

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais
PPGEM

**Análise Teórico-Experimental dos Processos de Expansão, Redução e
Inversão de Extremidades de Tubos de Parede Fina em Matriz.**

Alberto Moreira Guerreiro Brito

Tese para obtenção do título de Doutor em Engenharia

Porto Alegre
2006

MINISTÉRIO DA EDUCAÇÃO
UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO GRANDE DO SUL
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais
PPGEM

**Análise Teórico-Experimental dos Processos de Expansão, Redução e
Inversão de Extremidades de Tubos de Parede Fina em Matriz.**

Alberto Moreira Guerreiro Brito
Engenheiro Metalúrgico, Mestre em Engenharia

Trabalho realizado no Laboratório de Transformação Mecânica do Centro de Tecnologia da Escola de Engenharia da UFRGS, dentro do Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e dos Materiais – PPGEM, como parte dos requisitos para a obtenção do título de Doutor em Engenharia.

Área de Concentração: Processos de Fabricação

Porto Alegre
2006

Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do título de Doutor em Engenharia, área de concentração Processos de Fabricação e aprovada em sua forma final, pelo Orientador, pelo Co-orientador e pela Banca Examinadora do Curso de Pós-Graduação.

Orientador: Prof. Dr. Lírio Schaeffer
PPGEM/UFRGS

Co-orientador: Prof. Dr. Paulo António Firme Martins
IST/UTL

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Paulo Roberto Cetlin – CPGEM/UFGM

Prof. Dr. Jorge Manuel da Conceição Rodrigues – IST/UTL

Prof. Dr. Alexandre da Silva Rocha – PPGEM/UFRGS

Prof. Dr. Antonio Cesar Faria Vilela
Coordenador do PPGEM

Aos meus pais, Mauricio (im Memoriam) e Jacy.

À Candida, Angelo, Janete, Mauricio e Natália.

A Carlos.

SUMÁRIO

AGRADECIMENTOS	7
LISTA DE FIGURAS	8
LISTA DE TABELAS	13
LISTA DE SÍBOLOS	14
RESUMO	18
ABSTRACT	19
1. INTRODUÇÃO	20
2. ESTADO ATUAL DOS CONHECIMENTOS	24
2.1. Breve Descrição dos Processos	24
2.2. Processos de Expansão e Redução	26
2.3. Processos de Inversão	27
3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS	32
3.1. Introdução	32
3.2. Teoria da Plasticidade	32
3.2.1. Tensão, deformação e velocidade de deformação	32
3.2.2. Critérios de plasticidade	34
3.2.3. Trabalho plástico, tensão, deformação e velocidade de deformação equivalentes	38
3.2.4. Equações constitutivas	40
3.3. Deformabilidade	42
3.3.1. Mecanismos de fratura dútil	42
3.3.2. Influência do estado de tensões	43
3.3.3. Influência do estado e trajetória de deformação	44
3.3.4. Critérios de fratura dútil	46
3.4. Atrito	47
3.4.1. Coeficiente de atrito	47
3.4.2. Fator de atrito interfacial	48
3.4.3. Modelo geral de atrito	49
3.4.4. Caracterização experimental do atrito	51
3.5. Instabilidade Plástica de Tubos	53
3.6. O Método de Elementos Finitos Aplicado à Deformação Plástica	55
3.6.1. Equações básicas	57
3.6.2. Discretização através de elementos finitos	62
3.6.3. Linearização da discretização através de elementos finitos	67
3.6.4. Convergência do processo iterativo	72

3.6.5. Tratamento das zonas rígidas	72
3.6.6. Incorporação dos efeitos do atrito	73
3.6.7. Incorporação de efeitos térmicos – análise termo-mecânica	75
4. CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL	76
4.1. Caracterização Mecânica do Material	76
4.4.1. Curvas de escoamento	76
4.2. Caracterização Tribológica	82
4.2.1. Condições de ensaios e equipamentos	82
4.2.2. Resultados obtidos	84
4.3. Caracterização da Deformabilidade do Material	90
4.4. Caracterização do Comportamento de Tubos à Instabilidade	93
4.5. Microdureza Vickers	98
5. SIMULAÇÕES E EXPERIMENTOS	100
5.1. Inversão Externa	100
5.2. Inversão Interna	104
5.2.1. Procedimento experimental	104
5.2.2. Resultados e discussão	105
5.2.2.1. Simulações	105
5.2.2.2. Resultados experimentais	105
5.3. Redução	110
5.3.1. Simulações	110
5.3.2. Procedimento experimental	114
5.3.3. Resultados e discussão	114
5.4. Expansão	118
5.4.1. Simulações	118
5.4.2. Procedimento experimental	119
5.4.3. Resultados e discussão	121
5.4.3.1. Modos de deformação	121
5.4.3.2. Lubrificação	121
5.4.3.3. Dano e instabilidade	124
6. CONCLUSÕES	130
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	132

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Dr. Lírio Schaeffer pela orientação, oportunidade, incentivo, amizade e paciência ao longo de muitos anos.

Ao Prof. Dr. Paulo António Firme Martins do Instituto Superior Técnico da Universidade Técnica de Lisboa pela sugestão do tema, valiosos conhecimentos transmitidos, amizade e disponibilização do programa IFORM sem o qual este trabalho não seria possível.

Ao Dr. Nikolai Biba pela disponibilização do programa QFORM.

A todos os colegas do Laboratório de Transformação Mecânica, que de alguma forma colaboraram na execução deste trabalho especialmente ao Engenheiro Adalberto Luiz Lenhard Jr. aos acadêmicos Ronaldo Finkler e Fernando Borges.

Aos senhores Marco Aurélio Villanova e Luis Eduardo Pinow Ribas pela usinagem dos corpos de prova e ferramentas utilizados neste trabalho.

À Coordenadoria de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior - CAPES pelo apoio financeiro dentro do Projeto de Cooperação Internacional CAPES 133/05 (GRICES).

À minha família que sempre me apoiou e incentivou.

A Carlos pela paciência.

LISTA DE FIGURAS

1.1. Quatro processos básicos de deformação das extremidades dos tubos: (a) redução, (b) expansão, (d) inversão interna e (d) inversão externa.....	20
1.2. Componentes tubulares de formas complexas.....	21
2.1. Representação esquemática do processo de inversão externa.....	25
2.2. Representação esquemática do processo de inversão interna.....	25
2.3. Representação esquemática do processo de redução.....	26
2.4. Representação esquemática do processo de expansão.....	27
2.5. Características geométricas dos processos de expansão e redução conforme utilizados por Avitzur	28
2.6. Inversão externa livre de tubos.....	28
2.7. Inversão externa de tubos utilizando uma matriz.....	29
2.8. Modos de deformação possíveis de serem obtidos no processo de inversão externa de tubos de parede fina.....	30
2.9. Tubo “inverbuck”: a) antes do colapso, b) depois do colapso.....	30
3.1. Deformação de um elemento de volume arbitrário pertencente a um corpo sólido através devido à aplicação de um sistema de forças.....	34
3.2. Representação esquemática das superfícies limite de elasticidade no espaço tridimensional de tensões de Haig- Westergaard.....	38
3.3. Representação do critério de plasticidade de von Mises para um estado biaxial de tensões, $\sigma_k=0$, no plano das tensões principais.....	39
3.4. Crescimento e propagação de microfissuras por ação de tensões normais, σ e de tensões de cisalhamento τ	43
3.5. Representação esquemática do diagrama de deformabilidade proposto por Vujovic e Shabaik.....	44
3.6. Representação esquemática de trajetórias de deformação características de diferentes processos de deformação plástica no plano das deformações principais.....	45
3.7. Estabelecimento da curva de deformabilidade do material no plano das deformações principais.....	47

3.8	Variação da tensão nominal de atrito (adimensionalizada) em função da pressão normal nominal (adimensionalizada) para diferentes valores do fator de atrito de Wanheim-Bay.....	50
3.9.	Corpo de prova e ferramental para o ensaio do tubo cônico.....	52
3.10.	Curvas de calibração obtidas, por simulação através de elementos finitos, para o teste do anel e para o ensaio do tubo cônico.....	53
3.11.	Modos de instabilidade plástica de tubos sob compressão axial.....	54
3.12.	Modelo proposto por Alexander: para o colapso de um tubo de paredes finas.....	56
3.13.	Modelo proposto por Wierzbicki et al. para o colapso de um tubo de paredes finas.....	56
3.14	Elemento hexaédrico linear utilizado na discretização de geometrias tridimensionais.....	63
3.15	Representação esquemática do método das iterações diretas [27].....	68
3.16	Representação esquemática da linearização do sistema de equações através da aplicação do método de Newton-Raphson [27].....	69
3.17	Representação esquemática do procedimento habitualmente seguido na implementação computacional do método de Newton-Raphson convencional.....	71
3.18	Representação esquemática do método de Newton-Raphson convencional. (a) convergente e (b) divergente [27].....	72
3.19	Representação da tensão de corte originada por atrito e da respectiva derivada na vizinhança de um ponto neutro: (esquerda) modelo de atrito de Prandtl, equação (3.101); (direita) modelo de atrito de Prandtl modificado, equação (3.104) [28].....	75
4.1.	Evolução da dureza no material solubilizado e deixado envelhecer naturalmente (T4), no material recozido (0) e no material original (T6).....	78
4.2.	Corpos de prova para ensaios de compressão.....	79
4.3.	Máquina Schenck utilizada para o levantamento das curvas de escoamento.....	79
4.4.	Curvas de escoamento obtidas para o material no estado recozido com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e 5,0 s ⁻¹	80
4.5.	Curvas de escoamento obtidas para o material no estado T4 com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e 5,0 s ⁻¹	81
4.6.	Curvas de escoamento obtidas para o material no estado T6 com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e 5,0 s ⁻¹	81

4.7. Curvas de escoamento obtidas para o material nos estados recozido, T4 e T6 com velocidade de deformação de $1,0 \text{ s}^{-1}$	82
4.8. Representação esquematicamente dos corpos de prova dos ensaios de anel e de tubo cônico.....	84
4.9. Curvas de calibração obtidas para o ensaio de anel para o material nas três condições de tratamento térmico (0, T4 e T6) e diferentes valores de fator de atrito, m Prandtl).....	85
4.10. Resultados experimentais obtidos nos ensaios de anel e curvas de calibração (Prandtl) próximas a eles para cada condição de material.....	85
4.11. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição recozida.....	87
4.12. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição T4.....	88
4.13. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição T6.....	89
4.14. Corpos de prova do ensaio do tubo cônico submetidos a diferentes deformações.....	90
4.15. Corpos de prova ensaiados para determinação do limite de deformabilidade com as fissuras ressaltadas pelo método de líquidos penetrantes.....	91
4.16. Distribuição teórica do dano crítico obtida para o critério de Cockcroft-Latham para o material nas condições recozida, T4 e T6.....	92
4.17. Montagem experimental para os ensaios com tubos.....	93
4.18. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição recozida, determinação gráfica da tensão crítica e tubo ensaiado.....	95
4.19. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição T4, determinação gráfica da tensão crítica segundo Timoshenko e tubo ensaiado.....	96
4.20. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição T6, determinação gráfica da tensão crítica segundo Timoshenko e tubo ensaiado.....	97

4.21. Perfis de microdureza Vickers nas seções transversais das amostras tubulares e maciças em diferentes condições de tratamentos térmicos.....	98
4.22. Perfis de microdureza Vickers nas seções longitudinais das amostras tubulares e maciças em diferentes condições de tratamentos térmicos.....	98
5.1. Resultados experimentais obtidos por Rosa et al. [1] e resultados das simulações realizadas neste trabalho para os tubos de 40 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,10$) e de 50,8 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,0787$). Para $r_{cm}/r_0 = 0,375$ e $r_{cm}/r_0 = 0,50$ é mostrada a distribuição do dano dútil segundo o critério de Cockcroft-Latham normalizado.....	101
5.2. Trajetórias de deformação para o elemento localizado na parte interna do tubo, na sua extremidade deformada para os casos em que $r_{cm}/r_0 = 0,25$, $r_{cm}/r_0 = 0,375$ e $r_{cm}/r_0 = 0,50$ quando $t_0/r_0=0,10$ e quando $t_0/r_0=0,0787$	103
5.3. Matrizes com raio de canto variável utilizadas nos testes de inversão interna.....	104
5.4. Curvas força-deslocamento em função do fator de atrito para simulações realizadas com matriz de raio igual a 5 mm.....	106
5.5. Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 1 mm mostrando aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).....	107
5.6. Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 3 mm mostrando aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).....	108
5.7. Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 5 mm mostrando aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).....	108
5.8. Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 10 mm mostrando aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).....	109
5.9. Curvas força-deslocamento calculada e medida e distribuição da tensão efetiva para um caso de inversão bem sucedido.....	109
5.10. Comparação entre resultados obtidos experimentalmente e através de simulação com o programa QFORM 3D.....	111
5.11. Comparação entre resultados obtidos experimentalmente e através de simulação com o programa IFORM 3D relatados por Rosa et. Al. [4] e Alves [28].....	112
5.12. Resultados obtidos nas simulações do processo de redução: força de conformação em função de diferentes parâmetros do processo.....	115

5.13	Matrizes utilizadas nos ensaios de redução.....	116
5.14	Resultados teóricos e experimentais obtidos no processo de redução para o material no estado T6, com $\alpha=15^\circ$, $r_m/r_0 = 0,80$ e na condição de lubrificação 2 ($m=1$); caso 06(T6).....	117
5.15	Resultados experimentais dos casos 04(T6), 09(0), 10(0) e 16(T6) e respectivas simulações com o programa IFORM 2D.....	118
5.16	Figura 5.16. Distribuição da deformação equivalente na simulação do caso 06(T6) da tabela 5.4. Nota-se a ocorrência de instabilidade tipo “fole”.....	119
5.17	. Punções utilizados nos ensaios de expansão.....	120
5.18	Modos de deformação observados no estudo do processo de expansão: (a) instabilidade (b) expansão e (c) ruptura.....	121
5.19	Curvas força-deslocamento simuladas e experimentais e aspecto geral das amostras deformadas em função do regime de lubrificação. Casos 27(T4) e 28(T4) da tabela 5.5.....	122
5.20	Curvas força-deslocamento e aspecto geral do material deformado, em função dos modelos de atrito de Prandtl e de Wanheim-Bay para o caso 22(T6) da tabela 5.5.....	124
5.21	Distribuição do dano para o caso 24 (T6) da tabela 5.5 ($r_p/r_0 = 1,50$, $\alpha = 15^\circ$, condição 2 de lubrificação) simulada segundo o critério de fratura dútil de Cockcroft-Latham e resultado experimental.....	126
5.22	Curvas força-deslocamento obtidas através da simulação e experimentalmente para os casos 24(0), 24(T4) e 24(T6).....	127
5.23	Previsão de trinca feita através de simulação 3D no programa QFORM para o caso 24(T6) da tabela 5.5 ($r_p/r_0 = 1,50$ e condição 2 de lubrificação).....	127
5.24	Amostras deformadas em duas situações distintas e respectivas trajetórias de deformação.....	128

LISTA DE TABELAS

3.1. Quatro dos principais critérios de fratura dútil mais comumente utilizados em estudos envolvendo processos de deformação plástica.....	48
4.1. Análise química do material utilizado para obtenção das curvas de escoamento.....	77
4.2. Condições dos ensaios realizados para determinação do fator de atrito.....	83
4.3. Resumo dos resultados obtidos para m e f	90
4.4. Valores de dano crítico segundo o critério de Cockcroft-Latham.....	92
4.5. Análise química do material utilizado nos ensaios com tubos.....	94
4.6. Desvios dos valores calculados da carga de instabilidade em relação ao valor experimental.....	94
5.1. Valores de raio de canto da matriz e da relação r_{cm}/r_0 utilizados experimentalmente por Rosa e al. para $r_0 = 20$ mm e nas simulações neste trabalho.....	100
5.2. Condições de realização dos ensaios de inversão interna onde l_0 é o comprimento inicial do tubo, r_0 é o raio externo do tubo e r_{cm} é o raio de canto da matriz.....	105
5.3. Resultado da simulação na deformação dos tubos na matriz com raio de canto igual a 5 mm para diferentes valores de fator de atrito, m	106
5.4. Casos estudados no processo de redução.....	113
5.5. Casos estudados no processo de expansão.....	120
5.6. Diagrama de deformabilidade para o processo de expansão de tubos utilizando um punção.....	129

LISTA DE SIMBOLOS

A	Parâmetro característico do material a ser determinado experimentalmente.
B	Matriz diagonal que relaciona as distribuições de velocidades e de velocidades de deformação.
C	Constante que depende do tipo de restrição aplicada nas extremidades de colunas; forma matricial da função delta de Kronecker.
C_i	Valor crítico de deformabilidade associado ao critério de fratura i .
d	Distância entre poros.
d_0	Diâmetro inicial interno do anel ou do tubo cônico.
dl	Incremento de deslocamento.
dw^p	Incremento de trabalho plástico por unidade de volume.
$d\varepsilon_{ij}^e$	Componentes elásticas do tensor das deformações.
$d\varepsilon_{ij}^p$	Componentes plásticas do tensor das deformações.
$d\varepsilon^p$	Incremento de deformação plástica.
$d\bar{\varepsilon}^p$	Incremento de deformação plástica equivalente ou efetiva.
D	Diâmetro médio do tubo; matriz que relaciona a tensão desviadora com a velocidade de deformação.
E	Módulo de elasticidade longitudinal ou módulo de Young.
E_T	Módulo de tangência.
f	Fator de atrito de Wanheim-Bay.
F	Força tangencial necessária para realizar movimento relativo entre duas superfícies; carga de instabilidade dos tubos.
$F(\sigma_{ij})$	Função limite de elasticidade.
G	Módulo de elasticidade transversal.
h_0	Espessura inicial do anel; altura inicial do tubo cônico.
h	Espessura instantânea de referência do anel; altura instantânea de referência do tubo cônico.
I_1, I_2, I_3	Invariantes do tensor das tensões.

J_1, J_2, J_3	Invariantes do tensor desviador das tensões.
k	Parâmetro característico do material a ser determinado experimentalmente; tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro; raio de giração.
l_0	Comprimento inicial.
l	Comprimento instantâneo de referência.
m	Fator de atrito de Prandtl.
N_j	Função interpoladora do elemento ou função de forma do elemento.
N	Número de nós; matriz das funções interpoladoras.
p	Pressão normal de contato.
P	Ponto nodal ou nó; Forma normal entre duas superfícies.
R	Vetor resíduo das forças.
r_{cm}	Raio de canto da matriz.
r_0	Raio de referência inicial do tubo.
r_m	Raio da matriz.
r_p	Raio do punção.
S	Superfície fechada arbitrária.
t_0	Espessura inicial da parede do tubo.
t	Tempo; espessura final da parede do tubo.
t_j	Tensões exteriores impostas nas superfícies do corpo sólido.
u	Velocidade; campo de velocidades.
u_j	Velocidades nodais.
\hat{u}_j	Deformação absoluta ou deslocamento.
v	Vetor velocidade; velocidade da matriz, punção ou placa de compressão.
v_j	Vetor de velocidades nodais.
\hat{v}_j	Aproximação do campo de velocidades.
V	Volume de controle.
v_x, v_y, v_z	Componentes do vetor velocidade.
w_d^e	Energia elástica de distorção por unidade de volume.
w^p	Trabalho plástico total por unidade de volume.
x, y, z	Coordenadas geométricas de um ponto.

Símbolos Gregos:

α	Ângulo do punção ou matriz; fator de proporcionalidade.
β	Tensão média adimensionalizada.
δ_{ij}	Função delta de Kronecker.
δt	Incremento de tempo.
δu_i	Perturbação arbitrária do campo de velocidades.
ε	Deformação infinitesimal.
$\bar{\varepsilon}$	Deformação equivalente ou efetiva
$\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$	Deformações principais.
ε_V	Deformação volumétrica.
ε_{ij}	Tensor das deformações.
ε_{ij}^e	Tensor das deformações elásticas.
$\dot{\varepsilon}_V$	Velocidade de deformação volumétrica.
$\dot{\varepsilon}_{ij}$	Tensor das velocidades de deformação.
$\dot{\varepsilon}_{ij}^e$	Tensor das velocidades de deformação elásticas.
$\bar{\varepsilon}_f$	Deformação de fratura.
$\dot{\bar{\varepsilon}}^p$	Velocidade de deformação plástica equivalente.
λ	Multiplicador de Lagrange; dimensões dos poros.
ξ, η, ζ	Coordenadas isoparamétricas.
ξ_i, η_i, ζ_i	Coordenadas isoparamétricas nodais.
$\bar{\Pi}$	Funcional correspondente à potência consumida no processo.
$\bar{\Pi}_f$	Funcional correspondente à potência consumida devido ao atrito.
$\bar{\Pi}_{total}$	Funcional correspondente à potência total consumida no processo.
σ	Tensão verdadeira.
σ_0	Tensão inicial nos modelos de Alexander, Wierzbicki e Ludwik-Hollomon.
$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$	Tensões principais.
σ_e	Tensão limite de elasticidade no ensaio de tração uniaxial.
σ_m	Tensão média; tensor esférico.
σ_θ	Tensão circunferencial.

σ_r	Tensão radial.
σ_l	Tensão longitudinal.
σ_{cr}	Tensão crítica de instabilidade.
σ_{kk}	Tensor hidrostático.
σ'_{ij}	Tensor desviador.
$\bar{\sigma}$	Tensão equivalente ou efetiva.
σ_{ij}	Tensor das tensões.
τ_{ij}	Tensão de cisalhamento.
τ_f	Tensão de cisalhamento devida ao atrito.
$\left[\frac{\partial R}{\partial v} \right]_{n-1}$	Matriz de rigidez tangencial

RESUMO

Componentes tubulares de parede fina têm aplicações em diversas áreas industriais, na forma de trocadores de calor, amortecedores de impacto, sistemas de fixação, absorvedores de energia, pré-formas para outros processos de conformação mecânica, etc. Neste trabalho é realizado um estudo de natureza teórico-experimental envolvendo os processos de expansão, redução e inversão de extremidades de tubos. Busca-se determinar os parâmetros que governam cada um deles, as limitações dos mesmos e se a conformação em matriz pode ser uma alternativa viável a processos mais complexos. Inicialmente é feito um resumo do estado atual do conhecimento na área de processos de acabamento de extremidade de tubos e uma breve descrição dos processos a serem estudados. A seguir são apresentados os fundamentos teóricos envolvidos no estudo de operações de deformação plástica, da teoria da plasticidade e do método de elementos finitos aplicado a deformação plástica, bem como dos principais modelos teóricos para previsão de instabilidade e fratura. É feita a caracterização do material a ser empregado (liga de alumínio 6061) através do levantamento de curvas de escoamento, perfis de microdureza Vickers e deformabilidade. Na última parte do trabalho são conduzidas simulações através de elementos finitos e experimentos dos processos de inversão, redução e expansão. São variadas características geométricas das ferramentas e o estado do material (diferentes tratamentos térmicos). Demonstra-se ao final a utilidade de diagramas de deformabilidade dos processos no desenvolvimento dos mesmos.

ABSTRACT

Thin-walled tubular parts have applications in several industrial areas, as heat exchangers, shock absorbers, preforms to other metal forming processes, etc. In this work is carried out an experimental and theoretical study involving the tube end expansion, reduction and inversion processes using a die. The parameters that govern each process are investigated. A brief description of each process, a summary of the state of art and the theoretical background of the theory of the plasticity and the method of finite elements applied the plastic deformation are presented. The main theoretical models of tube instability and damage are presented too. The material employed in the experimental tests is an ABNT6061 Aluminium alloy. The stress–strain curve is obtained by means of compression tests carried out at room temperature. The tribological conditions at the contact interface between the tube and the tools are estimated by means of ring compression tests and conical-tube tests. The formability (instability and damage limits) characterization of tube is also carried out. In the investigation on the tube end forming processes the emphasis is focused on understanding of modes of deformation and on establishing formability diagrams for the benefit of those who design tubular parts in daily practice. The theoretical investigation is accomplished by the utilisation of virtual prototyping modelling techniques based on the finite element method and the experimental work is mainly utilized for supporting and validating the theoretical investigation.

1. INTRODUÇÃO

Componentes tubulares de parede fina têm aplicações em diversas áreas industriais, na forma de trocadores de calor, amortecedores de impacto, sistemas de fixação, absorvedores de energia, pré-formas para outros processos de conformação mecânica, etc. Muitas vezes a produção de tais componentes envolve a execução de operações de acabamento ou fixação na extremidade dos tubos [1-4]. Essas operações podem ser divididas basicamente em quatro tipos que podem ser combinadas para gerar um grande número de formas geométricas. A figura 1.1 mostra os quatro tipos básicos de operações de acabamento: redução (algumas vezes denominada abocardamento), expansão, inversão interna e inversão externa.

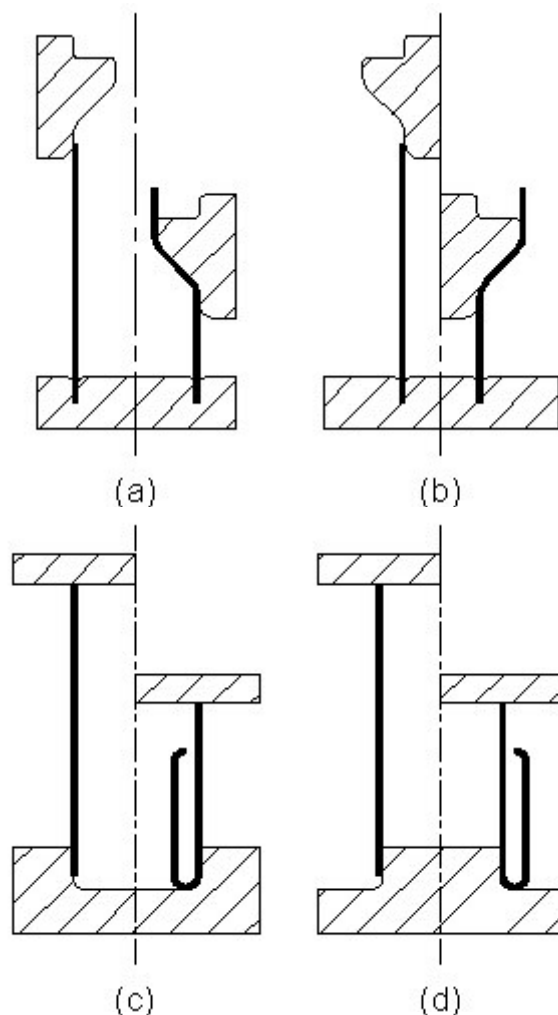


Figura 1.1. Quatro processos básicos de deformação das extremidades dos tubos: (a) redução, (b) expansão, (c) inversão interna e (d) inversão externa.

A figura 1.2 mostra como as operações básicas vistas na figura 1.1, aliadas a operações de dobramento, podem ser combinadas para gerar componentes de formas complexas e variadas.



Figura 1.2. Componentes tubulares de formas complexas. Fonte: <http://www.ems-sa.com>.

O objetivo deste trabalho é a realização de um estudo de natureza teórico-experimental envolvendo os processos de expansão, redução e inversão de extremidades de tubos conforme vistos na figura 1.1. Busca-se determinar os parâmetros que governam cada um deles, as limitações dos mesmos e se a conformação em matriz pode ser uma alternativa viável a processos mais complexos como, por exemplo, hidroconformação. Maior ênfase é dada ao estudo dos processos de expansão e redução visto já existirem várias publicações [1-21] com informações relativas aos fundamentos teórico-experimentais dos processos de inversão. Essas publicações são também estudadas a fim de se verificar analogias significativas entre os processos de inversão e os de expansão e redução.

Outro aspecto importante a ressaltar é o caráter formativo do trabalho decorrente da utilização de diferentes técnicas experimentais para a determinação de diferentes propriedades de materiais e processos e da análise de aspectos teóricos envolvidos na utilização de programas de simulação.

Visto que os processos estudados implicam compressão axial de um tubo de parede fina em uma matriz, atenção também é dada aos fenômenos de instabilidade plástica (flambagem) que podem ocorrer em tais situações.

A importância de realizar um estudo sistemático dos processos de acabamento de extremidades de tubos reside nos seguintes fatos:

- (i) os processos podem ser utilizados para a produção de um grande número de componentes, conforme pode ser visto na figura 1.2;
- (ii) a maioria dos fabricantes de peças tubulares tem a atenção dirigida ao desenvolvimento de processos automatizados com o objetivo de aumentar a eficiência, a produtividade e a qualidade; essa abordagem, entretanto, não leva em consideração aspectos importantes relacionados com a deformação do material;
- (iii) embora dados técnicos para o projeto de processos de expansão e redução de tubos possam ser encontrados na literatura especializada [22] não existem, até onde o autor pode determinar, trabalhos sistemáticos sobre a influência do atrito sobre o fluxo de material e sobre os efeitos do dano e dos caminhos de deformação sobre a ocorrência de trincas, engelhamento e flambagem.

Engelhamento (enrugamento) é um tipo de instabilidade plástica caracterizada pela formação de gelhas ou rugas. Já a flambagem pode ser definida como a perda de estabilidade de um elemento esbelto (barra ou tubo) pela aplicação de um esforço de compressão acima de determinado valor crítico. Normalmente as tensões que provocam a flambagem são inferiores às tensões máximas de compressão suportadas pelos materiais.

Visando estabelecer claramente as várias etapas de desenvolvimento o trabalho foi dividido em quatro partes principais:

- (i) apresentação do estado atual do conhecimento na área de processos de acabamento de extremidade de tubos;
- (ii) apresentação dos fundamentos teóricos que descrevem o processo de deformação plástica do material e a implementação dos mesmos em programas de simulação por elementos finitos;
- (iii) caracterização do material;
- (iv) simulação numérica e estudo experimental dos processos.

Na apresentação do estado atual do conhecimento na área de processos de acabamento de extremidade de tubos é feita uma breve descrição dos processos de

inversão interna, inversão externa, redução e expansão e, a seguir, mostrado um resumo da literatura existente sobre o tema.

No capítulo sobre os fundamentos teóricos envolvidos no estudo de operações de deformação plástica é apresentada uma breve revisão da teoria da plasticidade e do método de elementos finitos aplicado a deformação plástica, bem como dos principais modelos teóricos para previsão de instabilidade e fratura.

Na etapa de caracterização do material são apresentadas as metodologias e os resultados obtidos para o material (liga de alumínio 6061) relativos ao levantamento de curvas de escoamento, perfis de microdureza Vickers e deformabilidade. Nessa etapa é realizada a caracterização tribológica do processo através dos testes do anel plano e do tubo cônico.

Na última parte do trabalho são conduzidas simulações através de elementos finitos dos processos de inversão, redução e expansão. São variadas características geométricas das ferramentas e o estado do material (diferentes tratamentos térmicos). Para os processos de redução e expansão a geometria dos tubos é mantida fixa, sendo o diâmetro externo dos mesmos igual a 50,8 mm. O processo de inversão interna é estudado apenas através de simulação numérica visando determinar se para tubos de diâmetro igual a 50,8 mm continuam válidos os parâmetros geométricos do processo determinados por outros pesquisadores para outras geometrias. Os processos de redução e expansão também são estudados através de simulação numérica, sendo os resultados mais significativos obtidos testados experimentalmente. Nas análises teóricas são empregados os programas IFORM e QFORM. O programa IFORM vem sendo desenvolvido, há vários anos, na Seção de Tecnologia Mecânica do Instituto Superior Técnico da Universidade Técnica de Lisboa. O QFORM é um programa comercial, desenvolvido na Rússia, bastante utilizado em vários países e que começa a ser introduzido comercialmente no Brasil.

Na análise experimental são empregados tubos de uma liga de alumínio ABNT 6061 submetidos a diferentes tratamentos térmicos.

2. ESTADO ATUAL DOS CONHECIMENTOS

Literatura sobre processos de acabamento de extremidades de tubos é relativamente rara. Em relação aos processos de redução e expansão, temas principais desta tese, poucos trabalhos puderam ser localizados. A respeito dos processos de inversão existe uma maior produção científica internacional distribuída ao longo dos últimos 40 anos.

2.1. Breve Descrição dos Processos

Nos processos de conformação de extremidades de tubos, o material está sujeito ao encruamento por deformação à medida que é carregado. Este fenômeno, juntamente com as características geométricas do processo e o atrito definem ou não a viabilidade do processo de deformação bem como as propriedades mecânicas finais dos componentes tubulares. A deformação plástica desse tipo de componente é o resultado de três diferentes mecanismos: (a) dobramento/“endireitamento”; (b) estiramento/compressão ao longo da direção circunferencial θ , e (c) atrito.

No processo de inversão externa os tubos tornam-se instáveis para raios de canto da matriz, r_{cm} , muito pequenos e sofrem ruptura para raios elevados. O processo ocorre conforme mostrado esquematicamente na figura 2.1. Dobramento ocorre no ponto B, onde o tubo contacta a matriz e no ponto D, onde ocorre o “endireitamento” do material. Estiramento ocorre ao longo da direção circunferencial, θ , a medida que o tubo percorre o contorno do raio da matriz, desde o ponto B até D. O atrito tem influência na região de contato entre o tubo e a ferramenta, entre os pontos B e C [1-3].

No caso da inversão interna raios pequenos também provocam instabilidade. Entretanto, raios grandes produzem engelhamento seguido de instabilidade. O processo, visto na figura 2.2, corre de forma análoga ao anterior: dobramento no ponto B e “endireitamento” no ponto D. Entretanto, ao contrário do caso anterior, ocorre, entre os pontos B e D, uma compressão ao longo da direção circunferencial, θ . A influência do atrito tem lugar na interface entre o tubo e a matriz, na zona localizada entre os pontos B e C [4].

Nos processos de redução e expansão as variáveis geométricas importantes são o ângulo da ferramenta e a percentagem de deformação do diâmetro. Na expansão, dependendo dessas variáveis pode ocorrer instabilidade ou ruptura. Na redução, instabilidade ou engelhamento.

O processo de redução é visto na figura 2.3. Neste caso, o primeiro contato entre o tubo e a ferramenta ocorre no ponto A, sendo que até o ponto B existe apenas um deslizamento entre as superfícies. A deformação inicia-se no B onde começa a ocorrer o dobramento até o ponto C. Entre os pontos B e D ocorre uma compressão do tubo ao longo

da direção circunferencial, θ . O “endireitamento” ocorre entre os pontos D e E sendo que no ponto D o tubo deixa de ter contato com a matriz. O ponto E marca também o início de uma região de deformação livre que se estende até o ponto F e onde o comportamento do tubo se aproxima do de um corpo rígido. A influência do atrito ocorre predominantemente entre os pontos B e D embora alguma resistência ao movimento possa ocorrer na região cilíndrica AB.

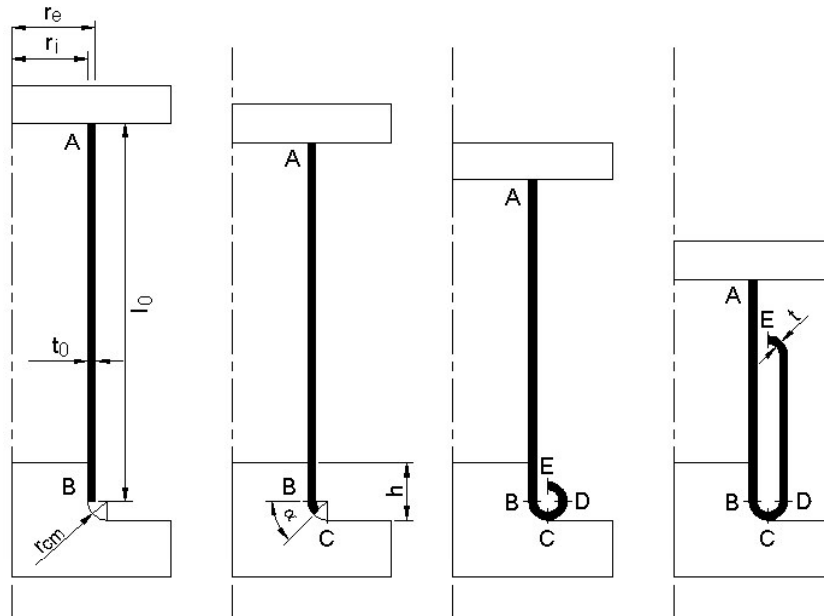


Figura 2.1. Representação esquemática do processo de inversão externa.

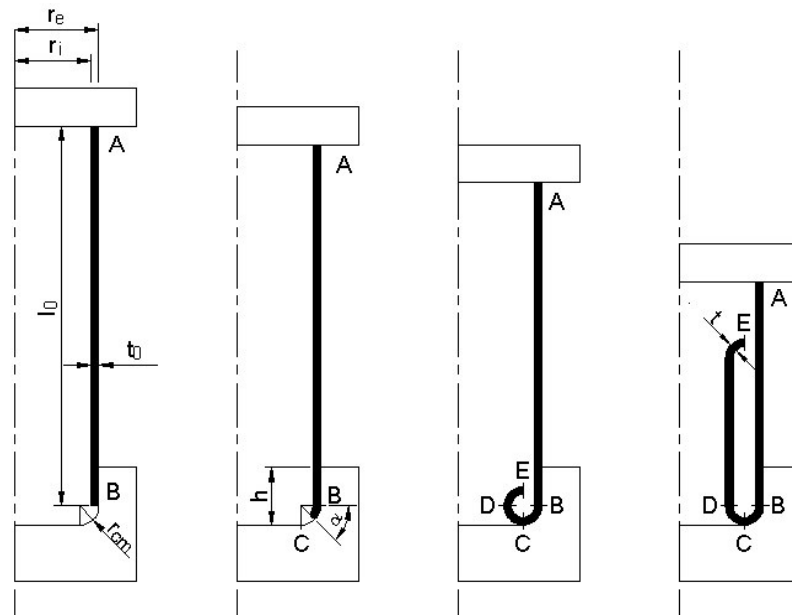


Figura 2.2. Representação esquemática do processo de inversão interna.

O processo de expansão é visto na figura 2.4 e ocorre de forma análoga ao anterior. O primeiro contato entre o tubo e a ferramenta ocorre no ponto A e até o ponto B

existe apenas um deslizamento entre as superfícies. No ponto B começa a ocorrer o dobramento até o ponto C. Entre os pontos C e D ocorre estiramento ao longo da direção circunferencial, θ . Entre os pontos D e E ocorre o “endireitamento”, sendo que no ponto D o tubo deixa de ter contato com o punção. Entre os pontos E e F existe uma região de deformação livre onde o tubo se comporta como um corpo rígido. A influência do atrito ocorre predominantemente entre os pontos B e D embora alguma resistência ao movimento possa ocorrer na região cilíndrica AB.

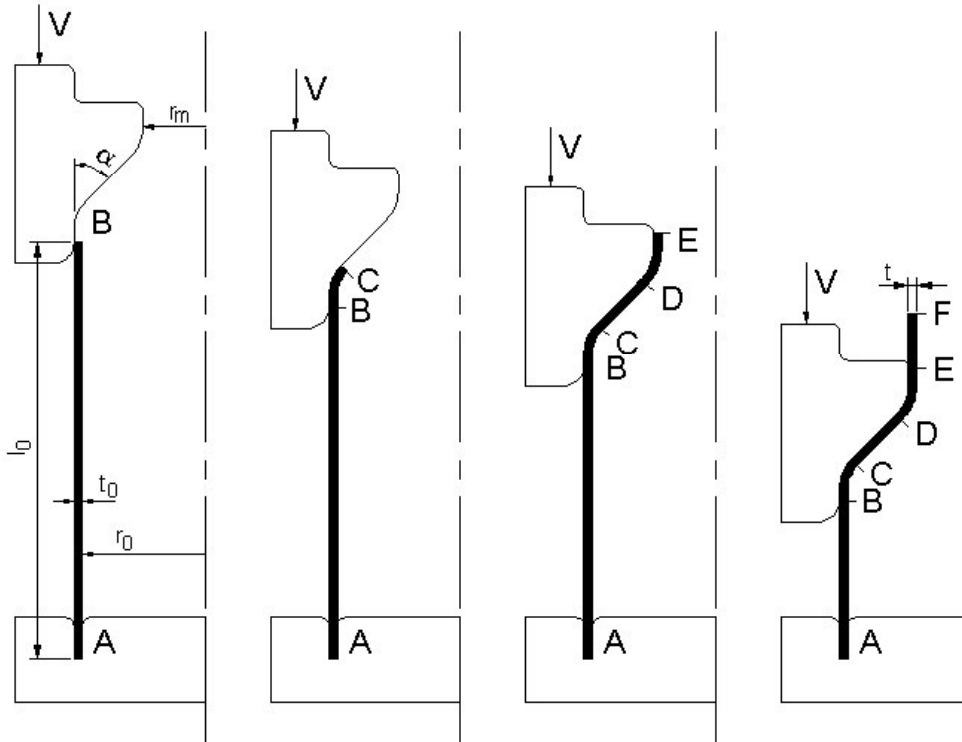


Figura 2.3. Representação esquemática do processo de redução.

2.2. Processos de Expansão e Redução

O primeiro trabalho que o autor pode localizar a respeito dos processos de redução e expansão foi publicado por Avitzur [23] em 1965. As características geométricas do processo são vistas na figura 2.5. Nesse trabalho são apresentados modelos para os dois processos, ambos baseados na teoria do limite superior, prevendo a força necessária em regime permanente, a máxima deformação em área possível e o ângulo ótimo para a matriz (ver figura 2.5).

Em 1996, Sadok et al. [24] utilizam o programa de elementos finitos FORGE2 para calcular a força e distribuição da deformação efetiva ao longo da zona de deformação. No caso da força são encontrados desvios de até 13% em relação a valores experimentais obtidos pelos autores.

Em 1997, Um e Lec [25] apresentam uma solução, baseada na teoria do limite superior, para o problema da trefilação de um tubo com um mandril fixo e consideram que a solução para o processo de redução é obtida fazendo-se o fator de atrito entre o tubo e o mandril igual a zero.

Em 1998, Ruminski et al. [26] analisam o efeito da forma da matriz sobre a distribuição das propriedades mecânicas e distribuição da deformação no processo de redução. Utilizam matrizes convexas e côncavas onde a curvatura das mesmas é definida de forma a manter constante a relação entre incrementos de deformação. O trabalho tem natureza teórico-experimental sendo utilizado o programa FORGE2.

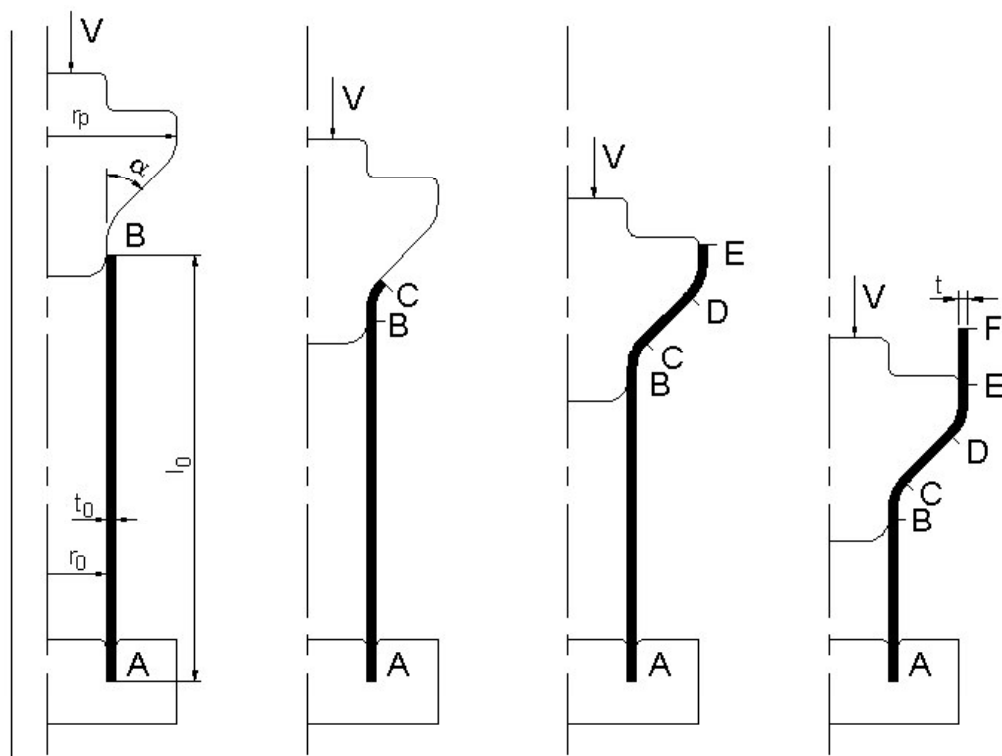


Figura 2.4. Representação esquemática do processo de expansão.

2.3. Processos de Inversão

Em 1966, Guist e Marble [5] efetuaram as primeiras experiências relacionadas com a inversão externa livre de tubos. Esta forma de inversão consiste na fixação de um tubo metálico previamente deformado que é depois suportado por um dispositivo apropriado como mostrado na figura 2.6. No trabalho é apresentada uma análise simplificada para calcular a evolução da carga ao longo do processo utilizando um modelo rígido ideal plástico do material.

