JORGE PAIVA ABRANTES

**Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do Processo
de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço Inoxidável AISI 316 L.**

**São Paulo
2009**

JORGE PAIVA ABRANTES

**Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do Processo
de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço Inoxidável AISI 316 L**

**Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para fins da
obtenção do Título de Doutor em Engenharia
Mecânica.**

**São Paulo
2009**

JORGE PAIVA ABRANTES

**Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do Processo
de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço Inoxidável AISI 316 L.**

**Tese apresentada à Escola Politécnica da
Universidade de São Paulo para fins da obtenção do
Título de Doutor em Engenharia Mecânica**

Área de concentração:

Engenharia Mecânica de Projeto e Fabricação

Orientador:

Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha

São Paulo

2009

Este exemplar foi revisado e alterado em relação à versão original, sob responsabilidade única do autor e com anuência de seu orientador.

São Paulo, 25 de Junho de 2009.

Jorge Paiva Abrantes

Gilmar Ferreira Batalha

FICHA CATALOGRÁFICA

Abrantes, Jorge Paiva

**Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do
Processo de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço
Inoxidável AISI 316 L.**

159 pp.

**Tese (Doutorado) – Escola Politécnica da Universidade de
São Paulo, Departamento de Engenharia Mecatrônica e de
Sistemas Mecânicos.**

1. Processos de fabricação 2. Conformação plástica

**I. Universidade de São Paulo. Escola Politécnica. Departamento
de Engenharia Mecatrônica e de Sistemas Mecânicos. II. t**

A minha família

AGRADECIMENTOS

Ao meu orientador Prof. Dr. Gilmar Ferreira Batalha da Universidade de São Paulo pelo apoio, orientação e incentivos.

Aos meus pais Antonio Registo Paiva Abrantes e Izabel Cordeiro Paiva pelos fundamentos de minha personalidade e pelos sacrifícios para a conclusão de meus estudos.

A minha esposa Marlene Scalon Abrantes, minha filha Mariana e meu filho Plínio pelo apoio e fins de semana.

Ao colega e doutorando da Ecole Centrale de Lille Engenheiro Denis Lepicart pelo valioso auxílio e pelo afinho nos trabalhos realizados em conjunto.

A Prof. Dra. Suzanne Degallaix e ao Prof. Dr. Gerard Degallaix da Ecole Centrale de Lille - França pela hospitalidade, acolhimento, co-orientações e incentivos.

Ao Prof. Dr. Sérgio Tonini Button e ao Prof. Dr. Itamar Ferreira da Faculdade de Engenharia Mecânica da Unicamp pelo apoio na execução dos ensaios.

Ao grande amigo, habilidoso e experiente projetista Sr. José Casé Pinto Filho, pelos projetos e idéias para aprimoramento dos ferramentais utilizados neste trabalho.

Aos técnicos José Luis Lisboa e João Polis da Universidade de Campinas pelo auxílio nos ensaios e na correção dos dispositivos de teste.

Ao Técnico Cícero Cirlaneo Cruz pelo apoio no dia a dia nos Laboratórios do PMR-EPUSP.

Ao aluno da Escola Politécnica da USP e bolsista no programa de iniciação científica Fernando Tralli pelo auxílio com nos ensaios experimentais e na pesquisa das normas técnicas.

A CAPES pela bolsa de estudo concedida e oportunidade de participar do programa de doutoramento com estágio no exterior (PDEE) na Ecole Centrale de Lille, França.

A todos que, direta ou indiretamente, colaboraram na execução deste trabalho.

RESUMO

Uma Contribuição à Modelagem Experimental e Teórica do Processo de Conformação Hidrostática de Tubos de Aço Inoxidável AISI 316 L.

O uso da simulação via método de elementos finitos (MEF) tem sido de suma importância para o desenvolvimento de processos de conformação hidrostática de tubos (CHT). Sua utilização reduz o método de tentativa e erro na definição do processo e grandes ganhos de produtividade são auferidos. Neste trabalho, a simulação via MEF em conjunto com o desenvolvimento analítico existente na literatura foi utilizada para o desenvolvimento de um método projeto de uma ferramenta simples para a CHT em matriz aberta e para uso em prensa comum. Obtida a ferramenta, foi possível a um baixo custo ser determinado experimentalmente os limites de conformação, o caminho de deformação e as dimensões do tubo expandido sendo possível compara-los com os resultados simulados via MEF. Esta comparação de resultados experimentais e simulados validou o procedimento de simulação e o método de projeto da ferramenta. Quanto ao carregamento, com a ferramenta obtida foram expandidos tubos por dois carregamentos distintos: só pressão e pressão e carga axial simultâneos permitindo assim comprovar a eficácia do segundo carregamento para a obtenção de razões de expansão maiores. Quanto às simulações, executadas em um programa comercial, elas foram desenvolvidas também para ambos os carregamentos. Ainda nestas simulações duas maneiras de aplicar-se a pressão foram avaliadas. Para a determinação dos limites de conformação do tubo fez-se uso da técnica denominada *Circle Grid Analysis*. Foi escolhido para estudo um tubo extrudado de aço inoxidável AISI 316 L submetido a tempera de solubilização. O método de projeto desenvolvido, numa primeira tentativa, utilizou como dado de entrada as propriedades do Aço AISI 316 L obtidos para chapas o que levou a diferenças entre os resultados simulados e experimentais. Assim foi necessário determinar-se as propriedades do aço AISI 316 L para a condição de tubo extrudado. Para a direção circunferencial utilizou-se o método de ensaios denominado *Ring Hoop Tension Test*, e para o sentido longitudinal o foi utilizado um ensaio de tração usual. Foram determinados inclusive os coeficientes de anisotropia. Com estes dados novas simulações, considerando a anisotropia do material, foram realizadas. Um aprimoramento do método de projeto foi realizado, sendo construída uma segunda versão da ferramenta para a CHT. Assim os novos resultados simulados foram obtidos e foram comparados com os resultados experimentais e os erros diminuíram significativamente. Como resultado final, para esta segunda versão de simulações, de projeto e ferramenta, os erros dos valores obtidos via simulação via MEF, no diâmetro e na espessura ficaram ao redor de 10%, assumindo o resultado experimental como padrão. Quanto ao limite de conformação os resultados simulados diferiram dos experimentais, porém o estado de deformação e os caminhos de deformação situaram-se no mesmo quadrante no plano das deformações (Curva CLC) para os dois carregamentos. Finalmente, quanto ao diâmetro externo do tubo para os dois carregamentos, o tubo em aço Inoxidável AISI 316 L atingiu diâmetros até 12,9% maiores para expansão por pressão e carga axial em relação àqueles expandidos somente por pressão, os quais foram assumidos como padrão.

Palavras-chave: Conformação Hidrostática de Tubos, MEF, Fabricação, Aço Inoxidável, AISI 316 L.

ABSTRACT

A Contribution to the Experimental and Theoretical Modeling of AISI 316 L Stainless Steel Tube Hydroforming.

The simulation using the finite elements method (FEM) has been of utmost importance for the tube hydroforming (THF) processes development. It reduces the try and error method in the process definition and great profits are gained. In this work, the FEM simulation together with the existing analytical THF theory in the literature was used to develop a process and a simple tool design for the THF, in open die arrangement and to be used in a common press. Gotten this tool, it was possible in a low cost, determine experimentally the forming limits, the strain paths and the evolution of geometry for a tube and then make it possible compares these experimental results with the simulated results obtained by FEM. This comparison of experimental and simulated results validated the simulation procedure and the tool design method. Relate the loads applied during the THF, two distinct load cases were possible: only pressure and simultaneous pressure and axial load, thus allowing proving the effectiveness of the second load case in obtain bigger expansion ratios. Relate to the simulations, they were run in commercial software and also the two load cases were simulated. Additionally in these simulations, two ways to apply the pressure had been evaluated. In the experiments, in the forming limits determination, the Circle Grid Analysis technique was used. A seamless stainless cold finished AISI 316 L solution annealed and quenched tube was chosen for evaluation. The tool design method, in a first attempt, uses the AISI 316 L steel properties obtained from sheets. Big differences between the FEM simulated and experimental results was gotten. Thus, it was necessary execute tensile tests in order to obtain the AISI 316 L steel properties for the seamless stainless cold finished, solution annealed condition. In such a way, a tensile tube test method called Ring Hoop Tension Test was used, to determined AISI 316 L steel properties in the transversal direction and a common tensile test was used for the longitudinal direction. Also, for both directions, anisotropy coefficients were also determined. With these new material properties set, new simulations including the anisotropy and a new improved tool design method were carried through, resulting in a new and improved tool version. Thus, new experiments were performed and compared with the new simulated results and the errors had diminished significantly. As final result, the errors in the diameter and in the thickness had been around of 10%, assuming the experimental result as standard. Relate the forming limits the results had differed, however the strain state and the strain path had been placed the same quadrant in a strain plane graphic (FLD diagram) for both load cases. Finally, relate to the tube expansion ratio, the tube external diameter increase 12,9% greater for tube expansion under pressure and axial load assuming the tube expansion under only pressure as standard.

Keywords: THF, Tube hydroforming, FEM, Fabrication, Stainless Steel, AISI 316 L.

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 Exemplos de peças e subestruturas produzidas por conformação hidrostática (DOHRMANN; HARTL, 1997) e (DOHRMANN; HARTL, 2004).	20
Figura 2.1: Variantes da CHT a alta pressão interna – (VDI 3146, 1999)	25
(SCHMOECKEL et al, 1999)	25
Figura 2.2: Suscetibilidade das variantes de conformação ao atrito e a falhas (DOHRMANN; HARTL, 1996).....	25
Figura 2.3: Esquema de ferramenta para expansão livre de tubos por pressão e carga axial (LIANFA; CHENG, 2006).....	26
Figura 2.4: Princípio da conformação hidrostática de tubos por pressão interna e por pressão e carga axial.	28
Figura 2.5: Parâmetros que influenciam no controle do processo.....	30
(DOHRMANN; HARTL, 1996).	30
Figura 2.6: Principais defeitos de peças conformadas por pressão hidrostática.	32
Figura 2.7: Mecanismos de selagem para evitar vazamentos em processos gerenciados pela pressão (GAO et al., 2002).....	36
Figura 2.8: Exemplo de peça com a pressão como parâmetro de controle.....	36
(GAO et al., 2002).	36
Figura 2.9: Dois modos de falha de peças simétricas (GAO et al., 2002).	38
Figura 2.10: Modos de falha em peças pré-curvadas e uma solução para evitá-las.	38
Figura 2.11: Efeito da pressão na conformação de uma junta T (GAO et al., 2002).	40
Figura 2.12: O princípio da conformação hidrostática de tubos em matriz fechada (DOHRMANN; HARTL, 2004).	42
Figura 2.13: Região de trabalho típica para conformação hidrostática de tubos.	44
(DOHRMANN; HARTL, 1996).	44
Figura 2.14: A conformação de tubos consiste da expansão livre e calibração - (peças axi-simétricas) (ASNAFI, 1999).	45
Figura 2.15: A curva de carregamento selecionada determina o modo de deformação e as formas intermediárias do tubo (ASNAFI, 1999).	46
Figura 2.16: Importância de uma pré-análise de cada peça a ser fabricada.	47
Figura 2.17: Flambagem e Enrugamento (KOÇ; ALTAN, 2002).....	48
Figura 2.20: Elemento para análise pela teoria de membranas	57
(ASNAFI, 1999).	57
Figura 2.21: Definição das grandezas para cálculo da região de trabalho da CHT.....	59

(ASNAFI, 1999)	59
Figura 2.22: A expansão livre é assumida com $\rho_2=\infty$ e resulta no equilíbrio de forças mostrado (ASNAFI, 1999).	63
Figura 2.23: Parâmetros utilizados no calculo do curso do cilindro axial.....	65
(ASNAFI, 1999).	65
Figura 2.24: Parâmetros para a determinação da deformação livre assumindo $\rho_2<\infty$ - (ASNAFI, 1999).	66
Figura 2.27: Procedimento para determinação da curva de calibração.....	67
(KOÇ; ALTAN, 2002).	67
Figura 2.28: Curva para Controle da Expansão Livre por Força versus Pressão.....	73
Figura 2.29: Curvas para Controle da Expansão Livre por Deslocamento versus Pressão. ..	73
Figura 3.1: Reator para fusão nuclear experimental utilizará 16000 toneladas de aço Inoxidável, a maior parte será de aço AISI 316 L (BSSA, 2009).	75
Figura 3.2: Esquema da posição de retirada de corpos de prova de tubos (GREEN, 2004)..	78
Figura 3.4: Diagrama esquemático para determinação das equações para análise dos dados (WANG et al., 2002).	80
Figura 3.5: Corpo de prova para o ensaio de ruptura de anel de tubo de aço inoxidável AISI 316 L.....	82
Figura 3.6: Detalhes do dispositivo de fixação construído e dos CPs na forma de anel.	83
Figura 3.7: Máquina de ensaio de tração	84
Figura 3.8: Corpo de prova longitudinal.....	85
Figura 4.1: Modelo em Elementos Finitos da Conformação Hidrostática de tubos de aço Inoxidável 316-L	93
Figura 4.2: Seqüência de deformação para o procedimento 1 “load mask”	94
Figura 4.3: Distribuição de Espessuras para a pressão máx. (62.4 MPa).	94
Figura 4.4: Distribuição da deformação plástica efetiva para a pressão máxima (62,4 MPa).95	
Figura 4.5: Valor de R_2 utilizado na fórmula 4 a no cálculo do diâmetro d_c do punção interno da ferramenta 1	95
Figura 7.6: Curva da Pressão Aplicada.	96
Figura 4.7: Modelo para simulação conforme procedimento 2.	98
Figura 4.8: Distribuição de deformações no ciclo.	98
Figura 4.9: Distribuição de Espessuras	99
Figura 4.10: Comparação do perfil do bulbo simulado e experimental.....	99
Figura 4.11: Pressão versus raio máximo externo experimental e simulado.....	99

Figura 4.13: Modelo deformado para Simulação de Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial	101
Figura 4.14: Peça para conformação em matriz.....	102
Figura 4.15: Ferramentas e blank para simulação conformação hidrostática em matriz.....	102
Figura 4.16: Simulação via MEF da conformação hidrostática de tubo em matriz.	103
Figura 4.17: Modelo desenvolvido conforme ferramenta 1 - versão 2.....	104
Figura 4.18: Curva da pressão e da força axial	105
Figura 4.19: Curva da força axial aplicada	105
Figura 4.20: Curva Força x pressão $F/p=346.6$ (1).....	106
Figura 4.21: Evolução da expansão hidrostática do tubo apenas por pressão.....	107
Figura 4.22: Distribuição de espessuras para a pressão $P= 63$ MPa.....	107
Figura 4.23: Evolução da expansão hidrostática do tubo por pressão e carga axial	108
Figura 4.24: Distribuição de espessuras para a pressão $P= 63$ MPa.....	108
Figura 5.2: Ferramenta para CHT só por pressão e por pressão e carga axial.....	111
Figura 5.3: Prensa Hidráulica de 300 KN (30 ton.) do PMR-EPUSP.....	112
Figura 5.4: Esquema de ferramenta para expansão livre de tubos por pressão e carga axial	113
Figura 5.5: Ferramental 1 para a expansão hidrostática de tubos.....	115
Figura 5.6: Ferramenta 2 para expansão hidrostática apenas por pressão	116
Figura 5.7: Ferramental 2 para expansão de tubos.....	116
Figura 5.8: Corte e preparação dos corpos de prova tubulares.....	117
Figura 5.10: Carregamentos proporcionais (eq. 5.1) sobrepostos a curvas de carregamento analítico para a expansão livre (eq. 2.57 e 2.62).....	119
Figura 5.11: Ferramenta 1 – versão 2.	120
Figura 5.12: Corpo de prova para os experimentos com a ferramenta 1 – versão 2.....	121
Figura 5.13: Impressão de círculos por oxidação eletroquímica dos tubos.	123
Figura 5.14 – Círculo e direções principais das deformações	123
Figura 6.1: Peças conformadas com a ferramenta 1 – versão 1.	126
Figura 6.2: Peças conformadas com a ferramenta 2.....	126
Figura 6.3: Gráficos com as grandezas registradas nas amostras DA1 DA5 e DA7.	127
Figura 6.4: Comparação das curvas experimental e simulada da pressão versus raio externo.	131
Figura 6.5: Montagem do tubo na ferramenta desenvolvida no 2º. Ciclo de projeto.	133
Figura 6.7: Tubos expandidos apenas por pressão e com círculos impressos para avaliação da deformação.....	135

Figura 6.8: Tubos expandidos por pressão e carga axial e com círculos impressos. para avaliação da deformação.....	135
Figura 6.9: Textura das circunferências após deformação.....	138
Figura 6.10: Caminhos de deformação para os dois casos de expansão hidrostática: pressão e pressão simultâneas a carga axial.	140
Figura 7.1: Comparação dos caminhos de deformação: experimental e simulado.	142

LISTA DE TABELAS

Tabela 3.1 Propriedades Mecânicas do aço inoxidável 316 L para chapas	76
Tabela 3.2 – Parâmetros de comportamento plástico dos corpos de prova dos tubos de aço inoxidável AISI 316 L - Extrudados - Valor de n , K e r para direção longitudinal.....	87
Tabela 3.3 – Valores do coeficiente de anisotropia r para direção longitudinal	88
Tabela 3.4 – Valores do coeficiente de anisotropia r para direção circunferencial.	88
Tabela 4.1 - Parâmetros geométricos do tubo e das ferramentas.....	92
Tabela 4.2 – Dimensões das peças conforme a pressão aplicada.....	106
Tabela 4.3 – Dimensões das peças conforme a pressão aplicada.....	107
Tabela 6.1 - Dimensões das peças expandidas pela ferramenta 1 por pressão.	127
Tabela 6.2 - Dimensões das peças expandidas pela ferramenta 2 por pressão.	128
Tabela 6.3: Perfil longitudinal das peças DA2 e DA5.	129
Tabela 6.4 - Dimensões de peças expandidas: ferramenta 2 até pressão de 58 MPa.....	129
Tabela 6.5: Dimensões dos tubos após expansão hidrostática.....	136
Tabela 6.6: Dimensões das circunferências após expansão hidrostática na direção circunferencial.	137
Tabela 6.7: Dimensões das circunferências após expansão hidrostática na direção circunferencial.	139
Tabela 6.8 – Deformações verdadeiras.....	140
Tabela 7.1: Erro percentual da simulação MEF (valor experimental como referência).	141

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

CHT	Conformação hidrostática de tubos
ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
AISI	American Iron and Steel Institute
l_f	Comprimento livre do tubo
d_0	Diâmetro inicial do tubo
t_0	Espessura inicial do tubo
n	Coefficiente de encruamento
K	Constante de resistência
E_t	Módulo tangente
F_{cr}	Carga crítica de flambagem
E	Modulo de elasticidade
L, l_0	Comprimento do tubo
I	Momento de inércia
C	Constante para calculo de F_{cr}
σ_{cr}	Tensão crítica de flambagem
A	Área da secção transversal do tubo
r_g	Raio de giração
ν	Coefficiente de Poisson
p_i	Pressão Interna aplicada ao tubo
F	Força axial total aplicada ao tubo
σ_1	Tensão Principal no sentido longitudinal
σ_2	Tensão Principal no sentido circunferencial
$\bar{\sigma}$	Tensão equivalente
$\bar{\epsilon}$	Deformação equivalente

ε	Deformação verdadeira
e	Deformação de engenharia
ρ, R_l	Raio de Curvatura no sentido longitudinal
ρ_2, R_2	Raio de Curvatura no sentido circunferencial
α	Relação entre tensões longitudinal e circunferencial
β	Relação entre deformações longitudinal e circunferencial
t_i	Espessura no tempo i
t_0	Espessura inicial
t_f	Espessura ao final
σ_{esc}	Resistência ao escoamento
$F_{selagem}$	Força de selagem
F_{ac}	Força axial de conformação
F_{atrito}	Força de atrito
σ_N	Tensão Normal
μ	Coefficiente de atrito
s	Curso do punção axial
V_0	Volume inicial do tubo
V_i	Volume Instantâneo
V_A, V_B e V_C	Volumes de trechos do tubo expandido.
CP	Corpo de Prova
ASTM	American Society for Testing Materials
d_c	Diâmetro do punção interno
EHP	Expansão Hidrostática por Pressão
EHPC	Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial
R_o	Raio externo inicial
R_f	Raio externo final
b_o	Comprimento inicial da corda da seção reduzida

Δb	Variação do comprimento da corda da seção reduzida
e_b	Deformação da corda da seção reduzida
VDI	Verein Deutscher Ingenieure – Associação dos Engenheiros Alemães
w_0	Largura inicial
w_f	Largura final

SUMÁRIO

1	Introdução.....	19
1.1	O Processo de Conformação Hidrostática de Tubos no Contexto Atual.....	19
1.2	Objetivos deste Trabalho.....	22
2	Revisão Bibliográfica e a Modelagem Analítica da CHT.....	24
2.1	A Variante do Processo CHT Abordada neste Trabalho.....	24
2.2	O Controle de Processo na Conformação Hidrostática de Tubos.....	27
2.3	Os Modos de Falha e os Parâmetros de Controle.....	31
2.4	Uma Classificação dos Processos de Conformação Hidrostática de Tubos.....	33
2.4.1	A Pressão como Parâmetro de Controle.....	35
2.4.2	A Pressão como Parâmetro Dominante.....	37
2.4.3	O Deslocamento Axial como Parâmetro Dominante.....	39
2.4.4	O Deslocamento Axial como Parâmetro de Controle.....	40
2.5	Modelagem Analítica da Conformação Hidrostática de Tubos.....	41
2.5.1	A Faixa de Trabalho e Caminhos de Carregamento.....	41
2.5.2	Modelagem Analítica da Flambagem de Tubos.....	48
2.5.3	Modelagem Analítica das Curvas de Carregamento.....	54
2.5.4	Estimativa da Pressão de Calibração.....	67
2.5.5	Critério para Determinação da Falha do Tubo.....	68
2.6	Aplicação do Desenvolvimento Analítico da CHT para a Condição em Estudo.....	71
2.6.1	Curvas de Carregamento para o Estágio de Deformação Livre do Tubo.....	72
2.6.2	Curvas de Carregamento para Calibração de Peças Conformadas em Matriz.....	73
2.6.3	Determinação da Falha do Tubo.....	74
3	Propriedades do Material do Tubo – Aço Inoxidável AISI 316 L.....	75
3.1	O Tubo Escolhido, seu Material, Processo de Fabricação e Propriedades Mecânicas.....	75
3.2	Caracterização do Material do Tubo do Aço Inoxidável AISI 316 L.....	76
3.2.1	Determinação de Propriedades Transversais do Aço AISI 316 L dos Tubos.....	79
3.2.2	Determinação dos Coeficientes de Anisotropia.....	84
3.3	Resultados dos Ensaios de Tração.....	86
3.4	Determinação do Coeficiente de Anisotropia.....	87
3.5	Comentários sobre a Caracterização do Aço Inoxidável AISI 316 L.....	87
3.6	O Comportamento Plástico do Aço AISI 316 L e sua Modelagem no LS-DYNA.....	88
4	Simulação da Expansão Hidrostática Via Método dos Elementos Finitos (MEF)....	90
4.1	Simulações com as Propriedades Obtidas a partir de Chapas.....	91

4.1.1	Procedimento 1 - Simulação da CHT com o Algoritmo “load mask” .	91
4.1.2	Procedimento 2 - Simulação da CHT com Algoritmo <i>mass flow</i> .	96
4.1.3	Comentários aos Procedimentos de Simulação 2 da CHT por Pressão.	100
4.1.4	Simulação da Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial.	100
4.1.5	Simulação da Conformação Hidrostática de Peça em Matriz	102
4.2	Simulações com as Propriedades Obtidas a Partir do Tubo.	103
4.2.1	O Novo Modelo MEF para a Versão 2 da Ferramenta 1 e Novo CP.	103
4.2.2	Resultados das Simulações da CHT Somente a Pressão	105
4.2.3	Resultados das Simulações da CHT a Pressão e Carga axial Simultâneas.	107
5	Projeto e Construção de Ferramentais para a CHT.	109
5.1	Ferramenta 1 - Método de Projeto 1.	109
5.2	Ferramenta 2 com Fonte Externa de Pressão.	115
5.3	Os Corpos de Prova para a Ferramenta 1 – Versão 1 e Ferramenta 2.	117
5.4	Ferramenta 1 – Método de Projeto 2.	117
5.5	O Corpo de Prova para a Ferramenta 1 – Versão 2.	120
5.6	Experimento Delineado para a Ferramenta 1 – Versão 2.	121
5.7	Medição da Deformação por Malha de Círculos.	122
6	Resultados Experimentais.	125
6.1	Resultados para a Ferramenta1 Versão 1 e Ferramenta 2.	125
6.1.1	Medição das Peças Expandidas pela Ferramenta 1 – Versão 1.	127
6.1.2	Medições das Peças Expandidas pela Ferramenta 2.	128
6.2	Resultados dos Experimentos com a Ferramenta 1 - Versão 2.	132
6.2.1	Experimentos da CHT de Tubos por Pressão e por Pressão e Carga Axial.	134
6.2.2	Dimensões dos Corpos de Prova após os Experimentos.	134
6.2.3	Cálculo das Deformações.	136
6.2.4	Limites de Conformação para Tubo de Aço Inoxidável AISI 316 L.	138
6.3	Comentários aos Resultados dos Experimentos.	138
7	Comparação dos Resultados Experimentais e Simulados.	141
8	Conclusões e Recomendações.	143
9	Referências Bibliográficas.	145
10	Apêndices.	148
	Apêndice A - Certificado de Qualidade Sandvik.	148
	Apêndice B - Descrição do Programa LS-DYNA.	149
	Apêndice C - Correspondência com Suporte do Software LS-DYNA.	159

1 Introdução.

1.1 O Processo de Conformação Hidrostática de Tubos no Contexto Atual.

Devido à escassez e ao crescente custo da energia e das matérias primas, bem como a crescente demanda de controle ambiental, a indústria de conformação de chapas e tubos metálicos é obrigada a dar mais e mais importância a processos que economizem energia e matéria prima. Além disso, em vista do crescimento da variedade e das variantes de uma mesma peça e a resultante redução nos tamanhos dos lotes, novas maneiras de produção devem ser utilizadas para reduzir os custos de mão de obra e aumentar a produtividade. Além de utilizar materiais alternativos, isto requer a aplicação de tecnologias de produção avançadas permitindo uma utilização mais eficiente dos materiais com relação às cargas que solicitam em uso os componentes e ainda, se possível, eliminando passos na cadeia produtiva (SCHMOCKEL et al., 1999).

Processos, que fazem uso de um meio flexível de conformação de chapas e tubos, tal como um líquido, são conhecidos há muito tempo pelo potencial de conformar formas complexas, (SCHMOECKEL et al, 1999) Pode-se também reduzir a cadeia de processo e apresenta a vantagem de produzir peças de menor peso, quando comparado aos processos de conformações tradicionais (ASNAFI; SKOGSGARDH, 2000).

Como consequência destes fatores condicionantes do mundo atual e ainda do rápido desenvolvimento da informática, de novos softwares, da mecânica fina e ainda com a rápida evolução da tecnologia de controle, os processos de conformação em meio flexível tem ganhado importância (SCHMOECKEL et al, 1999) e uma aplicação crescente tem sido observada. Dentre os processos que usam um meio flexível para a conformação tem-se destacado a conformação hidrostática de chapas e tubos. Neste tipo de conformação, um fluido, geralmente água, a qual se mistura um agente anticorrosivo, é usado como o meio de conformação. Estes processos são geralmente denominados na língua inglesa por *hydroforming* ou conformação hidrostática na língua portuguesa. A conformação hidrostática pode ser realizada em chapas, em um “sanduíche” de chapas ou em tubos e ambos são conhecidos como processos de conformação hidrostática interna a alta pressão (SCHMOCKEL et al., 1999). O presente trabalho dedicar-se-á ao estudo do processo de conformação hidrostática de tubos, doravante abreviado por CHT, o qual é denominado na língua inglesa por *tube hydroforming* ou THF.

O uso da CHT para a produção de peças vem assumindo grande relevância e uma ampla variedade de aplicações é observada na indústria metal-mecânica.

São exemplos de peças produzidas por este processo: juntas tubulares (tês, cotovelos, reduções, etc.), metais sanitários, peças automobilísticas tais como longarinas, colunas de carroceria, subestrutura para suporte do motor, eixo de comando de válvulas, eixos do sistema de transmissão, carcaça, eixo da transmissão traseira, tubulação de escape do motor, etc. (Figura 1.1), (DOHRMANN; HARTL, 1997) e (DOHRMANN; HARTL, 2004).

Figura 1.1 Exemplos de peças e subestruturas produzidas por conformação hidrostática (DOHRMANN; HARTL, 1997) e (DOHRMANN; HARTL, 2004).

Dentre as vantagens das peças conformadas hidrostaticamente, sejam tubulares ou conformadas a partir de chapas, podemos destacar:

-
- Geometrias complexas são possíveis, requerendo assim menos peças constituintes em certos sistemas, podendo ainda reduzir os passos de fabricação (SCHMOCKEL et al 1999);
 - Menor custo de ferramental e redução no número de operações de conformação (DOHRMANN; HARTL, 1996).
 - Menor peso das peças (SCHMOECKEL et al, 1999) Excelente utilização do material. Sistemas que utilizam peças conformadas por pressão hidrostática podem apresentar reduções de até 30% no peso quando comparados a sistemas de funções idênticas que utilizam peças estampadas comuns e unidas mediante junções por solda (LÜCKE et al., 2001). Ainda com relação a este aspecto peças podem, por exemplo, ser produzidas combinando-se aços de alta resistência, as quais exibem menor peso e desempenho superior, quando em serviço (DOHRMANN; HARTL, 1996).
 - Eliminação de junções por solda (DOHRMANN; HARTL, 1996).
 - Redução do número de peças que compõem certas subestruturas de veículos e ganhos significativos em logística (LÜCKE et al., 2001).
 - Resistência mecânica superior e homogênea do componente (SCHMOCKEL et al., 1999), devido produção de peça contínua, sem junções de solda, eliminando-se tanto pontos de heterogeneidade metalúrgica na estrutura do material nas regiões soldadas, como pontos com concentrações de tensões e redução de regiões com tensões residuais de tração.
 - Rigidez superior e excelente desempenho em testes de impacto (SCHMOCKEL et al., 1999) e em colisões no caso de peças automobilísticas, permitindo maior eficiência das peças às solicitações mecânicas de campo.
 - Precisão geométrica quanto à forma e dimensões devido a uma pequena resiliência (SCHMOECKEL et al, 1999).
 - Bom desempenho quanto à corrosão devido à redução do número de partes reunidas em junções soldadas, etc. (SCHMOECKEL et al, 1999).

