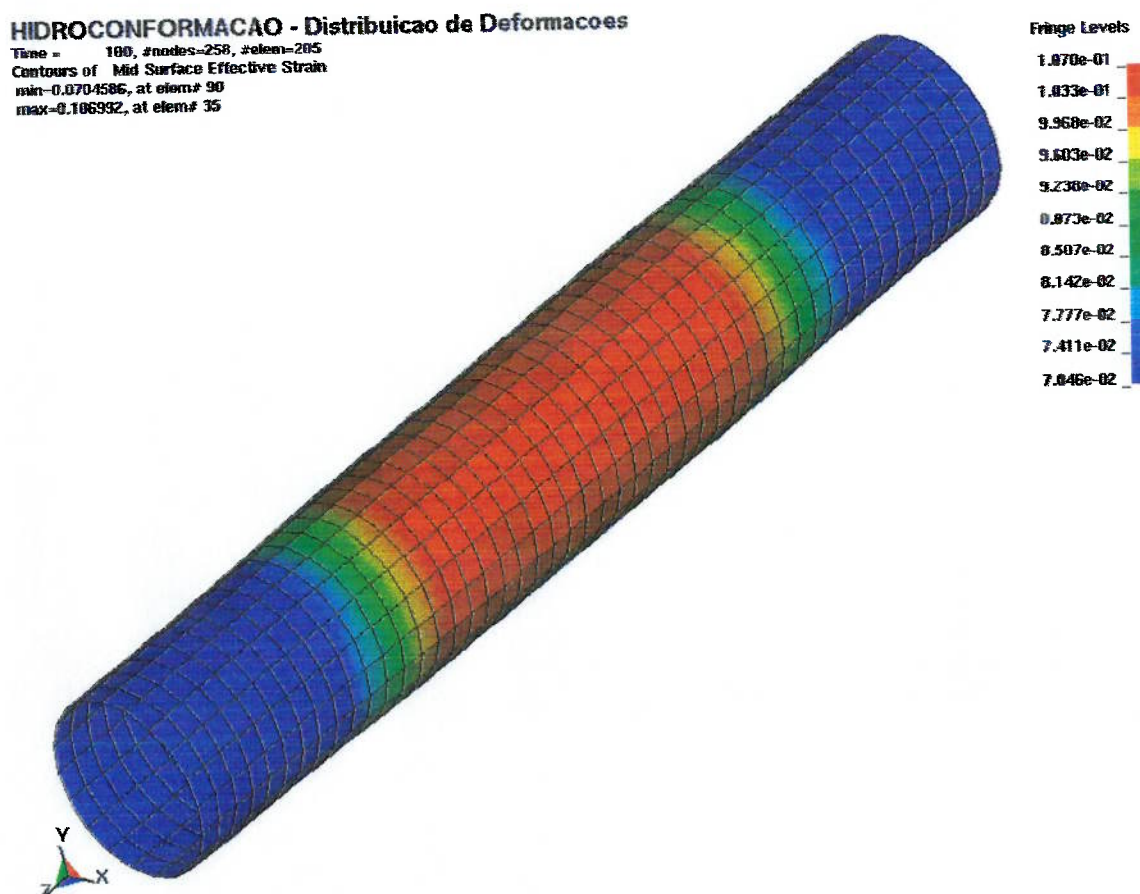


Fig. 3.5 Desenho da ferramenta utilizada no processo de hidroconformação, (a) ferramenta na posição inicial, (b) ferramenta na posição final (Bortolussi,2001, p.61).

3.7 Outro trabalho desenvolvido com base no processo de hidroconformação de tubos

Outro trabalho, feito por Abrantes et al. (2004), com relação a simulação do processo de hidroconformação de tubos de alumínio, utiliza o programa LS-DYNA.

A condição adotada para fazer a simulação neste trabalho, foi a utilização de 1/8 de tubo, sendo que as extremidades do tubo permitem deslizamento axial. O material utilizado foi o ASTM-B557, sendo seu Módulo de Elasticidade de 71000 MPa, coeficiente de Poisson é de 0,31, tensão de escoamento de 160 MPa, densidade de 2,07 g/cm², coeficiente de encruamento de 0,25, e coeficiente de resistência de 550 MPa. Dimensões do tubo, sendo espessura de 3,175 mm, raio médio de 17,4625 mm, e comprimento de 240 mm. E obteve como resposta de deformação efetiva a Fig. 3.6.



Instante com deformação máxima ($\epsilon = 0,107$)

Fig. 3.6 Apresenta um gráfico do deslocamento máximo (bulge height) pelo tempo até o instante de rompimento do tubo. (Abrantes et al., 2004, p. 6)

3.8 Seqüência do processo de hidroconformação

O processo de hidroconformação compreende basicamente três etapas, que são expansão, conformação e calibração, segundo o exposto na Fig. 3.7. A etapa de expansão que é o preenchimento do tubo com fluido hidráulico. A conformação propriamente dita, é o que demanda de maior tempo, a peça fica com o formato da matriz. A calibração é o espaço de tempo que a peça necessita para que esta fique com as dimensões desejadas, nesta etapa não há aumento de força e nem de pressão. E por fim a liberação de força de pressão, bem como a extração da peça conformada.

Segundo Altan (1998), as curvas de parâmetro do processo de um componente específico, como é mostrado na Fig.3.7, são usados para controlar o processo de conformação. Se, por exemplo uma linha de hidroconformação existente é pretendida a fabricação de uma peça de trabalho diferente, a matriz é mudada e um programa diferente acessado no sistema de controle da máquina.

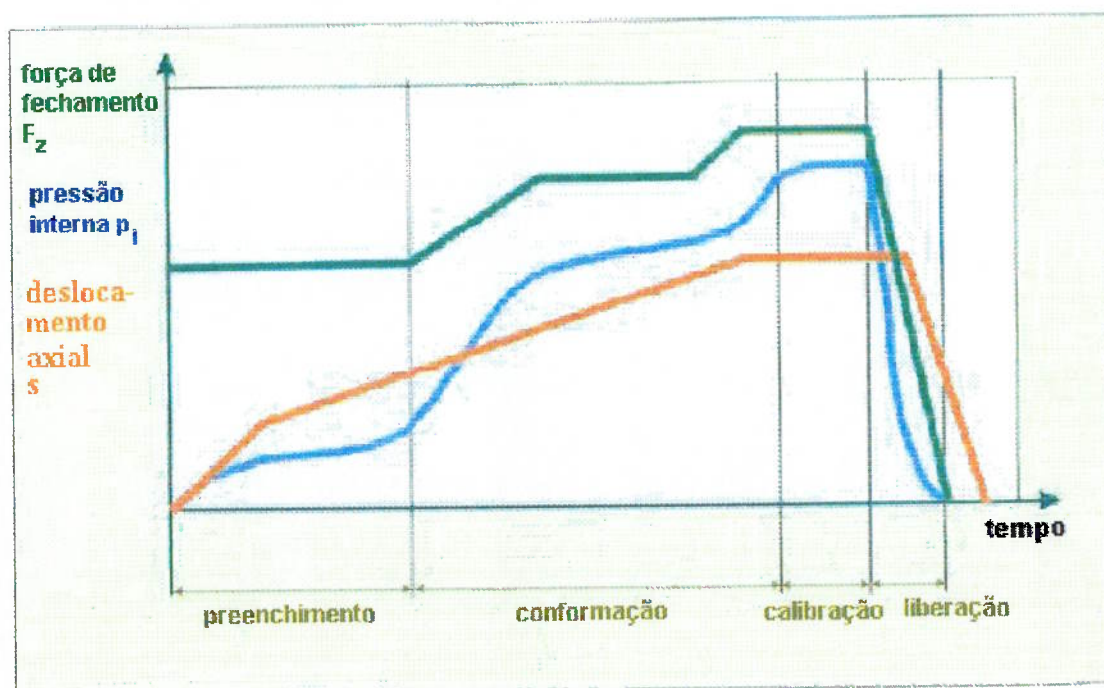


Fig. 3.7 Seqüência do processo de hidroconformação (Altan, 1998, p. 408)

3.9 Tipos de falhas que ocorrem no processo

As falhas mais comuns no processo de hidroconformação são três: enrugamento, flambagem e ruptura (Fig. 3.8).

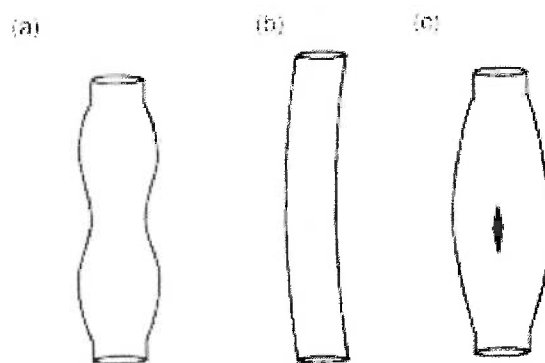


Fig. 3.8 Modos de falhas mais frequentes no processo de hidroconformação. (a) enrugamento, (b) flambagem, (c) ruptura. (Koç; Altan, 2002, p. 124)

Segundo Altan (1998), A razão ótima entre o diâmetro do tubo e a espessura da parede do tubo é de $D/s = 20 \dots 45$. E o comprimento de flambagem livre deveria ser de ≤ 2 vezes o diâmetro inicial D .

Se $D/s > 45$, há um perigo de ruptura ou de flambagem. Isto pode ser prevenido pela redução do comprimento da flambagem livre.

Se $D/s < 20$, o comprimento de flambagem pode ser maior com o acréscimo da espessura da parede. O afinamento da espessura da parede é prevenida pelo deslocamento axial do material. Porém, o mesmo deslocamento também pode conduzir a compressão da parede. Somente existe um perigo mínimo de flambagem.

O enrugamento ocorre, quando a pressão interna não é suficientemente alta em comparação com o carregamento axial, num processo de hidroconformação em matrizes. E para minimizar ou eliminar o problema, aumenta-se a pressão interna durante o processo de conformação.

A ruptura prematura ocorre, quando se tem logo de início uma pressão interna grande suficiente, que não respeita a velocidade de deformação do material.

Segundo Fann, Hsiao (2003), o processo inteiro de hidroconformação, que envolve carregamento axial, a pressão interna afetam a qualidade da peça. Melhorando as condições aplicadas, isto é se minimizar ou eliminar defeitos como enrugamento, flambagem e ruptura, vai refletir na peça final. E então, se utiliza de gráficos como o mostrado na Fig. 3.9, sendo que se a pressão interna aplicada rapidamente e o carregamento axial for lento, há a ruptura prematura do material de trabalho, por causa do escoamento do material, impossibilitando o escoamento deste internamente na matriz. E se a pressão for aumentando lentamente, mas o carregamento axial for alto, ocorrerá o enrugamento ou flambagem da peça. Portanto, o ideal é trabalhar dentro da região do processo como é mostrado na Fig. 3.9.

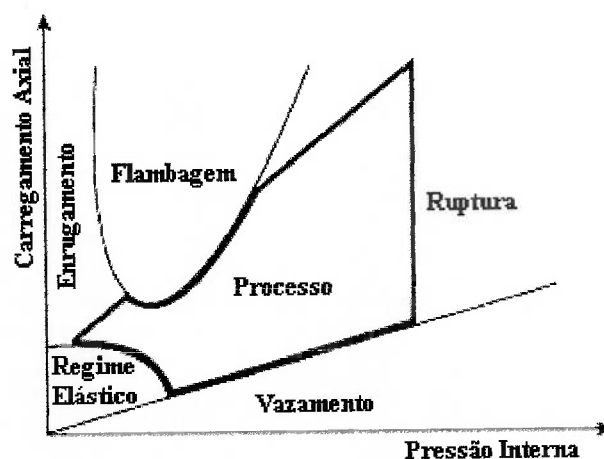


Fig. 3.9 Condições de carregamento e resultados da conformação (Fann, Hsiao, 2003, p. 521).

3.10 Diagrama limite de conformação

O Diagrama Limite de Conformação é utilizado para a conformação de chapas metálicas, e foi mostrado por Keller-Goodwin em seu artigo.

Funciona da seguinte forma, é marcado primeiramente círculos por um processo eletroquímico, na chapa. Então é aplicada carregamento e a chapa é

deformada. E o que eram antes círculos, agora se tornam elipses. Na figura elíptica, há dois eixos um máximo e outro mínimo, que representam as direções das duas deformações principais na estampagem. E com isso, é construído por meio experimental o Diagrama limite de conformação para um determinado material. Como por exemplo, o diagrama típico de aços, mostrado a seguir, Fig. 3.10.

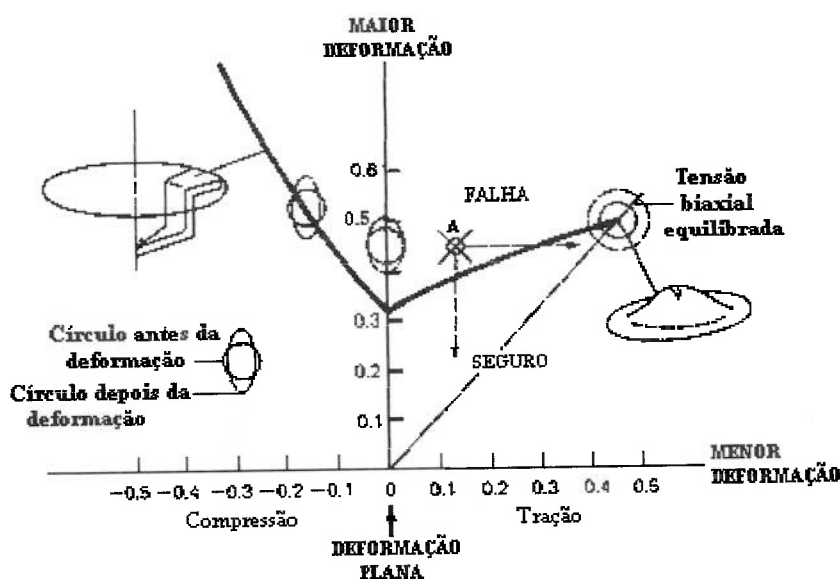


Fig. 3.10 Diagrama Limite de Conformação, típico dos aços (Schey, 1984, P.521).

Na Fig. 3.10 mostra que se trabalhar acima da curva, haverá ruptura da chapa. E trabalhando a baixo da curva o material não sofrerá ruptura, sendo portanto uma região segura para a conformação da chapa.

Um outro exemplo do Diagrama Limite de Conformação, foi obtido por Imaninejad; Subhash; Loukus (2004), para tubo alumínio AA6082 T4, como mostrado na Fig. 3.11. Nesta figura, há a comparação de alguns resultados obtidos pelos autores do artigo, por meio experimental, onde foi realizado experimentos com carregamento axial nas extremidades do tubo, e também sem o carregamento axial, tendo neste caso a conformação do tubo somente pela pressão interna exercida pelo fluido.

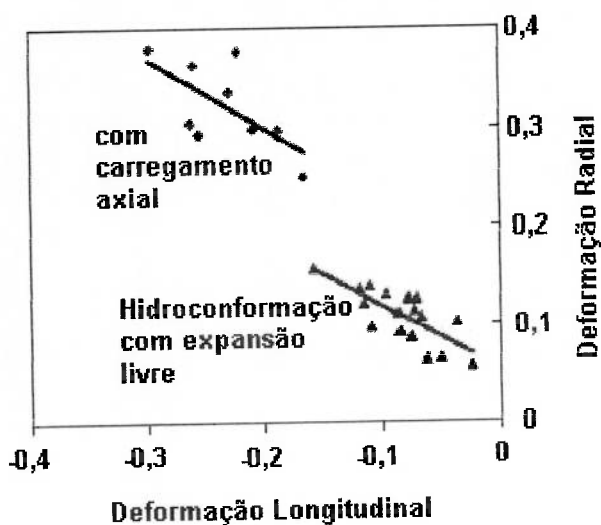


Fig. 3.11 Diagrama Limite de Conformação para tubo extrudado, AA6082 T4, usando o processo de hidroconformação com expansão livre (Imaninejad; Subhash; Loukus, 2004, p. 250).

Segundo Imaninejad; Subhash; Loukus (2004), e com relação a Fig. 3.11, a deformação na direção longitudinal é negativa e a deformação na direção radial é positiva. Na maioria das medidas, a magnitude da deformação radial é maior do que a deformação longitudinal. De acordo com o esperado, pois a deformação maior é na região provável de ruptura. E também pode-se notar na figura, que a deformação maior do tubo ocorre quando se emprega carregamento axial.

3.11 Precisão do Processo de Hidroconformação

Segundo Vollertsen (2000), as faixas de precisão na conformação do metal em comparação com as faixas de precisão obtidas na usinagem são muito diferentes; isto é, IT6 a IT16 para a conformação e IT0 a IT10 para a usinagem.

Esta diferença significativa na precisão, é devido a acumulação de erros anteriores ao processo de conformação. Como por exemplo, num processo de hidroconformação tubular, primeiro o tubo tem que ser produzido, que pode ser por meio de estampagem da chapa, e que esta veio de um processo de laminação. Então,

o que Vollertsen (2000) explica, como há uma sucessão de processos até chegar no processo de hidroconformação, vão gerando erros, que ao fim são somados. E é o que mostra o esquema da Fig. 3.12.

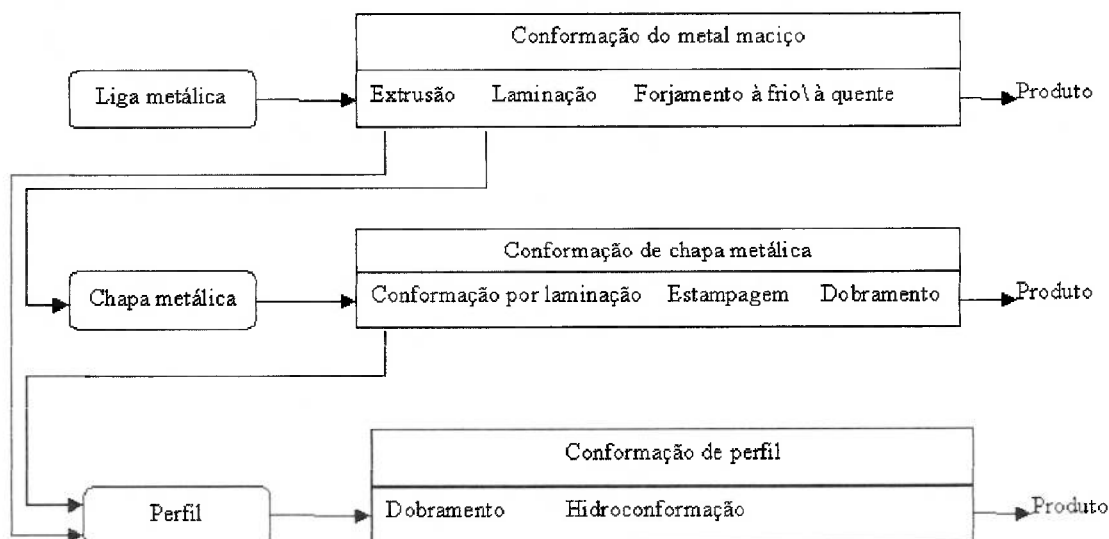


Fig 3.12: Acúmulo de erros na conformação do metal. (Vollertsen; 2000; p. 425)

Segundo Vollertsen (2000), para entender as diferenças na precisão na conformação do metal, da chapa metálica e do perfil deve-se levar em conta que:

- Metal em chapa e tubos/perfis são produzidos numa cadeia compreendendo o metal maciço e – no caso de tubos laminados, que são frequentemente usados na hidroconformação – processos de conformação de chapa metálica. Os desvios destes processos são acumulados como se pode ver na Fig. 3.12.