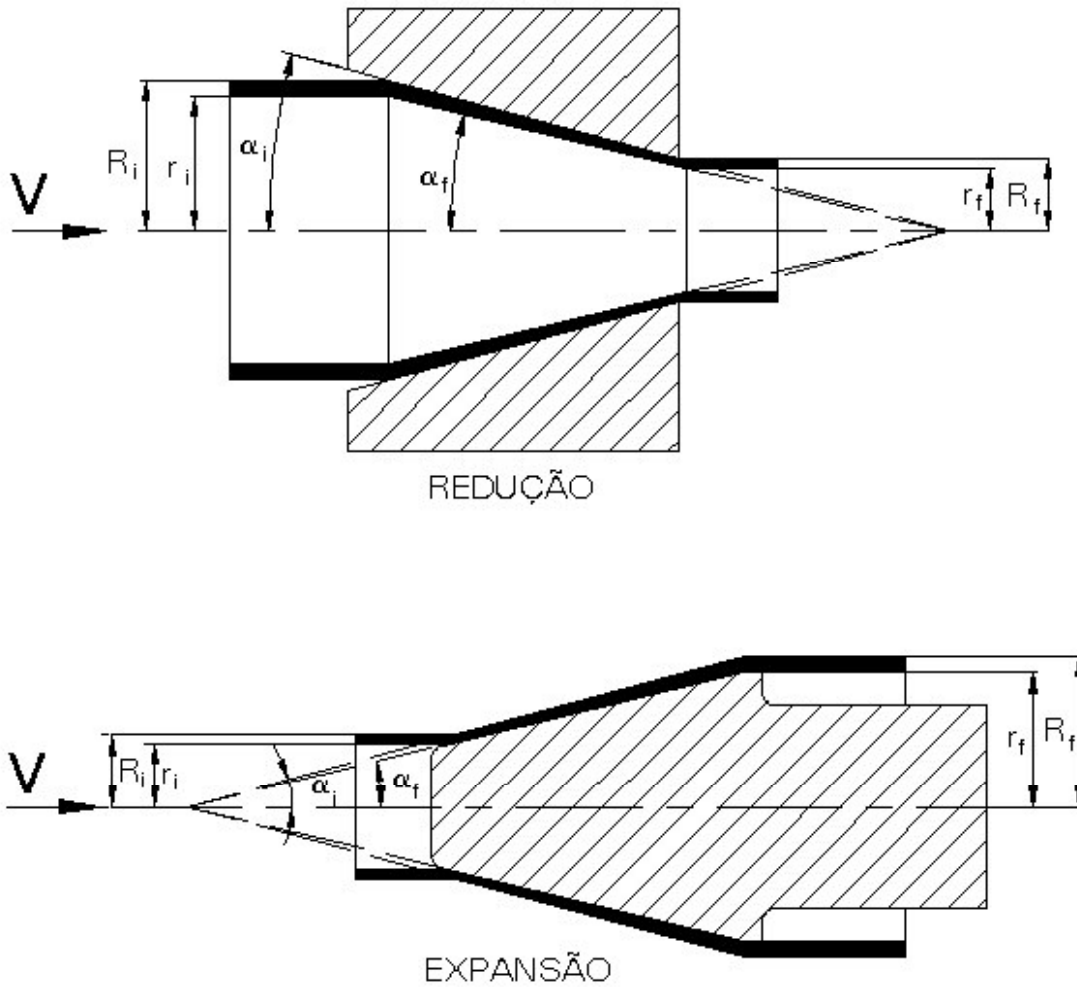


Figura 2.5: Características geométricas dos processos de expansão e redução conforme utilizados por Avitzur no desenvolvimento de modelos baseados na teoria do limite superior [adaptado de 23].

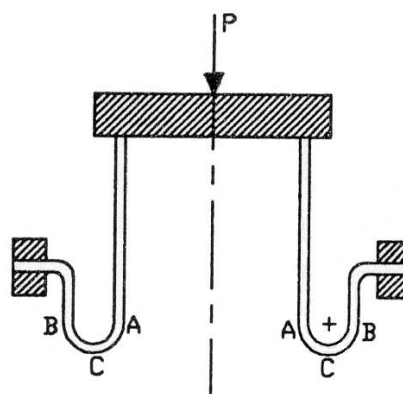


Figura 2.6. Inversão externa livre de tubos [5]

Alguns anos mais tarde, em 1972, Al-Hassani, Johnson e Lowe [6] desenvolveram investigações detalhadas sobre a inversão externa de tubos utilizando matrizes como a vista na figura 2.7. Nesse estudo foi levado em consideração o

encruamento por deformação e foi assumido um modelo rígido plástico para o material. A existência de atrito não foi considerada.

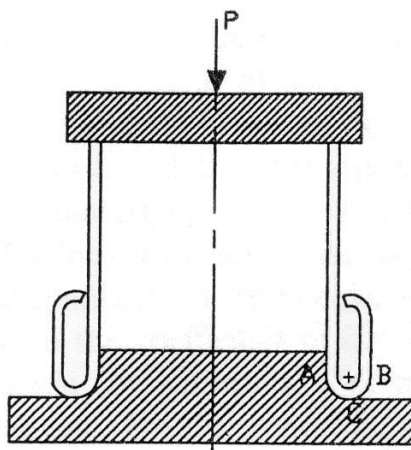


Figura 2.7. Inversão externa de tubos utilizando uma matriz [6].

Em 1976, Al-Qureshi e Morais [7] investigaram analítica e experimentalmente a inversão externa de tubos de cobre trabalhados a frio e recozidos e de tubos de latão 70/30. Desenvolveram um tratamento analítico semelhante ao apresentado por Al-Hassani [6] mas com a inclusão do efeito do atrito na área de contato entre o tubo e a matriz. No ano seguinte, em outro trabalho, Al-Qureshi e Morais [8] estendem sua análise ao processo de inversão interna.

A inversão interna de tubos foi estudada em 1983 por Kinkead [9] que levou em consideração o encruamento por deformação do material do tubo, o atrito na interface tubo-matriz e a variação de espessura do tubo invertido. Os resultados analíticos foram então comparados com os resultados experimentais existentes.

Entre 1986 e 1999, Reddy, Reid, Harrigan e Peng estudaram a inversão externa [10-12] e interna [13,14] de tubos metálicos. Foram desenvolvidos modelos analíticos e realizados experimentos. Também foi investigado o efeito do raio do canto da matriz na inversão externa, os modos de deformação e a ruptura dos tubos. O código de elementos finitos ABAQUS foi utilizado para estudar a inversão interna [13,14].

Em 1992, Yang e Zhaorong [15] apresentam um modelo para determinação do valor limite do raio da matriz para o qual o tubo pode ser invertido sem a ocorrência de instabilidade plástica ou ruptura. Se o raio for muito grande pode ocorrer ruptura do material. Por outro lado se o raio for muito pequeno, pode ocorrer instabilidade plástica visto que um valor crítico de tensão de compressão pode ser facilmente atingido. Então três modos de deformação, vistos na figura 2.8 [1], podem ocorrer: inversão, fratura ou instabilidade.



Figura 2.8. Modos de deformação possíveis de serem obtidos no processo de inversão externa de tubos de parede fina [adaptado de 1]

Em 1993, Chirwa [20] investigou o colapso plástico de um tubo metálico de parede fina, ao qual chamou tubo “inverbuck”. Propôs uma análise aproximada do mecanismo de colapso e da dissipação de energia resultante. A energia específica prevista, a evolução da carga e os mecanismos de colapso encontraram concordância nos ensaios experimentais. O processo é mostrado esquematicamente na figura 2.9.

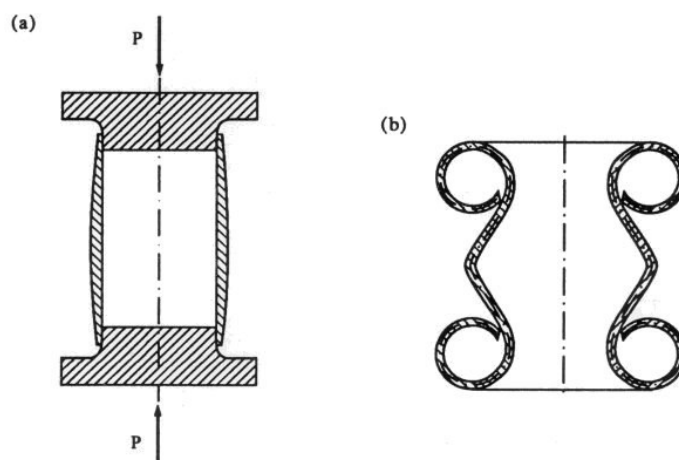


Figura 2.9. Tubo “inverbuck”: a) antes do colapso, b) depois do colapso [20].

Em 1997, Miscow e Al-qureshi [21] usaram a lei de conservação da energia para prever a carga dinâmica de inversão, com base em dados quasi-estáticos.

Até onde o autor pode determinar, o primeiro estudo intensivo de inversão de tubos utilizando o método dos elementos finitos foi desenvolvido em 2001, por Yang et al. [18, 19], que usou um modelo rígido-plástico para prever, com sucesso, a curva força-deslocamento no processo de inversão externa. O atrito na interface tubo-matriz foi incluído na formulação. São apresentados resultados para os casos em que houve sucesso na

inversão e não se mostraram exemplos dos outros dois modos de deformação que podem ocorrer na inversão externa, ou seja, fratura e instabilidade local.

Em 2003, Rosa et al. [1-3] apresentam os resultados de extenso estudo sobre a inversão externa de tubos de parede fina com auxílio de uma matriz, orientado para a compreensão da mecânica de deformação do processo e para um melhor entendimento dos modos de deformação (ver figura 2.8) que estão associados à definição dos limites de deformabilidade . A investigação de base foi realizada com a utilização de técnicas de prototipagem virtual baseadas no método dos elementos finitos. O trabalho experimental foi desenvolvido com tubo de uma liga de alumínio Al 6060 (normalizado e envelhecido naturalmente), tendo sido essencialmente utilizado para suporte e validação da investigação teórica.

Em 2004, Rosa et al. [4], fazem a transposição da metodologia empregada no trabalho com inversão externa [1-3] para investigar os parâmetros que governam o processo de inversão interna. Este projeto também contou com a colaboração do presente autor [20, 21] que detalha a influência do atrito e do raio da matriz nos modos de deformação.

3. FUNDAMENTOS TEÓRICOS

3.1. Introdução

Durante o processo de conformação o tubo é submetido a fenômenos de encruamento e dano. Esses dois mecanismos competem entre si de modo a controlar a viabilidade do processo bem como as propriedades finais do componente. A faixa de parâmetros onde o processo é levado a bom termo é limitada ou pela ocorrência de fratura dútil ou pela ocorrência de instabilidade localizada. Tendo em vista esta complexidade é conveniente apresentar aqui uma breve revisão da teoria da plasticidade, do método de elementos finitos aplicado a deformação plástica e dos principais modelos teóricos para previsão de instabilidade e fratura.

3.2. Teoria da Plasticidade

A teoria matemática infinitesimal da plasticidade descreve a mecânica de deformação de corpos sólidos que pela ação de solicitações externas sofrem deformações permanentes [27-32].

3.2.1. Tensão, Deformação e Velocidade de Deformação

De acordo com a teoria da plasticidade, a quantificação das tensões, deformações e velocidades de deformação num meio contínuo é expressa relativamente a um sistema de coordenadas fixo ao material no estado deformado.

O conceito de tensão está associado à noção de força aplicada por unidade de superfície e a sua generalização ao domínio tridimensional dá origem a noção de estado de tensão num ponto. Esse estado de tensão é definido através do tensor das tensões:

$$\sigma_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_{xx} & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_{yy} & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_{zz} \end{bmatrix} \quad (3.1)$$

onde $\tau_{ij} = \tau_{ji}$ [27-30].

O tensor das tensões pode decompor-se em um tensor hidrostático ou de tensões médias σ_{ii} , onde só existem estados puros de tração ou de compressão, e num tensor desviador, σ'_{ij} , onde as componentes normais são a diferença da tensão hidrostática para a total, ou seja:

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} + \sigma'_{ij} = \begin{bmatrix} \sigma_m & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_m & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_m \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \sigma'_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma'_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma'_z \end{bmatrix} \quad (3.2)$$

ou,

$$\sigma_{ij} = \frac{1}{3} \delta_{ij} \sigma_{kk} + \sigma'_{ij} \quad (3.3)$$

em que δ_{ij} é a função delta de Kronecker e σ_m representa a tensão média:

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{3} \quad (3.4)$$

Em plasticidade, quando se trata de grandes deformações, utiliza-se normalmente o conceito de deformação verdadeira ou logarítmica, ε :

$$\varepsilon = \int_{l_0}^l \frac{dl}{l} = \ln\left(\frac{l}{l_0}\right) \quad (3.5)$$

que considera em cada instante o incremento (pequeno) de deslocamento, dl , relativamente ao comprimento instantâneo de referência, l . A generalização desse conceito para o caso tridimensional, mostrada na figura 3.1 [28], leva a que sempre que os incrementos de deslocamento sejam pequenos se possa determinar o acréscimo de deformação num elemento de volume arbitrário, situado no interior de um corpo sólido através do tensor das deformações, ε_{ij} ($\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ji}$):

$$\varepsilon_{ij} = \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} & \varepsilon_{xy} & \varepsilon_{xz} \\ \varepsilon_{yx} & \varepsilon_{yy} & \varepsilon_{yz} \\ \varepsilon_{zx} & \varepsilon_{zy} & \varepsilon_{zz} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial \hat{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \hat{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.6)$$

O conceito de velocidade de deformação pode ser introduzido de uma forma análoga ao conceito de deformação. Considerando a deformação infinitesimal do elemento de volume representado na figura 3.1 e admitindo que entre a posição inicial (não deformada) e a posição final (após a deformação) decorre um intervalo de tempo muito pequeno, δt , as componentes do vetor velocidade, V_i , de qualquer ponto material podem ser consideradas constantes entre os dois instantes e os deslocamentos podem ser calculados como:

$$\begin{aligned} u &= V_x \delta t \\ v &= V_y \delta t \\ w &= V_z \delta t \end{aligned} \quad (3.7)$$

em que V_x , V_y e V_z são as componentes do vetor velocidade V nas direções x , y e z , no ponto considerado. Então, da mesma forma que as deformações foram expressas em função do campo de deslocamentos, as velocidades de deformação podem ser relacionadas ao campo de velocidades, v_i , obtendo-se:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v_i}{\partial x_j} + \frac{\partial v_j}{\partial x_i} \right) \quad (3.8)$$

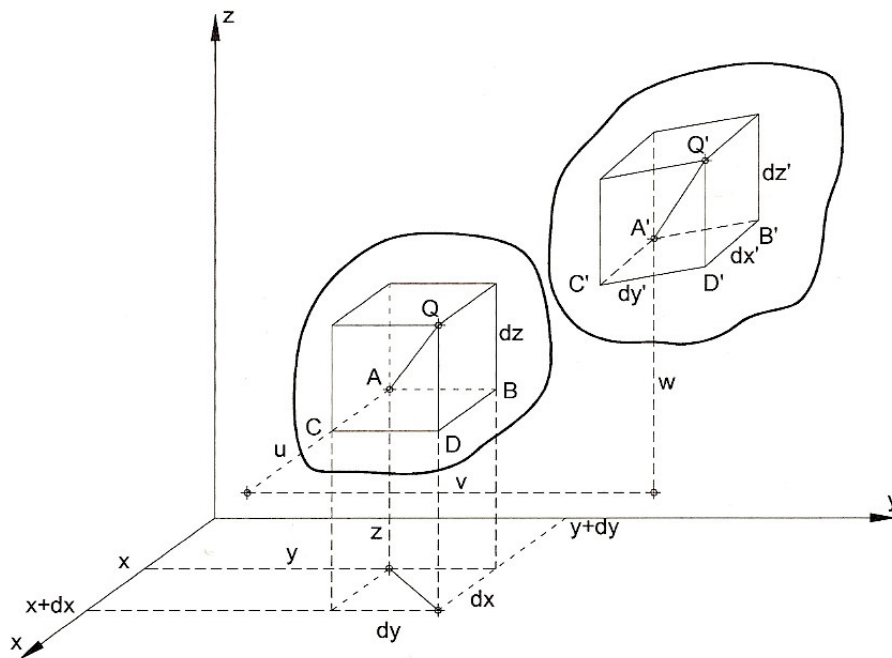


Figura 3.1. Deformação de um elemento de volume arbitrário pertencente a um corpo sólido devido à aplicação de um sistema de forças [28].

3.2.2. Critérios de Plasticidade

A generalidade dos processos tecnológicos de deformação plástica envolve estados de tensão em tração e em compressão, de natureza biaxial ou triaxial. Um dos aspectos mais relevantes da teoria da plasticidade é o estabelecimento de relações entre as tensões de forma a definir o limite de elasticidade, isto é, determinar as condições para as quais o material sai do domínio elástico e entra em domínio plástico, independentemente do estado de tensão a que está sujeito. Estas relações, conhecidas por critérios de plasticidade, são empíricas, comprovadas por um conjunto consistente de ensaios experimentais. Na formulação dos critérios de plasticidade de materiais dúteis são

geralmente consideradas algumas hipóteses simplificativas: (a) os estados hidrostáticos de tensão não provocam deformação plástica e não influenciam o início do domínio plástico; (b) para um material isotrópico, a condição de plasticidade deve depender da intensidade das tensões aplicadas, não sendo afetada pela rotação dos eixos de referência. [27, 28].

Genericamente qualquer critério de plasticidade pode ser escrito na forma:

$$F(\sigma_{ij}) = k \quad (3.9)$$

onde $F(\sigma_{ij})$ é uma função conhecida do estado de tensão, também designada por função limite de elasticidade, e k é um parâmetro característico do material, determinado experimentalmente.

Visto que para materiais isotrópicos os critérios de plasticidade devem ser independentes do sistema de eixos considerados, eles podem ser escritos em função dos três invariantes do tensor das tensões I_1 , I_2 e I_3 :

$$F(I_1, I_2, I_3) = k \quad (3.10)$$

obtidos a partir do estado de tensão σ_{ij} :

$$\begin{aligned} I_1 &= \sigma_{ij} \\ I_2 &= \frac{1}{2} \sigma_{ij} \sigma_{ij} \\ I_3 &= \frac{1}{3} \sigma_{ij} \sigma_{jk} \sigma_{kl} \end{aligned} \quad (3.11)$$

Visto que a deformação plástica dos materiais metálicos densos não é afetada pela tensão hidrostática a função limite de elasticidade é somente função dos invariantes do tensor desviador das tensões:

$$F(J_2, J_3) = k \quad (3.12)$$

onde J_2 e J_3 são respectivamente o segundo e o terceiro invariantes (o primeiro invariante, J_1 , é nulo), escritos como:

$$\begin{aligned} J_1 &= 0 \\ J_2 &= \frac{1}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij} \\ J_3 &= \frac{1}{3} \sigma'_{ij} \sigma'_{jk} \sigma'_{kl} \end{aligned} \quad (3.13)$$

e podem ser obtidos a partir do tensor das tensões:

$$\sigma'_{ij} = \sigma_{jk} - \frac{1}{3}\delta_{ij}\sigma_{kk} \quad (3.14)$$

Os critérios de plasticidade mais utilizados no estudo dos materiais metálicos são o de Tresca [27-32] e o de von Mises [27-33]. O critério de Tresca considera que a deformação plástica tem início quando a tensão de corte máxima, τ_{max} , ultrapassa um valor crítico:

$$\sigma_{max} = \frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \geq k \quad (3.15)$$

onde σ_1 e σ_3 são as tensões principais (com $\sigma_1 \geq \sigma_2 \geq \sigma_3$) e k é um parâmetro característico do material a ser determinado experimentalmente, denominado tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro e que pode ser função do encruamento. Essa tensão, k , relaciona-se com a tensão limite de elasticidade determinada no ensaio uniaxial de tração, σ_e , por:

$$k = \frac{\sigma_e}{2} \quad (3.16)$$

O critério de von Mises (1913) [33] considera que a deformação plástica tem início quando o valor da energia elástica de distorção por unidade de volume, w_d^e , atinge um valor crítico. Matematicamente, tem-se:

$$w_d^e = \frac{J_2}{2G} = \frac{3}{4G}\tau_{oct}^2 \geq w_{crítico} \quad (3.17)$$

onde J_2 representa o segundo invariante do tensor desviador das tensões, dado por,

$$\begin{aligned} J_2 &= \frac{1}{2}\sigma'_{ij}\sigma'_{ij} \\ &= \frac{1}{2}(\sigma_x'^2 + \sigma_y'^2 + \sigma_z'^2) + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2 \\ &= \frac{1}{6}\left[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2\right] \end{aligned} \quad (3.18)$$

e τ_{oct} a tensão de cisalhamento octaedral, dada por,

$$\tau_{oct} = \frac{1}{3}\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2} \quad (3.19)$$

A determinação do valor crítico da energia elástica de distorção por unidade de volume efetua-se considerando o início da deformação plástica de um estado de tração

uniaxial ($\sigma_1 = \sigma_e$ e $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$). Então, nessas condições a energia elástica crítica por unidade de volume, obtida a partir da relação da tensão de cisalhamento octaedral, será,

$$w_d^e = \frac{3}{4G} \left[\frac{1}{3} \sqrt{2\sigma_e^2} \right] = \frac{1}{6G} \sigma_e^2 \quad (3.20)$$

Substituindo esse resultado na expressão (3.14) e considerando a definição do segundo invariante do tensor desviador das tensões (equação (3.15)), obtém-se a seguinte forma para o critério de von Mises:

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 = 2\sigma_e^2 \quad (3.21)$$

No caso geral, em que o estado de tensão não esteja referido aos eixos principais, mas sim a um sistema de eixos cartesiano genérico (x, y, z) o critério de von Mises é escrito da seguinte forma,

$$(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2) = 2\sigma_e^2 \quad (3.22)$$

Resolvendo a equação (3.22) para um estado de cisalhamento puro ($\sigma_1 = k$, $\sigma_3 = -k$ e $\sigma_2 = 0$), a relação entre a tensão limite de elasticidade, σ_e , e a tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro, k , pode ser estabelecida, obtendo-se,

$$k = \frac{\sigma_e}{\sqrt{3}} \quad (3.23)$$

O critério e plasticidade de von Mises foi apresentado aqui admitindo que a deformação plástica tem início quando a energia elástica de deformação atinge um valor crítico, seguindo a interpretação física feita por Hencky em 1924 [27]. Porém, esse critério foi originalmente proposto por von Mises baseado no conceito de superfície limite de elasticidade, indicando que a deformação plástica se inicia quando o segundo invariante do tensor desviador das tensões, J_2 , atinge um valor crítico, ou seja,

$$J_2 - k^2 = 0 \quad (3.24)$$

O critério de von Mises, representado na equação (3.24) representa a forma mais simples da equação (3.9), que define genericamente a superfície limite de elasticidade, já que não considera o terceiro invariante o tensor desviador das tensões, J_3 , desprezando, desse modo o efeito Bauschinger [27].

A interpretação geométrica das superfícies de elasticidade de Tresca e de von Mises é feita na figura 3.2. No espaço tridimensional das tensões de Haig-Westergaard

a superfície de elasticidade de Tresca corresponde a um prisma hexagonal infinito com o eixo na diagonal espacial do sistema de eixos $\sigma_i, \sigma_j, \sigma_k$. Já a superfície de elasticidade de von Mises corresponde a um cilindro infinito com eixo nessa mesma diagonal. Note-se que, cortadas pelo plano das tensões principais, quando $\sigma_1=\sigma_2=\sigma_3$, as superfícies limite de elasticidade de Tresca e de von Mises geram, respectivamente um hexágono regular e uma circunferência. Já em um estado biaxial de tensão, quando as superfícies de elasticidade são cortadas pelo plano $\sigma_k=0$, obtém-se, para Tresca um hexágono distorcido e para von Mises uma elipse. Essa situação é representada na figura 3.3 em conjunto com alguns estados de tensão característicos de diversos processos de conformação mecânica.

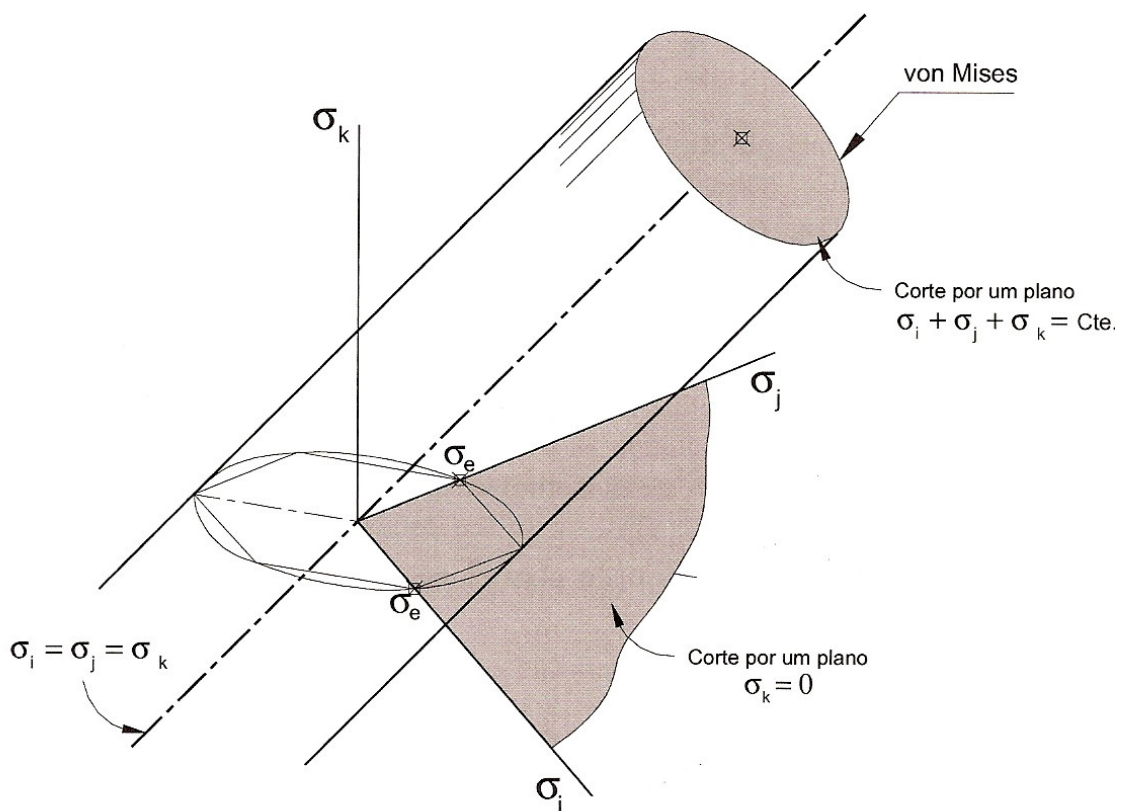


Figura 3.2. Representação esquemática das superfícies limite de elasticidade no espaço tridimensional de tensões de Haig-Westergaard [27].

3.2.3. Trabalho plástico, Tensão, Deformação e Velocidade de Deformação Efetivas

Os processos de deformação plástica são processos irreversíveis, em que grande parte o trabalho despendido é convertido em calor. Esse trabalho plástico, w^p , ao contrário da energia armazenada durante a deformação elástica, w^e , não é recuperável. O incremento e trabalho plástico por unidade de volume, dw^p , (ou incremento de energia de deformação plástica por unidade de volume) despendido na deformação plástica de um componente é,

$$dw^P = \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^P \quad (3.25)$$

sendo o trabalho plástico total por unidade de volume obtido a partir de,

$$w^P = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^P \quad (3.26)$$

em que $d\varepsilon_{ij}^P$ são as componentes plásticas do tensor das deformações resultantes do incremento de deformação [28].

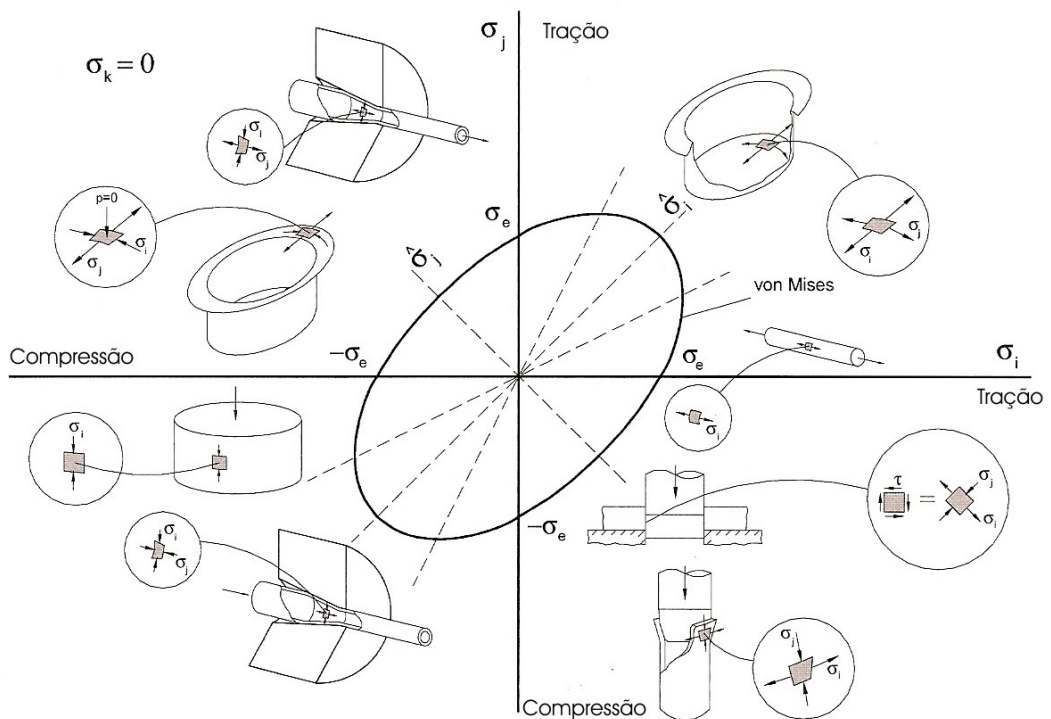


Figura 3.3. Representação do critério de plasticidade de von Mises para um estado biaxial de tensões, $\sigma_k=0$, no plano das tensões principais [27].

Os processos de deformação plástica geralmente envolvem estados complexos de tensão de natureza multiaxial. A teoria da plasticidade, por outro lado, desenvolve-se apoiada em ensaios simples com características uniaxiais ou, quando muito, biaxiais. Então, existe a necessidade de serem definidas variáveis que permitam efetuar a equivalência entre estados complexos de tensão/deformação e estados unidirecionais. Surgem assim os conceitos de tensão e deformação plástica efetiva ou equivalente.

Para o critério de von Mises a tensão equivalente é definida como,

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \quad (3.27)$$

O incremento de deformação plástica equivalente, $d\bar{\epsilon}^P$, é definido de tal modo que o trabalho incremental plástico por unidade de volume, dw^P , possa igualmente ser obtido a partir dos valores efetivos da tensão e da deformação,

$$dw^P = \bar{\sigma} d\bar{\epsilon}^P \quad (3.28)$$

Igualando as expressões (3.28) e (3.25) obtém-se para o incremento de deformação plástica efetiva, $d\bar{\epsilon}^P$, a seguinte expressão válida no âmbito da utilização do critério de plasticidade de von Mises,

$$d\bar{\epsilon}^P = \sqrt{\frac{2}{3} d\epsilon_{ij}^P d\epsilon_{ij}^P} \quad (3.29)$$

sendo então a deformação plástica efetiva dada por,

$$\bar{\epsilon}^P = \int d\bar{\epsilon}^P = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij}^P \epsilon_{ij}^P} \quad (3.30)$$

e a velocidade de deformação plástica efetiva por [27],

$$\dot{\bar{\epsilon}}^P = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^P \dot{\epsilon}_{ij}^P} \quad (3.31)$$

3.2.4. Equações Constitutivas

As equações que relacionam as tensões com as deformações são denominadas equações constitutivas. No domínio elástico, a relação entre a tensão e a deformação é linear e depende apenas dos estados inicial e final de tensão e de deformação. No domínio plástico essa relação não é linear sendo que as deformações deixam de ser univocamente determinadas pelas tensões, pois dependem da história do carregamento, ou seja, da forma como o estado de tensões foi obtido. Em plasticidade é, então, necessário determinar os incrementos de deformação plástica ao longo da história do carregamento (i.e., à medida que o carregamento prossegue), para depois obter a deformação total por integração entre os estados inicial e final.

As leis de Hooke estabelecem uma dependência linear entre as componentes do tensor das tensões e do tensor das deformações, ou seja:

$$\sigma_{ij} = \frac{E}{1+\nu} \epsilon_{ij}^e = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \epsilon_{kk}^e \delta_{ij} \quad (3.32)$$

onde E é o módulo de elasticidade longitudinal ou módulo de Young e ν representa o coeficiente de Poisson [28].

As relações entre os incrementos de tensão e deformação em domínio plástico denominam-se leis de escoamento plástico.

Levy em 1871 e von Mises em 1913 [27] propuseram que os incrementos de deformação plástica, $d\varepsilon_{ij}^P$, e as tensões desviadoras, σ'_{ij} , relacionam-se como:

$$\frac{d\varepsilon_{ij}^P}{\sigma'_{ij}} = d\lambda \quad (3.33)$$

onde $d\lambda$ é uma constante de proporcionalidade escalar e positiva, que não é uma constante do material e que pode variar ao longo da história do carregamento. Introduzindo-se o critério de plasticidade de von Mises nas equações (3.32) e recorrendo-se às definições de tensão efetiva e de deformação plástica efetiva é possível determinar que:

$$d\lambda = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}^P}{\bar{\sigma}} \quad (3.34)$$

onde $d\bar{\varepsilon}$ e $\bar{\sigma}$ são, respectivamente, o incremento de deformação plástica efetiva e a tensão efetiva [27]. Substituindo (3.34) em (3.33), as equações de Levy-Mises podem ser apresentadas na forma:

$$d\varepsilon_{ij}^P = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\varepsilon}^P}{\bar{\sigma}} \sigma'_{ij} \quad (3.35)$$

Uma vez que as equações de Levy-Mises não consideram a componente elástica da deformação, deve-se concluir que a sua validade está restrita a materiais com comportamento rígido-plástico, sendo particularmente indicadas para o estudo de processos onde as deformações plásticas atingidas pelas peças sejam elevadas e as deformações elásticas possam ser desprezadas, sem prejuízo dos resultados.

Quando é necessário incluir nos resultados a componente elástica da deformação é necessário fazer uso das equações constitutivas de Prandtl-Reuss [27], que estabelecem que os incrementos de deformação total são obtidos pela soma dos incrementos elástico, $d\varepsilon_{ij}^e$ (equação (3.32)), e plástico, $d\varepsilon_{ij}^P$ (equação (3.35)), ou seja:

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^P \quad (3.36)$$

3.3. Deformabilidade

O termo deformabilidade é normalmente utilizado para caracterizar o nível máximo de deformação que se pode alcançar durante um processo de deformação plástica, sem que ocorra a formação de macrobandas, estrições, ou fissuração. Embora as fraturas suscetíveis de ocorrer durante a deformação de metais sejam habitualmente classificados em frágeis ou dúteis, o estabelecimento de limites de deformabilidade, relacionados com a ocorrência de fissuração é, fundamentalmente, determinado pela iniciação e propagação de fraturas dúteis no interior ou na superfície das peças. Por esse motivo analisa-se aqui apenas esse caso [27, 28].

3.3.1. Mecanismos de fratura dútil

A deformação plástica dos materiais metálicos baseia-se no movimento e multiplicação de discordâncias. Quando esse movimento é imobilizado na vizinhança de porosidades, inclusões ou precipitados localizados nas regiões das peças onde a microestrutura foi submetida a deformações plásticas mais intensas, poderá dar-se início à nucleação de uma microfissura e, subseqüentemente, ao início de uma ruptura irreversível das ligações atômicas. O crescimento dos poros, a propagação e a orientação das microfissuras estão diretamente relacionados com a natureza das tensões que são impostas pelo processo de deformação plástica [27] e são fortemente influenciados pela forma, pelo tamanho, pela fração volumétrica e pela distribuição das inclusões presentes [34, 35].

A figura 3.4 [28] mostra esquematicamente o mecanismo de formação da fratura dútil, o qual ocorre em duas etapas distintas. Na primeira etapa os poros começam a aumentar de dimensão de uma maneira isolada refletindo a natureza e a intensidade do carregamento que está sendo aplicado sobre a peça. A segunda etapa surge assim que a dimensão dos poros, atinge um valor da ordem de grandeza da distância entre eles, iniciando-se assim um processo de agrupamento e interação entre poros adjacentes, do qual resultam microfissuras. Deste modo as microfissuras vão crescendo e propagando-se segundo planos normais à direção de aplicação da tensão ou, quando causadas pelas tensões de cisalhamento, segundo planos oblíquos a essa direção. O mecanismo de fratura dútil baseado em tensões de cisalhamento é muito importante para os processos de deformação plástica, pois as características geométricas e as condições de atrito nas peças e nas ferramentas resultam, freqüentemente, em um escoamento plástico não homogêneo, com zonas contendo elevados níveis de distorção [27, 28].

O tensor hidrostático tem grande influência no desenvolvimento de mecanismos de fratura dútil. Tensões hidrostáticas de compressão dificultam, ou até impedem, o crescimento de poros. Por outro lado, a presença de tensões hidrostáticas de

tração acelera o crescimento dos mesmos, reduzindo rapidamente a utilidade do material [27].

3.3.2. Influência do Estado de Tensões

A grande diversidade e geometria de peças e ferramentas e de modos de aplicação de carga em diferentes processos de deformação plástica fazem com que possam existir os mais variados estados de tensão. Isto pode ser observado na figura 3.3 [27], onde são representados, no plano as tensões principais, os estados de tensão que caracterizam alguns dos principais processos de conformação mecânica. É possível fazer distinção entre fissuras que têm início nas superfícies livres das peças e fissuras que têm origem no interior das mesmas ou na interface de contato com as ferramentas. As fissuras que ocorrem nas superfícies livres das peças desenvolvem-se sob estados de tensão biaxial (tensão plana). Já as fissuras que ocorrem no interior do material ou na interface com as ferramentas tem origem em estados de tensão triaxiais. Em qualquer dos casos, o surgimento de fissuras está associado ao surgimento de tensões secundárias de tração.

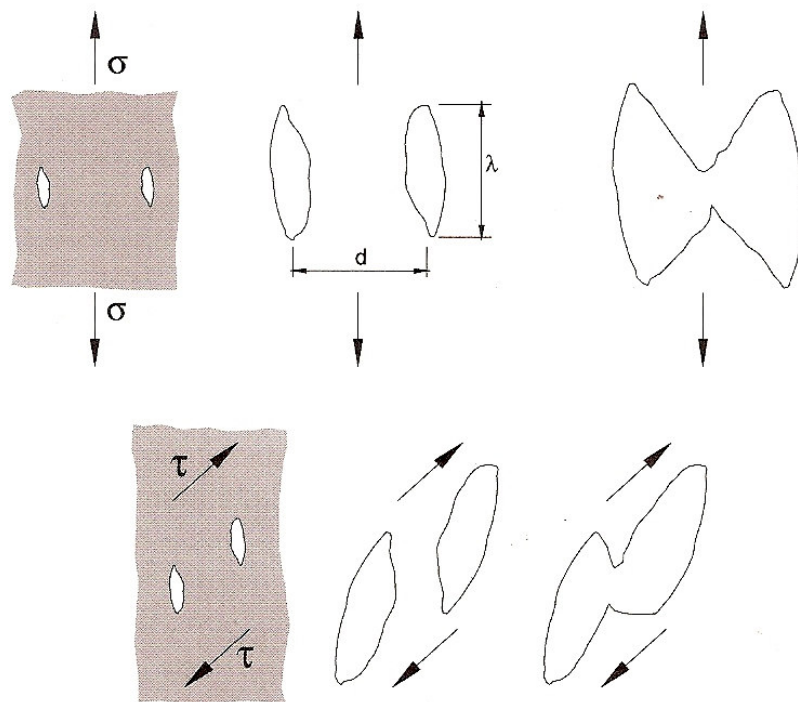


Figura 3.4. Crescimento e propagação de microfissuras por ação de tensões normais, σ e de tensões de cisalhamento τ [28].

A figura 3.5 mostra de uma forma esquemática o diagrama de deformabilidade proposto por Vujovic e Shabaik [36] para analisar a influência do estado de tensão na deformabilidade dos materiais. Neste diagrama a curva que estabelece o limite de deformabilidade é traçada tendo como abcissa o valor a tensão média adimensionalizada,

$\beta = 3\sigma_m / \bar{\sigma}$, característica do processo e como ordenada a deformação de fratura, $\bar{\epsilon}_f$, determinada através de ensaios de tração, compressão ou torção. A curva limite de deformabilidade separa o diagrama em duas zonas. A zona de trabalho situa-se abaixo da curva enquanto a zona perigosa, acima. A zona de trabalho é mais larga no lado da compressão e mais estreita no lado da tração refletindo a influência direta da tensão hidrostática sobre o crescimento dos poros e o início de microfissuras.

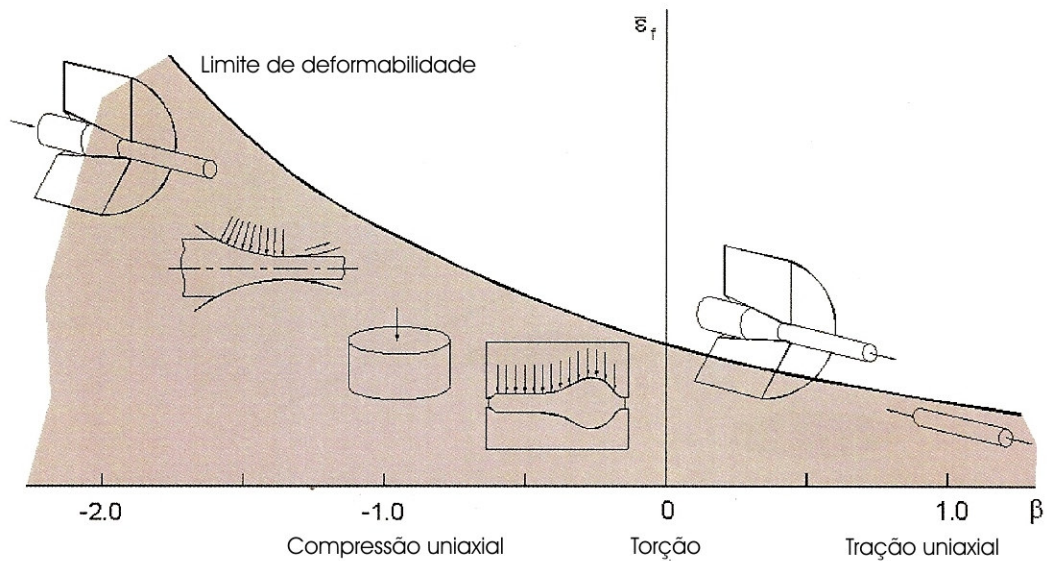


Figura 3.5. Representação esquemática do diagrama de deformabilidade proposto por Vujovic e Shabaik [36]

3.3.3. Influência do Estado e Trajetória de Deformação

A figura 3.6 mostra como a diversidade geométrica das peças, das ferramentas e dos estados de carregamento dá origem, tal como no caso das tensões, a uma vasta gama de estados e trajetórias de deformação. Esse fato leva a que também se possa efetuar o estudo dos limites de deformabilidade determinados pela ocorrência de fissuração comparando as trajetórias de deformação características dos processos de conformação mecânica com a deformação à fratura obtida em ensaios de materiais [27].

Metodologia nesse sentido foi proposta por Kuhn [37] com base no conceito de curva limite de estampagem introduzido por Keeler [38] e Goodwin [39] para o estabelecimento do limite de deformabilidade de chapas finas para operações de estampagem. De acordo com a metodologia proposta por Kuhn os valores limites de deformabilidade devem ser determinados experimentalmente através de ensaios de compressão com atrito. A presença do atrito visa catalizar o embarrilamento do corpo de prova, levando ao surgimento de tensões tangenciais de tração, responsáveis pelos mecanismos de fissuração, na superfície lateral do mesmo (superfície livre). Como o embarrilamento e a relação entre as deformações principais, ϵ_θ e ϵ_z , no instante da fratura

dependem das condições de lubrificação e da relação entre a altura e o diâmetro inicial dos corpos de prova pode-se, pela variação desses parâmetros, obter diferentes trajetórias de deformação e diferentes pontos de início de fratura.

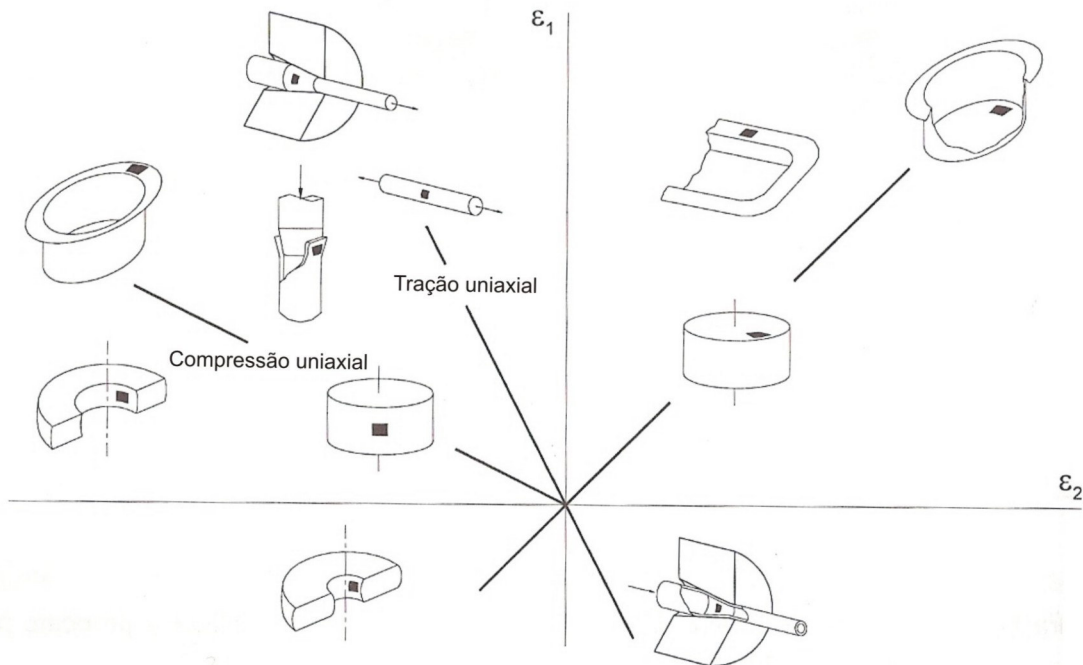


Figura 3.6. Representação esquemática de trajetórias de deformação características de diferentes processos de deformação plástica no plano das deformações principais, ϵ_1 , ϵ_2 , (superfície das peças) [27].