- Possibilidade de integrar à ferramenta de conformação hidrostática outras operações tal como o puncionamento (SCHMOECKEL et al, 1999).

Dentre as desvantagens podemos destacar (SCHMOECKEL et al., 1999):

- Tecnologia e equipamentos caros;
- Pouco conhecimento consolidado e poucos engenheiros com conhecimento e domínio da CHT.

1.2 Objetivos deste Trabalho.

A simulação do processo CHT via método de elementos finitos tem sido de grande auxílio em seu desenvolvimento. Ela reduz o método de tentativa e erro, e grandes ganhos de produtividade são auferidos desde o “*try-out*” da ferramenta e principalmente durante a produção das peças. Porém, o conhecimento consolidado pela realização de simulações e a comparação com resultados experimentais para a CHT são poucos na literatura. Isto ocorre devido ao alto custo do equipamento necessário aos experimentos. O principal propósito deste trabalho foi desenvolver simultaneamente um procedimento de simulação de uma variante do processo CHT com o Software LS-DYNA e uma ferramenta de baixo custo que permita a realização de experimentos em prensa comum e assim possibilite, a um baixo custo, a comparação dos resultados experimentais e simulados.

Veremos também que a simulação pode ser utilizada no auxílio do projeto da ferramenta através do uso de seus resultados para determinar-se dimensões da peça, da ferramenta e estudar alternativas de projeto e geometria nos estágios iniciais de desenvolvimento das peças e das estruturas das quais farão parte. Construída a ferramenta, peças serão produzidas e as dimensões das peças experimentais e simuladas são comparadas, bem como os limites de deformação para o tubo escolhido. Cria-se assim um ambiente iterativo, onde a simulação (em um ambiente virtual) auxilia o projeto da ferramenta e reduz o tempo de desenvolvimento das peças e da ferramenta, reduzindo o uso do método de tentativa e erro.

Assim sendo, foi estabelecido como objetivo desenvolver uma ferramenta simples e barata através de um procedimento de desenvolvimento que utilize um ambiente virtual iterativo baseado em simulações via método de elementos finitos da CHT. Para validação deste procedimento, as peças reais (experimentais) produzidas por tal ferramenta devem ser comparadas com as peças simuladas (virtuais). Assim fica também validado o software comercial utilizado na simulação, os modelos teóricos de material utilizados para representar

o material do tubo e as propriedades determinadas para o material do tubo utilizadas na simulação.

Foi estabelecido também que tal ferramenta fosse desenvolvida para uso em prensa comum e que esta permitisse a CHT por dois carregamentos distintos:

- A expansão hidrostática de tubos somente por pressão
- A expansão hidrostática de tubos por pressão e carga axial.

Conforme estabelece o título deste trabalho, uma contribuição à compreensão do processo de conformação hidrostática de tubos deve ser o resultado final. Assim, estabeleceu-se também que tal contribuição deveria abranger vários outros parâmetros que afetam o controle de processo de maneira que ao final do trabalho um conhecimento consolidado na forma de experimentos reais e sua comparação com estudos analíticos e simulados tenham sido realizados, os resultados relatados, comparados e avaliados. Poucas e raras são as fontes que expõem dados experimentais e virtuais obtidos pelos métodos de simulação, compara-os, validando tanto o procedimento utilizado na simulação quanto o código comercial utilizado nas simulações.

Assim o presente trabalho inicialmente revisará a modelagem analítica do processo CHT escolhida. A seguir a simulação e experimentação desta variante do processo CHT será realizada, abordando os diversos parâmetros que afetam o controle do processo e como os mesmos são considerados na simulação, sendo oferecido assim ao final do trabalho um conhecimento consolidado. Este auxiliará tanto na formação de mão de obra para esta área de processo, quanto produzirá os primeiros resultados consolidados que poderão ser utilizados quer seja no projeto de peças que utilize o material aqui estudado, quer seja no projeto de ferramenta similar para pesquisa com novos materiais. Poderá ainda ser utilizado para fins acadêmicos de treinamento e iniciação de profissionais nesta área.

Finalizando, em resumo, os seguintes objetivos foram estabelecidos:

- Avaliar os modelos analíticos existentes para a conformação hidrostática de tubos.
- Projetar e construir ferramenta para realizar a expansão livre de tubos por dois carregamentos, somente por pressão e por pressão e força axial.
- Construir uma ferramenta de maneira que a pressão e a carga axial sejam geradas internamente e utilizem para a conformação uma prensa comum.

- Com a ferramenta desenvolvida determinar os limites de conformação para os dois carregamentos de um mesmo tubo e comparar os resultados.
- Estudar experimentalmente os limites da falha por flambagem e compará-los com dados descritos na literatura.
- Utilizando o software LS-Dyna, desenvolver simulação da expansão hidrostática de tubos e comparar os resultados ao modelo analítico e com os resultados experimentais obtidos. Comparar perfil de espessuras, deformações e se possível comparar os caminhos de carregamento e os limites de conformação para um tubo selecionado.

2 Revisão Bibliográfica e a Modelagem Analítica da CHT.

2.1 A Variante do Processo CHT Abordada neste Trabalho.

Diversas são as variantes do processo CHT. As disposições das ferramentas e do *blank* que permitem diversas soluções para a produção de peças podem ser encontradas no guia VDI (*Verein Deutscher Ingenieure – Associação dos Engenheiros Alemães*) 3146, (SCHMOECKEL et al, 1999) Tais variantes deste processo surgiram durante sua evolução histórica são classificadas de acordo com os estados de tensão e deformação ativos na zona de deformação. Na figura 2.1 estão reproduzidas tais variantes. Nela, as representações esquemáticas das variantes do processo de conformação hidrostática de tubos ilustram o princípio funcional. Nesta figura, as selagens das extremidades do tubo são ou por contenção pela própria matriz, simbolizadas por quadrados, ou pela ação de punções, representadas por setas. A parte esquerda de cada figura mostra a condição inicial, enquanto a parte direita mostra a condição acabada.

Para a produção de componentes complexos diversas destas variantes são combinadas. Indubitavelmente as variantes mais usadas, são (SCHMOECKEL et al., 1999):

- “Expansão a Alta Pressão Interna em Matriz Fechada” seguida da “Calibração a Alta Pressão Interna” e;
- “Expansão e Recalque a Alta Pressão Interna em Matriz Fechada”, com punções alimentando ativamente material a zona de deformação.

O potencial de expansão do tubo seja para a variante de expansão e recalque em matriz fechada ou em matriz aberta é limitado pelos modos de falhas. Três são os modos de falha do tubo que podem ocorrer para estas variantes: flambagem, enrugamento e ruptura.

Além destes fatores limitantes, as variantes de processo apresentam condições diferentes com relação ao coeficiente de atrito entre o tubo e as matrizes.

Figura 2.1: Variantes da CHT a alta pressão interna – (VDI 3146, 1999).
(SCHMOECKEL et al, 1999).

Figura 2.2: Suscetibilidade das variantes de conformação ao atrito e a falhas (DOHRMANN; HARTL, 1996).

Na figura 2.2, duas variantes são apresentadas para a produção de uma mesma peça e o quadro mostrado indica qual o modo de falha a que cada variante é mais suscetível e

mostra ainda como o atrito vai afetar diferentemente cada processo. Com relação ao atrito para a CHT em matriz aberta, não se aplica definir a suscetibilidade, pois não há movimento relativo entre a peça e a matriz. No presente trabalho, dado a inexistência nos laboratórios da Escola Politécnica, dos sofisticados equipamentos que permitam o controle da aplicação da pressão, sincronizada ao deslocamento axial por punções em matriz fechada, a variante de recalque e expansão interna a alta pressão em matriz aberta foi escolhida para ser desenvolvida e estudada; (ver figura 2.3). Uma vantagem desta variante está na facilidade de utilizar-se uma prensa comum para a execução da conformação, prensa esta, existente na Escola Politécnica e mostrada na figura 5.3.

Alguns trabalhos na literatura se dedicaram a este processo e um deles foi selecionado (LIANFA; CHENG, 2006) para nortear a construção do ferramental. Na figura 2.3 está mostrado uma vista em corte da ferramenta utilizada na referência (LIANFA; CHENG, 2006). Nela os autores reportam sucesso sendo um tubo expandido livremente em duas condições de atrito e duas condições de carregamento, ou seja, através somente da ação da pressão interna, e da pressão interna, simultaneamente a aplicação da carga axial. Podemos constatar que nesta ferramenta não há fonte externa de pressão, sendo a pressão gerada pela ação do punção interno.

O grande desafio da construção desta ferramenta se deve ao fato de que o controle do processo será definido única e exclusivamente pelas relações geométricas do tubo e do punção interno da ferramenta. Outro desafio desta ferramenta, já descrito na figura 2.2 é sua suscetibilidade a falha por flambagem, devendo este aspecto ser também explorado durante o trabalho.

Figura 2.3: Esquema de ferramenta para expansão livre de tubos por pressão e carga axial (LIANFA; CHENG, 2006).

Outro aspecto importante com relação a esta variante do processo a ser estudado e explorado neste trabalho diz respeito à sensibilidade da conformação aos parâmetros de carregamento. No item 2.3, veremos que para diferentes peças, os diferentes processos de conformação de cada uma diferem entre si no que diz respeito a qual parâmetro, a pressão ou o deslocamento é o mais sensível e predominante no controle durante a conformação.

Veremos que para certo tipo de peça o controle da pressão é predominante, para outras, o controle do deslocamento ou da força axial será predominante.

No item 2.3 veremos que as peças que exijam um controle dominante da pressão, são as mais desafiadoras e são aquelas que requerem maior esforço e conhecimento para a sua produção. São estas peças que requereram maior esforço analítico e se este não for possível, maior esforço de simulação via Método de Elementos Finitos (FEM) será necessário. Veremos ainda que, em processos onde o controle dominante da pressão é necessário, há um estágio denominado deformação livre. Neste estágio, a expansão do tubo se dá livremente, antes que o contato com a superfície da ferramenta se estabeleça o que pode levar regiões à instabilidade plástica ocasionando a falha prematura da peça.

2.2 O Controle de Processo na Conformação Hidrostática de Tubos.

No processo CHT, é utilizado um *blank* tubular reto ou pré-conformado, (via flexão, dobramento ou conformação). Ele é conformado em uma cavidade de uma matriz aberta ou fechada mediante a aplicação simultânea de pressão e carga axial e em alguns casos, mediante a aplicação somente de pressão.

O processo CHT, é uma tecnologia jovem (DOHRMANN; HARTL, 1996) e o conhecimento consolidado é ainda limitado. Ela foi utilizada tardiamente no século passado e somente para o dobramento de tubos especiais (SCHMOECKEL et al, 1999) Sua utilização se deu sempre para peças complexas, difíceis ou impossíveis de se produzir pela estampagem tradicional. Devido ao equipamento complexo necessário a esta tecnologia, por um grande tempo, suas aplicações se resumiram a estas peças complexas. Somente quando foi possível atender certos requisitos adequadamente, tais como tolerâncias e repetibilidade, o que ocorreu a partir dos anos sessenta do século passado, esta tecnologia começou a ser utilizada em produção seriada, em particular para a produção de conexões utilizadas em instalações hidráulicas residenciais. Com exceção dos coletores de admissão e escape que eram peças fundidas e foram substituídos por peças conformadas pelo processo CHT já há algum tempo, só na última década do século XX é que se observou um aumento

da aplicação deste processo na produção seriada das outras peças como acima mencionadas. A razão deste tardio desenvolvimento se deveu a complexa tecnologia requerida para o controle do processo.

O requisito básico nesta tecnologia é o controle de processo, ou seja, o conhecimento e domínio da correlação entre diversos fatores durante o desenrolar da conformação. Podemos listar os seguintes fatores: a evolução temporal simultânea da pressão e do deslocamento axial (ou da carga axial), os parâmetros de construção da ferramenta, os parâmetros do tubo (material e dimensional), os parâmetros da variante do processo escolhida, os limites impostos pelos tipos de falhas, etc. O conhecimento da correlação entre estes diversos fatores permite obter-se o controle do processo para a produção seriada de peças. O conhecimento de como se produzir uma peça pode ser considerado como consolidado quando se produz uma peça seriadamente com sucesso, atendendo as especificações dimensionais e estruturais da peça, obtendo assim pleno domínio de todos os parâmetros envolvidos.

A produção de peças no processo CHT ocorre pela ação combinada de pressão e carga axial ou somente pela ação da pressão – Figura 2.4. O princípio de conformação por trás do processo CHT para aplicação simultânea de pressão e carga axial envolve inicialmente o tubo alinhado com a superfície interna da matriz que o enclausura.

Figura 2.4: Princípio da conformação hidrostática de tubos por pressão interna e por pressão e carga axial.

Na aplicação da força ou do deslocamento axial a grandeza de controle pode ser a própria força ou o mais usual, o deslocamento axial aplicado por punções (conformação em matriz fechada), ou pelas matrizes nas extremidades do tubo (conformação em matriz aberta). O mesmo tipo de controle deve ser exercido simultaneamente sobre a pressão. O estabelecimento da correta dosagem de ambos ao longo da conformação é essencial para o sucesso da produção de peças que atendam as especificações inicialmente estabelecidas. Estas seqüências são únicas e diferentes a cada geometria de peça, material do tubo, condições da matriz, etc. Dependendo da forma geométrica a ser obtida, podem ser altamente complexas e envolvem uma quantidade parâmetros do tubo, da ferramenta, da variante de processo, todos interagindo a fim de conformar a peça sem defeitos e com a geometria desejada. Assim para se ter o controle da CHT é de suma importância obter-se a relação da pressão e do deslocamento, ou os assim denominados “Caminhos de Carregamento”.

Várias são as formas para se determinar a relação da pressão e da força ou o deslocamento axial a ser aplicado. Nos estágios iniciais de desenvolvimento desta tecnologia, a determinação experimental dos caminhos de carregamento foi largamente utilizada. Em tal procedimento sempre há o perigo ou da peça falhar prematuramente ou ao final da conformação, a peça apresentar geometria incorreta devido a parâmetros de processo incorretos. Ocorria geralmente um processo demorado e custoso de tentativa e erro. Isto impediu sua aplicação à produção seriada, e como já dito, ficando restrito a peças complexas impossíveis de se produzir pelas técnicas de estampagem tradicionais. Meios mais refinados surgiram e passaram a ser utilizados para a determinação dos caminhos de carregamento tal como a simulação pelo método de elementos finitos.

Diversos podem ser os caminhos de carregamento que levam a aparentemente uma peça boa. Mas quando nos propomos a tarefa de obter tais caminhos precisamos saber como avaliar o resultado de uma CHT.

O resultado de uma conformação hidrostática pode ser avaliado por 2 critérios (DOHRMANN; HARTL, 1996):

- A qualidade do contato da peça com a ferramenta ao final do processo e
- A distribuição das espessuras.

O objetivo é obter-se um caminho de carregamento, que aliado ao conhecimento dos outros fatores permita o controle do processo. Assim por decorrência deve ser objetivo do controle do processo obter o maior contato possível entre a parede expandida do tubo e a

superfície interna da matriz no final do processo e ao mesmo tempo mantendo uma distribuição de espessura especificada e logicamente isento de falhas. Enquanto o contato com a ferramenta pode ser geralmente alcançado através da aplicação de uma pressão interna suficientemente alta ao final da operação, o volume do tubo requerido para manter a parede inicial do tubo não pode ser mantido. Isto significa que uma espessura variável e sua redução em relação à espessura inicial são inevitáveis (DOHRMANN; HARTL, 1996). A razão disto está na mudança de forma experimentada pelo tubo durante o processo de expansão até ele vir a entrar em contato com a superfície da matriz, ou durante o assim denominado estágio de expansão livre. Na figura 2.5 (DOHRMANN; HARTL, 1996), os diferentes parâmetros que influenciam no controle do processo estão ilustrados. Vemos que o controle de processo é o grande elo, o qual correlaciona os diferentes parâmetros e através do qual se consolida o conhecimento do processo. Todos estes fatores devem ser levados em conta ao projetar-se uma peça e desenvolver seu processo para a conformação hidrostática. Para produzi-la deveremos avaliar cada item e ao final ao produzi-la com sucesso, o conhecimento para fazê-lo estará consolidado no controle de processo utilizado. Assim no presente trabalho os diferentes fatores que influem no controle de processo serão examinados e discutidos e aplicados em experimentos, em simulações e em análises teóricas sendo os resultados comparados.

Figura 2.5: Parâmetros que influenciam no controle do processo (DOHRMANN; HARTL, 1996).

Finalmente ainda relacionado ao controle do processo, veremos que além de definir um caminho de carregamento, é necessário ter-se noção da janela de processo ou da área de trabalho permitida num diagrama pressão x deslocamento axial ou pressão x carga axial. Veremos que para uma determinada peça a ser produzida de um determinado tubo tal janela

pode ser determinada analiticamente e é delimitada pelos modos de falha que podem surgir durante uma CHT e dependem dos parâmetros de controle.

2.3 Os Modos de Falha e os Parâmetros de Controle.

Se os processos CHT anteriormente descritos devem ser utilizados, então eles devem ser capazes de produzirem peças sem defeitos. Isto, porém só é possível dentro de uma faixa limitada de processo, cuja extensão é condicionada pelos parâmetros do tubo, das ferramentas, do equipamento disponível, das condições de atrito peça/ferramenta, etc.

Com a determinação experimental dos dados de processo, largamente utilizado nos estágios iniciais de desenvolvimento desta tecnologia, há o perigo ou da peça falhar prematuramente ou ao final da conformação a peça apresentar geometria incorreta devido a parâmetros de processo incorretos. Controle individualizado das grandezas e a disponibilidade de um equipamento que corresponda a estes requisitos ou um conhecimento analítico e de simulação virtual que auxilie o projeto da peça e a construção da ferramenta são de suma importância para aplicação desta tecnologia.

A tarefa do controle do processo em uma conformação hidroestática de uma determinada peça é:

- Evitar que qualquer falha ocorra ao longo do processo
- Assegurar que a parede do tubo esteja em contato com a parede interna da ferramenta em sua área total, e ao mesmo tempo garanta a espessura especificada e o mais uniforme possível.

Obter esta solução requer conhecimento da influência dos parâmetros do tubo, da ferramenta, das condições de atrito, etc. no resultado da conformação. Enfim todos os fatores delineados na figura 2.5 devem ser conhecidos e avaliados para o sucesso da conformação e serão abordados no decorrer deste capítulo.

O potencial do processo de expansão para conformar peças que ao final sejam aprovadas quanto às dimensões e espessuras projetadas está limitado pelos seguintes modos de falha (figura 2.6) (ASNAFI, 1999), (KOÇ; ALTAN, 2002):

- Flambagem Global;
- Ruptura;
- Enrugamento ou flambagem local;

Flambagem Global: O risco da flambagem global é grande no início do processo de conformação hidrostática, particularmente se a CHT necessita de deslocamento axial. Se a flambagem ocorre, é impossível continuar o processo de conformação hidrostática (KOÇ; ANTAN, 2002). Basicamente, a flambagem é um fenômeno de instabilidade que ocorre devido a cargas axiais excessivas e geralmente ocorre nos estágios iniciais da deformação. É uma indicação de que há excesso de carga axial aplicada naquele instante da conformação em questão, para as suas propriedades instantâneas sejam geométricas, do material e da condição da matriz. As propriedades geométricas são: o comprimento, a espessura e o diâmetro do tubo. As propriedades mecânicas: o coeficiente de encruamento n , a constante de resistência K , o módulo tangente E_t , etc.

Figura 2.6: Principais defeitos de peças conformadas por pressão hidrostática.

A carga axial máxima permitida no início do processo pode ser estimada em termos teóricos. O perigo da flambagem, contudo deve ser controlado além do início da operação, durante todo o estágio de expansão livre. O controle do processo deve assegurar que a redução do comprimento livre, decorrente da compressão deve ser acompanhada por um rápido aumento do módulo da secção por todo o comprimento da peça, onde for possível (KOÇ; ALTAN, 2002).

Enrugamento ou Flambagem Local: É praticamente impossível evitar rugas na região de deformação livre. Essas rugas que são simétricas em relação eixo longitudinal podem ser eliminadas por um aumento da pressão interna no final do processo de expansão. Contudo rugas adicionais podem ocorrer no centro da peça, mesmo em matrizes para tubos de grande diâmetro, devido a uma carga axial excessiva. A formação destas rugas pode ser

evitada através de um controle de processo adequado, da dosagem correta de pressão e carga axial.

Ruptura: Há o perigo de ruptura se expansões medianas foram alcançadas em consequência de uma pressão interna excessivamente elevada. O processo de ruptura é iniciado por uma estricção local (KOÇ; ALTAN, 2001); o início da estricção é função principalmente da espessura inicial da parede do tubo e do estado inicial de encruamento do material (KOÇ; ALTAN, 2001). Esses processos geralmente têm uma forma característica intermediária, associadas a eles (na forma de uma protuberância côncava localizada) e ocorre durante a expansão livre, antes da superfície da peça entrar em contato com a superfície da matriz. O desenvolvimento desta forma intermediária como será detalhada a frente, pode ser influenciado pelo controle do processo. Para evitar o perigo de ruptura deve-se assegurar que a parede do tubo esteja apoiada na superfície da matriz antes que se inicie a estricção.

Assim, em relação ao controle do processo, os diferentes tipos de falha podem ser resumidos:

Aqueles que não são afetados pelo controle do processo, como:

- Flambagem devido a um tubo excessivamente longo e uma distância curta do guiamento na matriz;
- Ruptura com uma relação excessivamente grande da expansão,

Aquelas que podem ser evitadas com o controle adequado do processo, como:

- Flambagem no curso do processo,
- Desenvolvimento de rugas,
- Ruptura durante a expansão livre por atingir nesta fase a máxima relação da expansão.

No desenvolvimento analítico do processo CHT, no item 2.5, os conceitos de caminho de carregamento, região de trabalho, etc. serão equacionados e relacionados aos parâmetros de controle. Antes disto cabe discutirmos a sensibilidade dos processos CHT quanto aos parâmetros de carregamento pressão e carga axial.

2.4 Uma Classificação dos Processos de Conformação Hidrostática de Tubos.

Vários podem ser os critérios de classificação dos processos CHT. Geralmente os processos CHT são classificados baseados na geometria ou no modo de falha (GAO et al.,

2002). Uma classificação dos processos CHT mais adequada ao assunto deste trabalho é feita baseada na sensibilidade aos parâmetros de carregamento no controle da CHT, notadamente a pressão e a força ou o deslocamento axial.

Devido à natureza complexa da deformação plástica que ocorre num processo CHT, meios analíticos e numéricos tem sido utilizado para prever a conformação hidrostática de peças diversas e projetar as ferramentas e *blanks*. A ferramenta mais usada na análise dos processos de conformação hidrostática de tubos tem sido o método de elementos finitos (MEF). Sua aplicação sempre visa diminuir o ciclo de projeto e reduzir o custo do ferramental e reduzir o número de protótipos. Tal procedimento minimiza o uso do método de tentativa e erro e grandes ganhos de produtividade são auferidos desde o “*try-out*” da ferramenta e principalmente durante a produção das peças. De todos os parâmetros de processo, os considerados mais importantes são os chamados parâmetros de controle do carregamento. Como já descrito, a relação destes dois parâmetros com o tempo é denominada caminho de carregamento ou histórico de carregamento (GAO et al., 2002). Comparado com o processo tradicional de estampagem, a CHT é mais difícil de controlar e consequentemente de simular. Em muitas peças, o caminho de carregamento é determinado em um método de tentativa e erro e a simulação neste caso pode consumir um tempo razoável, muitas vezes pouco ajudando na redução do ciclo de projeto. Assim estabelecer uma classificação dos processos quanto à sensibilidade aos parâmetros de controle do carregamento é de suma importância para reduzir os ciclos de projeto e de grande auxílio sobre qual parâmetro o projetista do processo deve focalizar. Ter em mente, a qual parâmetro de carregamento uma determinada peça é mais sensível é de suma importância no estabelecimento de um determinado caminho de carregamento com auxílio do método de elementos finitos. Com um caminho de carregamento adequado, assegura-se uma peça sem rugas, rupturas e com menores variações de espessuras.

Assim a seguir uma classificação baseada na sensibilidade aos parâmetros de carregamento é apresentada. Estes parâmetros têm papel decisivo nos modos de falha, isto é, a ruptura do tubo está principalmente relacionada à pressurização excessiva e o enrugamento está principalmente associado a uma carga ou deslocamento axial excessivos. Uma classificação baseada na sensibilidade a estes parâmetros poderá dizer inicialmente a qual parâmetro é mais importante. Em outras palavras, a qual ou quais carregamentos deve-se ater o projetista durante as simulações via MEF.

Ao invés do deslocamento axial do tubo (aplicação de um deslocamento e controle também por deslocamento), uma força axial pode ser usada como o parâmetro de

carregamento e controle, com efeito idêntico: “alimentar” tubo a região em deformação. Mas no caso de surgimento de rugas, a tarefa de ajustar a força a fim de eliminar uma ruga é muito mais difícil que ajustar um deslocamento. A razão disto é que uma quantidade de deslocamento axial está mais diretamente relacionada à deformação global e a um fenômeno de enrugamento e é assim o parâmetro importante de carregamento a ser controlado (GAO et al., 2002).

Genericamente falando, a conformação hidrostática de tubos, de acordo com a sensibilidade a deslocamento axial e pressurização interna pode ser classificada em quatro grupos (GAO et al., 2002):

- Com a pressão como parâmetro de controle;
- Com a pressão como parâmetro de controle dominante;
- Com o deslocamento axial como parâmetro de controle dominante;
- Com o deslocamento como parâmetro de controle.

Esta é uma classificação básica, o que significa que uma determinada peça pode ter trechos pertencendo a uma classe e outro a outra classe. A seguir, exemplos de cada categoria serão apresentados para que se compreendam as características de cada grupo e que esta compreensão forneça a capacitação para manejar as simulações e o controle prático da conformação hidrostática de peças complexas onde uma ou mais classes são encontradas.

2.4.1 A Pressão como Parâmetro de Controle.

Processos de conformação hidrostática que não necessitam deslocamento axial, que necessitam um pequeno aumento no diâmetro ou que necessitem de um deslocamento pequeno são incluídos nesta categoria (peças com muitas curvas, bócios ao longo do tubo, p.ex., um eixo comando de válvulas). A relação de expansão é relativamente pequena (menor 25%) para permitir uma redução de espessura máxima aceitável sem necessitar de deslocamento axial. Nestes casos, os dois parâmetros de carregamento se reduzem a um, no caso a pressão. Já que não há deslocamento axial ou ela é pequena, o risco do aparecimento de rugas é pequeno. Por outro lado o risco de vazamentos é grande, especialmente no caso de deslocamento axial zero devido a uma grande tensão axial de tração tentando puxar o tubo, separando-o do punção axial e comprometendo a vedação. Esse fenômeno pode também ser chamado de auto-alimentação. Assim para esta classe de peças o maior problema a ser gerenciado é manter uma boa selagem, o que pode ser resolvido pelo mecanismo de selagem da figura 2.7 (a), ou 2.7 (b). Como a pressão é o único

parâmetro de carregamento, então o modo de falha com o qual devemos nos preocupar é a ruptura do tubo. Ela depende mais dos parâmetros relacionados ao material, suas propriedades tais como os limites de conformação e as propriedades geométricas como a espessura, o diâmetro do tubo e ainda as condições de atrito e a forma do *blank*. Neste caso o caminho de carregamento tem importância secundária quando comparado com as outras classes.

a) Selagem por expansão da borda b) Selagem por deformação dos extremos

Figura 2.7: Mecanismos de selagem para evitar vazamentos em processos gerenciados pela pressão (GAO et al., 2002).

O caminho de carregamento é facilmente determinado, baseado na formulação analítica apresentada neste trabalho e pode ser confirmada via simulação sem muitos transtornos. No caso do aparecimento de uma falha, ações tais como modificar o projeto da ferramenta, selecionar um novo tubo com melhor conformabilidade, aperfeiçoar-se a pré-forma ou simplesmente modificar a espessura e o diâmetro do tubo, poderão resolver o problema e não mudanças na curva de aplicação da pressão. Na figura 2.8 é apresentado um exemplo de peça desta classe.

Figura 2.8: Exemplo de peça com a pressão como parâmetro de controle (GAO et al., 2002).

2.4.2 A Pressão como Parâmetro Dominante.

As peças deste grupo têm uma expansão maior que aquela do primeiro grupo ($>25\%$) e assim necessitam de deslocamento axial para o sucesso da expansão. Como um grande deslocamento axial é necessário, há o risco de enrugamento e flambagem. Por outro lado, devido à presença de uma grande razão de expansão, a deformação pode exceder o ponto de instabilidade da pressão e uma expansão drástica (instabilidade) pode ocorrer sem aumentar a pressão e assim o risco de ruptura é grande. E mais, esta expansão rápida pode puxar o tubo rapidamente (auto-alimentação) o que pode levar o outro problema que é a falha da vedação. Apesar das peças neste grupo parecerem simples (são simétricas, mas com uma grande razão de expansão), elas estão entre as mais difíceis de conformar. A figura 2.9 mostra exemplos de falhas desta classe de peças. Na figura 2.9 (a), podemos ver uma grande ruga desenvolvida devido à aplicação de um deslocamento axial excessivo relativo à pressurização. Na figura 2.9 (b) podemos ver uma redução excessiva na espessura, estricção, devido a uma pressurização excessiva, comparado a deslocamento axial. Dos dois parâmetros de carregamento, pressão e deslocamento axial, a pressão é mais importante que a deslocamento axial nesse grupo devido aos seguintes fatores:

- Uma quantidade maior de deformação expansora é obtida devido à pressurização, enquanto a deslocamento axial do tubo pode auxiliar na conformação da peça pelo acúmulo de material adicional na área de expansão na forma de rugas removíveis. Assim, rugas removíveis produzidas na fase de expansão livre e possível de serem eliminadas na etapa de calibração. Elas são bem vindas nesta classe de peças;
- A expansão drástica que pode levar os vazamentos, (pois ocorre na verdade uma auto-alimentação), após atingir o ponto de instabilidade, é evitada com o controle da pressão e assim ela é a grandeza mais importante que tem que ser gerenciada para este grupo de peças;
- Alta pressão tem que ser aplicada para remover as rugas “boas” criadas no estágio de deformação livre e calibrar a peça para as dimensões e geometrias requeridas.