A diferença entre a tolerância de forma, tolerância de posição e tolerância dimensional; tem razões distintas. Os desvios; constante, sistemático e arbitrário, podem ocorrer. Os erros constantes ocorrem principalmente entre a geometria real da ferramenta e a geometria ideal, isto é quando se idealiza uma peça idealiza-se também a ferramenta que a produzirá, e na prática a peça resultante não tem as mesmas dimensões, sendo que uma das causas é contração do material. E também, os erros sistemáticos ocorrem devido ao desgaste da ferramenta, que muda as

propriedades da superfície da ferramenta, e a geometria da mesma. Com isso a qualidade cai.

Para minimizar o desgaste da ferramenta, pode se usar lubrificantes, que aumentam a vida útil da ferramenta.

E para melhorar a qualidade da peça produzida, pode-se otimizar a geometria da ferramenta. Melhorando o projeto do ferramental, conseqüentemente melhora a peça produzida, isso é possível utilizando um programa de elementos finitos. Este programa fará a simulação da ferramenta durante a operação de funcionamento, e com isso obtêm-se os pontos críticos desta ferramenta; onde tem maior desgaste. E com esta informação, modificar o projeto do ferramental com a finalidade de se ter menor desgaste possível. O ideal, seria fazer esta simulação do ferramental antes do início da construção do ferramental.

4 DEFINIÇÃO DA DEFORMAÇÃO

Seja uma força de tração F agindo numa barra cilíndrica, como mostra a Fig.4.1. Esta barra sofrerá um acréscimo no seu comprimento e um decréscimo no seu diâmetro.

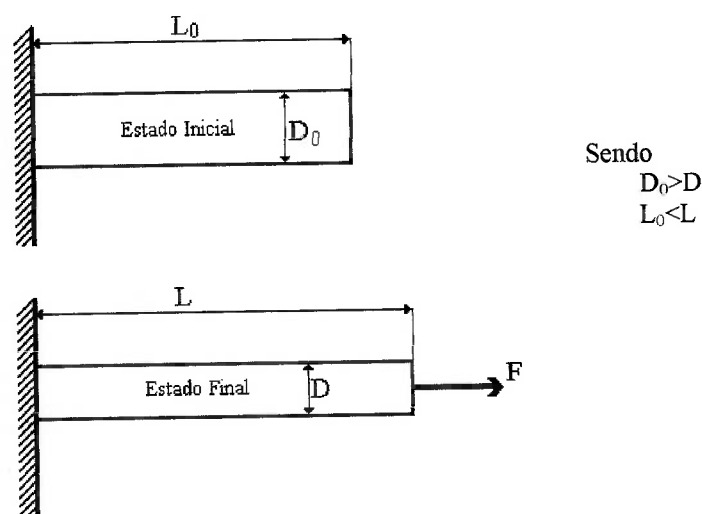


Fig. 4.1 Representação esquemática de uma barra cilíndrica sujeita a uma força.

A razão da variação de comprimento com o comprimento inicial define a deformação linear e :

$$e = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{1}{L_0} \cdot \int_{L_0}^L dL \quad (4.1)$$

Esta definição de deformação é satisfatória para deformações elásticas onde ΔL é muito pequeno.

Segundo Dieter(1986), para deformações plásticas, onde a deformação é muito grande. Ludwik foi o primeiro a propor a definição de deformação verdadeira, ou deformação natural ϵ . A variação no comprimento é relacionada ao comprimento instantâneo do corpo.

Quando se tem uma deformação grande, pode-se fazer a divisão em deformações menores e então soma-las.

$$\varepsilon = \frac{L_1 - L_0}{L_0} + \frac{L_2 - L_1}{L_1} + \frac{L_3 - L_2}{L_2} + \dots + \frac{L_f - L_{f-1}}{L_{f-1}} \quad (4.2)$$

$$\varepsilon = \sum \frac{\Delta L}{L_0} = \int_{L_0}^{L_f} \frac{dL}{L} = \ln \frac{L_f}{L_0} \quad (4.3)$$

Onde,

L_0 é o comprimento linear inicial;

L_f é o comprimento linear final.

A relação entre deformação verdadeira e deformação linear convencional é dada pela fórmula:

$$e = \frac{\Delta L}{L_0} = \frac{L - L_0}{L_0} = \frac{L}{L_0} - 1 \quad (4.4)$$

sendo,

$$e + 1 = \frac{L}{L_0} \quad (4.5)$$

portanto,

$$\varepsilon = \ln \frac{L}{L_0} = \ln(e + 1) \quad (4.6)$$

Considera-se um bloco sujeito a uma força de compressão, em que as dimensões iniciais de comprimento, largura e altura, respectivamente l_0 , b_0 , h_0 está sendo deformado sobe uma carga de compressão F como ilustra a Fig. 4.2. Por inspeção, as direções principais serão como é mostrado na Fig. 4.2 e os incrementos da deformação principal são

$$d\varepsilon_1 = dh/h \quad d\varepsilon_2 = db/b \quad d\varepsilon_3 = dl/l \quad (4.7)$$

assumindo que a deformação é homogênea, isto é uniformemente distribuída por todo o volume.

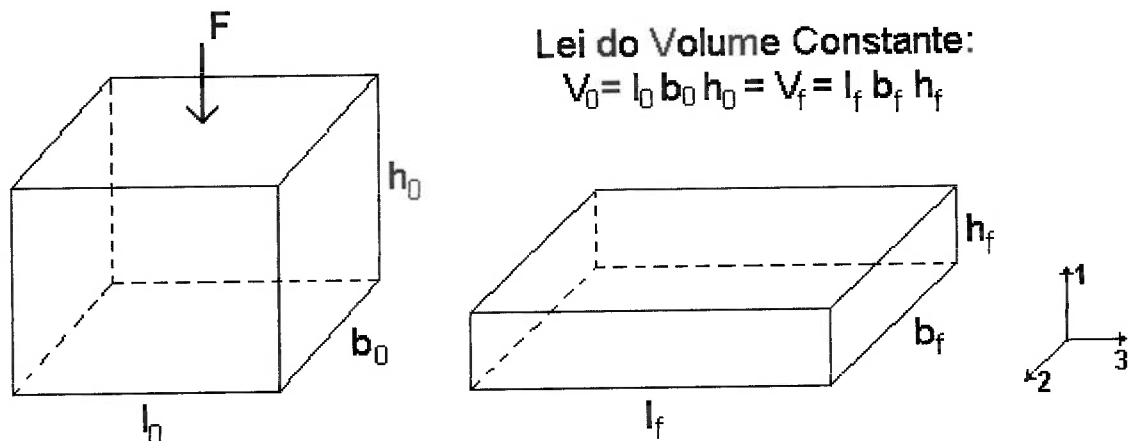


Fig. 4.2 Representação esquemática da Lei de Volume Constante.

As tensões principais da Fig. 4.2 são

$$\sigma_1 = -F/l \cdot b \quad \sigma_2 = 0 \quad \sigma_3 = 0 \quad (4.8)$$

Segundo Marciniak; Duncan (1992), a deformação verdadeira é

$$\varepsilon_1 = \int d\varepsilon_1 = \int_{h_0}^{h_f} dh/h = \ln(h_f/h_0) \quad \varepsilon_2 = \ln(b_f/b_0) \quad \varepsilon_3 = \ln(l_f/l_0) \quad (4.9)$$

e para um sólido incompressível, desde de que

$$l_0 \cdot b_0 \cdot h_0 = l_f \cdot b_f \cdot h_f \quad (4.10)$$

e segue que a soma de todos os valores de deformação é sempre igual a zero

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (4.11)$$

onde

$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$ são as deformações nas três direções principais.

Segundo Altan (1998), a maior deformação, é igual a soma das outras deformações, que é designada como a deformação principal ε_g :

$$\varepsilon_1 = -(\varepsilon_2 + \varepsilon_3) = \varepsilon_g \quad (4.12)$$

Também segundo Altan (1998), análogo a soma de deformações, a soma das taxas de deformações deve sempre ser igual a zero:

$$\dot{\varepsilon}_1 + \dot{\varepsilon}_2 + \dot{\varepsilon}_3 = 0 \quad (4.13)$$

Portanto, como foi visto anteriormente, a deformação total tem duas parcelas; uma elástica e a outra plástica, ficando da seguinte forma:

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^e + \varepsilon_{ij}^p \quad (4.14)$$

sendo que, para um carregamento uniaxial, a parcela elástica da deformação é

$$\varepsilon_{11}^e = \frac{\sigma_{11}}{E} \quad (4.15)$$

5 DEFORMAÇÃO PLÁSTICA

A deformação plástica ocorre em uma peça de trabalho metálica, quando está sendo exercida uma força externa. Isto é a peça de trabalho começa a se deformar se ultrapassa a tensão limite de escoamento do material em questão.

Sob o ponto de vista da metalurgia, a deformação ocorre quando há escorregamento ou maclação no cristal.

A deformação ocorre quando as linhas de átomos dentro dos grão cristalinos estão aptos, isto é tensionados a um certo limite, então há o deslizamento dos átomos uns sobre os outros, e a coesão entre as linhas de átomos toma lugar no seguinte reticulado atômico. Este deslizamento ocorre ao longo de planos e direções determinadas pela estrutura cristalina e é somente possível, por exemplo, pelas distorções (falhas na disposição no reticulado atômico). Como mostra a representação esquemática na Fig. 5.1.

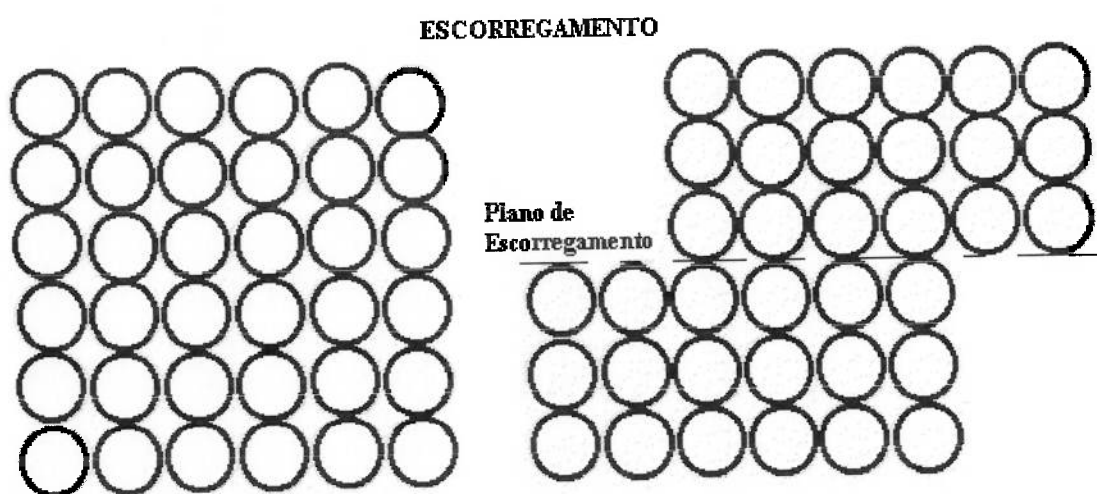


Fig. 5.1 Representação do mecanismo de deformação plástica por escorregamento. (Bresciani Filho et al.; 1997; p. 185).

No processo de deformação plástica por maclação, uma parte do cristal se inclina em relação aos outros num plano chamado de plano de maclação. A parte do cristal deformada mantém o mesmo reticulado da outra parte originária. Ocorre, como Bresciani Filho et al. (1997) explica fazendo uma comparação, que na maclação uma das parte do cristal torna-se imagem de espelho da outra parte do cristal. Isto está esquematizado na Fig. 5.2.

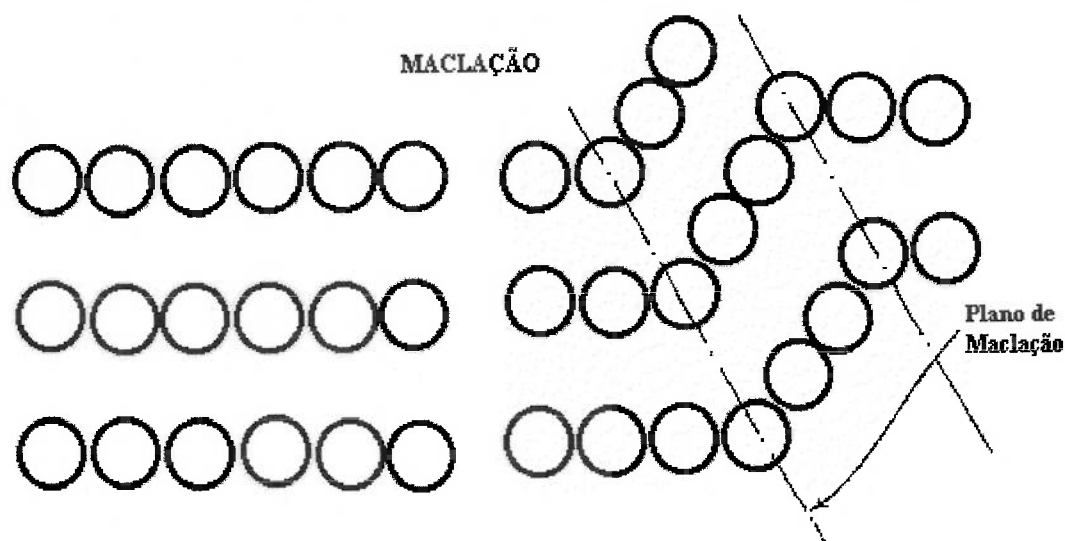


Fig. 5.2 Representação do mecanismo de deformação plástica por maclação. (Bresciani Filho et al.; 1997; p. 185).

Do ponto de vista da mecânica, os metais sujeitos a um carregamento de tensão externo, tendem a deformar-se. Primeiramente, sofrem deformação elástica e depois deformação plástica. E é esta característica de deformação permanente, que é importante, pois permite a realização da conformação mecânica da peça de trabalho.

Para que ocorra o processo de conformação plástica do metal, tem que haver deformação plástica do mesmo. Ao contrário de outros processos de fabricação que requerem remoção de material da peça de trabalho, para a sua confecção, como por exemplo o processo de usinagem.

Portanto a deformação plástica é muito importante para os processos de conformação mecânica, tais como laminação, forjamento, estampagem, extrusão, trefilação, etc. Para esses casos as tensões aplicadas são geralmente inferiores ao limite de resistência à ruptura do material e superior ao limite de escoamento do mesmo; portanto estando no regime plástico da curva de tensão deformação do material.

5.1 Curva tensão deformação

Esta curva serve para obter as propriedades mecânicas do material a ser trabalhado.

Para explicar melhor a curva de tensão deformação, será utilizado um exemplo típico de curva de tensão deformação que é de uma barra de aço meio carbono recozido sujeito à tração.

Acompanhando a Fig. 5.3, do ponto O ao ponto A, inicialmente a relação entre tensão e deformação é essencialmente linear, e o ponto A é chamado de limite de proporcionalidade. Sendo que o limite de proporcionalidade é a tensão para a qual a curva tensão deformação deixa de ser linear. Neste trecho a deformação que se origina pela aplicação da carga é apenas temporária; cessado o carregamento, o material volta a sua forma e dimensões originais. Portanto é uma região que vale a Lei de Hooke.

A carga máxima que se pode aplicar sem causar deformação permanente é definida como limite de elasticidade. Geralmente há uma pequena diferença entre o limite de proporcionalidade, ponto A, e o limite de elasticidade, ponto B. Ambos são dependentes da sensibilidade do dispositivo de medição utilizado, e também em certos detalhes da técnica do ensaio. O ponto B marca o fim da deformação puramente elástica e o início da deformação plástica. É conhecido como ponto de escoamento superior, e a tensão de escoamento superior é definida como a carga neste ponto dividida pela área de secção transversal inicial. A deformação por unidade de comprimento para este ponto é da ordem de 10^{-3} .

Depois deste ponto, a curva tem uma repentina queda de tensão e a deformação ocorre com a tensão aproximadamente constante, onde se verifica um grande alongamento, sem o acréscimo de carga, é o trecho CD indicado na Fig. 5.3, esse trecho está havendo o escoamento do material. Esta região chega a oscilar entre valores máximos e mínimos. E este fenômeno serve para bem caracterizar o início da fase plástica. A tensão de escoamento inferior é definida como a carga em CD dividida pela área da secção inicial da barra.

Após o ponto D, a tensão aumenta com a deformação. A capacidade do material de suportar uma carga maior apesar da redução uniforme na área de secção transversal é conhecida como encruamento. No ponto E, a taxa de encruamento é incapaz de manter o passo com a taxa de redução na área de secção transversal e uma tensão máxima ocorre, seguido pela deformação local conduzindo à uma fratura no ponto F. A resistência à tração é definida como a carga máxima dividida pela área de secção transversal inicial. A resistência à tração não é uma medida da resistência intrínseca do material; é somente um indicativo de uma condição da instabilidade (o fim da deformação uniforme e o início da estrição) no ensaio de tração.

Segundo Johnson, Mellor (1983), Depois de ultrapassar a carga máxima, uma estrição localizada é formada na qual um sistema triaxial de tensão de tração é desenvolvido. O ensaio de tração, portanto obtém seu limite de utilidade simples não na fratura, mas na condição de carga máxima. Por outro lado a instabilidade causa a fratura, isto é a deformação toma lugar na estrição sob um sistema triaxial de variação de tensão de tração contínua; a mais alta taxa de dureza do metal é a maior extensão da estrição que é formado. Na estrição a tensão média numa secção transversal cresce com o decréscimo da carga, enquanto que do lado de fora da estrição a tensão média decresce.

Uma observação importante deve ser feita: a Fig. 5.3 refere-se a uma curva ideal, isto é uma curva de tensão deformação de engenharia, onde a tensão é calculada sempre pela área inicial do corpo de prova. E portanto isto não representa a realidade do fato. Pois quando há a deformação o material varia a sua área de secção transversal a cada instante. E essa variação da área tem que ser levada em consideração. Levando-se em consideração a variação instantânea da área, define-se a curva tensão-deformação verdadeira.

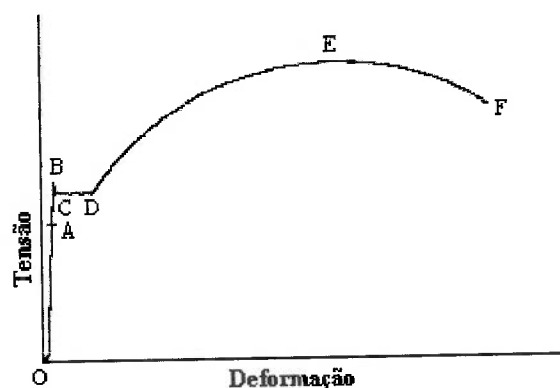


Fig. 5.3 Curva tensão deformação típica do aço meio carbono (JOHNSON, MELLOR, 1983, p. 2).

5.2 Curva tensão verdadeira deformação verdadeira

Segundo Dieter (1981), quando um metal dúctil que é tracionado, se torna instável e forma uma estrição no decorrer do ensaio de tração. Como a área da secção transversal do corpo de prova está diminuindo rapidamente nesse estágio do ensaio, a carga necessária para continuar a deformação também diminui. Do mesmo modo, a tensão média baseada na área original decresce, e isso produz a queda na curva tensão-deformação após o ponto de carga máxima. Na realidade, o metal continua a encruar até a fratura, de maneira que a tensão necessária para produzir deformações adicionais deveria crescer mesmo depois da formação da estrição. Se a tensão verdadeira, baseada na área real da secção transversal do corpo de prova, é utilizada, verifica-se que a curva tensão-deformação aumenta continuamente até a fratura. Se o cálculo da deformação é baseado em medida instantânea da área, a curva que é obtida é conhecida como curva de tensão verdadeira-deformação verdadeira.