Os trabalhos iniciais de Kuhn permitiram concluir que os pontos correspondentes ao início da fratura dútil encontram-se alinhados segundo uma reta paralela à trajetória de deformação características da compressão homogênea sem atrito. Conforme pode ser visto na figura 3.7, essa linha, que estabelece o limite de deformabilidade, pode ser matematicamente expressa como::

$$\epsilon_{\theta} = C - \frac{1}{2}\epsilon_z \quad (3.37)$$

onde C representa o valor de ϵ_{θ} em condições de deformação plana ($\epsilon_z=0$) e a reta limite de deformabilidade é paralela à reta $\epsilon_{\theta} = -\epsilon_z/2$ ($=\epsilon_r$), representativa da compressão homogênea sem atrito [27].

Embora válido como primeira aproximação o diagrama de Kuhn deve ser utilizado com alguma prudência. Estudos mostram que o limite de deformabilidade não é, na verdade, uma linha reta e que o valor de C depende do nível de tensão hidrostática. Pode-

se afirmar que a presença de estados hidrostáticos de compressão faz aumentar o limite de deformabilidade deslocando a linha limite para cima no diagrama de Kuhn [37].

3.3.4. Critérios de Fratura Dútil

Devido a sua importância no desenvolvimento de processos de deformação plástica a fratura dútil tem sido objeto de estudo de diversos pesquisadores [40-46] buscando encontrar um critério de fratura que possa ser genericamente aplicado. Os critérios de fratura dútil aplicados a processos de deformação plástica baseiam-se no estabelecimento de uma função matemática que depende simultaneamente dos valores de tensão e deformação e que traduz o valor do dano acumulado. Nestas condições o início da fratura tem lugar quando o dano acumulado atinge um valor limite denominado “dano crítico”. Genericamente os critérios que derivam desse conceito são variantes do trabalho plástico por unidade de volume [27]:

$$w^P = \int \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} \quad (3.38)$$

A tabela 3.1 mostra quatro dos principais critérios de fratura dútil mais comumente utilizados em estudos envolvendo processos de deformação plástica. Nessa tabela as constantes C_1 , C_2 , C_3 e C_4 representam o valor do dano acumulado, ao longo dos caminhos de deformação, que deve ser comparado com o valor do dano crítico, previamente calibrado por via experimental para cada um dos critérios, $\bar{\epsilon}_f$ é o valor da deformação efetiva na fratura e A (equação 3.39) é uma constante do material, também determinada experimentalmente.

A primeira abordagem sobre critérios de fratura dútil foi feita por Freudenthal [43] que considerou como valor crítico na fratura justamente o trabalho plástico realizado por unidade de volume (equação (3.39)). Um critério alternativo baseado no valor crítico da energia de tração por unidade de volume (equação (3.40)) foi proposto por Cockcroft e Latham [44]. Do ponto de vista físico-macroscópico, esse critério considera que apenas a tensão principal σ_1 tem relevância para o início da fratura dútil. Contudo, essa hipótese pode resultar em previsões e ruptura desajustadas da realidade, sempre que as direções principais 1, 2 e 3 sofrerem alterações ao longo o processo de deformação plástica [27]. Os critérios de Freudenthal e de Cockcroft e Latham consideram unicamente a mecânica da deformação, fundamentam-se na teoria da plasticidade e não consideram os fenômenos microscópicos associados ao mecanismo de fratura.

Um critério de fratura dútil, com fundamentação na análise do mecanismo e crescimento de defeitos esféricos num campo de tensões triaxiais foi proposto por Rice e Tracey [45]. Matematicamente esse critério é expresso pela equação (3.41) onde o

quociente $\sigma_m / \bar{\sigma}$ é habitualmente designado por tensão média adimensionalizada e destina-se a explicitar a influência da tensão média na ductilidade e na ocorrência de fraturas dúteis [28].

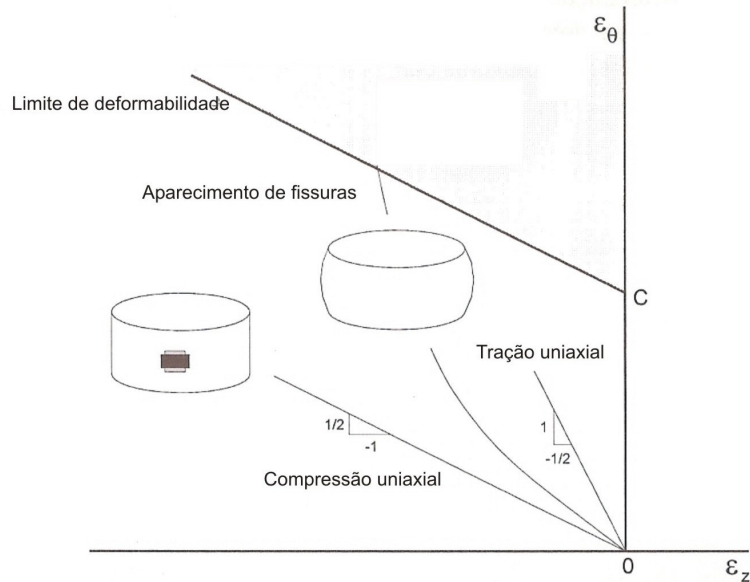


Figura 3.7. Estabelecimento da curva de deformabilidade do material no plano das deformações principais, ε_1 , ε_2 , combinando a trajetória de deformação com o valor experimental da deformação no instante da fratura [27].

O quarto critério mostrado na tabela 3.1 é devido a Oyane [46] e colaboradores. Esse critério foi desenvolvido de forma a contabilizar a deformação plástica que o material sofre antes do aparecimento de fissuras e encontra suporte teórico adicional no âmbito da teoria matemática macroscópica da plasticidade aplicada a materiais porosos e de observações microscópicas de iniciação e crescimento de microfissuras [27].

3.4. Atrito

O atrito desempenha um papel bastante importante nos processos de conformação mecânica sendo normalmente considerado indesejável visto que afeta o acabamento superficial das peças, diminui a vida das ferramentas e aumenta as exigências do processo em termos de potência. Durante a deformação plástica o atrito desenvolve-se na interface de contato entre a peça e as ferramentas e pode dificultar ou mesmo impedir o escoamento do material nessa região.

3.4.1. Coeficiente de atrito

De acordo com a teoria de Amontons-Coulomb, relativa à mecânica de contato entre corpos sólidos, o coeficiente de atrito, μ , é definido como sendo o quociente

entre a força tangencial, F , necessária para realizar o movimento relativo entre as superfícies e a força normal, P , aplicada entre as mesmas, ou seja:

$$\mu = \frac{F}{P} = \frac{\tau_f}{p} \quad (3.43)$$

onde τ_f é a tensão de cisalhamento e p é a tensão normal de contato entre as superfícies.

Tabela 3.1. Quatro dos principais critérios de fratura dútil mais comumente utilizados em estudos envolvendo processos de deformação plástica.

Autores	Critérios
Freudenthal [43]	$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \bar{\sigma} d\bar{\epsilon} = C_1 \quad (3.39)$
Cockcroft e Latham [44]	$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \sigma_1 d\bar{\epsilon} = C_2 \quad (3.40)$
Rice e Tracey [45]	$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \exp\left(\frac{3}{2} \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} = C_3 \quad (3.41)$
Oyane [46]	$\int_0^{\bar{\epsilon}_f} \left(1 + A \frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}}\right) d\bar{\epsilon} = C_4 \quad (3.42)$

O aspecto mais relevante da teoria de Amontons-Coulomb prende-se ao fato do coeficiente de atrito ser independente das áreas real e aparente de contato, sendo unicamente proporcional às forças aplicadas e, conseqüentemente às tensões desenvolvidas, entre as superfícies [28].

3.4.2. Fator de atrito Interfacial

A teoria da adesão determina que a tensão de cisalhamento máxima na interface de contato entre o material e a ferramenta é a tensão limite de elasticidade do material em cisalhamento puro [27]. Por outro lado, sabe-se que na generalidade dos processos de fabricação por conformação mecânica a tensão normal de contato entre o material e a ferramenta pode superar em muito esse valor. Então, verifica-se pela equação (3.43) que, uma vez atingida a tensão de escoamento em cisalhamento do material, um aumento no valor da tensão normal implica em diminuição do atrito. Tal situação não tem

significado físico. Nesse caso, em que altas tensões de contato estão envolvidas, o atrito deve ser contabilizado por:

$$m = \frac{\tau}{k} \quad (3.44)$$

onde m é o fator de atrito, τ é a tensão de cisalhamento na interface material/ferramenta e k é a tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro.

Essa forma alternativa de contabilizar o atrito é conhecida como lei de Prandtl e determina que a tensão de cisalhamento devida ao atrito é independente da tensão de contato entre as duas superfícies. Os valores limites para o fator de atrito: são $m=0$, quando não existe atrito e $m=1$, para condições de aderência. A lei de Prandtl deve ser aplicada sempre que as tensões de contato sejam muito elevadas, onde o coeficiente de atrito, μ , deixa de ter significado. Por outro lado, a utilização da lei de Prandtl em situações com tensões de contato reduzidas pode levar a estimativas exageradas do valor da tensão de cisalhamento devida ao atrito [28].

3.4.3. Modelo geral de atrito

Os modelos de atrito descritos nos parágrafos anteriores, apesar de largamente utilizados, apresentam algumas limitações, dependendo do processo de conformação em estudo. A aplicação do modelo de Amontons-Coulomb na análise de processos de tais como forjamento ou extrusão, onde as tensões normais na interface matriz/peça são freqüentemente muito maiores do que a tensão de escoamento do material, resulta valores superestimados para as tensões de atrito na interface. Por outro lado, a utilização da lei de Prandtl (ou lei do atrito constante) esbarra na dificuldade do atrito não depender do estado de tensões na interface, sendo simplesmente uma propriedade do material. Nesse caso as tensões de atrito na interface são superestimadas em processos com baixas tensões normais [27, 47, 48].

Uma tentativa de superar tais dificuldades foi feita por Wanheim e Bay [47-49] que desenvolveram um modelo geral para descrever o atrito na interface matriz/peça. Em termos práticos o modelo assume que o atrito é proporcional à tensão normal quando a relação entre a pressão normal aplicada, q , e a tensão de escoamento do material, σ_0 , é menor que 1,5. Por outro lado, quando a relação q/σ_0 é maior do que 3,0 o atrito assume um valor constante. As duas fixas são interligadas através de uma região de transição. A figura 3.8 mostra a variação da tensão nominal de atrito (adimensionalizada) em função da pressão normal nominal (adimensionalizada) para diferentes valores do fator de atrito de Wanheim-Bay, f [47, 48].

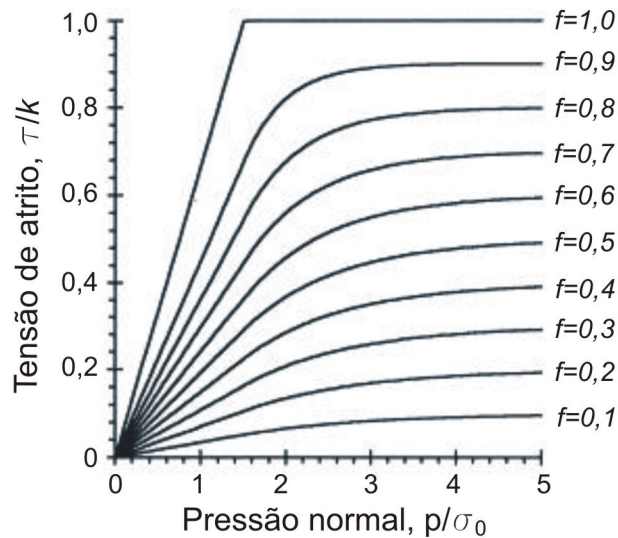


Figura 3.8. Variação da tensão nominal de atrito (adimensionalizada) em função da pressão normal nominal (adimensionalizada) para diferentes valores do fator de atrito de Wanheim-Bay, f [47, 48].

De acordo com o modelo a tensão de atrito, τ , na interface de contato pode ser expressa como:

$$\tau = f \alpha k \quad (3.45)$$

onde k é a tensão de escoamento em cisalhamento puro, f é o fator de atrito e α é a relação entre as áreas de contato real e aparente entre uma superfície lisa (ferramenta) e uma superfície rugosa (peça). Na prática o fator de atrito f é determinado experimentalmente e o termo α calculado de acordo com as expressões analíticas desenvolvidas por Gerved [50-52]:

$$f\alpha = \frac{\tau}{p} = \frac{p/\sigma_0}{p'/\sigma_0} \frac{\tau}{k} \quad (3.42)$$

para $(p \leq p')$, e

$$f\alpha = \frac{\tau}{p} = \frac{\tau'}{k} + \left(f - \frac{\tau'}{k} \right) \left(1 - \exp \left[\frac{\tau'/k \left(p'/\sigma_0 - p/\sigma_0 \right)}{p'/\sigma_0 \left(f - \tau'/k \right)} \right] \right) \quad (3.42)$$

para $(p > p')$, com:

$$\frac{p'}{\sigma_0} = \frac{1 + \pi/2 + \arccos(f) + \sqrt{1-f^2}}{(\sqrt{3})(1 + \sqrt{1-f})} \quad (3.43)$$

e

$$\frac{\tau'}{k} = 1 - \sqrt{1-f} \quad (3.44)$$

onde f é o fator de atrito no modelo de Wanheim-Bay, k é a tensão de escoamento em cisalhamento puro, p é a pressão normal, p' é a pressão normal no limite de proporcionalidade, σ_0 é a tensão de escoamento, τ é a tensão de atrito e τ' é a tensão de atrito no limite de proporcionalidade [47, 48].

3.4.4. Caracterização Experimental do Atrito

O atrito é um fenômeno difícil de medir e embora exista um grande número de testes desenvolvidos, apenas uns poucos são aplicáveis à determinação experimental do valor do coeficiente/fator de atrito nas superfícies de contato entre a peça e as ferramentas em um processo de conformação mecânica [53]. Um dos mais difundidos e simples de serem executados é o teste do anel.

Os primeiros testes com anel são atribuídos a Kunogi [54] e, posteriormente o método foi desenvolvido por Male e Cockroft [55] através de uma calibração experimental para o coeficiente de atrito, μ . Segundo Male e Depierre [56], o tratamento matemático do teste com a utilização do método do limite superior para o fator de atrito, m , teve Kudo [57] como pioneiro. A primeira análise satisfatória do problema foi apresentada por Avitzur [58-63]. A técnica do teste do anel envolve uma simples operação de forjamento de um corpo de prova em forma de anel entre duas placas planas. A variação do diâmetro para uma determinada deformação na espessura do anel é função do atrito interfacial. Se o atrito é zero, o anel deforma-se como um disco sólido, com cada ponto fluindo radialmente para fora em uma velocidade proporcional à sua distância do centro. Quando existe atrito na interface a condição torna-se energeticamente favorável ao surgimento de um raio neutro que define uma casca cilíndrica que divide o anel em duas regiões: pontos definidos por raios maiores que o raio neutro fluirão radialmente para fora, enquanto que pontos definidos por raios menores que o raio neutro fluirão no sentido oposto. A magnitude do atrito irá determinar a localização do raio neutro e portanto a variação do raio interno para uma dada deformação em espessura. O decréscimo do raio interno é mais acentuado quando o atrito é elevado [61, 62]. Na prática o ensaio consiste em deformar anéis para diferentes deslocamentos das placas de compressão, medindo-se para diferentes deformações o valor do diâmetro interno, d , e a espessura, h , do anel. Com esses valores é possível determinar o coeficiente

ou fator de atrito característico do conjunto material/ferramenta/lubrificante, bastando para isso utilizar curvas teóricas de calibração que podem ser obtidas através de programas de simulação numérica ou por meios analíticos como a teoria do limite superior [27, 61-64].

Um segundo método relativamente simples para avaliação do atrito em processos de conformação mecânica é o teste do tubo cônico [65]. Na prática a metodologia não difere da do teste do anel. A figura 3.9 mostra o corpo de prova e o ferramental utilizado no teste do tubo cônico. Nesse ensaio o corpo de prova na forma de um cilindro oco com um das extremidades na forma de um tronco de cone é comprimido entre uma placa plana (ferramenta inferior) e uma plana cônica (ferramenta superior).

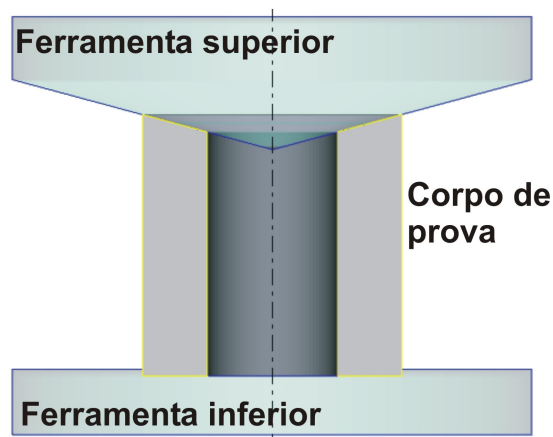


Figura 3.9. Corpo de prova e ferramental para o ensaio do tubo cônico

Como no teste do anel realiza-se uma série de ensaios comprimindo-se o corpo de prova até diferentes alturas, medindo-se então o diâmetro externo máximo na zona cônica. Paralelamente simula-se o ensaio, fazendo-se variar o atrito, construindo-se então curvas de calibração teóricas tendo na abcissa a deformação em altura e na ordenada a variação do diâmetro externo. Sobrepondo os resultados experimentais nas curvas de calibração é possível determinar o coeficiente ou fator de atrito característico do conjunto material/ferramenta/lubrificante. A principal vantagem do ensaio do tubo cônico sobre o teste do anel é que neste caso apenas uma das ferramentas precisa ser efetivamente caracterizada para o teste. Além disso, no ensaio do tubo cônico é possível obter maiores deformações com menos força. A figura 3.10 mostra dois conjuntos de curvas de calibração obtidas, por simulação através de elementos finitos, para o teste do anel e para o ensaio do tubo cônico.

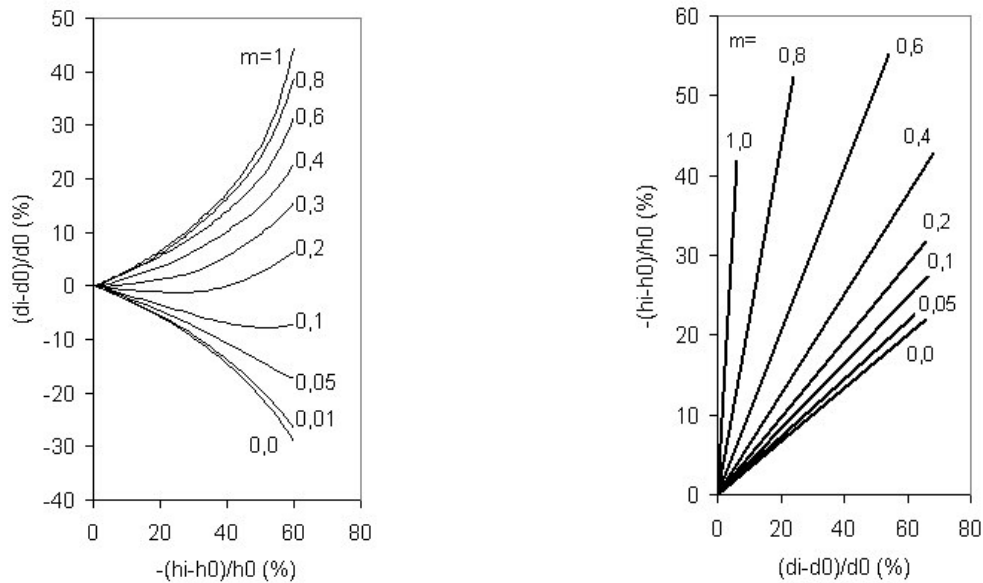


Figura 3.10. Curvas de calibração obtidas, por simulação através de elementos finitos, para o teste do anel (esquerda) e para o ensaio do tubo cônico (direita).

3.5. Instabilidade Plástica de Tubos

A compressão axial de tubos origina, para uma determinada carga crítica, a perda de estabilidade do mesmo, que pode ser geral ou local conforme pode ser visto na figura 3.11. A instabilidade geral ocorre para tubos longos e com paredes relativamente espessas, enquanto que instabilidade local ocorre quando um tubo tem parede fina [1]. No caso da instabilidade localizada a mesma pode ocorrer simetricamente na forma de curvas concêntricas lembrando um fole ou assimetricamente lembrando a forma de um diamante [66].

Não existe uma fronteira exata entre a instabilidade geral e a local, uma vez que as duas dependem da combinação de diferentes fatores, como o material, as condições nas extremidades do tubo, a geometria, o tipo de carga ou até mesmo a existência ou não de imperfeições. No caso de instabilidade localizada, o que determina se a mesma ocorre com ou sem simetria (fole ou diamante) parece ser a relação entre o raio do tubo, R , e a espessura da parede, t . Para baixos valores de R/t a instabilidade tende a ocorrer em fole enquanto que para altos valores de R/t a falha do tipo diamante é mais provável [66].

Os primeiros desenvolvimentos na área da instabilidade elástica de colunas foram feitos por Euler [1, 66], sendo a tensão crítica, em regime elástico dada por:

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{\left(\frac{l}{k}\right)^2} \quad (3.45)$$

onde E representa o módulo de elasticidade, l o comprimento da coluna e k o raio de giração.

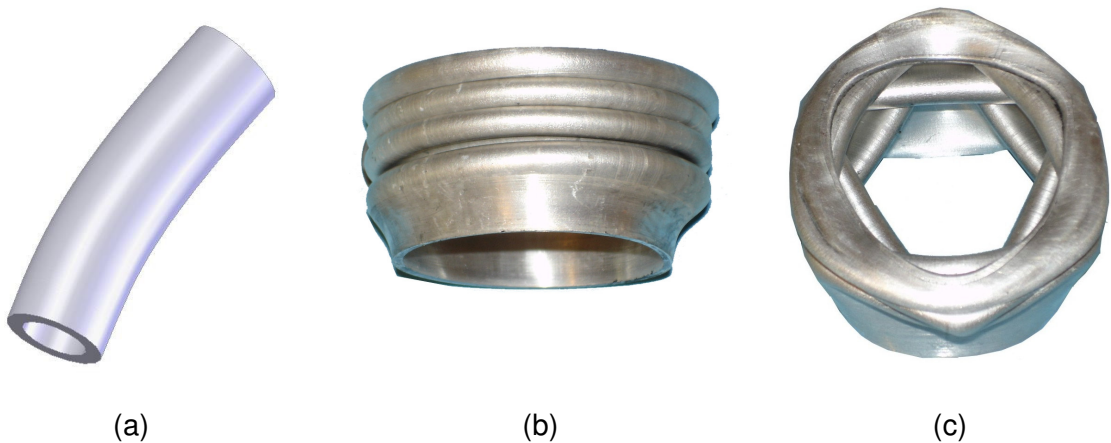


Figura 3.11. Modos de instabilidade plástica de tubos sobre compressão axial: (a) Instabilidade geral, (b) Instabilidade local simétrica, (c) Instabilidade local não simétrica.

A primeira tentativa para resolver o problema de instabilidade plástica de uma coluna esbelta foi feita por Engesser [67], com base na teoria elástica de colunas devida a Euler e na fórmula do “módulo de tangência”. De acordo com esta teoria, o módulo de elasticidade da equação de Euler deve ser substituído pelo módulo de tangência do material, definido pela inclinação $d\sigma / d\varepsilon$ da curva de escoamento na região plástica [1]. Estes desenvolvimentos foram subseqüentemente melhorados por Shanley [1, 68], dando origem à seguinte expressão válida para tubos de parede fina:

$$\sigma_{cr} = 0.5 C \pi^2 E_t \left(\frac{r}{l_0} \right)^2 \quad (3.46)$$

em que C é um parâmetro dependente das condições de fronteira ($C = 4$, para uma coluna com ambas as extremidades fixas), E_t é o módulo de tangência para o valor $\sigma = F / A$, em que F é a carga aplicada e A é a área da seção transversal do tubo, e r e l_0 são o raio e o comprimento do tubo, respectivamente.

Atualmente a expressão mais utilizada na determinação analítica da tensão axial crítica, para instabilidade local, foi proposta por Timoshenko [1, 67]:

$$\sigma_{cr} = \frac{1}{\sqrt{3 \cdot (1 - \nu^2)}} E_t \frac{t_0}{r} \quad (3.47)$$

em que ν é coeficiente de Poisson, E_t é o módulo de tangência, e t_0 e r são a espessura e o raio do tubo, respectivamente.

Até onde o autor pode determinar o primeiro trabalho a estudar especificamente o colapso plástico de tubos de parede fina foi publicado por Alexander [70]. Nesse trabalho é assumido um modo simples de colapso do tubo e a energia necessária para atingir esse modo e a carga (força) média de colapso são determinados para o caso de instabilidade localizada com simetria (tipo fole). A figura 3.12 mostra esquematicamente o mecanismo imaginado por Alexander para esse tipo de falha. Ele considera que o colapso inicia-se em uma das extremidades do tubo através do dobramento axial de determinado comprimento igual a $2h$ (ver figura 3.12). O dobramento é concentrado ao longo de uma circunferência e ocorre apenas uma dobra por vez. Isso significa que um determinado comprimento do tubo deve colapsar totalmente antes que sua região vizinha comece a deformar-se. A solução obtida por Alexander para a carga de instabilidade, F , é:

$$F = 6,08 \sigma_0 t^{1,5} \sqrt{D} \quad (3.48)$$

onde σ_0 é a tensão de escoamento do material e t e D são, respectivamente, a espessura da parede e o diâmetro médio do tubo.

Wierzbicki et al. [71] modificaram a hipótese inicial de Alexander de que o colapso de determinado comprimento de tubo ocorre com o dobramento do mesmo concentrado ao longo de uma circunferência. Também aboliram a idéia de que determinada porção do tubo apenas inicia a deformar-se após sua vizinhança estar totalmente colapsada. Em vez disto imaginaram que a deformação corre de forma contínua conforme mostrado esquematicamente na figura 3.13. Com essas novas hipóteses, deduziram, para a carga de instabilidade a expressão:

$$F = 7,935 \sigma_0 t^{1,5} \sqrt{D} \quad (3.49)$$

onde σ_0 é a tensão de escoamento do material e t e D são, respectivamente, a espessura da parede e o diâmetro médio do tubo. Wierzbicki et al. [71] mostram que a equação 3.49 ajusta-se melhor aos seus dados experimentais do que fórmula deduzida por Alexander (equação 3.48).

3.6. O Método de Elementos Finitos Aplicado à Deformação Plástica

O desenvolvimento do método de elementos finitos data do final da década de 1950 ligado aos trabalhos de Turner et al. [72], Argyris e Kelsey [73] e Clough [74], sendo este último o primeiro a usar o termo “elemento finito” [27].

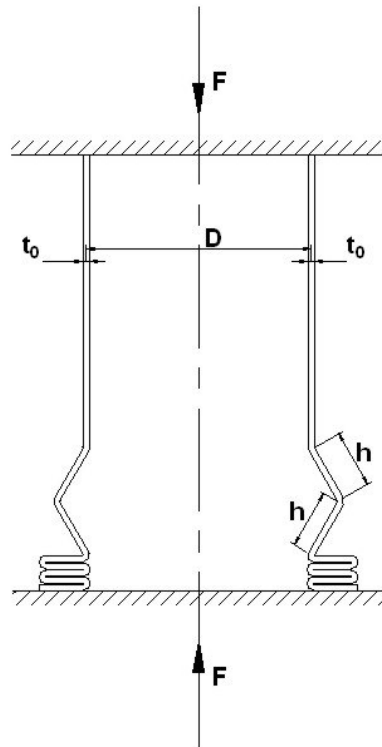


Figura 3.12. Modelo proposto por Alexander: o colapso inicia-se em uma das extremidades do tubo e um determinado comprimento deve colapsar totalmente antes que sua região vizinha comece a deformar-se [70].

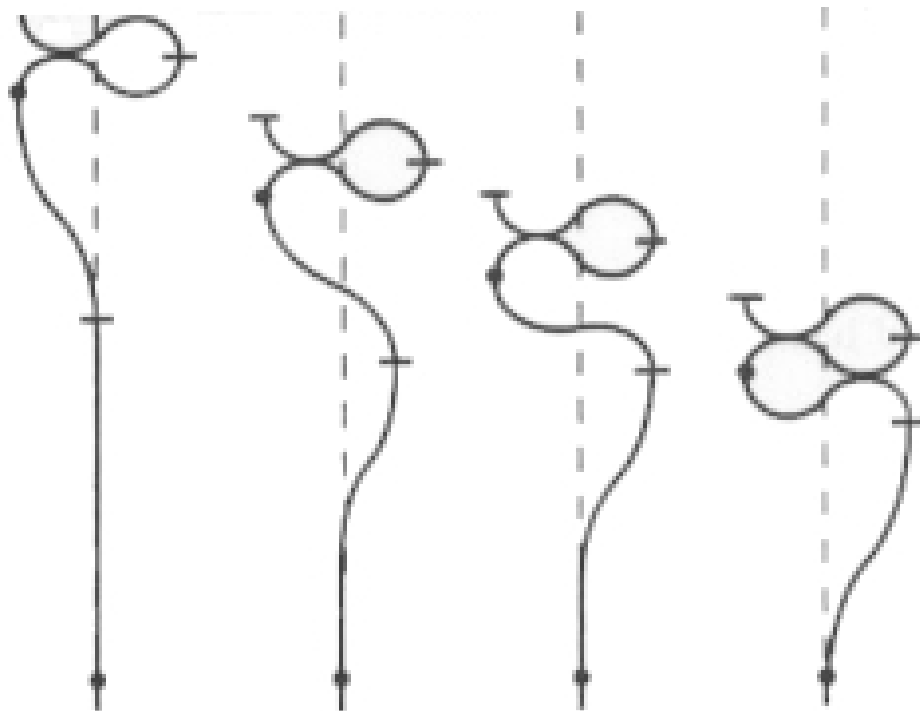


Figura 3.13. Modelo proposto por Wierzbicki et al.: a deformação ocorre de forma contínua [71].

As primeiras aplicações do método, efetuadas na resolução de problemas de análise estrutural com aplicações no domínio das tecnologias de fabricação foram iniciadas nos anos 60. Os primeiros trabalhos devem-se a Marçal [75], Yamada [76], Zienkiewicz [77], Kobayashi [78, 79] e respectivos colaboradores que foram os primeiros a aplicarem o método na resolução de problemas elasto-plásticos em deformação plana ou axissimétrica, como por exemplo, a compressão simples e a extrusão [28].

Os programas desenvolvidos na década de 1960 baseavam-se na formulação sólida para deformações infinitesimais e eram, na sua maioria, o resultado da generalização de programas existentes para análise estrutural. Rapidamente verificou-se que esta formulação não servia para analisar as não-linearidades associadas à geometria e ao material decorrentes das grandes deformações plásticas. Efetivamente, a formulação sólida para deformações infinitesimais apenas permitia simular corretamente operações onde os níveis de deformação plástica e de rotação pudessem ser desprezados [27].

No início da década de 1970, Lee e Kobayashi [78, 79], Cornfield e Johnson [80], e Zienkiewicz e Godbole [81], desenvolveram uma formulação alternativa, denominada formulação de escoamento plástico ou "*flow formulation*". Essa formulação caracteriza o escoamento dos materiais metálicos em deformação plástica de uma forma análoga ao escoamento dos fluidos viscosos incompressíveis. Assim, as deformações elásticas são desprezadas, os materiais são descritos através de leis de comportamento rígido-plásticas ou rígido-viscoplásticas e as relações entre a tensão e a velocidade de deformação baseiam-se nas equações constitutivas de Levy-Mises.

A formulação de escoamento plástico tem sido muito utilizada na análise de processos de deformação plástica e serve de base a vários programas de elementos finitos, como por exemplo, DEFORM2/3, FORGE2/3, EESY-2-FORM [27, 28], LARSTRAN-SHAPE [82], MSC.SUPERFORM [83] além dos utilizados neste trabalho, IFORM 2D [27, 28], e QFORM 3D [84]. A realização de um estudo detalhado sobre o método de elementos finitos foge à proposta deste trabalho e pode ser realizado recorrendo-se aos trabalhos de Zienkiewicz e Taylor [85-87] e Chandrupatla e Belegundu [88]. Entretanto, devido a sua importância, os fundamentos teóricos da formulação de escoamento plástico são apresentados a seguir, tendo por base os trabalhos de Rodrigues e Martins [27] e Alves [28].

3.6.1. Equações Básicas

Existem dois tipos de forças externas que atuando em um corpo produzem tensões: as forças de superfícies e as forças mássicas. As forças de superfície advém, por exemplo, de estados de pressão hidrostática ou do contato com outros corpos. Já as forças

mássicas são aquelas distribuídas pelo volume do corpo com origem em forças gravitacionais, centrífugas, magnéticas ou de inércia.

Na ausência de forças mássicas distribuídas pelo volume do corpo, as equações de equilíbrio de tensões podem ser escritas como:

$$\begin{aligned}\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yx}}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{zy}}{\partial z} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y} + \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} &= 0\end{aligned}\tag{3.50}$$

ou, na forma abreviada:

$$\frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} = 0\tag{3.51}$$

A forma variacional fraca dessa equação pode ser escrita como:

$$\int_V \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} \delta u_i dV = 0\tag{3.52}$$

onde δu_i é uma perturbação arbitrária do campo de velocidades. Em termos físicos a forma variacional fraca da equação de equilíbrio de tensões determina que a equação diferencial (3.50) tenha apenas que ser respeitada em termos médios para a globalidade do corpo sólido em vez de ter que ser respeitada na totalidade dos pontos que constituem o corpo sólido.

Aplicando a regra da derivada do produto na forma variacional fraca, pode obter-se a seguinte expressão,

$$\int_V \sigma_{ij} \frac{\partial(\delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_V \frac{\partial}{\partial x_j} (\sigma_{ij} \delta u_i) dV = 0\tag{3.53}$$

a qual, pela aplicação do teorema da divergência leva a:

$$\int_V \sigma_{ij} \frac{\partial(\delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_S \sigma_{ij} n_j \delta u_i dS = 0\tag{3.54}$$

ou:

$$\int_V \sigma_{ij} \frac{\partial(\delta u_i)}{\partial x_j} dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0\tag{3.55}$$

onde $\sigma_{ij}n_j = t_i$, representa as tensões exteriores que estão impostas na superfície do corpo sólido.

Reescrevendo a equação (3.55), na forma a seguir apresentada,

$$\int_V \sigma_{ij} \frac{1}{2} \left[\frac{\partial(\delta u_i)}{\partial x_j} + \frac{\partial(\delta u_j)}{\partial x_i} \right] dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0 \quad (3.56)$$

e introduzindo nesta equação o tensor das velocidades de deformação, $\dot{\epsilon}$, obtém-se,

$$\int_V \sigma_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0 \quad (3.57)$$

Efetuada de seguida a decomposição do tensor das tensões, σ_{ij} , na soma do tensor desviador, σ'_{ij} , com o tensor esférico, σ'_m , pode reescrever-se a equação (3.57) na forma:

$$\int_V \sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} dV + \int_V \sigma_m \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0 \quad (3.58)$$

em que $\delta \dot{\epsilon}_v = \delta_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} = \delta \dot{\epsilon}_{ii}$ representa a perturbação arbitrária da velocidade de deformação volumétrica.

Substituindo na equação anterior a perturbação arbitrária da potência específica associada à deformação plástica do material, (potência interna por unidade de volume), $\delta \dot{w} = \sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij}$, por uma expressão equivalente expressa em termos dos valores efetivos de tensão e velocidade de deformação $\sigma'_{ij} \delta \dot{\epsilon}_{ij} = \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon}$, obtém-se a seguinte expressão matemática,

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + \int_V \sigma_m \delta \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0 \quad (3.59)$$

A condição de incompressibilidade $\dot{\epsilon}_v = 0$ exigida ao campo de velocidades do material em deformação plástica pode ser incorporada na equação anterior através da adição de um termo de valor nulo,

$$\int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + \int_V \sigma_m \delta \dot{\epsilon}_v dV + \int_V \delta \sigma_m \dot{\epsilon}_v dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS = 0 \quad (3.60)$$

Esta expressão matemática pode ainda ser representada sob a forma condensada que se apresenta a seguir,

$$\delta \bar{\Pi} = 0 \quad (3.61)$$

em que o símbolo $\bar{\Pi}$ representa o seguinte funcional,

$$\bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \int_V \sigma_m \dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_T} t_i u_j dS \quad (3.62)$$

Alternativamente, poder-se-ia ter obtido a equação anterior (3.62) a partir do segundo princípio extremo de Hill [89], o qual estabelece que a solução de problemas rígido-plásticos assenta no estabelecimento de um campo de velocidades u_j cinematicamente admissível que satisfaça a condição de incompressibilidade, a compatibilidade das deformações, que obedeça às condições de fronteira e que simultaneamente minimize o funcional,

$$\bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV - \int_{S_T} t_i u_j dS \quad (3.63)$$

A minimização do funcional, $\bar{\Pi}$, permite escrever a seguinte igualdade,

$$\delta \bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV - \int_{S_T} t_i u_j dS = 0 \quad (3.64)$$

A resolução numérica da equação anterior através do método dos elementos finitos determina a necessidade de se utilizarem funções de forma que simultaneamente assegurem a incompressibilidade do campo de velocidades e evitem as deformações correspondentes a movimentos de corpo rígido. Uma forma de ultrapassar este tipo de requisitos exigidos às funções de forma consiste na modificação do funcional anterior (3.63) através da introdução de um multiplicador de Lagrange λ obtendo-se,

$$\bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \int_V \lambda \dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_T} t_i u_j dS \quad (3.65)$$

e para $\delta \bar{\Pi}$,

$$\delta \bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + \int_V \lambda \dot{\epsilon}_V dV + \int_V \delta \lambda \dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_T} t_i \delta u_j dS = 0 \quad (3.66)$$

Comparando as equações (3.60) e (3.66) pode-se concluir que o multiplicador de Lagrange λ coincide com o valor da tensão média, σ_m .

Uma forma alternativa de resolver o problema da incompressibilidade que tem de ser exigido ao campo de velocidades consiste em modificar o funcional $\bar{\Pi}$ (3.63), através da introdução de uma constante de penalidade K , obtendo-se,

$$\bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \dot{\epsilon} dV + \frac{K}{2} \int_V \dot{\epsilon}_V^2 dV - \int_{S_T} t_i u_i dS \quad (3.67)$$

e, para $\delta \bar{\Pi}$,

$$\delta \bar{\Pi} = \int_V \bar{\sigma} \delta \dot{\epsilon} dV + K \int_V \dot{\epsilon}_V \delta \dot{\epsilon}_V dV - \int_{S_T} t_i \delta u_i dS \quad (3.68)$$

em que K é um valor positivo grande. A analogia existente entre as equações (3.68) e (3.62) ou (3.65), permite relacionar o valor da constante de penalidade K com o valor da tensão média σ_m da forma a seguir indicada,

$$\frac{K}{2} \dot{\epsilon}_V = \lambda = \sigma_m \quad (3.69)$$

Em face do exposto pode concluir-se que a imposição da condição de incompressibilidade $\dot{\epsilon}_V = 0$ permite transformar a determinação do mínimo do funcional $\bar{\Pi}$ num problema de mínimos condicionados. A sua resolução pode ser efetuada através de diversas técnicas das quais se destacam, pela sua importância, a dos multiplicadores de Lagrange e a da função de penalidade.

A técnica dos multiplicadores de Lagrange é uma técnica mista que possui como variáveis a velocidade e a tensão média. Introduzem-se mais variáveis no problema e, conseqüentemente, existem mais equações para resolver. Os sistemas de equações que resultam da aplicação do método dos elementos finitos tornam-se mais complexos podendo inclusive apresentar termos nulos na diagonal principal. Esta situação obriga a cuidados especiais na resolução do sistema de equações, especialmente quando se utiliza pivoteamento na diagonal, de modo a evitar o aparecimento de pivôs nulos.

A técnica da função de penalidade transforma o problema da minimização condicionada num problema de minimização sem condições. Este método tem a vantagem de ser mais simples e dispendioso do que o anterior na medida em que o número de variáveis e de equações a resolver não é aumentado. Apenas se exige a determinação do campo de velocidades. Porém, a técnica da função de penalidade pode dar origem a outros tipos de problemas.

O primeiro destes problemas designa-se por enrijecimento (“locking”) e consiste no fato do aumento do valor da constante de penalidade K , para melhor respeitar a condição de incompressibilidade, poder desviar a solução real em direção à solução trivial.

$$\begin{aligned} \bar{\Pi} &= \Pi + \frac{K}{2} \int_V \dot{\epsilon}_V^2 dV \\ K \rightarrow \infty \quad u_j \dot{\epsilon} &\rightarrow 0 \end{aligned} \quad (3.70)$$

O segundo problema tem haver com o fato do produto da constante de penalidade K pelo integral de $\int_V \dot{\epsilon}_V \delta \dot{\epsilon}_V dV$, (ver equação (3.67)), poder eventualmente dar origem a um mau condicionamento do sistema de equações.

Esse tipo de problema pode ser minorado e ultrapassado através da utilização de técnicas de integração numérica baseadas em integração seletivamente reduzida.

3.6.2. Discretização através de elementos finitos

A discretização das equações (3.60), (3.66) ou (3.68), efetua-se subdividindo o volume de controle V em M elementos, ligados entre si através de N pontos nodais.

A figura 3.1 mostra um elemento hexaédrico linear no interior do qual o campo de velocidades pode ser expresso através de,

$$u_x = \sum_{i=1}^8 N_i v_{xi} \quad u_y = \sum_{i=1}^8 N_i v_{yi} \quad u_z = \sum_{i=1}^8 N_i v_{zi} \quad (3.71)$$

em que v_{xi} , v_{yi} , v_{zi} , são as componentes da velocidade nodal segundo os eixos cartesianos x , y , z e N_i é a função interpoladora do elemento, (também designada por função de forma do elemento), expressa por:

$$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi_i \xi) (1 + \eta_i \eta) (1 + \zeta_i \zeta) \quad (3.72)$$

onde ξ , η , ζ , são as coordenadas isoparamétricas e ξ_i , η_i , ζ_i , são os respectivos valores nodais em conformidade com o elemento representado na figura 3.1.

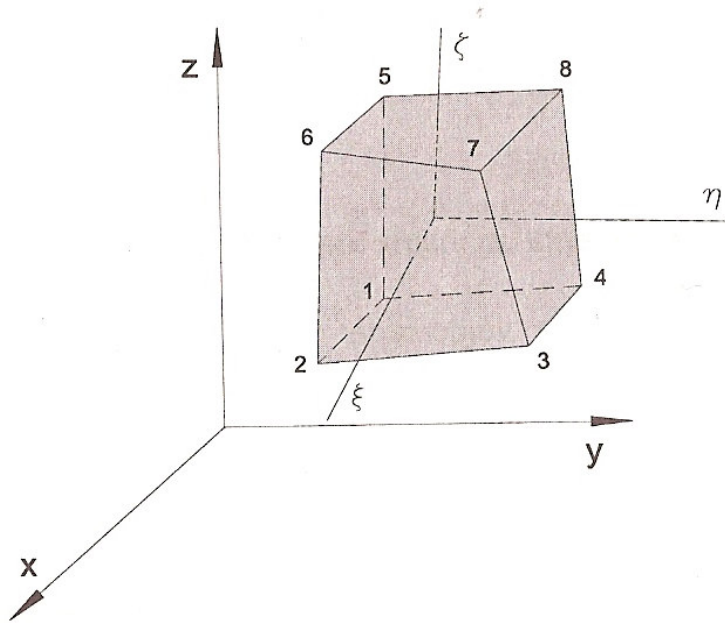


Figura 3.14. Elemento hexaédrico linear utilizado na discretização de geometrias tridimensionais.

A equação (3.71) pode ser escrita na forma matricial,

$$u = \begin{Bmatrix} u_x \\ u_y \\ u_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} N_1 & 0 & 0 & \dots & N_8 & 0 & 0 \\ 0 & N_1 & 0 & \dots & 0 & N_8 & 0 \\ 0 & 0 & N_1 & \dots & 0 & 0 & N_8 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} v_{x1} \\ v_{y1} \\ v_{z1} \\ \dots \\ v_{x8} \\ v_{y8} \\ v_{z8} \end{Bmatrix} = N^T v \quad (3.73)$$

em que o símbolo N^T representa a matriz das funções interpoladoras e v o vetor velocidade.