Figura 2.9: Dois modos de falha de peças simétricas (GAO et al., 2002).

Outro exemplo interessante deste grupo de peças é aquele mostrado na figura 2.10(a) onde um tubo pré-curvado deve ser expandido conforme a matriz mostrada. Não importa quanto de deslocamento axial se aplique, a redução na parede é inevitável.

a) Modos de falhas de peças com *blank* curvo

b) Uma solução: mudança na curvatura

Figura 2.10: Modos de falha em peças pré-curvadas e uma solução para evitá-las. (GAO et al., 2002).

No ponto A mostrado na figura 2.10(a) a redução excessiva apareceu devido a deslocamento insuficiente, já no ponto B e ao mesmo tempo, devido a deslocamento

excessivo, surgiu uma ruga. No entanto, a falha que ocorre no ponto B é ruptura, pois ao se tentar remover a ruga aumentando a pressão, a região B não suporta a pressão e a ruptura ocorre, ou seja, a ruptura ocorre antes que se consiga eliminar a ruga. A solução deste problema ilustra, o quanto é necessário estar aberto a outras soluções que não a de se encontrar uma curva, pressão-deslocamento axial adequada. Na figura 2.10 (b) esta mostrada uma solução, ou seja, modificar-se o raio de curvatura do tubo (blank), dentro dos limites impostos pela matriz. Quanto à obtenção de uma curva otimizada pressão deslocamento axial, pode-se aplicar neste grupo de peças um método de otimização o qual será descrito no presente trabalho.

2.4.3 O Deslocamento Axial como Parâmetro Dominante.

O processo dessa classe de peças envolve a expansão de pequenas áreas na superfície do tubo e praticamente auto-alimentação axial nula. Isso não significa que a deslocamento axial não seja importante. Para algumas peças, a quantidade de deslocamento axial pode ser grande, comparado com a área a ser expandida e é essencial para o sucesso da conformação. Exemplos típicos desta classe de peças são junções do tipo T, X e Y. O que diferencia esta peça em relação às peças com a pressão como parâmetro dominante, é que não só grandes alimentações axiais são permitidas, mas são necessárias e mesmo assim é pequeno risco de enrugamento devido aos seguintes fatores:

- O enrugamento é mais fácil de ocorrer globalmente em toda a circunferência de uma área não suportada lateralmente (como no caso da peça da figura 2.9), do que em apenas uma parte da circunferência, como no caso das junções mencionadas (ver a figura 2.11). Nestas junções, parte da circunferência do tubo é suportada lateralmente pela matriz, dificultando o surgimento de rugas.
- Assumindo a linha de centro do tubo como referência, rugas côncavas são mais fáceis de ocorrer do que rugas convexas. Rugas côncavas aumentam o raio do tubo localmente, e a pressão atua no sentido de aumentá-las; Já as rugas convexas diminuem o raio do tubo e a pressão atua no sentido de eliminá-las ou mesmo de impedir seu aparecimento ou continuar a progressão, uma vez iniciadas. As rugas, que geralmente aparecem na classe de peças com o deslocamento axial como parâmetro principal, são geralmente convexas e por terem a pressão atuando no sentido de eliminá-las, são mais difícil de iniciarem e de se manterem.

2.4.4 O Deslocamento Axial como Parâmetro de Controle.

O meio comumente usado na conformação hidrostática de tubos é a água. A compressibilidade da água é relativamente baixa com um modulo volumétrico de 2,2 GPa. Isto significa que um decréscimo de 2% no volume gerará uma pressão de 44 MPa o que é uma pressão relativamente alta para uma peça com a forma de Y da figura 2.11 (a pressão de calibração pode ser maior, dependendo das propriedades do material e da geometria da peça). Se o volume interno do tubo decresce relativamente mais que esta fração, então, durante o processo de conformação a água não esta fluindo para dentro do tubo, mas ao invés, é expulsa para fora do tubo em conformação (GAO et al., 2002). Isso significa que durante o processo de conformação desta peça, o sistema de alta pressão serve apenas como uma reserva de suprimento de liquido pressurizado, o qual pode ser eliminado, conforme a pressão necessária pode ser gerada pelo deslocamento axial. Assim este processo pode ser adequadamente identificado como uma conformação hidrostática com o deslocamento axial como parâmetro de controle. Esse processo é promissor porque não necessita de um sistema de bombeamento de alto desempenho.

Figura 2.11: Efeito da pressão na conformação de uma junta T (GAO et al., 2002).

A maioria das peças neste grupo experimenta uma redução grande do volume interno durante a conformação. O deslocamento axial neste processo está diretamente acoplado a pressurização. Se não houver deslocamento axial, não haverá pressurização. Essa natureza da pressurização reduz consideravelmente o risco de vazamentos. Como o objetivo é maximizar a deslocamento axial neste tipo de processo, uma parte da água deve ser liberada, do contrario a pressão subira tão rapidamente, que o processo se tornara dominado pela pressão e uma falha prematura pode ocorrer antes que a forma desejada seja

produzida. A água pode então, ser eliminada mediante a montagem de uma válvula reguladora de pressão ao punção de deslocamento axial. Para facilitar, uma pressão constante pode ser regulada por esta válvula. De fato, como afirmado em alguns trabalhos (GAO et al., 2002), no caminho de carregamento para este tipo de processo, a aplicação de uma pressão constante tem se mostrado melhor que aqueles em que os sistemas aplicam uma pressão linearmente crescente simultânea a deslocamento axial. Do ponto de vista do caminho de carregamento, não importa se a pressão é fornecida por um sistema de pressurização ou por um sistema passivo e interno. Quanto mais repetitivo for o histórico, mais repetitivo será o resultado. Assim a discussão das características boas para esta categoria de processo é semelhante a aquela para os históricos de carregamento onde a deslocamento axial é o principal parâmetro de controle. A grande diferença está no fato de a pressão ser gerada pelo deslocamento axial. Desde que um caminho de carregamento é relativamente fácil de ser encontrada, uma quantidade menor de simulações é necessária para esta classe de processos.

2.5 Modelagem Analítica da Conformação Hidrostática de Tubos.

2.5.1 A Faixa de Trabalho e Caminhos de Carregamento.

Para desenvolvimento deste tópico adotaremos o processo de conformação hidrostática em matriz fechada e tal abordagem também se aplica a CHT em matriz aberta objeto dos experimentos e simulações realizados a frente. O princípio da conformação em matriz fechada está mostrado na figura 2.12 (DOHRMANN; HARTL, 2004). O tubo é geralmente posicionado horizontalmente na ferramenta. A seguir a ferramenta se fecha e os punções selam e preenchem o tubo com uma emulsão de água e algum produto solúvel que previne a oxidação das superfícies metálicas, sendo utilizado normalmente o etilenoglicol (com concentração de 5%) (ASNAFI, 1999).

A seguir o tubo é então forçado a deformar-se e adotar o contorno interno da ferramenta através da aplicação de pressão e carga ou deslocamento axial.

Em algumas situações é possível conformar-se a peça somente pela aplicação da pressão. Neste caso a carga axial deve ser suficiente apenas para selar o tubo e evitar vazamentos. Porém, há peças em que é necessário o deslocamento de tubo para a zona de deformação e assim a carga axial deve ser grande o suficiente para selar, vencer o atrito nas paredes e “alimentar” tubo para a zona de deformação. Nestes casos as peças são conformadas devido aos dois esforços, a pressão interna e a carga axial.

Figura 2.12: O princípio da conformação hidrostática de tubos em matriz fechada (DOHRMANN; HARTL, 2004).

A operação de conformação hidrostática pode ser ou controlada por força; a pressão e a força axial estão inter-relacionadas e são as grandezas que se deve controlar; ou controlada por deslocamento, sendo neste caso a pressão e o deslocamento axial as grandezas inter-relacionadas e que devem ser controladas. Assim as modelagens analíticas aqui desenvolvidas focam na inter-relação da pressão e a força axial e/ou a pressão e o deslocamento axial. Além do controle destas grandezas outros parâmetros devem ser conhecidos e definidos para cada peça que se deseja produzir.

Como visto no item 2.3 vários defeitos limitam a conformação hidrostática e para cada peça há uma “janela” de processo. Tal janela de processo deriva de gráfico construído no plano de pressão-deslocamento ou pressão-força e como convenção este gráfico de agora em diante se referido como diagrama de conformação hidrostática. Na figura 2.13 (DOHRMANN; HARTL, 1996) está mostrada uma janela típica, um diagrama de conformação hidrostática. Nesta figura todos os limites de expansão hidrostática estão mostrados e podem ser determinados analiticamente. Primeiramente, podemos ver as linhas a, b e c, as quais são os limites impostos pelos tipos de falhas, respectivamente a flambagem, o enrugamento e a ruptura.

Uma descrição de cada linha mostrada pode assim ser feita:

- Linha a – É a linha limite a flambagem global ou simplesmente flambagem. Se ultrapassada, o tubo flambará e a peça estará perdida. A construção desta linha será descrita no item 2.6;
- Linha b – É a linha que define a flambagem local ou simplesmente o enrugamento. A construção desta linha também será descrita no item 2.6.
- Linha c – É a linha que define o limite a ruptura quando o tubo está em deformação livre. A caracterização da deformação livre será feita em detalhe à frente. A construção desta curva será descrita no item 2.7.
- Linha d - É um caminho ou um histórico de carregamento calculado, o qual, por estar dentro da janela de processo, se for seguido durante uma conformação hidrostática, uma peça aprovada será produzida. A construção desta curva será descrita no item 2.7.
- Linha e – É a linha que será seguida pela peça durante o estágio de calibração e está representada de forma tracejada, para enfatizar que só será possível a calibração se o tubo sobreviver ao estágio de deformação livre. Esta linha não será estabelecida analiticamente neste trabalho. Ela será conhecida apenas a partir dos resultados das simulações e dos ensaios experimentais.
- Linha f - É a linha que delimita o fim da elasticidade do tubo e o início da plasticidade, ou seja, o limite de início do escoamento do tubo. Abaixo desta linha, as deformações são elásticas, acima dela, serão uma soma de uma parcela elástica e reversível e uma parcela plástica ou irreversível e permanente. A partir desta linha o tubo inicia sua deformação livre, indo concluí-la na linha c, caso não entre em contato com a parede da ferramenta, o que dará início a calibração. A construção desta curva será descrita no item 2.7.

Figura 2.13: Região de trabalho típica para conformação hidrostática de tubos.
(DOHRMANN; HARTL, 1996).

- Linha g – É a linha que estabelece a mínima força axial de selagem a ser aplicada pelos punções. A força axial agindo nas extremidades do tubo, figura 2.11, deve exceder um determinado nível a fim de evitar vazamentos. A construção desta curva será descrita no item 2.7.

Uma vez estabelecido esses limites, uma região de trabalho ou uma janela de processo pode ser estabelecida. Essa região de trabalho depende dos parâmetros do tubo e da ferramenta, da qualidade das superfícies em contato, etc. Assumamos que a forma da ferramenta é mantida constante, enquanto o material do tubo deforma-se. Um aço de baixo carbono exibe uma faixa de trabalho maior, enquanto a faixa de trabalho é menor para um aço de alta resistência (ASNAFI, 1999).

A operação de conformação hidrostática, linha d da figura 2.13, pode ser dividida em dois estágios: deformação livre e calibração (ASNAFI, 1999). Isto está ilustrado em mais detalhe na figura 2.14. A parte da conformação da peça na qual o tubo expande sem contato com a ferramenta é denominada deformação livre. A calibração inicia-se tão logo o contato com a ferramenta seja estabelecida, Figura 2.14..

Durante a calibração, o tubo é forçado a assumir a forma do contorno interno da ferramenta apenas através da pressão interna. Na calibração nenhum material adicional é

alimentado para dentro da zona de expansão pelos cilindros axiais, devendo estes apenas manter a selagem e assim a curva de carregamento é paralela à curva de selagem (ASNAFI, 1999). É bom frisar que a peça objeto da curva de carregamento na figura 2.14 é para uma peça axi-simétrica e não para uma junta T (ASNAFI, 1999).

Durante a expansão livre, a curva de carregamento selecionada determina a razão das deformações no topo do bulbo indicado pela letra A na figura 2.14. Se os cilindros axiais não alimentam material para a zona de deformação, a carga axial aplicada é suficiente apenas para manter a selagem. Neste caso a conformação hidrostática ocorrerá num estado plano de deformação, apenas pela ação da pressão hidrostática. Por outro lado, se a curva de carregamento escolhida tangencia a linha limite de formação de rugas, o tubo se deforma num estado de cisalhamento puro, figura 2.15.

Novamente cabe frisar que a peça objeto da curva de carregamento na figura 2.15 é para uma peça axi-simétrica e não para uma junta T.

As rugas, como mostrado na figura 2.15, se formam durante o estágio de conformação livre na região de entrada da zona de expansão, se uma curva de carregamento em cisalhamento puro é escolhida. Estas rugas geralmente não causam problemas e podem ser eliminadas durante a calibração (ASNAFI, 1999).

Figura 2.14: A conformação de tubos consiste da expansão livre e calibração - (peças axi-simétricas) (ASNAFI, 1999).

Comparando as formas intermediárias mostradas na figura 2.15, pode-se ver que a quantidade de material que é alimentada à zona de expansão durante a conformação livre é maior quando se escolhe uma curva de carregamento próxima ao cisalhamento puro. Quanto mais material houver dentro da zona de expansão quando a calibração se inicia, menor será a redução na espessura.

Figura 2.15: A curva de carregamento selecionada determina o modo de deformação e as formas intermediárias do tubo (ASNAFI, 1999).

Para minimizar a redução de parede, é assim recomendado que a curva de carregamento durante a conformação hidrostática livre seja escolhida entre a curva de estado de tração uniaxial e cisalhamento puro - figura 2.15.

Como já dito anteriormente, o objetivo do projeto do processo de uma conformação hidrostática é determinar como o tubo deve ser deformado (seleção de uma curva de carregamento) de maneira que a redução da espessura seja minimizada sem risco de rugas ou fraturas.

Contudo, a curva de carregamento não pode ser determinada sem considerar a peça como um todo. Isto está ilustrado pela peça da figura 2.16 (ASNAFI, 1999). Nesta peça o fluxo de material que é alimentado varia dependendo da posição da zona de expansão e sua posição em relação aos cilindros de axiais. Assumamos que a região B na peça da figura 2.16 deve ser expandida. Como esta região está distante dos cilindros axiais e está no meio de duas regiões do tubo que foram curvadas em uma operação de pré-conformação, a força de atrito não permitirá que nenhum material seja alimentado para esta região de expansão.

2.5.2 Modelagem Analítica da Flambagem de Tubos.

A flambagem e o enrugamento de tubos submetidos a uma carga axial compressiva serão analisados em dois grupos conforme eles ocorrem no mundo físico:

- Flambagem global (Flambagem de tubos como uma coluna, figura 2.17 a);
- Flambagem local (enrugamento das paredes do tubo, figura 2.17b).

Primeiramente a flambagem global será analisada e será referida apenas como flambagem. A seguir a flambagem local será tratada e será referida apenas como enrugamento.

O risco da flambagem é grande no início do processo CHT, particularmente se a operação de conformação necessita de deslocamento axial. Se a flambagem ocorre, é impossível continuar o processo de conformação hidrostática.

A flambagem é um fenômeno de instabilidade que ocorre devido a cargas axiais compressivas. Geralmente ocorre nos estágios iniciais da deformação e é uma indicação de que há excesso de carga axial aplicada naquele estágio da conformação do tubo em questão. Ela depende das propriedades geométricas do tubo tais como o comprimento, a espessura, o diâmetro e para as suas propriedades mecânicas, tais como o coeficiente de encruamento n , a constante de resistência K , ou o módulo tangente E_t .

Figura 2.17: Flambagem e Enrugamento (KOÇ; ALTAN, 2002).

Quando se inicia o projeto de uma peça a ser produzida por conformação hidrostática é necessário ter diretrizes básicas para se evitar a flambagem.

O risco de flambagem depende do comprimento livre do tubo l_f , d_0 diâmetro externo e da espessura da parede do tubo t_0 como descrito na figura 2.18 (ASNAFI, 1999).

Não é permitido um comprimento livre maior que 2 vezes o diâmetro d_0 para $20 \leq d_0/t_0 \leq 45$. Contudo se $d_0/t_0 > 45$, o risco de flambagem é muito grande (já que a parede do tubo é muito pequena). Assim $l_f < 2 d_0$. Se $d_0/t_0 < 20$, o risco de flambagem é pequeno (já que o tubo é espesso). Assim o comprimento livre do tubo pode ser maior que duas vezes o diâmetro d_0 .

Como evitar a flambagem ?

Se $20 \leq d_0/t_0 \leq 45$, $\rightarrow l_f \leq 2 \cdot d_0$

Se $d_0/t_0 > 45$, $\rightarrow l_f < 2 \cdot d_0$

Se $d_0/t_0 < 20$, $\rightarrow l_f > 2 \cdot d_0$

I

Figura 2.18: Parâmetros para verificação da flambagem (ASNAFI, 1999).

Outra abordagem mais detalhada para a flambagem nos processos de conformação hidrostática é apresentada em (KOÇ; ALTAN, 2002).

Antes de entrar em detalhes do equacionamento que estabelecem os limites do processo de expansão hidrostática para se evitar a flambagem são necessários alguns comentários (KOÇ; ALTAN, 2002):

- Persiste ainda certo desconhecimento do comportamento de um simples componente mecânico, tal como uma coluna sob condições de flambagem. Particularmente, discordâncias entre resultados teóricos e investigações

experimentais fizeram surgir muitas questões sobre a física dos fenômenos de flambagem e enrugamento. Atualmente, o dimensionamento de componentes a flambagem é feito mediante a aplicação de grandes fatores de segurança baseado em descobertas experimentais e em hipóteses tais como o efeito das condições iniciais da coluna, imperfeições geométricas e de materiais e erros experimentais.

- Estudos tratando de flambagem e enrugamento de tubos submetidos simultaneamente a cargas axiais compressivas e pressão interna são muito limitados comparados à vasta informação sobre tubos submetidos simultaneamente a cargas axiais e pressão externa.
- A flambagem de componentes tubulares é tratada geralmente em termos de estabilidade estrutural elástica, já que o projeto de tais estruturas é comum (por exemplo, na indústria aeronáutica e espacial e indústria de petróleo). Por outro lado na expansão hidrostática de tubos a flambagem e o enrugamento sob regime plástico é caso a ser equacionado.
- Além disso, muitos dos estudos disponíveis envolvem tubos de relação d_0/t_0 muito grandes já que este tipo de estrutura tem sido utilizado vastamente na indústria aeronáutica e na indústria de refino de petróleo. Isto é, durante os estágios iniciais de ignição de foguetes espaciais, as pouco espessas estruturas espaciais dos foguetes são severamente carregadas em pressão e compressão. Assim, para o caso de expansão hidrostática de tubos, algumas hipóteses e simplificações necessitam ser feitas a fim de utilizarem-se tais conhecimentos.

Com estes pontos em mente, voltamos a flambagem e seu equacionamento.

A flambagem de tubos como uma coluna é observada em um tubo longo e de paredes espessas. Já o enrugamento ocorre em tubos longos ou curtos, mas pouco espessos. Contudo não há uma fronteira definida entre um fenômeno e outro, já que ambos dependem de muitos fatores tais como o material, condições das fixações das extremidades, geometria, imperfeições e tipos de carregamento.

Como mostrado na figura 2.17a, a flambagem de tubos pode ser descrita por uma coluna sob cargas compressivas já que um tubo de paredes finas submetido a cargas axiais compressivas, falha como um todo. Assim muitos autores sugerem a aplicação da análise de flambagem de colunas para tubos com relações d_0/t_0 pequenas. A flambagem de colunas foi

estudada primeiramente por Euler, e desenvolvida posteriormente por Lorens, Thimoshenko, Southwell e von Karman e Shanley (KOÇ; ALTAN, 2002). A análise de flambagem para componentes tubulares segue as seguintes hipóteses:

- O comportamento do material é elástico linear;
- A secção transversal é constante;
- A carga não é excêntrica e é uniforme

A carga crítica na qual a instabilidade de uma coluna ocorrerá é definida como a carga de Euler e é dada por:

$$F_{cr} = C \frac{(\pi^2 EI)}{L^2} \quad (2.1)$$

A equação 2.1 indica que a carga crítica que causa a flambagem de uma coluna é função do módulo de elasticidade **E**, das condições de fixações das extremidades, do momento de inércia **I** e do comprimento do componente **L**. Colunas compridas falham por flambagem facilmente. Note que para colunas com ambas as extremidades fixas (caso aqui tratado), **C=4** (KOÇ; ALTAN, 2002).

Similarmente a tensão crítica pode ser escrita como:

$$\sigma_{cr} = \frac{F_{cr}}{A} = C \frac{\pi^2 E}{(L/r_g)^2} \quad (2.2)$$

De acordo com a expressão 2.2 a tensão crítica de flambagem é dependente do modulo elástico do material **E**, das condições de fixações, do raio de giração **r_g**, da área da secção transversal e do comprimento da peça **L**.

Baseado na hipótese que tubos longos com paredes relativamente grossas podem ser analisados como uma coluna sob condições de flambagem, a tensão crítica de flambagem, que causa a perda de estabilidade da peça e a perda de sua forma reta, para materiais tubulares, pode ser expressa como (KOÇ; ALTAN, 2002):

$$\sigma_{cr} = C \frac{\pi^2}{2} E \left(\frac{r}{L} \right)^2 \quad (2.3)$$

$$F_{cr} = C \pi^3 E \left(\frac{r^3}{L^2} \right) t \quad (2.4)$$

$r_g^2 = r^2/2$ é o raio de giração

$I = r^3 t \pi$ é o momento de Inércia

$A = 2rt \pi$ é a área da seção transversal.

Como resultado as equações 2.3 e 2.4 definem as magnitudes da carga e da tensão críticas de flambagem para tubos na faixa elástica. Em consequência, a carga de flambagem crítica para um tubo são funções do modulo de elasticidade, das condições de fixações das extremidades, do momento de inércia, do comprimento do componente, do raio do tubo e da espessura da parede. Como em nosso caso as extremidades são fixas **C=4** (KOÇ; ALTAN, 2002).

Como dito anteriormente, nas circunstâncias da expansão hidrostática de tubos, nosso propósito é investigar a variação da tensão e da força críticas de flambagem no regime plástico. A fim de facilitar essa tarefa, o modulo tangente E_t é substituído no lugar do modulo de elasticidade E nas equações 2.3 e 2.4, como sugerido por Shanley e Thomsen (KOÇ; ALTAN, 2002). O modulo tangente do material é definida como a inclinação da curva tensão-deformação verdadeira na região plástica, acima da tensão limite de escoamento e assumindo que o comportamento plástico do material tem a forma $\sigma = K\varepsilon^n$, E_t pode ser calculado pela seguinte equação:

$$E_t = (d\bar{\sigma}/d\bar{\varepsilon}) = nK\bar{\varepsilon}^{n-1} \quad (2.5)$$

Como um resultado, os valores críticos da força e da tensão podem ser expressos para um tubo como:

$$\sigma_{cr} = C \frac{\pi^2}{2} E_t \left(\frac{r}{L} \right)^2 \quad (2.6)$$

$$F_{cr} = C \pi^3 E_t \left(\frac{r^3}{L^2} \right) t \quad (2.7)$$

Flambagem localizada é observada como enrugamentos simétricos na parede do tubo submetido à carga axial como ilustrado na figura 2.17b. Timoshenko (KOÇ; ALTAN, 2002)

derivou as equações teóricas para prever a tensão axial compressiva crítica para causar instabilidade em uma peça tubular e aparecimento de rugas localizadas. Em sua análise, as simplificações assumidas foram:

- Material isotrópico e homogêneo;
- Carregamento concêntrico e uniforme
- Superfície lisa sem ondulações e extremidades livres de rebarbas.

Como resultado a tensão crítica compressiva para o aparecimento de rugas no tubo pode ser definida como:

$$\sigma_{cr} = \frac{I}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} E \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.8)$$

Essa equação indica que a tensão axial compressiva crítica para o caso de rugas localizadas é dependente do material do tubo, do coeficiente de Poisson, do raio r e da espessura do tubo. Como pode ser notado, este modelo não mostra dependência do comprimento do tubo na instabilidade que causa as rugas, mas a espessura da parede e o raio. Para aços, a substituição de coeficiente de Poisson igual a 0,3 simplifica a equação 2.8 para:

$$\sigma_{cr} = \frac{2}{3} E \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.9)$$

Contudo, como mencionado anteriormente, há desvios entre esta teoria e resultados experimentais reportados por diversos autores. Resultados experimentais encontraram valores de um a dois terços dos valores teóricos. Esses desvios foram explicados, atribuídos as imperfeições existentes na vida real tais como:

- Material anisotrópico e não homogêneo;
- Carregamento excêntrico e não uniforme
- Superfície com ondulações e extremidades livres com irregularidades e rebarbas.

Da mesma maneira que o procedimento adotado para o caso de flambagem global, a fim de considerar que na expansão hidrostática de tubos o enrugamento ocorrerá em regime plástico, o modulo tangente E_t do material pode ser assumido ao invés do modulo de

elasticidade nas equações 2.8 e 2.9. Assim a tensão e a força críticas para o enrugamento podem ser determinadas pelas equações:

$$\sigma_{cr} = \frac{I}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} E_t \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.10)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{2}{3} E_t \left(\frac{t}{r} \right) \quad (2.11)$$

2.5.3 Modelagem Analítica das Curvas de Carregamento.

Como descrito anteriormente, a conformação hidrostática de uma peça a partir de um tubo com a aplicação simultânea de pressão e carga ou deslocamento axial pode ser dividido em dois estágios, o estágio de deformação livre e o estágio de calibração (ASNAFI, 1999) – figura 2.14. O desafio para o projetista de uma peça e seu processo é determinar a curva de carregamento que leve a produção de uma peça aprovada geometricamente e com a menor redução de espessura possível. Para cada geometria de peça, material e matriz, esta curva será diferente. No início do projeto, é de grande valia se o projetista tiver a sua disposição uma ferramenta analítica que permita uma avaliação inicial das diversas opções de processo, de material e de geometria da peça.

Na figura 2.19, estão mostradas as diferentes variantes para a determinação teórica da curva de carregamento (DOHRMANN; HARTL, 1996), a fim de fornecer uma base adequada para se estabelecer o sistema de controle do processo.

A modelagem referente à teoria da plasticidade não será abordada neste trabalho e os interessados poderão encontrá-la na referência (HARTL, 1995). Já o método de elementos finitos será intensivamente utilizado e o capítulo 4 aborda essa variante teórica.

Assim neste item, será apresentada a modelagem analítica desenvolvida pela teoria de membranas, onde serão obtidas tanto curvas de carregamento para controle do processo pela força, quanto para controle por deslocamento.

Teoria de Membranas

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial z} + \frac{1}{r} (\sigma_r - \sigma_\theta) = 0,$$

$$\frac{\partial \tau_{r\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} = 0,$$

$$\frac{\partial \tau_{rz}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{\theta z}}{\partial \theta} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\tau_{rz}}{r} = 0.$$

Teoria da Plasticidade

Método dos Elementos Finitos

Figura 2.19. Variantes Teóricas para Determinação das Curvas de Carregamento (DOHRMANN; HARTL, 1996).

2.5.3.1 Determinação da Curva limite de Escoamento Desconsiderando as Forças de Atrito e Selagem.

Considere que o tubo reto da figura 4.9 submetido a uma pressão interna p_i e força axial compressiva F . Para um elemento no meio do tubo, Figura 2.20, as seguintes equações podem ser escritas (WOO; HAWKES, 1968):

$$\frac{\sigma_1}{\rho_1} + \frac{\sigma_2}{\rho_2} = \frac{p_i}{t_i} \quad (2.12)$$

e

$$\sigma_2 = \frac{p_i \rho_1}{2} - \frac{F}{2\pi \rho_1 t_i} \quad (2.13)$$

A tensão equivalente conforme o critério de Von Mises para o estado plano de tensões e a deformação equivalente pode ser escrito como (ASNAFI, 1999):

$$\bar{\sigma} = (1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}} \sigma_1 \quad (2.14)$$

e

$$\bar{\varepsilon} = \left[\frac{4}{3} (1 + \beta + \beta^2) \right]^{\frac{1}{2}} \varepsilon_1 \quad (2.15)$$

Na fórmula 2.15 temos:

$$\alpha = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \quad (2.16)$$

e

$$\beta = \frac{\varepsilon_2}{\varepsilon_1} \quad (2.17)$$

α e β podem ser relacionados pela lei de escoamento de Levy-Mises (hipótese de volume constante):

$$\alpha = (2\beta + 1)/(2 + \beta) \quad (2.18)$$

e

$$\beta = (2\alpha - 1)/(2 - \alpha) \quad (2.19)$$

As deformações radiais e tangenciais ε_1 e ε_3 podem ser calculadas por:

$$\varepsilon_1 = \ln\left(\frac{\rho_1}{\rho_2}\right) \quad (2.20)$$

$$\varepsilon_2 = \ln(t_i / t_0) \quad (2.21)$$

Combinando as equações 2.12 a 2.14 e a equação 2.16 obtém-se:

$$p_i = \frac{\bar{\sigma}}{(1 - \alpha + \alpha^2)^{\frac{1}{2}}} t_i \left(\frac{1}{\rho_1} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (2.22)$$

$$F = p_i \pi \rho_1^2 \left(1 - \frac{2\alpha}{1 + \alpha \rho_1 \rho_2} \right) \quad (2.23)$$

Figura 2.20: Elemento para análise pela teoria de membranas (ASNAFI, 1999).

