

TESE DEFENDIDA POR FREDERICO
OZANAN NEVES E APROVADA PELO
COMISSÃO JULGADORA EM 05, 12, 2003
Sérgio Tonini Button
ORIENTADOR

UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

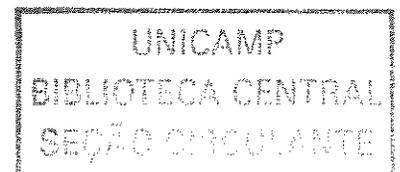
**ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS EM
TUBOS TREFILADOS DE AÇO INOX ABNT 304**

Autor: **Frederico Ozanan Neves**

Orientador: **Prof. Dr. Sérgio Tonini Button**

9344010786

12/03



UNIDADE	BC
Nº CHAMADA	UNICAMP N414a
V	EX
TOMBO BC	58610
PROC.	16.117.04
C	<input type="checkbox"/>
D	<input checked="" type="checkbox"/>
PREÇO	11,00
DATA	09-06-09
Nº CPD	

CM00198203-4

BIB ID 317186

FICHA CATALOGRÁFICA ELABORADA PELA
BIBLIOTECA DA ÁREA DE ENGENHARIA - BAE - UNICAMP

N414/a Neves, Frederico Ozanan
Análise das tensões residuais em tubos trefilados de
aço inox ABNT 304 / Frederico Ozanan Neves.--
Campinas, SP: [s.n.], 2003.

Orientador: Sérgio Tonini Button
Tese (Doutorado) - Universidade Estadual de
Campinas, Faculdade de Engenharia Mecânica.

1. Método de elementos finitos. 2. Análise numérica.
3. Lubrificação. 4. Aço inoxidável austenítico. I.
Button, Sérgio Tonini. II. Universidade Estadual de
Campinas. Faculdade de Engenharia Mecânica. III.
Título.

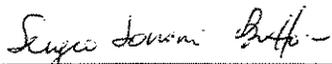
UNIVERSIDADE ESTADUAL DE CAMPINAS
FACULDADE DE ENGENHARIA MECÂNICA
DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA DE MATERIAIS

TESE DE DOUTORADO

ANÁLISE DAS TENSÕES RESIDUAIS EM TUBOS TREFILADOS DE AÇO INOX ABNT 304

Autor: Frederico Ozanan Neves

Orientador: Prof. Dr. Sérgio Tonini Button



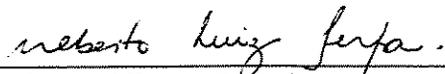
Prof. Dr. Sérgio Tonini Button

Universidade Estadual de Campinas – DEMA-FEM-UNICAMP



Prof. Dra. Cecília Amélia de Carvalho Zavaglia

Universidade Estadual de Campinas – DEMA-FEM-UNICAMP



Prof. Dr. Alberto Luiz Serpa

Universidade Estadual de Campinas – DMC-FEM- UNICAMP



Prof. Dr. Haroldo Béria Campos

Universidade Federal de Minas Gerais – DEMEC-Escola de Engenharia



Prof. Dr. João Manuel Domingos de Almeida Rollo

Universidade de São Paulo – DMAA-EESC

Agradecimentos

À Deus, que nos permitiu chegar até aqui;

Ao Prof. Dr. Sérgio Tonini Button, por ter me aceitado sob sua orientação e mostrado, para além dos modelos científicos, o valor das virtudes da honestidade, da amizade e do profissionalismo;

Aos professores do Departamento de Mecânica da UFSJ, por ter me concedido a oportunidade de executar este trabalho;

À Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES), pela bolsa que me foi concedida;

À Fundação de Amparo à Pesquisa do Estado de São Paulo (FAPESP), pelo auxílio financeiro que permitiu a execução desta pesquisa;

À FUCHS do Brasil S/A., que gentilmente nos cedeu os lubrificantes utilizados nesse trabalho.