A representação matricial da velocidade de deformação $\dot{\epsilon}_{ij}$ pode ser efetuada através de,

$$\dot{\epsilon}_{ij} \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) \Rightarrow \dot{\epsilon} = Bv = LN^T v \quad (3.74)$$

em que,

$$\dot{\varepsilon} = \begin{Bmatrix} \dot{\varepsilon}_x \\ \dot{\varepsilon}_y \\ \dot{\varepsilon}_z \\ \dot{\gamma}_{xy} \\ \dot{\gamma}_{yz} \\ \dot{\gamma}_{xz} \end{Bmatrix} \quad L = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} \quad (3.75)$$

A matriz B (equação (3.74)) efetua a relação entre as distribuições de velocidade e de velocidade de deformação. A velocidade de deformação volumétrica $\dot{\varepsilon}_V$ pode ser expressa através de:

$$\dot{\varepsilon}_V = C^T \dot{\varepsilon} = C^T B V = C^T L N^T V \quad (3.76)$$

onde matriz C representa a forma matricial da função delta de Kronecker:

$$C^T = [1 \ 1 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0] \quad (3.77)$$

As equações constitutivas viscoplásticas de Levy-Mises podem ser escritas na forma matricial, através de:

$$\sigma'_{ij} = \frac{2}{3} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}} \dot{\varepsilon}_{ij} \Rightarrow \sigma' = \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\varepsilon}} D \dot{\varepsilon} \quad (3.78)$$

onde a matriz D relaciona a tensão desviadora com a velocidade de deformação $\dot{\varepsilon}$ e pode ser expressa através de,

$$D = \begin{bmatrix} \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{2}{3} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \quad (3.79)$$

Finalmente, a tensão e a velocidade de deformação efetivas podem ser escritas da forma a seguir indicada,

$$\bar{\sigma} = \sqrt{\frac{3}{2} \sigma'_{ij} \sigma'_{ij}} \Rightarrow \bar{\sigma} = \sqrt{\sigma'^T D^{-1} \sigma'} \quad (3.80)$$

$$\dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}} \Rightarrow \dot{\bar{\epsilon}} = \sqrt{\dot{\epsilon}^T D \dot{\epsilon}} = \sqrt{V^T B^T D B V} = \sqrt{V^T K V} \quad (3.81)$$

em que $K = B^T D B$.

Recorrendo à forma discretizada da equação (3.68), onde o funcional Π foi modificado através da introdução da constante de penalidade, K , de forma a assegurar-se a condição de incompressibilidade, é possível estabelecer-se o seguinte conjunto de equações algébricas não-lineares,

$$\sum_{m=1}^M \left\{ \int_{V^m} \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}} K v dV^m + K^m \int_{V^m} C^T B v C^T B dV^m - \int_{s_T^m} N T dS^m \right\} = 0 \quad (3.82)$$

Este sistema de equações pode ainda ser apresentado na forma condensada,

$$\sum_{m=1}^M \{ \bar{\sigma} P_{n-1} + K^m Q \} \{ v_n \} = \{ F \} \quad (3.83)$$

onde \sum_m^M representa a operação de “assemblagem” (soma generalizada) e os restantes

termos são definidos por:

$$\begin{aligned} K &= B^T D B \\ P_{n-1} &= \int_{V^m} \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}_{n-1}} K dV^m \\ Q &= \int_{V^m} C^T B C^T B dV^m \\ F &= \int_{s_T^m} N T dS^m \end{aligned} \quad (3.84)$$

A partir da forma condensada do sistema de equações não-lineares (3.83), é possível definir a forma discretizada do vetor resíduo das forças, R , como:

$$R_{n-1} = \sum_{m=1}^M \left\{ \bar{\sigma} P_{n-1} + K^m Q \right\} \{v_n\} - \{F\} \quad (3.85)$$

Embora os programas de elementos finitos neste trabalho estejam baseados em uma formulação de escoamento plástico irreduzível que utiliza a uma função de penalidade como forma de garantir a condição de incompressibilidade, é incluída aqui uma breve referência a discretização de formulações de escoamento plástico mistas. Apresenta-se como exemplo a utilização de multiplicadores de Lagrange, um caso particular de formulação velocidade-pressão, que pode ser utilizada em elementos bidimensionais de 4 nós (quadriláteros) ou tridimensionais de 8 nós (hexaedros).

A forma discretizada (em notação matricial) da formulação de escoamento plástica mista baseada em multiplicadores de Lagrange λ obtém-se a partir da equação (3.66),

$$\sum_{m=1}^M \left\{ \int_{v^m} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} \delta v^T B^T D B v dV^m + \int_{v^m} \lambda_m \delta v^T B^T C dV^m + \int_{v^m} \delta \lambda_m C^T B v dV^m - \int_{s_T^m} \delta v^T N T dS^m \right\} \quad (3.86)$$

A equação anterior pode igualmente ser expressa através de um sistema de equações não-lineares em função da, v , onde se admite que as perturbações arbitrárias de velocidade, δv , são independentes entre si:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{m=1}^M \left\{ \int_{v^m} \frac{\bar{\sigma}}{\bar{\epsilon}} K v dV^m + \lambda_m \int_{v^m} B^T C dV^m - \int_{s_T^m} N T dS^m \right\} = 0 \\ \sum_{m=1}^M \left\{ \int_{v^m} C^T B v dV^m \right\} = 0 \end{array} \right. \quad (3.87)$$

Este sistema de equações pode ainda ser apresentado na forma condensada abaixo:

$$\sum_{m=1}^M \left\{ \begin{array}{cc} \bar{\sigma} P_{n-1} & Q \\ Q^T & 0 \end{array} \right\} \begin{Bmatrix} v_n \\ \lambda_m \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} F \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (3.88)$$

onde P_{n-1}^\bullet , Q e F representam os seguintes termos que estão presentes no sistema de equações,

$$P_{n-1}^\bullet = \int_{V^m} \frac{1}{\dot{\epsilon}_{n-1}} K dV^m \quad Q = \int_{V^m} B^T C dV^m \quad F = \int_{S_T^m} N T dS^m \quad (3.89)$$

A formulação de escoamento plástico baseada na utilização de multiplicadores de Lagrange é um método misto que tem por variáveis as velocidades nodais, v , e os multiplicadores, λ . Comparativamente à formulação irreduzível, baseada em funções de penalidade, a utilização de multiplicadores de Lagrange introduz mais variáveis e, portanto, exige a resolução de sistemas de equações maiores e mais preenchidos. Além disso os sistemas de equações resultantes podem apresentar termos nulos na diagonal principal, o que implica a utilização de técnicas de pivoteamento na diagonal para evitar o aparecimento de pivôs nulos.

3.6.3. Linearização da discretização através de elementos finitos

A resolução do sistema de equações não-lineares (3.83) que resulta da formulação de escoamento plástico irreduzível, pode ser efetuada pelo emprego de diversas técnicas numéricas. Entre estas técnicas merecem destaque o método das iterações diretas e o método de Newton-Raphson.

O método das iterações diretas considera que as equações constitutivas de Levy-Mises (3.78) são lineares durante cada iteração permitindo, desta forma, transformar (3.83) em um sistema linear de equações e calcular a estimativa da distribuição de velocidade. A figura 3.2 mostra uma representação esquemática do método das iterações diretas. O método é iterativo na medida em que a estimativa da distribuição de velocidade serve para determinar uma nova estimativa para a iteração subsequente. A convergência do procedimento iterativo é rápida durante as primeiras iterações, tornando-se cada vez mais lenta à medida que se aproxima da solução final. Este fato leva a que a sua utilização esteja, na maioria dos casos, limitada à obtenção da estimativa inicial do campo de velocidades que é indispensável à utilização do método de Newton-Raphson.

A figura 3.3 mostra uma representação esquemática da linearização do sistema de equações através da aplicação do método de Newton-Raphson. O método é iterativo permitindo linearizar o sistema de equações (3.83) com base numa expansão matemática do resíduo $R(v)$ (3.85) em série de Taylor em torno do valor da estimativa de velocidade da iteração anterior v_{n-1} (desprezam-se os termos de ordem superior à primeira),

$$R(v) = 0 \quad (3.90)$$

$$R(v_n) \cong R_n = R_{n-1} + \left[\frac{\partial R}{\partial v} \right]_{n-1} \Delta v_n = 0$$

onde o símbolo Δv representa uma correção de primeira ordem à estimativa do campo de velocidades (ver figura 3.3)

$$\{v_n\} = \{v_{n-1}\} + \{\Delta v_n\} \quad (3.91)$$

e $\left[\frac{\partial R}{\partial v} \right]_{n-1}$ representa a matriz de rigidez tangencial,

$$\left[\frac{\partial R}{\partial v} \right]_{n-1} = \sum_{m=1}^M [\bar{\sigma} P_{n-1} + H_{n-1} + K^m Q] \quad (3.92)$$

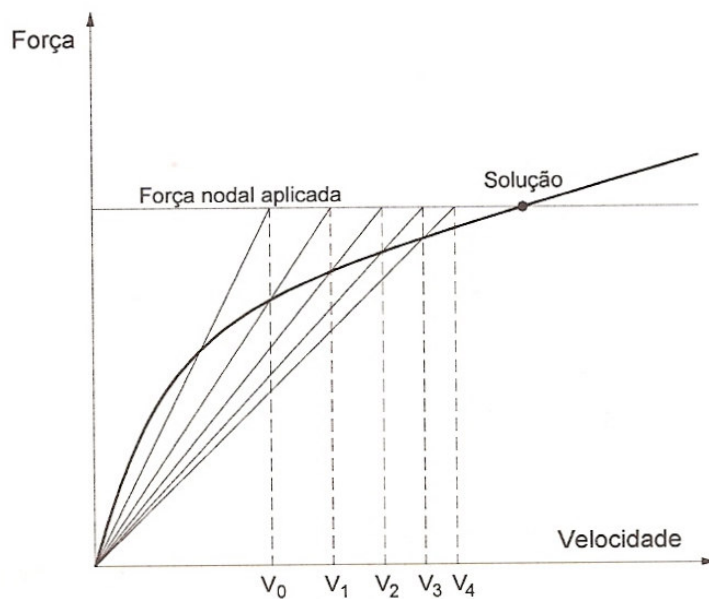


Figura 3.15. Representação esquemática do método das iterações diretas [27].

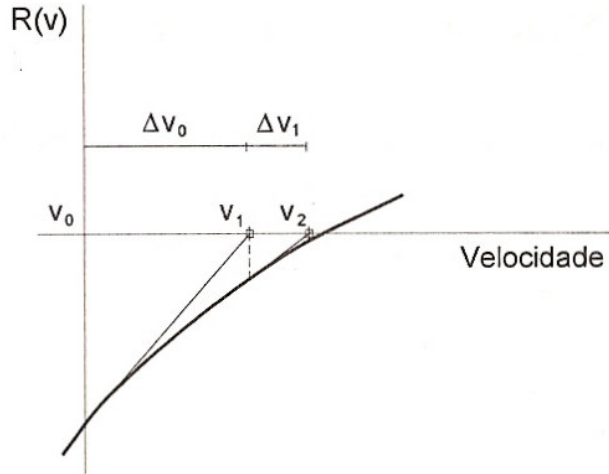


Figura 3.16. Representação esquemática da linearização do sistema de equações através da aplicação do método de Newton-Raphson [27].

Considerando a expressão do resíduo (3.85):

$$R_{n-1} = \sum_{m=1}^M \{ \bar{\sigma} P_{n-1}^{\bullet} + K^m Q^{\bullet} - F \} = \sum_{m=1}^M \{ \bar{\sigma} P_{n-1} + K^m Q \} [v_{n-1}] - \{ F \} \quad (3.93)$$

e, substituindo, as expressões (3.92) e (3.93) na equação (3.90) pode-se obter a seguinte igualdade,

$$\sum_{m=1}^M \{ \bar{\sigma} P_{n-1} + H_{n-1} + K^m Q \} \{ \Delta v_n \} = \{ F - \bar{\sigma} P_{n-1}^{\bullet} - K^m Q^{\bullet} \} \quad (3.94)$$

onde os diferentes termos são definidos através de:

$$\begin{aligned} H_{n-1} &= \int_{v^m} \left[\frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \dot{\varepsilon}_{n-1}} \frac{1}{\dot{\varepsilon}_{n-1}} - \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\varepsilon}_{n-1}^2} \right] \frac{1}{\dot{\varepsilon}_{n-1}} b_{n-1} b_{n-1}^T dV^m \\ b_{n-1} &= (Kv)_{n-1} \\ P_{n-1}^{\bullet} &= \int_{v^m} \frac{1}{\dot{\varepsilon}_{n-1}} b_{n-1} dV^m \\ Q^{\bullet} &= \int_{v^m} C^T B v_{n-1} C^T B dV^m \end{aligned} \quad (3.95)$$

A igualdade (3.94) pode ainda ser escrita numa forma condensada em que se procura explicitar as componentes desviadora e volumétrica da matriz de rigidez generalizada:

$$\sum_{m=1}^M \{K_1 + K^m K_2\} \{\Delta v_n\} = \{F^\bullet\} \quad (3.96)$$

onde:

$$\begin{aligned} K_1 &= \bar{\sigma} P_{n-1} + H_{n-1} & K_2 &= Q \\ F^\bullet &= F - \bar{\sigma} P_{n-1}^\bullet - K^m Q^\bullet \end{aligned} \quad (3.97)$$

A figura 3.4 mostra esquematicamente o procedimento habitualmente seguido na implementação computacional do método de Newton-Raphson. O método de Newton-Raphson tem como característica principal o fato de ser capaz de fornecer a solução do sistema de equações através de um número reduzido de iterações. Porém, a sua utilização deve ser acompanhada de alguns cuidados na medida em que o método é muito sensível à qualidade/precisão da estimativa inicial do campo de velocidades, funcionando tanto melhor quanto mais aproximada da solução for à estimativa inicial. Também a natureza não-linear dos processos de deformação plástica nem sempre possibilita que sejam fornecidas boas estimativas iniciais para o campo de velocidades, podendo em alguns casos registrarem-se situações em que o método diverge. A figura 3.5 mostra esquematicamente as duas situações.

No programa IFORM, utilizado neste trabalho o método das iterações diretas é utilizado para obter uma estimativa inicial do campo de velocidades para o primeiro incremento de deslocamento impondo-se, para tal, uma velocidade de deformação constante para a totalidade dos elementos. O método de Newton-Raphson atua após se ter verificado a convergência do método das iterações diretas e utiliza a estimativa anterior para obter a solução final correspondente ao primeiro incremento de deslocamento. As soluções para os incrementos subseqüentes serão igualmente calculadas através do método de Newton-Raphson tomando como aproximação a solução obtida para os incrementos anteriores. O recurso a utilizações adicionais do método das iterações diretas em incrementos de deslocamentos que não o primeiro é considerada em situações em que o intervalo de convergência do método de Newton-Raphson seja muito reduzido e, conseqüentemente, em que possam ocorrer problemas de estabilidade, taxas de convergência lentas e por vezes até ausência de convergência. Nestes casos utiliza-se o

método das iterações diretas para fornecer uma nova estimativa do campo de velocidades ao método de Newton-Raphson.

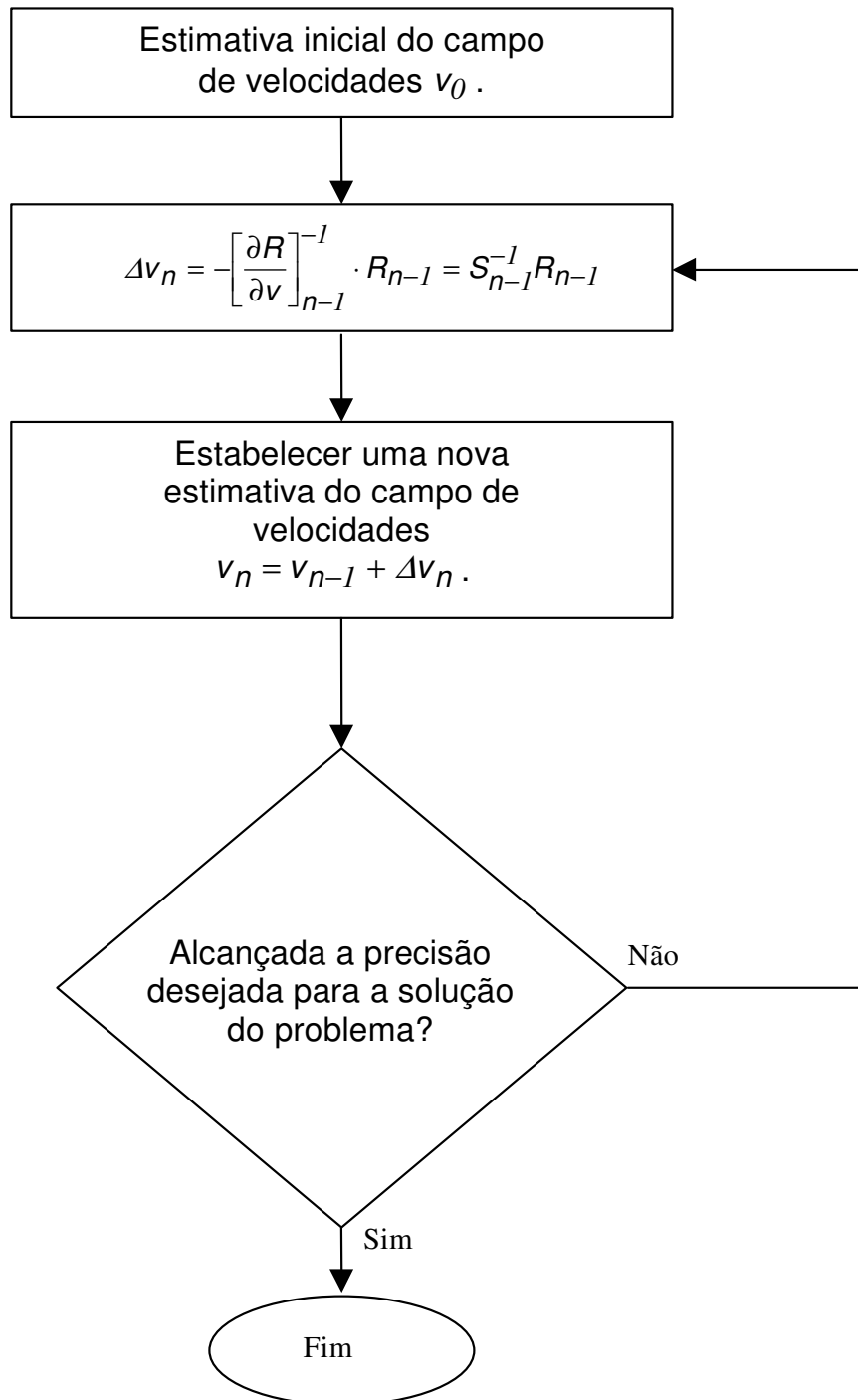


Figura 3.17. Representação esquemática do procedimento habitualmente seguido na implementação computacional do método de Newton-Raphson convencional

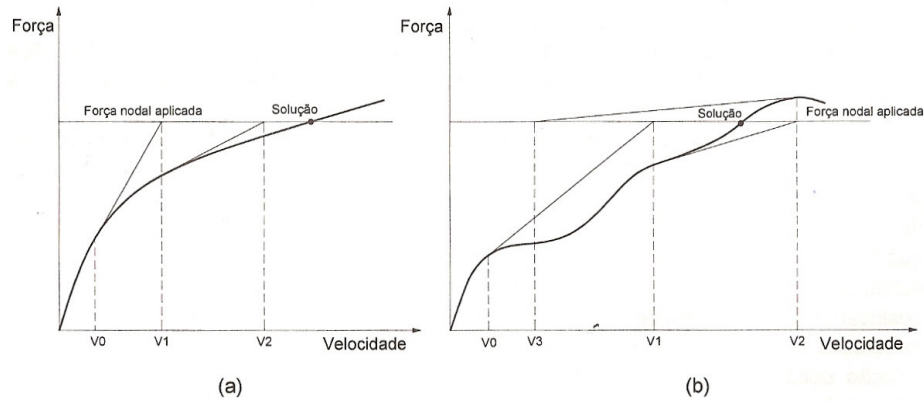


Figura 3.18. Representação esquemática do método de Newton-Raphson convencional. (a) convergente e (b) divergente [27].

3.6.4. Convergência do processo iterativo

A resolução do sistema de equações (3.94) exige o estabelecimento de um esquema numérico iterativo que permita relacionar a velocidade nodal v entre duas iterações sucessivas com o valor calculado para a perturbação Δv , ou seja:

$$v_n = v_{n-1} + \beta \Delta v_n \quad (3.98)$$

onde β é um fator de aceleração/desaceleração sobre a correção de primeira ordem, Δv_n , à estimativa do campo de velocidades, e n indica o número da iteração em curso. O uso de um fator β tem como objetivo aumentar a robustez do método de Newton-Raphson visto que algumas vezes podem ocorrer taxas de convergência muito baixas. Os procedimentos que podem ser utilizados na determinação de um valor adequado para o fator de aceleração/desaceleração β podem ser classificados em; (i) procedimentos de natureza empírica ou semi-empírica, (ii) procedimentos não-iterativos baseados em expressões analíticas, e (iii) procedimentos iterativos.

Os procedimentos de natureza empírica ou semi-empírica procedem à seleção do valor do fator de aceleração/desaceleração, β , em função dos valores obtidos para as normas de análise da convergência do resíduo $\frac{\|R_n\|}{\|F_{n-1}\|}$ e/ou das velocidades $\frac{\|\Delta v_n\|}{\|v_{n-1}\|}$.

3.6.5. Tratamento das zonas rígidas

O domínio de aplicabilidade da formulação de escoamento plástico encontra-se limitado às regiões das peças que se encontram em deformação plástica. Zonas elásticas ou rígidas em que as componentes do tensor das velocidades de deformação sejam muito reduzidas ou eventualmente nulas, acarretam dificuldades numéricas e em particular matrizes (sistemas de equações) mal condicionados,

$$\alpha \frac{1}{\dot{\bar{\epsilon}}} \rightarrow \infty \quad (3.99)$$

Este fato determina que estas zonas devem ser eliminadas do cálculo do funcional $\bar{\Pi}$. Para isso são habitualmente utilizadas duas técnicas distintas. A primeira, designada de eliminação e exclusão de zonas rígidas, envolve a determinação das fronteiras rígido-plásticas para eliminar dos cálculos todo o material situado no interior das zonas rígidas. Estas zonas são caracterizadas por possuírem um valor muito reduzido da velocidade de deformação efetiva relativamente ao valor médio da velocidade de deformação no restante material da peça. A segunda técnica, conhecida como “*cut-off*”, estabelece um valor mínimo admissível para a velocidade de deformação efetiva, $\dot{\bar{\epsilon}}_{cut-off}$, ou seja:

$$\begin{aligned} \dot{\bar{\epsilon}} < \dot{\bar{\epsilon}}_{cut-off} & \quad \text{Material rígido} \\ \dot{\bar{\epsilon}} \geq \dot{\bar{\epsilon}}_{cut-off} & \quad \text{Material em deformação plástica} \end{aligned} \quad (3.100)$$

A técnica de “*cut-off*” oferece vantagens no domínio da implantação computacional sobre a técnica de eliminação e exclusão de zonas rígidas na medida em que permite contabilizar a totalidade do material através do funcional $\bar{\Pi}$ e evita a ocorrência de matrizes mal condicionadas. Este último aspecto deve-se ao fato de se estabelecer um valor mínimo admissível que impede a presença de valores demasiadamente baixos da velocidade de deformação efetiva $\dot{\bar{\epsilon}}$ que aparece nos denominadores dos termos incluídos no sistema de equações (3.83) e (3.84).

Convém salientar que o valor mínimo admissível para a velocidade de deformação efetiva $\dot{\bar{\epsilon}}_{cut-off}$ é introduzido única e exclusivamente por razões de natureza computacional nada tendo haver com o comportamento real do material. Utilizam-se habitualmente, valores mínimos admissíveis da ordem de grandeza de 1% do valor médio da velocidade de deformação efetiva na região do material em deformação plástica, $\dot{\bar{\epsilon}}_{cut-off} \cong 0.01 \cdot \dot{\bar{\epsilon}}_{médio}$.

3.6.6. Incorporação dos efeitos do atrito

O atrito nas interfaces de contato S_f entre o material e a ferramenta consiste numa tensão de corte τ_f aplicada na superfície de contato e de sentido oposto ao do movimento relativo entre a peça e a ferramenta,

$$\tau_f = -mk \frac{u_r}{|u_r|} \quad (3.101)$$

onde o símbolo u_r representa a velocidade relativa entre a peça e a ferramenta, m representa o fator de atrito e k a tensão limite de elasticidade em cisalhamento puro de acordo com o critério de plasticidade de von Mises.

A incorporação do efeito do atrito no funcional $\bar{\Pi}$ efetua-se da adição de um termo de atrito Π_f , ao funcional (3.67),

$$\Pi_{total} = \bar{\Pi} + \Pi_f \quad (3.102)$$

em que, Π_f é calculado através de,

$$\Pi_f = \int_{s_f} \left[\int_0^{|u_r|} \tau_f du_r \right] dS \quad (3.103)$$

As derivadas de Π_f em função da velocidade devem existir e ser contínuas na medida em que se deve procurar assegurar a estacionaridade do funcional estendido Π_{total} . Este fato exige que se proceda à modificação da equação (3.101) para que se consiga assegurar a continuidade e a diferenciabilidade da tensão de cisalhamento τ_f na vizinhança dos pontos neutros, onde as velocidades relativas u_r são nulas. Para isso, Chen e Kobayashi [27] propuseram substituir a função degrau da equação (3.101) por um arco de tangente tão próximo do degrau quanto desejado. Essa substituição dá origem à equação (3.104), a seguir:

$$\tau_f = mk \left\{ \frac{2}{\pi} \arctan \left(\frac{|u_r|}{u_0} \right) \right\} \frac{u_r}{|u_r|} \quad (3.104)$$

onde a constante u_0 incluída na equação anterior deve possuir um valor bastante inferior ao da velocidade relativa, u_r . Na figura 3.6 é mostrado o comportamento da tensão de cisalhamento originada por atrito e da respectiva derivada na vizinhança de um ponto neutro.

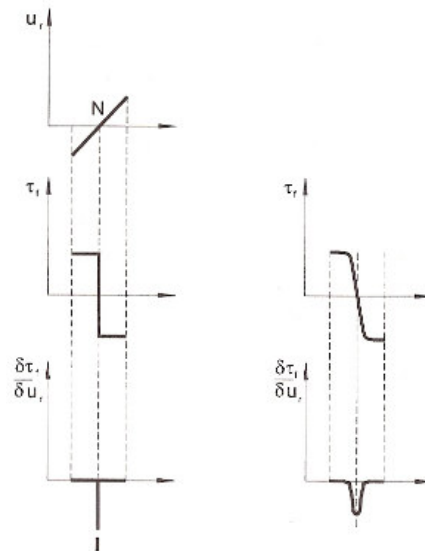


Figura 3.19. Representação da tensão de corte τ_f originada por atrito e da respectiva derivada na vizinhança de um ponto neutro N : (esquerda) modelo de atrito de Prandtl, equação (3.101); (direita) modelo de atrito de Prandtl modificado, equação (3.104) [28].

3.6.7. Incorporação de efeitos térmicos – análise termo-mecânica

O comportamento mecânico dos materiais é muito dependente da temperatura a que se realiza o processo de deformação plástica. No decurso do processo gera-se calor na deformação plástica do material e no contato com atrito entre o material e a ferramenta. Caso as ferramentas estejam a temperaturas significativamente inferiores às da peça, o calor perdido por condução para as ferramentas, somado ao calor perdido por convecção e por radiação para o meio ambiente pode ser responsável pelo desenvolvimento de gradientes de temperatura muito significativos no interior das peças. Esses fatos justificam a importância de introduzir o efeito da temperatura na análise das operações de deformação plástica, principalmente quando o processo é realizado em temperaturas elevadas ou quando estão envolvidos grandes gradientes de temperatura.

Neste trabalho todas as análises foram realizadas a temperatura ambiente e com baixas velocidades de processo. Por esse motivo não foram levados em consideração efeitos termo-mecânico. Assim, não são apresentados aqui detalhes sobre a teoria e as técnicas de incorporação de efeitos térmicos aos programas de simulação. Isto pode, entretanto, ser encontrado nos trabalhos de Rodrigues e Martins [27, 90, 91], Alves [28], Zienkiewicz [92, 93] e Rebelo e Kobayashi [94, 95].

4. CARACTERIZAÇÃO DO MATERIAL

Durante a década de 1990 a indústria de conformação mecânica experimentou um grande avanço na área de projeto devido ao aprimoramento dos programas de simulação numérica do processo. Em meados dessa década, a maioria dos programas permitiam a simulação do processo de forjamento para peças de simetria axial e para peças onde o fluxo de material pudesse ser aproximado como ocorrendo apenas em duas dimensões (deformação plana). Para esses casos os programas alcançaram um nível de precisão suficiente para resolver muitos problemas práticos. Atualmente, pode-se considerar que os programas de simulação tornaram-se uma ferramenta prática e essencial para o desenvolvimento e otimização da tecnologia de processos de deformação plástica. Diversos programas comerciais, baseados em diferentes métodos de solução (ou uma combinação deles) estão disponíveis no mercado. Os métodos de solução mais empregados são o método de elementos finitos, o método de volumes finitos, e o método de elementos de contorno. Independentemente do programa ou método de solução utilizados, alguns pré-requisitos são fundamentais para a obtenção de bons resultados na simulação. Entre esses pré-requisitos tem-se a introdução no programa de valores confiáveis para as propriedades físicas (peso específico, calor específico e condutibilidade térmica) e mecânicas (tensão de escoamento, módulo de elasticidade e coeficiente de Poisson) dos materiais envolvidos, bem como das condições de contorno do processo (coeficiente ou fator de atrito e, no caso de processos a quente, coeficientes de transferência de calor entre peça e matriz, entre peça e ambiente e entre matriz e ambiente).

Considerando o exposto acima, antes de passar-se ao estudo dos processos de conformação de tubos através da simulação numérica, realizou o levantamento experimental das principais propriedades do material/processo, necessárias a alimentação dos programas. A metodologia utilizada e os resultados obtidos nesse levantamento são apresentados nos próximos itens desse capítulo.

4.1. Caracterização mecânica do material

4.1.1. Curvas de Escoamento

O comportamento de um material metálico durante operações de deformação plástica pode ser expresso através de sua curva de escoamento ou curva tensão-deformação. Essa curva é fundamental na análise ou no desenvolvimento de qualquer processo de conformação mecânica e depende de um conjunto de fatores entre os quais a deformação (ϵ), a velocidade de deformação ($\dot{\epsilon}$), a temperatura (T) e de fatores do próprio material com a composição química e a microestrutura. Embora no caso das operações

realizadas a frio, a influência da deformação no comportamento do material seja significativamente maior do que o efeito da velocidade de deformação, que pode muitas vezes desprezado, optou-se por ensaiar o material em mais de uma velocidade de deformação visando verificar sua influência.

As curvas de escoamento apresentadas neste trabalho foram obtidas através de ensaios de compressão. O material utilizado é uma liga comercial de fabricação nacional, ABNT 6061, cuja composição química é apresentada na tabela 4.1. A análise química apresentada na tabela foi obtida em um espectômetro de emissão ótica marca Spectrolab, modelo LAVMB08B.

Tabela 4.1: Análise química do material utilizado para obtenção das curvas de escoamento.

Elemento	Al	Mg	Si	Cu	Fe	Mn	Zn	Outros
% em massa	97,84	1,0	0,51	0,12	0,22	0,08	0,10	0,13

O material foi ensaiado em três diferentes condições:

- (i) no estado fornecido, solubilizado e envelhecido artificialmente (designação T6);
- (ii) no estado solubilizado e envelhecido naturalmente (designação T4); e,
- (iii) no estado recozido (designação 0).

Os valores de tempo e temperatura utilizados nos tratamentos térmicos foram escolhidos com base na literatura [96]. Os tratamentos foram realizados em um forno elétrico tipo poço com circulação forçada de ar marca Sanchis, número 1.279, equipado com um medidor/controlador de temperatura marca Novus, modelo N1100, ligado a um termopar do tipo K, sendo a precisão do conjunto de $\pm 1^\circ\text{C}$ [97]. O tratamento de recozimento foi realizado mantendo-se o material por uma hora a 420°C , seguido de resfriamento no forno até a temperatura ambiente. A taxa de resfriamento média foi de cerca de 50°C por minuto na faixa de 420 a 200°C .

O tratamento de solubilização foi realizado mantendo-se o material também por uma hora a 530°C , seguido de resfriamento em água. O envelhecimento foi realizado a temperatura ambiente. O progresso do envelhecimento natural foi acompanhado realizando-se diariamente medições de dureza na escala Brinell. O envelhecimento foi considerado completo após 7 dias quando houve a estabilização do valor de dureza. Para medição de dureza foi utilizado um durômetro marca Mitutoyo, com esfera de 2,5 mm de diâmetro e carga de 62,5kgf (612,5N). A figura 4.1 mostra a evolução da dureza no material solubilizado e deixado envelhecer naturalmente bem

como do material recozido e do material original (T6). Todo o material submetido ao tratamento T4 foi antes submetido ao tratamento de recozimento descrito acima.

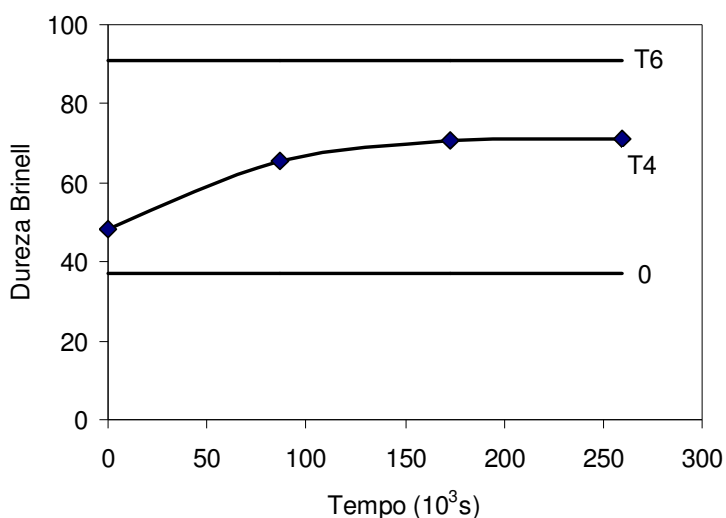


Figura 4.1. Evolução da dureza no material solubilizado e deixado envelhecer naturalmente (T4), no material recozido (0) e no material original (T6).

Para o levantamento das curvas de escoamento foram utilizados corpos de prova cilíndricos com 10 mm de diâmetro e 15 mm de altura cujas exigências em termos de acabamento e precisão são vistas na figura 4.2. Os corpos de prova foram obtidos a partir de uma barra extrudada de 12,7 mm de diâmetro.

Os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios mecânicos marca Schenck, modelo PC400M, dotada de acionamento hidráulico. A máquina possui uma capacidade de 400kN de força, curso de 100mm e velocidade máxima do cilindro de 500mm/s. O sistema de controle permite a realização de ensaios com velocidade de deformação, $\dot{\epsilon}$, constante. A força é medida por uma célula de carga marca HBM, modelo PM400Rn a base de extensômetros de resistência elétrica (strain-gauges) com precisão de $\pm 0,1\%$ [98]. O deslocamento é medido por um transdutor do tipo indutivo, marca HBM, modelo W100 com precisão de $\pm 1\%$ [99]. Os sinais de deslocamento e força são tratados em dois condicionadores de sinal marca HBM, modelos MV317 e MV318, respectivamente. A precisão total do sistema é estimada em cerca de $\pm 0,2\%$ para a força e $\pm 1,0\%$ para o deslocamento [100, 101]. A figura 4.3 mostra a máquina utilizada.

Nas figuras 4.4, 4.5 e 4.6 são mostradas as curvas de escoamento obtidas para o material no estado recozido, no estado T4 e no estado T6, respectivamente. Nas figuras também são mostradas equações obtidas para as curvas através de um ajuste para o modelo de escoamento de Ludwik-Hollomon [27]. Esse modelo tem a forma geral:

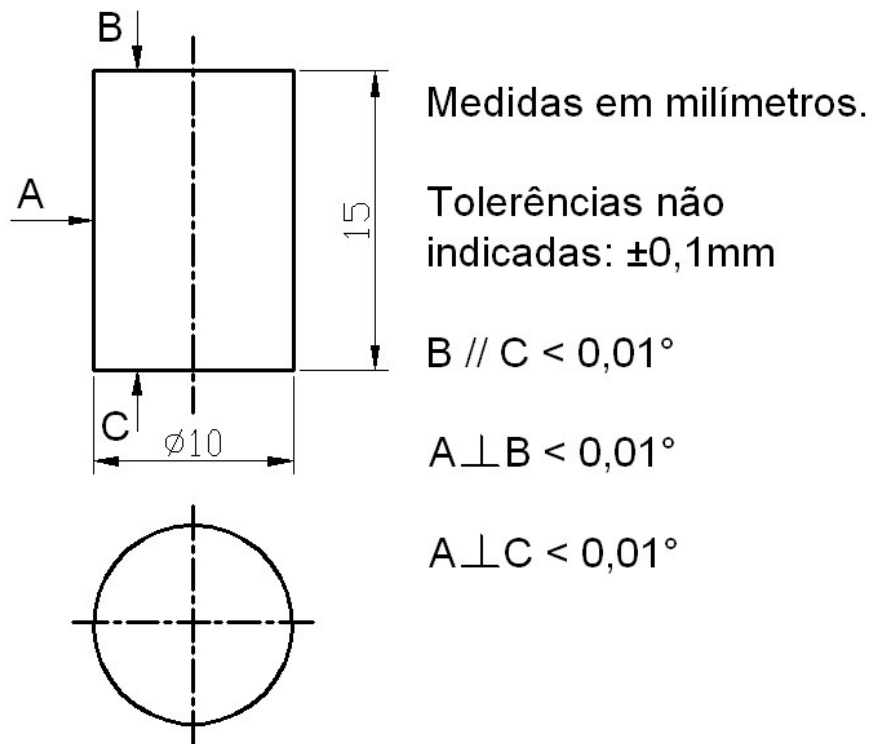


Figura 4.2. Corpos de prova para ensaios de compressão.



Figura 4.3. Máquina Schenck utilizada para o levantamento das curvas de escoamento.

$$\sigma = K\varepsilon^n \quad (4.1)$$

onde K é uma constante que depende do material (composição química, tratamento térmico, etc) e das condições de ensaio (temperatura, deformação, velocidade de deformação) e n é o coeficiente de encruamento do material. Esse modelo, classificado como rígido-plástico, admite um valor de tensão inicial igual a zero e uma inclinação inicial da curva tensão deformação igual a infinito ($d\sigma/d\varepsilon=\infty$) [27]. Então, ao executar um ajuste de dados experimentais através desse modelo o valor da tensão, σ_0 , quando a deformação $\varepsilon=0$ deve ser explicitado separadamente (ver figuras 4.4 a 4.6).

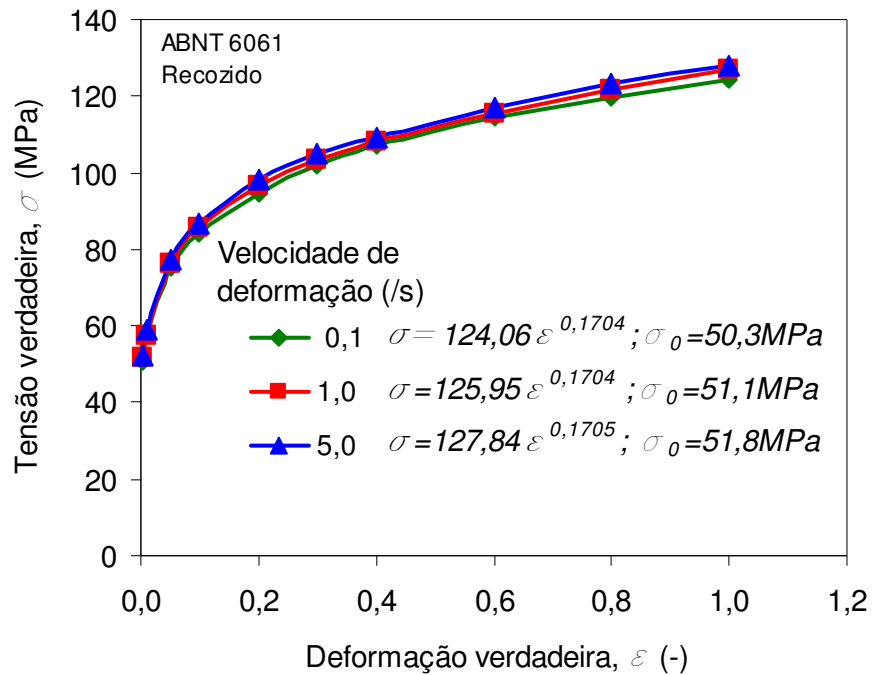


Figura 4.4. Curvas de escoamento obtidas para o material no estado recozido com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e 5,0 s⁻¹.

Em todos os casos, a influência de velocidade de deformação mostrou-se muito pequena podendo provavelmente ser desprezada. Apesar disso é possível confirmar a tendência do aumento da tensão como o aumento da velocidade de deformação. As curvas obtidas para o material no estado recozido (figura 4.4) e no estado T4 (figura 4.5) apresentam o mesmo comportamento sendo aproximadamente paralelas com coeficientes de encruamento semelhantes (diferença inferior a 20%), e valores de K (equação 4.1) diferindo em cerca de 46%. Já as curvas obtidas para o material no estado T6 apresentam um coeficiente de encruamento bastante inferior ao do material no estado T4 (diferença superior a de 77%). O valor da constante K , por outro lado, é semelhante (diferença de aproximadamente 10%). Isto faz com que as curvas para o material no estado T4 e para o material no estado T6 se interceptem em uma deformação, ε , aproximadamente igual a

0,40. A figura 4.7 mostra em um mesmo gráfico as curvas para cada uma das condições do material, para a velocidade de deformação de $1,0 \text{ s}^{-1}$.

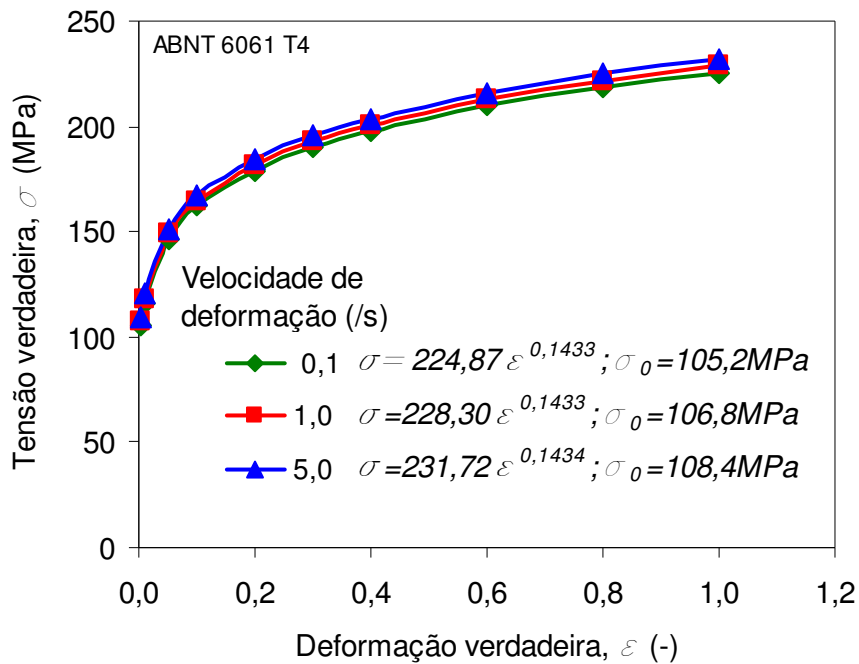


Figura 4.5. Curvas de escoamento obtidas para o material no estado T4 com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e $5,0 \text{ s}^{-1}$.

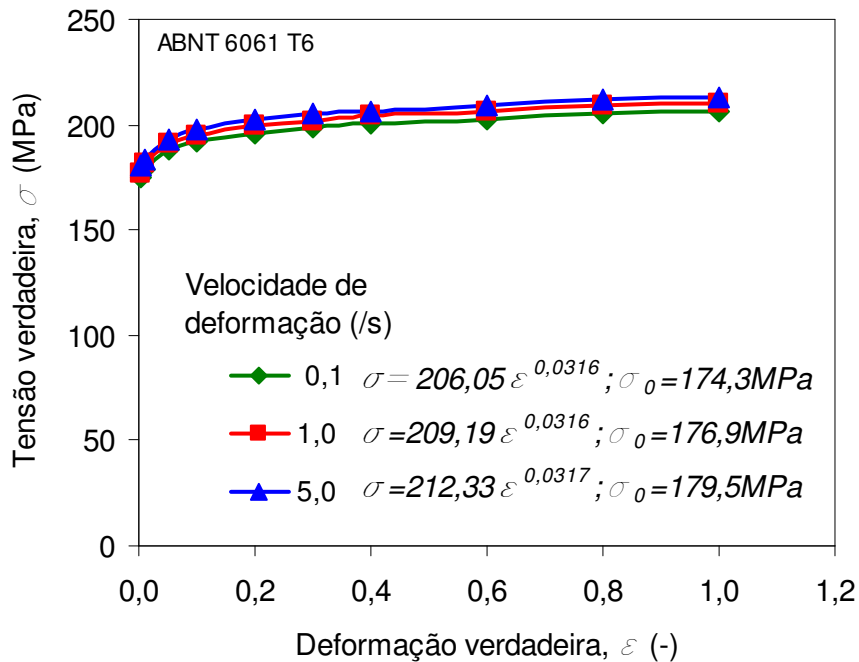


Figura 4.6. Curvas de escoamento obtidas para o material no estado T6 com velocidades de deformação de 0,1, 1,0 e $5,0 \text{ s}^{-1}$.