Na interface entre as deformações elásticas e plásticas obtém-se:

$$\rho_1 = (d_0 - t_0) / 2 \quad (2.24)$$

$$\rho_2 = \infty \quad (2.25)$$

$$t_i = t_0 \quad (2.26)$$

$$\bar{\sigma} = \sigma_{esc} \quad (2.27)$$

Substituindo 2.24 a 2.27 em 2.22 e 2.23 temos:

$$p_{i_esc} = \frac{2\sigma_{esc}t_0}{(1-\alpha+\alpha^2)^{\frac{1}{2}}(d_0-t_0)} \quad (2.28)$$

$$F_{esc} = p_i\pi \frac{(d_0-t_0)}{4}(1-2\alpha) \quad (2.29)$$

Estas duas equações são uma primeira tentativa de se determinar a curva f da figura 2.13. No equacionamento anterior, a força F é assumida como sendo igual à força de conformação. A força de atrito entre o tubo e a parede da matriz e a força de selagem não foram consideradas. Assim, as equações acima resultarão em $F=0$ para o estado plano de deformação mostrado na figura 2.15, pois neste estado de deformação $\alpha = 0.5$. No item 2.6 esta curva será construída para o tubo em aço inoxidável 316 L objeto de estudo neste trabalho.

2.5.3.2 Determinação da Curva Limite de Escoamento Considerando as Forças de Atrito e Selagem.

Se considerarmos a força de selagem e a força de atrito, a força axial de conformação pode ser definida como:

$$F_{ac} = F - F_{selagem} - F_{atrito} \quad (2.30)$$

Onde F é a força total.

Na figura 2.10 a, se fizermos o equilíbrio na direção z a força de selagem pode ser calculada como:

$$F = p_i\pi((d_0-2t_0)/2)^2 \quad (2.31)$$

Já a força de atrito é determinada através da tensão normal σ_N , o coeficiente de atrito μ e da figura 2.21 pode-se escrever:

$$F_{atrito} = \mu\sigma_N\pi d_0(l_0-s) \cong \mu p_i\pi d_0(l_0-s) \quad (2.32)$$

Notar que $\sigma_N = p_i$ apenas se o tubo é pouco espesso (se $t_0/d_0 \leq 0.05$) (ASNAFI, 1999).

Figura 2.21: Definição das grandezas para cálculo da região de trabalho da CHT.
(ASNAFI, 1999)

Vê-se que a equação 2.32 é extremamente dependente do deslocamento s (mais material é forçado para dentro da região de expansão) e da pressão interna p_i . Durante a conformação a F_{atrito} diminui com o aumento de s e aumenta com o aumento de p_i .

A força de atrito é expressa de uma forma simples na equação 2.32. Esta expressão simples é suficiente para nossos propósitos atuais, mas será detalhada a frente. Substituindo a equação 2.30 na equação 2.23 temos:

$$F - F_{\text{selagem}} - F_{\text{atrito}} = p_i \pi \rho_1^2 \left(1 - \frac{2\alpha}{1 + \alpha \rho_1 \rho_2} \right) \quad (2.33)$$

Combinando as equações 2.31 a 2.32 temos:

$$F = p_i \pi \rho_1^2 \left(1 - \frac{2\alpha}{1 + \alpha \rho_1 \rho_2}\right) + \mu p_i \pi d_0 (l_0 - s) + p_i \pi ((d_0 - 2t_0)/2)^2 \quad (2.34)$$

Na transição entre o regime elástico e o regime plástico, podemos calcular a nova força necessária a iniciar o escoamento da peça, o que fornece:

$$F_{esc} = p_i \pi \left[((d_0 - t_0)/2)^2 (1 - 2\alpha) + ((d_0 - 2t_0)/2)^2 + \mu d_0 (l_0 - s_{esc}) \right] \quad (2.35)$$

Com a equação 2.34 e a equação 2.28 podemos construir a curva f da figura 2.13. No entanto para isto o valor de s deve ser antes calculado.

Deve-se assim calcular o seguinte s_{esc} :

$$s_{esc} = \Delta L_{esc} / 2 = (L_0 - L_{esc}) / 2 \quad (2.36)$$

Na equação 2.36, s_{esc} é o deslocamento axial do cilindro no momento do escoamento, L_0 é o comprimento inicial do tubo e L_{esc} é o comprimento total do tubo no escoamento.

A deformação no escoamento pode ser escrita como:

$$\varepsilon_2^{esc} = \ln \left(\frac{L_{esc}}{L_0} \right) \quad (2.37)$$

Assim a equação 2.36 pode ser reescrita como:

$$s_{esc} = \Delta L_{esc} / 2 = (L_0 - L e^{\varepsilon_2^{esc}}) / 2 = \frac{L_0}{2} (1 - e^{\varepsilon_2^{esc}}) \quad (2.38)$$

Onde $e^{\varepsilon_2^{esc}}$ é a deformação axial no limite de escoamento e pode ser calculada de três diferentes maneiras:

Pela lei de Hooke para estado plano de tensões temos:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_1 &= (\sigma_1 - \nu \sigma_2) / E \\ \varepsilon_2 &= (\sigma_2 - \nu \sigma_1) / E \\ \varepsilon_3 &= -\nu (\sigma_1 + \sigma_2) / E \end{aligned} \right\} \quad (2.39)$$

Combinando as equações 2.39 com as equações 2.14, 2.17 e 2.27 obtém-se:

$$\varepsilon_2^{esc} = \frac{\beta(1 - \nu^2)}{(\nu\beta + 1)} \frac{(2 - \beta)}{\sqrt{3(1 + \beta + \beta^2)}} \frac{\sigma_{esc}}{E} \quad (2.40)$$

Para estado plano, a lei de Hooke pode também ser escrita como:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_1 &= E(\varepsilon_1 + \nu\varepsilon_2)/(1-\nu^2) \\ \sigma_2 &= E(\varepsilon_2 + \nu\varepsilon_1)/(1-\nu^2) \\ \sigma_3 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2.41)$$

Combinando a equação 2.41 com as equações 2.14, 2.16 e 2.27 obtém-se:

$$\varepsilon_2^{esc} = -(\nu - \alpha) \frac{\sigma_{esc}}{E(1 - \alpha + \alpha^2)^{1/2}} \quad (2.42)$$

Para termos uma idéia dos limites de s_{esc} , devemos determinar ε_2^{esc} para as três condições mostradas na figura 2.15, ou seja, para o estado plano de deformação, o estado uniaxial de tensão em tração e para cisalhamento puro. Assim fazendo obtém-se

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_2^{esc} &= 0 \text{ Para o estado plano de deformação} \\ \varepsilon_2^{esc} &= -\nu\sigma_{esc}/E \text{ Para o estado uniaxial de tensão em tração } \sigma_2 = 0 \\ \varepsilon_2^{esc} &= -(1+\nu)\sigma_{esc}/\sqrt{3E} \text{ Em cisalhamento puro } \sigma_2 = -\sigma_1 \end{aligned} \right\} \quad (2.43)$$

Combinando as equações 2.40, 2.42 e 2.43 com a equação 2.38, três diferentes modelos para calculo de s_{esc} são deduzidos:

- Modelo 1

$$s_{esc} = \frac{L_0}{2} \left(1 - e^{\frac{\beta(1-\nu^2)}{(\nu\beta+1)} \frac{(2-\beta)}{\sqrt{3(1+\beta+\beta^2)}} \frac{\sigma_{esc}}{E}} \right) \quad (2.44)$$

- Modelo 2

$$s_{esc} = \frac{L_0}{2} \left(1 - e^{-\frac{(\nu-\alpha)\sigma_{esc}}{E(1-\alpha+\alpha^2)^{1/2}}} \right) \quad (2.45)$$

- Modelo 3

$$\left. \begin{aligned} s_{esc} &= 0 \text{ Para o estado plano de deformação} \\ s_{esc} &= L_0 \left(1 - e^{-\nu\sigma_{esc}/E} \right) \text{ Para o estado uniaxial de tensão em tração } \sigma_2 = 0 \\ s_{esc} &= \frac{L_0}{2} \left(1 - e^{-(1+\nu)\sigma_{esc}/\sqrt{3E}} \right) \text{ Em cisalhamento puro } \sigma_2 = -\sigma_1 \end{aligned} \right\} \quad (2.46)$$

Cientificamente o modelo 3 fornece os valores mais corretos (ASNAFI, 1999). A referência (ASNAFI, 1999) sugere utilizar-se o modelo 3 para $-0.5 \leq \beta \leq 0$ e o modelo 2 para $-1.0 \leq \beta \leq -0.5$.

Assim obtém-se:

$$s_{esc} = L_0 \left(1 - e^{-\nu \sigma_{esc} / E}\right) \beta \quad \text{Para } -0.5 \leq \beta \leq 0 \quad (2.47)$$

$$s_{esc} = \frac{L_0}{2} \left(1 - e^{-\frac{(\nu - \alpha) \sigma_{esc}}{E(1 - \alpha + \alpha^2)^{1/2}}}\right) \quad \text{Para } -1.0 \leq \beta \leq -0.5 \quad (2.48)$$

Resumindo, as equações 2.28, 2.35, 2.47 e 2.48 podem ser utilizadas para determinar o início do escoamento para a conformação hidrostática de tubos submetidos simultaneamente a pressão interna e carga axial.

2.5.3.3 Determinação da Curva de Carregamento para o Estágio de Deformação Livre.

Deformação Plástica Livre assumindo a hipótese de $\rho_2 = \infty$.

Assumindo a hipótese de que o tubo expande tal como a figura 2.22, $\rho_2 = \infty$, as equações 2.12 e 2.13 podem ser reescritas como:

$$\frac{\sigma_1}{\rho_1} = \frac{p_i}{t_i} \quad (2.49)$$

$$\sigma_2 = \frac{p_i \rho_1}{2} - \frac{F}{2\pi \rho_1 t_i} \quad (2.50)$$

Do equilíbrio de força na figura 2.22, pode-se escrever (HARTL, 1995) apud (ASNAFI, 1999):

$$F_i = -p_i \pi \left(\rho_1^2 - \left(\frac{d_0 - t_0}{2} \right)^2 \right) + F_0 \quad (2.51)$$

Analisando a equação 2.50, vemos que a relação entre F_i e F_0 depende de ρ_1 e $((d_0 - t_0)/2)$, isto é a forma da região de transição não influencia na relação entre F_i e F_0 .

De acordo com as figuras 2.10 e 2.11,

$$F_0 = F - F_{selagem} - F_{atrito} \quad (2.52)$$

Combinando as equações 2.52, 2.31 e 2.32 têm-se:

$$F_0 = F - p_i \pi \left[((d_0 - t_0)/2)^2 + \mu d_0 (l_0 - s) \right] \quad (2.53)$$

$$\sigma_2 = \frac{p_i \rho_1}{2} - \frac{1}{2\pi \rho_1 t_i} \left[F - p_i \pi \left((d_0 - t_0)/2 \right)^2 + \mu d_0 (l_0 - s) - \left(\rho_1^2 - \left(\frac{d_0 - t_0}{2} \right)^2 \right) \right] \quad (2.54)$$

Agora se pode escrever que:

$$\rho_1 = (d_i - t_i)/2 \quad (2.55)$$

Onde d_i é o diâmetro instantâneo do tubo.

Substituindo ρ_1 na equação 2.49 obtém-se:

$$p_i = \frac{2t_i \sigma_1}{d_i - t_i} \quad (2.56)$$

Substituindo as equações 2.16, 2.55, 2.56, na equação 2.54 tem-se:

$$F = p_i \pi \left[\left((1 - \alpha)/2 \right) (d_i - t_i)^2 - \left((t_a (2d_0 - 3t_0)/4)/4 \right) + \mu d_0 (l_0 - s) \right] \quad (2.57)$$

Combinando as equações 2.14 e 2.57 tem-se:

$$p_i = \frac{2t_i}{d_i - t_i} \frac{\bar{\sigma}}{\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \quad (2.58)$$

Figura 2.22: A expansão livre é assumida com $\rho_2 = \infty$ e resulta no equilíbrio de forças mostrado (ASNAFI, 1999).

Assumindo que o material obedece à lei de Ludwik-Hollomon:

$$\bar{\sigma} = K\bar{\varepsilon}^n \quad (2.59)$$

Combinando equações 2.15 e 2.59 com a equação 2.58 tem-se:

$$p_i = \frac{2t_i}{d_i - t_i} K \frac{\left(\sqrt{\frac{4}{3}(1 + \beta + \beta^2)} \right)^n}{\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} \varepsilon_1^n \quad (2.60)$$

Substituindo

$$\varepsilon_1 = \ln(\rho_1 / \rho_0) = \ln[(d_i - t_i)/(d_0 - t_0)] \quad (2.61)$$

e substituindo a equação 2.21 na equação 2.60, chega-se finalmente a:

$$p_i = \frac{2t_i}{d_i - t_i} K \left(\frac{2}{2 - \alpha} \right)^n \left(\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \right)^{n-1} \ln[(d_i - t_i)/(d_0 - t_0)]^n \quad (2.62)$$

Para se utilizar esta equação em conjunto com a equação 2.57 para prever uma curva de carregamento, devemos encontrar uma maneira de determinar d_i e t_i . Da constância de volume podemos assumir que:

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 = 0 \quad (2.63)$$

Combinando as equações 2.17, 2.19 e 2.44 com a equação 2.63, chega-se a:

$$t_i = t_0 \left(\frac{d_i - t_i}{d_0 - t_0} \right)^{-(1-\beta)} \cong t_0 \left(\frac{d_i}{d_0} \right)^{-(1+\beta)} \quad (2.64)$$

Analisando as equações 2.57, 2.62 e 2.64 todas as grandezas podem ser calculadas com excesso do curso axial s na equação 2.57.

Para calcular s , devemos utilizar a figura 2.23.

O volume inicial do material do tubo é:

$$V_0 = \pi(d_0 t_0 - t_0^2) L_0 \quad (2.65)$$

O volume instantâneo do material do tubo pode ser escrito com base na figura 2.23 como:

$$V_i = 2V_A + 2V_B + 2V_C \quad (2.66)$$

$$V_A = \pi(d_0 t_0 - t_0^2)(l_0 - s) = K_A(l_0 - s) \quad (2.67)$$

$$V_B = \pi(d_i t_i - t_i^2)C \quad (2.68)$$

L_0 é o comprimento inicial do tubo

Figura 2.23: Parâmetros utilizados no cálculo do curso do cilindro axial (ASNAFI, 1999).

$$V_C = \frac{\pi H}{12} \left[(d_i^2 + d_i d_0 + d_0^2) - [(d_i t_i - 2t_i)^2 + (d_i t_i - 2t_i)(d_0 t_0 - 2t_0) + (d_0 t_0 - 2t_0)^2] \right] \quad (2.69)$$

Assumindo volume constante, $V_0 = V_i$ e assim a partir de 2.65 a 2.69 pode-se escrever:

$$s = l_0 - \left(\frac{V_0}{2} - V_B - V_C \right) / K_A \quad (2.70)$$

Assim, as equações 2.57, 2.62, 2.64 a 2.70 podem ser utilizadas para se determinar a curva de carregamento para o estágio de deformação livre. Para umas dadas peças, se quisermos controlar pressão e força, as equações 2.57 e 2.62 devem ser utilizadas. Para outras peças, se quisermos controlar a pressão e o deslocamento, as equações 2.57, 2.70 devem ser utilizadas.

Deformação plástica livre assumindo a hipótese de $p_2 < \infty$.

Assumindo a hipótese de que o tubo expande tal como a figura 2.24, $p_2 < \infty$, as equações 2.12 e 2.13 continuam válidas. Combinando as equações 2.15, 2.55, 2.59 e 2.61 com a equação 2.22 obtém-se:

$$p_i = \left(\frac{2}{2 - \alpha} \right)^n \left(\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2} \right)^{n-1} K t_i \left(\ln \frac{d_i - t_i}{d_0 - t_0} \right)^n \left(\frac{2}{d_i - t_i} + \frac{\alpha}{\rho_2} \right) \quad (2.71)$$

Para se utilizar a equação 2.71 deve se determinar ρ_2 . Da figura 2.24 tem-se:

$$\rho_2 = \left[(l_f - 2r_d)^2 + 4h^2 \right] / (8h) \quad (2.72)$$

Então h pode ser calculado como:

$$h = \left[(d_i - t_i) - (d_o - t_o) \right] / 2 \quad (2.73)$$

Combinando as equações 2.23, 2.51 e 2.54 obtém-se:

$$F = p_i \pi \left[\left(1 - \frac{2\alpha\rho_2}{2\rho_2 + \alpha(d_i - t_i)} \right) \frac{(d_i - t_i)}{2} - t_o(2d_o - 3t_o)/4 + \mu d_o(l_o - s) \right] \quad (2.74)$$

ρ_2 deve ser calculado pela equação 2.72. Da figura 2.24 e assumindo expansão a volume constante pode-se calcular:

$$s = \frac{2h}{3} \left(\frac{l_f - 2r_d}{d_o - t_o} + \frac{2h}{l_f - 2r_d} \right) \quad (2.75)$$

Assim, as equações 2.71 a 2.72 podem ser utilizadas para se determinar a curva de carregamento para o estágio de deformação livre. Para algumas peças, se quisermos controlar pressão e força, as equações 2.71 e 2.74 devem ser utilizadas. Para outras peças, se quisermos controlar a pressão e o deslocamento, as equações 2.71, 2.75 devem ser utilizadas (ASNAFI; SKOGSGARDH, 2000).

Figura 2.24: Parâmetros para a determinação da deformação livre assumindo $\rho_2 < \infty$ - (ASNAFI, 1999).

2.5.4 Estimativa da Pressão de Calibração.

Apesar de o presente trabalho não tratar desta região da curva de carregamento, completando a revisão bibliográfica, um desenvolvimento analítico para a determinação da pressão de calibração é apresentado. Como já mencionada anteriormente, a seguir da deformação livre, o tubo deformado ao tocar a superfície da matriz dá-se início a etapa do processo denominada calibração, linha e da figura 2.13. Ao iniciar-se a calibração, reduz-se a força ou o avanço axial a um valor suficiente para manter-se a selagem e a pressão é elevada até o valor suficiente para conformar os raios de canto. É necessário, para um dado material, saber qual o menor raio possível e conjuntamente, para um dado raio qual a pressão necessária para a sua confecção. Assim procedendo, avaliamos analiticamente se com o material do tubo disponível é possível obter-se a geometria desejada e se o equipamento disponível tem capacidade para produzir determinada peça.

A fim de estimar a máxima pressão interna necessária para conformar pequenos raios de canto um procedimento adotado é modelar-se cada raio como se fosse equivalente a um cilindro espesso de mesmo raio tal como mostrado na figura 2.27 (KOÇ; ALTAN, 2002). A razão de adotar-se este procedimento deve-se ao fato de geralmente, a relação entre rc e t para peças conformadas hidrostáticamente utilizar tubos para os quais esta relação é menor que 10 (KOÇ; ALTAN, 2002).

Figura 2.27: Procedimento para determinação da curva de calibração (KOÇ; ALTAN, 2002).

Assim a máxima pressão necessária à conformação de um raio de canto r_c pode ser determinada a partir da expressão (KOÇ; ALTAN, 2002):

$$p_{i_max} = \bar{\sigma} \left[k \ln \frac{r_c}{r_a} \right] \quad (2.76)$$

onde p_{i_max} é a pressão máxima necessária para conformar um tubo de raio externo r_c raio interno r_a e k dependem do critério de escoamento. Ao utilizar o critério de von Mises, tem-se:

$$k = \frac{2}{\sqrt{3}} \quad (2.77)$$

Pode-se ainda substituir $r_a = r_c - t$ para obter:

$$p_{i_max} = \frac{2}{\sqrt{3}} \bar{\sigma} \left[\ln \frac{r_c}{r_c - t} \right] \quad (2.78)$$

2.5.5 Critério para Determinação da Falha do Tubo.

Finalizando procedimentos analíticos para determinar o espaço de trabalho de uma CHT, necessitamos determinar a curva c da figura 2.13 que determina a ruptura do tubo. Vários são os critérios para estimar-se o início da falha do tubo. Um deles é estimar-se a falha quando ocorrer o início da estricção. A estricção na conformação de chapas é uma consequência de tensão de tração excessiva. É uma situação de instabilidade que eventualmente pode causar a ruptura. Assim prever o início da estricção é uma importante tarefa na conformação hidrostática de tubos antes de projetarem-se os detalhes de uma conformação. A validação dos critérios para determinar o início da fratura nos processos de expansão hidrostática não foi completamente realizada até hoje. Além disso, muitos desses critérios requerem cálculos tediosos. Neste trabalho um dos critérios será apresentado, isto é, o critério da deformação efetiva no ponto de estricção causando a estricção seguida da ruptura e é apresentado como sugerido em (KOÇ, 2002).

No caso de peças tubulares sendo deformadas por pressão interna p_i e carga axial compressiva F simultâneos, os estados de tensão e deformação necessitam ser definidos para se encontrar a expansão requerida para que a estricção tenha início. A estricção ou a redução na espessura na direção tangencial pode ser definida relacionando-a com a força tangencial pela unidade de comprimento na espessura do tubo. Ou em outras palavras, a estricção iniciará quando a tangente da curva força versus deslocamento é zero indicando o fim da deformação uniforme do material na direção circunferencial do tubo. Assim a instabilidade na direção circunferencial é dada por:

$$dF_{\theta} / dt = 0 \quad (2.79)$$

A força tangencial F_{θ} por unidade de comprimento pode ser expressa como:

$$F_{\theta} = t\sigma_{\theta} = t\sigma_1 \quad (2.80)$$

Utilizando a equação 2.79 e substituindo 2.80 tem-se:

$$\frac{d(t\sigma_1)}{dt} = 0 \quad (2.81)$$

Pode-se reescrever esta equação como:

$$\frac{dt}{t} = -\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} \quad (2.82)$$

Podemos também escrever:

$$\frac{dt}{t} = \varepsilon_3 = \varepsilon_t = \ln \frac{t}{t_0} \quad (2.83)$$

Das fórmulas da plasticidade, a deformação na espessura pode ser expressa como:

$$d\varepsilon_3 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{\bar{\sigma}} \left[-\frac{1}{2}(\sigma_2 + \sigma_1) \right] = \frac{d\bar{\varepsilon}}{2\bar{\sigma}} (1 + \alpha)\sigma_1 \quad (2.84)$$

com α e definido pela equação 2.16. Pode-se reescrever a equação 2.83 como:

$$d\varepsilon_3 = -\frac{(1 + \alpha)}{2\sqrt{1 - \alpha + \alpha^2}} d\bar{\varepsilon} \quad (2.85)$$

Substituindo 2.85 em 2.83 tem-se:

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} = -\frac{(1+\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} d\bar{\varepsilon} \quad (2.86)$$

Utilizando a tensão circunferencial expressa como 2.14, manipulando e introduzindo outras relações conhecidas teremos:

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = -\frac{(1+\alpha)}{2\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}} d\bar{\sigma} \quad (2.87)$$

Utilizando a curva tensão-deformação verdadeira do material dada pela equação 2.59 ou sua variante:

$$\bar{\sigma} = K(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon})^n \quad (2.88)$$

Pode-se então escrever:

$$\frac{d\bar{\sigma}}{d\bar{\varepsilon}} = \frac{nK\bar{\varepsilon}^{n-1}}{\bar{\varepsilon}} \quad (2.89)$$

Substituindo as equações 2.59 e 2.89 na equação 2.87 e após, fazendo os cancelamentos devidos, a tensão efetiva no início da estricção, na instabilidade pode ser definida como:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{1+\alpha} \quad (2.90)$$

Se ao invés da equação 2.59, utiliza-se a equação 2.88, obtem-se:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2n\sqrt{1-\alpha+\alpha^2}}{1+\alpha} - \varepsilon_0 \quad (2.91)$$

Pode-se assim determinar a deformação efetiva máxima como uma função do coeficiente de encruamento do material. Para as três curvas de carregamento mostradas na figura 2.15. temos:

- Estado plano de deformação: $\alpha=0.5; \bar{\varepsilon} = 1,1547n - \varepsilon_0$ (2.92)

- Estado uniaxial de tensão: $\alpha=0; \bar{\varepsilon} = 2n - \varepsilon_0$ (2.93)

- Estado de cisalhamento puro: $\alpha=-1; \bar{\varepsilon} \Rightarrow \infty$ (2.94)

A partir destes resultados e da formula 2.91 vê que a deformação efetiva que uma peça tubular pode sustentar antes da instabilidade e inicio da estricção é dependente:

- Da pré-deformação existente no material devido ao trabalho ε_0 ;
- Do coeficiente de encruamento n do material;
- Da razão das tensões α .

Quando a pré-deformação ε_0 existente é zero, devido à recristalização, por exemplo, grandes deformações efetivas poderão ser obtidas sem instabilidade (isto é, sem estricção) quando a razão das tensões é $\alpha = -1$. Se $\alpha = -1$, $\beta = -1$ conforme equação 2.19.

Substituindo a equação 2.90 na equação 2.85 e assumindo que a pré-deformação ε_0 é zero, obtem-se a máxima deformação na espessura (isto a máxima deformação possível antes da estricção, ou antes, do início da instabilidade):

$$\varepsilon_r = -n \quad (2.95)$$

Utilizando a equação 4.63 podemos escrever:

$$\varepsilon_1 + \varepsilon_2 = n \quad (2.96)$$

Como resultado da fórmula encontrada, conclui-se que grandes deformações circunferenciais são obtidas tão maiores e suficientes forem às deformações compressivas axiais fornecidas a região em expansão e ao mesmo tempo deve se manter a soma das duas deformações superficiais ou a deformação total abaixo do valor do coeficiente de encruamento n . Quando a soma da deformação circunferencial e da deformação longitudinal em qualquer região atingir o valor do coeficiente de encruamento n durante a expansão hidrostática do tubo, ocorrerá à instabilidade e a estricção iniciar-se-á naquela região.

2.6 Aplicação do Desenvolvimento Analítico da CHT para a Condição em Estudo.

De posse das propriedades do material AISI 316 L e definidas dimensões básicas das amostras a serem expandidas pode-se aplicar as equações desenvolvidas neste capítulo.

Assim o método 1 de projeto da ferramenta 1 descrito no capítulo 5 foi desenvolvido baseado nas propriedades do material obtidas para chapas o que levou a resultados experimentais e simulados divergentes. Como consequência um método 2 de projeto da ferramenta 1 foi desenvolvido e baseou-se nas propriedades obtidas para a condição de tubo. A aplicação das equações desenvolvidas neste item 2, em conjunto com as simulações, auxiliaram os dois métodos de projeto das ferramentas apresentados no item 5. A seguir a aplicação das equações desenvolvidas neste item para o tubo com as dimensões e material escolhido são descritas e discutidas.

2.6.1 Curvas de Carregamento para o Estágio de Deformação Livre do Tubo.

Para o tubo em estudo neste trabalho, cujos dados geométricos estão descritos na tabela 5.1 e para o aço inoxidável AISI 316 L, cujas propriedades mecânicas e plásticas para a condição de chapa estão descritas na tabela 3.1, a partir das fórmulas 2.57, 2.62, 2.64 a 2.70, foram determinadas as curvas de carregamento para o estágio de deformação livre desenvolvidos neste item. Para tanto foram desenvolvidas planilhas com tais fórmulas no software Microsoft Excel.

Para determinadas peças e dependendo do equipamento que tivermos a mão, se quiser controlar pressão e força, as equações 2.57 e 2.62 devem ser utilizadas na planilha o que resulta nas curvas da figura 2.28. Uma delas deve ser escolhida para controle do estágio de deformação livre, dependendo do caminho de deformação que se deseje seguir, ou do valor de α e β escolhidos. Para outras peças, se quisermos controlar a pressão e o deslocamento (ASNAFI; SKOGSGARDH, 2000), as equações 2.57 e 2.70 devem ser utilizadas e uma das curvas da figura 2.29 deve ser utilizada.

Figura 2.28: Curva para Controle da Expansão Livre por Força versus Pressão.

Figura 2.29: Curvas para Controle da Expansão Livre por Deslocamento versus Pressão.

2.6.2 Curvas de Carregamento para Calibração de Peças Conformadas em Matriz.

Para o caso de CHT em matriz, as curvas das figuras 2.28 e 2.29 continuam válidas, bem como as equações que as deram origem para equacionar-se o estágio de deformação

livre. Resta estimar a pressão máxima a ser atingida para se conformar o menor raio presente na peça e a utilização da equação 2.78.

Utilizando-se a equação 2.78, para o tubo em questão cujos dados estão nas tabelas 3.1 (propriedades) e 5.1 (dimensões), para um raio de canto de 5 mm, $\pi_{\max}=106.3$ MPa e para 3 mm, $\pi_{\max}=206,5$ MPa. Estes valores de pressão podem ser utilizados em conjunto com as curvas das figuras 2.28 e 2.29 para determinar-se a curva de carregamento completa, incluindo o estágio de deformação livre e o estágio de calibração. Utilizando-se de simulações via MEF encontra-se ou seleciona-se o ponto máximo em deformação livre e por uma paralela a curva de vedação e o valor de pressão acima estimarmos o trecho da curva de carregamento que executará a calibração.

2.6.3 Determinação da Falha do Tubo.

Para o aço inoxidável 316 L na forma de chapa, da tabela 3.1 $n=0,746$ e assumindo $\varepsilon_0=0$. Assim pelas fórmulas 2.92 a 2.94 obtemos os seguintes valores da deformação equivalente no início da estricção:

- Estado plano de deformação: $\alpha=0,5$; $\bar{\varepsilon} = 1,1547n - \varepsilon_0 \Rightarrow \bar{\varepsilon} = 0,8614062$
- Estado uniaxial de tensão: $\alpha=0$; $\bar{\varepsilon} = 2n - \varepsilon_0 \Rightarrow \bar{\varepsilon} = 1,492$
- Estado de cisalhamento puro: $\alpha=-1$; $\bar{\varepsilon} \Rightarrow \infty$

Como ε_0 não é nulo, principalmente para o tubo extrudado adotado neste trabalho, um valor mais realista pode ser adotado, verificando-se o valor do alongamento na ruptura no ensaio de tração.