Aos amigos e companheiros de jornada Ângelo Caporali, Daniel Villas Bôas, Wyser J. Yamakami, Célio Caminaga, Mário Nunes da Silva e Wiliam Regone pelo muito que colaboraram e incentivaram na conclusão deste trabalho. Em especial, ao amigo Fernando César

Gentile, por dividir comigo sua inteligência e conhecimentos na execução dos projetos e na elaboração desta Tese;

Ao amigo, sempre companheiro, Prof. Dr. Durval Uchoas Braga, pela enorme ajuda que sempre prestou;

Ao técnico Geraldo, pelo inestimável trabalho e ajuda na montagem dos equipamentos e preparação dos corpos de prova;

Aos técnicos do Laboratório de Caracterização de Materiais – DEMA – FEM, Claudinete, Jiomar, José Luiz, Sérgio e Rita, por tudo o que sempre fizeram para a conclusão deste trabalho, como amigos e profissionais;

Ao técnico Emilcio, pela disponibilidade e atenção na preparação de corpos de prova;

Ao servidor Daniel, secretário do DEMA – FEM, por toda a ajuda que prestou;

Ao Prof. Dr. Lisandro Pavie Cardoso e seu assistente José Alfredo Fraymann, pela execução dos ensaios de difração de raios-x e explicações técnicas e científicas que me prestaram;

Resumo

Neves, Frederico Ozanan. *Análise das Tensões Residuais em Tubos Trefilados de Aço Inox ABNT 304*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 2003. 141 p. Tese (Doutorado).

Elementos tubulares que apresentem tensões residuais compressivas na parede interna poderiam vir a ser utilizados como componentes mecânicos resistentes à tensões cíclicas de torção e flexão. Este trabalho tem por objetivo propor um conjunto de ferramentas que induzam tais tensões residuais compressivas na parede interna dos tubos trefilados de Aço Inox ABNT 304, simultaneamente, reduzindo o esforço de trefilação necessário e, também propõe métodos indiretos para a determinação destas tensões residuais, uma vez que o método convencional de medição por difração de raios-x exige uma superfície plana para sua execução. Para a execução deste trabalho foram feitas simulações da trefilação de tubos através de modelos criados por meio de métodos analíticos e do Método dos Elementos Finitos. Ensaios experimentais da trefilação de tubos com plugs fixos onde se variou o lubrificante, a velocidade de trefilação e o tipo de lubrificação também foram executados. Os resultados obtidos nos ensaios experimentais foram comparados aos obtidos nas simulações para validar aqueles modelos. Estes resultados mostraram que se pode empregar o método proposto para a determinação das tensões residuais e que o conjunto de ferramentas empregado foi eficiente na redução da força de trefilação e na indução de tensões residuais compressivas na parede interna dos tubos trefilados.

Palavras chaves:

Trefilação de tubos, Elementos Finitos, Tensões Residuais, Lubrificação.

Abstract

Neves, Frederico Ozanan. Analysis of the Residual Stresses in Cold Drawn ABNT 304 Stainless Steel Tubes. Campinas: School of Mechanical Engineering, State University of Campinas, 2003, 141 p. Thesis (Doctorate).

Tubular components that present compressive residual stresses in their inner surface can be used as mechanical parts to improve their resistance to torsion and bending cyclic stresses. The main objective of this work is to design a cold drawing tool set to generate these compressive residual stresses within ABNT 304 stainless steel tubes, and concurrently reduce the drawing loads. This work also presents an indirect experimental procedure to determine these residual stresses, since the conventional x-ray diffraction method used to measure these stresses demands a planar surface. Tube drawing was simulated by analytical methods and by the finite element method. Experimental tests with the tube drawing tool set were also carried out with fixed plugs to analyze the influence of the lubricant, drawing speed and lubrication regimes on the drawing load. Experimental results were compared to numerical results to validate these models and to define the best drawing conditions. These results showed that the x-ray diffraction method used in this work is reliable to determine the residual stresses. It was also shown that the tube drawing tool set was efficient to reduce the drawing load and to generate compressive residual stresses in the inner surface of the drawn tubes.

Key words:

Tube drawing, Residual Stresses, Lubrication, Analytical Methods, Finite Element Method.