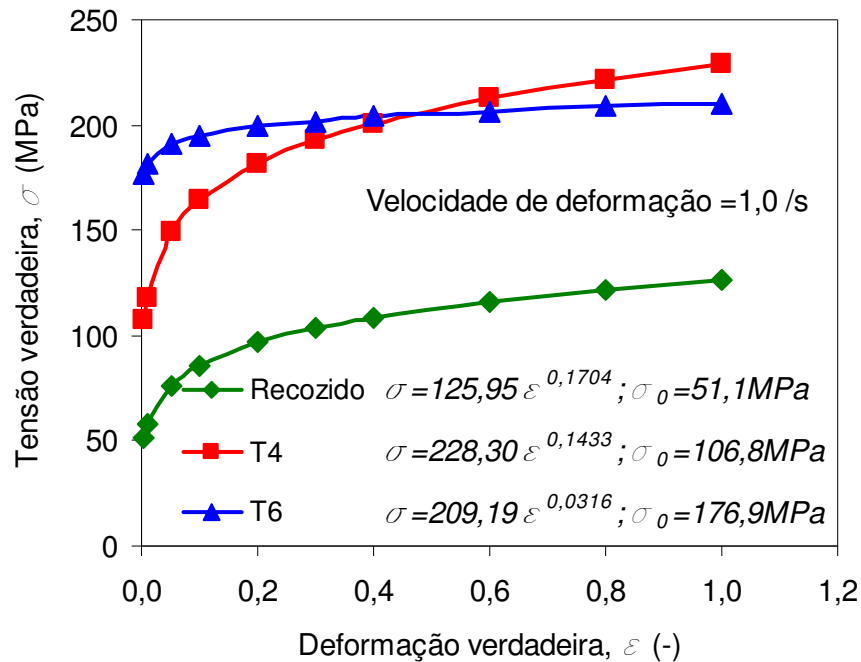


Figura 4.7. Curvas de escoamento obtidas para o material nos estados recozido, T4 e T6 com velocidade de deformação de $1,0 \text{ s}^{-1}$.

4.2. Caracterização tribológica

4.2.1. Condições de ensaios e equipamentos

Existem vários tipos de ensaios destinados à determinação do valor do fator de atrito na interface de contato entre a peça e as ferramentas. Neste trabalho optou-se por utilizar o ensaio do anel proposto por Male e Cockcroft [55] e o ensaio do tubo cônico apresentado por Volles, Wolske e Kopp [65]. A razão para a utilização desses dois testes é verificar se existem diferenças significativas entre os resultados fornecidos por cada um deles e, em caso positivo, qual é mais adequado à obtenção de dados para o estudo de processos de conformação de tubos.

O ensaio de anel proposto por Male e Cockcroft é um teste de realização simples e amplamente divulgado. Já o ensaio do tubo cônico é bem menos conhecido e requer amostras e ferramentas mais complexas. O procedimento experimental empregado nos dois ensaios é o mesmo, consistindo na medição de grandezas geométricas características dos corpos de provas submetidos a diferentes graus de deformação. A aferição da constante de atrito característica do conjunto material/ferramenta/lubrificante se dá com base em curvas de calibração teóricas previamente calculadas.

Neste trabalho as curvas de calibração foram obtidas através do método dos elementos finitos, com a utilização do programa IFORM 2D, versão 27. Foi utilizado um computador pessoal com processador Intel Pentium 4[®] de 2.8 GHz com 2 Gbytes de RAM. No caso do ensaio do tubo cônico foram calculadas curvas utilizando o modelo de fator de atrito constante de Prandtl [27] e curvas utilizando o modelo geral de atrito de Wanheim-Bay [45-47]. O trabalho experimental foi dividido em três grupos, conforme a tabela 4.2. Para cada uma das condições vistas na tabela 4.2 foram ensaiadas três amostras.

Tabela 4.2. Condições dos ensaios realizados para determinação do fator de atrito.

Tipo de ensaio	Lubrificação nas ferramentas	Lubrificação no corpo de prova	Condição do material	Deformação aplicada: $-\left(\frac{h-h_0}{h_0}\right)$
Anel	Aerodag G	não	Recozido	0,18 0,37 0,56 *
			T4	0,18 0,37 0,56 *
			T6	0,18 0,37 0,56 *
Tubo cônico	Aerodag G	não	Recozido	0,22 0,44 *
			T4	0,14 0,27 *
			T6	0,11 0,22 *
Tubo cônico	Aerodag G	MoS ₂	Recozido	0,22 0,44 *
			T4	0,14 0,27 *
			T6	0,11 0,22 *

* Deformação máxima onde o material começa a apresentar fissuras.

Todos os ensaios foram realizados a temperatura ambiente, com velocidade de compressão de cerca de 1 mm/s na mesma máquina de ensaios marca Schenck utilizada no levantamento das curvas de escoamento mostrada na seção anterior. No caso dos ensaios de tubo cônico as alturas finais desejadas foram obtidas através do controle de deslocamento da própria máquina. No caso dos ensaios de anel esse controle mostrou-se impreciso para os pequenos incrementos de deformação desejados. Foram então utilizados calços de cerca de 0,5 mm de espessura colocados entre as ferramentas. A deformação máxima utilizada em cada grupo de ensaios foi aquela em o material começou a apresentar fissuras (tabela 4.2).

A figura 4.8 mostra esquematicamente os corpos de prova dos ensaios de anel e de tubo cônico, com suas dimensões iniciais e as dimensões finais que devem ser medidas para serem comparadas às curvas de calibração. No caso do tubo cônico a altura e o diâmetro indicados na figura foram medidos com paquímetro. Também foi utilizado um paquímetro para medição das espessuras dos anéis deformados. Os diâmetros internos dos anéis deformados foram medidos em um projetor de perfis marca Mitutoyo, modelo P J 300 H, com aumento de 10 vezes, utilizando dispositivos eletrônicos de medição do próprio projetor.

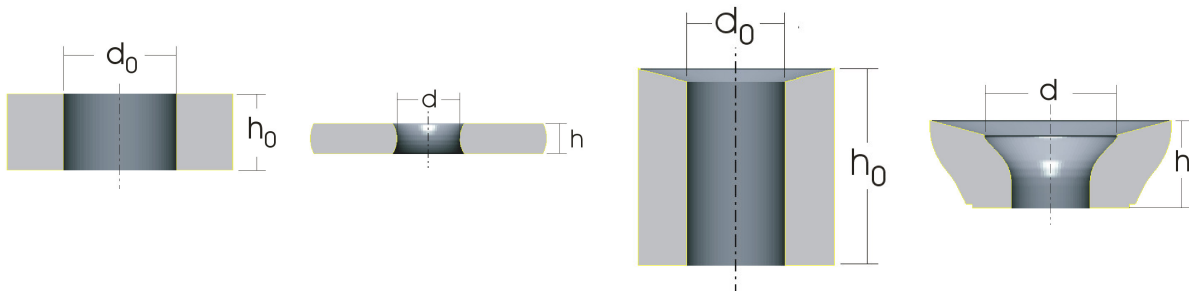


Figura 4.8. Representação esquemática dos corpos de prova dos ensaios de anel e de tubo cônico, com as dimensões iniciais e as dimensões finais que devem ser medidas para serem comparadas às curvas de calibração

4.2.2. Resultados obtidos

A figura 4.9 mostra as curvas de calibração obtidas através da simulação do ensaio de anel com o programa IFORM 2D para o material nas três condições de tratamento térmico (0, T4 e T6) e para diferentes valores de fator de atrito, m (Prandtl). A figura mostra a influência da condição do material, ou seja, de sua curva de escoamento no valor do fator de atrito. Essa influência é nula quando não existe atrito ($m=0$). À medida que o atrito aumenta a influência da condição do material passa a ser cada vez maior. Ela é máxima em torno de $m=0,4$ quando as curvas para o material recozido e para o material no estado T6 chegam a diferir em cerca de 30%. A partir desse valor a influência do estado do material volta a diminuir sendo que, as curvas para $m=1$ são praticamente iguais.

A figura 4.10 mostra os resultados experimentais obtidos nos ensaios de anel e as curvas de calibração próximas a eles para cada condição de material. A análise da figura mostra que valor do fator de atrito, m , situa-se entre 0,1 e 0,2 para o material no estado T6, entre 0,2 e 0,3 para o material no estado T4 e entre 0,3 e 0,4 para o material no estado recozido.

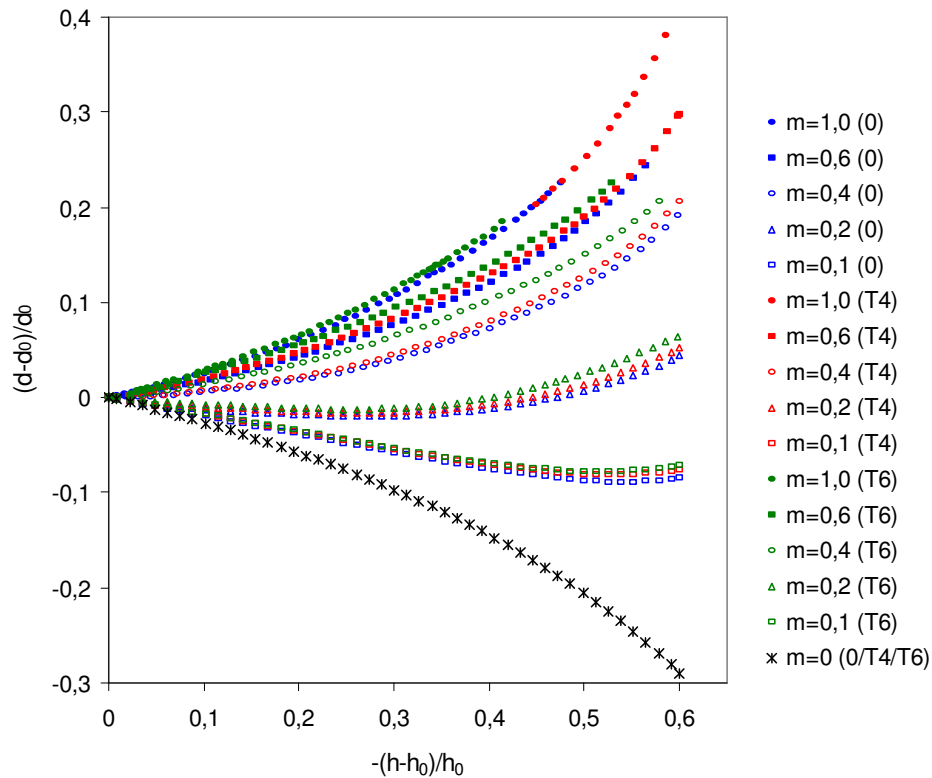


Figura 4.9. Curvas de calibração obtidas para o ensaio de anel para o material nas três condições de tratamento térmico (0, T4 e T6) para diferentes valores do fator de atrito, m (Prandtl).

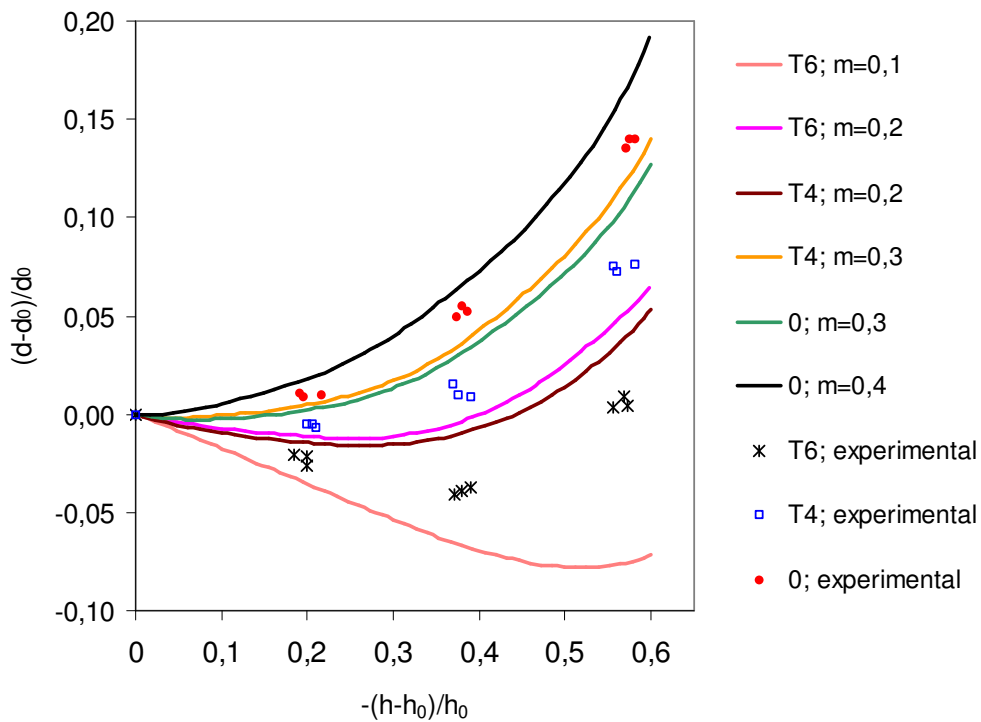
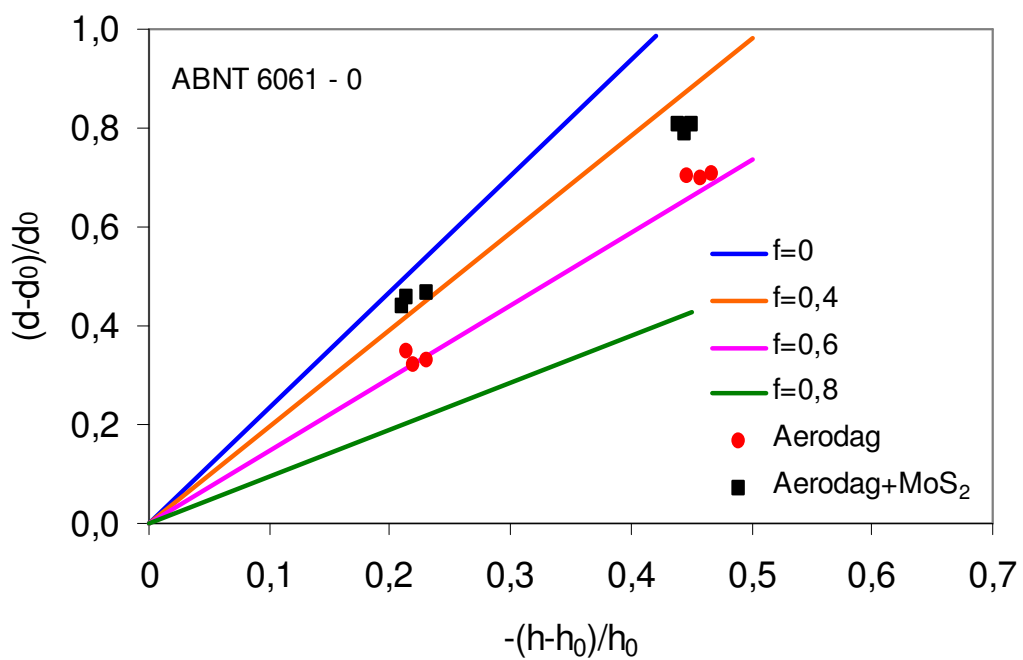
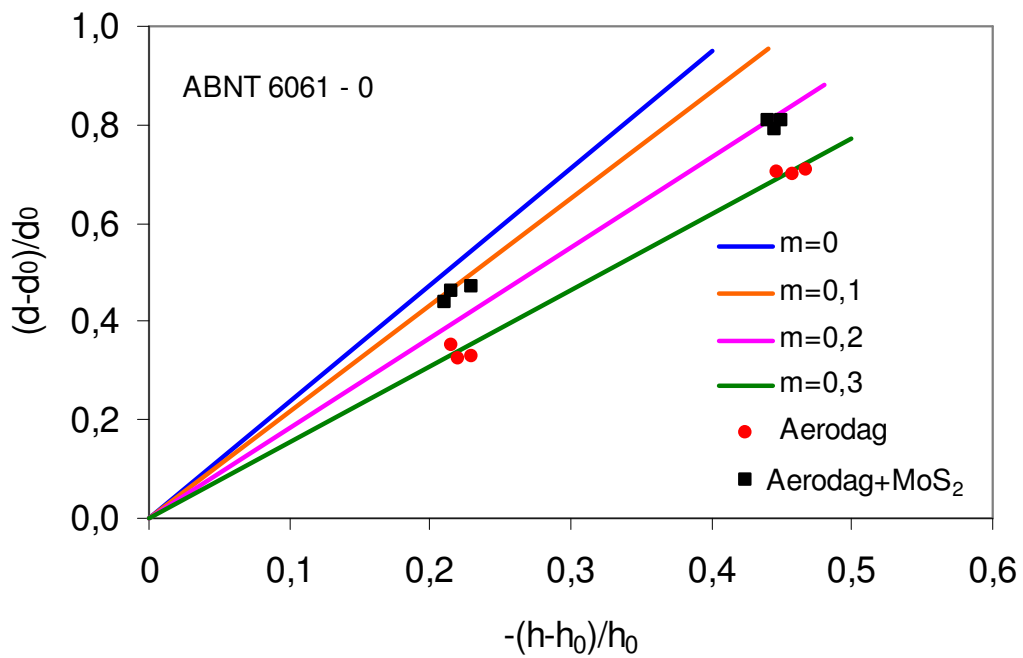


Figura 4.10. Resultados experimentais obtidos nos ensaios de anel e as curvas de calibração (Prandtl) próximas a eles para cada condição de material .

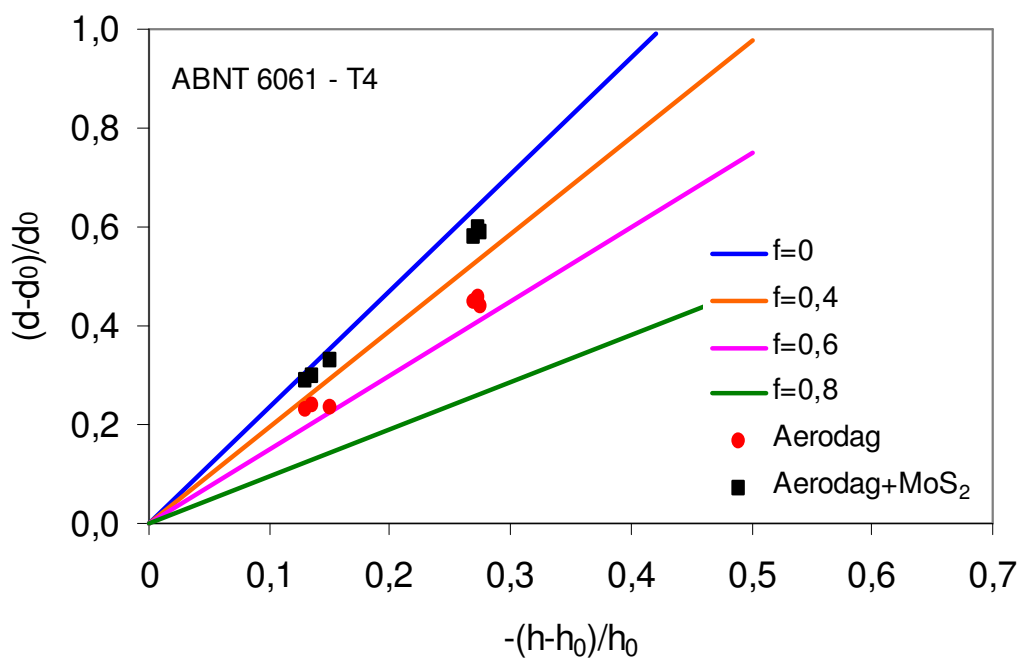
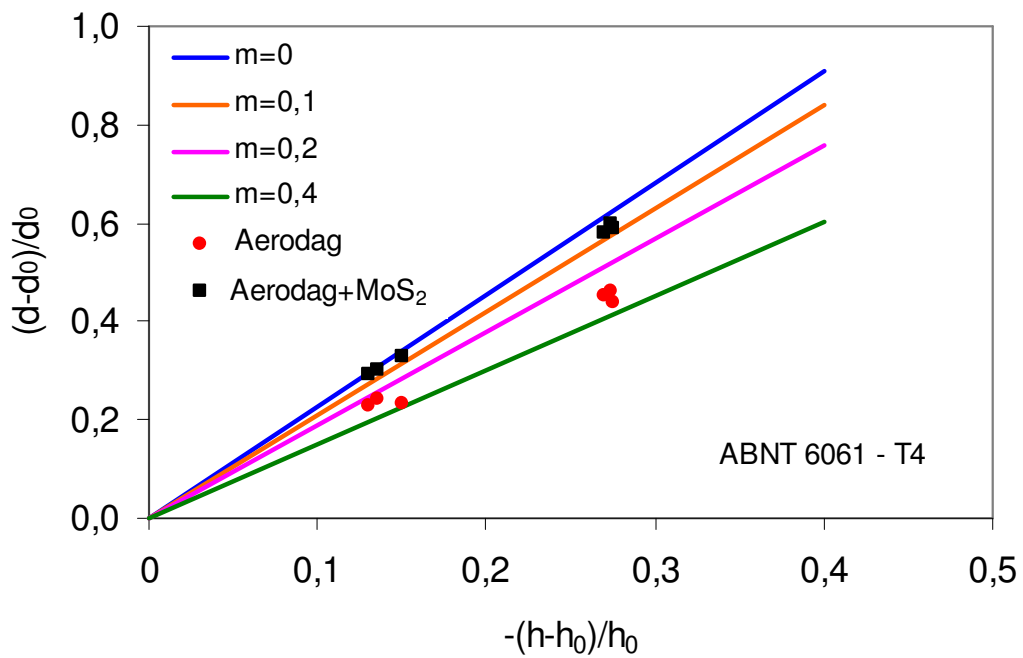
As figuras 4.11, 4.12 e 4.13 mostram, respectivamente, os resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material nas condições recozida, T4 e T6. Nas figuras são mostrados, além dos pontos experimentais, as curvas de calibração próximas a eles segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f). Para apresentação nessas figuras as curvas de calibração calculadas pelo programa IFORM 2D foram ajustadas segundo regressões lineares. O pior ajuste foi obtido para a liga na condição recozida, para o fator de atrito, $f=0,8$. Nesse caso foi obtido um coeficiente de correlação, $R^2=0,9836$, sendo a maior diferença entre a curva original e a reta ajustada, no intervalo $0 \leq -\left(\frac{h-h_0}{h_0}\right) \leq 0,5$ igual a 4,1%.

A análise da figuras permite construir a tabela 4.3 onde os resultados obtidos para m e f estão resumidos e as seguintes conclusões:

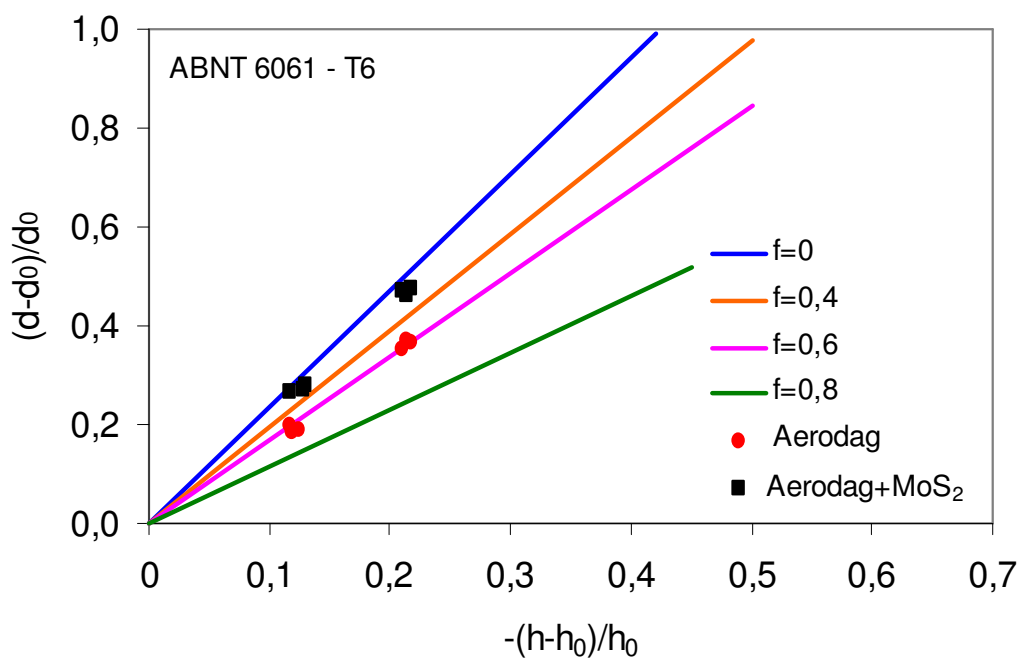
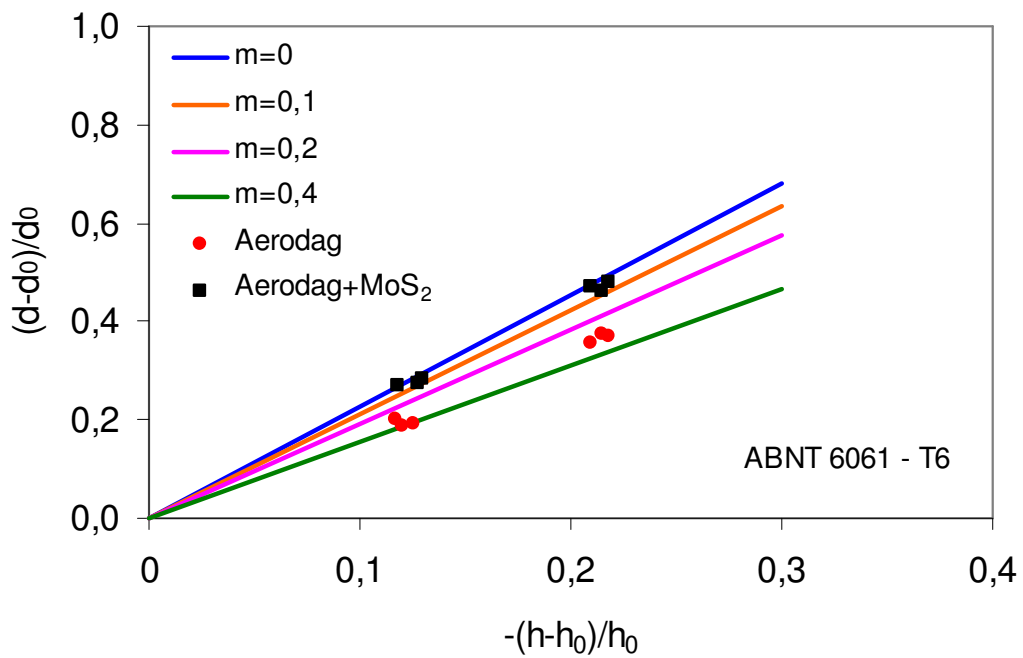
- (a) uma significativa redução no atrito é obtida quando, além da lubrificação na matriz é utilizada a lubrificação no corpo de prova.
- (b) quando apenas lubrificação na matriz é utilizada parece não haver influência significativa da condição do material no atrito sendo que foi encontrado o valor $m=0,3$ para as três condições; a variação no valor de f (entre 0,5 e 0,6) provavelmente está dentro da margem de erro do método;
- (c) foi notado, claramente, um aumento do valor do atrito com a deformação no caso do material recozido, quando foi utilizada lubrificação na matriz e no corpo de prova; isso ocorre, provavelmente, pela ruptura do filme de lubrificante (no corpo de prova) em função da maior deformação ;
- (d) parece não haver influência significativa da condição do material sobre o valor do atrito no intervalo $0 \leq -\left(\frac{h-h_0}{h_0}\right) \leq 0,28$.



A figura 4.11. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição recozida.



A figura 4.12. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição T4.



A figura 4.13. Curvas de calibração segundo os modelos de Prandtl (m) e de Wanheim-Bay (f) e resultados experimentais obtidos para o ensaio do tubo cônico, para o material na condição T6.

Tabela 4.3. Resumo dos resultados obtidos para m e f .

Lubrificação	Condição do material	m	f
Aerodag na matriz	0	0,3	0,6
	T4	0,3	0,5
	T6	0,3	0,6
Aerodag na matriz + MoS ₂ no corpo de prova	0	0,1 → 0,2	0,3 → 0,5
	T4	≅ 0,05	≅ 0,2
	T6	≅ 0,05	≅ 0,2

A figura 4.14 mostra corpos de prova do ensaio do tubo cônico submetidos a diferentes deformações.

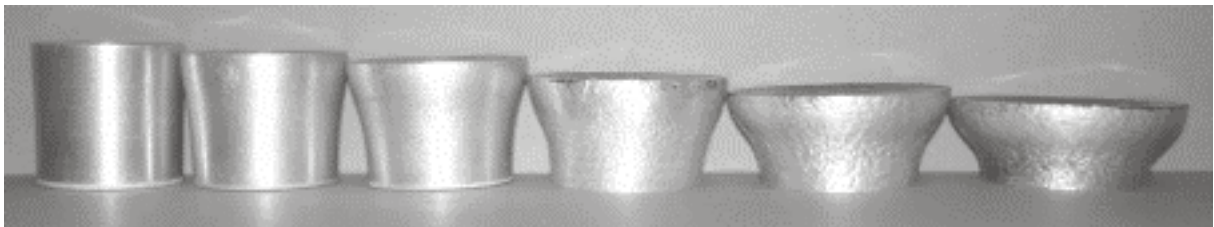


Figura 4.14. Corpos de prova do ensaio do tubo cônico submetidos a graus de diferentes deformações.

4.3. Caracterização da deformabilidade do material

Os ensaios de deformabilidade têm por objetivo determinar o nível de deformação que é possível atingir durante as operações de deformação plástica sem que ocorram fenômenos como a nucleação e propagação de trincas. Esse nível máximo de deformação admissível pode ser expresso através de um critério de fratura com o estabelecimento de uma função matemática que depende simultaneamente dos valores de tensão e deformação e que traduz o valor do dano acumulado. O início da fratura tem lugar quando o dano acumulado atinge um valor limite denominado “dano crítico”. Então, realizar a caracterização da deformabilidade do material consiste em determinar o valor do “dano crítico”.

A determinação do dano crítico é realizada através de uma técnica de calibração inversa semelhante à utilizada na determinação do fator de atrito. Inicialmente corpos de prova são submetidos a diferentes graus de deformação até que seja detectado o surgimento de trincas. Então, é realizada a simulação numérica para as mesmas condições, sendo calculado o valor do dano segundo algum critério de fratura.

A simulação dos ensaios foi realizada com o programa IFORM 2D, sendo calculado o dano crítico segundo o critério de fratura de Cockcroft-Latham. Esse critério foi escolhido por ser o que foi, com mais frequência, encontrado na literatura [1-3, 102, 103] para avaliação do dano em processos semelhantes aos aqui estudados. Com isso seria possível uma comparação de resultados.

Nos ensaios foram utilizados corpos de prova cilíndricos com 10 mm de diâmetro e 25 mm de altura retirados da mesma barra maciça utilizada para o levantamento das curvas de escoamento e caracterização tribológica apresentada nos itens anteriores. As amostras foram obtidas por torneamento apresentando rugosidade média entre 1 e 2 μm na superfície lateral. Os corpos de prova foram comprimidos em incrementos de 1 em 1 mm ou de 0,5 em 0,5 mm entre placas planas, sendo que foram utilizados calços para garantir a precisão dos incrementos de deformação. Antes o início dos ensaios as placas de compressão e os corpos de prova foram limpos com álcool isopropílico. Após a aplicação de cada incremento de deformação os corpos de prova foram examinados através de ensaio de líquidos penetrantes, sob aumento de 50 vezes, visando determinar a existência de trincas na superfície lateral dos mesmos. Os ensaios foram realizados a temperatura ambiente, com velocidade de compressão de cerca de 1,0 mm/s na mesma máquina de ensaios marca Schenck utilizada no levantamento das curvas de escoamento e nos testes para determinação do fator de atrito. Para garantir a precisão dos incrementos de deformação foram utilizados calços com cerca de 0,5 ou 1,0 mm de espessura colocados entre as placas de compressão da máquina. Foram realizados testes com o material nas condições recozida, T4 e T6 sendo ensaiadas três amostras em cada condição. A figura 4.15 mostra 3 dos corpos de prova ensaiados com, a trinca exibida por cada um deles. A tabela 4.4 resume os resultados de dano crítico obtidos enquanto a figura 4.16 mostra as respectivas simulações.



Figura 4.15. Corpos de prova ensaiados para determinação do limite de deformabilidade com as fissuras ressaltadas pelo método de líquidos penetrantes.

Tabela 4.4. Valores de dano crítico segundo o critério de Cockcroft-Latham.

Condição do material	Dano Crítico
0	0,5574
T4	0,4088
T6	0,3128

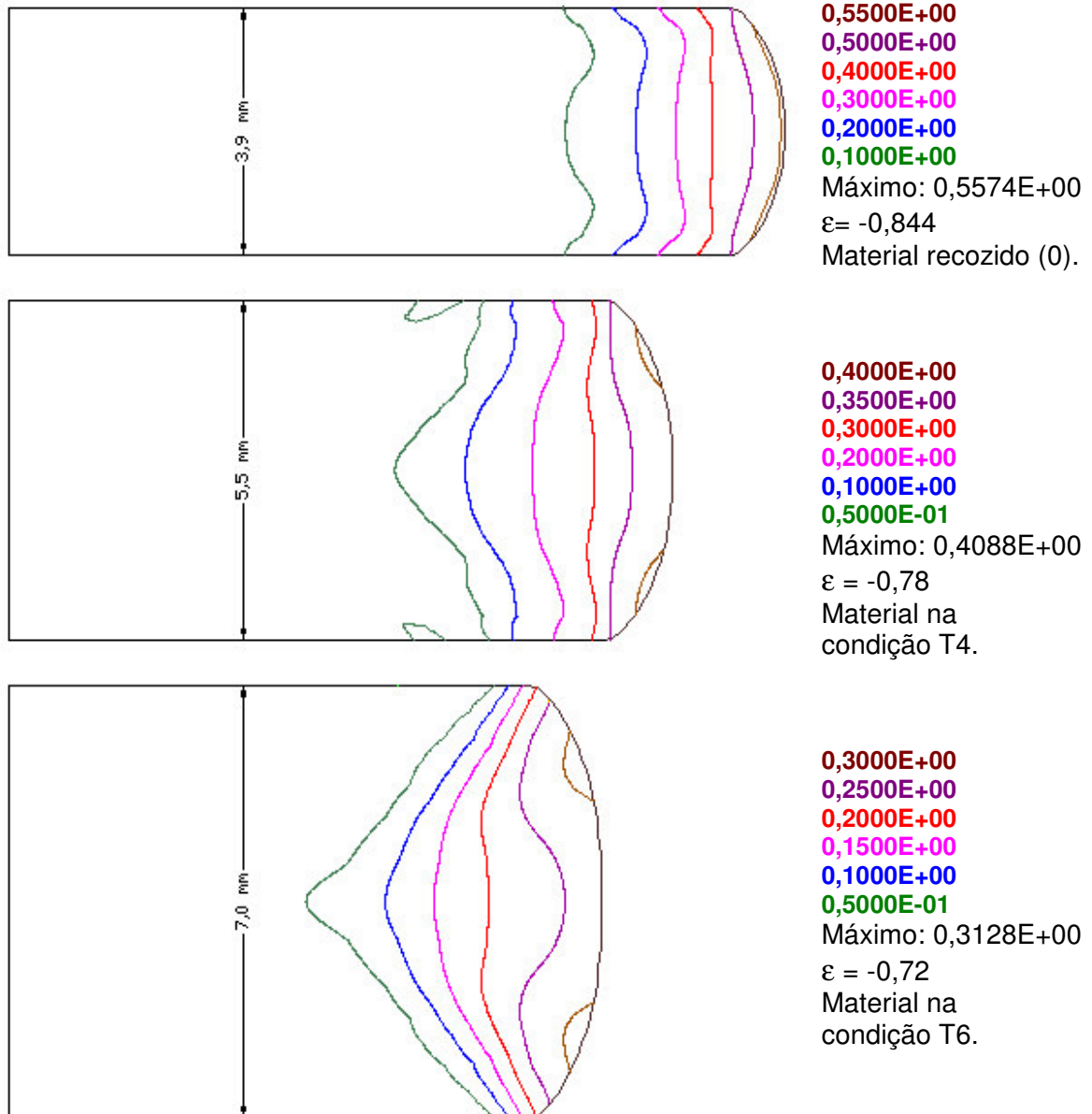


Figura 4.16. Distribuição teórica do dano crítico obtida para o critério de Cockcroft-Latham para o material nas condições recozida, T4 e T6, correspondente a deformação na qual foi verificado, experimentalmente, o surgimento de trincas.

4.4. Caracterização do comportamento de tubos à instabilidade

Um dos problemas que pode impedir a obtenção de resultados positivos nos processos de acabamento de extremidade de tubos submetidos a uma carga axial é a perda de estabilidade do mesmo (ver seção 3.5). Por esse motivo incluiu-se neste trabalho um conjunto de ensaios visando determinar a carga crítica de instabilidade dos tubos a serem utilizados no estudo dos processos de expansão e redução.

O material utilizado foram tubos de uma liga ABNT 6061 com diâmetro externo de 50,8 mm, espessura de parede de 2,0 mm e comprimento de 90 mm. Os tubos foram comprimidos entre placas planas, sendo a força e o deslocamento da placa superior registrados durante o processo. Os ensaios foram realizados em uma máquina universal de ensaios marca Kratos, modelo K-10000, equipada com célula de carga a base de extensômetros de resistência elétrica e respectivo condicionador de sinal. A precisão do sistema de medição de força é estimado em cerca de $\pm 1,0\%$ [104]. Como transdutor de deslocamento foi utilizado um sistema indutivo marca HBM, modelo W50 com precisão de $\pm 1\%$ [99]. Os sinais de força e deslocamento foram registrados no sistema de instrumentação HBM Spider8 que também atuou como condicionador do sinal do transdutor de deslocamento. Um computador portátil equipado com o sistema Catman Express fez a aquisição e o armazenamento dos dados. A figura 4.17 mostra a montagem experimental.

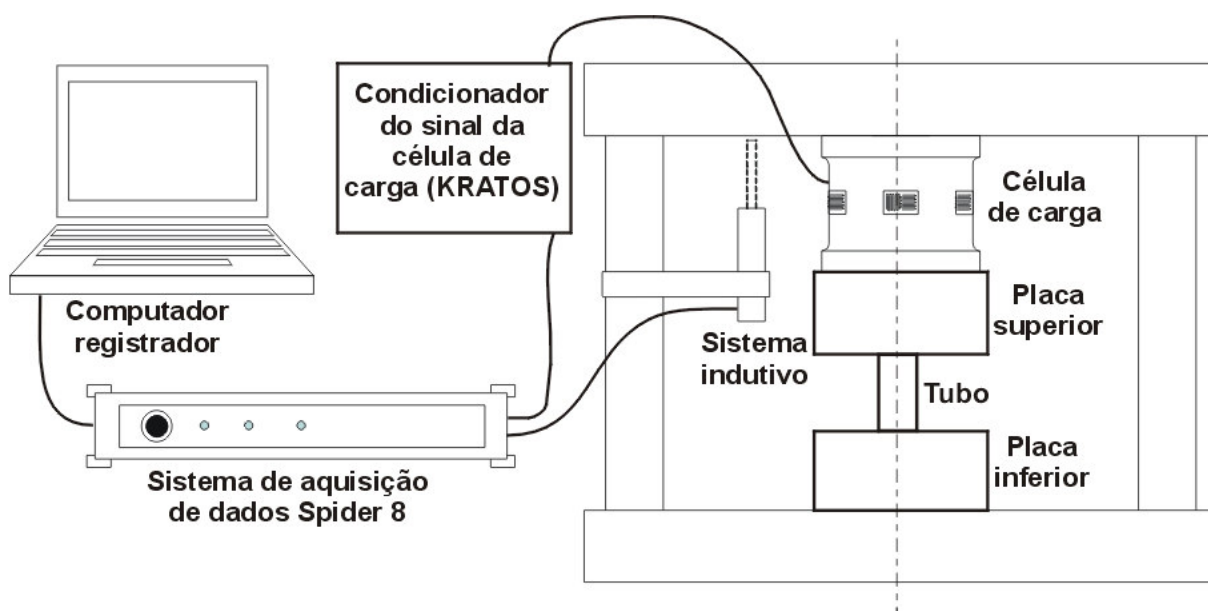


Figura 4.17. Montagem experimental para os ensaios com tubos

A composição química do material é vista na tabela 4.5. Comparando-se essa tabela com a tabela 4.1, que apresenta análise química do material utilizado para obtenção

das curvas de escoamento, caracterização tribológica e determinação da deformabilidade, verifica-se valores bastante próximos. Os tubos ensaiados foram tratados termicamente ao mesmo tempo que o material maciço utilizado nos ensaios descritos itens anteriores. A resposta do material tubular aos tratamentos térmicos foi a mesma observada, dentro da margem de erro, para o material maciço (ver figura 4.1).

Tabela 4.5: Análise química do material utilizado nos ensaios com tubos.

Elemento	Al	Mg	Si	Cu	Fe	Mn	Zn	Outros
% em massa	98,04	0,9	0,47	0,10	0,23	0,03	0,12	0,11

As figuras 4.18, 4.19 e 4.20 mostram os resultados obtidos para o material nas condições recozida, T4 e T6, respectivamente. Em cada uma das figuras são mostradas as curvas experimentais força-deslocamento da placa superior, bem como as curvas calculadas pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D e a carga teórica de instabilidade calculada utilizando-se a equação (3.47) desenvolvida por Timoshenko [1, 64, 67] com base no conceito de módulo de tangência de Engesser-Shanley [65, 66]. A determinação gráfica da tensão crítica que leva a perda de estabilidade (equação 3.47) é mostrada no canto inferior esquerdo de cada uma das figuras. No canto inferior direito é mostrado o tubo ensaiado.

A análise das figuras revela algumas discrepâncias entre os valores medidos e calculados. Essas discrepâncias são resumidas na tabela 4.6 adotando-se como referência o valor experimental. O desvio entre o valor experimental e a equação desenvolvida por Timoshenko é de cerca de 10%, sendo o valor experimental superior ao calculado. Quanto aos programas de simulação o desvio médio em relação ao valor experimental é de cerca de 1,5% .

Tabela 4.6. Desvios dos valores calculados da carga de instabilidade em relação ao valor experimental (%).

	Material recozido	Material emT4	Material emT6
Timoshenko	10,49	10,91	9,21
IFORM 2D	1,86	3,10	0,15
QFORM 2D	0,24	0,61	2,87

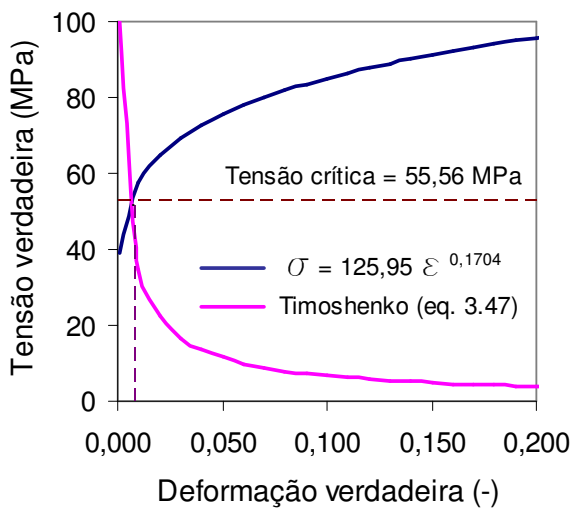
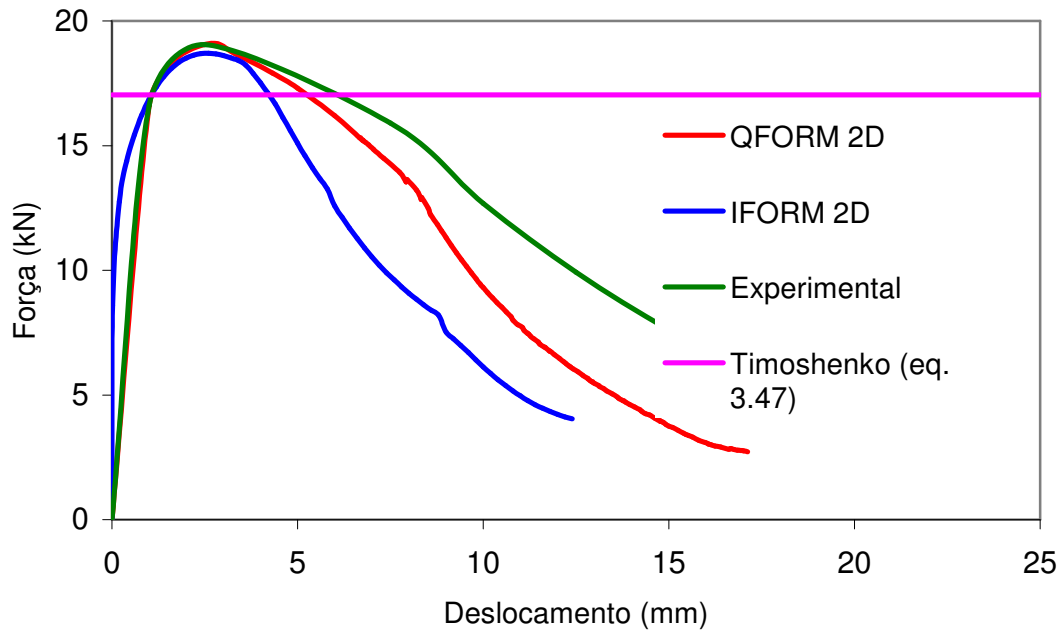


Figura 4.18. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição recozida (em cima). Determinação gráfica da tensão crítica segundo Timoshenko (em baixo, esquerda). Tubo ensaiado (em baixo, direita).