Como descrito na tabela 3.1, no site www.matweb.com, para o aço inoxidável AISI 316 L um alongamento de 50% é reportado na falha para um corpo de prova de 50 mm e no Certificado de Qualidade (ver Apêndice A) do tubo adquirido, o fabricante, no caso a Sandvik, reporta um alongamento médio de 55 % para um corpo de prova de 2 polegadas (50,8 mm).

Para estes valores podemos calcular a deformação verdadeira pela fórmula 3.9 para ambas as fontes:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \Rightarrow \varepsilon_{matweb} = 0,400 \quad e \quad \varepsilon_{sandvik} = 0,438$$

Assim adotou-se um valor de $\bar{\varepsilon} = 0,45$ para finalizarem-se as simulações que foram utilizadas para o desenvolvimento do ferramental 2 em sua versão 1, sendo este ponto assumido como o ponto de falha do tubo nas Simulações pelo MEF. Este procedimento foi

identificado como método 1 de projeto e detalhes do mesmo estão descritos no capítulo 5. Após os experimentos com esta ferramenta a, como veremos no item 7, o método 1 de projeto foi alterado e propriedades obtidas a partir do tubo utilizadas e este valor para $\bar{\epsilon}$ revisado para o material AISI 316 L do tubo extrudado.

3 Propriedades do Material do Tubo – Aço Inoxidável AISI 316 L.

3.1 O Tubo Escolhido, seu Material, Processo de Fabricação e Propriedades Mecânicas.

O *blank* tubular utilizado em uma CHT é geralmente um tubo com “costura” que é produzido pelo processo de dobramento de chapa com solda longitudinal, podendo ainda em aplicações especiais na indústria nuclear e aeroespacial serem utilizados tubos extrudados. Atualmente, estes tubos são predominantemente produzidos em aço ou alumínio. A fim de garantir confiabilidade satisfatória ao processo CHT, além de conformabilidade suficiente a frio do material base, as propriedades destes produtos semi-acabados devem ser contínuas e de qualidade controlada. Ligas e tratamentos térmicos especiais podem ser escolhidos de acordo com cada aplicação particular.

No presente trabalho, o tubo em aço inoxidável AISI 316 L, produzido pelo processo de extrusão com diâmetro de 28 mm e espessura de parede de 1,5 mm foi selecionado para objeto de estudo. Foi submetido ainda a tempera de solubilização.

O aço inoxidável AISI 316 L é um aço inoxidável austenítico e apresenta nível de carbono, ao redor de 0,03%.

Figura 3.1: Reator para fusão nuclear experimental utilizará 16000 toneladas de aço Inoxidável, a maior parte será de aço AISI 316 L (BSSA, 2009).

Utiliza-se o aço AISI 316 L em peças de válvulas; bombas; tanques; evaporadores e agitadores; equipamentos têxteis condensadores; peças expostas à atmosfera marítima; adornos; tanques soldados para estocagem de produtos químicos e orgânicos; bandejas e revestimento para fornos de calcinação. Ele também tem grande utilização em áreas de produção de energia por fissão e fusão nuclear e na pesquisa de ponta nestas áreas. Como exemplo, podemos citar o ITER (BSSA, 2009) – figura 3.1, a usina experimental internacional para pesquisa da fusão nuclear atualmente em construção na França, cujo reator, figura 5.8 conterá aproximadamente 16.000 toneladas de aço inoxidável, a maior parte AISI 316 L.

Com relação às propriedades do material AISI 316 L do tubo, inicialmente nas simulações e experimentos utilizou-se propriedades obtidas para a chapa as quais foram fornecidas pela Ecole Centrale de Lille. Tais propriedades estão descritas na tabela 3.1. Como será descrito, concluiu-se que tais propriedades levaram a resultados experimentais e teóricos (simulados via Método dos Elementos Finitos) divergentes e assim as propriedades deste material para a condição de tubo extrudado teve que ser determinada e é descrita a seguir.

Tabela 3.1 Propriedades Mecânicas do aço inoxidável 316 L para chapas

Condição da Amostra	Tensão de Escoamento (i) (MPa)	n(i) -	K(i) (MPa)	E (i) (MPa)	Alongamento na ruptura (%)
Chapa	258	0,746	1294	178000	45 (ii) 50 (iii) 55 (iv)

(i) Dados obtidos pela Ecole Centrale de Lille

(ii) Valor assumido para termino da simulação – Deformação plástica efetiva máxima

(iii) Valor conforme site <http://matweb.com>

(iv) Valor conforme certificado de qualidade Sandvik.

3.2 Caracterização do Material do Tubo do Aço Inoxidável AISI 316 L .

Como já mencionado, concluiu se ao final das simulações e experimentos iniciais do presente trabalho (VER ITEM 6.1), que a utilização de propriedades do aço inoxidável AISI 316 L obtidos do material na forma de chapas, levou a resultados das simulações que diferem daqueles obtidos nos experimentos. Assim a caracterização do material na forma do tubo extrudado deve ser realizada, inclusive, se possível, obtendo-se sua anisotropia. Assim

tal caracterização envolveu a obtenção das ϵ_0 , n , K , R_{00} e R_{90} para o material na forma do tubo extrudado.

Para tal caracterização, a literatura foi pesquisada e procedimentos e normas para realização de ensaios de caracterização de material de tubos foram obtidas (EN10002, 1990), sendo então escolhido um método para tal caracterização descrito em (WANG et al., 2002).

Diversos métodos são atualmente empregados na indústria da CHT para determinar as propriedades à tração dos materiais na forma de tubo. Mas nenhuma delas é capaz de medir as propriedades transversais à tração. Um desses ensaios já foi aqui descrito e utilizado no primeiro conjunto de simulações o qual usa corpos de prova (CPs) retirados da chapa plana, após a laminação. Mas este procedimento leva a resultados enganosos, uma vez que a chapa plana irá ser dobrada e as propriedades modificar-se-ão devido ao encruamento. Outro teste bastante difundido e usado comumente é o ensaio de tração de CPs longitudinais descritos na norma ASTM A 370, onde os CPS são retirados no sentido longitudinal do tubo (Figura 3.2) e no sentido transversal, tendo sido, porém a curvatura dos corpos de provas removida. Esse teste tem sido útil para monitorar mudanças de propriedades entre a laminação e o dobramento quando se fabrica tubos com costura (GREEN, 2004). Mas esta informação restringiu-se a direção longitudinal do tubo. Outro teste difundido é aquele que utiliza o tubo como um todo (WANG et al., 2002), mas padece da mesma limitação do procedimento da ASTM A 370, ou seja, só as propriedades longitudinais são obtidas.

Para avaliar a anisotropia do material resultante do processo de fabricação do tubo, é necessário obter-se as propriedades transversais do tubo a tração. Essa informação também é necessária ao querer-se prever o comportamento transversal na CHT, já que a falha ou a ruptura do tubo durante a CHT ocorre quando a deformação maior principal ocorre na direção transversal.

Figura 3.2: Esquema da posição de retirada de corpos de prova de tubos (GREEN, 2004).

Um teste atualmente utilizado na indústria da CHT para se obter as propriedades transversais à tração que também está descrita na norma ASTM A 370 são obtidos através de corpos de prova com a curvatura do tubo removida, mas recomendada para tubos de grandes diâmetros, maiores que 203,2 mm. Muitos dos tubos utilizados na CHT na realidade têm diâmetros menores e principalmente para os tubos de diâmetros menores, quando se remove a curvatura um encruamento maior é introduzido e assim as propriedades obtidas por este método podem conter grandes erros. Outra maneira prevista na mesma norma é a expansão hidráulica de anéis, mas este teste só se presta à determinação da tensão de escoamento (WANG et al., 2002).

Para medir as propriedades transversais a tração, para aplicações na indústria nuclear, utilizou-se pela primeira vez a expansão de anéis através de uma máquina de ensaio de tração simples. Nestes ensaios foi utilizado um dispositivo de fixação que consistia em dois insertos metálicos, cada um na forma de um “D”, fixado cada inserto a uma das extremidades da máquina de ensaio (WANG et al., 2002). Mas a forma de medirem-se as deformações nestas aplicações na indústria nuclear era complexa e poucos detalhes foram reportados.

Assim (WANG et al., 2002) propuseram o ensaio de tração de CPs na forma de anéis transversais (denominado *Ring Hoop Tension Test* RHTT) ou Ensaio de Tração para Determinação de Propriedades Transversais de Tubos.

3.2.1 Determinação de Propriedades Transversais do Aço AISI 316 L dos Tubos.

Na figura 3.3 está mostrado o dispositivo proposto por (WANG et al., 2002) o qual foi utilizado para determinar as propriedades transversais de tubo em estudo neste trabalho.

No dispositivo mostrado podemos ver que um extensômetro (figura 3.3 b) foi adicionado a uma secção menos resistente de uma amostra na forma de um anel a fim de registrar a deformação e assim através de equações obtermos as propriedades para o tubo.

Um fator importante que influência nos resultados é o atrito. Alguns cuidados foram tomados a fim de minimizar o efeito do atrito entre os anéis e os blocos “D” tal e qual sugerido (WANG et al., 2002). Entre o anel e os blocos “D” duas camadas de teflon foram introduzidas com fins de lubrificação. Aplicou-se ainda graxa entre as camadas da fita de teflon, entre o teflon e as superfícies dos insertos “D” e entre o teflon e a superfície de cada anel. Como o atrito é uma incógnita neste teste, (WANG et al., 2002) testaram 4 ângulos. Todos mostraram desvio padrão entre 0,8 e 2,3 % para a tensão de escoamento, para a resistência a tração e para o alongamento. Com isso (WANG et al., 2002) consideram que o atrito foi minimizado e pode ser desprezado.

Ainda com vista a facilitar a montagem, nos testes aqui conduzidos, o ângulo $\theta=35^\circ$ foi escolhido. A seguir descreve-se a formulação para se obter as propriedades requeridas a partir dos dados registrados pela máquina de ensaio de tração.

3.2.1.1 Cálculo da Tensão de Engenharia Circunferencial.

Na figura 3.4 está mostrado um diagrama de corpo livre do anel e de um dos blocos “D”. Baseado nesta figura podemos definir a tensão de engenharia como:

$$S_{\text{circunferencial}} = \frac{P_{\text{medido}}}{2A_0} \quad (3.1)$$

3.2.1.2 Cálculo da Deformação de Engenharia Circunferencial.

Baseado na figura 3.4 b pode se definir a deformação de engenharia transversal:

$$e_b = \frac{L_F - L_O}{L_O} = \frac{L_F}{L_O} - 1 \quad (3.2)$$

Ainda a partir da figura 3.4, podemos obter:

$$\left. \begin{aligned} L &= R \cdot \theta \\ b &= 2 \cdot R \cdot \sin\left(\frac{\theta}{2}\right) \end{aligned} \right\} L = 2 \cdot R \cdot \sin^{-1}\left(\frac{b}{2 \cdot R}\right) \quad (3.3)$$

a) Dispositivo de ensaio e extensômetro

b) Montagem do corpo prova e extensômetro.

Figura 3.3: O ensaio Ring Hoop Tension Test. (WANG et al., 2002).

a) Diagrama das Forças agindo no anel e Bloco "D".

b) Dimensões Geométricas do trecho de medida no anel.

Figura 3.4: Diagrama esquemático para determinação das equações para análise dos dados (WANG et al., 2002).

Assim podemos obter L_o e L_f :

$$L_o = 2 \cdot R_o \cdot \sin^{-1} \left(\frac{b_o}{2 \cdot R_o} \right) \quad (3.4)$$

$$L_F = 2 \cdot R_F \cdot \sin^{-1} \left(\frac{b_O + \Delta b}{2 \cdot R_F} \right) = 2 \cdot R_F \cdot \sin^{-1} \left[\frac{b_O \cdot (1 + e_b)}{2 \cdot R_F} \right] \quad (3.5)$$

Assumindo que $R_f \approx R_0$ temos:

$$L_F = 2 \cdot R_O \cdot \sin^{-1} \left[\frac{b_O \cdot (1 + e_b)}{2 \cdot R_O} \right] \quad (3.6)$$

Sendo

R_O : Raio externo inicial;

R_F : Raio externo final;

b_O : Comprimento inicial da corda da seção reduzida;

Δb : Variação do comprimento da corda da seção reduzida;

e_b : Deformação da corda da seção reduzida (medida pelo extensômetro).

Substituindo 3.4 e 3.6 em 3.2 temos:

$$e = \frac{2 \cdot R_O \cdot \sin^{-1} \left[\frac{b_O \cdot (1 + e_b)}{2 \cdot R_O} \right] - 1}{2 \cdot R_O \cdot \sin^{-1} \left(\frac{b_O}{2 \cdot R_O} \right)} = \frac{\sin^{-1} \left[\frac{b_O \cdot (1 + e_b)}{2 \cdot R_O} \right] - 1}{\sin^{-1} \left(\frac{b_O}{2 \cdot R_O} \right)} - 1 \quad (3.7)$$

Precisa-se agora obter a curva tensão x deformação verdadeira. Para tanto utilizamos as equações:

$$\sigma = \sigma_{eng} \cdot (1 + e) \quad (3.8)$$

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (3.9)$$

Da curva real da tensão versus deformação, a equação empírica conhecida por equação da potência é utilizada para descrever o comportamento de encruamento por deformação dos metais. No caso da direção circunferencial tem-se:

$$\sigma_{\text{circunferencia;}} = K \cdot \varepsilon_{\text{circunferencial}}^n \quad (3.10)$$

Onde K é a constante plástica de resistência e n coeficiente de encruamento. Ambos podem ser determinados a partir de um gráfico log-log da tensão e deformação real. Deve-se notar que na equação 12 a o termo da deformação trata-se da parcela plástica ou

$$\varepsilon_p = \varepsilon_{\text{total}} - \varepsilon_e = \varepsilon_{\text{total}} - \sigma / E$$

onde E é o modulo de elasticidade. Na prática os valores de n são determinados a partir de $\varepsilon_{\text{total}}$. Com estas equações é possível assim determinar-se as propriedades transversais ou circunferenciais de tubos sem alterações por deformações dos CPs. Com tais equações construiu-se planilha obtendo-se assim os valores de **n** e **K**.

Nas figuras 3.5 e 3.6 estão mostrados detalhes do dispositivo de ensaio, dos corpos de provas. Para a realização dos ensaios, o dispositivo mostrado foi montado equipamento de ensaio de tração do fabricante MTS – figura 3.7.

Figura 3.5: Corpo de prova para o ensaio de ruptura de anel de tubo de aço inoxidável AISI 316 L

Figura 3.6: Detalhes do dispositivo de fixação construído e dos CPs na forma de anel.

Os CPs transversais foram obtidos através de secções circulares na forma de anel como mostrado na figura 3.5. Todos os CPs foram usinados por operação de fresagem um secção menos resistente e de área transversal conhecida, na qual fixou-se o extensômetro para medição da deformação.

Na realização do ensaio, para a medida da deformação, devido ao pequeno diâmetro do tubo aqui em estudo, um extensômetro com abertura de 10 mm foi utilizado. As deformações assim medidas foram enviadas via cabo elétrico a uma placa conversora AD/DA montadas em um computador, os quais além de registrar as deformações gerenciaram através de software dedicado a aplicação da carga. Um cuidado especial foi tomado quanto à lubrificação das superfícies dos corpos de prova e a superfície dos insertos na forma de um D, tal e qual descrito anteriormente.

Este cuidado é essencial para eliminarem-se as forças de atrito para que não introduzam erros na força medida. Tal lubrificação foi realizada mediante duas camadas de fitas de teflon e três de graxa comum. Para que as fórmulas acima sejam válidas, a região do CP onde é medida a deformação deve manter-se circular durante todo o ciclo de carregamento e mais notadamente no trecho de deformação uniforme onde a caracterização das propriedades do material é necessária.

Figura 3.7: Máquina de ensaio de tração

3.2.1.3 Determinação de propriedades longitudinais do Material AISI 316 L dos tubos.

Além das propriedades no sentido circunferencial, necessitamos obter as propriedades no sentido longitudinal. Procedimento idêntico ao aplicado à direção circunferencial foi adotado para a realização dos ensaios no sentido longitudinal.

Na figura 3.8 está mostrado o CP utilizado e detalhes da montagem realizada. Os CPs foram usinados mediante operação de fresagem. Por se tratar de um CP longitudinal para o qual já existe normalização, a norma ASTM A 370 foi utilizada para orientar o ensaio.

Neste caso para fixação dos CPs a máquina de ensaio de tração nenhum dispositivo foi construído, sendo utilizados os dispositivos padronizados da mesma.

3.2.2 Determinação dos Coeficientes de Anisotropia.

A razão da deformação plástica r ou o coeficiente de anisotropia é definido como a razão das deformações reais na largura, perpendicular a direção circunferencial e a deformação real na espessura. O coeficiente r pode ser expresso como:

$$r = \frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_t} = \frac{\ln\left(\frac{w_F}{w_O}\right)}{\ln\left(\frac{t_F}{t_O}\right)} \quad (3.11)$$

Onde,

w_O : Largura inicial da seção reduzida;	w_F : Largura final da seção reduzida
t_O : Espessura inicial da seção reduzida;	t_F : Espessura final da seção reduzida.

Assumindo a hipótese de que, durante a sua deformação plástica, o material mantém seu volume constante temos:

$$\varepsilon_w + \varepsilon_l + \varepsilon_t = 0 \quad (3.12)$$

Diâmetro	28
G	12,00+/-0,07
W	3,00+/-0,05
A	18,00
B	9,00
C	28,80
R	3,00
t	1,5

I

Figura 3.8: Corpo de prova longitudinal.

Assim, a partir das equações 3.11 e 3.12, chega-se a equação 3.13.

$$r = -\frac{\varepsilon_w}{\varepsilon_w + \varepsilon_l} = -\frac{\ln\left(\frac{w_F}{w_O}\right)}{\ln\left(\frac{w_F}{w_O}\right) + \ln\left(\frac{L_F}{L_O}\right)} \quad (3.13)$$

Onde L_f e L_o são calculados pelas equações 3.4 e 3.5.

No ensaio RHTT, o valor de r é determinado pelo seguinte procedimento:

- Medir a largura inicial w_o na região menos resistente do CP em 5 pontos;
- Interromper o ensaio de tração em um valor de deformação pré-estabelecido, que foi 10% neste trabalho;
- Medir a largura final w_f nos mesmos 5 pontos onde foram medidas as larguras iniciais;
- Calcular r utilizando a equação 3.13 usando a média dos valores de w_o e w_f e os valores calculados de L_o e L_f obtidos das equações 3.4 e 3.5 e das medidas dos extensômetros.

3.3 Resultados dos Ensaios de Tração.

Um total de 11 CPs na forma de anel e 6 CPs longitudinais foram preparados e submetidos aos ensaios descritos e para todos os CPs os valores de n , K , S_y e E foram calculados. Na tabela 3.2 estão resumidos os resultados encontrados.

O resultado destacado em negrito foi utilizado como dado de entrada nas simulações realizadas cujos resultados serão descritos no capítulo 4.

Tabela 3.2 – Parâmetros de comportamento plástico do aço inoxidável AISI 316 L para tubo extrudado.

Conjunto ensaiado	Tipo do Ensaio	CP	n	K [MPa]	R	E [MPa]	S _y [MPa]	ε Plástica máx.
1-90209	Longitudinal	2	0,163	838		146135	365	0,18
	Longitudinal	3	0,178	865		145273	356	0,18
	Longitudinal	4	0,163	762		142877	340	0,13
	Longitudinal	5	0,161	879		142200	390	0,15
	Longitudinal	6	0,112	775		136689	410	0,10
	Circunferencial	7	0,117	692		88224	348	0,14
2-90218	Longitudinal	1	0,206	1023	0,7	154812	388	0,32
	Circunferencial	2	0,126	720		122539	348	0,14
Média	Longitudinal	1	0,163	857		154812	375	0,18
	Circunferencial	2	0,122	706		105382	348	0,14

3.4 Determinação do Coeficiente de Anisotropia.

Além dos ensaios já relatados, mais quatro ensaios foram realizados com a finalidade de determinar-se o coeficiente de anisotropia como definido pela equação 3.13 sendo utilizado o procedimento descrito no item 3.2.4.

Na tabela 3.3 e 3.4 estão compilados os dados obtidos e os valores do coeficiente de anisotropia r para a direção longitudinal e circunferencial.

Como se constatará, estes valores obtidos foram utilizados nas simulações, sendo de grande valia para a correta representação do comportamento do material. Os ensaios foram realizados até a deformação de engenharia igual a 0,1.

3.5 Comentários sobre a Caracterização do Aço Inoxidável AISI 316 L.

O conjunto de propriedades utilizados nas simulações foi aquele realçado em negrito na tabela 3.2, pois neste ensaio obteve-se o maior valor de deformação. Tomou-se ainda o cuidado de pertencerem, os CPs ensaiados e este CP cujo resultado foi utilizado nas

simulações, a mesma barra da qual foram retirados os CPs submetidos à pressão e a pressão e carga axial (P1 a P5 e PA1 a PA5), o que garante que as propriedades sejam as mesmas, eliminando-se a possibilidade de mistura de códigos de corrida, diferenças de processo, etc.

Tabela 3.3 – Valores do coeficiente de anisotropia r para direção longitudinal

Conjunto ensaiado	Amostra longitudinal	Comprimento inicial	Comprimento final	Largura Inicial	Largura Final	Anisotropia
1-09209	3	10	10,99	3	2,878	0,775
	4	10	11,96	3	2,804	0,603
	6	10	11,10	3	2,864	0,792
1-90218	3	25	27,5	6,33	6,073	0,767
					média	0,735

Tabela 3.4 – Valores do coeficiente de anisotropia r para direção circunferencial.

Conjunto ensaiado	Amostra longitudinal	Comprimento inicial	Comprimento final	Largura Inicial	Largura Final	Anisotropia
1-09209	10	10,225	11,303	3	2,888	0,612
	11	10,225	11,297	3	2,88	0,693
					média	0,652

Os valores médios da anisotropia obtidos das tabelas 3.3 e 3.4 foram utilizados nos modelos de elementos finitos como **R00** e **R90** em relação à direção longitudinal do tubo. Para o coeficiente R45, necessário ao modelo *MAT_3-PARAMETER BARLAT (HALLQUIST, 2004), (ABRANTES, 2003) o valor médio de **R00** e **R90** foi utilizado.

3.6 O Comportamento Plástico do Aço AISI 316 L e sua Modelagem no LS-DYNA.

A série 300 de aços inoxidáveis austeníticos fornece elevada resistência à corrosão e a oxidação e mantêm alta resistência e excelente ductilidade em uma larga faixa de

temperaturas, indo de temperaturas criogênicas a temperaturas elevadas (BYUN et al., 2004). Tais propriedades favoráveis capacitam estes aços a atender requisitos para instalações de reatores nucleares a fissão e fusão, aplicações criogênicas, e uma ampla utilização em nosso dia a dia.

Uma característica desta família de aços é presente no aço 316 L é a formação de martensita a partir da austenita devido à deformação mecânica (BYUN et al., 2004), (GALLÉE, 2005). Para o caso do aço 316 L este fenômeno ocorre e assim durante um ensaio de tração, ou durante a expansão hidrostática, havendo deformação plástica este fenômeno estará presente. (HOCHHOLDINGER, 2007) descreve este comportamento graficamente mostrado nas figuras 3.9 e 3.10.

Figura 3.9: Modificação da tensão de escoamento devido à formação de Martensita devido à deformação em Aços Inoxidáveis Austeníticos (HOCHHOLDINGER, 2007).

A formação de martensita devido à deformação para os aços inoxidáveis austeníticos depende da composição da liga, do volume de martensita já presente na estrutura e da temperatura a qual a deformação ocorre (HOCHHOLDINGER, 2007). Da figura 3.10 (HOCHHOLDINGER, 2007) vemos que para a temperatura ambiente ($25\text{ }^{\circ}\text{C}$), na qual foram executados tantos os ensaios de tração quanto as CHT e para os níveis de deformação aqui atingidos para o tubo em Aço Inoxidável 316 L este fenômeno é reduzido e assim tal característica não foi considerado no presente trabalho.

Figura 3.10 Volume de formação de Martensita em função da temperatura e da deformação efetiva em Aços Inoxidáveis Austeníticos (HOCHHOLDINGER, 2007).

No entanto, tomou-se o cuidado de se consultar o Serviço de Suporte do Software LS-DYNA (HALLQUIST 2003) para confirmar qual o melhor modelo a ser utilizado para representar o Aço Inoxidável 316 L. Assim, de posse dos resultados da caracterização do Aço Inoxidável 316 L, trocou-se correspondência com Engenheiro de Suporte do LS-Dyna e o modelo de material *MAT_3-PARAMETER_BARLAT (BARLAT 2002), (HALLQUIST 2003) foi indicado como o mais adequado. Tal modelo permite a entrada direta da curva real (verdadeira) do material e dos coeficientes de anisotropia determinados e relatados no item 10 à frente. Detalhes da utilização deste modelo de material bem como da utilização do Software LS-DYNA em simulações de conformação de chapas e tubos e ainda a descrição analítica do Método de Elementos Finitos (MEF) podem ser obtidos na referência (ABRANTES, 2003).

4 Simulação da Expansão Hidrostática Via Método dos Elementos Finitos (MEF).

Como veremos no Capítulo 5 dois tipos de ferramentas foram projetadas e construídas:

- Ferramenta 1 – Esta ferramenta foi desenvolvida para a expansão livre de tubos somente por pressão e também por pressão e carga axial simultâneas. A fonte de pressão é interna e no seu projeto estabelece-se, através da geometria, um caminho de carregamento linear. Duas versões desta ferramenta foram desenvolvidas por dois métodos de projeto diferentes, sendo o método de

projeto 2 uma evolução do método de projeto 1, dado que a versão 1 da ferramenta 2 desenvolvida conforme o método 1 falhou na expansão livre de peças para pressão e carga axial.

- Ferramenta 2 – Esta ferramenta foi desenvolvida apenas para a expansão livre de tubos por pressão e utiliza uma fonte externa para a pressurização do líquido.

As simulações descritas a seguir serão assim divididas quanto às propriedades mecânicas do material nelas utilizadas. Os procedimentos utilizadas nas simulações serão identificados com uma das ferramentas desenvolvidas pois auxiliaram nos métodos de projeto das mesmas.

4.1 Simulações com as Propriedades Obtidas a partir de Chapas.

Estas simulações foram realizadas como parte do método de projeto 1 da ferramenta 1 que resultou na versão 1 da mesma. Faz parte do método 1 de projeto utilizar-se propriedades do material obtidas a partir de chapas. Detalhes deste método de projeto 1 estão descritos no Capítulo 5.

4.1.1 Procedimento 1 - Simulação da CHT com o Algoritmo “load mask”.

Inicialmente desenvolveu-se apenas o modelo para a simulação via MEF da expansão hidrostática por pressão conforme procedimento descrito em (ABRANTES, 2003) (ABRANTES et al., 2005), devendo os resultados ser comparados com os resultados experimentais. Este procedimento é considerado como a calibração e a certificação do método e do software utilizado, o LS-DYNA (HALLQUIST 2003). No Apêndice B uma breve descrição do Software LS-DYNA e a listagem em *Keywords* para a uma simulação de uma CHT é incluída e brevemente discutida. Outro exemplo de aplicação deste software a uma CHT pode ser encontrado na dissertação de mestrado (ABRANTES, 2003).

Assim desenvolveu-se modelo conforme os dados da tabela 4.1. O modelo MEF resultante está mostrado na figura 4.1.

Neste procedimento 1, a pressão é aplicada no modelo em elementos finitos utilizando-se um algoritmo do LS-DYNA (HALLQUIST 2003) denominado *load mask*. Ou seja, a pressão é aplicada na face dos elementos constituintes do tubo, através de uma curva pressão versus tempo na qual a pressão aumenta linearmente com o aumento do tempo. .

As propriedades do aço inoxidável AISI 316 L utilizadas estão descritas na tabela 3.1. Como critério de falha foi assumido a deformação efetiva de 45%, baseado no alongamento máximo (tabela 3.1). Ou seja, quando a deformação plástica efetiva atingiu o valor de 0,45, a simulação foi interrompida e neste ponto foi considerada a ruptura do tubo. Assim procedendo, foram obtidas as dimensões e distribuições de espessuras, deformação, etc., tal como figuras 4.2, 4.3 e 4.4 bem como as dimensões geométricas relatadas na tabela 4.1.

Tabela 4.1 - Parâmetros geométricos do tubo e das ferramentas utilizados no método de projeto 1.

Parâmetro	Definição	Valor
D_0	Diâmetro interno do tubo	28 mm
R_0	Raio externo do tubo	12,5 mm
R_1	Raio de curvatura do bulbo m $P=62.5$ MPa (i)	20,64 mm
T_1	Espessura em $P=62.5$ MPa (i)	1.1 mm
R_2	Raio externo deformado em $P=62.5$ MPa (i)	21,19 mm
R_3	Raio de canto da matriz	10 mm
T	Espessura da parede do tubo	1.5 mm
L_0	Comprimento do Tubo	250 mm
l_0	Comprimento livre do tubo	120 mm
l_1	Comprimento de contato do tubo com cada matriz	65 mm

(i) valores obtidos da simulação numérica – ver figuras 4.3 a 4.6.

Dentre as dimensões mostradas na tabela 4.1, a grandeza R_2 obtida na simulação para uma deformação efetiva de 45% foi assumida para projeto da ferramenta 1 – versão 1 utilizando o método 1 de projeto da ferramenta e a formula 5.4(a) para cálculo do diâmetro d_c do punção interno e da determinação da área S_{pe} como descrito na figura 5.3 (b). Além disso, as dimensões obtidas para a peça deformada (para a deformação de 45%) na simulação também foram utilizadas para comparação com as dimensões das peças deformadas experimentalmente.

Nas figuras 4.2 a 4.6 vemos a sequência de deformação, as distribuições de espessuras e a evolução do raio externo do tubo R_2 , obtidos pela simulação. Para o tubo em questão, com 28 mm de diâmetro, 1.5 mm de espessura no aço inoxidável AISI 316 L,

podemos verificar que a pressão necessária para a ruptura é de 62.4 MPa ou 624 bar e foram determinados quando a deformação efetiva na simulação atingiu 45 %.