A Fig. 5.4 compara a curva tensão verdadeira-deformação verdadeira com a sua correspondente curva tensão-deformação de engenharia. A região elástica foi comprimida no eixo dos x devido à região de deformação plástica ser relativamente muito maior.

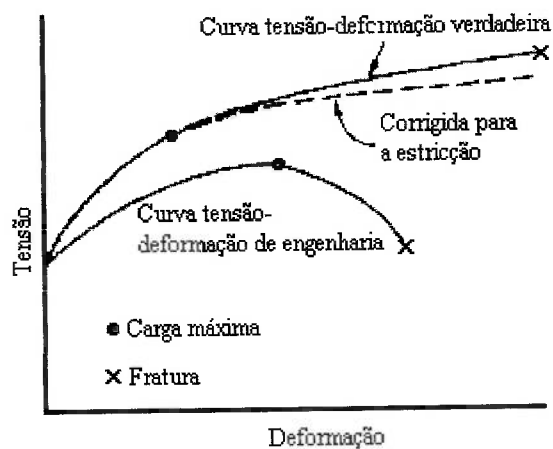


Fig. 5.4 Comparação das curvas tensão-deformação de engenharia e tensão verdadeira-deformação verdadeira. (DIETER, 1981, p. 289)

5.3 As relações tensão deformação

5.3.1 Lei de Hooke para materiais isotrópicos

Um material é dito ser elasticamente isotrópico, se suas constantes características elásticas não variam sobre qualquer rotação de coordenadas.

Um material é dito homogêneo, se as suas propriedades são idênticamente para qualquer ponto.

Aqui, será apenas considerando a lei de Hooke sem o fator da temperatura, isso porque o processo de hidroconformação é um processo a frio.

Segundo Boresi, Sidebottom (1985) as equações para a região de deformação linear é mostrado na eq. (5.3.1.1).

Sendo

I_1 o primeiro invariante de tensão, $I_1 = \sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}$

ν é o coeficiente de Poisson

E é o módulo de Young

G é o módulo de elasticidade tangencial

$$\begin{aligned}
\varepsilon_{xx} &= \frac{1}{E} \cdot [(1 + \nu) \cdot \sigma_{xx} - \nu \cdot I_1] = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{xx} - \nu \cdot \sigma_{yy} - \nu \cdot \sigma_{zz}) \\
\varepsilon_{yy} &= \frac{1}{E} \cdot [(1 + \nu) \cdot \sigma_{yy} - \nu \cdot I_1] = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{yy} - \nu \cdot \sigma_{xx} - \nu \cdot \sigma_{zz}) \\
\varepsilon_{zz} &= \frac{1}{E} \cdot [(1 + \nu) \cdot \sigma_{zz} - \nu \cdot I_1] = \frac{1}{E} \cdot (\sigma_{zz} - \nu \cdot \sigma_{xx} - \nu \cdot \sigma_{yy}) \\
\varepsilon_{xy} &= \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \sigma_{xy} \\
\varepsilon_{xz} &= \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \sigma_{xz} \\
\varepsilon_{yz} &= \frac{1}{2 \cdot G} \cdot \sigma_{yz}
\end{aligned} \tag{5.3.1.1}$$

5.3.2 Na região plástica

Na região plástica é mais complicado encontrar uma equação que forneça a relação tensão deformação, porque nesta região não é mais linear tendo que levar em conta o fator de encruamento do material.

Segundo Talbert, Avitzur (1996), lista quatro possibilidades para equacionar a curva tensão deformação na região onde deixa de ser linear.

5.3.2.1 Primeiro modelo

Este modelo é a forma mais comum utilizada.

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n \tag{5.3.2.1}$$

Sendo,

K o coeficiente de resistência;

n é o expoente de encruamento.

“A eq.(5.3.2.1) deve ser apresentada como equação de Ludwik, apesar de que ela foi primeiro proposta por Hollomon” (LANGE, 1985, p. 4.5).

Essa equação só tem validade para uma faixa estreita de deformação. Pois esta faixa cobre as deformações encontradas no ensaio de tração. Fora desta faixa, a equação continua existindo mas deixa de representar a curva do material.

Como por exemplo, conforme dados obtidos de Talbert, Avtizur (1996), o aço 1020 que tem sua faixa de deformação entre 0,1 a 0,7, coeficiente (K) igual a 745,3 MPa, coeficiente de encruamento igual a 0,20. Substituindo na eq. (5.3.2.1);

$$\sigma = 745,3 \cdot \varepsilon^{0,2}$$

A faixa limite de deformação é 0,1 a 0,7, fora disto, a equação deixa de representar o aço 1020.

5.3.2.2 Segundo modelo

Segundo Talbert, Avtizur (1996), uma outra relação tensão-deformação com dois parâmetros pode ser usada ou como um modelo independente, ou para descrever a resistência do metal além da faixa de deformação. Esta equação é da forma;

$$\sigma = A + B \cdot \varepsilon \quad (5.3.2.2)$$

Sendo,

σ é a tensão em [Pa];

A é a tensão axial do material recozido [Pa];

B é a taxa de dureza [Pa], que é, $B = \partial\sigma / \partial\varepsilon$.

Segundo Talbert, Avitzur (1996), se a eq. (5.3.2.2) é usada como uma continuação da eq. (5.3.2.1), então para assegurar a transição suave de um modelo para outro, as constantes dos dois modelos devem ser;

$$A = (1 - n) \cdot K \cdot \varepsilon_{\max}^n$$

$$B = n \cdot K \cdot \varepsilon_{\max}^{n-1}$$

5.3.2.3 Terceiro modelo

Segundo Talbert, Avitzur (1996), um modelo alternativo usa três parâmetros.

$$\sigma = A \cdot (1 + B \cdot \varepsilon)^n \quad (5.3.2.3)$$

Para melhorar o ajuste, as constante A e B podem ser dados valores diferentes para diferentes faixas de deformações efetivas. Neste modelo A e B não são mais constantes.

5.3.2.4 Quarto modelo

Segundo Talbert, Avitzur (1996), este quarto modelo apresenta limite para a quantidade de encruamento do material. Esta equação apresenta três parâmetros.

$$\sigma = S_0 + (S_{inf} - S_0) \cdot [1 - \exp(-\varepsilon/n)] \quad (5.3.2.4)$$

Sendo,

S_0 é interpretado como tensão sobe tração que causa o escoamento inicial de um estado recozido;

S_{inf} é o final, tensão sobe tração constante, onde as deformações são possivelmente muito grandes;

n é o coeficiente de encruamento.

Esta equação faz uma transição suave, entre o limite da região plástica com seu estado final de resistência máxima.

A Tabela 5.1, traz exemplo de valores de S_0 , S_{inf} e n de alguns materiais.

Tabela 5.1 Condições mecânicas

Material	S_0 [MPa]	S_{inf} [MPa]	n
Cobre	15,4	304,2	0,14
Níquel-Cobre	84,9	437,0	0,12
Latão 70:30	84,9	545,0	0,22
Latão 64:36	77,2	571,3	0,25
Níquel-Prata	84,9	602,2	0,19
Bronze-Alumínio	61,8	284,5	0,29
Bronze fosfórico	123,5	656,2	0,29

(Talbert; Avitzur, 1996, p. 341)

6 TENSÃO EFETIVA E DEFORMAÇÃO EFETIVA

Segundo Suh; Turner (1976), a tensão efetiva (ou equivalente) é aproximadamente proporcional a tensão de cisalhamento resultante. A tensão efetiva pode ser utilizada no lugar da tensão normal uniaxial σ_{11} (ou tensão de cisalhamento máxima) para caracterizar a natureza do carregamento no corpo carregado multiaxialmente.

$$\bar{\sigma} = \left(\sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 \frac{3}{2} \cdot \sigma'_{ij} \cdot \sigma'_{ij} \right)^{1/2} = (-3 \cdot J_2')^{1/2} \quad (6.1)$$

$$\bar{\sigma} = \left\{ \frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + 3(\sigma_{12}^2 + \sigma_{13}^2 + \sigma_{23}^2) \right\}^{1/2}$$

O incremento da deformação efetiva $d\bar{\epsilon}$ pode ser definido como

$$(d\bar{\epsilon})^2 = \frac{4}{9} \left\{ \frac{1}{2} [(d\epsilon_{11} - d\epsilon_{22})^2 + (d\epsilon_{11} - d\epsilon_{33})^2 + (d\epsilon_{22} - d\epsilon_{33})^2] + 3(d\epsilon_{12}^2 + d\epsilon_{13}^2 + d\epsilon_{23}^2) \right\} \quad (6.2)$$

Portanto o total da deformação plástica efetiva (ou equivalente), é definida como

$$\bar{\epsilon}^p = \int d\bar{\epsilon}^p \quad (6.3)$$

Deformação efetiva (ou equivalente)

$$\bar{\epsilon} = \left\{ \frac{4}{9} \cdot \left[\frac{1}{2} \cdot ((\epsilon_{11} - \epsilon_{22})^2 + (\epsilon_{22} - \epsilon_{33})^2 + (\epsilon_{11} - \epsilon_{33})^2) + 3 \cdot (\epsilon_{12}^2 + \epsilon_{13}^2 + \epsilon_{23}^2) \right] \right\}^{1/2} \quad (6.4)$$

Segundo Suh; Turner (1976), a utilidade das expressões de tensão efetiva e deformação efetiva, é que a as tensões obtidas sob condições diferentes de carregamento, podem ser relacionadas razoavelmente bem em termos de tensão efetiva e deformação efetiva.

Também segundo Suh; Turner (1976), no limite plástico a taxa $(d\bar{\epsilon}^p / \bar{\sigma})$ é usada para caracterizar o comportamento plástico relacionando deformações plásticas incrementais individuais com as tensões.

7 CRITÉRIO DE ESCOAMENTO

“Os mecanismos de deformação plástica se manifestam através da ação de uma tensão cisalhante atuando em planos de escorregamento (ou maclação), denominada tensão crítica de cisalhamento” (BRESCIANI FILHO et al. 1997, p. 187).

Segundo Bresciani Filho et al. (1997), na prática as tensões aplicadas a um corpo nem sempre geram tensões de cisalhamento puro, e portanto deve-se fazer a decomposição das tensões atuantes nos planos de escorregamento ou de maclação.

Para exemplificar isto, a Fig.7.1 mostra um cristal simples com um sistema de escorregamento compreendendo o plano de escorregamento e a direção de escorregamento.

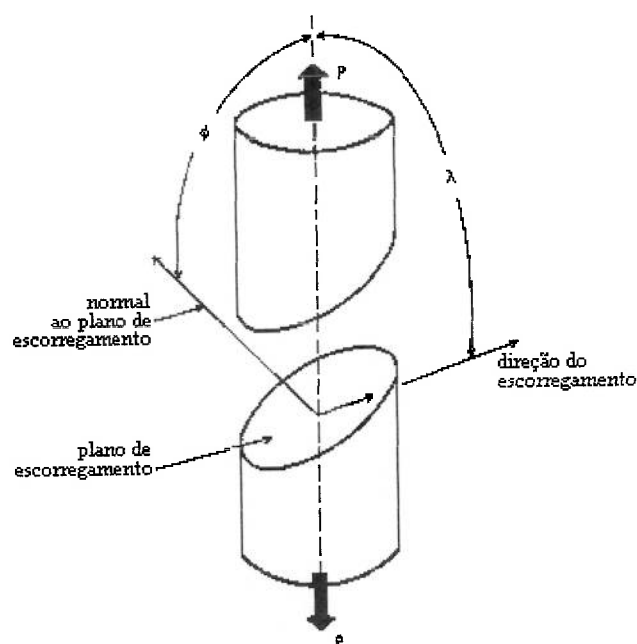


Fig.7.1 Representação esquemática de um sistema de escorregamento para um cristal simples.

O ângulo ϕ corresponde ao ângulo entre a normal ao plano de escorregamento e o eixo de tração; o ângulo λ corresponde ao ângulo entre esse eixo e a direção de escorregamento.

A componente da força aplicada P atuando na direção do escorregamento é dada por

$$P \cdot \cos(\lambda) \quad (7.1)$$

sendo S a seção transversal nominal do cristal, a tensão é dada por

$$\sigma = \frac{P}{S}$$

ou

$$\sigma \cdot S = P \quad (7.2)$$

Multiplicando por $\cos(\lambda)$ tem-se

$$P \cdot \cos(\lambda) = \sigma \cdot S \cdot \cos(\lambda) \quad (7.3)$$

A área do plano de escorregamento é igual a

$$\frac{S}{\cos(\phi)}$$

Assim, a componente da tensão de escorregamento é dada por

$$\sigma_e = \frac{P \cdot \cos(\lambda)}{S \cdot \cos(\phi)}$$

ou

$$\sigma_e = \frac{P}{S} \cdot \cos(\lambda) \cdot \cos(\phi) = \sigma \cdot \cos(\lambda) \cdot \cos(\phi) \quad (7.4)$$

onde $\cos(\lambda) \cos(\phi)$ representa um fator de orientação, às vezes chamado “fator Schmid”.

O escorregamento se dá com uma força axial quando $\lambda=45^\circ$ e $\phi=45^\circ$, o que resulta em

$$\sigma_e = \frac{1}{2} \cdot \sigma \quad (7.5)$$

Uma observação deve ser feita aqui, estes ângulos de 45° são para o critério de Tresca, já para o critério von Mises esses ângulos são um pouco menores.

7.1 Critério de Tresca

O critério de Tresca foi proposto em 1864 para metais.

Como é citado por Pimenta (2000), o critério de máxima tensão de cisalhamento. Esse critério afirma que um metal se plastifica se a máxima tensão de cisalhamento atingir um certo valor.

$$\begin{aligned}\tau_1 &= \frac{1}{2}(\sigma_2 - \sigma_3) \\ \tau_2 &= \frac{1}{2}(\sigma_3 - \sigma_1) \\ \tau_3 &= \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)\end{aligned}\tag{7.1.1}$$

Sendo: $\tau_{\max} = \frac{1}{2}Y$

Então as expressões ficam

$$\begin{aligned}\sigma_2 - \sigma_3 &= \pm Y \\ \sigma_3 - \sigma_1 &= \pm Y \\ \sigma_1 - \sigma_2 &= \pm Y\end{aligned}\tag{7.1.2}$$

Onde, Y é a magnitude da tensão de escoamento uniaxial.

E tendo a tabela dos cossenos diretores.

Tabela 7.1: Cossenos diretores

	σ_1	σ_2	σ_3
ξ	$-\frac{1}{\sqrt{2}}$	$\frac{1}{\sqrt{2}}$	0
η	$-\frac{1}{\sqrt{6}}$	$-\frac{1}{\sqrt{6}}$	$\frac{2}{\sqrt{6}}$
ζ	$\frac{1}{\sqrt{3}}$	$\frac{1}{\sqrt{3}}$	$\frac{1}{\sqrt{3}}$

Somando as direções de σ_1 , σ_2 e σ_3 , tem-se:

$$\begin{aligned}\sigma_1 &= -\frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \xi - \frac{1}{\sqrt{6}} \cdot \eta + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \zeta \\ \sigma_2 &= \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \xi - \frac{1}{\sqrt{6}} \cdot \eta + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \zeta \\ \sigma_3 &= \frac{2}{\sqrt{6}} \cdot \eta + \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \zeta\end{aligned}\tag{7.1.3}$$

Substituindo a eq.(7.1.3) na eq.(7.1.2), tem-se o lugar geométrico do escoamento:

$$\begin{aligned}\xi - \sqrt{3} \cdot \eta &= \pm \sqrt{2} \cdot Y \\ \xi + \sqrt{3} \cdot \eta &= \pm \sqrt{2} \cdot Y \\ \xi &= \pm \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot Y\end{aligned}\tag{7.1.4}$$

Como foi colocado por Pimenta (2000), a Fig.7.3 mostra a seção transversal da superfície de Tresca no plano anti-esférico. Note-se que a superfície é um prisma reto de base hexagonal regular.

7.2 Critério de von Mises

O critério de von Mises foi formulado em 1913, para metais.

É o critério da máxima tensão de cisalhamento octaédrica, ou o critério de energia de distorção máxima.

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 = 2 \cdot Y^2\tag{7.2.1}$$

O lugar geométrico do escoamento:

$$\xi^2 + \eta^2 = \frac{2}{3} \cdot Y^2\tag{7.2.2}$$

A eq.(7.2.2) representa um círculo de raio a :

$$a = \sqrt{\frac{2}{3}} \cdot Y \quad (7.2.3)$$

Segundo Boresi; Sidebottom (1985), este círculo (círculo de von Mises) circunscreve o hexágono regular de Tresca, e os vértices do hexágono coincidem com a circunferência (vide Fig. 7.3). A diferença entre os dois critérios é de aproximadamente 15,5%.

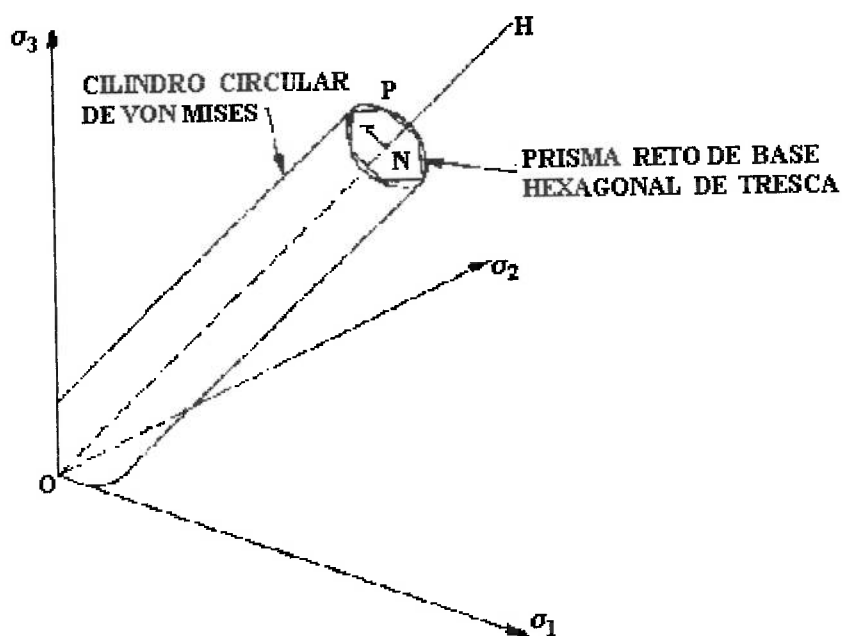


Fig. 7.2 “Representação espacial dos dois critérios de escoamento”(Jonhson; Mellor, 1983, p. 65).