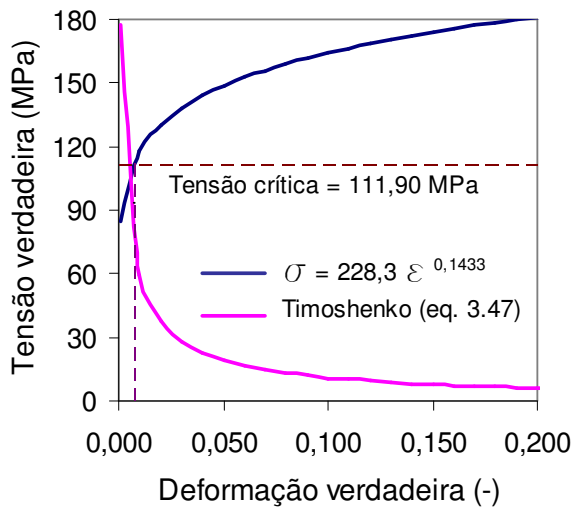
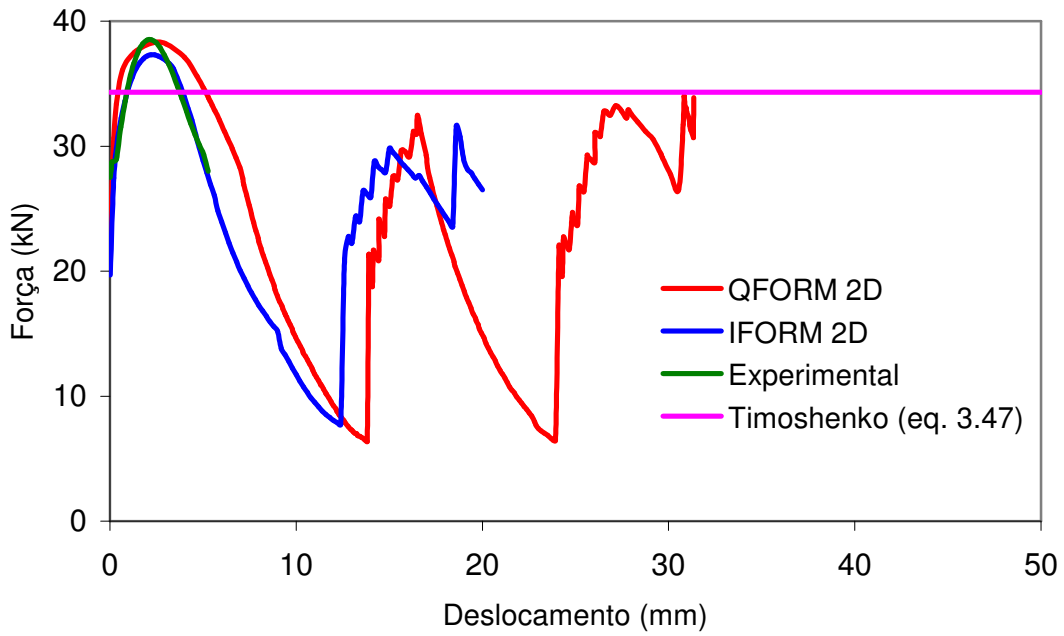


Figura 4.19. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição T4 (em cima). Determinação gráfica da tensão crítica segundo Timoshenko (em baixo, esquerda). Tubo ensaiado (em baixo, direita).

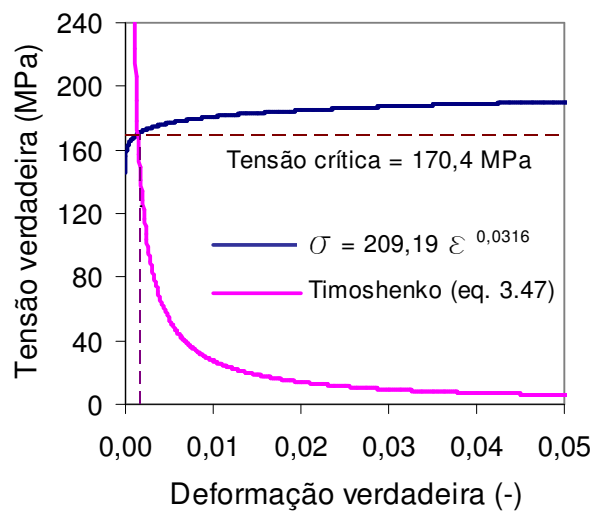
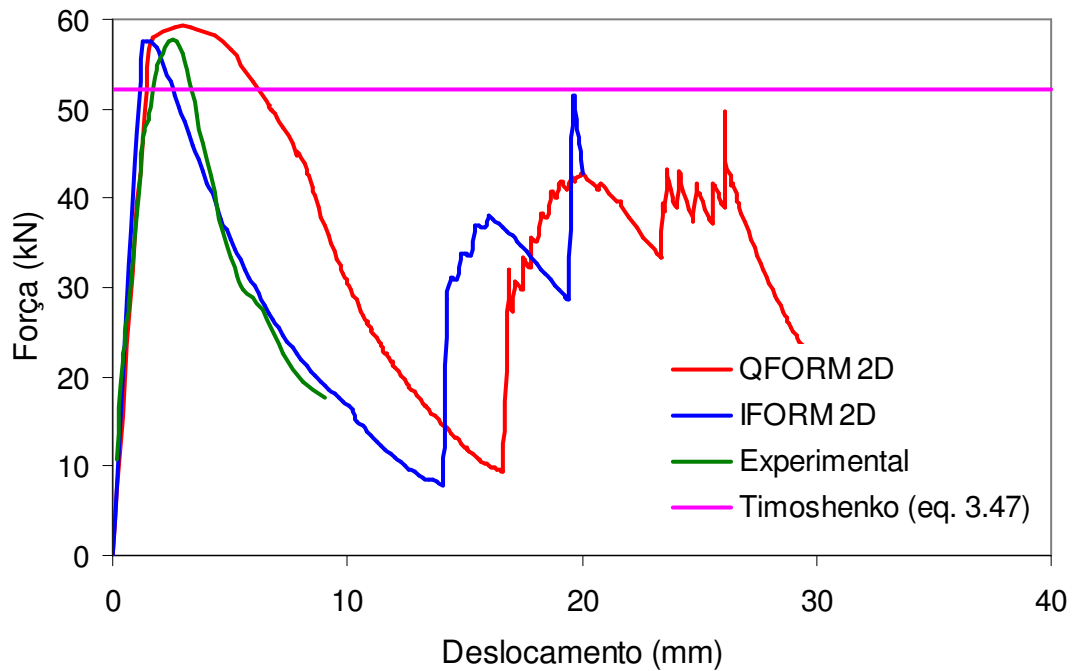


Figura 4.20. Carga crítica de instabilidade experimental, teórica e simulada pelos programas QFORM 2D e IFORM 2D para o material na condição T6 (em cima). Determinação gráfica da tensão crítica segundo Timoshenko (em baixo, esquerda). Tubo ensaiado (em baixo, direita).

4.5. Microdureza Vickers

O ensaio de microdureza foi introduzido neste capítulo com o principal objetivo de verificar o grau de semelhança entre o material maciço e o material tubular em termos de propriedades mecânicas. As figuras 4.21 e 4.22 mostram os resultados obtidos.

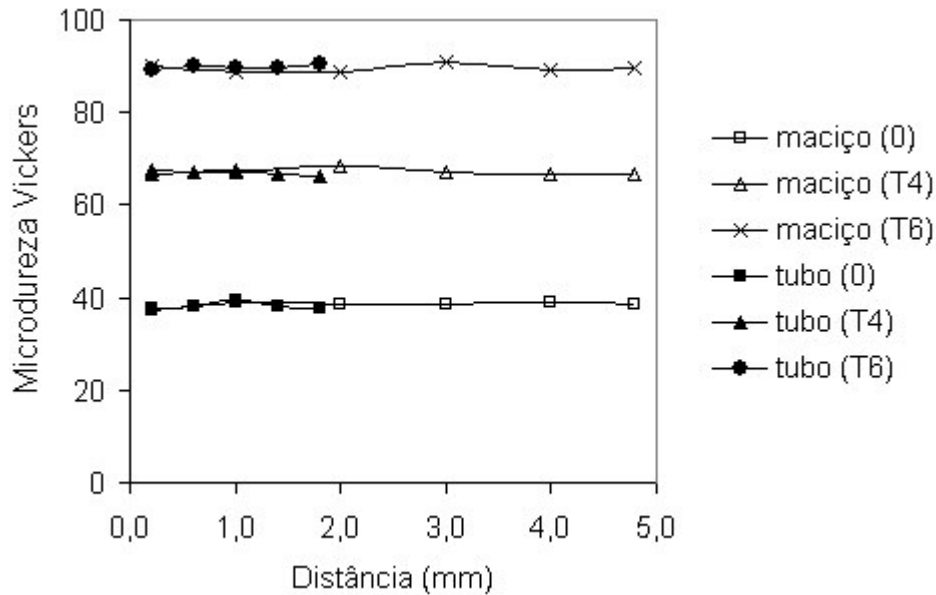


Figura 4.21. Perfis de microdureza Vickers nas seções transversais das amostras tubulares e maciças em diferentes condições de tratamentos térmicos. A distância é medida a partir do centro do corpo de prova maciço ou a superfície interna do tubo.

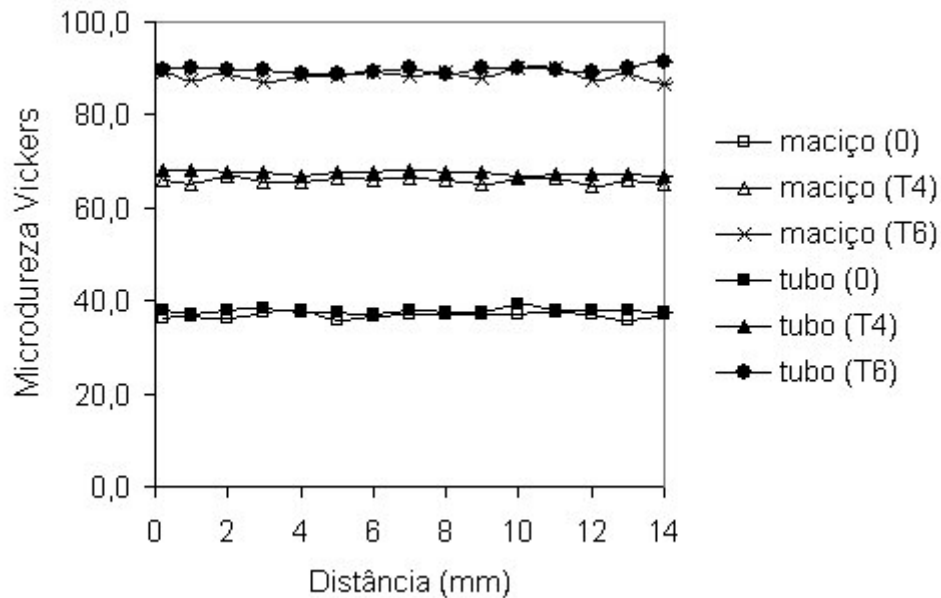


Figura 4.22. Perfis de microdureza Vickers nas seções longitudinais das amostras tubulares e maciças em diferentes condições de tratamentos térmicos.

Foram levantados perfis em amostras do material maciço e dos tubos, nas condições “0”, T4 e T6, em seções transversais e longitudinais. No caso do material maciço foram utilizados corpos de prova iguais aos empregados para o levantamento das curvas de escoamento (diâmetro = 10 mm e altura = 15 mm). No caso dos tubos também foi analisado um comprimento de 15 mm ao longo da seção longitudinal. A análise das figuras mostra que os dois materiais são bastante homogêneos e bastante semelhantes.

5. SIMULAÇÕES E EXPERIMENTOS

5.1. Inversão Externa

O processo de inversão externa foi estudado neste trabalho através de simulação utilizando o programa IFORM 2D com o objetivo de avaliar se para tubos com 50,8 mm de diâmetro seriam ainda válidas as relações t_0/r_0 e r_{cm}/r_0 (figura 2.1) determinadas por Rosa et al. [1] para tubos com $t_0/r_0=0,10$ ($t_0=2$ mm e $r_0=20$ mm). Neste trabalho a relação t_0/r_0 é igual a 0,0787 ($t_0=2$ mm e $r_0=25,4$ mm). Nos dois trabalhos foram utilizados tubos com 70 mm de comprimento. De modo a restringir as variáveis do processo às relações t_0/r_0 e r_{cm}/r_0 foi utilizada a mesma caracterização tribológica e do material determinada por Rosa para uma liga Al 6060 envelhecida naturalmente, ou seja:

(a) Curva de escoamento:

$$\bar{\sigma} = 298.3 \bar{\epsilon}^{0.0857} \text{ (MPa)} \quad (5.1)$$

(b) Fator de atrito (Prandtl):

$$m = 0,02$$

A tabela 5.1 mostra os valores de raio de canto da matriz e da relação r_{cm}/r_0 utilizados experimentalmente por Rosa e al. [1]. Com esses experimentos, combinados com simulação numérica, determinaram que nas condições descritas acima, o processo de inversão externa somente é bem sucedido quando r_{cm}/r_0 é maior que 0,20 e menor que cerca de 0,375. Para valores abaixo de 0,20 ocorre instabilidade do tubo e para valores maiores que 0,40 ocorre ruptura (dano crítico segundo o critério de Cockcroft-Latham igual a 0,42). A tabela também mostra os valores de raio de canto da matriz utilizados nas simulações neste trabalho.

Tabela 5.1. Valores de raio de canto da matriz e da relação r_{cm}/r_0 utilizados experimentalmente por Rosa e al. para $r_0 = 20$ mm [1] e nas simulações neste trabalho.

r_{cm}/r_0 [1]	0,10	0,15	0,20	0,25	0,375	0,50
r_{cm} (mm) [1]	2,0	3,0	4,0	5,0	7,5	10,0
r_{cm} (mm)	2,54	3,81	5,08	6,35	9,525	12,7

A figura 5.1 mostra os resultados obtidos.




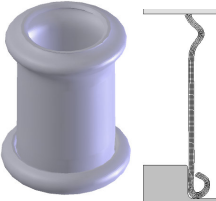
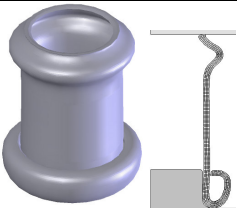
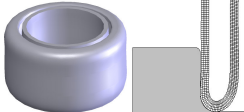
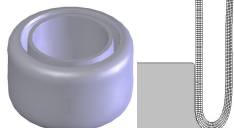
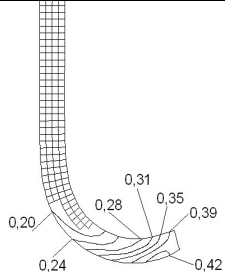
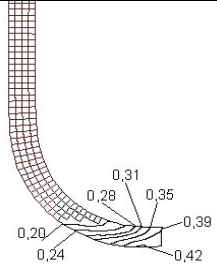
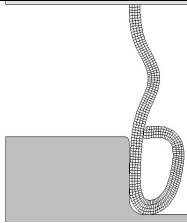
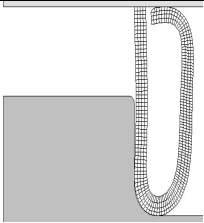
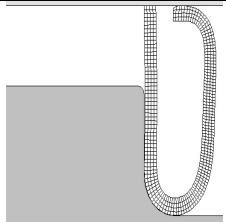
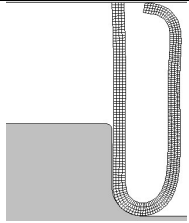
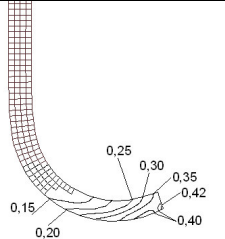
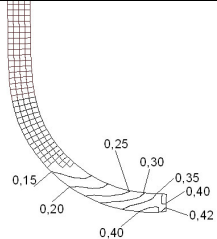
r_{cm}/r_0	0,10	0,15	0,20	0,25	0,375	0,50
$t_0/r_0=0,10$ [1]						
$t_0/r_0=0,10$						
$t_0/r_0=0,0787$						

Figura 5.1. Resultados experimentais obtidos por Rosa et al. [1] e resultados das simulações realizadas neste trabalho para os tubos de 40 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,10$) e de 50,8 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,0787$). Para $r_{cm}/r_0 = 0,375$ e $r_{cm}/r_0 = 0,50$ é mostrada a distribuição do dano dútil segundo o critério de Cockcroft-Latham normalizado.

Na figura podem ser vistos os resultados experimentais obtidos por Rosa et al. [1] e resultados das simulações realizadas neste trabalho para os tubos de 40 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,10$) e de 50,8 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,0787$). Para relações r_{cm}/r_0 iguais a 0,10 a 0,25 é mostrado o aspecto geral na malha axissimétrica e modelos tridimensionais gerados a partir dela. Para as relações r_{cm}/r_0 iguais a 0,375 e 0,50 é mostrado a distribuição de dano de acordo com o critério de Cockcroft-Latham normalizado. A análise da figura mostra que as simulações realizadas para o tubo de 40 mm de diâmetro ($t_0/r_0=0,10$) reproduzem com grande precisão os resultados experimentais obtidos por Rosa et al. [1]. Mostra ainda que o limite inferior da faixa de viabilidade do processo diminui de $r_{cm}/r_0 = 0,20$ para $r_{cm}/r_0 = 0,15$ quanto t_0/r_0 diminui de 0,10 para 0,0787. Apenas pela análise da figura não é possível uma conclusão sobre o comportamento do material no limite superior da faixa. Isso ocorre porque apenas uma análise da distribuição de dano não é suficiente para afirmar se haverá ou não ruptura do material. Rosa et al. comprovaram que em alguns casos, mesmo quando a distribuição do dano indicava que deveria haver ruptura, experimentalmente isto não ocorria. Atribuíram essa discrepância ao fato de haver uma troca entre as tensões principais σ_1 e σ_3 quando a inversão do tubo se aproxima de 180° [1, 2]. Essa troca poderia ser responsável pela ocorrência de alterações microscópicas nos mecanismos de crescimento de interstícios à volta dos quais coalescem as fissuras [1]. Essa constatação indica que a acumulação do dano dúctil de uma maneira escalar pode levar a conclusões enganosas e conduz à necessidade da análise das trajetórias de deformação de modo a determinar se os seus valores permanecem dentro da zona de segurança limitada pela linha de fratura.

A figura 5.2 mostra as trajetórias de deformação para o elemento localizado na parte interna do tubo, na sua extremidade deformada. As simulações mostram que é nesse ponto que aparecem os maiores valores de dano. A linha de fratura utilizada foi obtida por Rosa et.al. [1]. São mostradas as trajetórias para os casos em que $r_{cm}/r_0 = 0,25$, $r_{cm}/r_0 = 0,375$ e $r_{cm}/r_0 = 0,50$ quando $t_0/r_0=0,10$ e quando $t_0/r_0=0,0787$. A análise da figura mostra que, para os dois casos de t_0/r_0 analisados, o comportamento em função da relação r_{cm}/r_0 é semelhante, isto é: quando $r_{cm}/r_0 = 0,50$ a trajetória de deformação ultrapassa a linha de fratura; quando $r_{cm}/r_0 = 0,375$ a trajetória de deformação atinge um valor limítrofe em relação a linha de fratura; e, para $r_{cm}/r_0 = 0,25$ a trajetória de deformação permanece dentro da zona de segurança. Ou seja, se $r_{cm}/r_0 \geq 0,375$ haverá a ruptura do tubo.

A análise das figuras 5.1 e 5.2 conduz a conclusão de que quando o valor da relação t_0/r_0 é reduzido de 0,10 para 0,0787 a faixa de valores de r_{cm}/r_0 onde o processo é viável altera-se de 0,20 a 0,375 para 0,15 a 0,375.

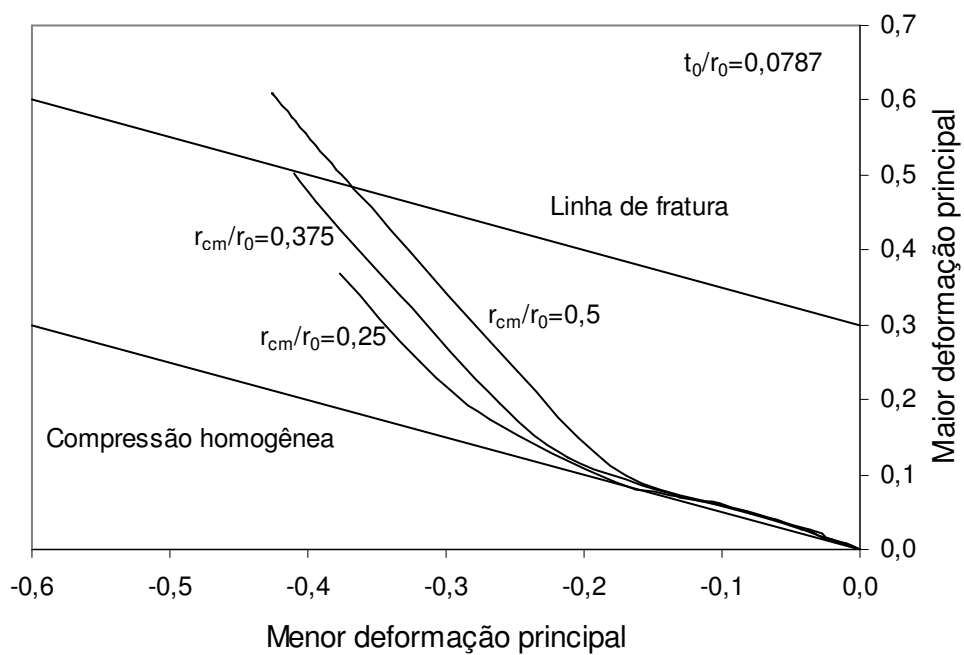
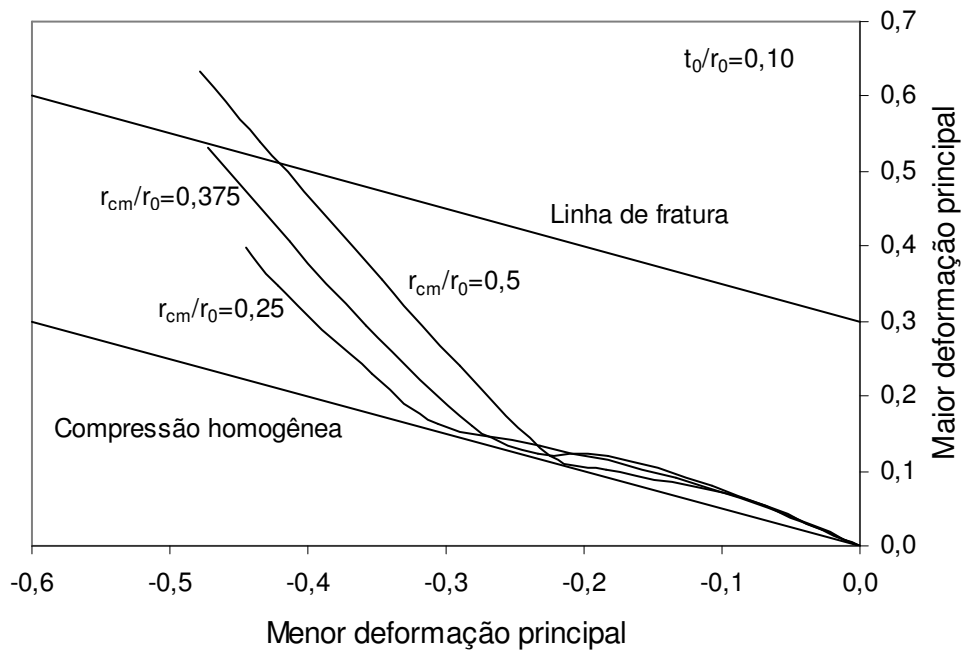


Figura 5.2. Trajetórias de deformação para o elemento localizado na parte interna do tubo, na sua extremidade deformada para os casos em que $r_{cm}/r_0 = 0,25$, $r_{cm}/r_0 = 0,375$ e $r_{cm}/r_0 = 0,50$ quando $t_0/r_0 = 0,10$ e quando $t_0/r_0 = 0,0787$

5.2. Inversão Interna

5.2.1. Procedimento experimental

O processo de inversão interna foi estudado neste trabalho combinando-se simulação numérica e experimentos. Para a simulação numérica foi utilizado o programa IFORM 2D. Os experimentos foram conduzidos na mesma máquina de ensaios (Schenck) utilizada na determinação das curvas de escoamento mostradas na seção 4.1.1. O material utilizado pertence ao mesmo lote empregado por Rosa et al. em diferentes trabalhos [1-4] e por Brito et al. [20, 21]. Portanto a curva de escoamento do material é descrita pela equação (5.1).

Para a realização dos ensaios de inversão dos tubos foi utilizado o conjunto de matrizes visto na figura 5.3. Na matriz inferior, o raio de canto no fundo da mesma foi sucessivamente usinado para 10, 5, 4, 3 e 1 mm. Como matriz superior foi utilizada uma placa plana. Os tubos utilizados possuíam 40 mm de diâmetro externo, 1 mm de espessura de parede e 70 mm de altura. Com isso foram obtidas diferentes relações r_{cm}/r_0 , sendo a relação t_0/r_0 igual a 0,05 (ver figura 2.2).

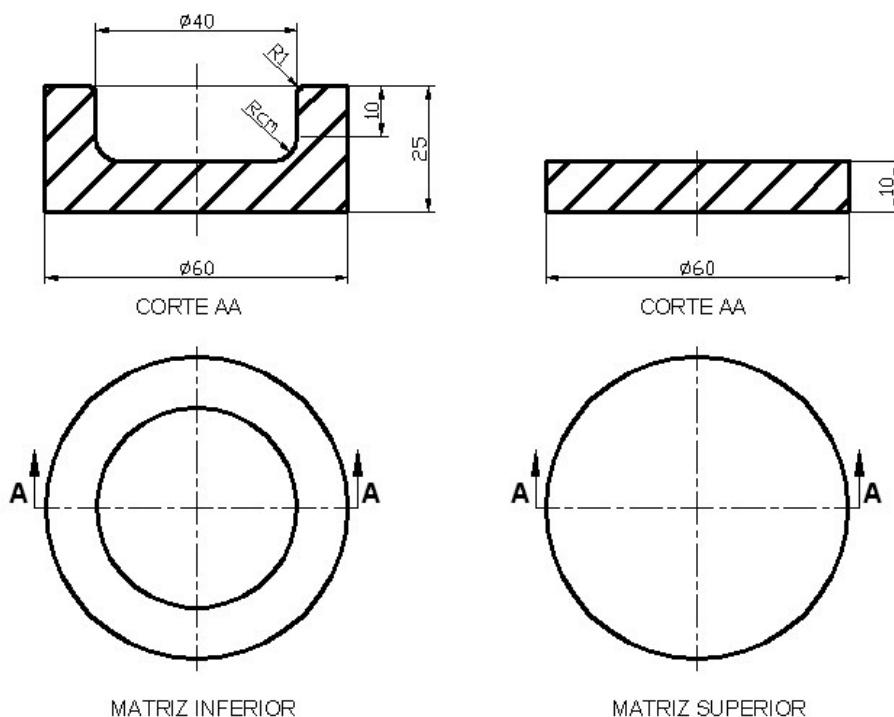


Figura 5.3. Matrizes com raio de canto variável utilizadas nos testes de inversão interna.

Os ensaios foram executados a temperatura ambiente, com velocidade de ferramenta constante igual a 0,5 mm/s. Os corpos de prova e as ferramentas foram lubrificadas com o mesmo produto líquido a base de PTFE utilizado em outros trabalhos

[1-4, 20, 21]. A tabela 5.2 mostra as condições de realização dos ensaios.

Tabela 5.2: Condições de realização dos ensaios de inversão interna onde l_0 é o comprimento inicial do tubo, r_0 é o raio externo do tubo e r_{cm} é o raio de canto da matriz.

Caso	l_0 (mm)	r_0 (mm)	r_{cm} (mm)	r_{cm}/r_0
1	70	20	1	0,05
2	70	20	3	0,15
3	70	20	4	0,20
4	70	20	5	0,25
5	70	20	10	0,50

5.2.2. Resultados e discussão

5.2.2.1. Simulações

Com o objetivo de orientar o trabalho experimental foi realizada uma série de simulações variando-se o fator de atrito, a espessura da parede do tubo e o raio da matriz. Dos resultados obtidos, optou-se por trabalhar apenas com tubos de espessura de parede igual a 1,0 mm, montando-se o plano de ensaios visto na tabela 5.2.

A figura 5.4 mostra curvas força-deslocamento da matriz superior obtidas nas simulações realizadas com raio da matriz igual a 5 mm, raio do tubo igual a 20 mm, espessura de parede igual a 1,0 mm e diferentes valores de fator de atrito. Nota-se na figura basicamente dois comportamentos distintos. Para valores de fator de atrito até $m=0,02$ obtém-se a inversão do tubo sem a ocorrência de instabilidade, pelo menos até uma deformação relativa em altura igual a 40% (deslocamento igual a 28 mm). A partir desse valor de atrito ocorre instabilidade localizada, a força diminui acentuadamente e a inversão do tubo não pode continuar. A tabela 5.3 mostra os tubos deformados, correspondentes a algumas das curvas da figura 5.4.

As figuras na tabela indicam a situação das amostras momentos depois do início da instabilidade. Comportamento semelhante foi observado nas simulações com raio da matriz igual a 3 mm com a diferença que, neste caso, obteve-se a inversão para valores de fator de atrito até $m=0,04$. Nas simulações em que o raio da matriz era igual a 1 mm e igual a 10 mm, a inversão do tubo não foi verificada para nenhum valor de fator de atrito utilizado.

5.2.2.2. Resultados experimentais

As figuras 5.5 a 5.8 mostram os resultados experimentais obtidos para os ensaios realizados com matrizes de diferentes raios. Nas figuras são mostradas as curvas

força-deslocamento medidas e simuladas, o tubo no final do ensaio (experimental) e imagens mostrando a deformação (simulada) das amostras em diferentes pontos da curva força-deslocamento.

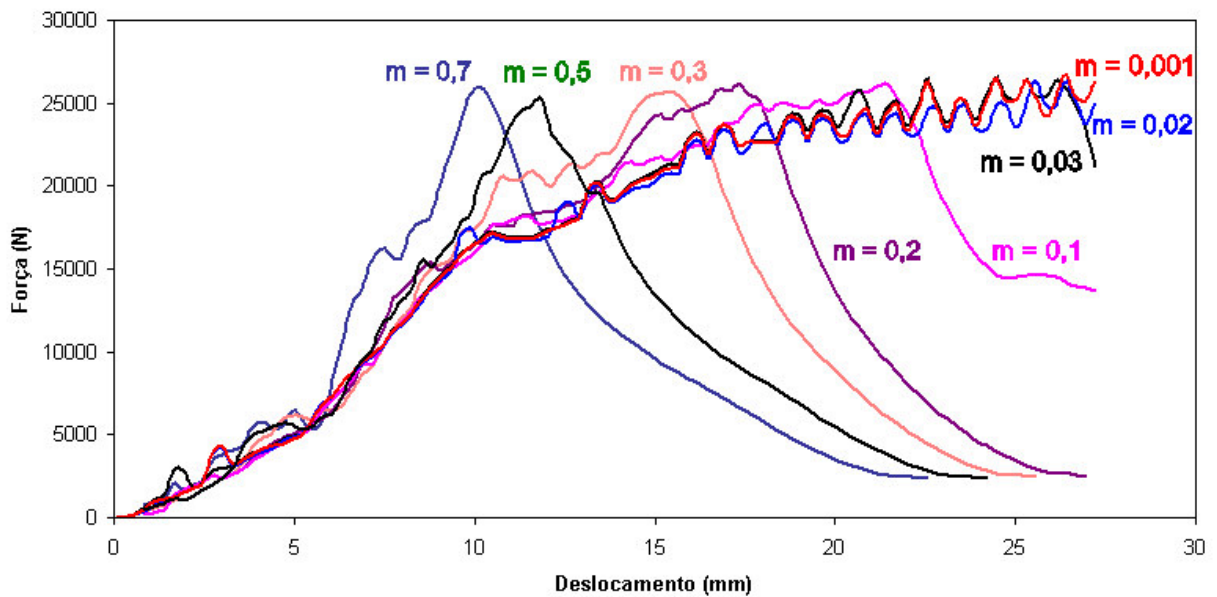


Figura 5.4: Curvas força-deslocamento em função do fator de atrito para simulações realizadas com matriz de raio igual a 5 mm.

Tabela 5.3: Resultado da simulação na deformação dos tubos na matriz com raio de canto igual a 5 mm para diferentes valores de fator de atrito, m.

m=0,02	m=0,03	m=0,1	m=0,3	m=0,5	m=0,7

As curvas simuladas são as obtidas para um fator de atrito $f=0,325$ (Wanheim-Bay) que foram as que melhor se ajustaram às curvas medidas, sendo que basicamente dois tipos de comportamento podem ser observados. Para a matriz de raio 1 mm (figura 5.5) a força cresce rapidamente até um valor máximo onde começa a ocorrer instabilidade no tubo (sem que haja praticamente nenhuma inversão) e depois decresce.

Para as matrizes de raios 3, 5 e 10 mm (figuras 5.6, 5.7 e 5.8) o comportamento é semelhante com a diferença de que a força não cresce tão rapidamente e antes do início da instabilidade ocorre alguma inversão do tubo. O valor médio da força máxima, a partir do início da instabilidade, considerando as quatro geometrias de matriz e os valores simulados e medidos é de 26257 N com uma imprecisão de $\pm 3\%$. Como essa

imprecisão está dentro do erro experimental não foi possível estabelecer uma relação entre o raio da matriz e a força máxima suportada pelo tubo sem que ocorra instabilidade. Em todos os casos as curvas força-deslocamento calculadas e medidas apresentaram boa correlação (em média inferior a 10%) até o ponto onde a instabilidade se inicia. A partir desse ponto a diferença entre as curvas aumenta a medida que a deformação prossegue. Em nenhum dos casos foi obtida uma inversão da amostra de modo a obter um tubo de parede dupla como o mostrado na tabela 5.3 para o caso de fator de atrito $m=0,02$ (ou menor).

Um caso de inversão bem sucedido é visto na figura 5.9, sendo o raio de canto da matriz igual a 4 mm. Os resultados experimentais apresentam uma boa correlação com os resultados das simulações realizadas. A comparação entre os resultados experimentais e as simulações mostra ainda que existe um valor limite de carga que pode ser aplicado sem que ocorra instabilidade plástica. A deformação relativa em altura que pode ser obtida antes que essa carga seja atingida depende basicamente do atrito (para espessura de parede e raio da matriz constantes). Para um mesmo valor de atrito, os resultados sugerem que deformação máxima em altura obtida antes do início da instabilidade é pequena quando da relação raio da matriz/raio interno do tubo é pequena, passa por um máximo e após diminui lentamente com o aumento da relação. Por fim, os resultados indicam que a faixa de características geométricas e lubrificação em que a inversão pode ser obtida é bastante restrita.

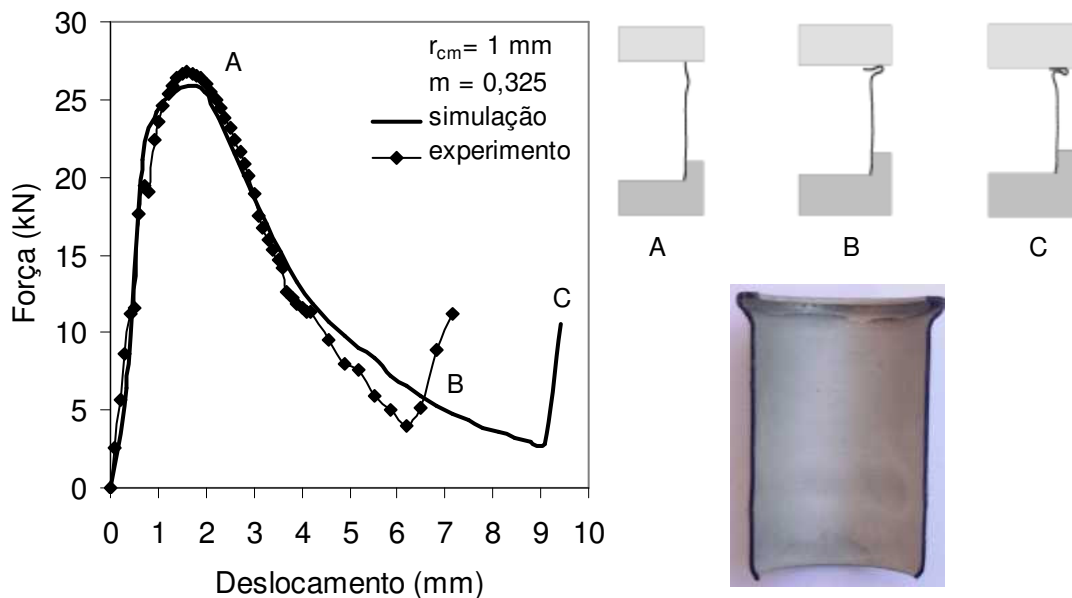


Figura 5.5: Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 1 mm; observa-se ainda aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).

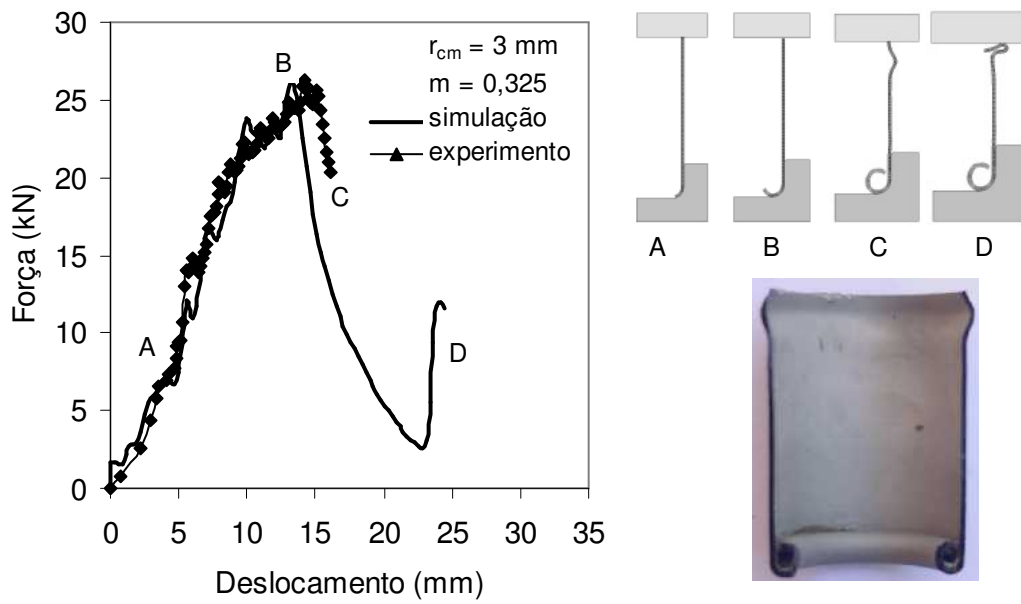


Figura 5.6: Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 3 mm; observa-se ainda aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).

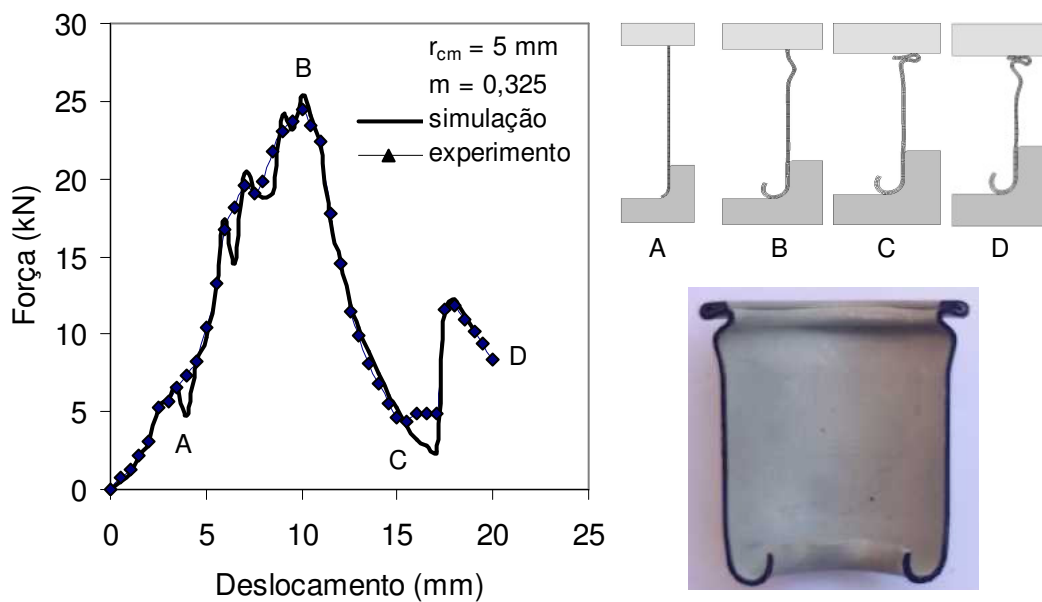


Figura 5.7: Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 5 mm; observa-se ainda aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).

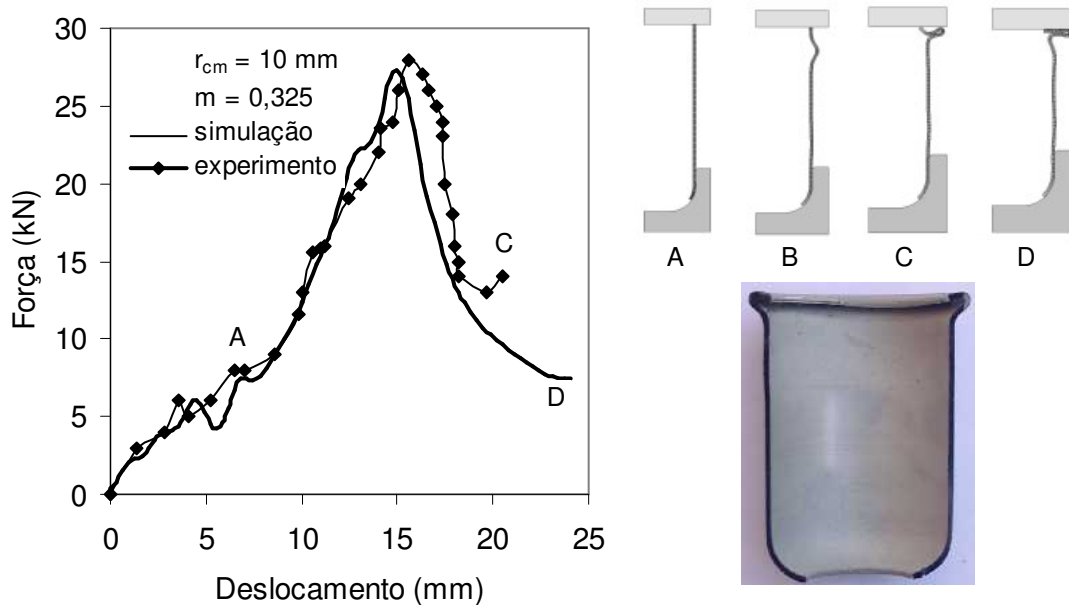


Figura 5.8: Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 10 mm; observa-se ainda aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).

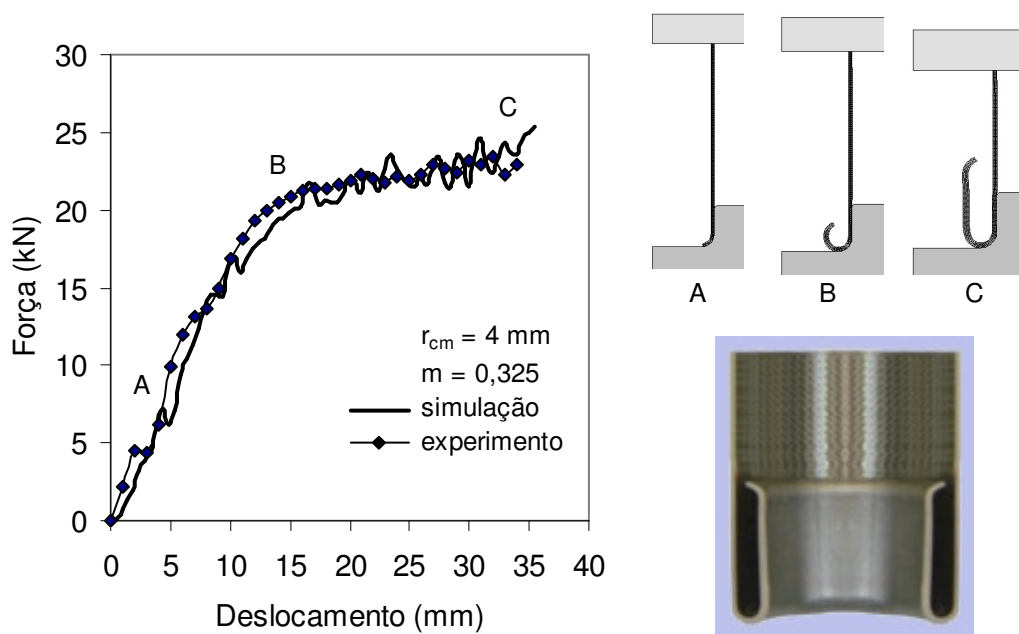


Figura 5.9: Curvas força-deslocamento calculada e medida para a matriz de raio 4 mm; observa-se ainda aspectos da deformação do tubo (experimental e simulação).