Na leitura da referência (ROLL, 1995) foi descoberta deficiência neste procedimento. Ocorre que este algoritmo não leva em conta a deformação dos elementos, aplicando a pressão sempre como se o tubo não estivesse se deformando. Isto leva a erros no computo geral de todas as grandezas envolvidas. A solução indicada para este problema por este autor (ROLL, 1995) é substituir o algoritmo *load mask* pelo algoritmo *mass flow*, onde a pressão é recalculada a cada iteração e a geometria deformada dos elementos é levada em conta. Este novo procedimento foi desenvolvido e será descrito em detalhe no item 4.1.2.

TUBE HYDROFORMING - DE=28.0, T=1.5MM,
Time = 0 #nodes=1632, #elem=1525

Figura 4.1: Modelo em Elementos Finitos da Conformação Hidrostática de tubos de aço Inoxidável 316-L

Figura 4.2: Seqüência de deformação para o procedimento 1 “load mask”

Figura 4.3: Distribuição de Espessuras para a pressão máx. (62.4 MPa).

Figura 4.4: Distribuição da deformação plástica efetiva para a pressão máxima (62,4 MPa).

Figura 4.5: Valor de R_2 utilizado na fórmula 4 a no cálculo do diâmetro d_c do punção interno da ferramenta 1

Figura 7.6: Curva da Pressão Aplicada.

4.1.2 Procedimento 2 - Simulação da CHT com Algoritmo *mass flow*.

Como anteriormente mencionado, a referência (ROLL, 1995) descreve limitações ao aplicar-se pressão ao tubo diretamente nas faces dos elementos finitos. A alternativa é utilizar-se de um fluxo de massa sendo introduzido em um volume de controle.

Um volume de controle é construído a partir de uma superfície fechada e pode ser constituído de elementos de casca ou de membrana. Este volume fechado é inflado mediante um fluxo de massa e assim a estrutura, aqui o tubo, é forçada a expandir-se.

Consideremos então o tubo modelado com elementos de casca que definem o volume de controle o qual é sujeito a um fluxo de massa.

Num determinado instante t , a massa contida por este volume de controle pode ser calculada assim (HALLQUIST 2003):

$$M(t) = M(0) + \int_0^t \dot{M}_{in} dt - \int_0^t \dot{M}_{out} dt \quad (4.1)$$

$M(0)$ é a massa inicial de fluido contida pelo tubo e $\dot{M}$ é o fluxo de massa por unidade de tempo entrando ou saindo do volume fechado. O volume fechado de líquido incompressível num determinado instante pode ser então calculado como:

$$V_0[t] = \frac{M(t)}{\rho_0} \quad (4.2)$$

ρ_0 é a densidade do líquido incompressível. O volume do fluido no estado comprimido é calculado como:

$$V[t] = \frac{M(t)}{\rho} \quad (4.3)$$

A pressão gerada pelo fluxo de massa e o volume instantâneo é calculado como:

$$P(t) = K(t) \ln \left(\frac{V_0(t)}{V(t)} \right) \quad (4.4)$$

Onde $K(t)$ é o módulo volumétrico. A pressão é uniformemente aplicada na superfície do volume de controle (HALLQUIST 2003).

Nas simulações da CHT é preferível simular o processo com um volume de controle ao invés de utilizar-se uma curva linear de pressão pelos motivos descritos no item 4.1 (ROLL, 1995) deste capítulo. Mas há também outra explicação. Para isto, é necessário fazer-se uma comparação da conformação hidrostática a um ensaio de tração. Se o comportamento do material é para ser descrito de modo apropriado, o ensaio deve ser controlado por deslocamento e a força deve ser medida ou consequência tal e qual no ensaio de tração. Isto é só é obtido com o procedimento descrito, com a pressão sendo o dado obtido e não o dado de entrada na simulação.

Está nova simulação foi realizada para a ferramenta 2 – versão 1 e para a mesma calculou-se o fluxo de massa $\dot{m}$.

Para o raio R_2 de 21,19 mm determinado através do procedimento 1 de aplicação da pressão (*load mask*) determinou-se o diâmetro do punção interno 42.5 mm (ver método 1

de projeto da ferramenta 2 versão 1 no capítulo 5) e para uma velocidade da prensa de 6,24 mm/s calculou-se $\dot{m} = 1.77E - 04 \text{ ton/s}$, já considerando que foi modelado apenas 1/8 do modelo.

A simulação foi assim refeita e nas figuras 4.9 e 4.10 estão mostrados as distribuições de deformação plástica efetiva e a distribuição de espessuras e nas figuras 4.11 e 4.12 está mostrado o perfil do bojo, comparado ao perfil experimental e a curva de pressão versus o raio externo do tubo simulado e experimental. Este resultado será discutido a frente quando da apresentação dos resultados experimentais.

Figura 4.7: Modelo para simulação conforme procedimento 2.

Figura 4.8: Distribuição de deformações no ciclo.

Figura 4.9: Distribuição de Espessuras

Figura 4.10: Comparação do perfil do bulbo simulado e experimental.

Figura 4.11: Pressão versus raio máximo externo experimental e simulado.

4.1.3 Comentários aos Procedimentos de Simulação 2 da CHT por Pressão.

O procedimento 2 deverá ser revisto devido à correspondência com o Suporte do Software LS-DYNA. Após a simulação com o procedimento 2 e a leitura cuidadosa da referência (HALLQUIST 2003) por ocasião da análise dos resultados, surgiram as seguintes questões:

- O volume de controle deveria ou não ser um volume fechado?
- Pode-se modelar apenas 1/8 do modelo e aplicar 1/8 do fluxo de massa?

Ao ser consultado, o suporte do LS-DYNA confirmou (ver Apêndice C)lume de controle deve ser fechado e a modelagem de apenas 1/8 do modelo produz resultados não confiáveis e orientou que no mínimo 1/2 do modelo deve ser modelado, sendo nesta situação, o volume do tubo fechado automaticamente pelo algoritmo *mass flow* tanto no plano de simetria quanto nas extremidades do tubo. No pós-processador do LS_DYNA a checagem dos volumes inicial, final e intermediário podem ser conferidos e verificados. Assim sendo esta simulação deverá ser refeita para um modelo completo ou que contenha pelo menos $\frac{1}{2}$ do tubo considerando um plano de simetria que passe pela linha simetria e estes resultados conferidos. Como isto foi descoberto após a realização destas simulações e da construção ferramenta 2 e da ferramenta 1 versão 1 projetada como descrito no capítulo 5, estes resultados não foram revisados. A revisão ocorreu quando foi desenvolvido o método 2 de projeto da ferramenta 1 que gerou a versão 2 da mesma como descrito no item 5.4 do capítulo 5.

4.1.4 Simulação da Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial.

Na figura 4.12 estão mostrados os três modelos desenvolvidos. Neles já se aplicou o procedimento 2 denominado *mass flow* descrito no item 4.2. Três modelos foram desenvolvidos com diferentes “janelas” livres a serem expandidas. Procurou-se assim avaliar a influência do comprimento da janela na formação das rugas e no colapso do tubo devido a estas rugas. Neste modelo aplicou-se o mesmo fluxo de massa descrito na simulação do item 4.2, majorado para metade do modelo. Simulou-se ainda o movimento da matriz superior tal e qual o comportamento da ferramenta 1 a ser descrito no capítulo 5 e o que está ilustrado pela figura 4.13. A matriz inferior for mantida estacionária.

Figura 4.12: Modelo de Simulação de Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial

Na ocasião em que estas simulações foram executadas, utilizou-se propriedades obtidas de chapas e foi executado novamente assim que as propriedades mecânicas do aço 316 L foram determinadas para a condição de tubo, através do *Hoop Ring Test* com descrito no item 3. Estas simulações foram novamente executadas quando do desenvolvimento do método 2 de projeto da ferramenta 2. Estes resultados foram aqui incluídos a fim de facilitar a compreensão do método de simulação desenvolvido.

Figura 4.13: Modelo deformado para Simulação de Expansão Hidrostática por Pressão e Carga Axial

4.1.5 Simulação da Conformação Hidrostática de Peça em Matriz

4.1.5.1 Concepção da peça para conformação hidrostática em matriz

Devido ao estudo analítico do item 2 e com o objetivo de aplicar-se a modelagem via Elementos Finitos em uma peça real, decidiu-se utilizar a simulação via MEF para se projetar uma peça de secção quadrada, a ser obtida de um tubo redondo onde ocorram distintamente os estágios de deformação livre e calibração. Assim com base nos experimentos iniciais ,realizados com as ferramentas 1 e 2, foi estabelecido que a peça deveria conter uma região central de secção quadrada de 32 mm de aresta a ser obtida a partir do tubo de diâmetro externo de 28 mm. Na Figura 4.14, está mostrado a peça concebida a partir destas diretrizes. Como descrito teoricamente, a deformação desta peça ocorrerá em dois estágios, primeiro o tubo deforma-se livremente e após ocorre o contato com a ferramenta e ocorre assim a calibração.

4.1.5.2 Simulação da conformação hidrostática em matriz.

Na figura 4.15 está mostrado o modelo desenvolvido e na figura 4.16 a evolução da deformação para a conformação hidrostática da peça concebida. Como as propriedades do material do tubo ainda não haviam sido obtidas, os resultados mostrados foram obtidos para propriedades obtidas a partir de chapas.

Figura 4.14: Peça para conformação em matriz.

Figura 4.15: Ferramentas e blank para simulação conformação hidrostática em matriz.

Figura 4.16: Simulação via MEF da conformação hidrostática de tubo em matriz.

4.2 Simulações com as Propriedades Obtidas a Partir do Tubo.

Estas simulações foram realizadas como parte do método de projeto 2 da ferramenta 2 que resultou na versão 2 da mesma. Assim um novo modelo MEF foi desenvolvido devido a este método de projeto 2 ter incorporado alterações decorrentes do insucesso da expansão livre por pressão e carga axial da versão 1 da ferramenta 1 desenvolvida pelo método de projeto 1 descrito no Capítulo 5.

4.2.1 O Novo Modelo MEF para a Versão 2 da Ferramenta 1 e Novo CP.

Para a versão 2 da ferramenta 1 (figura 5.11) e para a geometria do novo *blank* (figura 5.12 – capítulo 5), novo modelo de elementos finitos foi desenvolvido(figura 4.17).

As simulações foram realizadas através do algoritmo *mass flow* (HALLQUIST 2003), o procedimento 2 descrito no item 4.1.2..

Assim utilizando-se o carregamento linear $F/p=346,36$, resultante da equação 5.1 para o diâmetro do cilindro interno igual a 35 mm (ver item 5.4), um novo modelo via elementos finitos foi desenvolvido e novas simulações executadas. Tal como definido no experimento delineado no item 6.3.2 a simulação foi interrompida em 3 diferentes níveis de deformação plástica, tal e qual o experimento realizado com a ferramenta na prensa. Para cada uma destas situações, os resultados experimentais e simulados foram comparados quanto ao diâmetro do bulbo, espessura da parede e comprimento do tubo.

Nas figuras 4.17, 4.18, 4.19 e 4.20 estão mostrados o modelo desenvolvido, a curva de pressão, a curva da força para metade do modelo e a curva $F/p=346,36$ respectivamente.

Devemos lembrar ainda que dois conjuntos de simulações foram realizados, um para cada tipo de carregamento. Num primeiro conjunto, aplicou-se apenas a pressão e no segundo conjunto aplicou-se simultaneamente pressão e carga axial tal qual possibilita a ferramenta 1.

Quanto à modelagem do material, uma vez que no capítulo 3 foram determinados os parâmetros n e K , o valor do coeficiente de anisotropia a partir do tubo, foi utilizado o modelo do LS-DYNA (HALLQUIST 2003) denominado *MAT_3-PARAMETER_BARLAT o qual permite a inclusão da anisotropia. Detalhes deste modelo e da sua utilização em conformações hidrostáticas podem ser obtidos nas referências (ABRANTES, 2003) e (ABRANTES et al., 2004). As matrizes foram modeladas como corpos rígidos e os contatos, entre o tubo e as matrizes, utilizaram o modelo de Coulomb. O coeficiente de atrito adotado foi de **0,05**. Este valor de atrito baseou-se na referência (ABRANTES, 2003).

Figura 4.17: Modelo desenvolvido conforme ferramenta 1 - versão 2.

Figura 4.18: Curva da pressão e da força axial

Figura 4.19: Curva da força axial aplicada

4.2.2 Resultados das Simulações da CHT Somente a Pressão

Na figura 4.21 podemos visualizar a evolução da expansão do tubo somente por pressão. Cabe observar nesta figura que a curvatura assumida pela zona em deformação assume um valor $\rho < \infty$, ou seja, para expansão somente por pressão esta parece ser a hipótese que melhor se adequa a região de deformação, como descrito no capítulo 2.

Figura 4.20: Curva Força x pressão $F/p=346.6$ (1)

(1) Como foi modelado apenas metade do tubo, apenas metade da força foi aplicada.

Na figura 4.22 podemos visualizar a distribuição de espessuras assumida pelo tubo para uma pressão de 63 MPa. Já na tabela 4.2 encontra-se as dimensões geométricas assumidas pelo tubo em função da pressão. Os valores desta tabela serão utilizados na comparação com os valores experimentais descritos no capítulo 7.

Tabela 4.2 – Dimensões das peças conforme a pressão aplicada.

P	CP equivalente	L_0	D_0	T	ε_1	ε_2	ε_3
50	P3	159,07	28,88	1,47	0,0326	-0,0121	-0,0205
57	P4	157,68	30,24	1,42	0,0809	-0,0275	-0,0534
60	P5	157,00	31,10	1,40	0,108	-0,0348	-0,0732
$P_{Ruptura}$	P1/P2	154,95(P=63,18)	35,77	1,26	0,238	-0,0597	-0,1783

Na figura 4.23 podemos visualizar a evolução da expansão do tubo por pressão e carga axial simultâneas. Cabe observar nesta figura que a curvatura assumida pela zona em deformação assume um valor $\rho = \infty$, ou seja, para expansão por pressão e carga axial esta parece ser a hipótese que melhor se adequa a região de deformação, como descrito no capítulo 2.

Figura 4.21: Evolução da expansão hidrostática do tubo apenas por pressão

Figura 4.22: Distribuição de espessuras para a pressão $P= 63$ MPa.

4.2.3 Resultados das Simulações da CHT a Pressão e Carga axial Simultâneas.

Na figura 4.24 podemos visualizar a distribuição de espessuras assumida pelo tubo para uma pressão de 63 MPa. Já na tabela 4.3 encontra-se as dimensões geométricas assumidas pelo tubo em função da pressão e da carga axial. Os valores desta tabela serão utilizados na comparação com os valores experimentais descritos no capítulo 7.

Tabela 4.3 – Dimensões das peças conforme a pressão aplicada.

P	CP equivalente	L_0	D_0	T	ε_1	ε_2	ε_3
50	PA3	153,71	29,96	1,48	0,0717	-0,0584	-0,0133
57	PA4	150,61	31,34	1,46	0,1200	-0,0938	-0,0262
60	PA5	148,80	32,22	1,45	0,1500	-0,1140	-0,0360
$P_{Ruptura}$	P2	142,80	39,18	1,29	0,3510	-0,2010	-0,1500

Figura 4.23: Evolução da expansão hidrostática do tubo por pressão e carga axial

Figura 4.24: Distribuição de espessuras para a pressão $P = 63$ MPa.

5 Projeto e Construção de Ferramentais para a CHT.

Neste capítulo será descrito o projeto e a construção de dois tipos de ferramentas:

- Ferramenta 1 – Esta ferramenta foi desenvolvida para a expansão livre de tubos somente por pressão e também por pressão e carga axial simultâneas. A fonte de pressão é interna e no seu projeto estabelece-se, através da geometria, um caminho de carregamento linear. Duas versões desta ferramenta foram desenvolvidas por dois métodos de projeto diferentes, sendo o método de projeto 2 uma evolução do método de projeto 1, dado que a versão 1 da ferramenta 2 desenvolvida conforme o método 1 falhou na expansão livre de peças para pressão e carga axial.
- Ferramenta 2 – Esta ferramenta foi desenvolvida apenas para a expansão livre de tubos por pressão e utiliza uma fonte externa de pressão.

5.1 Ferramenta 1 - Método de Projeto 1

No projeto da ferramenta 1, versão 1 utilizou-se método de projeto descrito na figura 5.1. Este método 1 de projeto baseou-se em procedimento descrito em (LIANFA; CHENG, 2006), onde os autores relatam sucesso na expansão hidrostática de tubos em uma matriz aberta tal e qual a variante escolhida para estudo neste trabalho. Ao procedimento de (LIANFA; CHENG, 2006) adicionou-se o auxílio das simulações pelo método de elementos finitos descritas no item 4 resultando no método 1 de projeto ilustrado na figura 5.1.

Em tal procedimento, com uma única ferramenta, os dois processos de expansão hidrostática de tubos são possíveis de serem executados:

- Expansão hidrostática, apenas por pressão interna, de tubos com extremidades livres.
- Expansão hidrostática por pressão interna e carga axial, de tubos com extremidades livres.

Figura 5.1: Método 1 de projeto da ferramenta 1.

Tal procedimento foi selecionado devido as seguintes vantagens:

- Ferramenta de baixo custo com fonte interna de pressão eliminando o alto custo de sistema hidráulico e do sistema de controle.
- Conformação em prensa 30 toneladas (300KN), existente no PMR-EPUSP.
- Executa expansão hidrostática de tubos com fonte interna de pressão;
- É orientado a prática, simplicidade, baixo custo e facilidade de operação;
- Permitir, com a montagem/desmontagem de itens simples, executarem-se as duas diferentes expansões descritas acima;

Na figura 5.2 esta mostrada esquematicamente a ferramenta 1, versão 1 desenvolvida por este método de projeto 1.

N	Q	PART NO.	MATERIAL	DESCRIPTION
1	1	3 689 00 01	VC 131 Ø 110 X 90	PINÇA INFERIOR
2	2	3 689 00 02	1045 Ø 25,4 X 25	CALÇO
3	2	3 689 00 03	PLASTIPRENE Ø 25 X 15	EXPANSOR FIXADOR
4	1	3 689 00 04	VC 131 Ø 110 X 60	PINÇA SUPERIOR
5	1	3 689 00 05	VC 131 Ø 110 X 90	BASE SUPERIOR C/CASA DA PORCA
6	1	3 689 00 06	INOX 416 - Ø 28 X 1,5 X 250	TUBO À SER EXPANDIDO
7	1	3 689 00 07	4340 Ø 25,4 X 100	PARAFUSO VAZADO INFERIOR
8	2	3 689 00 08	PORCA M 14 DE AÇO	PORCA M 14
9	2	3 689 00 09	1045 Ø 26 X 3	ARRUELA AÇO
10	2	3 689 00 10	1045 Ø 36 X 5	ARRUELA VEDADORA
11	1	3 689 00 11	4340 Ø 25 X 65	PARAFUSO VAZADO SUPERIOR
12	1	3 689 00 12	VC 131 Ø 70 X 80	EMBOLO SEM CAVIDADE
13	2	3 689 00 13	GAXETA PERFIL RUA 2 Nº 73883	GAXETA PARA EMBOLO
14	1	3 689 00 17	TUBO Ø INT. 100 X 170 X 400	CAMISA EXTERNA
15	1	3 689 00 18	1045 Ø 190 X 100	BASE INFERIOR
16	1	3 689 00 19	PLASTIPRENE Ø 110 X 60	ANEL VEDADOR
17	1	3 689 00 20	NYLON Ø 40 X 20	COBERTURA DA PORCA
18	1	3 689 00 21	MANOMETRO 700 bar COM MEMORIA	MANOMETRO ALTA PRESSÃO
19	1	3 689 00 22	VALVULA ENERPAC V 152	VALVULA
20	1	3 689 00 23	Ò´ring Ø 3,53 x Ø int. 56,7	Ò´ring
21	1	3 689 00 24	O´RING Ø INT. 98 X Ø BORR. 3,53	O´RING
22	4	3 689 00 25	ANEL O´RING 63127 OU 63380	ANEL O´RING
23	1	3 689 00 26	1020 Ø 110 X Ø 90 X 120	ANEL LIMITADOR
24	4	3 689 00 29	PARAFUSO ALLEN M 16 X 40	PARAFUSO ALLEN
25	6	3 689 00 28	PARAFUSO ALLEN M 12 X 110	PARAFUSO ALLEN
26	6	3 689 00 27	PARAFUSO ALLEN M 12 X 50	PARAFUSO ALLEN

Figura 5.2: Ferramenta para CHT só por pressão e por pressão e carga axial.

A montagem mostrada na figura 5.2 permite apenas a aplicação de pressão ao tubo. Ao remover-se o anel espaçador mostrado, pressão e carga axial são aplicadas simultaneamente. O princípio de funcionamento para esta situação será explicado em detalhe abaixo. Esta ferramenta 1 pode ser montada na prensa hidráulica comum tipo mostrado na figura 5.3 e existente na Escola Politécnica da USP.

O princípio de funcionamento e as equações que orientam a construção desta ferramenta 1 baseiam-se na figura 5.4 na qual estão mostrados os diagramas de corpo livre do tubo e da matriz e ainda um esquema dos vários componentes da ferramenta.

Figura 5.3: Prensa Hidráulica de 300 KN (30 ton.) do PMR-EPUSP.

Da figura 5.4 (b), quando o punção interno avança devido à ação da força do cabeçote da prensa, o fluido dentro da câmara é pressurizado e atua no tubo internamente, expandindo-o. A pressão interna aumenta até atingir um valor pré-ajustado pela válvula de controle de pressão. Ao mesmo tempo, a pressão atua sobre a superfície S_{PE} do punção externo, ao qual está montada a matriz superior, que por sua vez contem a extremidade superior do tubo em conformação, aplicando assim a carga axial ao tubo já que a matriz inferior esta fixa a mesa da prensa.

O tubo recebe assim a carga axial compressiva diretamente do punção externo e esta aumenta com o aumento da pressão do fluido dentro do sistema. O trecho do tubo sem suporte radial no centro, entre as duas matrizes, expande-se sob pressão interna e carga axial. Se introduzir-se um cilindro entre as duas matrizes, este suporta a carga axial e assim o tubo é submetido apenas à pressão.

Figura 5.4: Esquema de ferramenta para expansão livre de tubos por pressão e carga axial

Para o caso de carregamento de pressão e carga axial, assumindo que não haja deslizamento entre o tubo e as matrizes, então a relação entre a força axial F e a pressão interna p pode ser determinada e deve ser escolhida a fim de produzir uma peça boa. Para equacionar esta relação, estabelecemos o equilíbrio instantâneo de forças na direção vertical para o punção externo Figura 5.4 b.

Assim procedendo obtemos:

$$\frac{F}{p} = \pi \frac{(d_c^2 - d_0^2)}{4} \quad (p \leq p_{\max}) \quad (5.1)$$

Onde d_c é o diâmetro externo do punção interno ou o diâmetro interno do punção externo, o que define a magnitude da superfície S_{PE} . d_0 é o diâmetro interno do tubo e $p_{\max}$ é a pressão máxima ajustada pela válvula de controle de pressão. Obviamente, a razão de F/p é uma constante determinada por d_c e determina assim um caminho de carregamento linear. Pela variação do diâmetro d_c várias curvas de carregamentos lineares podem ser obtidas.

A relação entre a força aplicada pela prensa P , a carga axial F aplicada no tubo e a pressão interna p é dada por (do diagrama de corpo livre do punção interno):

$$P = F + \frac{p\pi d_0^2}{4} \quad (5.2)$$

Se o encruamento e a anisotropia plástica do material são desprezados, com o auxílio da figura 5.4, a partir do equilíbrio de forças instantâneo no sentido axial do tubo obtém-se:

$$F = \frac{\pi p R_2^2 (R_1 - 2\alpha R_1 + \alpha R_2)}{R_1 + \alpha R_2} \quad (5.3)$$

Onde α é a razão entre as tensões longitudinal e circunferencial (equação 2.16).

Obs.: A fórmula 5.3 é idêntica à fórmula 2.23 (ASNAFI 1999), o que é pode ser facilmente demonstrado através de manipulação algébrica.

Utilizando a equação 5.2, a equação acima pode ser manipulada para dar (LIANFA; CHENG, 2006):

$$d_c = 2R_2 \sqrt{\frac{R_1 - 2\alpha R_1 + \alpha R_2}{R_1 + \alpha R_2} + \left(\frac{d_0}{2R_2}\right)^2} \quad (5.4)$$

Assumindo que o volume do material do tubo permanece constante durante o processo e que o perfil assumido pelo tubo ao deformar-se é um arco cujo centro ocorre sobre o eixo do tubo (ver figura 5.4(a)), então $R_2 - R_1 \approx t$ e a equação 5.4 pode ser simplificada para:

$$d_c \approx 2R_2 \sqrt{\frac{R_2(1-\alpha) - t(1-2\alpha)}{R_2(1+\alpha) - t} + \left(\frac{d_0}{2R_2}\right)^2} \quad (5.4a)$$

Observação importante: As formulas 5.4 e 5.4a, na referência (LIANFA; CHENG, 2006) estão erradas. Estes autores admitiram o erro em E-mail, porém este E-mail não foi incluído no presente trabalho, pois a nova fórmula enviada por estes autores ainda continha erro.

A referência (LIANFA; CHENG, 2006) sugere α entre 0 e 0,3 como sendo adequado para o CHT à pressão e carga axial simultâneas e assim, na prática a equação 5.4a pode ser usada para determinar o diâmetro interno do cilindro. Assim procedendo determinou-se d_c e assim pode-se construir a ferramenta mostrada na figura 6.4.

De acordo com o método de projeto 1 da figura 5.1, substituindo na fórmula 5.4a o valor de R_2 , obtido na simulação descrita no item 4.1.1, os valores de t e d_0 a tabela 3.1 e assumindo $\alpha=0.2$ o diâmetro do punção interno será $d_c=42.8 \text{ mm}$. Com este diâmetro, foi construída a ferramenta 1 versão 1 e produzidas as amostras mostradas no capítulo 6.

Figura 5.5: Ferramenta 1 para a expansão hidrostática de tubos.

5.2 Ferramenta 2 com Fonte Externa de Pressão.

Na figura 5.6 está mostrada a ferramenta 2 a qual permite expandir o tubo, porém necessita de uma fonte externa de pressurização. Esta ferramenta foi construída pela Escola Central de Lille dentro do Convenio CAPES/COFECUB no. 530/06. O projeto da mesma obedeceu a equações que descritas também por (LIANFA; CHENG, 2006).

Na figura 5.7(a) e 5.7 (b) está mostrado o ferramental 2 já montado em prensa nas dependências da Unicamp. Foram utilizadas as instalações do Laboratório de Conformação Mecânica da Unicamp, pois o mesmo dispõe da fonte externa de pressão e de cilindro amplificador de pressão para até 100 MPa necessário a este experimento.

Nesta ferramenta, adicionou-se um sistema de aquisição de dados para a medição da pressão e do raio externo do tubo (figura 5.7 (b)). O objetivo do registro destas duas grandezas foi comparar com aquelas obtidas das simulações.

Figura 5.6: Ferramenta 2 para expansão hidrostática apenas por pressão

Figura 5.7: Ferramenta 2 para expansão de tubos

5.3 Os Corpos de Prova para a Ferramenta 1 – Versão 1 e Ferramenta 2.

Como descrito anteriormente, tubos extrudados do aço Inoxidável AISI 316 L foram selecionados para serem conformados hidrostáticamente.

Na tabela 4.1 estão mostradas as dimensões do tubo e as dimensões utilizadas nos experimentos realizados com estas duas ferramentas. Os tubos foram obtidos junto à empresa Sandvick em barras de 6 metros. As amostras foram cortadas e rebarbadas com comprimento padrão de 250 mm como mostrado na figura 5.8.

Figura 5.8: Corte e preparação dos corpos de prova tubulares

5.4 Ferramenta 1 – Método de Projeto 2.

Como veremos no capítulo 6 a ferramenta 1 – versão 1 com o punção interno com 42.8 mm, falhou na obtenção de peças devido à carga axial excessiva, janela de expansão do tubo excessiva e propriedades mecânicas do material inadequadas. Então o método de projeto 2 foi desenvolvido e utilizado.

No projeto da versão 2 da ferramenta 1 utilizou-se o método descrito na figura 5.9.

Neste novo método de projeto as seguintes implementações foram inseridas

- Aplicação dos conceitos de região de trabalho e curva de carregamento, desenvolvidos no capítulo 2;
- Modificações geométricas nos CPs de maneira a diminuir a janela de deformação e assim evitar a flambagem;

Figura 5.9: Método 2 de projeto da ferramenta 1.

Além das implementações introduzidas, outras ações foram tomadas:

- Definição de experimento para avaliar os limites do colapso por flambagem descrito e sugerido na referência;
- Definição de experimento para determinar-se o diagrama FLD;
- Simulação com as mesmas condições do experimento e comparação dos resultados.
- Caracterização do material do tubo mediante ensaios de tração.

O novo método projeto baseou-se no desenvolvimento analítico de (ASNAFI, 1999) desenvolvido no capítulo 2, equações 2.57 e 2.62 utilizadas para encontrarmos a região de trabalho e os caminhos de carregamento para processos em que se deseja aplicar pressão e carga axiais simultâneas aliadas as equações e procedimento descritos em (LIANFA; CHENG, 2006).

Como a ferramenta do ciclo 1 foi desenvolvida baseada nas equações 5.1 a 5.4a e que na verdade, tais equações são idênticas às equações 2.22 e 2.23, procurou-se aliar no novo método de projeto, o procedimento da referência (LIANFA; CHENG, 2006) e os conceitos de região de trabalho e caminhos de carregamento desenvolvidos no capítulo 2 de (ASNAFI, 1999).

Figura 5.10: Carregamentos proporcionais (eq. 5.1) sobrepostos a curvas de carregamento analítico para a expansão livre (eq. 2.57 e 2.62)

Com a equação 5.1, variando o diâmetro d_c podemos obter diversos caminhos de carregamento lineares e tais caminhos podem ser sobrepostos às curvas decorrentes das equações 2.57 e 2.62 em que a região de trabalho e os caminhos de carregamento possíveis foram determinados para o tubo aqui em estudo.