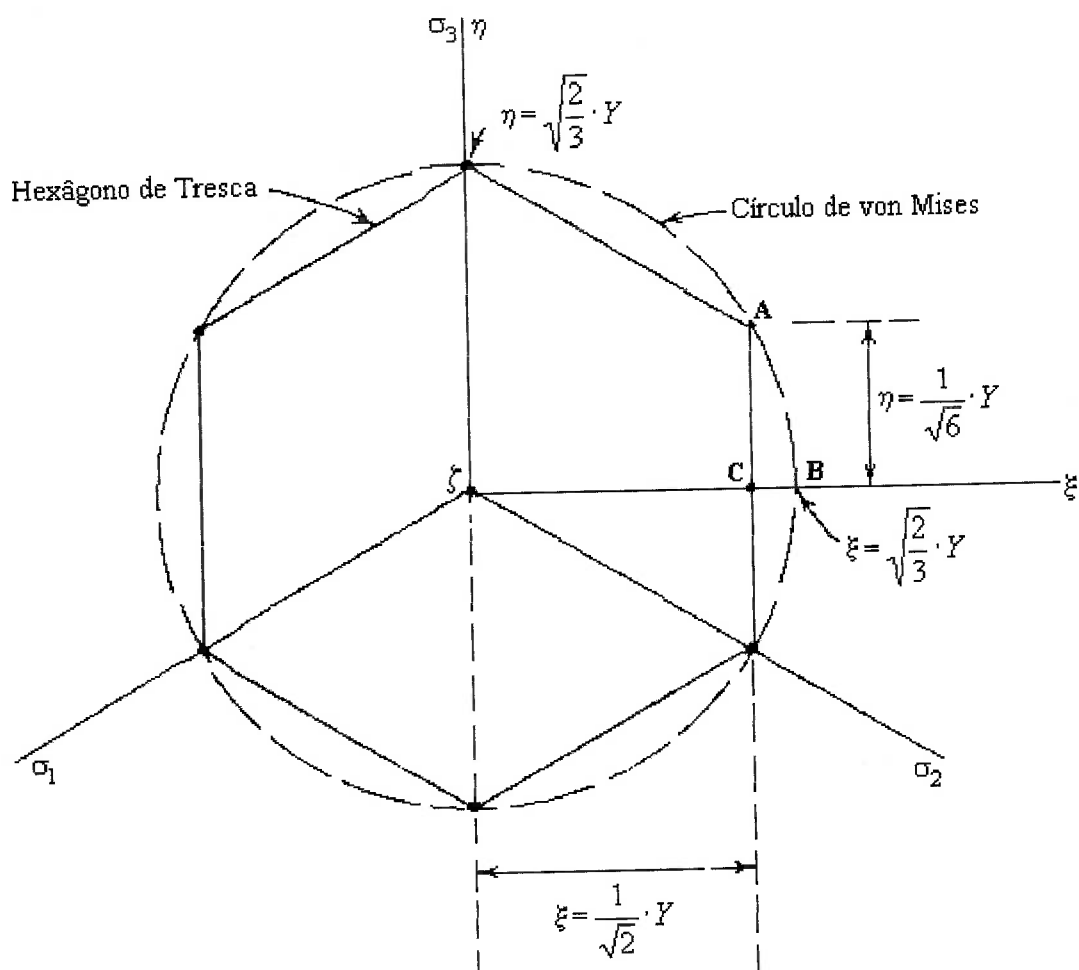


Fig. 7.3 Representação do lugar geométrico do escoamento no plano (ξ, η) (Boresi; Sidebottom, 1985, p. 94).

7.3 Construção das superfícies do escoamento pelos critérios de von Mises e de Tresca para Carregamento biaxial

Quando $\sigma_3 = 0$, a condição é dita ser de tensão plana ou biaxial. Para tal caso o critério de escoamento pode ser representado como uma área de duas dimensões.

Teoria de Tresca:

Para $\sigma_3 = 0$. Substituindo na eq.(7.1.2) obtém-se

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_2}{Y} = \pm 1 \quad (7.3.1a)$$

$$\frac{\sigma_2}{Y} = \pm 1 \quad (7.3.1b)$$

$$\frac{\sigma_1}{Y} = \pm 1 \quad (7.3.1c)$$

São portanto seis equações, que podem ser representadas num diagrama bidimensional, se σ_1/Y é plotado no eixo x e σ_2/Y é plotado no eixo y. As equações (eq.7.3.1b) representa duas linhas horizontais interceptando a ordenada +1 e -1 respectivamente. A eq.(7.3.1c) representada duas linhas verticais que passa através da abscissa +1 e -1. A eq.(7.3.1a) representa duas linhas retas inclinadas passando através dos pontos (-1, 0), (0, 1) e (1, 0), (0, -1) respectivamente. Todas as seis linhas retas são mostrados na Fig.7.4 pelas linhas pontilhadas, representando um hexágono. De acordo com Tresca, se a condição da tensão estiver dentro do hexágono então o corpo está no estado elástico; se a condição da tensão estiver fora do hexágono o corpo está no estado plástico, isto é o hexágono representa a transição do estado elástico para o estado plástico.

Teoria de von Mises:

Tendo em vista que o critério de escoamento de von Mises para um sistema de tensão principal é dado por

$$\frac{1}{2} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2] = Y^2 \quad (7.3.2)$$

Para um estado de tensão biaxial ($\sigma_3 = 0$). Consequentemente a equação acima se torna

$$\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - 0)^2 + (0 - \sigma_1)^2] = Y^2 \quad (7.3.3)$$

Simplificando, pode-se obter

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 = Y^2 \quad (7.3.4)$$

Rearranjando a equação acima, obtém-se

$$\left(\frac{\sigma_1}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_1}{Y} \cdot \frac{\sigma_2}{Y} = 1 \quad (7.3.5)$$

Esta equação representa uma elipse, que passa através dos seguintes pontos na Fig.7.4:

$$\begin{array}{ccc} (1, 0) & (1, 1) & (0, 1) \\ (-1, 0) & (-1, -1) & (0, -1) \end{array}$$

A elipse de von Mises é mostrado plotada na Fig.7.4 como linha continua. De acordo com von Mises, se o estado de tensão estiver dentro da elipse, então o corpo está no estado elástico e se estiver fora da elipse, o corpo está no estado plástico.

As duas teorias dizem a mesma coisa. Mas por outro lado, se os pontos experimentais está dentro da área entre o hexágono e a elipse (isto é lado de fora do hexágono e lado de dentro da elipse) então, de acordo com a teoria de Tresca o corpo está no estado plástico mas de acordo com a teoria de von Mises o corpo está no estado elástico. Consequentemente a diferença entre estas duas teorias é a área que sobra da diferença entre a elipse e o hexágono. E pode ser visto que a máxima diferença entre as duas teorias ocorrem nos pontos marcados da Fig.7.4 com os pontos A, B, C, D, E e F. É fácil calcular a diferença máxima entre estas duas teorias em qualquer dos seis pontos.

Considerando o **ponto B**, onde

$$\frac{\sigma_1}{Y} = 1 \quad , \quad \frac{\sigma_2}{Y} = \frac{1}{2}$$

Isto é,

$$\sigma_1 = 2 \cdot \sigma_2 \tag{7.3.6}$$

Tendo a equação da elipse (teoria de von Mises)

$$\left(\frac{\sigma_1}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_1}{Y} \cdot \frac{\sigma_2}{Y} = 1 \tag{7.3.7}$$

Substituindo eq.(7.3.6) na eq.(7.3.7), obtém-se

$$\left(\frac{\sigma_1}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_1}{2 \cdot Y}\right)^2 - \frac{\sigma_1}{Y} \cdot \frac{\sigma_1}{2 \cdot Y} = 1$$

$$\left(\frac{\sigma_1}{Y}\right)^2 \cdot \left[1 + \frac{1}{4} - \frac{1}{2}\right] = 1$$

Resolvendo σ_1 , tem-se

$$\sigma_1 = \frac{2 \cdot Y}{\sqrt{3}} \tag{7.3.8}$$

De acordo com o critério de Tresca, no ponto B

$$\sigma_1 = Y \tag{7.3.9}$$

Consequentemente a diferença entre as duas teorias no **ponto B** é dada por

$$\frac{\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y - Y}{Y} \cdot 100 \quad \text{por cento}$$

$$\text{diferença} = 15,47\%$$

Considerando agora o **ponto A**, onde

$$\frac{\sigma_2}{Y} = 1 \quad , \quad \frac{\sigma_1}{Y} = \frac{1}{2}$$

Isto é,

$$\sigma_2 = 2 \cdot \sigma_1 \tag{7.3.10}$$

Tendo a equação da elipse (teoria de von Mises)

$$\left(\frac{\sigma_1}{Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_1}{Y} \cdot \frac{\sigma_2}{Y} = 1 \tag{7.3.11}$$

Substituindo eq.(7.3.10) na eq.(7.3.11), obtém-se

$$\left(\frac{\sigma_2}{2 \cdot Y}\right)^2 + \left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 - \frac{\sigma_2}{2 \cdot Y} \cdot \frac{\sigma_2}{Y} = 1$$

$$\left(\frac{\sigma_2}{Y}\right)^2 \cdot \left[\frac{1}{4} + 1 - \frac{1}{2}\right] = 1$$

Resolvendo σ_2 , tem-se

$$\sigma_2 = \frac{2 \cdot Y}{\sqrt{3}} \tag{7.3.12}$$

No ponto A, o critério de Tresca é

$$\sigma_2 = Y \tag{7.3.13}$$

Conseqüentemente, a diferença entre as duas teorias no **ponto A** é dada por

$$\frac{\frac{2}{\sqrt{3}} \cdot Y - Y}{Y} \cdot 100 \quad \text{por cento}$$

$$\text{diferença} = 15,47\%$$

Segundo Gopinathan (1982), pode-se comprovar que a diferença entre as duas teorias nos pontos C, D, E e F é também 15,47%. Consequentemente pode ser visto que a diferença máxima entre as duas teorias é de apenas 15,47%; que arredondando dá 15,5% como já foi citado anteriormente; e que é relativamente pequena. Consequentemente na resolução de problemas de conformação de metais, qualquer uma das duas teorias pode ser usado dependendo da situação sem introdução de mais erros. Porém a teoria de von Mises é mais conservativa e mais de confiança do que a teoria de Tresca, consequentemente pode ser usado seguramente.

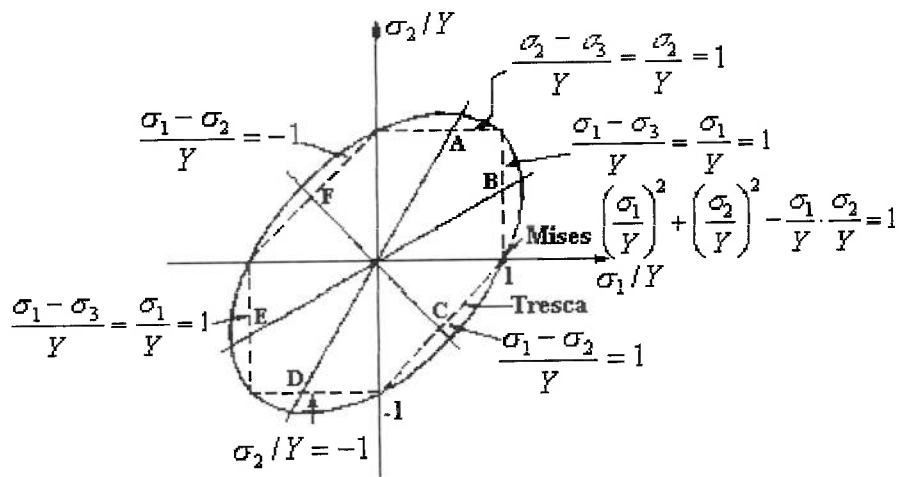


Fig. 7.4 “Superfícies de escoamento de von Mises e Tresca para uma condição de tensão plana” (Gopinathan, 1982, p.78).

8 TEORIA DA PLASTICIDADE

O processo de deformação plástica é um processo irreversível, e a maior parte do trabalho de deformação, é transformada em calor. As tensões no estado final depende do histórico da deformação do corpo em questão. Consequentemente, as equações que descrevem a deformação plástica não podem ser do tipo de relações finitas, que relacionam os componentes da tensão e da deformação (como as equações da elasticidade linear); portanto são equações diferenciais não integráveis.

Segundo Meyers; Chawla (1982), alguns autores dividem as teorias da plasticidade em duas classes: teorias de escoamento e teorias de deformação. As primeiras relacionam a tensão com a variação de deformação. Elas consideram uma sucessão de incrementos infinitesimais na distorção. Como as teorias de escoamento tratam da deformação instantânea, são melhores para grandes deformações. As teorias de deformação relacionam a tensão com a deformação e visam a um método de aproximação para representar a história da deformação. São aplicáveis nos casos em que o carregamento é proporcional, isto é, quando se tem, aproximadamente,

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{d\sigma_2}{\sigma_2} = \frac{d\sigma_3}{\sigma_3} \quad (8.1)$$

As principais teorias de plasticidade são mostradas no fluxograma da Fig. 8.1.

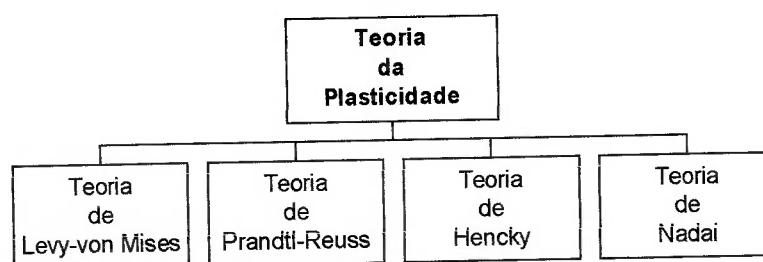


Fig. 8.1 Fluxograma da divisão das teorias de plasticidade.

8.1 Teoria de Levy-von Mises

Levy, em 1870, e mais tarde von Mises (1913), estabeleceram uma teoria para corpos rígidos idealmente plásticos, como é mostrado na Fig. 8.2, ($E = \infty$ e $Y =$ constante), que é disposto na obra de Meyers, Chawla (1982).

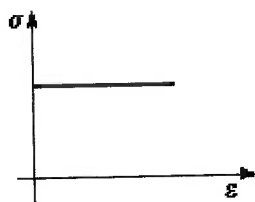


Fig. 8.2 Mostra a curva tensão-deformação de um material plástico rígido ideal.

Levy e von Mises propuseram que os incrementos de deformação plástica estão relacionados com as tensões-desvio pela eq. (8.1), rescrevendo-a

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = \frac{d\sigma_2}{\sigma_2} = \frac{d\sigma_3}{\sigma_3}$$

$$\frac{d\varepsilon_x}{\sigma'_x} = \frac{d\varepsilon_y}{\sigma'_y} = \frac{d\varepsilon_z}{\sigma'_z} = \frac{d\varepsilon_{yz}}{\tau_{yz}} = \frac{d\varepsilon_{xz}}{\tau_{xz}} = \frac{d\varepsilon_{xy}}{\tau_{xy}} = d\lambda \quad (8.1.1)$$

Onde $d\lambda$ é uma constante positiva que pode variar durante o carregamento.

Sendo σ'_{ij} o tensor-tensão desvio, que é dado por

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma_m \cdot \delta \quad (8.1.2)$$

E onde σ_m é a tensão hidrostática ou média

$$\sigma_m = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \quad (8.1.3)$$

Portanto o tensor-tensão desvio pode ser escrito assim;

$$\sigma'_{ij} = \begin{vmatrix} \frac{2 \cdot \sigma_x - \sigma_y - \sigma_z}{3} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \frac{2 \cdot \sigma_y - \sigma_z - \sigma_x}{3} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \frac{2 \cdot \sigma_z - \sigma_x - \sigma_y}{3} \end{vmatrix} \quad (8.1.4)$$

Segundo Dieter (1981), estas equações se baseiam na hipótese de que os eixos principais dos incrementos de deformação coincidem com os eixos das tensões principais. Uma vez que não são consideradas as deformações elásticas na eq. (8.1.1), elas só se aplicam para um sólido plástico ideal (rígido) no qual a deformação elástica é pequena comparada com a deformação plástica.

A Eq.8.1.1 pode ser escrita como

$$\frac{d\varepsilon_x - d\varepsilon_y}{\sigma'_x - \sigma'_y} = \frac{d\varepsilon_y - d\varepsilon_z}{\sigma'_y - \sigma'_z} = \frac{d\varepsilon_z - d\varepsilon_x}{\sigma'_z - \sigma'_x} = \frac{d\varepsilon_{yz}}{\tau_{yz}} = \frac{d\varepsilon_{xz}}{\tau_{xz}} = \frac{d\varepsilon_{xy}}{\tau_{xy}} = d\lambda \quad (8.1.5)$$

Utilizando o tensor-tensão desvio nas equações de Levi-von Mises, as equações podem ser escritas como é mostrado na eq. (8.1.6)

$$\begin{aligned} d\varepsilon_x &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left[\sigma_x - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_y + \sigma_z) \right] \\ d\varepsilon_y &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left[\sigma_y - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_z + \sigma_x) \right] \\ d\varepsilon_z &= \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left[\sigma_z - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \right] \\ d\varepsilon_{yz} &= d\lambda \cdot \tau_{yz} \\ d\varepsilon_{xz} &= d\lambda \cdot \tau_{xz} \\ d\varepsilon_{xy} &= d\lambda \cdot \tau_{xy} \end{aligned} \quad (8.1.6)$$

Para se avaliar a constante $d\lambda$, pode-se utilizar o invariante da deformação plástica, ou seja a deformação efetiva.

Substituindo as eq. (8.1.6) e eq. (6.2), tem-se:

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \left\{ \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6 \cdot (\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2) \right]^{1/2} \right\}$$

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{2}{3} \cdot d\lambda \cdot \bar{\sigma}$$

$$d\bar{\varepsilon} = \frac{\sqrt{2}}{3} \cdot \left[(d\varepsilon_x - d\varepsilon_y)^2 + (d\varepsilon_y - d\varepsilon_z)^2 + (d\varepsilon_z - d\varepsilon_x)^2 + 6 \cdot (d\varepsilon_{xy})^2 + 6 \cdot (d\varepsilon_{yz})^2 + 6 \cdot (d\varepsilon_{xz})^2 \right]^{1/2} \quad (8.1.7)$$

Assim,

$$\begin{aligned} d\varepsilon_x &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \left[\sigma_x - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_y + \sigma_z) \right] \\ d\varepsilon_y &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \left[\sigma_y - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_z + \sigma_x) \right] \\ d\varepsilon_z &= \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \left[\sigma_z - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_x + \sigma_y) \right] \\ d\varepsilon_{yz} &= \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \tau_{yz} \\ d\varepsilon_{xz} &= \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \tau_{xz} \\ d\varepsilon_{xy} &= \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \tau_{xy} \end{aligned} \quad (8.1.8)$$

A eq. (8.1.8) se reduz à

$$d\varepsilon'_{ij} = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \sigma'_{ij} \quad (8.1.9)$$

O termo $d\bar{\varepsilon}/\bar{\sigma}$ pode ser calculado a partir da curva tensão efetiva – deformação efetiva, cujo o equacionamento é

$$\bar{\sigma} = K \cdot (\bar{\varepsilon})^n \quad (8.1.10)$$

8.2 Teoria de Prandtl-Reuss

Segundo Meyers, Chawla (1982), a teoria de Levy-von Mises foi mais tarde estendida para sólidos elasto-plásticos por Prandtl (1925), levando em conta o estado de deformação plana, e por Reuss (1930), generalizando o caso.

O incremento de deformação total é a soma de um incremento de deformação elástica $d\varepsilon^E$ e um incremento de deformação plástica $d\varepsilon^P$.