A análise dos diferentes casos estudados em função do raio de canto da matriz revela haver três modos pelos quais os tubos podem deformar-se: (a) instabilidade (figuras 5.5, 5.6 e 5.8), (b) engelhamento (figura 5.7) e inversão (figura 5.9). No caso onde ocorre engelhamento o raio de canto da matriz é de 5 mm e a continuação da deformação acaba por levar à perda de estabilidade. O engelhamento ocorre devido ao surgimento de tensões circunferenciais de compressão na parte invertida do tubo e parece ser a primeira falha a surgir. Como a partir do início do engelhamento o componente deixa de ter uma geometria axissimétrica a simulação do mesmo, através de um programa 2D deixa de ser apropriada. Em vista disso o caso da matriz de raio igual a 5 mm foi simulado tridimensionalmente utilizando o programa QFORM 3D. Os dados de material e de atrito foram os mesmos utilizados nas simulações realizadas com o programa IFORM 2D. A figura 5.10 mostra o tubo deformado e o resultado simulação no programa QForm 3D. Salienta-se na figura as diferenças observadas entre a simulação e os resultados experimentais. O programa não foi capaz de reproduzir o engelhamento observado experimentalmente logo após o início da inversão. Além disso o programa mostra a instabilidade ocorrendo junto à matriz inferior enquanto que na prática a mesma ocorreu junto à matriz superior. Uma possível explicação para essas discrepâncias está na forma com o atrito é definido no programa QFORM. Isto é feito através da escolha de um lubrificante no banco de dados do programa. O lubrificante é indicado em função do tipo de processo e o material a ser deformado e não existe uma forma de relacionar o valor do atrito resultante com os modelos de atrito de Coulomb, Prandtl ou de Wanheim-Bay.

Rosa et al. [4] e Alves [28] relatam resultados bem mais coincidentes entre experimentos e simulações realizadas com o programa IFORM 3D, para o mesmo material e condições de atrito semelhantes as utilizadas neste trabalho. Esses resultados podem ser vistos na figura 5.11.

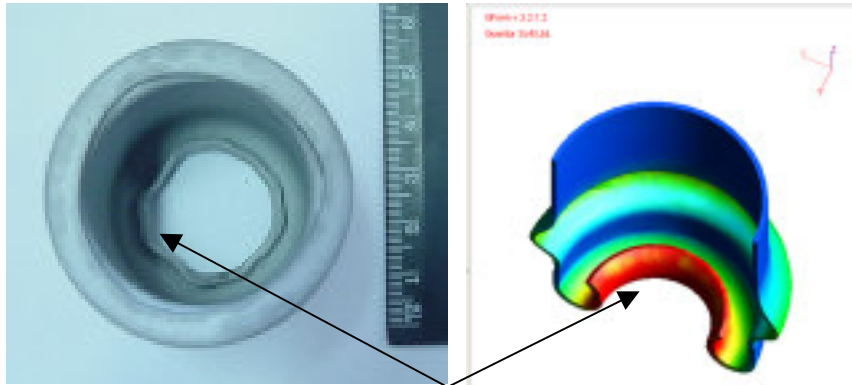
5.3. Redução

5.3.1. Simulações

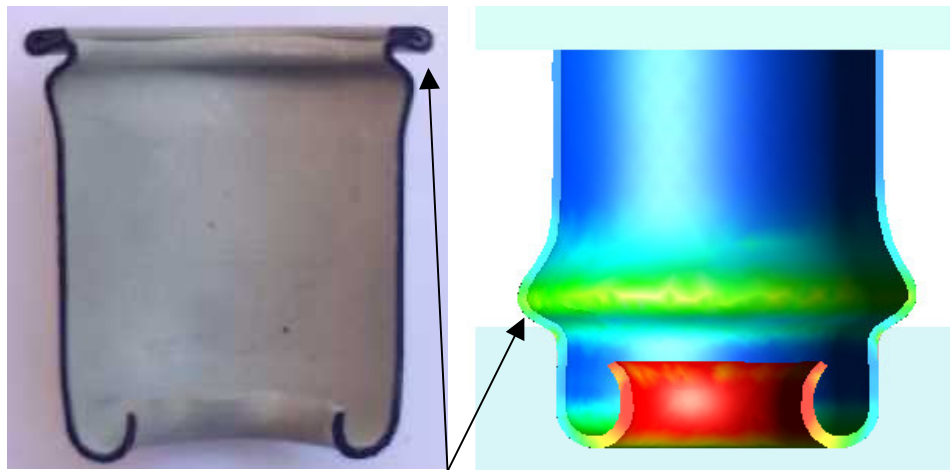
O plano de simulações para o estudo do processo de redução foi montado com base na experiência adquirida em trabalhos anteriores sobre os processos de inversão de tubos de paredes finas [1-4, 20, 21] que demonstram haver três modos pelos quais os tubos podem deformar-se, ou seja, inversão, instabilidade ou fratura na inversão externa e inversão, instabilidade ou engelhamento na inversão interna. Por analogia, montou-se o plano de simulações visto na tabela 5.4. Na montagem do plano foi considerado o estado de

tensões ao longo do processo e os principais parâmetros que governam o mesmo (figura 2.3), ou seja:

- (a) relação r_m/r_0 ;
- (b) relação t_0/r_0 ;
- (c) ângulo α da superfície cônica do punção ou matriz;
- (d) lubrificação.



Engenhamento constatado experimentalmente não aparece na simulação.



Instabilidade surge junto a matriz superior no experimento e junto a matriz inferior na simulação

Figura 5.10. Comparação entre resultados obtidos experimentalmente e através de simulação com o programa QFORM 3D.

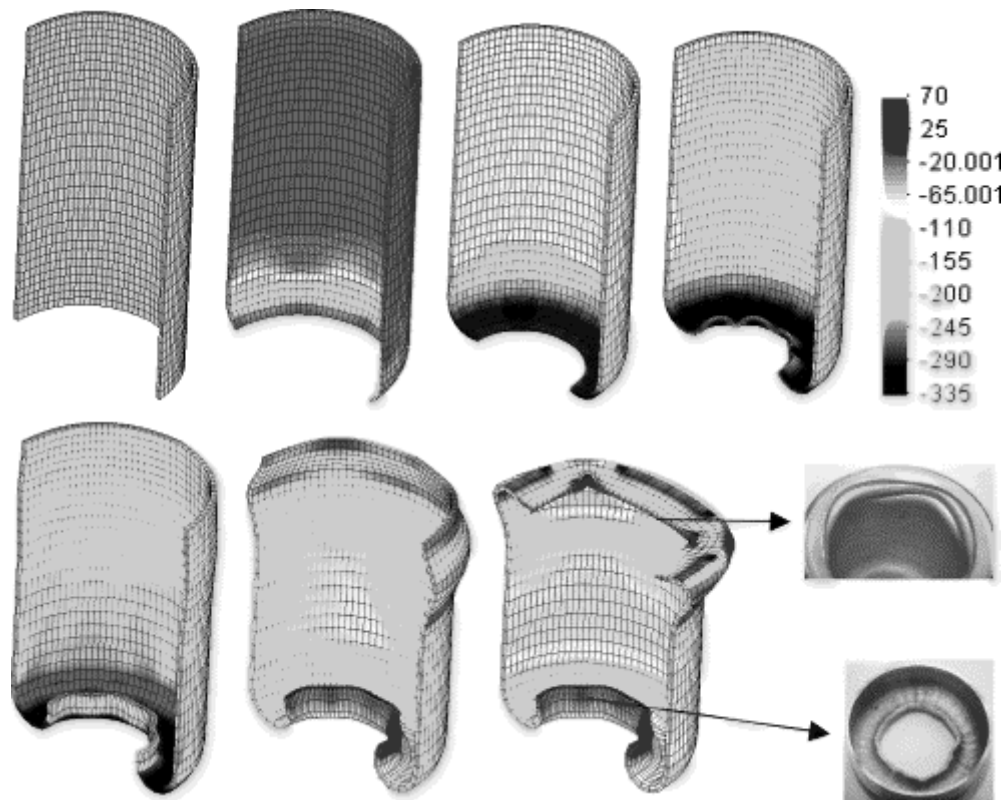


Figura 5.11. Comparação entre resultados obtidos experimentalmente e através de simulação com o programa IFORM 3D relatados por Rosa et. Al. [4] e Alves [28]

A relação t_0/r_0 foi mantida constante e igual 0,0855 ($t_0 = 2$ mm e $r_0 = 23,4$ mm) e o comprimento dos tubos foi de 90 mm. Foram utilizadas duas condições de lubrificação de acordo com o trabalho de caracterização tribológica descrito no capítulo 4, ou seja:

- (a) condição 1: lubrificante Aerodag G aplicado na ferramenta;
- (b) condição 2: lubrificante Aerodag G aplicado na ferramenta e MoS_2 aplicado na amostra.

Cada caso visto na tabela foi estudado para o material nas condições recozida, T4 e T6, conforme a caracterização apresentada no capítulo 4. Daí surgem as sub-identificações (0), (T4) e (T6). A tabela 5.5 também resume os resultados obtidos nas simulações onde dois modos de deformação foram observados: instabilidade (I) ou redução (R).

Em vista da simetria rotacional dos tubos os modelos de elementos finitos nas simulações 2D, realizadas com o programa IFORM foram estruturados pela discretização de apenas uma seção longitudinal do tubo inicial por meio de elementos axissimétricos retangulares. A utilização de elementos sólidos representa uma boa alternativa ao uso de elementos de membrana ou casca. Embora estes sejam computacionalmente mais eficientes, os elementos sólidos podem facilmente levar em consideração todas as tensões e deformações que provavelmente ocorrem nos espécimes tubulares. Vários testes com

diferentes número de elementos ao longo da espessura da parede do tubo mostraram que a utilização de três ou quatro elementos era adequada para o modelamento da distribuição da maioria das variáveis de campo e para levar em conta os fenômenos de dobramento e “endireitamento” nos extremos das superfícies cônicas dos punções ou matrizes. Além disso, através de uma seleção cuidadosa das malhas baseadas em elementos axissimétricos retangulares não houve necessidade da realização de remalhamentos intermediários e portanto não existe influência de técnicas de recuperação das variáveis de campo sobre os resultados. As seções curvas dos contornos das ferramentas foram aproximadas por elementos lineares.

Nas simulações 3D, realizadas com o programa QFORM foram utilizados elementos tetraédricos (única opção do programa). Como no programa QFORM as condições de atrito são definidas através da escolha de um lubrificante no banco de dados do mesmo, foi utilizado o lubrificante recomendado para conformação a frio de ligas de alumínio. As curvas de escoamento utilizadas foram as mesmas empregadas nas simulações 2D realizadas com o programa IFORM.

Tabela 5.4. Casos estudados no processo de redução.

Casos	Lubrificação	α (°)	r_m (mm)	r_m/r_0	Resultados
01(0) / 01(T4) / 01(T6)	condição 1	15	11,70	0,50	I / I / I
02(0) / 02(T4) / 02(T6)	condição 2	15	11,70	0,50	I / I / I
03(0) / 03(T4) / 03(T6)	condição 1	15	16,55	0,65	R / R / R
04(0) / 04(T4) / 04(T6)	condição 2	15	16,55	0,65	R / R / R
05(0) / 05(T4) / 05(T6)	condição 1	15	18,72	0,80	R / R / R
06(0) / 06(T4) / 06(T6)	condição 2	15	18,72	0,80	R / R / R
07(0) / 07(T4) / 07(T6)	condição 1	30	11,70	0,50	I / I / I
08(0) / 08(T4) / 08(T6)	condição 2	30	11,70	0,50	I / I / I
09(0) / 09(T4) / 09(T6)	condição 1	30	16,55	0,65	I / I / I
10(0) / 10(T4) / 10(T6)	condição 2	30	16,55	0,65	I / I / I
11(0) / 11(T4) / 11(T6)	condição 1	30	18,72	0,80	R / R / R
12(0) / 12(T4) / 12(T6)	condição 2	30	18,72	0,80	R / R / R
13(0) / 13(T4) / 13(T6)	condição 1	45	11,70	0,50	I / I / I
14(0) / 14(T4) / 14(T6)	condição 2	45	11,70	0,50	I / I / I
15(0) / 15(T4) / 15(T6)	condição 1	45	16,55	0,65	I / I / I
16(0) / 16(T4) / 16(T6)	condição 2	45	16,55	0,65	I / I / I
17(0) / 17(T4) / 17(T6)	condição 1	45	18,72	0,80	I / I / R
18(0) / 18(T4) / 18(T6)	condição 2	45	18,72	0,80	I / I / R

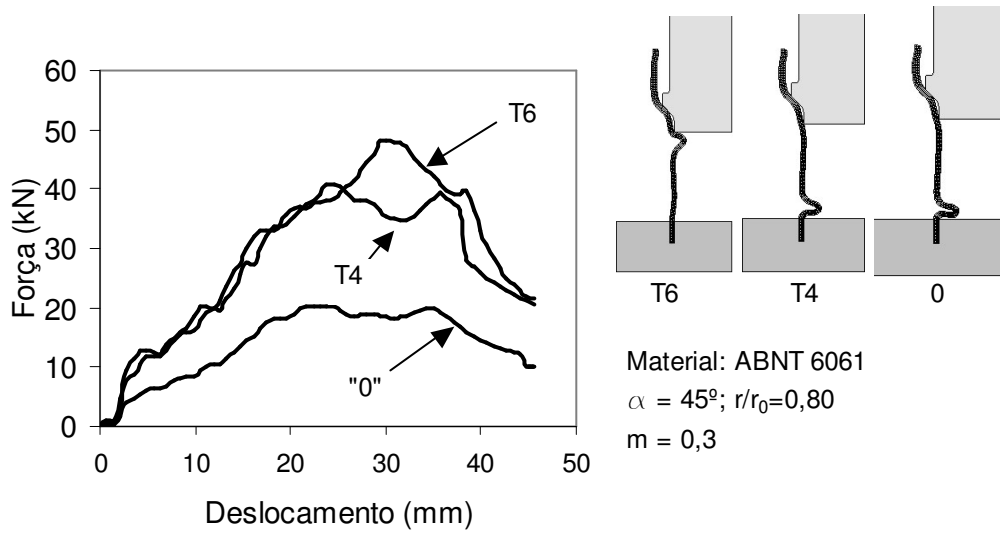
A figura 5.12 detalha alguns resultados obtidos nas simulações. Na figura 5.12(a) são mostradas curvas força-deslocamento da matriz superior para $\alpha=45^\circ$ e $r_m/r_0 = 0,80$, em função da condição do material. Observa-se que a tendência à ocorrência de instabilidades aumenta do material na condição recozida para o material na condição T6. Isto está de acordo com os resultados obtidos no capítulo 4 durante a caracterização do material quanto a instabilidade. As curvas mostradas na figura 5.12(b) foram obtidas através da simulação, em função do ângulo α , para o material na condição recozida e para $r_m/r_0 = 0,50$. Nesse caso a tendência a instabilidade aumenta com o aumento do ângulo. Ou seja, com o aumento do ângulo α , diminui a carga crítica de instabilidade e o deslocamento para o qual ela ocorre é menor. Na figura 5.12(c) as curvas são mostradas em função da relação r_m/r_0 para o material na condição T6 e $\alpha=15^\circ$. Observa-se que quando $r_m/r_0 = 0,80$ o processo é concluído com sucesso. Nesse caso a força aumenta enquanto o material escoava através da zona cônica da matriz e tende a um valor constante quando o processo entra em regime permanente. Quando $r_m/r_0 = 0,65$ e $r_m/r_0 = 0,50$ a força aumenta até atingir um valor crítico, a partir do qual o tubo entra em colapso.

5.3.2. Procedimento experimental

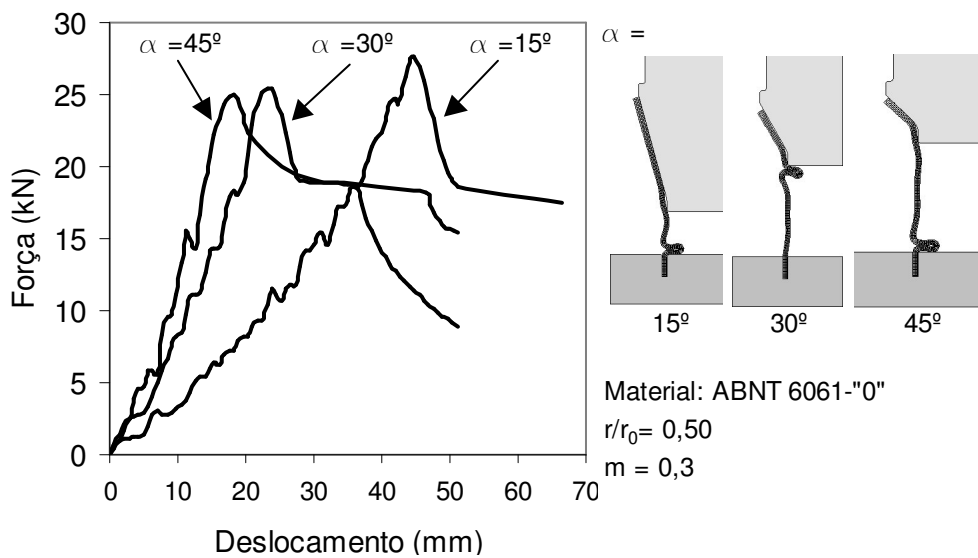
Amostras tubulares com raio, $r_0 = 23,4$ mm (ver figura 2.3), espessura de parede, $t_0 = 2,0$ mm e comprimento $l_0 = 90$ mm foram fabricadas de modo a permitir a execução experimental do plano de simulações mostrado na tabela 5.4. Os ensaios foram executados na mesma máquina de ensaios marca Kratos e com a mesma instrumentação descrita na seção 4.4 (caracterização do comportamento de tubos à instabilidade). Os ensaios foram conduzidos a temperatura ambiente, com velocidade do travessão superior da máquina constante igual a 1,0 mm/s. Nessas condições efeitos de inércia sobre os mecanismos de deformação não ocorrem e portanto efeitos dinâmicos não precisam ser considerados. A figura 5.13 mostra o conjunto de matrizes utilizadas. A influência do atrito foi estudada realizando-se ensaios nas condições de lubrificação 1 e 2.

5.3.3. Resultados e discussão

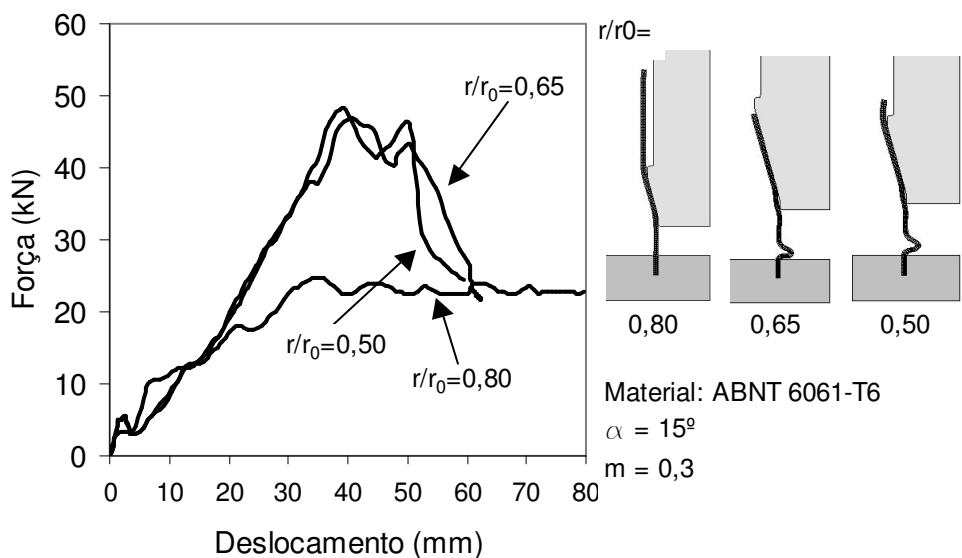
A análise dos resultados das simulações, vistos na tabela 5.4 e na figura 5.12 permitem sugerir que a condição mais favorável à obtenção de um processo bem sucedido é obtida pela combinação do material no estado T6, com $\alpha=15^\circ$, $r_m/r_0=0,80$ e na condição de lubrificação 2, seja, com $m=0,1$ (ver tabela 5.4 e seção 4.2.2).



(a)



(b)



(c)

Figura 5.12. Resultados obtidos nas simulações do processo de redução: força de conformação em função de diferentes parâmetros do processo.



Figura 5.13. Matrizes utilizadas nos ensaios de redução.

A figura 5.14 mostra os resultados obtidos para esse caso. A análise da figura revela uma considerável discrepância entre os resultados da simulação e os resultados experimentais. Em termos de fluxo de material a simulação prevê ser possível obter a redução do diâmetro do tubo ao longo de um comprimento considerável. Em razão disto a curva força-deslocamento tem um comportamento caracterizado pelo aumento da carga enquanto o material escoava ao longo da zona cônica da ferramenta. Uma vez atingido o diâmetro final desejado o processo entra em regime permanente e a carga tende a um valor constante. Por outro lado, os resultados experimentais mostram a ocorrência de instabilidade plástica na forma de “diamante”. A ocorrência dessa instabilidade está provavelmente associada ao efeito da tensão circunferencial de compressão, $\sigma_{\theta} = \sigma_3$, que atuando sobre a parede tubo na zona cônica da ferramenta torna o sistema assimétrico. Esse fenômeno não pode, naturalmente, ser previsto por um modelo de elementos finitos no qual simetria axial é imposta.

Vários outros casos listados na tabela 5.4 foram testados experimentalmente com resultados semelhantes. Em alguns casos a simulação 2D foi capaz de prever a ocorrência de instabilidade do tipo “foles”. Experimentalmente, entretanto, apenas instabilidade do tipo “diamante” foi observada. A figura 5.15 mostra os resultados experimentais dos casos 04(T6), 09(0), 10(0) e 16(T6) e as respectivas simulações com o programa IFORM 2D.

Observa-se na figura que o programa é capaz de prever a ocorrência da instabilidade mas não a sua forma. Isto decorre do fato de ser o programa destinado a análise bidimensional, axissimétrica ou plana. No que diz respeito às cargas críticas de instabilidade as previsões do programa situaram-se, em média, 10% abaixo do valor experimental e 25% acima do valor previsto pelo método do módulo de tangência (equação 3.47).

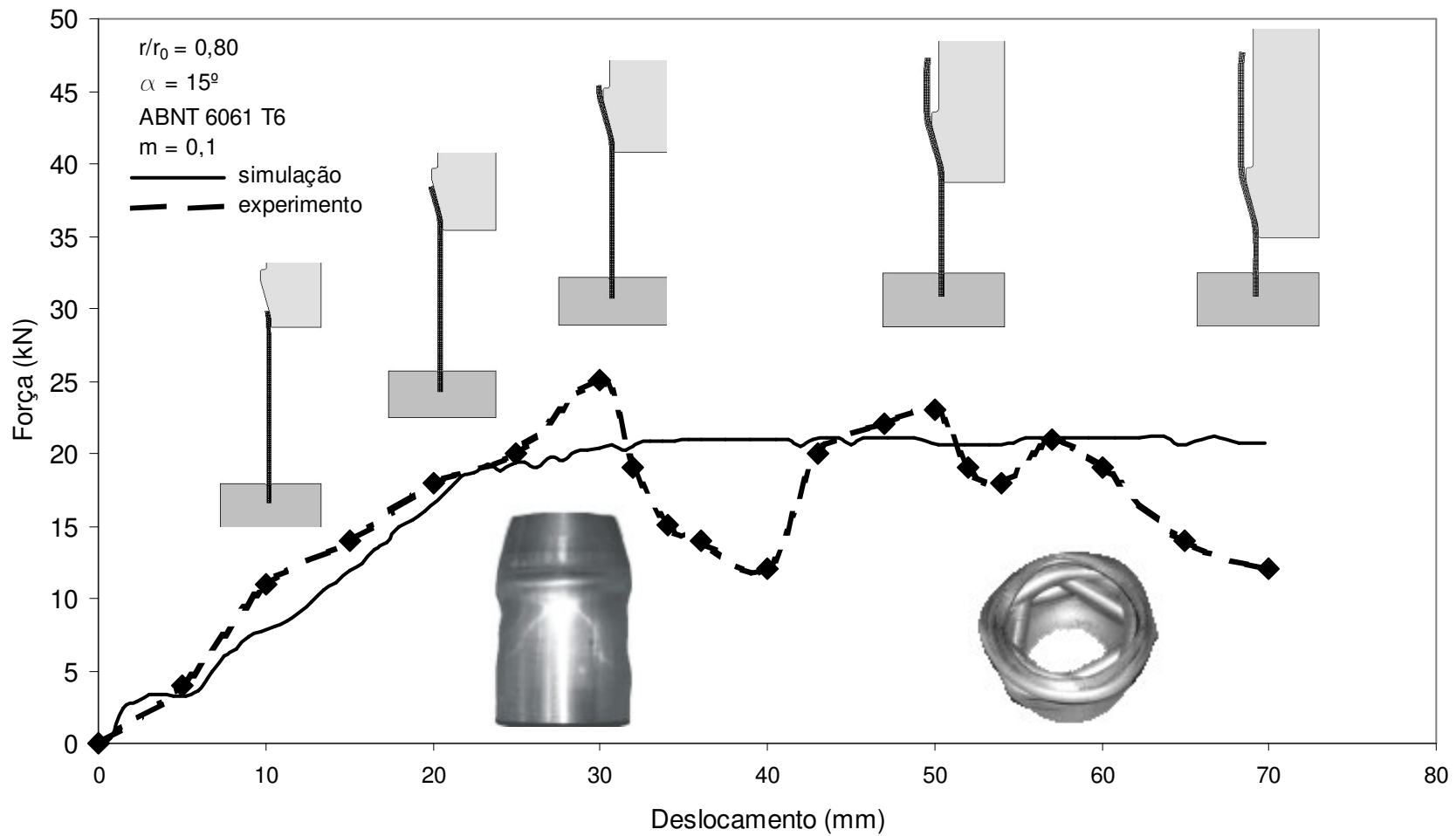
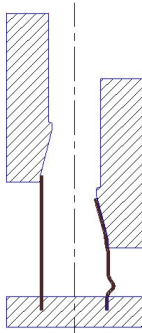
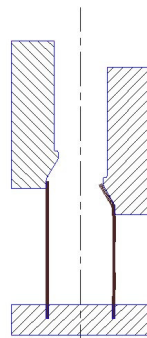


Figura 5.14. Resultados teóricos e experimentais obtidos no processo de redução para o material no estado T6, com $\alpha=15^\circ$, $r_m/r_0 = 0,80$ e na condição de lubrificação 2 ($m=1$); caso 06(T6).

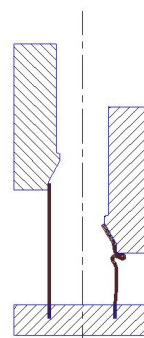
Caso 04(T6)
 $\alpha=15^\circ$, $r_m/r_0 = 0,65$
 lubrificação 2
 carga crítica (kN)
 - simulação: 54,5
 - experimental: 58,7
 - equação (3.47): 52,2



Caso 09(0)
 $\alpha=30^\circ$, $r_m/r_0 = 0,65$
 lubrificação 1
 carga crítica (kN)
 - simulação: 23,3
 - experimental: 26,9
 - equação (3.47): 17,0



Caso 10(0)
 $\alpha=30^\circ$, $r_m/r_0 = 0,65$
 lubrificação 2
 carga crítica (kN)
 - simulação: 23,1
 - experimental: 27,0
 - equação (3.47): 17,0



Caso 16(T6)
 $\alpha=45^\circ$, $r_m/r_0 = 0,65$
 lubrificação 2
 carga crítica (kN)
 - simulação: 56,8
 - experimental: 62,2
 - equação (3.47): 52,2

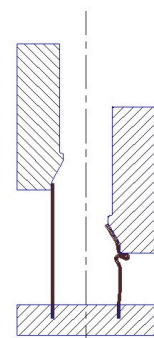


Figura 5.15. Resultados experimentais dos casos 04(T6), 09(0), 10(0) e 16(T6) e respectivas simulações com o programa IFORM 2D.

Uma tentativa de prever a ocorrência de instabilidade do tipo “diamante” foi feita para o caso 06(T6) (ver figura 5.14) utilizando-se um modelo tridimensional de elementos finitos (programa QFORM 3D). O resultado é mostrado na figura 5.16. O programa somente foi capaz de prever a ocorrência de instabilidade do tipo “fole”.

5.4. Expansão

5.4.1. Simulações

O estudo do processo de expansão seguiu a mesma metodologia utilizada no estudo do processo de redução. Foi montado um plano de simulações considerando:

- (a) relação r_m/r_0 ;
- (b) relação t_0/r_0 ;
- (c) ângulo α da superfície cônica do punção ou matriz;
- (d) lubrificação.

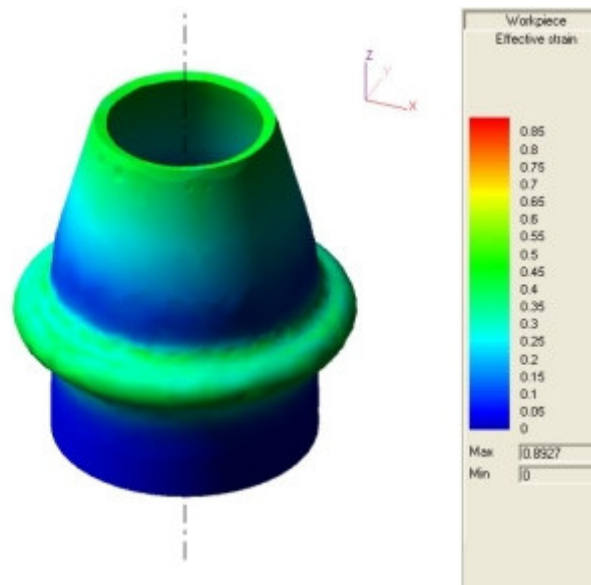


Figura 5.16. Distribuição da deformação equivalente na simulação do caso 06(T6) da tabela 5.4. Nota-se a ocorrência de instabilidade tipo “fole”.

Da mesma forma que no caso da redução a relação t_0/r_0 foi mantida constante e igual 0,0855 ($t_0 = 2$ mm e $r_0 = 23,4$ mm) e o comprimento dos tubos foi de 90 mm. Foram utilizadas as mesmas condições de lubrificação e o mesmo material (nas condições T6, T4 e zero) conforme caracterização realizada no capítulo 4. A tabela 5.5 mostra as condições de realização das simulações e resume os resultados obtidos: instabilidade (I), expansão (E) ou ruptura (R). As simulações com modelos axissimétricos foram efetuadas com o programa IFORM 2D e as simulações tridimensionais com o programa QFORM 3D.

5.4.2. Procedimento experimental

Como no caso do estudo do processo de redução amostras tubulares com raio $r_0 = 23,4$ mm, espessura $t_0 = 2,0$ mm e comprimento $l_0 = 90$ mm foram fabricadas de modo a permitir a execução experimental do plano de simulações mostrado na tabela 5.5. Os ensaios foram executados na mesma máquina marca Kratos e com a mesma instrumentação descrita na seção 4.4 (caracterização do comportamento de tubos à instabilidade). Os ensaios foram conduzidos a temperatura ambiente, com velocidade da travessa superior da máquina constante igual a 1,0 mm/s. No caso do processo de expansão a forma final desejada para os tubos é atingida pela fazendo-se atuar um punção com diferentes geometrias em uma das extremidades do espécime. A figura 5.17 mostra o conjunto de punções utilizados. A influência do atrito foi estudada realizando-se ensaios nas condições de lubrificação 1 e 2.

Tabela 5.5. Casos estudados no processo de expansão.

Casos	Lubrificação	α (°)	r_p (mm)	r_p/r_0	Resultados
19(0), 19(T4), 19(T6)	condição 1	15	28,20	1,20	E / E / E
20(0), 20(T4), 20(T6)	condição 2	15	28,20	1,20	E / E / E
21(0), 21 (T4), 21(T6)	condição 1	15	31,59	1,35	I / I / E
22(0), 22 (T4), 22(T6)	condição 2	15	31,59	1,35	E / E / E
23(0), 23(T4), 23(T6)	condição 1	15	35,10	1,50	R / R / R
24(0), 24(T4), 24(T6)	condição 2	15	35,10	1,50	R / R / R
25(0), 25(T4), 25(T6)	condição 1	30	28,20	1,20	E / E / E
26(0), 26(T4), 26(T6)	condição 2	30	28,20	1,20	E / E / E
27(0), 27(T4), 27(T6)	condição 1	30	31,59	1,35	I / I / E
28(0), 28(T4), 28(T6)	condição 2	30	31,59	1,35	E / E / E
29(0), 29(T4), 29(T6)	condição 1	30	35,10	1,50	I / I / R
30(0), 30(T4), 30(T6)	condição 2	30	35,10	1,50	I / I / R
32(0), 32(T4), 32(T6)	condição 1	45	28,20	1,20	I / I / E
33(0), 33(T4), 33(T6)	condição 2	45	28,20	1,20	E / E / E
34(0), 34(T4), 34(T6)	condição 1	45	31,59	1,35	I / I / I
35(0), 35(T4), 35(T6)	condição 2	45	31,59	1,35	I / I / I
36(0), 36(T4), 36(T6)	condição 1	45	35,10	1,50	I / I / I
37(0), 37(T4), 37(T6)	condição 2	45	35,10	1,50	I / I / I



Figura 5.17. Punções utilizados nos ensaios de expansão.

5.3.3. Resultados e discussão

5.3.3.1. Modos de deformação

O trabalho experimental sobre expansão de tubos confirmou a existência de três diferentes modos de deformação. Para relações de r_p/r_0 grandes e pequenos comprimentos de expansão (altos valores do ângulo α) a deformabilidade está limitada pela ocorrência de instabilidade plástica. Por outro lado para grandes comprimentos de expansão (α pequenos) o limite de deformabilidade é a ocorrência de fratura dútil nas regiões de altamente tracionadas na direção circunferencial. A figura 5.18 mostra três dos espécimes ensaiados, cada um apresentando um modo de formação.

5.3.3.2. Lubrificação

Nos processos de deformação ou expansão de tubos a energia é dissipada no trabalho de deformação plástica do tubo e através do atrito na interface entre o tubo e as ferramentas.

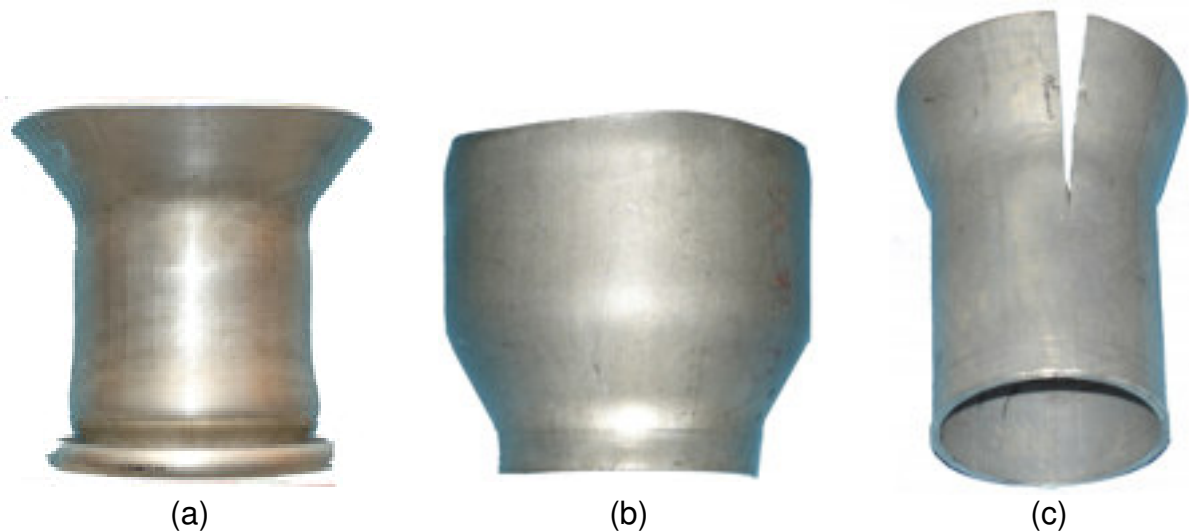


Figura 5.18. Modos de deformação observados no estudo do processo de expansão: (a) instabilidade (b) expansão e (c) ruptura.

A figura 5.19 mostra como um processo bem sucedido de expansão pode falhar simplesmente por uma variação no regime de lubrificação. Um exame detalhado das curvas força-deslocamento experimental e prevista pela simulação numérica mostradas nessa figura, para o processo de expansão, permite identificar três diferentes etapas de conformação:

- (a) compressão axial;
- (b) expansão (transiente); e,
- (c) expansão em regime permanente ou instabilidade localizada

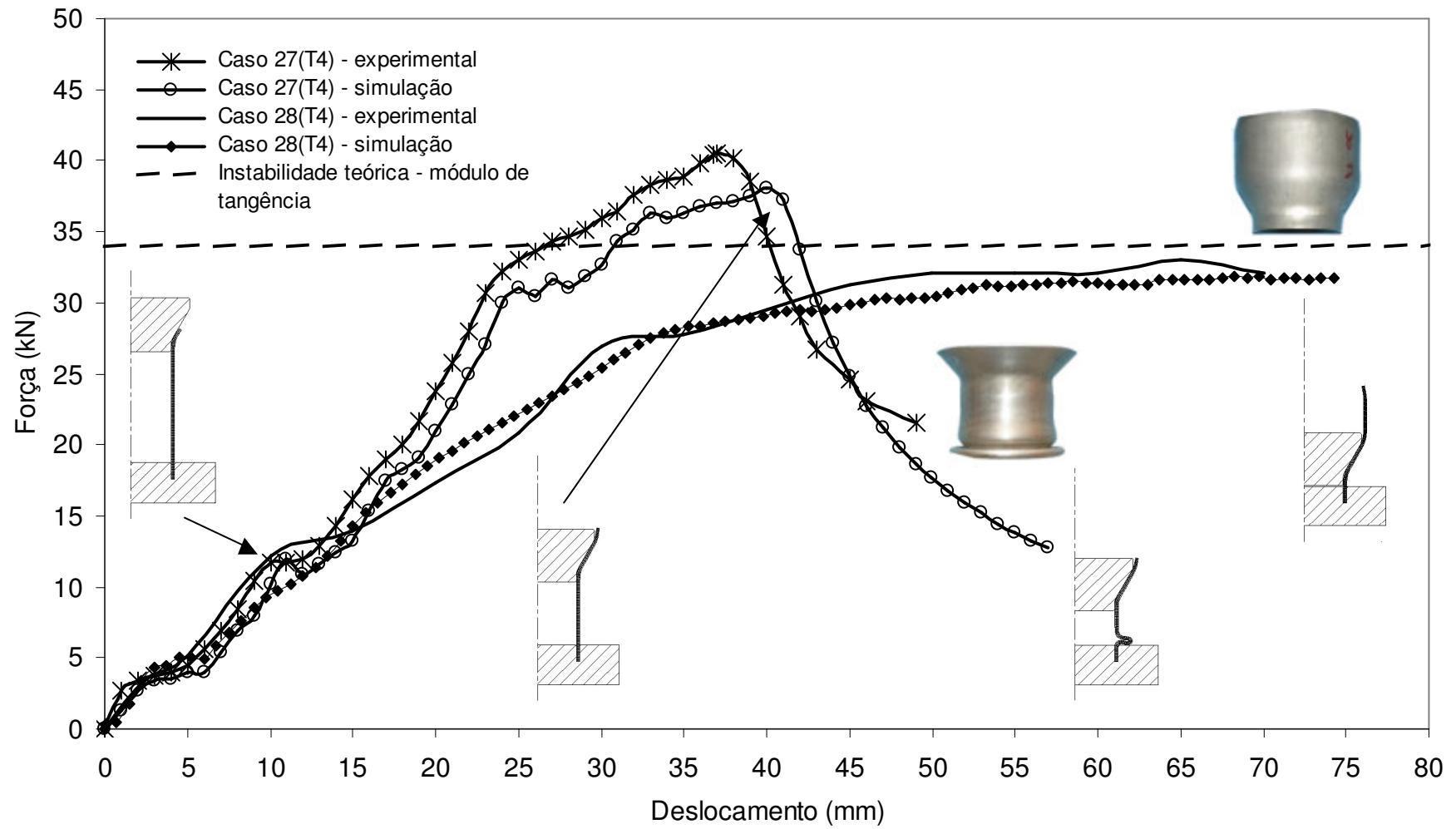


Figura 5.19. Curvas força-deslocamento simuladas e experimentais e aspecto geral das amostras deformadas em função do regime de lubrificação. Casos 27(T4) e 28(T4) da tabela 5.5.

Na primeira etapa a força aumenta, quase linearmente com o avanço do punção na extremidade do tubo, até um valor de cerca de 13 kN tanto para o caso em que foi utilizado lubrificante apenas na matriz quanto para o em que a amostra também foi lubrificada. Após esse ponto o tubo começa a dobrar axialmente de modo a ajustar-se a superfície cônica do punção. Subseqüentemente (segundo estágio) a borda do tubo começa a escoar ao logo da superfície cônica, ocorrendo um progressivo aumento das tensões de tração circunferenciais, resultando em um aumento da força. A terceira e última etapa é diferente nos dois casos mostrados na figura. No caso com condição de lubrificação 2 a expansão do tubo passa a ocorrer em regime permanente, após o “endireitamento” (ver figura 2.4), com uma força aproximadamente constante, igual a 32 kN. No caso com condição de lubrificação 1 desenvolve-se um modo de deformação caracterizado por instabilidade plástica antes que a borda do tubo atinja o fim do punção. Isto ocorre porque nesse caso o nível de carregamento é muito maior, conseqüência do próprio aumento do atrito que faz com que a força de conformação acabe por atingir a carga crítica de instabilidade, que ocorre em cerca de 39 kN.

A comparação entre curvas força-deslocamento obtidas experimentalmente e através de simulação para diferentes processos de expansão mostrou que os valores de fator de atrito para os quais as mesmas melhor coincidem são $m = 0,08$ para os casos ensaiados na condição de lubrificação 1 e $m = 0,02$ para os na condição de lubrificação 2.

O pequeno valor do fator de atrito para a expansão de tubos confirma a inadequação do uso da lei do atrito constante para o modelamento numérico de processos com baixas pressões de contato devido ao fato das tensões de atrito serem superestimadas. Visto que o fator de atrito, m , determinado pelo teste do anel para lubrificação apenas na ferramenta, foi encontrado ser entre 0,1 e 0,4, dependendo da condição do material, fica também evidente a inadequação desse método para caracterização das condições tribológicas na interface de contato entre o tubo e o punção de expansão. Do mesmo modo, os valores de m , calibrados através do ensaio do tubo cônico (0,3 para a condição de lubrificação 1 e entre 0,05 e 0,2 condição de lubrificação 2) não se ajustam aos valores encontrados no processo de expansão. Isto está provavelmente relacionado ao fato de que as condições de deformação no processo serem bastante diferentes daquelas que ocorrem nos ensaios de calibração. No processo tem-se o punção atuando sobre uma parede fina, não apoiada por outra ferramenta. No ensaio do anel a amostra deforma-se em contato e apoiada por duas ferramentas. No ensaio do tubo cônico, embora a configuração geométrica amostra/ferramenta seja mais parecida com a existente no processo de expansão, a espessura da parede de material suportando o contato com a ferramenta é muito maior.

O uso do modelo de Wanheim-Bay revelou diferenças significativas em relação a utilização do modelo de Prandtl. Isto é visto na figura 5.20 que mostra as curvas força-deslocamento e o aspecto geral do material deformado, em função dos dois modelos de atrito, para o caso 22(T6) da tabela 5.5 (condição de lubrificação 2, $\alpha = 15^\circ$ e $r_p/r_0 = 1,35$). A figura mostra ainda a curva experimental obtida. A análise da figura mostra que a curva obtida com o modelo de atrito de Prandtl ajusta-se melhor aos dados experimentais do que a curva obtida com o modelo de Wanheim-Bay quando são utilizados os valores de m e f calibrados no capítulo 4 (tabela 4.3). A maior discrepância entre a curva experimental e a curva simulada com o modelo de Prandtl é de cerca de 6%. Já em relação a curva obtida com o modelo de Wanheim-Bay essa diferença é de cerca de 23%. O fato da curva calculada pelo modelo de Wanheim-Bay apresentar valores inferiores de força, para um mesmo deslocamento da matriz inferior é coerente com as definições dos dois modelos.

5.3.3.3. Dano e instabilidade

Na expansão de tubos o material é submetido a encruamento e dano. Esses dois mecanismos determinam se o processo é factível ou não, assim como as propriedades mecânicas finais do componente.