Sumário

Capítulo 1 - Introdução	1
Capítulo 2 - Revisão Bibliográfica	4
2.1 Trefilação	4
2.2 Trefilação de tubos	11
2.2.1 Características do processo	11
2.2.2 Programa de reduções	16
2.2.3 Geometria das ferramentas	19
a) Fieiras	19
b) Plug	21
2.2.4 Força e Potência de Trefilação	24
2.2.5 Método da Divisão em Elementos (MDE)	25
a) Redução máxima por passe	29
2.2.6 Método do Limite Superior (MLS)	30
a) Trabalho de Deformação Homogênea	32
b) Trabalho de deformação redundante	34
c) Trabalho devido ao atrito	35
d) Trabalho externo	36
e) Redução máxima por passe	39
2.2.7 Método dos Elementos Finitos	39
2.2.8 Parâmetros do Processo	42
2.3 Análise de tensões residuais	43

Capítulo 3 – Materiais e Métodos	48
3.1 Método dos Elementos Finitos	48
3.1.1 Modelagem do tubo	49
a) Comportamento mecânico	49
b) Modelo geométrico	53
3.1.2 Modelagem das ferramentas	55
a) Parâmetros geométricos	52
b) Comportamento mecânico das ferramentas	56
3.1.3 Modelagem das interfaces peça/ferramentas	57
3.1.4 Modelagem do Equipamento	58
3.1.5 Modelagem da planificação do tubo	58
3.2 Dispositivo de medição de cargas	60
3.3 Bancada de trefilação	63
3.4 Projeto das ferramentas para a trefilação de tubos	69
3.4.1 Projeto das feiras	71
3.4.2 Projeto dos plugs	74
3.5 Lubrificantes	77
3.6 Escolha dos tubos	78
3.7 Planejamento Experimental	78
3.8 Procedimento experimental	80
3.8.1 Ensaio do material do tubo	80
3.8.2 Ensaio de trefilação	80
3.8.3 Descrição do ensaio de trefilação	82
3.8.4 Ensaio de difratometria de raios-x	83
Capítulo 4 - Apresentação e Discussão dos Resultados	84
4.1 Ensaio com a Matéria prima	84
4.2 Ensaio dos lubrificantes	87
4.3 Resultados das simulações analíticas	87
4.3.1 Simulação pelo Método da Divisão em Elementos	87
4.3.2 Simulação pelo Método do Limite Superior	93
4.4 Simulação pelo Método dos Elementos Finitos	96

4.4.1	Trefilação sem plug	96
4.4.2	Trefilação com plug flutuante	102
4.4.3	Trefilação com plug fixo	104
4.5	Resultados dos ensaios de trefilação	109
4.5.1	Ensaio com plug flutuante	109
4.5.2	Ensaio com plug fixo	110
4.6	Análise estatística dos resultados experimentais	117
4.6.1	Testes de contraste	119
4.7	Comparação das tensões de trefilação obtidas	120
4.8	Resultados das tensões residuais	122
4.9	Simulação da planificação dos tubos	125
Capítulo 5 - Conclusões e Sugestões para Trabalhos Futuros		129
5.1	Conclusões	129
5.2	Sugestões para Trabalhos Futuros	132
Referências Bibliográficas		134
Anexo I		I-1
Anexo II		II-1
Anexo III		III-1
Anexo IV		IV-1
Anexo V		V-1

Lista de Figuras

2.1	Esquema da trefilação	4
2.2	Representação esquemática da geometria da fieira	5
2.3	Representação da trefilação de tubos livre	13
2.4	Trefilação de tubos com mandril móvel	14
2.5	Trefilação de tubos com madril fixo	15
2.6	Trefilação de tubos com plug fixo	15
2.7	Trefilação de tubos com plug flutuante	16
2.8	Obtenção da Redução máxima	17
2.9	Tensões residuais longitudinais na parede do tubo (Sawamiphakdi, Lahoti ee Kropp, 1991)	18
2.10	Tensão de trefilação relativa x semi-ângulo da fieira	20
2.11	Equilíbrio das forças no plug flutuante	22
2.12	Geometria do plug	23
2.13	Trefilação com plug fixo ou flutuante	26
2.14	Modelo cinemático da trefilação de tubos com plug	31
2.15	Princípio da medição da difração de raios-x	44
2.16	Modelo estado plano de tensões elásticas (PREVÈY, 1986)	46
3.1	Representação gráfica das relações tensão x deformação no ensaio de tração	50
3.2	Modelos de escoamento plástico.	51
3.3	Modelo multi-linear isotrópico	53
3.4	Modelo geométrico sem o plug	54
3.5	Modelo geométrico com o plug	54