Portanto,

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^E + d\varepsilon_{ij}^P \quad (8.2.1)$$

A deformação média ou componente hidrostática (esférica) pode ser escrita como

$$\varepsilon_m = \frac{\varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z}{3} = \frac{\varepsilon_{zz}}{3} = \frac{\Delta}{3} \quad (8.2.2)$$

E o tensor de deformações-desviadoras pode ser escrito

$$\varepsilon'_{ij} = \begin{vmatrix} \varepsilon_x - \varepsilon_m & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_y - \varepsilon_m & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_z - \varepsilon_m \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} \frac{2 \cdot \varepsilon_x - \varepsilon_y - \varepsilon_z}{3} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \frac{2 \cdot \varepsilon_y - \varepsilon_z - \varepsilon_x}{3} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \frac{2 \cdot \varepsilon_z - \varepsilon_x - \varepsilon_y}{3} \end{vmatrix} \quad (8.2.3)$$

O tensor deformação total pode ser escrito como

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon'_{ij} + \varepsilon_m = \left(\varepsilon_{ij} - \frac{\Delta}{3} \cdot \delta_{ij} \right) + \frac{\Delta}{3} \cdot \delta_{ij} \quad (8.2.4)$$

A relação elástica da tensão deformação pode ser escrita como

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1 + \nu}{E} \cdot \sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{kk} \cdot \delta_{ij} \quad (8.2.5)$$

Utilizando as eqs. (8.2.4) (8.2.5), o incremento de deformação elástica é dado pela

$$d\varepsilon_{ij}^E = \left(d\varepsilon_{ij} - \frac{d\varepsilon_{kk}}{3} \cdot \delta_{ij} \right) + \frac{d\varepsilon_{kk}}{3} \cdot \delta_{ij} = \frac{1 + \nu}{E} d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{E} \cdot \sigma_{kk} \cdot \delta_{ij}$$

Ou

$$d\varepsilon_{ij}^E = \frac{1 + \nu}{E} \cdot d\sigma'_{ij} + \frac{1 - 2 \cdot \nu}{E} \cdot \frac{d\sigma_{kk}}{3} \cdot \delta_{ij} \quad (8.2.6)$$

onde ν é o coeficiente de Poisson

O incremento de deformação plástica é dado pelas equações de Levy-von Mises, que pode ser escrito como

$$d\varepsilon_{ij}^P = \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \sigma'_{ij} \quad (8.2.7)$$

Então, as relações de tensão e deformação para um sólido elasto-plástico são dadas pela eq. (8.2.8)

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1+\nu}{E} \cdot d\sigma'_{ij} + \frac{1+2\nu}{E} \cdot \frac{d\sigma_{kk}}{3} \cdot \delta_{ij} + \frac{3}{2} \cdot \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \cdot \sigma'_{ij} \quad (8.2.8)$$

8.3 Teoria de Hencky

Hencky propôs que, para pequenas deformações, a equação

$$\sigma'_{ij} = 2 \cdot \lambda \cdot \varepsilon'_{ij} \quad (8.3.1)$$

Da teoria de Saint-Venant-Levy-von Mises pode ser substituída pela relação entre os componentes desviadores de tensão e de deformação. Assim ficando,

$$\sigma'_{ij} = 2 \cdot G_P \cdot \varepsilon'_{ij} \quad (8.3.2)$$

Em que G_P varia de ponto a ponto e pode ser considerada, a título de analogia com a elasticidade, como um módulo de cisalhamento plástico. As deformações elásticas são desprezadas na eq.(8.3.2). A hipótese de constância de volume implica que $\varepsilon'' = 0$ e $\varepsilon = \varepsilon'$.

Consequentemente, a eq.(8.3.2) pode ser expressa em termos das tensões e deformações principais:

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{2 \cdot \sigma_1 - \sigma_2 - \sigma_3}{6 \cdot G_P} = \frac{1}{3 \cdot G_P} \cdot \left[\sigma_1 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_2 + \sigma_3) \right] = \frac{1}{E_P} \left[\sigma_1 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_2 + \sigma_3) \right] \\ \varepsilon_2 &= \frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{6 \cdot G_P} = \frac{1}{3 \cdot G_P} \cdot \left[\sigma_2 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_3) \right] = \frac{1}{E_P} \left[\sigma_2 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_3) \right] \\ \varepsilon_3 &= \frac{2 \cdot \sigma_3 - \sigma_1 - \sigma_2}{6 \cdot G_P} = \frac{1}{3 \cdot G_P} \cdot \left[\sigma_3 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \right] = \frac{1}{E_P} \left[\sigma_3 - \frac{1}{2} \cdot (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \end{aligned} \quad (8.3.3)$$

Segundo Meyers; Chawla (1982), define-se por analogia com as equações da elasticidade, um módulo de Hooke plástico E_p . Tomou-se, para tal, o coeficiente de Poisson igual a 0,5. Esta hipótese se aproxima bem da realidade. E_p é em realidade variável assim como G_p . A Fig. 8.3 mostra como E_p é obtido; que é a razão entre a tensão e a deformação efetiva.

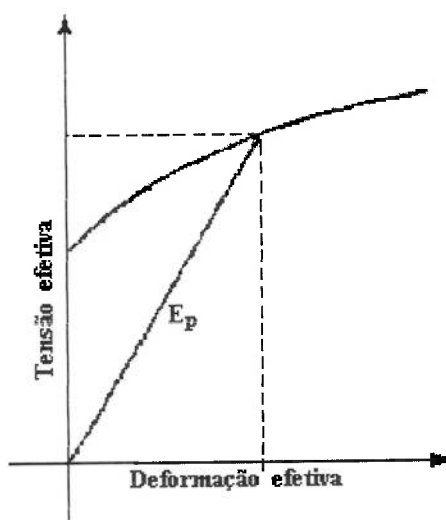


Fig. 8.3 Tensão efetiva versus deformação efetiva, definido portanto o módulo de plasticidade E_p (Meyers; Chawla; 1982; p. 70).

8.4 Teoria de Nadai

Nadai desenvolveu equações semelhantes as eq. (8.3.3), baseando-se na igualdade dos parâmetros de Lode. Sendo os parâmetros de Lode como segue:

$$\mu = \frac{2 \cdot \sigma_2 - \sigma_3 - \sigma_1}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad (8.4.1)$$

$$\nu = \frac{2 \cdot \Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_3 - \Delta \varepsilon_1}{\Delta \varepsilon_1 - \Delta \varepsilon_3} \quad (8.4.2)$$

Os $\Delta\varepsilon_i$ são incrementos finitos de deformação. Se um material obedece à teoria de plasticidade de Levy-von Mises, deve sempre ter $\mu = \nu$. A maioria dos metais mostra um leve, porém sistemático, desvio da relação de Lode: $\mu = \nu$. Pode-se concluir, a partir da igualdade dos parâmetros de Lode, que

$$\frac{\tau_1}{\gamma_1} = \frac{\tau_2}{\gamma_2} = \frac{\tau_3}{\gamma_3} \quad (8.4.3)$$

sendo τ_i e γ_i as componentes das tensões e deformações principais de cisalhamento. A partir daí podem-se obter as mesmas expressões que na teoria de Hencky.

Segundo Meyers; Chawla (1982), nas teorias de deformação, a deformação total plástica é proporcional ao desviador da tensão. Por outro lado, nas teorias de escoamento, os incrementos de deformação plástica são proporcionais ao desviador da tensão. A teoria de Hencky é idêntica às teorias de escoamento, quando as tensões e as deformações principais permanecem coaxiais durante a deformação, e também quando o carregamento é proporcional.

9 PROCEDIMENTOS PARA A SIMULAÇÃO

Segundo Assan (1999), método de elementos finitos teve sua formulação como hoje é conhecida, com a publicação do trabalho de Turner, Clough, Martin e Topp, em 1956. E o método passou a ser difundido e aplicado nas diversas áreas, principalmente com a evolução dos computadores.

O motivo pelo qual se difundiu este método, se deve pelo fato que fazendo a simulação, tem-se uma agilização na obtenção de respostas em comparação ao método experimental, podendo assim descartar ou não uma determinada solução. E só então, faria a experiência com um modelo, se fosse necessário. E como se sabe, o processo experimental requer a construção de um modelo físico, que exige gastos. E portanto, se a simulação feita descartar uma determina solução, não haverá a necessidade de se fazer a parte experimental.

O primeiro passo para a utilização deste método, é fazer uma seleção de um modelo matemático. Este modelo matemático é a representação do modelo físico que se quer estudar. Quanto mais próximo os modelos estão, mais realista serão os resultados obtido na simulação por elementos finitos.

“O método de elementos finitos é empregado para resolver muitos modelos matemáticos complexos, mas é importante compreender que a solução nunca pode dar mais informação do que é contido no modelo matemático.” (BATHE, 1996, p. 2).

O modelo matemático mais eficiente para a análise é seguramente aquele que dá a resposta requerida a uma precisão suficiente e de mínimo custo.

Segundo Assan (1999), o método dos elementos finitos usado freqüentemente, é baseado no método de Rayleigh-Ritz que determina a divisão do domínio de integração, contínuo, em um número finito de pequenas regiões denominadas *elementos finitos*, tornado o meio contínuo em discreto. Com esta divisão do domínio, recebe o nome de *rede de elementos finitos*. Esta discretização é feita no modelo matemático.

É selecionada o tipo de elemento finito, bem como a quantidade de nós que terá este elemento. O tipo do elemento depende do problema que se tem e do modelo matemático adotado. Mas exemplificando, os elementos quadrados bidimensionais mais comuns, utilizados para elemento tipo casca, pode-se citar os elementos com

quatro nós, com oito nós e nove nós, e para os elementos triangulares, cita-se os com três nós, com seis nós e sete nós.

Segundo Assan (1999), deve-se procurar sempre utilizar elementos finitos de mesmo tipo para discretizar o contínuo, com a finalidade de assegurar a compatibilidade entre os elementos da malha construída.

Se coloca as condições de contorno, o tipo de carregamento. Podendo levar em conta outras condições para a simulação, como por exemplo a variação de temperatura, dependendo do problema que se tenha.

Como a análise por elementos finitos resolve um modelo matemático, a técnica de solução é um procedimento numérico, e sendo necessário avaliar a precisão da solução. E para tanto, é que se faz o refinamento da malha. O refinamento, é um recurso que se diminui o tamanho do elemento finito, e aumenta a quantidade de elementos no modelo matemático. Na prática, se verifica que quanto mais vezes se faz o refinamento da malha, maior é a precisão obtida na simulação.

Para o refinamento pode-se ter, para um mesmo modelo matemático, regiões diferentes de refinamento, isto é para regiões críticas do modelo se faz um refinamento melhor, diferente de outras regiões. Porque, sempre que houver concentrações de tensões, é recomendável se fazer este tipo de refinamento local. Como por exemplo, se tiver uma placa de Kirsch o refinamento deverá ser melhor na região do furo.

O fluxograma a seguir, Fig. 9.1, exemplifica o método de elementos finitos, bem como seus passos. Pelo fluxograma, pode-se notar que o retorno ao modelo matemático, significa que há a necessidade de se fazer refinamentos na malha, e por isso se fala em modelo matemático melhorado. E quanto mais refinamento for feito na malha, mais se exige do computador em relação a por exemplo memória, rapidez de processamento.

Segundo Bathe (1996), o programa de elementos finitos é importante que seja confiável, e é claro eficiente. A confiabilidade é importante, porque se espera do programa resultados que representam a realidade do problema analisado.

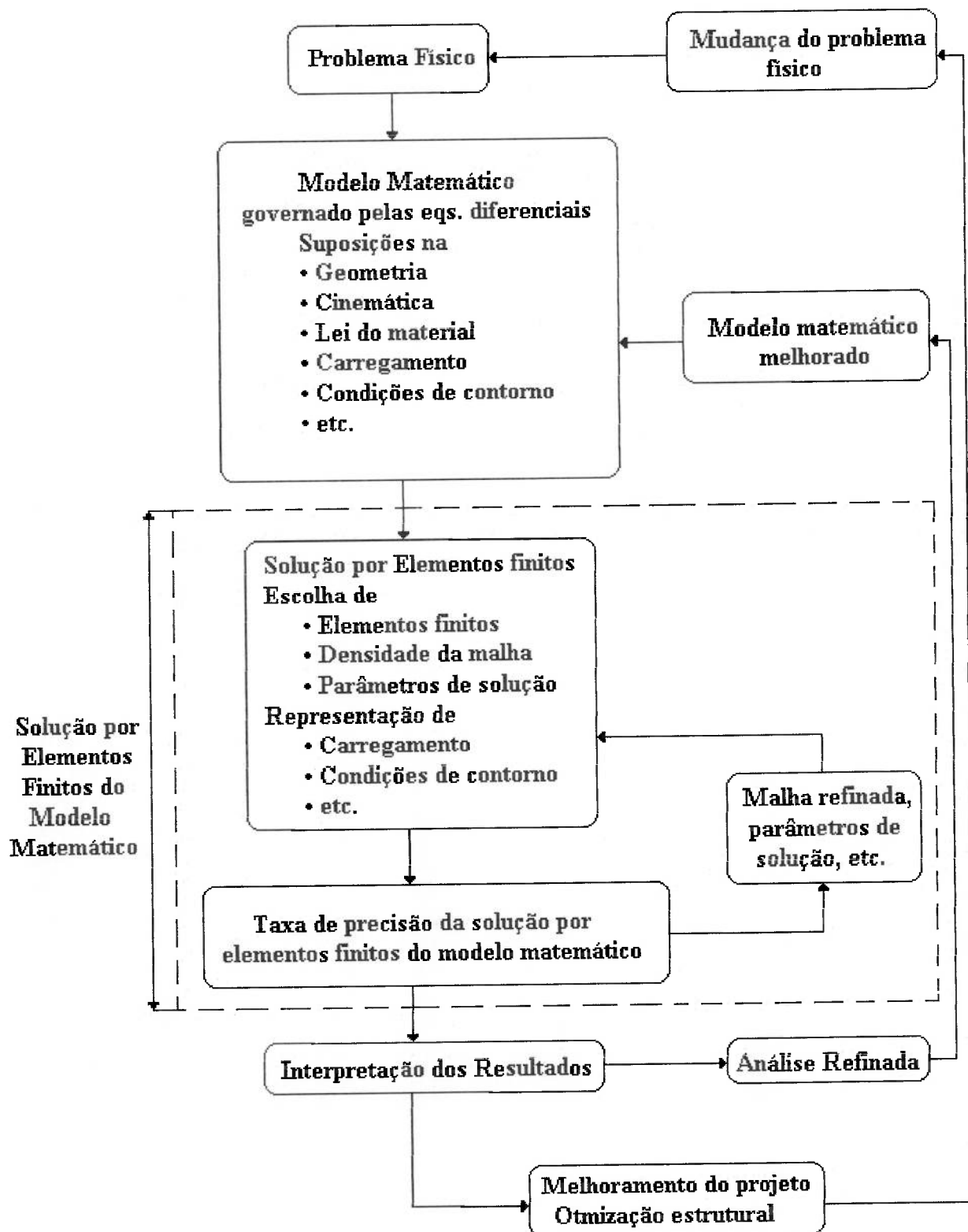


Fig. 9.1 Fluxograma do processo de análise por elementos finitos.

(Bathe, 1996, p. 3).

10 DEDUÇÃO DA EQUAÇÃO DA PRESSÃO INTERNA

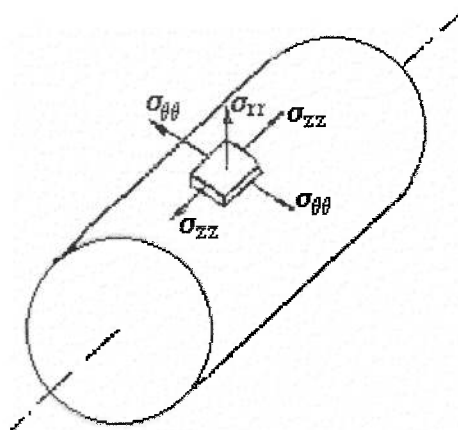


Fig. 10.1 Sistema de referência - coordenadas cilíndricas (Guidetti; Miranda, 1979, p.4.30)

Sendo: $\sigma_{\theta\theta}$ = Tensão circunferencial; σ_{zz} = Tensão longitudinal; σ_{rr} = Tensão radial.

Segundo Boresi; Sidebottom (1985), as componentes da tensão de um tubo fechado para a temperatura constante são:

$$\sigma_{rr} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} - \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \cdot (p_1 - p_2) \quad (10.1)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} + \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \cdot (p_1 - p_2) \quad (10.2)$$

$$\sigma_{zz} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} + \frac{P}{\pi \cdot (b^2 - a^2)} \quad (10.3)$$

Sendo: p_1 = pressão interna [N/m^2]; p_2 = pressão externa [N/m^2]; P = força axial [N];
 a = raio interno [m]; b = raio externo [m]; r = raio qualquer ao longo da espessura do tubo [m].

Manipulando as equações acima para o caso em estudo, isto é, no caso presente não há pressão externa e nem força axial agindo no tubo. Portanto as equações podem ser reduzidas a;

Para a tensão radial:

$$\sigma_{rr} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} - \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \cdot (p_1 - p_2)$$

sendo $p_2 = 0$

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) - p_1 \cdot \left(\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right)$$

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left[\frac{a^2}{b^2 - a^2} - \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]$$

Obtendo;

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \quad (10.4)$$

Uma ressalva deve ser feita aqui, mesmo se tratando de tubo de parede fina não se pode desprezar a tensão radial, porque essa tensão calculada é a tensão radial na parede interna do tubo. Como se segue a demonstração abaixo, tendo a tensão radial

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]$$

e sendo $r = a$

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left[\frac{a^4 - a^2 \cdot b^2}{a^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]$$

$$\sigma_{rr} = p_1 \cdot \left[\frac{a^4 - a^2 \cdot b^2}{a^2 \cdot b^2 - a^4} \right]$$

$$\sigma_{rr} = -p_1$$

Consequentemente, se desprezar a tensão radial, estará desprezando a pressão interna do tubo. E isso é uma inverdade, pois sem a pressão interna não há deformação e também não há conformação do tubo.

Para a tensão circunferencial:

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} + \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \cdot (p_1 - p_2)$$

sendo $p_2 = 0$

$$\sigma_{\theta\theta} = p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) + p_1 \cdot \left(\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = p_1 \cdot \left[\frac{a^2}{b^2 - a^2} + \frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]$$

Obtendo;

$$\sigma_{\theta\theta} = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \quad (10.5)$$

Uma observação deve ser feita aqui, a tensão circunferencial não é igual a tensão radial.

Para a tensão longitudinal:

$$\sigma_{zz} = \frac{p_1 \cdot a^2 - p_2 \cdot b^2}{b^2 - a^2} + \frac{P}{\pi \cdot (b^2 - a^2)}$$

sendo $p_2 = 0$ $P = 0$

Obtendo;

$$\sigma_{zz} = p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) \quad (10.6)$$

E como o objetivo deste capítulo é calcular a pressão interna do tubo necessária para que haja escoamento do material, então pode-se utilizar o critério de escoamento de von Mises – Hencky.

A equação de von Mises – Hencky é:

$$\frac{1}{3} \cdot \left[(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 \right] + 2 \cdot (\sigma_{r\theta}^2 + \sigma_{\theta z}^2 + \sigma_{zr}^2) = \frac{2}{3} \cdot Y^2 \quad (10.7)$$

Sendo, Y = tensão de escoamento de um ensaio de resistência uniaxial.