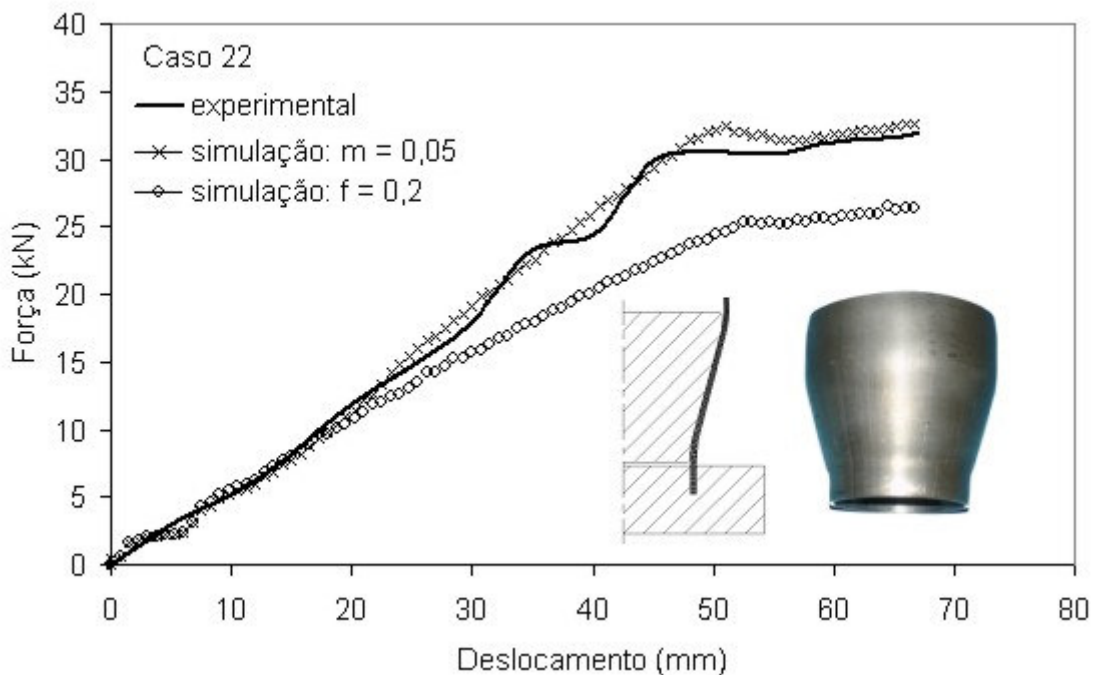


Figura 5.20. Curvas força-deslocamento e aspecto geral do material deformado, em função dos modelos de atrito de Prandtl e de Wanheim-Bay para o caso 22(T6) da tabela 5.5.

A distribuição do dano para o caso 24(T6) da tabela 5.5 ($r_p/r_0 = 1,50$, $\alpha = 15^\circ$, condição 2 de lubrificação) é mostrada na figura 5.21. Esse resultado foi obtido através de uma análise não acoplada baseada no critério normalizado de fratura dútil de Cockcroft-Latham. Em uma análise não acoplada a influência do dano nas equações constitutivas não é considerada, sendo o material assumido como contínuo e isotrópico [41].

As previsões do dano pela simulação não apenas corroboram as observações experimentais quanto à localização da trinca (borda do tubo) como também o nível de deformação onde a mesma tem início. Resultados similares foram encontrados para os casos 24(0) e 24(T4) de acordo com os valores de dano calibrados para cada condição do material. A figura 5.22 mostra curvas força-deformação obtidas através da simulação e experimentalmente para cada caso. No que diz respeito ao resultado da simulação numérica é importante mencionar que o aumento contínuo da força além do nível de deformação onde a trinca se inicia é consequência do cálculo do dano através de um modelo numérico não acoplado. A ocorrência de ruptura para o material no estado T6 também foi prevista em simulação 3D realizada com o programa QFORM. Embora o programa não tenha modelos de dano implementados é capaz de sugerir a ocorrência de trincas com base na deformação equivalente calculada. Esse resultado é visto na figura 5.23. Os valores calculados pelo programa para o diâmetro do tubo e a força atuante no momento do surgimento da trinca, respectivamente 71,9 mm e 29,28 kN, são compatíveis com os valores calculados pelo programa IFORM 2D (diferença de 3,8% e 3,3%) e com os valores experimentais encontrados (diferença de 2,2% e 7,5%) mostrados na figura 5.21.

No estudo do processo de inversão interna foi mostrado que algumas vezes a simples análise do valor do dano acumulado de forma escalar pode ser mal interpretada se houver, por exemplo, a inversão no sentido das tensões principais ao longo do processo. Esse não é o caso do processo de expansão onde a tensão circunferencial, σ_θ , na extremidade deformada do tubo é positiva ao longo de todo o processo. Entretanto, maior segurança sobre a ocorrência ou não de trincas pode ser obtida pela análise das trajetórias de deformação.

A figura 5.24 mostra, para o material na condição T6, com condição de lubrificação 2, duas situações distintas. Em uma delas, $r_p/r_0 = 1,2$ e $\alpha = 45^\circ$ a expansão é obtida. Na outra, com $r_p/r_0 = 1,5$ e $\alpha = 15^\circ$, ocorre ruptura. Pode ser observado que as trajetórias de deformação do processo de expansão estão localizadas principalmente no segundo quadrante onde ε_l é negativa e ε_θ é positiva. Portanto, é esperado que grandes deformações, resultantes do uso de punções com relações r_p/r_0 grandes e longos comprimentos de expansão (α pequeno), levem à ocorrência de fratura, consequência de uma excessiva redução (ε_r) na espessura da parede do tubo.

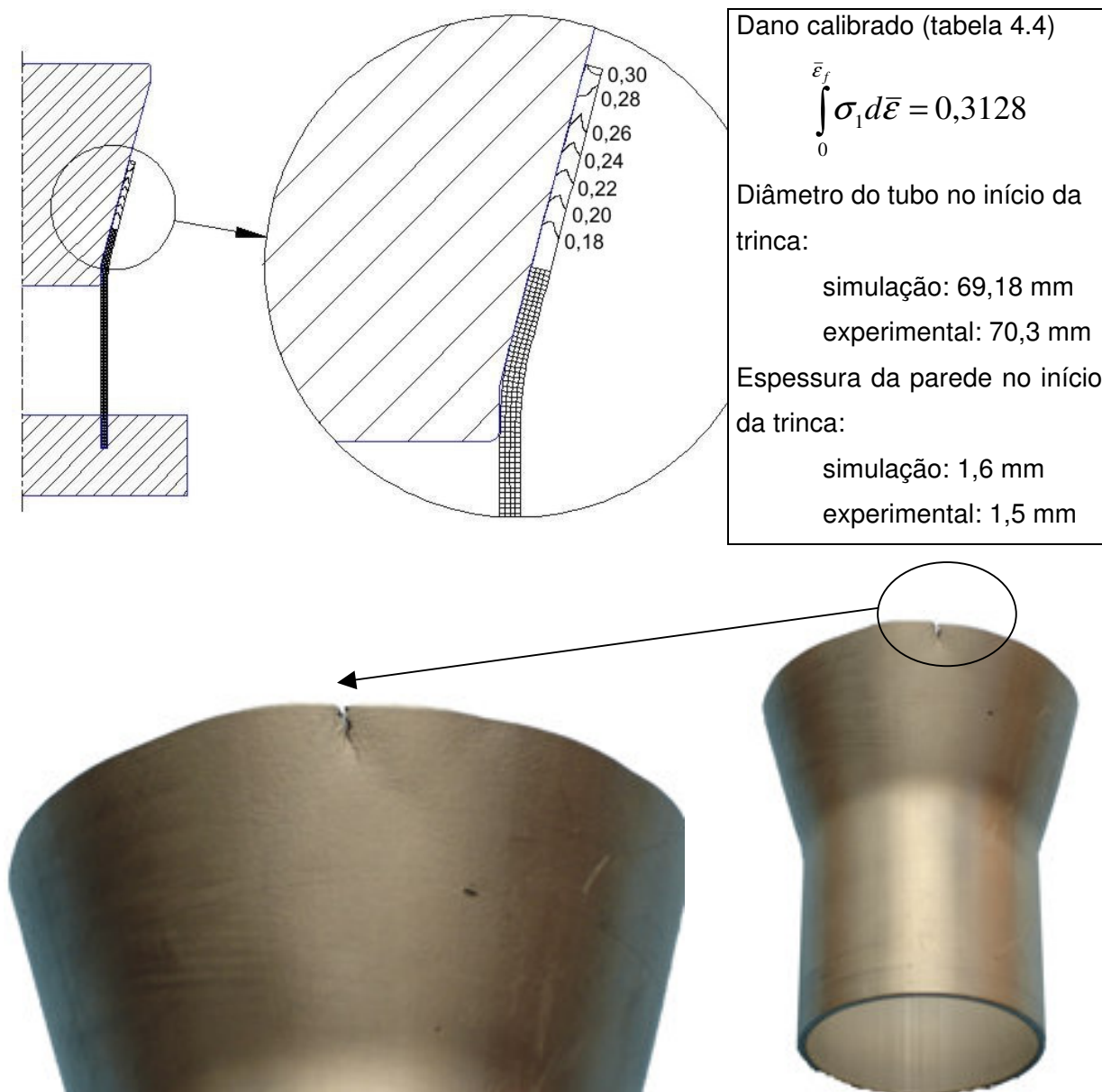


Figura 5.21. Distribuição do dano para o caso 24 (T6) da tabela 5.5 ($r_p/r_o = 1,50$, $\alpha = 15^\circ$, condição 2 de lubrificação) simulada segundo o critério de fratura dútil de Cockcroft-Latham e resultado experimental.

Nos parágrafos anteriores foi demonstrado como a utilização de simulação e experimentos aliados a análise de diagramas de força-deslocamento, distribuição de dano e análise de trajetórias de deformação pode contribuir para o entendimento dos processos de conformação mecânica em geral e, neste caso particular do processo de expansão de tubos. Todo esse volume de informação não é, entretanto, muito prático de ser manipulado no dia a dia, por profissionais diretamente envolvidos no desenvolvimento de processos.

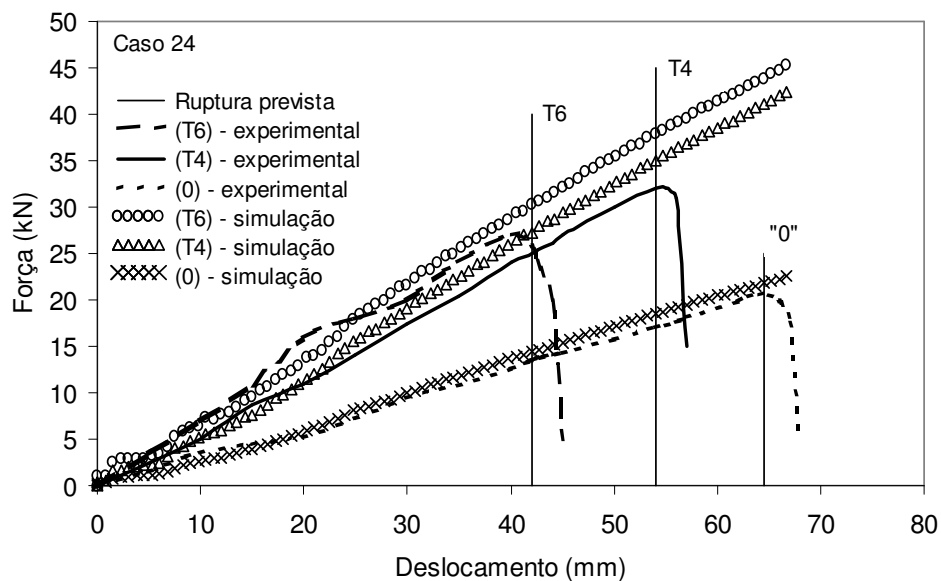


Figura 5.22. Curvas força-deslocamento obtidas através da simulação e experimentalmente para os casos 24(0), 24(T4) e 24(T6). As linhas verticais indicam os pontos de ruptura previstos. O aumento da força além do ponto de ruptura é consequência do cálculo do dano através de um modelo numérico não acoplado.

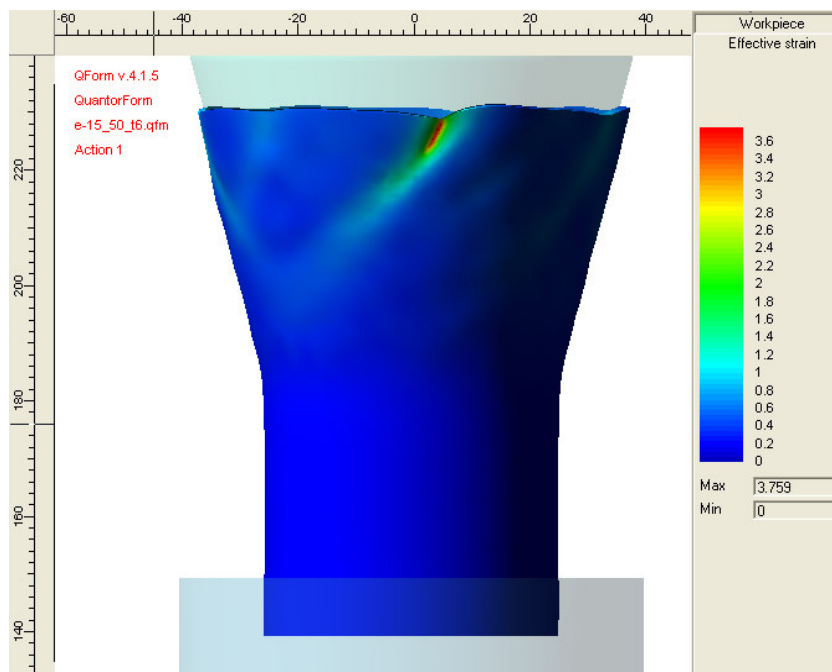


Figura 5.23. Previsão de trinca feita através de simulação 3D no programa QFORM para o caso 24(T6) da tabela 5.5 ($r_p/r_0 = 1,50$ e condição 2 de lubrificação).

Assim, é necessária a elaboração de diagramas mais práticos, que resumam os dados técnicos mais importantes obtidos tanto através de experimentos quanto de modelamento numérico. A tabela 5.6 mostra esse tipo de diagrama para a liga 6061 utilizada neste trabalho, na condição T6, para o caso do processo de expansão. Todos os parâmetros do processo, assim como os limites do mesmo (instabilidade ou ruptura), para cada combinação de parâmetros, são indicados na tabela.

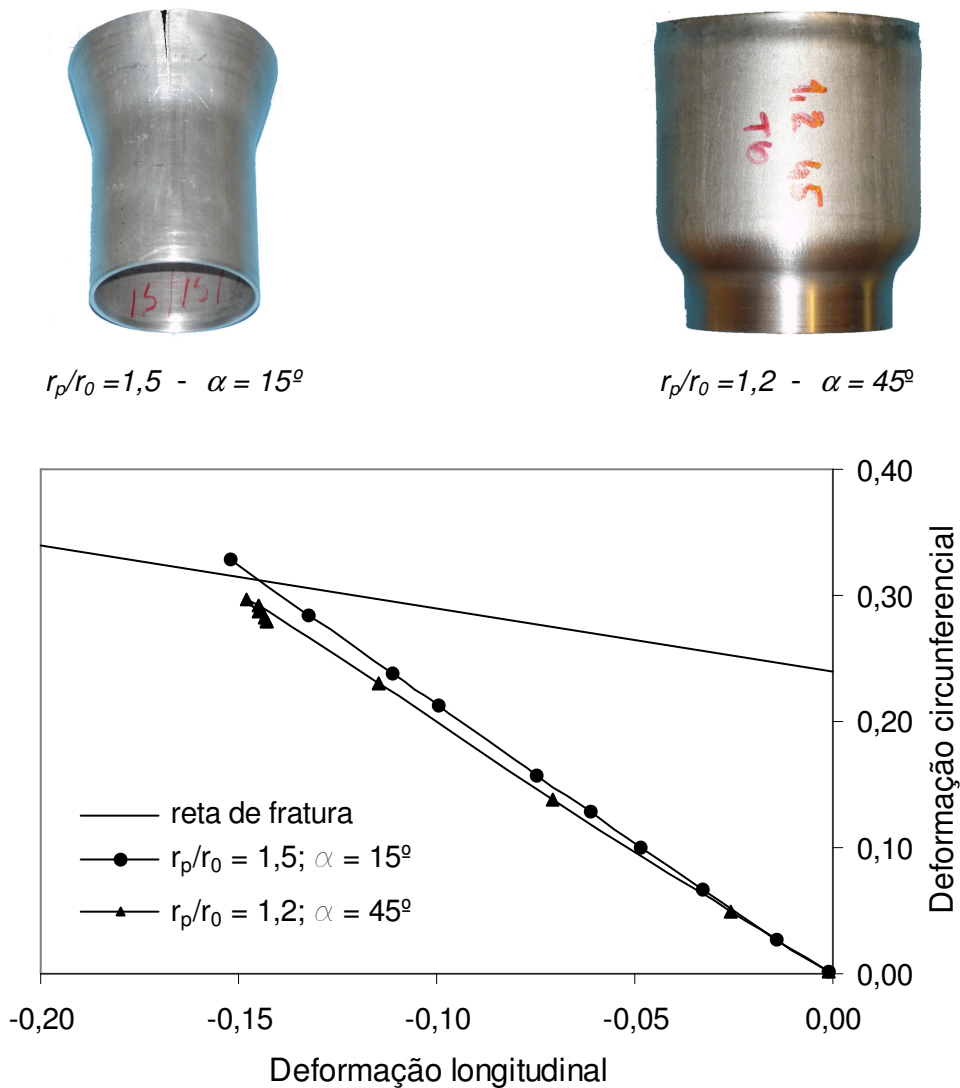


Figura 5.24. Amostras deformadas em duas situações distintas e respectivas trajetórias de deformação.

Tabela 5.6. Diagrama de deformabilidade para o processo de expansão de tubos utilizando um punção.

$t_0/r_0 = 0,0787$	$r_p/r_0 = 1,20$	$r_p/r_0 = 1,35$	$r_p/r_0 = 1,50$
$\alpha = 15^\circ$	PROCESSO BEM SUCEDIDO	PROCESSO BEM SUCEDIDO	RUPTURA
$\alpha = 30^\circ$	PROCESSO BEM SUCEDIDO	PROCESSO BEM SUCEDIDO	RUPTURA
$\alpha = 45^\circ$	PROCESSO BEM SUCEDIDO	INSTABILIDADE	INSTABILIDADE

Lubrificação: grafite aplicado na ferramenta + MoS₂ aplicado no material.

6. CONCLUSÕES

Neste trabalho foram obtidas curvas de escoamento para o material na forma de barras extrudadas, enquanto o trabalho principal foi realizado com tubos. Apesar da liga ser nominalmente a mesma poderia haver diferenças significativas nas propriedades mecânicas. As análises realizadas no âmbito da caracterização dos materiais demonstrou que desde que se possa assegurar que os mesmos apresentam análise química e distribuição de microdureza semelhantes, é provável que curva de escoamento seja bastante semelhante. Essa conclusão é possível considerando-se que as simulações realizadas no estudo dos processos de conformação de tubos, realizadas com curvas de escoamento obtidas a partir de barras extrudadas, reproduziram com bastante precisão os experimentos realizados para os processos de inversão e de expansão e, principalmente para a compressão uniaxial dos tubos entre placas planas.

Na questão da caracterização tribológica o pequeno valor de atrito encontrado nos testes com tubos confirma a inadequação do uso da lei do atrito constante (Prandtl) para o modelamento numérico de processos com baixas pressões de contato devido a uma superestimativa das tensões de atrito. Também ficou evidente a inadequação da utilização do teste do anel para determinação do valor do atrito para esses casos. Por outro lado, através do teste do tubo cônico foram determinados valores de fator de atrito mais próximos aos encontrados nos testes com tubos.

A utilização da metodologia empregada na determinação do dano crítico e da carga crítica que leva a instabilidade dos tubos também se mostrou adequada. No caso dos processos de inversão externa e expansão os dois programas utilizados para simulação foram capazes de prever a ocorrência de trincas para valores de dano (Cockcroft-Latham) muito próximos dos verificados experimentalmente. O mesmo se aplica à questão da carga crítica de instabilidade e à forma da instabilidade tanto para os processos de inversão quanto para o de expansão.

No estudo experimental do processo de redução de tubos todas as amostras apresentaram instabilidade da forma “diamante”. Esse tipo de instabilidade não poderia ser previsto pelo programa IFORM 2D visto que o mesmo destina-se a simulação axial ou plana e um tubo sofrendo instabilidade em “diamante” é um sistema triaxial. O programa QFORM 3D, entretanto, apesar de ser destinado à realização de simulações tridimensionais, também não foi capaz de prever esse tipo de comportamento. Isto sugere que o modelamento matemático da instabilidade em “diamante” é fortemente dependente do tipo de malha utilizada.

Todos os processos de conformação das extremidades dos tubos estudados

(inversão externa, inversão interna, expansão e redução) mostraram serem factíveis apenas dentro de uma estreita faixa de parâmetros processuais. Os limites dos processos são mais estreitos no caso da inversão interna e da redução devido a existência de tensões circunferenciais de compressão que facilitam o desenvolvimento de instabilidade e engelhamento.

Ficou demonstrado que a simulação numérica por elementos finitos aliada à, análise de trajetórias de deformação e informações sobre valores de dano que levam à ocorrência de fratura, pode ser um método bastante adequado para a elaboração de diagramas de deformabilidade que podem ser de grande ajuda no desenvolvimento de processos de conformação de tubos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1] ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. External Inversion of Thin-Walled Tubes Using a Die: Experimental and Theoretical Investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 8, pp. 787-796, junho 2003.
- [2] ROSA, P. A. R.; BAPTISTA, M. O.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. An Investigation on the External Inversion of Thin-Walled Tubes Using a Die. **International Journal of Plasticity**, v. 20, n. 10, p. 1931-1946, outubro 2004.
- [3] ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Inversão de Tubos Metálicos de Parede Fina. In: **Anais da VI Conferência Nacional de Conformação de Chapas**, 2003, Porto Alegre: Gráfica e Editora Brasul Ltda.. P. 75-86.
- [4] ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Internal Inversion of Thin-Walled Tubes Using a Die: Experimental and Theoretical Investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 44, n. 7-8, p. 775-784, junho 2004.
- [5] GUIST, L. R.; MARBLE, D. P.. Prediction of the Inversion Load of a Circular Tube. In: NASA TND, p. 3622, 1966. **Cit. In:** ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. External Inversion of Thin-Walled Tubes Using a Die: Experimental and Theoretical Investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 43, n. 8, pp. 787-796, junho 2003.
- [6] AL-HASSANI, S. T. S.; JOHNSON, W.; LOWE, W. T.. Characteristics of Inversion Tubes Under Axial Loading. **Journal Mechanical Engineering Science**, v. 14, n. 6, p. 370-381, dezembro 1972.
- [7] AL-QURESHI, H. A.; MORAIS, G. A.. Analytical Investigation of Thin-Walled Tube Expansion by the Inversion Process. In: **Design Engineering Conference & Show**, paper 76-DE-9, 1979, Chicago: The American Society of Mechanical Engineers.
- [8] AL-QURESHI, H. A.; MORAIS, G. A.. Analysis of Multi-Inversion of Tube Ends. In: **Design Engineering Conference & Show**, paper 77-DE-35, 1977, Chicago: The American Society of Mechanical Engineers.
- [9] KINKEAD, A. N.. Analysis for Inversion Load and Energy Absorption of a Circular Tube. **The Journal of Strain Analysis for Engineering Design**, v. 18, n. 3, p. 177-188, julho 1983.
- [10] REDDY, T. Y.; REID, S. R.. Axial Splitting of Circular Metal Tubes. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 28, n. 2, p. 111-131, fevereiro 1986.
- [11] REDDY, T. Y.; Guist and Marble Revisited – on the Natural Knuckle Radius in Tube Inversion. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 34, n. 10, p. 761-768, outubro 1992.
- [12] REID, S. R.. Plastic Deformation Mechanisms in Axially Compressed Metal Tubes Used as Impact Energy Absorbers. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 35, n. 12, p. 1035-1052, dezembro 1993.

- [13] REID, S. R.; HARRIGAN, J. J.; Transient Effects in the Quasi-Static and Dynamic Internal Inversion and Nosing of Metal Tubes. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 40, n. 2/3, p. 263-280, fevereiro/março 1998.
- [14] HARRIGAN, J. J.; REID, S. R.; PENG, C.. Inertia Effects in Impact Energy Absorbing Materials and Structures. **International Journal of Impact Engineering**, v. 22, n. 9/10, p. 955-979, outubro 1999.
- [15] YANG, H.; ZHAORONG, L.. Forming Limits and Die Parameters of Inverting-Forming of Thin-Wall Tubes. In: **Anais do 17th International Deep Drawing Research Group Congress**. Shenyang, China, junho, 1992. P. 324-331.
- [16] CHIRWA, E. C.. Theoretical Analysis of Tapered Thin-Walled Metal Inverbuck Tube. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 35, n. 3/4, p. 325-351, março/abril 1993.
- [17] MISCOW, P. C. and AL-QURESHI, A. H.. Mechanics of Static and Dynamic Inversion Processes. **International Journal of Mechanical Sciences**. v. 39, n. 2, p. 147-161, fevereiro 1997.
- [18] YANG, H., ZHICHAO, S., YINGJUN, J.. FEM Analysis of Mechanism of Free Deformation Under Dieless Constraint in Axial Compressive Forming Process of Tube. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 115, n. 3 p. 367-372, setembro 2001.
- [19] SUN, Z.; YANG, H.. Development of a Finite Element Simulation System for the Tube Axial Compressive Precision Forming Process. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 42, n.1, p. 15-20, janeiro 2002.
- [20] BRITO, A. M. G.; ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; SCHAEFFER, L.; MARTINS, P. A. F.. Conformação de Tubos de Parede Fina em Matriz Aberta Através de Compressão Axial. In: **Anais (cd-rom) do 59^o Congresso Anual da Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais**, 2004, São Paulo: Associação Brasileira de Metalurgia e Materiais.
- [21] BRITO, A. M. G.; ROSA, P. A. R.; RODRIGUES, J. M. C.; SCHAEFFER, L.; MARTINS, P. A. F.. Parâmetros Limites na Conformação em Matriz de Tubos de Parede Fina. In: **Anais da VII Conferência Nacional de Conformação de Chapas**, 2004, Porto Alegre: Gráfica e Editora Brasul Ltda.. P.33-42.
- [22] MILLER, G.. **Tube Forming Processes: a Comprehensive Guide**. Rockford: Fabricators & Manufacturers Association, International, 2003. **Cit. in:** ALMEIDA, B. P .P.; ALVES, M. L.; ROSA, P. A. R.; BRITO, A. M. G.; Martins, P .A. F.. Expansion and Reduction of Thin-Walled Tubes Using a Die: Experimental an Theoretical Investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 12/13, p. 1643-1652, outubro 2006.
- [23] AVITZUR, B.. Tube Sinkig and Expanding. **Journal of Engineering for Industry**, v. 87, n. 1, pp. 71-79, fevereiro 1965.
- [24] SADOK, L.; KUSIAK, J.; PACKO, M.; RUMINSKI, M.. State of Strain in the Tube Sinking Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 60, n. 1-4, p. 161-166, junho 1996.
- [25] UM, K. K.; Lee, D. N.. An Upper Bound Solution of Tube Drawing. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 63, n. 1-3, p. 43-48, janeiro 1997.

- [26] RUMINSKI, M.; KUKSZA, J.; KUSIAK, J.; PACKO, M.. Analysis of the Effect of Die Shape on the Distribution of Mechanical Properties and Strain Field in Tube Sinking Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 80-81, p. 683-689, agosto 1998.
- [27] RODRIGUES, J.; MARTINS, P.; **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica, vol. 1 – Fundamentos Teóricos**. Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- [28] ALVES, M. L.. **Modelação Numérica e Análise Experimental de Operações de Forjamento**. Lisboa: IST/UTL, 2004. Tese (Doutorado) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2004.
- [28] SCHAEFFER, Lírio. **Conformação Mecânica**. Porto Alegre: Imprensa Livre Editora, 1999.
- [29] KOPP, Reiner; WIEGELS, Herbert. **Einführung in die Umformtechnik**. 2. ed. rev.. Aachen: Verlag Mainz, 1999.
- [30] ALTAN, Taylan; OH, Soo-Ik; GEGEL, Harold. **Conformação de Metais: Fundamentos e Aplicações**. São Paulo: EESC/USP, 1999.
- [31] AVITZUR, Betzalel. **Handbook of Metal-Forming Processes**. Nova York: John Wiley & Sons, 1983.
- [32] HENSEL, Arno; SPITTEL, Thilo. **Kraft- und Arbeitsbedarf bildsamer Formgebungsverfahren**. Leipzig: VEB Deutscher Verlag, 1978.
- [33] “VON MISSES, R.. Mechanick der fasten Körper in plastisch deformablen Zustand, Nachr. Gess. Wiss.”, Göttingen, 582, 1913.” **Cit. in:** RODRIGUES, J.; MARTINS, P.; **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica, vol. 1 – Fundamentos Teóricos**. Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- [34] EL-MAGD, Essam; BRODMANN, Michael. Influence of Precipitates on Ductile Fracture of Aluminium Alloy AA7075 at High Strain Rates. **Materials Science and Engineering A**, v. 307, n. 1/2, p. 143-150, junho 2001.
- [35] TVERGAARD, V.; NEEDLEMAN, A.. Three Dimensional Microstructural Effects on Plane Strain Ductile Crack Growth. **International Journal of Solids and Structures**, v. 43, n. 20, p. 6165-6179, outubro 2007.
- [36] VUJOVIC, V.; SHABAIK, A. H.. A New Workability Criterion for Ductile Metals. **Journal of Engineering Materials and Technology**, v. 108, n. 3, p. 245-249, julho 1986.
- [37] KUHN, H. A.. Formability Topics-Metallic Materials. ASTM STP 647, (1978). **Cit. in:** ALVES, M. L.. **Modelação Numérica e Análise Experimental de Operações de Forjamento**. Lisboa: IST/UTL, 2004. Tese (Doutorado) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2004.
- [38] KEELER, S. P.. Understanding Sheet Metal Formability” Machinery Magazine, February-July, 1968. **Cit. in:** RODRIGUES, J.; MARTINS, P.; **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica, vol. 1 – Fundamentos Teóricos**. Lisboa: Escolar Editora, 2005.

- [39] "GOODWIN, G. M.. Metall. Edital., 60, 767, 1968." **Cit. in:** RODRIGUES, J.; MARTINS, P.; **Tecnologia Mecânica: Tecnologia da Deformação Plástica, vol. 1 – Fundamentos Teóricos.** Lisboa: Escolar Editora, 2005.
- [40] GOUVEIA, B. P. P. A.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Fracture Predicting in Bulk Metal Forming. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 38, n.4, p. 361-372, abril 1996.
- [41] LANDRE, J.; PERTENCE, P. R.; CETLIN, P. R.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. On the Utilisation of Ductile Fracture Criteria in Cold Forging. **Finite Elements in Analysis and Design**, v. 39, n. 3, p. 175-186, janeiro 2003.
- [42] WIERZBICKI, T.; BAO, Y.; LEE, Y.; BAI, Y.. Calibration and Evaluation of Seven Fracture Models. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 47, n.4/5, p. 719-743, abril/maio 2005.
- [43] FREUDENTHAL F. A.. The Inelastic Behaviour of Solids. Nova York: Wiley, 1950. **Cit. in:** GOUVEIA, B. P. P. A.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Fracture Predicting in Bulk Metal Forming. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 38, n.4, p. 361-372, abril 1996.
- [44] COCKCROFT, M. G.; LATHAM, D. J.. Ductility and the Workability of Metals. **Journal of the Institute of Metals**, v. 96, p. 33-39, 1968. **Cit. in:** WIERZBICKI, T.; BAO, Y.; LEE, Y.; BAI, Y.. Calibration and Evaluation of Seven Fracture Models. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 47, n. 4/5, p. 719-743, abril/maio 2005.
- [45] RICE, J. R.; TRACEY, D. M.. On the Ductile Enlargement of Voids in Triaxial Stress Fields. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 17, n. 3, pp. 201-217, June, 1969.
- [46] OYANE, M.; SATO, T.; OKIMOTO, K.; SHIMA, S.. Criteria for Ductile Fracture and Their Applications. **Journal of Mechanical Working Technology**, v. 4, n. 1, p. 65-81, abril 1980.
- [47] PETERSEN, S. B.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N.. Friction in Bulk Metal Forming: a General Friction Model vs. the Law of Constant Friction. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 66, n. 1/3, p. 186–194, abril 1997.
- [48] PETERSEN, S. B.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N.. An Alternative Ring-Test Geometry for the Evaluation of Friction Under Low Normal Pressure. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 79, n.1/3, p. 14–24, julho 1998.
- [49] TAN, X.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N.; ZHANG, W.. Friction Studies at Different Normal Pressures with Alternative Ring-Compression Tests. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 80/81, n. 1, p. 292-297, agosto 1998.
- [50] GERVED, G.. Analyse af Friktions- og Trykfordeling ved Stukning. MM Report N° 85, Institute of Manufacturing Engineering, Technical University of Denmark, 1985. **Cit. in:** PETERSEN, S. B.; MARTINS, P. A. F.; BAY, N.. Friction in Bulk Metal Forming: a General Friction Model vs. the Law of Constant Friction. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 66, n. 1/3, p. 186–194, abril 1997.

- [51] BAY, N.; WANHEIM, T.. Real Area of Contact and Friction Stress at High Pressure Sliding Contact. **Wear**, v. 38, n. 2, p. 201-206, julho 1976.
- [52] BAY, N.; GERVED, G.. Tool/workpiece Interface Stresses in Simple Upsetting. **Journal of Mechanical Working Technology**, v. 14, n. 3, p. 263-282, junho 1987.
- [53] RUDKINS, N. T.; HARTLEY, P.; PILLINGER, I.; PETTY, D.. Friction Modelling and Experimental Observations in Hot Ring Compression Tests. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 60, n. 1/4, p. 349-353, junho 1996.
- [54] "KUNOGLI, H. (1954) J. Sci. Res. Inst, Japan, 30, p. 6392." **Cit. in:** RUDKINS, N. T.; HARTLEY, P.; PILLINGER, I.; PETTY, D.. Friction Modelling and Experimental Observations in Hot Ring Compression Tests. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 60, n. 1/4, p. 349-353, junho 1996.
- [55] MALE, A. T.; COCKCROFT, M. G.. Method for the Determination of the Coefficient of Friction of Metal Under Conditions of Bulk Plastic Deformation. **Journal of the Institute of Metals**, v. 93, n. 2, p.38-46, 1964.
- [56] MALE, A. T.; DEPIERRE, V.. Validity of Mathematical Solutions for Determining Friction from Ring Compression Test. **Journal of Lubrication Technology**, v. 92, n. 3, 389-397, julho 1970.
- [57] "KUDO, H., H. Proc. Sth Nat. Cong. Appl. Mech. 5 (1955), p. 75." **Cit. in:** MALE, A. T.; DEPIERRE, V.. Validity of Mathematical Solutions for Determining Friction from Ring Compression Test. **Journal of Lubrication Technology**, v. 92, n. 3, 389-397, julho 1970.
- [58] AVITZUR, Betzalel. **Metal Forming: Process and Analysis**. Nova York: McGraw Hill Book Company, 1968.
- [59] AVITZUR, Betzalel; TYNE, C. J. V.. Ring Forming: An Upper Bound Approach. Part 1: Flow Pattern and Calculation of Power. **Journal of Engineering for Industry**, New York, v. 104, n. 3, p 231-237, agosto 1982.
- [60] AVITZUR, Betzalel; TYNE, C. J. V.. Ring Forming: An Upper Bound Approach. Part 2: Process Analysis and Characteristics. **Journal of Engineering for Industry**, New York, v. 104, n. 3, p 238-247, agosto 1982.
- [61] AVITZUR, Betzalel; TYNE, C. J. V.. Ring Forming: An Upper Bound Approach. Part 3: Constrained Forging and Deep Drawing Applications. **Journal of Engineering for Industry**, New York, v. 104, n. 3, p 248-256, agosto 1982.
- [62] AVITZUR, B.; SAUERWINE, F.. Limit Analysis of Hollow Disk Forging. Part 1: Upper Bound. **Journal of Engineering for Industry**, v. 100, n. 3, p 340-346, agosto 1978.
- [63] SAUERWINE, F.; AVITZUR, B.. Limit Analysis of Hollow Disk Forging. Part 1: Lower Bound. **Journal of Engineering for Industry**, v. 100, n. 3, p 347-355, agosto 1978.
- [64] GEIER, M.; BRITO, A.M.G.; SCHAEFFER, L.. Otimização de um Processo de Forjamento Pelo Método de Volumes Finitos. In: **Anais da VIII Conferência Internacional de Forjamento**, 2004, Porto Alegre: Gráfica e Editora Brasul Ltda.. P. 85-101.

- [65] VOLLES, R.; WOLSKE, M.; KOPP, R.. Determination of Friction Coefficient by Use of Conical Tube Upsetting Test. In: **Anais da IV Conferência Internacional de Forjamento**, 2000, Porto Alegre: Gráfica e Editora Brasul Ltda.. P. 109-116.
- [66] ALLAN, T.; Experimental and Analytical Investigation of the Behaviour of Cylindrical Tubes Subject to Axial Compressive Forces. **Journal of Mechanical Engineering Science**, v. 10, n. 2, p.182-197, 1968.
- [67] “F. Engesser, 1889, Die Knickfestigkeit gerader Stäbe. Z. Architekten und Ing. Vereins zu Hannover, 35, 455.” **Cit in:** BAZANT, Z. P.. Stability of Elastic, Anelastic, and Disintegrating Structures, and Finite Strain Effects: an Overview. In: MILNE, I.; RITCHIE, R. O.; KARIHALOO, B.. **Comprehensive Structural Integrity, vol. 2: Fundamental Theories and Mechanisms of Failure**. Kidlington: Elsevier Science Ltda., 2003. P. 47-80.
- [68] SHANLEY, F. R.. Inelastic Column Theory. **Journal of the Aeronautical Sciences**, v.14, n. 6, p. 261-268, maio 1947.
- [69] “UGURAL, A. C.. Stress in Plates and Shells. McGraw-Hill, 1960, p. 290-293.” **Cit in:** Rosa, P. A. R.. **Inversão Externa de Tubos Metálicos de Parede Fina**. Lisboa: IST/UTL, 2003. Dissertação (Mestrado) - Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, 2003.
- [70] ALEXANDER, J. M.. An Approximate Analysis of the Collapse of Thin Cylindrical Shells Under Axial Loading. **The Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics**, v. 13, n. 1, p. 10-15, 1960.
- [71] WIERZBICKI, T.; BHAT, S. U.; ABRAMOWICZ, W.; BRODKIN, D.. Alexander Revisited - a Two Folding Elements Model of Progressive Crushing of Tubes. **International Journal of Solids and Structures**, v. 29, n. 24, p. 3269-3288, 1992.
- [72] TURNER M.; CLOUGH, R.; MARTIN, H.; Topp, I.. Stiffness and Deflection Analysis of Complex Structures. **Journal of the Aeronautical Sciences**, v. 23, n. 9, p. 805-821, setembro 1956.
- [73] ARGYRIS, J.H.; KELSEY, S.. Energy Theorems and Structural Analysis: a Generalised Discourse with Applications on Energy Principles of Structural Analysis Including the Effects of Temperature and Nonlinear Stress-Strain Relations. Londres: Butterworth Scientific Publications, 1960.
- [74] CLOUGH, R.. The Finite Element Method in Plane Stress Analysis. In: Anais da 2. Conference on Electronic Computation, 1960, Pittsburgh: American Society of Civil Engineers. P. 345–378.
- [75] MARÇAL, P. V.; KING, I. P.. Elastic Plastic Analysis of Two Dimensional Stress Systems by the Finite Element Method. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 9, n. 3, p. 143-155, março 1967.
- [76] YAMADA Y.; YOSHIMURA, N.; SAKURAI, T.. Plastic Stress-Strain Matrix and its Applications for the Solution of Elastic Olastic Problems by the Finite Element Method. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 10, n. 5, p. 343-354, maio 1968.
- [77] ZIENKIEWICZ, O. C.; VALLIAPPAN, S.; KING, I. P.. Elasto-Plastic Solutions of Engineering Problems: ‘Initial Stress’ Finite Element Approach. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 1, n. 1, p. 75-100, janeiro/março1969.

- [78] LEE, C. H.; KOBAYASHI, Shiro. Analysis of Axisymmetric Upsetting and Plane-Strain Side-Pressing of Solid Cylinders by the Finite Element Method. **Journal of Engineering for Industry**, v. 93, n. 2, p. 445-454, maio 1971.
- [79] LEE, C. H.; KOBAYASHI, Shiro. New Solutions to Rigid-Plastic Deformations Problems Using a Matrix Method. **Journal of Engineering for Industry**, v. 95, n. 3, p.865-873, agosto 1973.
- [80] CORNFIELD, G. C.; JOHNSON, R. H.. Theoretical Predictions of Plastic Flow in Hot Rolling Including the Effect of Various Temperature Distributions. **Journal of the Iron and Steel Institute**, v. 211, n.8, p. 567-573, agosto 1973.
- [81] ZIENKIEWICZ, O. C.; GODBOLE, P. N.. Flow of Plastic and Viscoplastic Solids with Special Reference to Extrusion and Forming Processes. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 8, n. 1, p. 3-16, 1974.
- [82] DIEZ, R.; HINDENLANG, U.; KURZ, A.. Larstran-Shape User Manual. Leinfelden-Echterdingen: Lasso Ingenieurgesellschaft, 1992.
- [83] MSC SOFTWARE CORPORATION. MSC.SuperForm User's Guide. Munique: MSC Software Corporation, 2005.
- [84] PETROV, P.; PERFILOV, V.; STEBUNOV, S.. Prevention of Lap Formation in Near Net Shape Isothermal Forging Technology of Part of Irregular Shape Made of Aluminium Alloy A92618. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 177, n. 1/3 , p. 218-223, julho 2006.
- [85] ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.. The Finite Element Method - vol. 1: The Basis. 5. ed.. Oxford: Butterworth Scientific Publications, 2000.
- [86] ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.. The Finite Element Method - vol. 1: Solid Mechanics. 5. ed.. Oxford: Butterworth Scientific Publications, 2000.
- [87] ZIENKIEWICZ, O. C.; TAYLOR, R. L.. The Finite Element Method - vol. 3: Fluid Dynamics. 5. ed.. Oxford: Butterworth Scientific Publications, 2000.
- [88] CHANDRUPATLA, T. R.; BELEGUNDU, A. D.. Introduction to Finite Elements in Engineering. Englewood Cliffs: Prentice-Hall Inc., 1991.
- [89] HILL, R.. The Mathematical Theory of Plasticity. Oxford: Clarendon Press, 1950.
- [90] RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Coupled Thermo-Mechanical Analysis of Metal-Forming Processes Through a Combined Finite Element-Boundary Element Approach. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 42, n. 4, p. 631-645, junho 1998.
- [91] FERNANDES, J. L. M.; RODRIGUES, J. M. C.; MARTINS, P. A. F.. Combined Finite Element–Boundary Element Thermo-Mechanical Analysis of Metal Forming Process. **Journal of Materials Processing Technology**, v. 87, n. 1/3, p. 247-257, março 1999.
- [92] ZIENKIEWICZ, O. C.; JAIN, P. C.; OÑATE, E.. Flow of Solids During Forming and Extrusion: Some Aspects of Numerical Solutions. **International Journal of Solids and Structures**, v. 14, n. 1, p. 15-38, 1978.

- [93] ZIENKIEWICZ, O. C.; OÑATE, E.; HEINRICH, J. C.. A General Formulation for Coupled Thermal Flow of Metals Using Finite Elements. **International Journal for Numerical Methods in Engineering**, v. 17, n. 10, p. 1497-1514, outubro 1981.
- [94] REBELO, N.; KOBAYASHI, S.. A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer I - Theoretical Considerations. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 22, n. 11, p. 699-705, 1980.
- [95] REBELO, N.; KOBAYASHI, S.. A Coupled Analysis of Viscoplastic Deformation and Heat Transfer II – Applications. **International Journal of Mechanical Sciences**, v. 22, n. 11, p. 707-718, 1980.
- [96] KAMMER, C.. Beeinflussung der Eigenschaften durch thermische und mechanische Behandlung. In: _____. Aluminium-Taschenbuch Band 1: Grundlagen und Werkstoffe. 15. ed. Düsseldorf: Aluminium Verlag, 1995. Cap. 6, p. 227-298.
- [97] NOVUS PRODUTOS ELETRÔNICOS LTDA.. Controlador Universal N1100 – Manual de Instruções.
- [98]. CARL SCHENCK AG. Präzisions-Kraftaufnehmer PM-K, PM-Tn. In: Schenck Betriebs-anleitung, fascículo PM 6.1
- [99] HOTTINGER BALDWIN MESSTECHNIK. Operating Manual: Inductive Displacement Transducers W10...W200.
- [100]. CARL SCHENCK AG. Standard Transducer Signal Conditioners MV317 and MV 318. In: Schenck Betriebs-anleitung, fascículo PE 2.
- [101]. CARL SCHENCK AG. Kalibrierung von Schenck-Meßsystemen. In: Schenck Betriebs-anleitung, fascículo PA 7.
- [102] ALMEIDA, B. P. P.; ALVES, M. L.; ROSA, P. A. R.; BRITO, A. M. G.; MARTINS, P. A. F.. Expansion and Reduction of Thin-Walled Tubes Using a Die: Experimental and Theoretical Investigation. **International Journal of Machine Tools and Manufacture**, v. 46, n. 12/13, p. 1643-1652, outubro 2006.
- [103] ALVES, M. L.; GOUVEIA, B. P. P.; ROSA, P. A. R.; MARTINS, P. A. F.. On the Analysis of the Expansion and Reduction of Thin-Walled Tubes Using a Die. **Journal of Engineering Manufacture**, v. 220, n. B6, junho 2006.
- [104] KRATOS EQUIPAMENTOS INDUSTRIAIS. Manual de operação do sistema K10000. São Paulo, 1982.