3.6	Geometria da fieira	55
3.7	Geometria do plug	56
3.8	Modelo geométrico da planificação do tubo	58
3.9	Esquema do dispositivo de medição de força	60
3.10	Disposição dos gages na ponte	61
3.11	Desenho construtivo da célula de carga	62
3.12	Fotografia da Célula de Carga	63
3.13	Bancada de simulação de processos	64
3.14	Sistema móvel da bancada	66
3.15	Sistema fixo e travamento das colunas	66
3.16	Sistema de acionamento da bancada	67
3.17	Inversor de frequência	69
3.18	Conjunto porta ferramentas	70
3.19	Fotografia do conjunto porta ferramentas	71
3.20	Curvas tensão de trefilação e Tração uniaxial, em função do coeficiente de atrito	72
3.21	Desenho de projeto da fieira	73
3.22	Conjunto de fieiras	74
3.23	Tubo (10 x 1 mm) seccionado para mostrar o ângulo do cone interno	75
3.24	Tubo (10 x 1,5 mm) seccionado para mostrar o ângulo do cone interno	76
3.25	Plug n.º 8	77
3.26	Plug n.º 8 montado sobre o varão	77
4.1	Ensaio de tração dos tubos - Tensão x deformação convencionais	85
4.2	Ensaio de tração dos tubos - Tensão x deformação convencionais	85
4.3	Fotomicrografia do material do tubo tomada na superfície do tubo na direção axial	86
4.4	Fotomicrografia do material do tubo tomada ao longo da espessura na direção radial ao tubo	86
4.5	Curva tensão de trefilação x semi-ângulo da fieira	88
4.6	Curva tensão de trefilação x semi-ângulo da fieira	88
4.7	Curva tensão de trefilação x semi-ângulo da fieira	89
4.8	Curva tensão de trefilação x Redução de área –	89

	atrito no plug - $\mu_2 = 0$ – semi-ângulo da feira = 10° .	
4.9	Tensão de trefilação x Semi-ângulo da feira – Redução de área = 34,4%.	90
4.10	Tensão de trefilação x Semi-ângulo da feira – Redução de área = 25%	91
4.11	Tensão de trefilação x Semi-ângulo da feira – Redução de área = 20%	91
4.12	Tensão de trefilação x Semi-ângulo da feira Semi-ângulo da feira = 10° - semi-ângulo do plug = 8°	92
4.13	Tensão de trefilação x semi-ângulo da feira - Redução de área= 34,4% - MLS	93
4.14	Tensão de trefilação x semi-ângulo da feira Atrito Feira/tubo (μ_1) = 0,05 – Atrito plug/tubo (μ_2) = 0	94
4.15	Tensão de trefilação x semi-ângulo da feira Redução de área = 34,4% - MLS	95
4.16	Tensão de trefilação x semi-ângulo da feira Atrito Feira/tubo (μ_1) = 0,05 – Atrito plug/tubo (μ_2) = 0,05.	95
4.17	Tensão equivalente de trefilação x posição do ponto analisado – Redução de área = 34,4%	96
4.18	Tensão equivalente de trefilação x posição do ponto analisado – Redução de área = 26,6%	97
4.19	Tensão equivalente de trefilação x posição do ponto analisado – Redução de área = 20%	97
4.20-a	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 7°	99
4.20-b	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = $8,8^\circ$	99
4.20-c	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 10°	100
4.20-d	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 14°	100
4.21-a	Tensão – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 7°	101
4.21-b	Tensão equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = $8,8^\circ$	101