Desprezando as tensões de cisalhamento da eq.(10.7), por motivo de simplificação, obtém-se a seguinte equação:

$$\frac{1}{3} \cdot [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2] = \frac{2}{3} \cdot Y^2$$

$$(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{rr})^2 = 2 \cdot Y^2 \quad (10.8)$$

Tendo as três eqs.(10.4 , 10.5 , 10.6) das tensões normais. Substituindo as eqs.(10.4 , 10.5 , 10.6) na eq.(10.8), obtém-se:

$$\left(p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \right)^2 +$$

$$+ \left(p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) \right)^2 + \quad (10.9)$$

$$+ \left(p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \right)^2 = 2 \cdot Y^2$$

A divisão da eq.(10.9) é necessária, para que se facilite o cálculo da pressão interna. Portanto esta equação fica,

$$\left(\overbrace{p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]}^I \right)^2 +$$

$$\left(\overbrace{p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right)}^{II} \right)^2 +$$

$$\left(\overbrace{p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]}^{III} \right)^2 = 2 \cdot Y^2$$

Parte I:

$$\begin{aligned}
 & p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2 - a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] = \\
 & = p_1 \cdot \left[\frac{-2 \cdot a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]
 \end{aligned}$$

Parte II:

$$\begin{aligned}
 & p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] - p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2 - a^2 \cdot r^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] = \\
 & = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]
 \end{aligned}$$

Parte III:

$$\begin{aligned}
 & p_1 \cdot \left(\frac{a^2}{b^2 - a^2} \right) - p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot r^2 - a^2 \cdot r^2 + a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] = \\
 & = p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]
 \end{aligned}$$

Recolocando as partes I, II e III na equação, fica

$$\left(p_1 \cdot \left[\frac{-2 \cdot a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \right)^2 + \left(p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \right)^2 + \left(p_1 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right] \right)^2 = 2 \cdot Y^2$$

$$p_1^2 \cdot \left[\frac{-2 \cdot a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]^2 + p_1^2 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]^2 + p_1^2 \cdot \left[\frac{a^2 \cdot b^2}{r^2 \cdot (b^2 - a^2)} \right]^2 = 2 \cdot Y^2$$

$$p_1^2 \cdot \left[\frac{4 \cdot a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} \right] + p_1^2 \cdot \left[\frac{a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} \right] + p_1^2 \cdot \left[\frac{a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} \right] = 2 \cdot Y^2$$

$$p_1^2 \cdot \left[\frac{4 \cdot a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} + \frac{a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} + \frac{a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} \right] = 2 \cdot Y^2$$

$$p_1^2 \cdot \left[\frac{6 \cdot a^4 \cdot b^4}{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2} \right] = 2 \cdot Y^2$$

$$p_1^2 = 2 \cdot Y^2 \cdot \left[\frac{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2}{6 \cdot a^4 \cdot b^4} \right]$$

$$p_1^2 = Y^2 \cdot \left[\frac{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2}{3 \cdot a^4 \cdot b^4} \right]$$

$$p_1 = \left[Y^2 \cdot \left[\frac{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2}{3 \cdot a^4 \cdot b^4} \right] \right]^{1/2}$$

$$p_1 = Y \cdot \left[\frac{r^4 \cdot (b^2 - a^2)^2}{3 \cdot a^4 \cdot b^4} \right]^{1/2}$$

$$p_1 = Y \cdot \left[\frac{r^2 \cdot (b^2 - a^2)}{\sqrt{3} \cdot a^2 \cdot b^2} \right] \quad (10.10)$$

Como r é um raio qualquer localizado entre o raio externo e o raio interno do tubo, e levando em conta que se quer calcular a pressão interna do tubo, para que haja escoamento do material. Então $r = a$, substituindo na eq.(10.10):

$$p_1 = Y \cdot \left[\frac{a^2 \cdot (b^2 - a^2)}{\sqrt{3} \cdot a^2 \cdot b^2} \right]$$

$$p_1 = Y \cdot \left[\frac{(b^2 - a^2)}{\sqrt{3} \cdot b^2} \right]$$

Obtendo:

$$p_1 = \frac{(b^2 - a^2)}{\sqrt{3} \cdot b^2} \cdot Y \quad (10.11)$$

11 ESPECIFICAÇÃO DO TUBO E DADOS COMPLEMENTARES

11.1 Especificação do tubo

O tubo referente neste trabalho é de liga de alumínio com espessura de 0,12 mm, diâmetro externo de 66,3 mm e comprimento aproximado de 125 mm. O tubo produzido pela Alcan, é de liga 3104 têmpera H19 (significando encruamento e endurecido a frio). E a composição química deste material está exposta na Tabela 11.1.

O tubo em questão, é sem costura e produzido por meio de estampagem da chapa de alumínio.

As propriedades mecânicas da liga 3104 H19, estão dispostas na Tabela 11.2.

Tabela 11.1: Composição do material.

	Composição em %
Al	96,3 Aprox.
Si	0,60 Max.
Cu	0,05 - 0,25
Mn	0,80 - 1,40
Mg	0,80 - 1,30
Fe	0,80 Max.
Cr	-----
Zn	-----

Fonte: <http://www.alcan.com.br>

Tabela 11.2: Propriedades mecânicas do material.

Tensão de resistência	(MPa)	275 – 330
Tensão de escoamento	(MPa)	260 – 310
Alongamento		7,9 %
Tensão de cisalhamento	(MPa)	115

Fontes: Metal handbook, vol. 2
<http://www.alcan.com.br>

A curva tensão-deformação verdadeira para a liga 3104 H19, é mostrada na Fig. 11.1, se nota que há uma variação de tensão de aproximadamente 2,5 kgf/mm² entre as deformações de 1% a 7,9%.

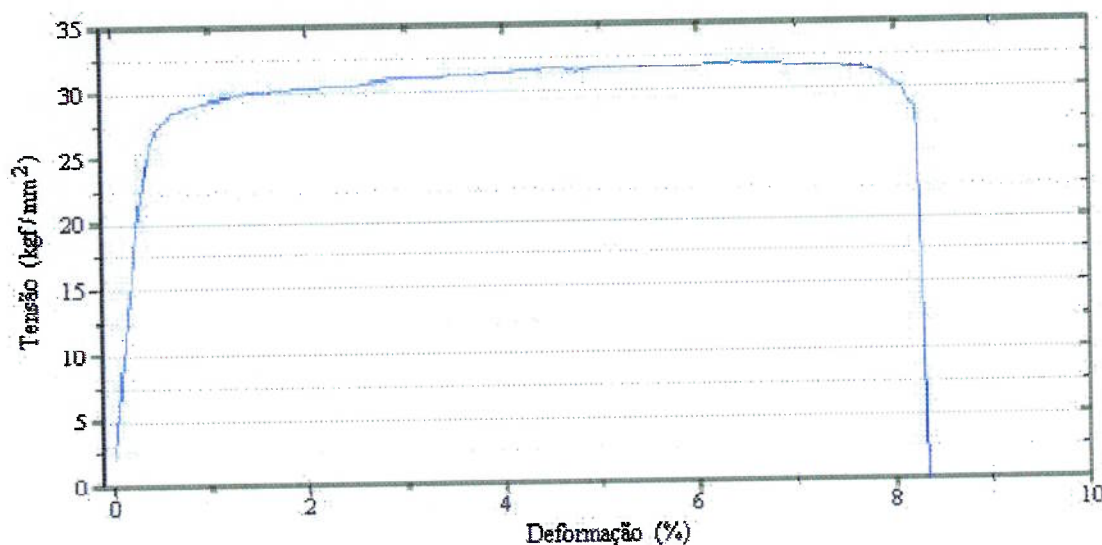


Fig. 11.1 Curva de tensão-deformação verdadeira do alumínio 3104 H19, realizado sobre ensaio de tração (Alcan, 2003).

Segundo Bresciani Filho (1986), as principais propriedades do alumínio, que o tornam mais utilizados na indústria, são duas; a baixa densidade e a resistência à corrosão. A Primeira, baixa densidade, que conduz a uma relação entre peso da estrutura e a resistência do material, uma condição boa. A segunda, a elevada resistência à corrosão ao meio ambiente, nos meios líquidos aquosos e em alguns produtos químicos inorgânicos e orgânicos, não exigindo tratamento superficial de proteção.

A resistência mecânica do alumínio não é elevada, contudo a adição de elementos de liga, tais como cobre e zinco, associada à aplicação de tratamento térmico, permite obter um material com resistência.

O sistema de designação, apresentado pela Aluminum Association, para os materiais trabalhados, são indicados com quatro dígitos. O primeiro classifica a liga pela série segundo o principal elemento adicionado. O segundo, se for diferente de zero, indica a modificação na liga básica. O terceiro e o quarto indicam o teor mínimo desse metal no alumínio, e para as ligas identificam as de composição específica.

Segundo Bresciani Filho (1986), sobre os elementos de liga pode se dizer de forma geral, que o cobre, o zinco e o magnésio combinados com o silício provocam acentuada elevação da resistência mecânica por tratamento térmico. Já o manganês e

o magnésio mais acentuadamente presentes na liga, eleva moderadamente a resistência mecânica (sem tratamento térmico e apenas com encruamento). O elemento de liga Manganês, também confere Conformabilidade Plástica ao material.

O elemento de liga Silício reduz o ponto de fusão e aumenta a fluidez. E o elemento de liga cobre, tem um efeito negativo na resistência à corrosão, ao contrário do magnésio.

11.2 Dados complementares

Para o cálculo da pressão interna e das tensões do tubo de trabalho, foram utilizados os seguintes valores do material de Liga de Alumínio 3104 têmpera H19:

- a tensão de escoamento: $Y = 270$ MPa.
- a tensão máxima: $\sigma_{\max} = 314$ MPa.
- a tensão de ruptura: $\sigma_{\text{rup}} = 304$ MPa.
- limite de elasticidade: $\sigma_{\text{elasc}} = 235$ MPa.
- módulo de elasticidade normal: $E = 69000$ MPa.
- módulo de elasticidade tangencial: $G = 25$ GPa.
- coeficiente de Poisson: $\nu = 0,33$.

As dimensões do tubo de trabalho são:

- raio interno: $a = 33,03$ mm
- raio externo: $b = 33,15$ mm
- comprimento do tubo: $L = 125$ mm

Sendo a eq.(10.11):

$$p_1 = \frac{(b^2 - a^2)}{\sqrt{3} \cdot b^2} \cdot Y$$

Substituindo os dados na eq.(10.11) obtém-se:

$$p_1 = 1,127 \text{ MPa}$$

Esse valor da pressão interna, representa na curva tensão-deformação a região onde vale o critério de von Mises, isto é o ponto onde o material começa a escoar. E serve de valor base, para a execução da simulação por elementos finitos.

Com o valor da pressão interna teórico, pode-se calcular as tensões que estão agindo no tubo, isto é as tensões radial, circunferencial e longitudinal. Substituindo o esse valor e os dados do tubo nas eqs.(10.4 , 10.5 , 10.6), obtêm-se a Tabela 11.1.

Tabela 11.3: Tensões no tubo

$\sigma_{rr} = -0,5617 \text{ N/mm}^2$
$\sigma_{\theta\theta} = 310,078 \text{ N/mm}^2$
$\sigma_{zz} = 154,758 \text{ N/mm}^2$

As nove componentes relativas da tensão para o sistema de coordenadas cilíndricas podem ser tabuladas da seguinte forma:

$$T = \begin{pmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & \sigma_{rz} \\ \sigma_{\theta r} & \sigma_{\theta\theta} & \sigma_{\theta z} \\ \sigma_{zr} & \sigma_{z\theta} & \sigma_{zz} \end{pmatrix} \quad (11.1)$$

Substituindo os valores em eq.(11.1), unidades em MPa:

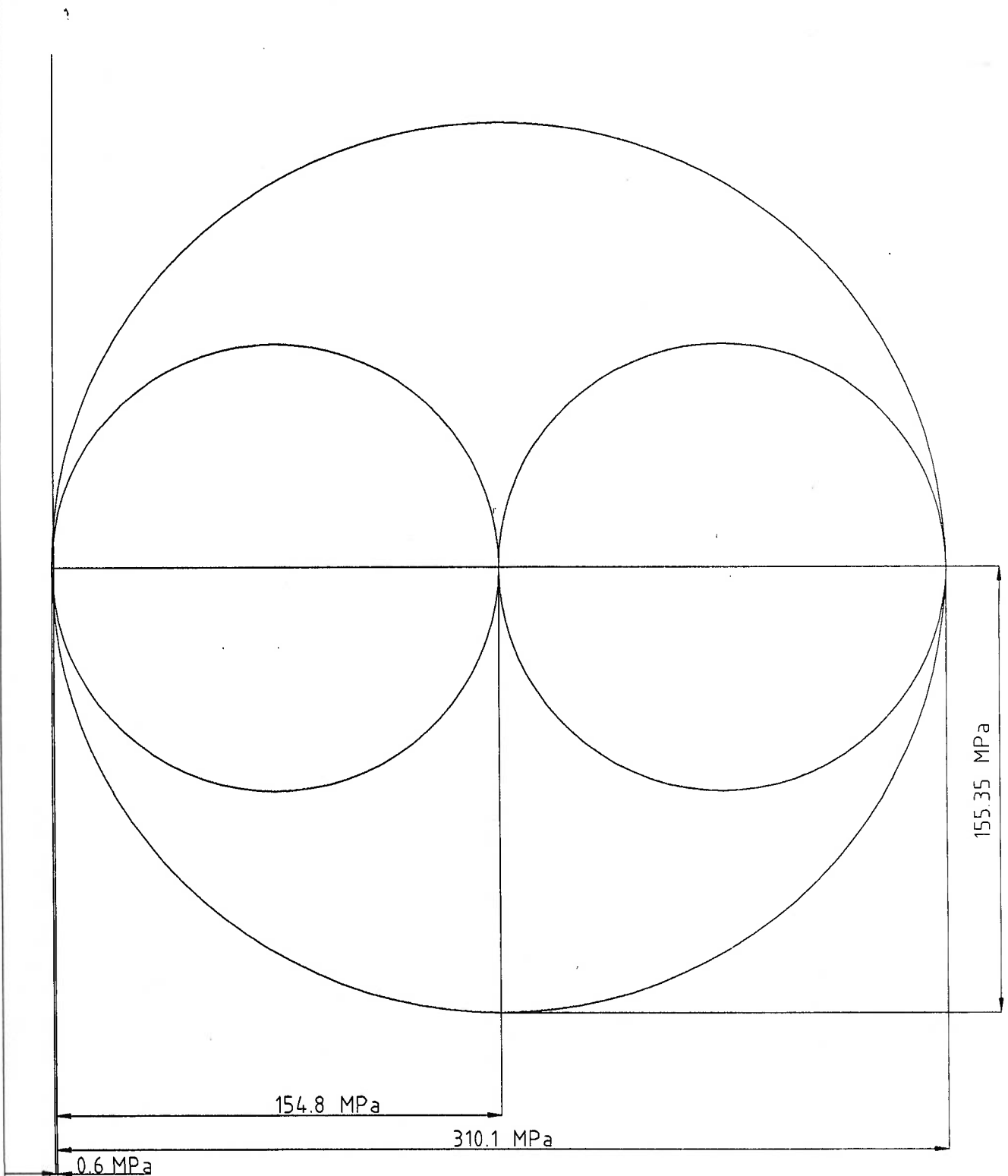
$$T = \begin{pmatrix} -0,5617 & 0 & 0 \\ 0 & 310,078 & 0 \\ 0 & 0 & 154,758 \end{pmatrix}$$

Por motivo de simplificação foi desprezada as tensões de cisalhamento, portanto as tensões calculadas já são as tensões principais no tubo de trabalho. Ficando como é mostrado na Tabela 11.4.

Tabela 11.4: Tensões principais

$\sigma_1 = 310,078 \text{ MPa}$
$\sigma_2 = 154,758 \text{ MPa}$
$\sigma_3 = -0,5617 \text{ MPa}$

Conforme Boreasi, Sidebottom (1985), pode com estes valores representar o círculo de Mohr tridimensional, como mostra a Fig.11.2.



Escola Politécnica da Universidade de São Paulo

Cristiane Santoni

Círculo de Mohr

Escala
1 : 2

12 APLICAÇÃO DO MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS PARA O ENSAIO DE EXPANSÃO HIDROSTÁTICA

12.1 O Modelo Físico e as Hipóteses Adotadas

O modelo físico utilizado neste trabalho, foi o Ensaio de Expansão Hidrostática realizado no trabalho de Sokolowski et al. (2000), como é mostrado na Fig. 12.1. Nesta figura, está um conjunto de ferramentas, que é um suporte simples de fixação hidráulica, que foi desenvolvido para expandir os tubos sob condições de carregamento biaxial. Tendo em vista, que o tubo em processo de hidroconformação é distendido num modo biaxial.

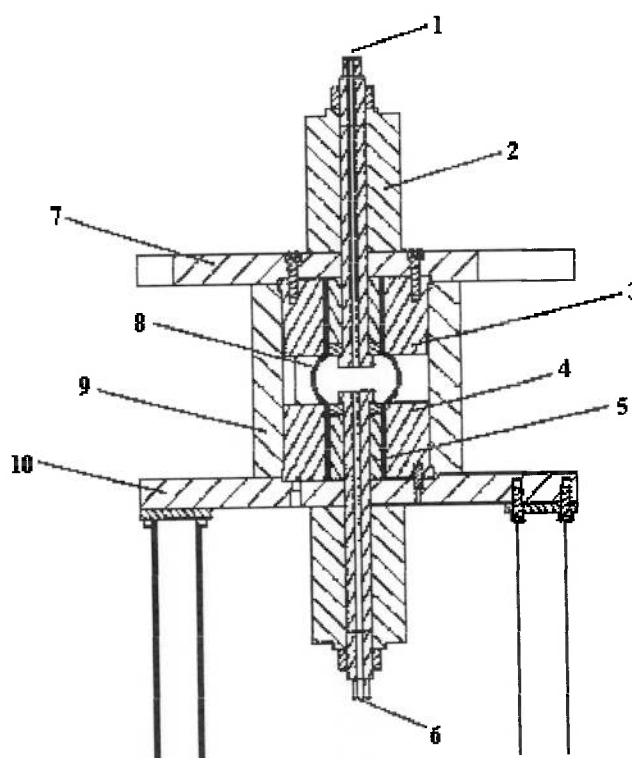


Fig. 12.1: Esquema do ferramental usado para o ensaio de expansão hidrostática de tubos: (1) alívio de pressão, (2) Cilindro hidráulico, (3) Inserção da matriz superior, (4) Inserção da matriz inferior, (5) anel de uretano para vedação, (6) entrada de fluido hidráulico, (7) placa superior, (8) forma final do tubo, (9) vaso de confinamento e (10) placa inferior. (Sokolowski et al., 2000, p. 36).

O ferramental rígido foi projetado para ser uma única unidade padrão, como mostra a Fig. 12.1. Isto elimina a necessidade de um mecanismo de aperto, tal como uma pressão hidráulica. As extremidades das placas e o vaso de confinamento são pegos juntos por quatro parafusos em cada extremidade. Estes parafusos suportam a carga, que normalmente seria aplicada por uma pressão hidráulica. Para acessar a câmara de deformação, estes parafusos devem ser removidos levantando a placa superior.

Com o tubo preso e vedado pela bucha de uretano, a secção do centro não sustentada está livre para expandir (abaular) sobe pressão interna. As extremidades das matrizes são arredondadas, para permitir o escoamento do material. Com o entrada de fluido hidráulico, aumenta a pressão interna gradativamente e o material se deforma.

Com base no modelo físico se criou o modelo matemático com algumas considerações. Sendo que, esta simulação pretende determinar as tensões e as deformações, que ocorrem no processo de hidroconformação. Primeiramente, será feito a simulação para a região elástica. Depois, levando em conta a região elasto-plástica. Isto foi feito, para facilitar as simulações.

Outra consideração feita para o tubo de trabalho, o material é isotrópico.

O material do tubo é dito homogêneo, isto é, as propriedades do material são iguais para qualquer ponto do tubo.

Para a simulação utilizou-se um tubo de parede fina cujas extremidades do tubo estão engastadas, enquanto que a região central do tubo está livre para se expandir, como mostra a Fig. 12.2. Diferentemente do que foi realizado por Sokolowski et al. (2000), neste presente trabalho não foi colocado carregamento axial, devido a espessura do tubo em questão ser fina (0,12 mm). E conseqüentemente extrapola o parâmetro da relação ótima diâmetro/espessura citados por Altan (1998), como sendo de 20 a 45.