Na figura 5.10 estão mostrados alguns dos carregamentos proporcionais sobrepostos às curvas analíticas obtidas no capítulo 2. Podemos escolher uma das curvas ou um dos diâmetros d_c e assim definir e construir o punção interno. Assim sendo, a curva para o diâmetro d_c de 35 mm foi selecionada e novos punções internos e externos construídos. Assim, pela fórmula 5.1 temos, substituindo $d_c=35$ mm obtemos $F/p=346,36$. Apesar desta curva de carregamento proporcional estar abaixo da linha de selagem, eventual vazamento devido à auto-deslocamento (ou a auto-alimentação) do tubo pode ser evitada devido ao projeto do sistema de vedação nas extremidades do tubo.

Ainda nesta versão 2 ferramenta 1, algumas melhorias em relação à versão 1 foram introduzidas:

- Sistema de montagem da vedação nas extremidades do tubo modificadas a fim de facilitar a montagem inicial e desmontagem do tubo ao final da expansão.
- Usinagem de janela no vaso de contenção permitindo a visualização da expansão hidrostática.

- Montagem de sensores de pressão, força e deslocamento para registro destas grandezas e permitir comparações com os resultados obtidos via simulação.

Na figura 5.11 está mostrada a versão 2 da ferramenta 1, a qual permite a expansão de tubos por somente pressão ou por pressão e carga axial simultâneas.

Figura 5.11: Ferramenta 1 – versão 2.

Finalmente, para fins de comparação entre os dois métodos de projeto, pelo método 1 de projeto se interrompermos a simulação para esta deformação efetiva $e=23.9\%$ (valor experimental da deformação real do tubo reportado em 6.1.2), medimos o raio $R2=16,5\text{ mm}$ e pela formula 5.4a, chegamos a um valor $d_c=38,5\text{ mm}$.

Apesar deste valor também poder ser assumido, optou-se pelo valor $d_c=35\text{ mm}$ para a construção da versão 2 da ferramenta 1.

5.5 O Corpo de Prova para a Ferramenta 1 – Versão 2.

Após os ensaios com a ferramenta 1 versão 1 constatou-se que o corpo de prova com comprimento L_0 de 250 mm (tabela 4.1) e com janela de deformação I_f de 150 mm apresentou falha por flambagem global (figura 6.1b) para $d_c=42,8\text{ mm}$. Assim, além de reprojetar a ferramenta 1, como descrito no item 5.3, uma verificação dos limites da janela de deformação do tubo deve ser realizada. Baseado no critério descrito na referência (ASNAFI, 1999) e reproduzido na figura 2.18, uma nova geometria para o CP foi estabelecida.

Baseando-se na figura 2.18, a relação do diâmetro externo do tubo e sua espessura (d_o/t_o) é igual a 18,67 e portanto a janela de deformação do tubo pode ser maior que o dobro do diâmetro externo do tubo, ou seja, maior que 56 mm. Assim uma janela de 90 mm foi

estabelecida inicialmente. Devido ao reprojeito do sistema de vedação nas extremidades do tubo apesar de as matrizes não terem sido modificadas, uma extensão de 35 mm em cada extremidade foi necessária ao invés dos 50 mm anteriormente estabelecidos no 1º ciclo. O corpo de prova foi definido com um comprimento inicial L_0 de 160 mm. Assim os corpos de prova a serem ensaiados foram definidos tal e qual a figura 5.12. Outros corpos de prova foram preparados nesta fase a fim de verificar-se o limite experimental ao colapso a flambagem, como será descrito no item 5.6 onde os experimentos foram delineados. Como veremos corpos prova com janela l_f de 100 mm, 120, 150 e 180 mm foram preparadas e testadas à pressão e carga axial simultâneos e os resultados são reportados.

Figura 5.12: Corpo de prova para os experimentos com a ferramenta 1 – versão 2

5.6 Experimento Delineado para a Ferramenta 1 – Versão 2.

Devido ao prazo para término deste trabalho ser o dia 28/02/2009, os experimentos envolvendo medições da pressão, da força e da expansão do diâmetro externo do tubo via sistema de aquisição de dados para a versão 2 da ferramenta 1 não puderam ser viabilizados no tempo devido. A fim de testar esta ferramenta, foi delineado um experimento para se determinar os limites de conformação (curva CLC ou FLD na língua inglesa) para o tubo em estudo para as duas condições de carregamento pressão e pressão e carga axial simultâneas.

A curva limite de conformação é amplamente utilizada no projeto de peças estampadas e é aplicada na verificação dos defeitos encontrados nestas peças tais como ruptura, enrugamentos, etc. Nela permite-se ainda acompanhar os caminhos de deformação que

variadas regiões podem vir a ser submetidas durante a estampagem. Ela tem sido utilizada amplamente como uma ferramenta de análise de processos de estampagem, seja por meio da experimentação, seja através de simulações via o método dos elementos finitos. Mais detalhes da Curva CLC podem ser obtidos (ABRANTES, 2003). Na curva CLC, as deformações são medidas no plano da chapa nas duas direções principais e registradas num gráfico. Assim, imprimindo círculos tal como descrito no item 5.7 podemos avaliar a evolução da deformação ao longo da conformação e determinar a combinação de deformações na região onde ocorre a ruptura e assim estabelecer o limite de conformação para o estado de tensão e estado de deformação. Se interrompermos o ensaio a diferentes níveis de deformação plástica, podemos determinar a trajetória da deformação (ABRANTES, 2003).

Assim sendo delineou-se experimento com a versão 2 da ferramenta 1 para determinarem-se os limites de conformabilidade para as duas situações de conformação possíveis de se realizar com tal ferramenta, a expansão do tubo somente por pressão e a expansão por pressão e carga axial.

Para tanto, 8 amostras com comprimento total L_0 de 160 mm e consequentemente janela de deformação l_f de 90 mm, foram preparadas conforme o processo de impressão de círculos pelo processo eletroquímico como mostrado na figura 6.8. A seguir cada subconjunto de quatro corpos de prova foram submetidos a quatro diferentes níveis de deformação para cada caso de carregamento, somente pressão ou pressão e carga axial simultâneos. Duas peças foram ensaiadas até a ruptura, e assim além do limite de conformação, o caminho de deformação pode ser determinado para cada carregamento e assim comparado a aquele obtido através de simulação via método dos elementos finitos.

5.7 Medição da Deformação por Malha de Círculos.

Na figura 5.13 (a) esta mostrada a preparação de algumas amostras para a medição da deformação. Tal preparação consistiu na impressão por reação eletroquímica de círculos nas superfícies dos tubos antes da conformação. Após a impressão destes círculos o tubo assumiu o aspecto mostrado na figura 5.13 (b). O objetivo desta técnica é aplicar círculos de diâmetro conhecido antes da deformação do tubo. Ao expandir-se o tubo, os círculos impressos se deformam, podendo-se assim calcular a deformação a que foi sujeito o tubo em cada região. Mais detalhes desta técnica e sua aplicação a peças podem ser obtidas em (ABRANTES, 2003)

Figura 5.13: Impressão de círculos por oxidação eletroquímica dos tubos.

Para cálculo da deformação procede-se da seguinte maneira: na figura 5.14, um círculo da malha impressa foi selecionado e as deformações ϵ_1 e ϵ_2 podem ser determinadas medindo-se os diâmetros antes e depois da conformação ϵ_3 pode assim ser determinado pela hipótese da constância de volume.

Figura 5.14 – Círculo e direções principais das deformações

Assim pode se escrever:

$$e = \frac{(d_{final} - d_{inicial})}{d_{inicial}} \quad (5.5)$$

Onde: $d_{inicial}$ e d_{final} são os diâmetros antes e depois da conformação e e é a deformação de engenharia.

Deve-se a seguir calcular as deformações verdadeiras ε_1 e ε_2 pela fórmula:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (5.6)$$

A seguir da hipótese da constância de volume podemos calcular ε_3 :

$$\varepsilon_3 = -(\varepsilon_1 + \varepsilon_2) \quad (5.7)$$

Desta maneira podemos determinar o estado de deformação para as diversas regiões e compará-las com os valores obtidos numericamente.

6 Resultados Experimentais.

6.1 Resultados para a Ferramenta1 Versão 1 e Ferramenta 2.

Nas figuras 6.1 (a) e 6.1 (b) estão mostradas as peças conformadas com o ferramental 1 – Versão 1. As peças da figura 6.1 (a) foram conformadas mediante apenas a ação de pressão hidráulica. Já as peças da figura 6.1 (b) foram conformadas aplicando-se pressão interna e carga axial. Dado a limitação do no. de amostras existentes, somente estes quatro corpos de prova foram testados com a ferramenta 1 versão 1. As duas peças conformadas aplicando-se apenas pressão foram identificadas como P1 e P2. Já as peças as quais se aplicou pressão e simultaneamente carga axial, foram identificadas como PA1 e PA2.

Com a ferramenta 2 foram realizados dois experimentos: No primeiro experimento, 7 amostras foram expandidas até a ruptura, sendo os dados de pressão e raio externo máximo registrado pelo sistema de aquisição de dados anteriormente descrito no item 5.2. Na figura 6.2 estão mostradas as peças expandidas pela ferramenta 2. Estas peças foram identificadas como DA1 a DA7.

Na figura 6.3 estão mostrados os gráficos das grandezas registradas, pressão versus raio externo do tubo para as amostras DA1 a DA7. A análise destes gráficos será feita nos itens a seguir.

No segundo experimento, uma válvula reguladora de pressão foi regulada para uma pressão máxima de 58 MPa e cinco peças foram expandidas até esta pressão. Estas peças foram identificadas de PR1 a PR5.

O objetivo deste experimento foi submeter todas as peças ao mesmo esforço e produzir peças idênticas ou com a menor variação dimensional. Como se vê nas tabelas de medição do item 6.2, mesmo assim estas peças apresentaram grande dispersão dimensional, o que justifica uma possível dispersão nos resultados.

(a) Por pressão

(b) Por pressão e carga axial

Figura 6.1: Peças conformadas com a ferramenta 1 – versão 1.

Figura 6.2: Peças conformadas com a ferramenta 2.

Figura 6.3: Gráficos com as grandezas registradas nas amostras DA1 DA5 e DA7.

6.1.1 Medição das Peças Expandidas pela Ferramenta 1 – Versão 1.

Na tabela 6.1, estão mostradas as dimensões das peças P1 e P2. Nela vê-se que as duas peças são completamente diferentes e apresentaram uma variação dimensional no comprimento. Além disto, a modo de falha diferiu entre as duas peças. A explicação para estes fatos reside na condição livre das extremidades do tubo, ficando evidente que a condição de fixação das extremidades do tubo a matriz devem ser modificadas, de maneira a garantir repetibilidade na montagem e assim repetibilidade na condição de contato entre o tubo e matriz.

Tabela 6.1 - Dimensões das peças expandidas pela ferramenta 1 por pressão.

Amostra	P1	P2
Comprimento após expansão [mm]	241,0	242,6
Diâmetro em plano a 90° da ruptura [mm]	36,4	35,3

Já as peças PA1 e PA2 não foram medidas, pois apresentaram falhas por flambagem, não chegando a expandirem-se, indicando que a carga axial aplicada foi excessiva para o comprimento do tubo. Isto demonstra que os dados adotados para projeto desta ferramenta devem ser revistos, bem como uma verificação do comprimento da amostra e o comprimento da região livre L_f (ver tabela 4.1) devem ser feitas relativas ao colapso por flambagem.

Assim após este primeiro experimento com a ferramenta 1 versão 1 e da análise das peças produzidas chegou-se as seguintes conclusões:

- Reavaliar e reprojetar as condições das fixações das extremidades do tubo e o procedimento de montagem de maneira a garantir repetibilidade.
- Reavaliar os dados de projeto e reprojetar o diâmetro do punção interno, o qual aplicou carga excessiva, causando o colapso por flambagem da peça.
- Avaliar as peças (suas dimensões) ao colapso por flambagem e alterá-las a fim de suportar a carga axial (reduzir janela de expansão livre, reduzir cota L_f).

O reprojeto desta ferramenta deve ainda levar em conta os resultados do experimento realizado com a ferramenta 2, as deformações suportadas pelo tubo em questão e ainda reavaliar o valor de R_2 com base em todos os resultados experimentais.

6.1.2 Medições das Peças Expandidas pela Ferramenta 2.

Na tabela 6.2 vemos os diâmetros medidos para as 6 peças ensaiadas com a ferramenta 2 no primeiro experimento descrito acima.

Na tabela 6.3, em duas peças DA2 e DA7 o raio externo foi medido em um dos lados em um plano de corte no sentido longitudinal do tubo.

Na tabela 6.4 estão mostradas o diâmetro máximo externo de 5 peças expandidas até uma pressão de 58 MPa.

Tabela 6.2 - Dimensões das peças expandidas pela ferramenta 2 por pressão.

Amostra	DA1	DA2	DA3	DA4	DA5	DA6	DA7
Comprimento após expansão	247,6	246,8	248,0	247,6	247,8	247,8	247,2
Diâmetro em plano 90° da ruptura	35,43	33,04	32,96	33,62	35,89	36,29	32,77

Tabela 6.3: Perfil longitudinal das peças DA2 e DA5.

Amostra DA2		Amostra DA5	
Coordenada z no sentido do comprimento do tubo [mm]	Raio [mm]	Coordenada z no sentido do comprimento do tubo [mm]	Raio [mm]
60	14,000	60	14,000
61	14,113	61	14,075
65	14,655	65	14,582
70	15,273	70	15,179
75	15,660	75	15,548
80	15,898	80	15,792
85	16,061	85	15,957
90	16,192	90	16,087
93	16,281	93	16,233
96	16,333	96	16,277
98	16,364	98	16,309
104	16,456	104	16,366
107	16,534	107	16,387
111	16,569	111	16,397
115	16,602	115	16,413
120	16,624	120	16,430

Tabela 6.4 - Dimensões de peças expandidas: ferramenta 2 até pressão de 58 MPa.

Amostra	PR1	PR2	PR3	PR4	PR5	Média
Comprimento na expansão [mm]	247,6	248,2	248,3	247,9	248,0	247,8
Diâmetro máximo [mm]	36,2	35,4	32,7	33,3	34,3	34,4

Da análise das tabelas referentes à ferramenta 2 vemos que todas as peças assumiram dimensões diferentes, apesar de o procedimento de montagem e a condição de fixação da extremidade ser a mesma. Esta diferença observada entre as peças se deve a heterogeneidade das amostras, uma vez que estas foram escolhidas aleatoriamente entre 100 diferentes amostras, cortadas a partir de 4 barras (com comprimento de 6 metros) recebidas do fabricante Sandvick. Corroborando com estes resultados, o gráfico mostrado na figura 6.3 mostra que o histórico de pressão versus expansão do raio do externo do tubo confirma esta heterogeneidade. A peça DA1 falhou para um diâmetro máximo de 17,5 mm enquanto a peça DA2 falhou com um diâmetro máximo de 18,5 mm.

Finalmente outro importante fator cabe registro da análise da figura 6.3. O diâmetro máximo experimental e a deformação máxima calculada na direção circunferencial na ruptura obtidos foram menores que o obtido na simulação e utilizado como critério de falha na análise por elementos finitos (método de projeto 1), para obtenção das grandezas utilizadas no dimensionamento da ferramenta 1 versão 1. Alteração do valor do Alongamento máximo, o critério de falha, baseado nestes valores experimentais deve ser implementado e utilizado no reprojeto da ferramenta 1, ou seja, um reprojeto da ferramenta 1 deve ser empreendido com base nas deformações máximas obtidas nos diâmetros expandidos experimentais obtidos pela ferramenta 2. As deformações equivalentes limites menores nos experimentos na direção circunferencial quando comparada ao alongamento máximo obtido no site matweb.com bem como no Certificado de Qualidade do fornecedor de tubos (Sandvik) pode indicar uma elevada anisotropia no material 316 L, após ser submetido ao processo de extrusão. Esta anisotropia foi então investigada no Ensaio Hoop Ring Test descrito no item 3 e se mostrou real e foi considerada nas simulações quando do reprojeto da ferramenta 1 através do método de projeto 2 desenvolvido a partir destes resultados.

Finalmente, a fim de comparar os resultados experimentais e simulado para a ferramenta 2, uma comparação das curvas pressão versus raio externo do tubo experimental e simulada foi realizada e está mostrada na figura 6.4.

Figura 6.4: Comparação das curvas experimental e simulada da pressão versus raio externo.

A figura 6.4 mostra claramente que apesar da pressão final atingida pela simulação e pelas peças conformadas pela ferramenta 2 serem próximas, a trajetória difere indicando que os valores de n e K obtidos para a chapa devem ser substituídos por valores obtidos a partir do material do tubo. Assim deve ser feito a fim de que estas propriedades representem o resultado do histórico de deformação do tubo devido a ele ter sido produzido pelo processo de extrusão. A caracterização real do material do tubo foi realizada e mostrada no item 3.

Ainda da tabela 6.2 vemos que os corpos de prova 1 e 5 apresentaram diâmetro final máximo respectivamente de 35.43 e 35.89 mm, já removidas as deformações elásticas. A partir destes valores podemos calcular a deformação de engenharia fazendo (ABRANTES, 2003):

$$e = (D_m - D_0) / D_0 \quad (6.1)$$

Assim procedendo obtemos $e_1=25,7\%$ e $e_5=28,2\%$. A partir das deformações de engenharia, pode-se calcular as deformações verdadeiras pela fórmula:

$$\varepsilon = \ln(1 + e) \quad (6.2)$$

o que fornece respectivamente $\varepsilon_{DA1}=22,9\%$ e $\varepsilon_{DA5}=24,8\%$ o que fornece o valor médio de aproximadamente $\varepsilon_{\text{médio}}=23,9\%$.

Obtidos novos n , K para o material do tubo, descrito no item 3 e assim realizando as novas simulações com estes valores, o valor médio entre estas duas deformações poderá ser utilizado para interrupção da simulação, onde as dimensões de R_2 deverão ser medidas e utilizadas no projeto da versão 2 da ferramenta 1. Na verdade este método não foi seguido. O método 2 foi desenvolvido, o qual baseou-se na sobreposição dos caminhos de carregamentos lineares propostos por (LIANFA; CHENG, 2006) às curvas de carregamento desenvolvida por (ASNAFI, 1999). Mas o recálculo de d_c baseado nesta deformação média máxima, utilizando o método de projeto 1 foi realizada e está mostrada no item 5.4 para efeitos de comparação com o valor de d_c obtido pelo método de projeto 2.

6.2 Resultados dos Experimentos com a Ferramenta 1 - Versão 2.

Após usinagem de novos punções para as dimensões determinadas para a versão 2 a ferramenta 1 através do método de projeto 2, procedeu-se a montagem do ferramental na prensa e realizaram-se os experimentos delineados.

Na figura 6.5 podemos visualizar a montagem do tubo na versão 2 da ferramenta 1. Nesta situação tanto o tubo, quanto a câmara no interior do punção externo já foram preenchidos com água, e a válvula reguladora de pressão ajustada. Nesta situação todas as vedações devem ser verificadas quanto a vazamentos. Se existir algum, este deve ser eliminado antes da execução da expansão. Outra verificação cuidadosa deve ser feita quanto à presença de ar no interior do tubo e da câmara do cilindro externo e da câmara inferior. Para facilitar a eliminação de ar, dispositivos “sangradores” devem ser previstos e incluídos, principalmente na câmara inferior. Observando-se atentamente a figura 6.5, na base da ferramenta, a 90° do medidor de pressão podemos visualizar tal dispositivo.

A seguir o vazo de contenção e guiamento é montado e a ferramenta é posicionada na prensa como mostrado na figura 6.6.

Figura 6.5: Montagem do tubo na ferramenta desenvolvida no 2º. Ciclo de projeto.

Figura 6.6: Montagem Final para Expansão Hidrostática de Tubo por Pressão e Carga Axial.

Ao acionar-se a prensa, esta comprime o punção interno que eleva a pressão internamente no tubo e também produz a carga axial no tubo através da pressão agindo sobre a área S_{pe} como descrito na figura 5.4. O tubo é assim inflado sob a ação dos dois esforços, pressão e carga axial simultâneos.

Para a situação em que a pressão deve ser o único carregamento, um cilindro, ou um vaso de contenção secundário e de reação é montado ao redor do tubo, suportando a carga axial e evitando que ela seja aplicada ao tubo e assim podemos realizar a expansão hidrostática apenas por pressão. A pressão aumenta até atingir a pressão máxima ajustada na válvula reguladora de pressão. Assim podemos submeter o tubo a diversos patamares de pressão e carga axial ou somente pressão e assim é possível obter-se os caminhos de deformação para experimento delineado no item 5.

6.2.1 Experimentos da CHT de Tubos por Pressão e por Pressão e Carga Axial.

Na figura 6.7 podemos visualizar os tubos expandidos hidrostaticamente apenas por pressão e na figura 6.8 os tubos expandidos por pressão e carga axial. Ainda nestas figuras podemos verificar que em todos os tubos foram impressos círculos a fim de medir-se a deformação no diâmetro externo do tubo. Como foram ensaiados tubos a diferentes pressões, indo até a ruptura, os caminhos de deformação e os limites de conformação para ambos os casos de carregamento puderam ser estabelecidos experimentalmente, sendo possível entre si, e compará-los com aqueles obtidos via simulações via método dos elementos finitos.

Diversas outras medições foram realizadas nestes tubos expandidos tal como delineado anteriormente no capítulo 5.

6.2.2 Dimensões dos Corpos de Prova após os Experimentos.

Nas tabelas 6.5 encontramos as dimensões dos dois conjuntos de corpos de prova ensaiados. As dimensões para os dois conjuntos, um para cada situação de carregamento, foram incluídas juntas a fim de facilitar a comparação dos mesmos. Todas as medidas foram realizadas com paquímetro com precisão de 0.05 mm.

Figura 6.7: Tubos expandidos apenas por pressão e com círculos impressos para avaliação da deformação.

Figura 6.8: Tubos expandidos por pressão e carga axial e com círculos impressos para avaliação da deformação.

Tabela 6.5: Dimensões dos tubos após expansão hidrostática.

Pressão [MPa]	CP (1)	L_{of} Comprimento [mm]	L_1 Superior [mm]	L_1 Inferior [mm]	L_f Final [mm]	D_{2f} (2) Diâmetro [mm]	t_f Espessura [mm]
50	P3	158,2	38,2	32,0	88,0	29,4	1,45
	PA3	153,5	37,9	35,8	79,8	31,0	1,35
57	P4	156,1	39,6	29,7	86,8	30,9	1,40
	PA4	154,1	38,6	35,9	79,6	34,0	1,35
60	P5	153,4	38,4	28,0	87,0	32,5	1,35
	PA5	149,6	40,2	36,0	73,4	36,1	1,35
$P_{ruptura}$	P1	154,0	37,4	33,9	82,7	37,4 (3)	1,30 (3)
	PA1	141,3	39,8	38,0	62,5	42,8 (3)	1,35 (3)
	P2	149,4	36,0	30,0	83,4	38,6 (3)	1,20 (3)
	PA2	141,6	39,3	37,0	65,3	42,7 (3)	1,25 (3)

(1) P: CP submetido à Pressão – PA: CP submetido à Pressão e Carga axial; (2) Medido na metade de L_f final; (3) Medido a 90° do ponto de falha.

6.2.3 Cálculo das Deformações.

Na figura 6.9 encontramos um corpo de prova, no qual se pode visualizar a textura das circunferências impressas no tubo após a deformação devido à expansão hidrostática.

Para cada um dos corpos de prova da tabela 6.5, as dimensões das elipses resultantes após a expansão hidrostática, foram medidas nas direções longitudinais e circunferenciais em uma máquina de medição de perfis existente nos Laboratórios da Escola Politécnica da USP com um aumento de 20 vezes. Os resultados destas medições estão mostrados na tabela 6.6 e na tabela 6.7 encontramos as deformações calculadas conforme as formulas 5.5, 5.6 e 5.7.

As dimensões das elipses medidas estão mostradas na tabela 6.6 e 6.7. Na tabela 6.8 podemos encontrar as deformações calculadas.

Tabela 6.6: Dimensões das circunferências após expansão hidrostática na direção circunferencial.

CP	d c ₁	d c ₂	d c ₃	dc _{médio}	Deformação circunferencial de engenharia (1)
P1					
Ruptura	3,850	3,960	3,560	3,790	0,492
180o. Rup	3,212	3,370	3,248	3,277	0,290
P2					
Ruptura	4,122	4,000	4,061	4,061	0,599
180o. Rup	3,480	3,440	3,404	3,441	0,355
P3					
	2,684	2,762	0,000	2,723	0,072
P4					
	2,760	2,800	2,838	2,799	0,102
P5					
	2,980	3,060	0,000	3,020	0,189
PA1					
Ruptura	3,996	3,852	0,000	3,924	0,545
180o. Rup	3,750	3,608	0,000	3,679	0,448
PA2					
Ruptura	4,308			4,308	0,696
180o. Rup	3,780			3,780	0,488
PA3					
	2,814	2,788		2,801	0,103
PA4					
	3,070	3,140	3,118	3,109	0,224
PA5					
	2,980	3,060	0,000	3,020	0,314

(1) diâmetro original da circunferência: 2,54 mm

Figura 6.9: Textura das circunferências após deformação.

6.2.4 Limites de Conformação para Tubo de Aço Inoxidável AISI 316 L.

Na tabela 6.8 e na figura 6.10 está descrito o limite de conformação para o de aço inoxidável AISI 316 L. Os valores de deformação nesta tabela reportados para as amostras P1, P2, PA1 e PA2 foram obtidos das medições de círculos deformados na borda da falha e assim podem ser considerados os limites de conformação por pressão (CPs P1 e P2) e por pressão e carga axial (CPs PA1 e PA2). Assim este objetivo estabelecido inicialmente foi cumprido para o aço em estudo. Uma ressalva deve ser feita quanto à quantidade de amostras ensaiadas, no caso apenas 4 CPs. Mais CPs deverão ser ensaiados e um tratamento estatístico de ver adotado. Isto não foi feito devido à escassez dos referidos CPs.

6.3 Comentários aos Resultados dos Experimentos.

Um fenômeno que pode ser confirmado nos experimentos é a autodeslocamento ou a autoalimentação do tubo para o carregamento somente com pressão. Podemos confirmar este fenômeno através da redução do comprimento das amostras ensaiadas a pressão.

Para uma melhor precisão, mais amostras deveriam ter sido ensaiadas e medidas. Também a coleta de dados via sensores de pressão, de deslocamento e da força da prensa deveria ser realizada em paralelo. Porém dado ao problema descrito com a importação do sensor, não foi possível tais medições. Outro aspecto importante diz respeito às medidas das dimensões geométricas dos círculos e consequentemente das deformações. Verificou-se que uma maior quantidade de medições deveria ser realizada para que os valores medidos apresentem maior confiabilidade. Outro fato importante confirmado pelos experimentos é a

eficácia de se aplicar carga axial ao tubo. Vemos dos dados acima que a aplicação da carga axial causa uma menor redução de espessura e ao mesmo tempo permite a obtenção de relações de expansão maiores (no diâmetro).

Tabela 6.7: Dimensões das circunferências após expansão hidrostática na direção circunferencial.

CP	dl_1	dl_2	dl_3	$dl_{\text{médio}}$	Deformação de engenharia longitudinal
P1					
Ruptura	2,520	2,620	2,560	2,567	0,010
180o. Rup	2,495	2,455	2,515	2,488	-0,020
P2					
Ruptura	2,475	2,750	0,000	2,613	0,029
180o. Rup	2,340	2,380	2,465	2,395	-0,057
P3					
	2,600	2,665	0,000	2,633	0,036
P4					
	2,515	2,560	2,600	2,558	0,007
P5					
	2,465	2,560	0,000	2,513	-0,011
PA1					
Ruptura	2,170	2,180	0,000	2,175	-0,144
180o. Rup	2,135	2,090	0,000	2,113	-0,168
PA2					
Ruptura	1,940			1,940	-0,236
180o. Rup	2,070			2,070	-0,185
PA3					
	2,455	2,430		2,443	-0,038
PA4					
	2,335	2,370	2,375	2,360	-0,071
PA5					
	2,180	2,255	0,000	2,218	-0,127

Tabela 6.8 – Deformações verdadeiras.

CP(1)	ε_1	ε_2	ε_3	CP(2)	ε_1	ε_2	ε_3
P3	0,070	0,036	-0,106	PA3	0,098	-0,039	-0,059
P4	0,097	0,007	-0,104	PA4	0,202	-0,074	-0,129
P5	0,173	-0,011	-0,162	PA5	0,273	-0,136	-0,137
P1	0,255	-0,021	-0,234	PA1	0,370	-0,155	-0,186
P2	0,304	-0,059	-0,245	PA2	0,398	-0,269	-0,193

(1) P: Amostra submetida à pressão; (2) Amostra submetida à pressão e carga axial;

Calculadas as deformações podemos mostrá-las graficamente no plano das deformações o que está feito na figura 6.10.

Figura 6.10: Caminhos de deformação para os dois casos de expansão hidrostática: pressão e pressão e carga axial simultâneas.

7 Comparação dos Resultados Experimentais e Simulados.

Na tabela 7.1, assumindo os valores experimentais como padrões, estão tabulados os erros para cada grandeza medida para a expansão só por pressão e por pressão e carga axial respectivamente. Os valores obtidos para a pressão de ruptura não foram considerados, pois nos experimentos, ao ocorrer à explosão (ruptura) do tubo, o medidor de pressão mostrado na figura 6.5 não apresentou medidas confiáveis e estas tiveram que ser desprezadas. Isto não ocorreu nas pressões de 50, 57 e 60 MPa pois os ensaios foram interrompidos antes da explosão (ruptura) e assim as leituras podem ser feitas através do ponteiro de arraste do referido instrumento.

A diferença encontrada entre os caminhos de deformação experimental e simulada indica que o modelo de elementos finitos ainda necessita de ajuste. A principal variável a ser ajustada é o coeficiente de atrito. Porém qualitativamente, os resultados mostram caminhos de deformação similares, no mesmo quadrante no espaço biaxial das deformações.

Novamente uma análise da tabela 7.1 indica que uma medição mais cuidadosa e em um numero maior de corpos de prova se faz necessária

Tabela 7.1: Erro percentual da simulação MEF (valor experimental como referência).