4.21-c	Tensão equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 10°	102
4.21-d	Tensão equivalente – Redução de área 34,4% e atrito $\mu_1 = 0,05$ - semi-ângulo da feira = 14°	102
4.22-a	Simulação da trefilação com plug flutuante – Deformação equivalente - Surgimento do estiramento na saída da zona de trabalho	101
4.22	Simulação da trefilação com plug flutuante – Deformação equivalente - prolongamento do estiramento	103
4.23	Tensão equivalente de trefilação x posição do ponto analisado $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,05$ – Redução de área 34,4%	104
4.24	Tensão equivalente de trefilação x Posição do ponto analisado Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7°	104
4.25-a	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,05$	105
4.25-b	Deformação equivalente – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,1$	105
4.26-a	Tensão equivalente – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,05$	107
4.26-b	Tensão equivalente – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,1$	107
4.27-a	Tensão Longitudinal – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,05$	108
4.27-b	Tensão Longitudinal – Redução de área 34,4% - Semi-ângulo da feira = 7° $\mu_1 = 0,05$; $\mu_2 = 0,1$	108
4.28-a	Rupturas dos tubos trefilados com plug flutuante - tubo 10 x 1,5 mm	110
4.28-b	Rupturas dos tubos trefilados com plug flutuante - tubo 10 x 1 mm	110
4.29	Força de trefilação x tempo – Lubrificante SAE 20W50 – $v = 1$ m/min	111
4.30	Força de trefilação x tempo – Lubrificante SAE 20W50 – $v = 2$ m/min	111
4.31	Força de trefilação x tempo – Lubrificante SAE 20W50 – $v = 5$ m/min	112
4.32	Força de trefilação x tempo – Lub.: Renoform MZA 20 – $v = 1$ m/min	113

4.33	Força de trefilação x tempo – Lub.: Renoform MZA 20 – v = 2 m/min	113
4.34	Força de trefilação x tempo – Lub.: Renoform MZA 20 – v = 5 m/min	114
4.35	Força de trefilação x tempo – Lub.: Extrudoil MOS 319 – v = 1 m/min	115
4.36	Força de trefilação x tempo – Lub.: Extrudoil MOS 319 – v = 2 m/min	115
4.37	Força de trefilação x tempo – Lub.: Extrudoil MOS 319 – v = 5 m/min	116
4.38	Distribuição da intensidade de difração de raios x nas amostras analisadas	122
4.39	Padrão da intensidade de difração de raios-x para o aço ABNT 304	123
4.40	Análise do pico de difração de raios-x para o plano [220] amostra cppadrão	123
4.41-a	Simulação da planificação do tubo pelo MEF - 60 % de deslocamento da ferramenta	125
4.41-b	Simulação da planificação do tubo pelo MEF - 90 % de deslocamento da ferramenta	125
4.41-c	Simulação da planificação do tubo pelo MEF - 100% de deslocamento da ferramenta	125
4.41-d	Simulação da planificação do tubo pelo MEF - após a retirada das ferramentas	125
4.42	Tensão residual na superfície interna do tubo $\alpha = 7^\circ$ - $\mu_1 = \mu_2 = 0,05$ – Redução de área = 34,4%	127

Lista de Tabelas

2.1	Comprimento da zona de calibração	21
3.1	Dimensões dos conjuntos de feiras	74
3.2	Dimensões dos plugs utilizados	76
3.3	Ensaio de trefilação do tipo 1	81
3.4	Ensaio de trefilação do tipo 2	82
3.5	Lista de picos para o aço inox 304 - difratometria de raios-x	83
4.1	Composição química do material do tubo (Aço inox ABNT 304)	86
4.2	Atrito entre o plug e o tubo e entre a feira e o tubo para o MDE	90
4.3	Comparação da tensão de trefilação sem plug pelos Métodos, MEF, MDE e MLS	98
4.4	Tensões de trefilação média para óleo SAE 20W50	112
4.5	Tensões de trefilação média para lubrificante Renoform MZA 20	114
4.6	Tensões de trefilação média para lubrificante Extrudoil 319 MOS	116
4.7	Resultados dos ensaios experimentais – tratamento estatístico	118
4.8	Análise da variância dos resultados experimentais	119
4.9	Comparação das tensões de trefilação	121
4.10	Distância interplanar e Tensão Residual	124
4.11	Tensões residuais calculadas	127