Com aplicação da pressão interna no tubo. Essa pressão interna foi considerada, como hipótese constante ao longo do tubo. Tal hipótese foi utilizada

pelo próprio prof. Taylan Altan, em exemplos de “Ensaio de Expansão Hidrostática” apresentados em no site <http://nsm.eng.ohio-state.edu>.

Esta simulação pretende analisar as deformações que ocorrem por causa da pressão interna, como mostrado na Fig. 12.2.

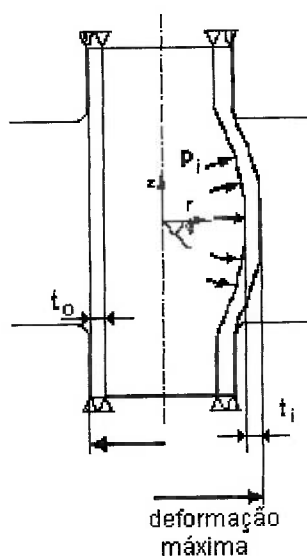


Fig. 12.2: Representação do tubo se expandindo com as extremidades fixas. (SOKOLOWSKI et al., 2000, p. 35).

O nó central como é mostrado na Fig. 12.3, é o nó de maior relevância, pois se utiliza para a comparação dos métodos analíticos com a simulação, e também é a região onde se apresenta maior deformação. Numa figura tridimensional, este ponto representa um cinturão de nós, que num ensaio de expansão hidrostática terão os mesmos valores em coordenadas locais.

É na região do nó central, que se espera a ruptura do material. Isto pelo própria deformação e também pela simetria da deformação.

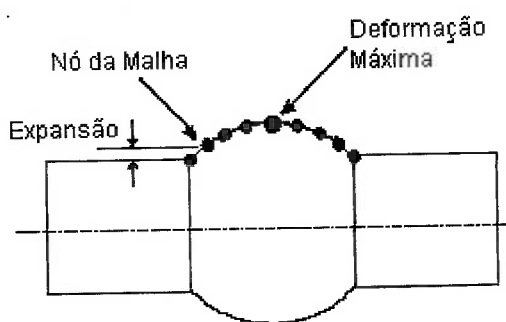


Fig. 12.3: Representação do abaulamento. O ponto central é usado para determinação analítica das propriedades do material. (SOKOLOWSKI et al., 2000, p. 35).

12.2 Considerações para a simulação

Requisitos necessários para a realização da simulação por elementos finitos usando o programa ADINA:

- Limite máximo de 900 nós para a simulação, porque o programa utilizado é versão estudantil;
- Construção por meio da casca média do tubo de trabalho;
- Simulação do tubo inteiro, porque o programa não aceitou adequadamente a simetria de $\frac{1}{4}$ de tubo;
- Pressão interna constante ao longo do tubo;
- Para a condição de contorno, considera-se engastamento nas extremidades do tubo;
- Material isotrópico;
- Simulação elasto-plástica;
- Elemento tipo casca;
- Sistema de referência local;
- Tamanho do elemento para a primeira simulação 10×10 mm, e para a segunda 6×6 mm;
- Elemento quadrado com 4 nós, devido a imposição do programa.

12.3 Discretização

Utilizando as considerações feitas, se constrói, a discretização, mostrado na Fig. 12.4. Nesta figura mostra o modelo matemático adotado, que se trata de uma casca de tubo médio. Bem como a sua vinculação, representada pela letra B, adotado anteriormente como engastamento nas extremidades. O sistema de coordenadas utilizado, foi as coordenadas cartesianas, poderia neste caso ter adotado coordenadas cilíndricas para a construção do modelo no programa ADINA. Mas a leitura dos resultados, são em coordenadas cartesianas. Os nós, não são representados nesta figura, para que não haja congestionamento na imagem. Portanto, a figura representa basicamente a discretização realizada neste presente trabalho.

ADINA

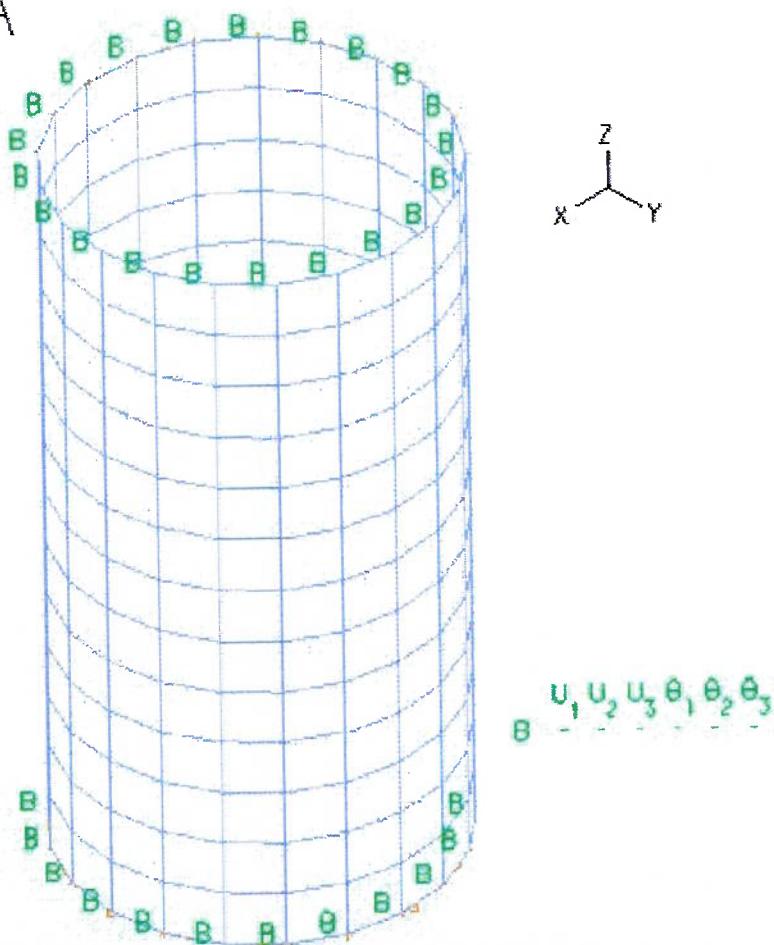


Fig. 12.4: Região discretizada do tubo de trabalho.

A pressão interna de $1,127 \text{ N/mm}^2$, exercida pelo fluido hidráulico no tubo, segundo o que foi considerado como hipótese, que é pressão constante ao longo tubo perpendicular ao mesmo, é mostrado na Fig. 12.5. Como mostra esta figura, a pressão está agindo na malha, isto é a malha que representa o modelo matemático adotado para a simulação. Esta etapa é o início da simulação, que consiste na construção da malha, a entrada dos dados pertinentes e escolha do tipo de elemento finito. Após esta etapa que se roda a simulação, e para finalização a obtenção dos resultados, que pode ser por meio de listagem e/ou por figura representativa de variações no modelo matemático.

ADINA

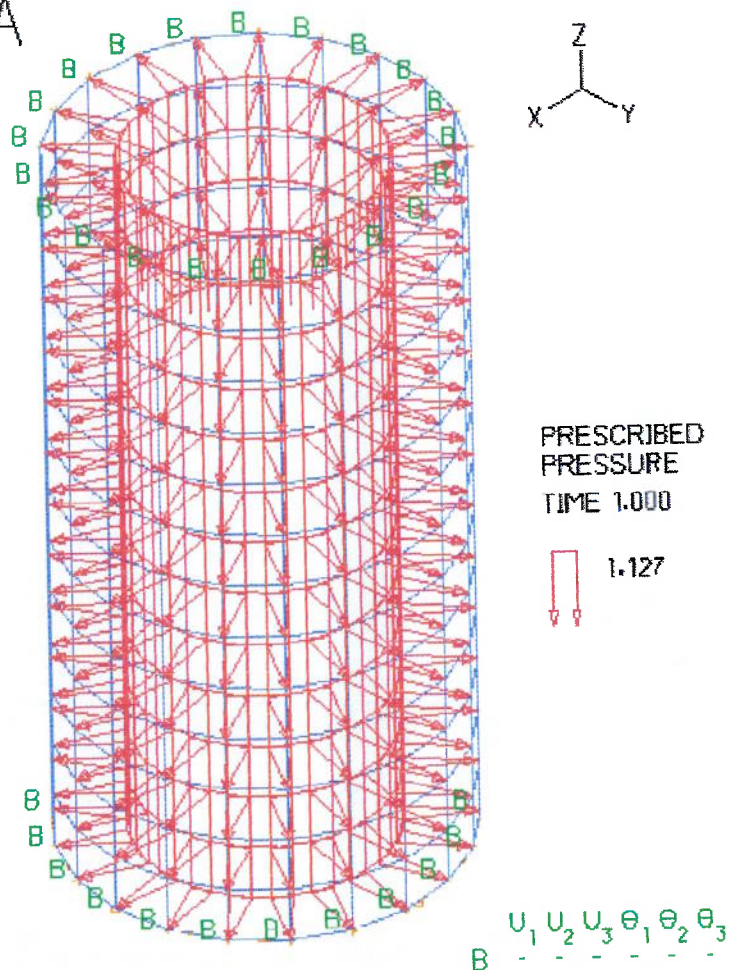


Fig. 12.5: Pressão exercida no tubo, segundo a hipótese adotada.

12.4 Relação tensão deformação para a simulação elasto-plástica

É necessário para a simulação posterior, que se tenha uma equação que represente a curva tensão-deformação do material em questão. Então com base no gráfico da Fig. 8.1, pode-se obter as duas equações. A primeira no regime elástico onde vale a Lei de Hooke, e a segunda no regime plástico, que se utiliza a equação de Ludwik.

A primeira equação que é uma reta, (com unidade N/mm²) é a seguir representada:

$$\sigma = 69000 \cdot \varepsilon \quad (12.3.1)$$

Com a eq. (12.3.1) foi possível obter uma listagem de valores da tensão em função da deformação, feita no programa MATLAB 5.2.

Tabela 12.1: Valores da tensão deformação usando a equação da Lei de Hooke.

ε	σ
0	0
0.0002	13.8000
0.0004	27.6000
0.0006	41.4000
0.0008	55.2000
0.0010	69.0000
0.0012	82.8000
0.0014	96.6000
0.0016	110.4000
0.0018	124.2000
0.0020	138.0000
0.0022	151.8000
0.0024	165.6000
0.0026	179.4000
0.0028	193.2000
0.0030	207.0000
0.0032	220.8000
0.0034	234.6000

A segunda equação, que é representada por uma curva exponencial, (com unidade em N/mm²) é a seguir representada:

$$\sigma = 411,824 \cdot \varepsilon^{0.099} \quad (12.3.2)$$

Sendo que:

- O módulo de elasticidade é 69000 N/mm^2 ;
- O coeficiente de resistência é $411,824 \text{ N/mm}^2$;
- O expoente de encruamento é $0,099$.

Com as eqs. (12.3.1 e 12.3.2) foi possível gerar um gráfico para o material em questão (3104 H19), que representa a relação tensão-deformação nas regiões elástica e plástica, como mostra a Fig 12.6. Tendo como limite elástico $234,6 \text{ N/mm}^2$. E tensão de ruptura do material em $320,4146 \text{ N/mm}^2$ e correspondendo a uma deformação de $0,079$. Os dados deste gráfico, são necessário para a realização da simulação do tubo no programa ADINA, isto é são dados de entrada, considerando a região elasto-plástica.

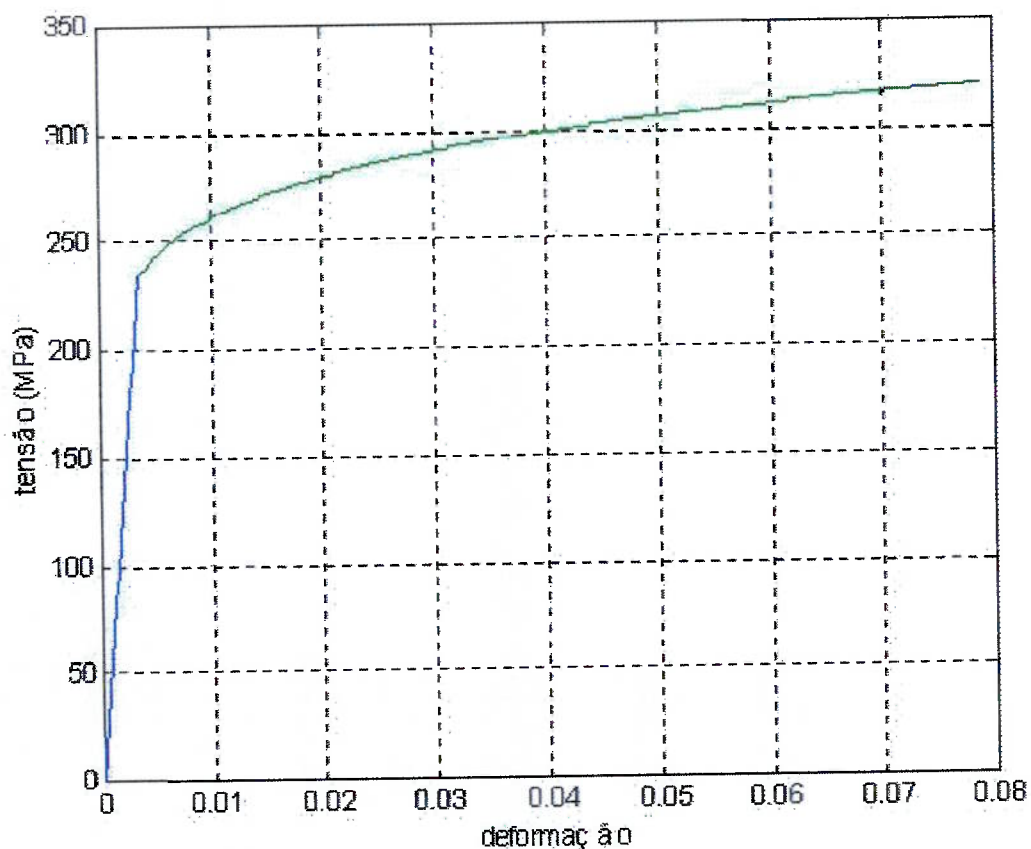


Fig. 12.6 Gráfico resultante, tensão-deformação.

12.5 Resultado “Bulging Test 1”

Esta simulação foi realizada sobre a condição de elasto-plástica.

Foi discretizado uma superfície tipo casca. Para esta discretização utilizou-se uma casca cilíndrica média do tubo de trabalho.

O elemento utilizado nessa simulação foi o elemento quadrado com 4 nós. O elemento utilizado nessa simulação foi o elemento quadrado com 4 nós. Ao todo resultou em 294 nós e 273 elementos.

Observação: foi utilizado elemento quadrado neste caso, porque o programa não aceita elemento com oito nós nem com nove nós para simulação elasto-plástica.

Tamanho do elemento é de 10x10 (em mm).

Como entrada de dados necessários para fazer esta simulação foi necessário gerar no programa ADINA a curva tensão-deformação, para tanto foi escolhido alguns pontos da listagem gerada pelo MATLAB, isto é Tabela 12.2, e os valores escolhidos estão dispostos na Tabela 12.3. O programa ADINA constrói a curva novamente de tensão-deformação.

Tabela 12.2: Valores escolhidos.

ϵ	σ
0.0034	234.6000
0.0060	248.1696
0.0090	258.3341
0.0120	265.7973
0.0150	271.7344
0.0170	275.1225
0.0200	279.5848
0.0220	282.2354
0.0250	285.8299
0.0280	289.0549
0.0310	291.9823
0.0340	294.6647
0.0370	297.1417
0.0400	299.4440
0.0430	301.5956
0.0460	303.6160
0.0490	305.5210
0.0520	307.3237
0.0550	309.0349
0.0580	310.6641
0.0610	312.2190
0.0640	313.7065
0.0670	315.1324
0.0700	316.5019
0.0730	317.8196
0.0760	319.0893
0.0790	320.3146

Com os valores da Tabela 12.3, o programa ADINA, construiu o gráfico da relação tensão-deformação do material 3104 H19, como é mostrado na Fig. 12.7.

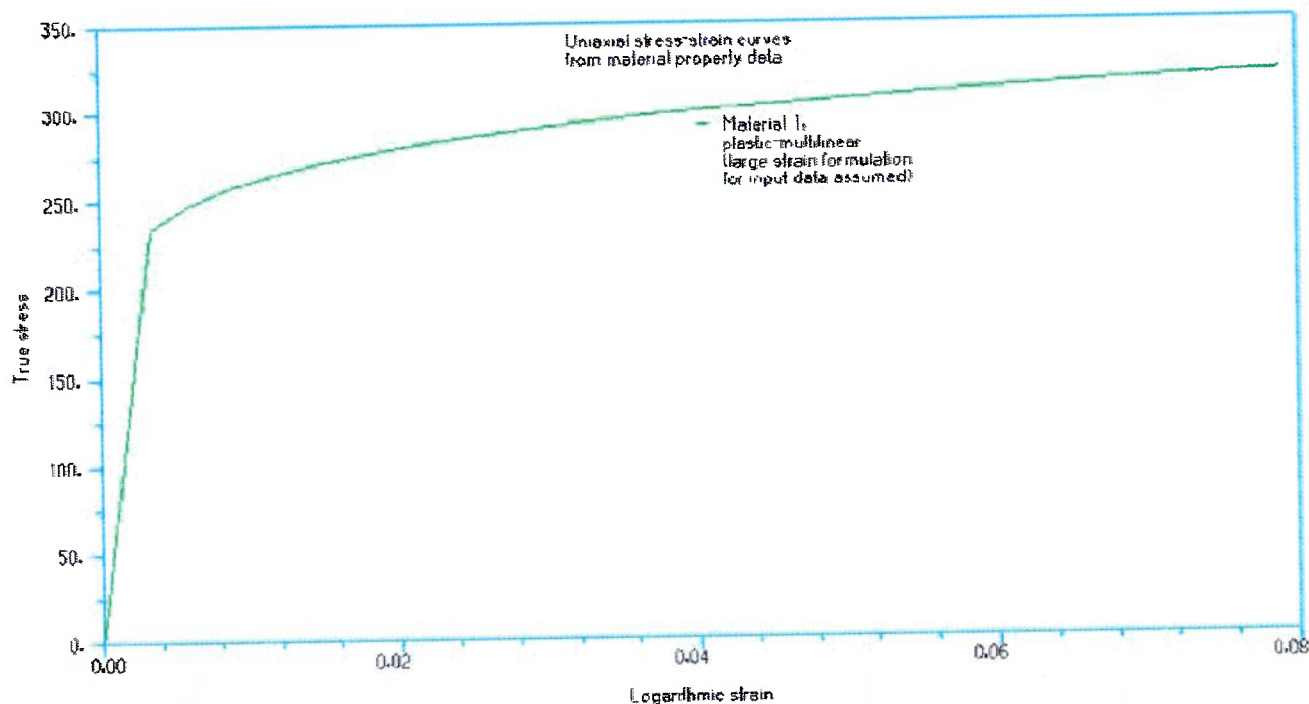


Fig. 12.7 Gráfico da tensão-deformação gerado pelo programa ADINA.

Os resultados obtidos na simulação do tubo estão representados nas Figs. 12.8 e 12.9. Sendo que, na Fig. 12.8 representa a tensão efetiva, tendo como tensão efetiva máxima de $294,3 \text{ N/mm}^2$, e tensão efetiva mínima de $96,68 \text{ N/mm}^2$. E na Fig. 12.9 representa a deformação efetiva ao longo do tubo, tendo como deformação efetiva máxima de $0,009382$, e deformação efetiva mínima de $-0,001494$.