Pressão [Mpa]	CP (1)	Lo_f Comprimento [%]	$D_{2f}(2)$ Diâmetro [%]	t_f Espessura [%]
50	P3	0,55	-1,77	1,38
	PA3	0,14	-3,35	9,63
57	P4	1,01	-2,14	1,43
	PA4	-2,20	-7,82	8,14
60	P5	2,34	-4,31	7,69
	PA5	-0,53	-10,75	7,4

Na figura 7.1 comparamos os caminhos de deformação experimentais e simulados.

Figura 7.1: Comparação dos caminhos de deformação: experimental e simulado.

Finalmente, umas comparações entre os diâmetros finais para os dois casos de carregamento podem ser feitos. Da tabela 6.5, para as peças ensaiadas até a ruptura, diâmetros 12,4 % maiores foram obtidos com aplicação de pressão e carga axial simultâneos quando comparados àquele obtido somente pela aplicação de pressão e assumindo como padrão. Da mesma tabela, para a pressão de 60 MPa, obtemos 12,9 %, o que confirma a efetividade da aplicação da carga axial simultaneamente a pressão.

8 Conclusões e Recomendações

O presente trabalho atingiu os seguintes objetivos inicialmente propostos:

- Uma ferramenta para conformação hidrostática de tubos de baixo custo foi desenvolvida com sucesso.
- Tal ferramenta se mostrou apta a expandir os tubos por dois carregamentos distintos (estágio de deformação livre), apenas por pressão e por pressão e carga axial.
- O material do tubo, o aço inoxidável AISI 316 L foi caracterizado longitudinalmente e circunferencialmente. Foram ainda obtidos os valores das seguintes propriedades: n , K , S_y , R_{00} e R_{90} .
- Os limites de conformação experimental e teórico (via MEF) para o tubo de aço inoxidável AISI 316 L, para cada carregamento (pressão e pressão e carga axial) foram obtidos através da ferramenta desenvolvida utilizando-se a técnica de impressão de círculos nas superfícies do tubo (Circle Grid Analysis).
- Foram desenvolvidos modelos em elementos finitos no software LS-Dyna o qual permitiu a modelagem das duas situações de carregamento, tornando assim possível a comparação dos resultados simulados e experimental.
- A efetividade da aplicação de carga axial simultânea a pressão durante a expansão foi confirmada. Diâmetros até 12,9 % maiores foram obtidos para esta condição de carregamento quando comparados ao carregamento somente por pressão, assumido como padrão.
- Os resultados dos experimentos e simulações foram comparados e constataram-se erros entre os valores experimentais e simulados ao redor de 10% na espessura, no comprimento e no diâmetro externo do tubo. Porém ressalvas ser feitas ao medidor de pressão e ao método de medição utilizado, o qual utilizou um ponteiro de arraste. Experimentos com instrumentos mais precisos poderão reduzir estes erros.
- Os caminhos de deformação obtidos pela simulação diferem dos experimentais, mas apresentam o mesmo estado de deformação. A

hipótese principal da diferença observada recai sobre o modelo de atrito utilizado nas simulações, o coeficiente de atrito e ainda a auto-alimentação, fenômeno presente nos ensaios e simulações não avaliados.

Os seguintes fatores podem ter causado tais diferenças e devem ser explorados em trabalhos futuros.

- O modelo de atrito utilizado na simulação do contato do tubo e das matrizes.
- O comportamento do aço Inoxidável, o qual é uma estrutura metaestável e sob certas condições mecânicas e metalúrgicas pode apresentar uma transformação de fase durante a deformação, o que modifica as propriedades no decorrer do processo. Este efeito foi desprezado devido a sua influência ser pequena para a condição estudada, mas para condições diferentes, para o material aqui estudado tal comportamento deve ser investigado e incluído nas análises.

Assim os seguintes trabalhos futuros podem ser sugeridos:

- Realizar experimentos para a determinação dos limites a flambagem para o tubo pressurizado e submetido à carga axial.
- Realizar experimentos com condições de lubrificação distintas, avaliando a influencia da lubrificação. Avaliar também a auto-alimentação.
- Recozer o tubo, caracterizar as propriedades do material, realizar experimentos e simulações e então comparar resultados. A finalidade é eliminar uma das fontes de incertezas presentes neste trabalho que é o histórico de deformação presente no tubo.
- Avaliar a influência nas propriedades do Aço inoxidável AISI 316 devido à transformação induzida por deformação de Austenita em Martensita. Verificar e confirmar dados relatados na literatura.

9 Referências Bibliográficas.

ABRANTES, J. P. (2003) “Simulação numérica via elementos finitos da conformação de chapas metálicas por pressão hidrostática – (bulge test)”. Dissertação de Mestrado, PPGEM -EPUSP, São Paulo,. 148 p.

ABRANTES, J. P., SZABO-PONCE, A. & BATALHA G. F. (2005) “Experimental and numerical simulation of tube hydroforming (THF)”. J. of Materials Processing Technology, 165, pp 1140-1145.

ABRANTES, J. P., BATALHA G. F. (2006) “Numerical simulation of an aluminum alloy tube hydroforming”. J. of Materials Processing Technology, 179, 1/3, pp 67-73.

ASNAFI, N. (1999) "Analytical modeling of tube hydroforming", Thin walled structures, 34, pp. 295-330.

ASNAFI, N., SKOGSGARDH A., (2000) “Theoretical and experimental analysis of stroke-controlled tube”; J. of Materials Science and Engineering A279, p. 95–110.

BSSA 2009 - BRITISH STAINLESS STEEL ASSOCIATION, <http://www.bssa.org.uk>

BYUN, T.S., HASHIMOTO, N., FARRELL, K., (2004) Temperature Dependence of Strain Hardening and Plastic Instability Behaviors in Austenitic Stainless Steels, Acta Materialia 52 3889–3899

DOHRMANN, F., HARTL, C., (1996) “Hydroforming – a method to manufacture light-weight parts” , J. of Mat. Proc. Tech., 60, pp. 669-676

DOHRMANN, F., HARTL, C., (1997) “Tube Hydroforming – research and practical application”, J. of Mat. Proc Tech., 71, pp. 174-186.

DOHRMANN, F., HARTL, C., (2004) “Hydroforming-applications of coherent FE-simulations to the development of products and process”, J. of Mat. Proc. Tech., 150, pp. 18-24.

GALLÉE, S., (2005) Caractérisation expérimentale et simulation numérique des procédés d'emboutissage profond: application aux aciers inoxydables austénitiques, - These de doutorado, UNIVERSITE DE BRETAGNE-SUD, França, 2005, pp 85

GAO L., MOTSCH S., STRANO M., (2002) - Classification and analysis of tube hydroforming process with respect to adaptive FEM simulations, J. of Mat. Proc; Tech., 2002, 129, pp. 261-267.

GREEN D. E., (2004) "Summary Report of A/SP Hydroforming Work – Industrial Research & Development Institute (IRDI)" pag. 1-33.

HARTL, C., (1995) Ein Beitrag zur Flexibilisierung der Innenhochdruckumformung
Dissertation, Universitat-GH Paderborn, Ed. Verlag Shaker, Alemanha,

HALLQUIST, J. O. (2003). 'LS-DYNA Keyword User's Manual,' LSTC – Livermore Software Technology Corporation, USA.

HOCHHOLDINGER, B, (2007), Simulation of Metastable Austenitic Stainless Steels with LS-DYNA – LS-DYNA Anwenderforum, Frankenthal 2007

KOÇ, M., ALTAN, T.; (2002) "Prediction of forming limits and parameters in the tube hydroforming process", Int. J. Mach. Tools & Manuf., Vol. 42 p. 123-138

LIANFA, Y., CHENG,G.(2006) "A simple experimental tooling with internal pressure source used for evaluation of material formability in tube hydroforming", Journal of Materials Processing Technology, 180, 2006, pp. 310-317.

LÜCKE, H. U., HARTL, C., ABBEY, T., (2001) "Hydroforming", J. of Mat. Proc Tech., , 115, pp. 87-91.

EN10002-1:1990 - NORME EUROPÉENNE (EUROPEAN STANDARD) Matériaux métalliques . Essai de traction .Partie 1: Méthode d.essai à température ambiante (Metallic materials. Tensile testing. Part 1: Method of test at ambient temperature).

ROLL, K. (1995) "Finite element simulation of internal and external high pressure forming". Proceedings of the Sheet Forming Technology Conference, June 10-12 1995, Technical University of Stuttgart, pp. 421-434.

SCHMOECKEL, D., HIELSCHER, C., HUBER, R333., (1999) "Metal Forming of Tubes and Sheets with Liquid and Other Flexible Media", Annals of CIRP, v. 48/2/1999 – pp.497-513.

VDI 3146 (1999) – VEREIN DEUTHCHER INGENIRURE, VDI 3146 – Blatt 1 – "Innenhochdruck-Umformen Grundlagen".

WANG, H., BOUCHARD, R., EAGLESON, R., MARTIN, P., & TYSON, W. R., (2002) “Ring Hoop Tension Test (RHTT): A Test for Transverse Tensile Properties of Tubular Materials,” Journal of Testing and Evaluation, JTEVA, vol. 30, n° 5, Sept. 2002, pp. 382-391.

WOO, D. M., HAWKES, P. J., (1968) -“Determination of Stress-Strain Characteristics of Tubular Materials – Journal of the Institute of Metals, , Vol. 96, pp. 357-359

10 Apêndices.

Apêndice A - Certificado de Qualidade Sandvik

SANDVIK		CERTIFICADO DE QUALIDADE QUALITY CERTIFICATE						
Ordem do Cliente/Customer Order JORGE PAIVA ABRANTES	Fatura/Invoice 7192	Data/Date 14/06/2007	Certificado Nº/Certificate Nr. 008184					
Cliente/Customer HORIZON	Produto/Product THT-3R60-28-1.5 3R60 TP316/TP316L	Quantidade/Quantity 60 MT	Lote Nº/Lot Nr. 53239					
Material Description SEAMLESS STAINLESS COLD FINISHED HYDRAULIC TUBING								
Making Process ELECTRIC FURNACE								
Technical Requirement ASTM A-213-05C AW, ASTM A-269,04								
Composição Química/Chemical Composition (Weight %)								
Corrida/Heat	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Mo
512924	0.018	0.39	1.57	0.038	0.009	17.27	13.18	2.53
Corrida/Heat	N							
512924	0.036							
Ensaio Mecânico/Mechanical Test At Room Temperature								
Lote Nº/ Lot Nr.	Limite de Escoamento/ Yield Strength N/mm ² Rp0.2	Limite de Ruptura/ Tensile Strength N/mm ² Rm	Alongamento/ Elongation % 2"	Dureza/ Hardness HRB				
53239	331 336	583 579	54 56	MIN 77.0	MAX 82.0			
Following controls/tests have been satisfactorily performed - Flattening test - Flaring test - Visual inspection and dimensional control - Leak test: Eddy current test acc to ASTM A-450 PMI-TEST								
Heat Treatment Solution annealed and quenched. - <i>Temperado de solubilização</i>								
Observações / Remarks								
Sandvik do Brasil S.A. Ind. e Com. Av. das Nações Unidas, 21732 São Paulo - SP - BR			Depto. de Garantia da Qualidade Quality Assurance Department Fernando Alvim					
<p>CERTIFICAMOS QUE O MATERIAL FOI PRODUZIDO DE ACORDO COM SUAS NORMAS E ESPECIFICAÇÕES, SATISFAZENDO O REQUERIDO. WE HEREBY CERTIFY THAT MATERIAL HERIN DESCRIBED HAS BEEN MANUFACTURED IN ACCORDANCE WITH AND MEETS THE REQUIREMENTS OF YOUR STANDARDS AND SPECIFICATIONS.</p> <p>O MATERIAL FOI PRODUZIDO CONFORME SISTEMA DA QUALIDADE CERTIFICADO NBR ISO 9001: 2000. THE MATERIAL IS MANUFACTURED ACCORDING TO A QUALITY SYSTEM, APPROVED AND REGISTERED TO ISO 9001: 2000.</p> <p>O CERTIFICADO É EMITIDO POR PROCESSAMENTO ELETRÔNICO DE DADOS E É VÁLIDO SEM ASSINATURA. THE CERTIFICATE IS PRODUCED WITH EDP AND VALID WITHOUT SIGNATURE.</p> <p>RECLAMAÇÕES SERÃO ACEITAS NO MÁXIMO ATÉ 90 DIAS DA DATA DO FORNECIMENTO. DEVOLUÇÕES SOMENTE PODERÃO SER EFETUADAS APÓS CONSULTA E AUTORIZAÇÃO DA ASSISTÊNCIA TÉCNICA. COMPLAINTS ONLY ACCEPTED UP TO 90 DAYS AFTER B.L.D. DATE. MATERIAL RETURN ONLY WILL BE AFTER CONSULTING AND AUTHORIZATION OF OUR TECHNICAL DEPARTMENT.</p> <p>ESTE DOCUMENTO ESTÁ SUJEITO AO INCOTERMS 2000, DE ACORDO COM A CÂMARA INTERNACIONAL DE COMÉRCIO. THIS DOCUMENT IS SUBJECTED TO INCOTERMS 2000, ACCORDING TO THE INTERNATIONAL CHAMBER OF COMMERCE.</p>								

Apêndice B - Descrição do Programa LS-DYNA.

Foram utilizados no desenvolvimento dos modelos e execução das simulações Ensaio de Expansão Hidrostática os Softwares comerciais LS-DYNA e DYNAFORM, os quais serão aqui brevemente descritos.

O Software LS-DYNA (HALLQUIST 2003).

O programa LS-DYNA é originário do código de domínio publico DYNA3D do Laboratório Lawrence Livermore USA o qual teve seu desenvolvimento iniciado em 1976 por Hallquist. As aplicações iniciais resumiam-se a análises de tensões em estruturas sujeitas a uma variedade de carregamentos na forma de impactos. Essas aplicações requeriam naquela época grandes capacidades computacionais o que não havia na época. Um supercomputador em 1976 não tinha a capacidade de um PC comum dos dias de hoje. Assim a primeira versão continha apenas elementos de treliça, membrana e alguns sólidos. Além disso, os tratamentos primitivos de interfaces primitivas podiam tratar apenas somente entre superfícies regulares o que é incomum na maioria dos problemas de discretização via MEF de complicadas geometrias 3D. Como uma tentativa de aliviar estas limitações em 1979 uma nova versão do DYNA3D foi concluída a qual utilizava o supercomputador CRAY 1 a qual já possuía um tratamento de interface mais aperfeiçoado que permitia segmentos triangulares e era de uma ordem mais rápido que o tratamento das interfaces da geração anterior. Em 1981 Hallquist aperfeiçoou a versão de 1979 incluindo 8 novos modelos de materiais permitindo iterações explosões-estrutura e solo-estrutura. Uma conexão também foi estabelecida com o programa denominado JOY , um código 3D Euleriano para estudo da resposta estrutural de impactos de projéteis penetrantes. Uma opção de armazenar os elementos em disco também foi introduzida aumentando significativamente o tamanho de modelo permitido.

Na versão de 1986 Hallquist e Benson aperfeiçoaram uma série de rotinas e introduzindo uma série de novas opções. Destacando-se elementos de viga, casca, corpos rígidos, contatos de uma única superfície, interfaces com atrito, amortecedores e molas discretos, tratamentos opcionais para o travamento para elementos subintegrados denominado *hourglass*. Na versão de 1987 simulações envolvendo materiais compostos e conformação de materiais tornou-se possível.

Pelo final de 1988, ficou claro que era necessário concentrar maior esforço no desenvolvimento do programa, se problemas tais como colisão de estruturas e segurança veicular devesse ser satisfatoriamente resolvida. Assim a empresa Livermore Software Technology Corporation foi fundada para continuar a desenvolver um programa comercial denominado LS-DYNA3D o qual foi reduzido apenas para LS-DYNA.

Assim desde então tal programa vem sendo desenvolvido. Todas as suas características podem ser encontradas na referência.

Descrição da Carta de Comandos e Modelo MEF para o Programa LS-DYNA

Ao final da modelagem em um programa pré-processador, são escritas duas listagens de caracteres ASCII denominadas cartas. Nestas cartas estão escritas todas as informações necessárias à simulação e a seguir cada parte das mesmas será descrita em detalhes.

Na carta de comandos são fornecidos ao LS-DYNA. O LS-DYNA possui duas “linguagens”, denominadas Estruturada e *Keyword*. O presente trabalho foi desenvolvido na linguagem *Keyword* e a seguir será dada uma descrição dos comandos utilizados nesta linguagem.

a) Comandos de controle

São comandos que definem número de processadores, tempo de duração do cálculo, escolha da rotina de cálculo do incremento de tempo a ser utilizado a cada iteração, seleção das rotinas dos tipos de elementos finitos, integração numérica, parâmetros para evitar o travamento matemático conhecido como hourglass, etc. Geralmente iniciam pela sintaxe *CONTROL

b) Comandos de Database

São comandos que definem quais dados serão gravados e a frequência em que serão gravados. Geralmente iniciam pela sintaxe *DATABASE.

c) Comandos de definição de Modelo de Material

São comandos que definem a rotina do critério de escoamento utilizado e equações constitutivas, para cálculo das taxas de deformação, deformações, tensões, etc. Geralmente iniciam pela sintaxe *MAT.

d) Comandos de definição de corpos rígidos e deformáveis.

São comandos que definem os corpos, e os relacionam com o tipo de elemento finito selecionado, modelo de escoamento e material, etc. Geralmente iniciam pela sintaxe *PART

e) Comandos de definição dos contatos.

São comandos que definem quais corpos estarão em contato e as características deste contato tais como coeficiente de atrito, etc. Geralmente iniciam pela sintaxe *CONTATO.

f) Comandos de definição de curvas.

A maior parte das grandezas varia no tempo, pois o programa busca o equilíbrio dinâmico a cada iteração. Assim, varias grandezas tais como forças, deslocamentos, velocidades, etc são fornecidas ao programa via curvas no tempo, além de outras grandezas como equações de molas, amortecedores, etc. Estas curvas são fornecidas ao programa por um comando de definição de curvas. Geralmente iniciam pela sintaxe *DEFINE.

g) Comando de definição de Carregamentos e Condições de Contorno.

Geralmente iniciam pela sintaxe *LOAD e *BOUNDARY.

h) Comandos de definição de nós e elementos.

Geralmente iniciam pela sintaxe *NODE e *ELEMENT.

i) Comando de inclusão de modelos.

Geralmente iniciam pela sintaxe * INCLUDE.

j) Comandos obrigatórios de inicio e fim respectivamente *KEYWORD e *END.

k) Linhas iniciando com o caractere “\$” são comentários - não tem significado para o LS-DYNA.

A seguir os dois arquivos de dados utilizados. O segundo arquivo está resumido e contém o modelo das ferramentas e condições de contorno e é incluído no arquivo de comandos através do comando *INCLUDE.

Carta com comandos Keyword

*KEYWORD

*TITLE

Tube_HyDROF. - SS 316 L

*CONTROL_ACCURACY

```
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+
--+-----+-----+
```

```
$#      osu      inn      pidosu
      1      2
```

*CONTROL_BULK_VISCOSITY

```
$#      q1      q2      type
      1.500000  0.060000
```

*CONTROL_CONTACT

```
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+
--+-----+-----+
```

```
$#  slsfac      rwpnal      islchk      shlthk      penopt      thkchg      orien
enmass
```

```
      0.100000      0.000      2      2      4      0      1
```

```
$#  usrstr      usrfrc      nsbcs      interm      xpene      ssthk      ecdt
tiedprj
```

```
      0      0      10      0  4.000000
```

```
$#  sfric      dfric      edc      vfc      th      th_sf      pen_sf
      0.000      0.000      0.000      0.000      0.000      0.000      0.000
```

```
$#  ignore      frceng      skiprwg      outseg      spotstp      spotdel
      0      0      0      0      0      0
```

*CONTROL_DYNAMIC_RELAXATION

```
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+
--+-----+-----+
```

```
$#  nrcyck      drtol      drfctr      drterm      tssfdr      irelal      edttl
idrflg
```

```
      250  0.001000  0.995000      0.000      0.000      0      0.000
```

*CONTROL_ENERGY

```
$#  hgen      rwen      slnten      rylen
      2      1      2      1
```

*CONTROL_HOURLASS

```
$#  ihq      qh
      4  0.100000
```

*CONTROL_OUTPUT

```
$#  npopt      neecho      nrefup      iaccop      opifs      ipnint      ikedit
iflush
```

```
      1      0      0      0      0.000      0      100
```

```
$#  iprtf
      0
```



```

*CONTROL_SHELL
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----
--+-----+-----+
proj $#  wrpang      esort      irnxx      istupd      theory      bwc      miter
      20.000000      1      -1      1      2      2      1
$#  rotasc1      intgrd      lamsht      cstyp6      tshell      nfail1      nfail4
      1.000000      0      0      1
*CONTROL_TERMINATION
$#  endtim      endcyc      dtmin      endeng      endmas
      0.100000      0      0.000      0.000      0.000
*CONTROL_TIMESTEP
$#  dtinit      tssfacc      isdo      tslimt      dt2ms      lctm      erode
mslst      0.000  0.900000      0      0.000      0.000
$#  dt2msf      dt2mslc
      0.000
*DATABASE_ABSTAT
$#      dt      binary
      5.0000E-4
*DATABASE_GLSTAT
$#      dt      binary
      5.0000E-4
*DATABASE_MATSUM
$#      dt      binary
      5.0000E-4
*DATABASE_RBDOUT
$#      dt      binary
      5.0000E-4
*DATABASE_RCFORC
$#      dt      binary
      5.0000E-4
*DATABASE_BINARY_D3PLOT
$#      dt      lcdt      beam      npltc
      0.001000
$#  ioopt
      0
*DATABASE_BINARY_D3THDT
$#      dt      lcdt      not used      not used
      2.000000
*DATABASE_BINARY_RUNRSF
$#      cycl      not used      not used      not used
      2500

```

	*DATABASE_EXTENT_BINARY							
engflg	\$#	neiph	neips	maxint	strflg	sigflg	epsflg	rltflg
		0	0	3	1			
ialemat	\$#	cmpflg	ieverp	beamip	dcomp	shge	stssz	n3thdt
		0	1	0	2			
	\$# nintsld							
	1							
	*LOAD_RIGID_BODY							
m3	\$#	pid	dof	lcid	sf	cid	m1	m2
		3	3	2	1.000000			
	*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE							
title	\$#	cid						
	\$							
	\$\$++++++\$\$\$\$							
	\$	CID						
	\$title							
	\$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----							
	--+-----+-----+							
mpr	\$#	ssid	msid	sstyp	mstyp	sboxid	mboxid	spr
		1	2	3	3			
dt	\$#	fs	fd	dc	vc	vdc	penchk	bt
		0.005000	0.005000	0.500000	0.067000	20.000000	0	
	0.0001.0000E+20							
vsf	\$#	sfs	sfm	sst	mst	sfst	sfmt	fsf
		1.000000	1.000000	0.000	0.000	1.000000	1.000000	1.000000
	1.000000							
	*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACE							
	\$	CID						
	\$title							
mpr	\$#	ssid	msid	sstyp	mstyp	sboxid	mboxid	spr
		1	3	3	3			
dt	\$#	fs	fd	dc	vc	vdc	penchk	bt
		0.005000	0.005000	0.500000	0.067000	20.000000	0	
	0.0001.0000E+20							
vsf	\$#	sfs	sfm	sst	mst	sfst	sfmt	fsf
		1.000000	1.000000	0.000	0.000	1.000000	1.000000	1.000000
	1.000000							

```

*PART
$$=====
$$      TUBO                      $$
$$=====
$$
$# title

$Part          1 for Mat          1 and Elem Type          1
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----
--+-----+-----+
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt
tmid
          1          1          1          0          0          0          1
*SECTION_SHELL
$#      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icomp
setyp
          1          16  1.000000          3          1      0.000          0
1
$#      t1      t2      t3      t4      nloc      marea
      1.500000  1.500000  1.500000  1.500000          0      0.000
*MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----
--+-----+-----+
$      MID      RO      E      PR      SYGY      ETAN      fail
          1      8.0E-9  1.5481E+5          .3          0.5
$      C      P      LCSS      LCSR      VP
          0          0          0          0          0
$      EPS1      EPS2      EPS3      EPS4      EPS5      EPS6      EPS7
EPS8
          0      0.00925      0.02699      0.04984      0.009864      0.20475      0.2985
0.41694
$      ES1      ES2      ES3      ES4      ES5      ES6      ES7
ES8
          317.0      400.0      450.0      500.0      600.0      750.0      850.0
950.0
$*MAT_ANISOTROPIC_PLASTIC_TITLE
$Stainless Steel AISI 316 L
$#      mid      ro      e      pr      sigy      lcsc
$          1  8.0000E-9  1.5481E+5      0.300000      388.0          103
$#      qr1      cr1      qr2      cr2
$      0.000      0.000      0.000      0.000
$#      r00      r45      r90      s11      s22      s33      s12
$  0.650000  0.690000  0.730000      0.000      0.000      0.000      0.000
$#      aopt
$      0.000

```

\$

\$

\$\$ Matriz inferior - pid 2 \$\$

==

\$\$

\$\$

\$\$\$\$+++++

```
$# title
```

\$Part	2 for Mat	2 and Elem Type	2
--------	-----------	-----------------	---

\$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----

---+-----+-----+

```
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt
```

tmid

$$2 \qquad 2 \qquad 2$$

*SECTION SHELL

```
$#      secid      elform      shrf      nip      propt      qr/irid      icip
setyp
```

2	10	1.000000	0	0	0.000
---	----	----------	---	---	-------

\$#	t1	t2	t3	t4	nloc	marea
1.000000	1.000000	1.000000	1.000000		0	0.000

```
*MAT RIGID
```

```
$#      mid      ro      e      pr      n      couple      m
alias
```

2	7.8300E-9	2.0700E+5	0.280000	0.000	0.000	0.000
---	-----------	-----------	----------	-------	-------	-------

\$#	cmo	con1	con2
-----	-----	------	------

```
1.000000      7      7
```

```
$#1co or a1      a2      a3      v1      v2      v3
```

0.000	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
-------	-------	-------	-------	-------	-------

* PART

\$\$

\$\$=====

```
$$      Matriz superior - pid 3                                $$
```

\$\$=====

\$\$

```
$# title
```

```

$Part          3 for Mat          3 and Elem Type          2
$-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+-----+
--+-----+-----+
tmid
$#      pid      secid      mid      eosid      hgid      grav      adpopt
          3          2          3
*MAT_RIGID
$
alias
$#      mid      ro      e      pr      n      couple      m
          3 7.8300E-9 2.0700E+5 0.280000 0.000 0.000 0.000
$#      cmo      con1      con2
    1.000000          4          7
$#lco or a1      a2      a3      v1      v2      v3
    0.000 0.000 0.000 0.000 0.000 0.000
*DEFINE_CURVE
$#      lcid      sidr      sfa      sfo      offa      offo      dattyp
          1          0 1.000000 1.000000 0.000 0.000
$#
          a1          o1
          0.000          0.000
          0.10000000 70.00000000
*DEFINE_CURVE
$#      lcid      sidr      sfa      sfo      offa      offo      dattyp
          2          0 1.000000 0.500000 0.000 0.000
$#
          a1          o1
          0.000          0.000
          0.00200000 10.00000000
          0.10000000 24245.199219
*DEFINE_CURVE
$#      lcid      sidr      sfa      sfo      offa      offo      dattyp
          103          0 1.000000 1.000000 0.000 0.000
$#
          a1          o1
          317.00000000 0.000
          350.00000000 7.9999998e-004
          375.00000000 0.00227000
          400.00000000 0.00925000
          425.00000000 0.01561000
          450.00000000 0.02699000
          476.00000000 0.03826000
          500.00000000 0.04984000
          525.00000000 0.06198000
          550.00000000 0.07383000

```

575.00000000	0.08706000
600.00000000	0.09864000
625.00000000	0.11482000
650.00000000	0.13063000
675.00000000	0.14785001
700.00000000	0.16354001
725.00000000	0.18505000
750.00000000	0.20475000
800.00000000	0.24936999
850.00000000	0.29850000
900.00000000	0.34687999
950.00000000	0.41694999

*AIRBAG_LINEAR_FLUID

\$#	sid	sidtyp	rbid	vsca	psca	vini	mwd
spsf	1	1	0	1.000000	1.000000	0.000	0.000
0.000							

\$#	bulk	ro	lcint	lcoutt	lcoutp	lcfitt	lcbulk
lcid	2050.0000	1.0000E-9	0	0	0	0	0
1							

*SET_PART_LIST

\$#	sid	da1	da2	da3	da4
	1	0.000	0.000	0.000	0.000

\$#	pid1	pid2	pid3	pid4	pid5	pid6	pid7
pid8	1						

*INCLUDE

./b_3mm.k

*END

Apêndice C - Correspondência com Suporte do Software LS-DYNA.

E-mail recebido do Suporte do Software LS-DYNA com respostas as questões sobre maneira correta de utilizar um volume de controle para a aplicação de pressão.

Observação: A resposta do Engenheiro do Suporte foi enviada intercalando as respostas as perguntas enviadas. Assim sendo as questões estão em **Negrito** e as respostas em *Itálico*.

Em 21/12/2007 16:30, U. Stelzman escreveu:>

Dear Mr. Abrantes,

Sorry, I am late.

-----Original Message-----

Dear Mr Stelzman

Thank you by your answer relates my last E-mail.

Due your answer, I decide to read the LS_DYNA manual and try to find if there was a new way to apply pressure.

So I discovered a new procedure using a linear fluid control volume in the Keyword *AIRBAG. Then, I also find some papers discussing results using this procedure.

I have done some simulations, and some questions have appeared and I can't solve it with LS-Dyna Manuals.

Therefore, please, could you answer me the following questions:

1) For parts that belong to the control volume set, can I use boundary symmetry conditions? For example, modeling just 1/8 of the tube, for parts with symmetry in the xy, xz and yz planes?

No. The control volume does not know about symmetries. There is one rule: If the volume you have described is open than this whole is closed numerically. This means that one symmetry plane works well because it is properly closed. More symmetry planes will yield to a wrong volume calculation.

2) Are there a normal vector orientation rule for shell elements for the tube or for the parts, which belongs to the control volume set?

*Yes, see the remark of the *AIRBAG keyword: All normals must be oriented to face outwards from the control volume.*

3) How LS-DYNA calculates the volume in the ABSTAT database file. It considers the shell thickness?

No, the midsurface is used.