Nomenclatura

Letras Latinas

A	Área – variável lubrificante	[mm ²]
A _o	Área inicial	[mm ²]
A _f	Área final	[mm ²]
a	Níveis do lubrificante	[]
B	Constante - Constante de atrito no MLS – variável velocidade	[]
B*	Constante de atrito no MDE	[]
b	Níveis da velocidade	[]
c	Níveis do tipo de lubrificação	[]
C	Variável tipo de lubrificação	[]
D	Diâmetro - Diâmetro do anel de calibração	[mm]
D _f	Diâmetro final	[mm]
D _o	Diâmetro inicial	[mm]
d	distância interplanar	[Å]
d _o	distância interplanar do padrão	[Å]
E	Módulo de elasticidade do aço	[N/mm ²]
f(γ)	Fator de forma para o ângulo do cone do tubo	[]
F	Força de trefilação	[N]
G	Módulo de cisalhamento	[N/mm ²]
J*	Trabalho das forças externas por unidade de volume	[N/mm ²]
K	Coefficiente de resistência	[]

L	Comprimento do anel de calibração da fieira	[mm]
L ₁	Comprimento da zona de saída da superfície interna do tubo	[mm]
L ₂	Comprimento da região cônica do plug	[mm]
L ₃	Comprimento da haste do plug	[mm]
n	Número de réplicas - Coeficiente de encruamento – ordem da difração	[]
MDE	Método da Divisão em Elementos	[]
MEF	Método dos Elementos Finitos	[]
MLS	Método do Limite Superior	[%]
p	pressão	MPa]
RA	Redução de área	[%]
RD	Redução de diâmetro	[%]
R _{oi}	Raio inicial interno	[mm]
R _{ep}	Raio externo do plug	[mm]
R _{fe}	Raio final externo	[mm]
R _{fi}	Raio final interno	[mm]
t ₀	espessura da parede do tubo antes da trefilação	[mm]
v	Velocidade	[mm/s]
v _o	Velocidade inicial	[mm/s]
v _f	Velocidade final	[mm/s]
\dot{W}	Trabalho por unidade de volume	[N/mm ²]

Letras Gregas

α	Semi-ângulo da fieira	[°]
α_p	Semi-ângulo do plug	[°]
β	Semi-ângulo do plug	[°]
δ	Intervalo de confiança	[]
σ	Tensão	[MPa]
ϵ	Deformação logarítmica	[%]

$\dot{\varepsilon}$	Velocidade de deformação	[]
μ	Coefficiente de atrito	[]
λ	comprimento da onda dos raios-x	[Å]
Γ	Superfície	[]
μ_1	Coefficiente de atrito entre a fieira e o tubo	[]
μ_2	Coefficiente de atrito entre o plug e o tubo	[]
$\bar{\sigma}_o$	Tensão média de escoamento	[MPa]
σ_{tref}	Tensão de trefilação	[MPa]
τ_o	Tensão de cisalhamento no escoamento	[MPa]
θ	ângulo da difração – Ângulo de BRAGG	[°]
ν	Coefficiente de Poisson	[]

Capítulo 1

INTRODUÇÃO

A trefilação é um processo de fabricação bastante útil por que na medida em que promove a obtenção dos produtos por deformação a frio, confere-lhes propriedades de resistência mecânica superiores àquelas obtidas por processos que são realizados à quente, sem a necessidade de tratamentos térmicos posteriores.

A trefilação de tubos pode ser feita com ou sem a presença de ferramentas internas que são inseridas para garantir uma maior qualidade superficial da parede interna do tubo trefilado. Admite-se, por hipótese, que a ferramenta interna também induzirá tensões residuais compressivas nessa mesma superfície e que são vantajosas quando esses tubos forem aplicados em condições especiais nas quais estejam submetidos a componentes cíclicas de tensão, como ocorre na torção ou flexão.