A listagem de todos os valores obtidos com a tensão efetiva e com a deformação efetiva, referente a esta simulação estão no Apêndice A.

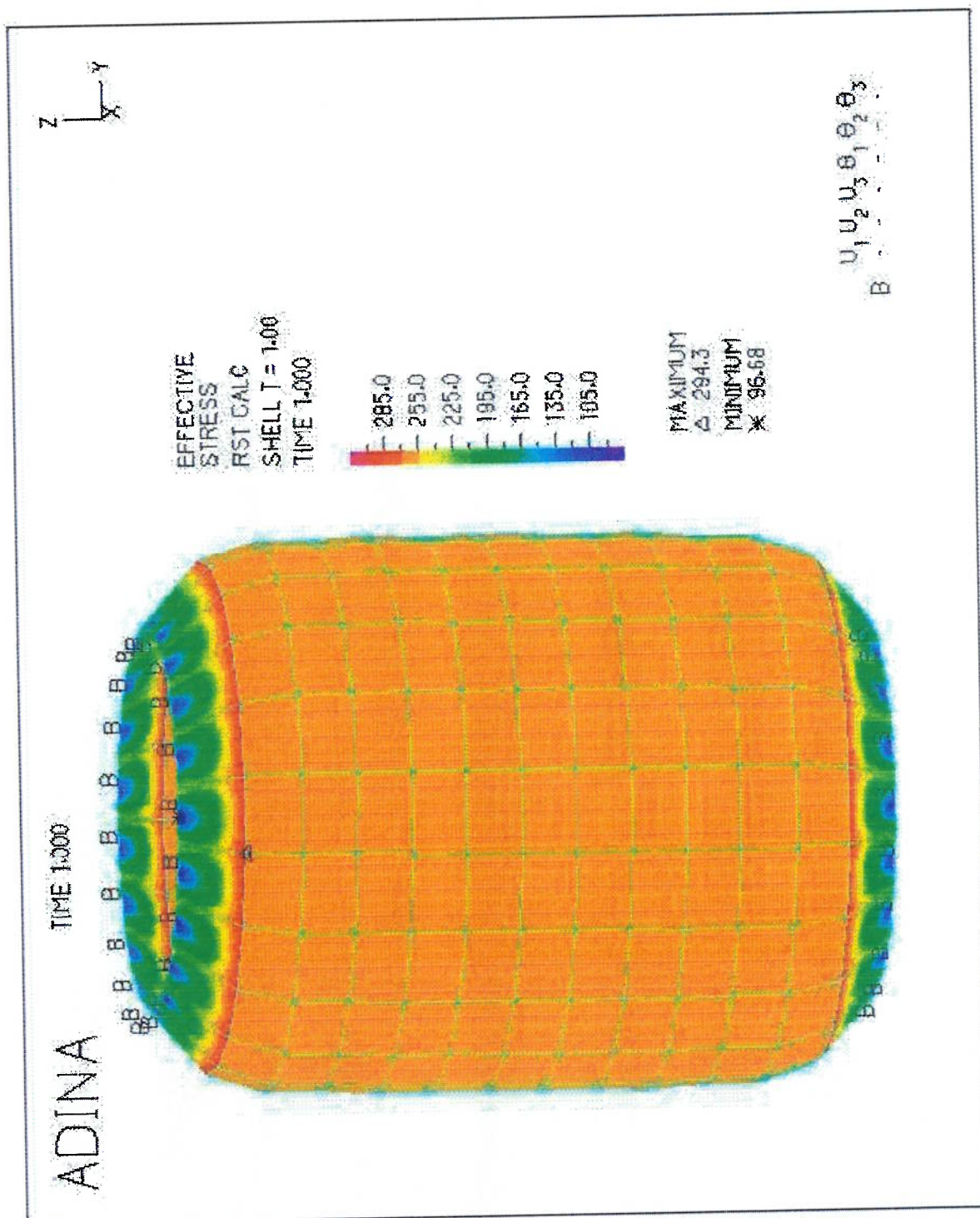


Fig. 12.8: Tensões efetiva ao longo do tubo, para “Bulging Test 1”

12.6 Resultado “Bulging Test 2”

Esta simulação foi realizada sob a condição de elasto-plástica.

Foi discretizado uma superfície tipo casca. Para esta discretização utilizou-se uma casca cilíndrica média do tubo de trabalho.

Com o objetivo de melhorar a primeira simulação, então se fez esta segunda simulação. Isto é, foi realizado um refinamento da primeira diminuindo o tamanho do elemento anterior, para 6x6 (em mm).

O elemento utilizado nessa simulação foi o elemento quadrado com 4 nós.

Como se trata de um refinamento, houve um aumento na quantidade de elementos, que para este foi para 735 elementos. E conseqüentemente também houve o aumento de números de nós, passando para 770 nós.

Observação: foi utilizado elemento quadrado neste caso, porque o programa não aceita elemento com oito nós nem com nove nós para simulação elasto-plástica.

Para fazer esta simulação foi necessário gerar no programa ADINA a curva tensão-deformação, que é o mesmo do caso anterior, e portanto desnecessário a sua repetição.

Os resultados obtidos na simulação do tubo estão representados nas Figs. 12.10 e 12.11. Sendo que, na Fig. 12.10 representa a tensão efetiva, tendo como tensão efetiva máxima de $302,0 \text{ N/mm}^2$, e tensão efetiva mínima de $53,26 \text{ N/mm}^2$. E na Fig. 12.11 representa a deformação efetiva ao longo do tubo, tendo como deformação efetiva máxima de $0,009871$, e deformação efetiva mínima de $-0,0008201$.

A listagem de todos os valores obtidos com a tensão efetiva e com a deformação efetiva, referente a esta simulação estão no Apêndice B.

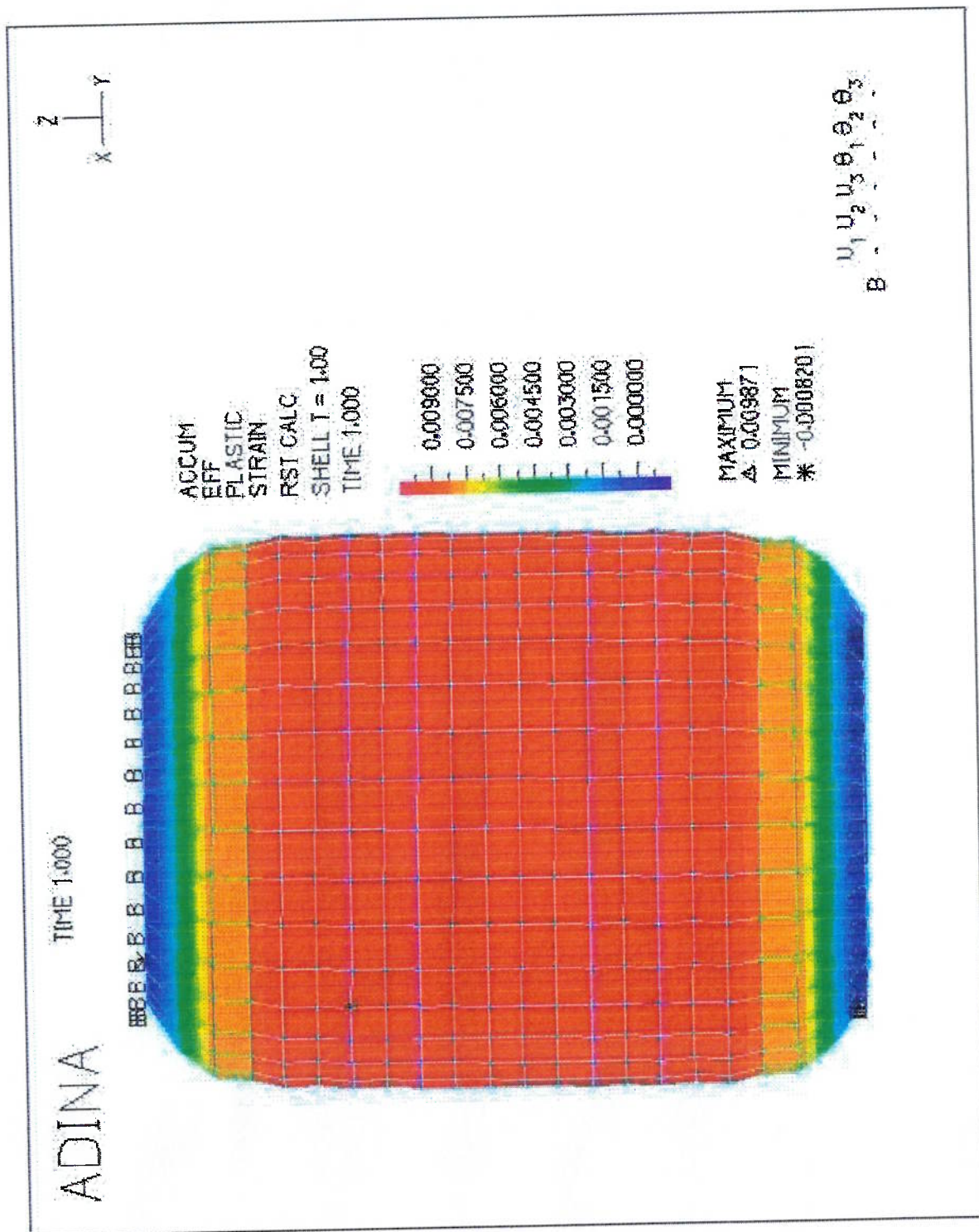


Fig. 12.11 Deformações plásticas agindo no tubo, para “Bulging Test 2”.

13 CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Por opção, foi utilizado como resposta para as simulações as tensões e deformações efetivas.

Para a primeira simulação, a tensão máxima efetiva foi de $294,3 \text{ N/mm}^2$, região onde o material sofre dobramento e estiramento, sendo que este valor ficou abaixo da tensão de ruptura, que é de 330 N/mm^2 . Portanto, para este caso não haveria ruptura do material, nesta região por este motivo. E a tensão mínima efetiva, obtida em alguns pontos, foi de $96,68 \text{ N/mm}^2$ ficando abaixo da tensão de escoamento do material, significando que nestes pontos, o regime é elástico.

Ainda com relação a primeira simulação, como se pode notar na Fig. 12.9, a região onde se apresenta a maior deformação, como foi esperado, é a região central do tubo, com o valor de $0,009382$. E a região de menor deformação ficando para as extremidades do tubo, com valor de $-0,001494$.

Foi possível refinar esta malha, diminuindo o tamanho do elemento de 10 mm para 6 mm , mas mantendo o elemento, quadrado com quatro nós. Este tamanho de elemento foi o menor possível de se utilizar, tendo em vista que quando se diminui o tamanho do elemento se aumenta a quantidade de elementos e de nós, e portanto se usasse um elemento menor, que foi tentado, ocorre que extrapola o limite de 900 nós da versão estudantil do programa ADINA.

Para a segunda simulação, a tensão efetiva máxima obtida foi de $302,0 \text{ N/mm}^2$, na mesma região que na primeira simulação, e também ficando abaixo da tensão de ruptura do material. A tensão efetiva mínima foi de $53,26 \text{ N/mm}^2$, estando abaixo da tensão de escoamento do material. Comparando as duas simulações, houve um aumento de $2,6\%$ na tensão efetiva máxima, e um decréscimo de $44,9\%$ na tensão efetiva mínima.

E com relação a deformação efetiva, para a segunda simulação, foi obtido como deformação efetiva máxima o valor de $0,009871$, e como deformação efetiva mínima o valor de $-0,0008201$, ambas nas mesmas regiões correspondentes a primeira simulação. Comparando as duas simulações, houve um aumento de $5,2\%$ no valor da deformação efetiva máxima, e também um aumento de $45,1\%$ para a deformação efetiva mínima.

Conclui-se que a melhor simulação seja a segunda, porque foi feito o refinamento da malha, passando de 10 mm o tamanho do lado do elemento quadrado para 6 mm.

Como sugestões para próximos trabalhos tem-se:

- Usar outro software.
- Considerar carregamento axial, fazendo a simulação de conformação do tubo, durante o processo de hidroconformação.
- Usar o processo de hidroconformação em matrizes fechadas, estudando o atrito gerado da peça de trabalho com a matriz, durante o processo de conformação. Utilizando para tal, a matriz usinada (vide Fig. 16.1).

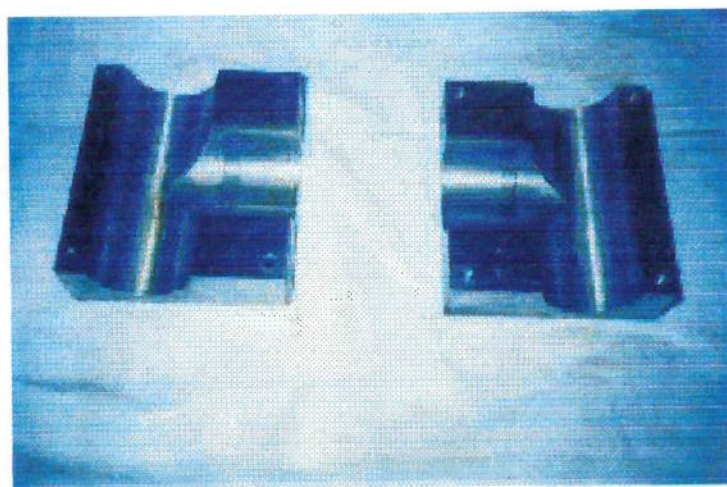


Fig. 13.1 Matriz aberta, para a hidroconformação de tubo no formato de T.

14 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ABRANTES, J. P. et al. Simulação Numérica da Expansão Hidrostática Livre de Tubos de Alumínio, submetido ao **III COBEF**, maio 2004.

ALCAN Alumínio do Brasil Ltda. Produtos e mercados. **Chapas para latas**, São Paulo: 2003. Disponível em: < <http://www.alcan.com.br> >. Acesso em: 15 fev. 2003.

AHMETOGLU, M.; ALTAN, T. Tube hydroforming: state-of-the-art and future trends. Scotland, UK: **Journal of Materials Processing Technology**. Vol.98 No.1. P. 25-33. 15 January 2000.

ALTAN, T. **Metal Forming Handbook / Schuler**. Berlim: Springer, 1998. P. 21-31, 405-432.

AMERICAN SOCIETY FOR METALS. **Metals handbook**, vol. 2, Properties and selections: nonferrous alloys and pure metals, ASM, M. Park, 1979, 9ª ed., P. 45, 59-62.

ASSAN, A. E. **Método dos Elementos Finitos – Primeiros Passos**. Campinas: Editoura da Unicamp, 1999. P. 15-16, 57-58.

AUE-U-LAN, Y.; NGAILE G.; ALTAN T. Optimizing tube hydroforming using process simulation and experimental verification. Scotland, UK: **Journal of Materials Processing Technology**. Vol.146. P. 137-143. 2004.

AVITZUR, B. **Handbook of Metal-Forming Processes**. New York: John Wiley & Sons. Inc., 1983. P. 476-477.

AYMONE, J. L. F. Simulação 3D do processamento em tubo. São Paulo: **Máquinas e Metais**. No.425. P. 56-67. Junho 2001.

BATHE, K. J. **Finite Element Procedures**. New Jersey: Prentice-Hall Inc., 1996. P. 1-11.

BORTOLUSSI, R. **Análise Numérica e Experimental da Hidroconformação de Produtos Tubulares**. 2001. 120p. Tese (Doutorado) – Faculdade de Engenharia Mecânica, Departamento de Materiais e Processos, Universidade Estadual de Campinas. Campinas, 2001.

BORESI, A . P.; SIDEBOTTOM, O. M. **Advanced Mechanics Of Materials**. United States of America: John Wiley & Sons Inc., 1985. P. 27-28, 74-77, 92-95, 492-524.

BRESCIANI FILHO, E. **Seleção dos Metais não Ferrosos**. Campinas: Ed. Unicamp, 1986. P. 25-43.

BRESCIANI FILHO, E. et al. **Conformação Plástica dos Metais**. Campinas: Ed. Unicamp, 1997. P. 185-189, 237-239.

DIETER, G. E. **Metalurgia Mecânica**. Rio de Janeiro: editora Guanabara Koogan S. A., 1986. P. 65, 79-82, 288-289.

DOHMANN, F.; HARTL, Ch. Tube hydroforming – research and practical application. **Journal of Materials Processing Technology**, Oxford, UK, vol. 71, 174-186, 1997.

FANN, K. J.; HSIAO, P. Y. Optimization of loading conditions for tube hydroforming. **Journal of Materials Processing Technology**, Oxford, UK, vol. 140, 520-524, 2003.

GONÇALVES, J. R. Custo e Resistência Proporcionados pela Hidroconformação Já Foram Medidos. São Paulo: **Máquinas e Metais**. No.426. P. 8. Julho 2001.

GOPINATHAN, V. **Plasticity Theory and Its Application in Metal Forming**. New Delhi: Wiley Eastern Limited, 1982. P. 76-79.

GUIDETTI, C. A.; MIRANDA, R. J. P. C. **Resistência dos Materiais – Tração, Compressão e Cisalhamento**. São Paulo: 1979. P. 4.26-4.30.

IMANINEJAD, M.; SUBHASH, G.; LOUKUS, A. Experimental and numerical investigation of free-bulge formulation during hydroforming of aluminum extrusions. **Journal of Materials Processing Technology**, Oxford, UK, vol. 147, 247-254, 2004.

JOHNSON, W.; MELLOR, P. B. **Engineering Plasticity**. Chichester – England: Ellis Horwood Limited, 1983. P. 1-4, 65.

KOÇ, M.; ALTAN, T. An overall review of the tube hydroforming (THF) technology. **Journal of Materials Processing Technology**, Oxford, UK, vol. 108, 384-393, 2001.

KOÇ, M.; ALTAN, T. Prediction of forming limits and parameters in the tube hydroforming process. **International Journal of Machine Tools & Mnuufacture**. Vol. 42, 123-138, 2002.

LANGE, K. **Handbook of Metal Forming**. New York: McGraw-Hill Book Company, Inc, 1985. P. 4.5-4.6.

MARCINIAK, Z; DUNCAN, J. L. **The Mechanics of Sheet Metal Forming**. London: Edward Arnold, 1992. P. 20-22.

MEYERS, M. A.; CHAWLA, K.K. **Princípios de Metalurgia Mecânica**. São Paulo: Edgard Blucher, 1982. P. 65-70.

PIMENTA, P. M. **Fundamentos da Teoria das Estruturas**. São Paulo: Departamento de Engenharia de Estruturas e Fundações da Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, 2000. P. 268-269.

SCHEY, J. A. **Tribology in Metalworking – Friction, lubrication and Wear**. Ohio: American Society for Metals, 1984. P. 521-522.

SOKOLOWSKI, T.; GERKE, T.; AHMETOGLU, M.; ALTAN, T. Evaluation of tube formability and material characteristics: hydraulic bulge testing of tubes. **Journal of Materials Processing Technology**, Oxford, UK, vol. 98, 34-40, 2000.

SUH, N. P.; TURNER, A. P. L. **Elements of the Mechanical Behavior of Solids**. Washington: McGraw-Hill Book Company, 1976. P. 125-236.

TALBERT, S. H.; AVITZUR, B. **Elementary Mechanics of Plastic Flow in Metal Forming**. Chichester: John Wiley & Sons Ltd, 1996. P.337-341.

VOLLERTSEN, F. Accuracy in process chains using hydroforming. Scotland, UK: **Journal of Materials Processing Technology**. Vol.103 No.3. P. 424-433. 15 July 2000.