O objetivo deste estudo foi desenvolver ferramentas internas e externas que associados a outros dispositivos, permitam a obtenção de uma lubrificação eficiente na interface tubo/fieira de modo a reduzir a força necessária à conformação, reduzindo em paralelo, o consumo de energia.

Ao mesmo tempo, esse conjunto de ferramentas deve induzir tensões residuais do tipo compressivas na superfície interna do tubo, garantindo-lhe, por extensão, um desempenho superior quando for submetido a esforços cíclicos de torção ou flexão, como salientado anteriormente.

Para avaliar essas tensões residuais, empregou-se o método da difração de raios-x, o mais comumente utilizado. Entretanto, esse método exige superfícies planas para sua aplicação, o que não ocorre na superfície interna do tubo, ainda mais em se tratando de tubos com dimensões pequenas como as que foram utilizadas neste estudo. Por isso, propôs-se um método indireto para determinação das tensões residuais na parede interna do tubo que tornou necessária sua planificação. A planificação foi simulada por método numérico para fornecer as tensões residuais naquela parede causadas por esse procedimento.

Paralelamente, foi feita a simulação da trefilação do tubo com a ferramenta interna, nas condições reais de trefilação, para que se obtivesse uma previsão da tensão residual na superfície interna do tubo. Após a sobreposição dos resultados das tensões residuais verificadas na simulação da planificação do tubo e na simulação da trefilação do tubo, esses resultados foram comparados com os obtidos para a tensão residual pela difração de raios-x.

Para que os resultados da simulação da trefilação feita com o Método dos Elementos Finitos pudessem ser definidos como representativos, foram desenvolvidos modelos da trefilação de tubos com plugs em outros métodos analíticos como o Método da Divisão em Elementos e o Método do Limite Superior.

A partir dos resultados obtidos com esses métodos, foi definido um conjunto de parâmetros para a construção de ferramentas, com o objetivo de proceder-se a simulação física do processo e validar os resultados obtidos nas simulações analíticas e numérica.

Foram então realizados diversos ensaios experimentais variando-se o tipo de lubrificação, a velocidade do processo e o lubrificante empregado, além de utilizar-se a ferramenta interna como um plug fixo ou flutuante. O processo realizado com plug flutuante causou a ruptura dos

tubos. Já os resultados com plug fixo foram tratados estatisticamente para avaliar a influência das variáveis de processo sobre a tensão de trefilação.

Os resultados experimentais foram comparados aos obtidos pelos métodos de simulação e foi escolhida uma condição de referência, na qual a tensão de trefilação foi similar tanto nas simulações quanto nos ensaios de fabricação.

Os resultados da análise estatística permitiram revelar, entre as situações testadas, aquela que produz o melhor resultado em termos de menor tensão de trefilação associada a tensões residuais compressivas na superfície interna do tubo.

Capítulo 2

REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

2.1 Trefilação

Trefilação é o processo no qual um corpo metálico é forçado a passar através de uma matriz, que contém um furo com o perfil do produto que se deseja obter. A característica do esforço aplicado ao material é de natureza trativa, uma vez que o material é puxado contra a matriz. A Figura 2.1 representa os aspectos básicos do processo de trefilação de barras.

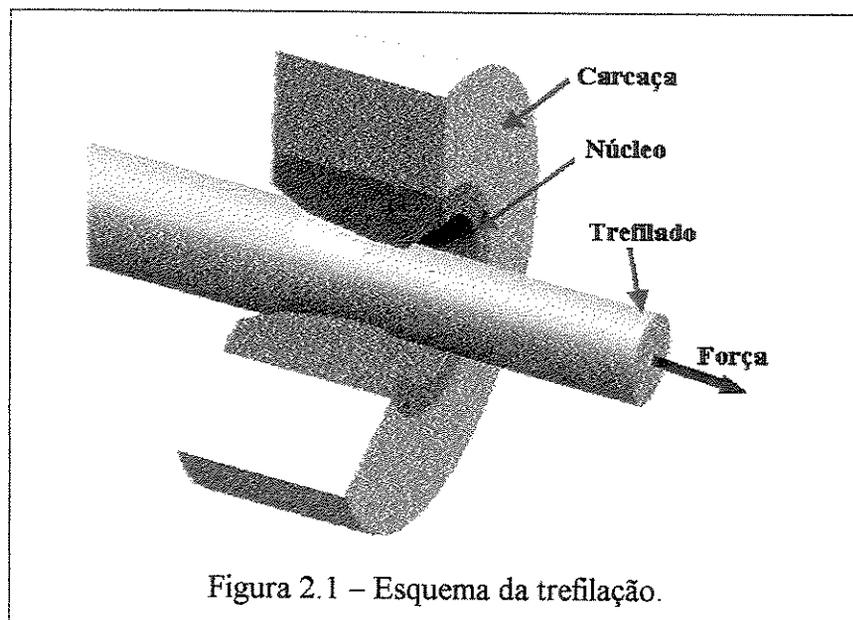


Figura 2.1 – Esquema da trefilação.

De um modo geral, a feira é constituída de um núcleo de material resistente ao desgaste e suficientemente duro para resistir aos esforços aplicados, encarçado em um outro material menos nobre. A feira reage ao esforço aplicado, induzindo tensões compressivas que facilitam o escoamento do material, de modo que o esforço axial necessário para a deformação resulta menor do que o seria sem a presença daquela ferramenta. Podem-se notar os seguintes elementos geométricos na feira (Figura 2.2):

Zona I – Região de entrada, caracterizada pelo semi-ângulo β e destinada a guiar a barra de matéria-prima;

Zona II – Região de trabalho, cônica convergente, caracterizada pelo semi-ângulo α , onde ocorre a deformação do material;

Zona III – Região cilíndrica, destinada à calibração do produto final pela definição de sua geometria e dimensões;

Zona IV – Região de saída, caracterizada pelo semi-ângulo γ , onde o produto sofre a recuperação elástica ao final do processo.

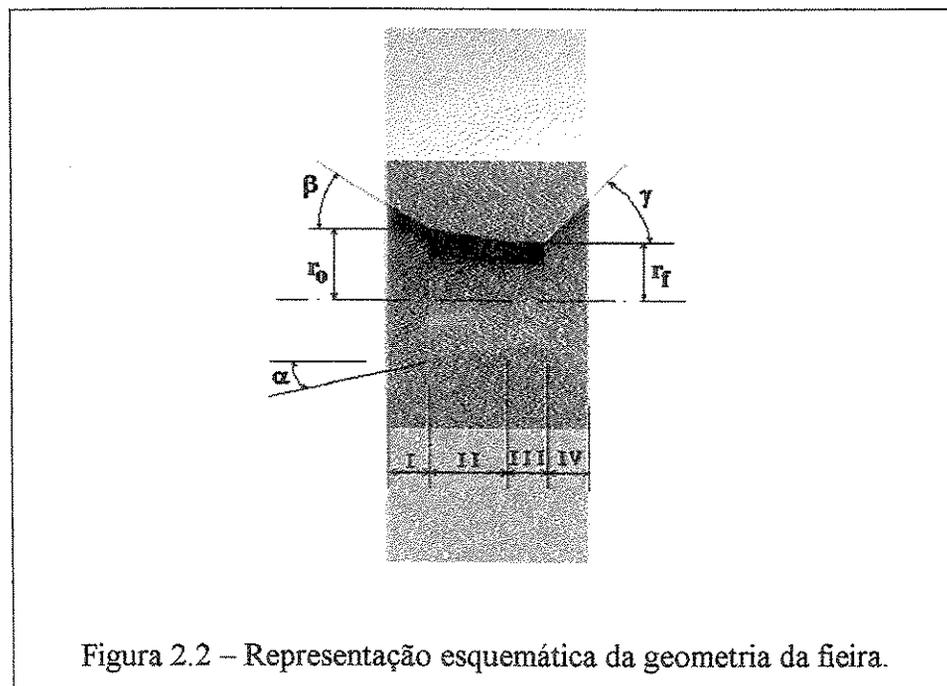


Figura 2.2 – Representação esquemática da geometria da feira.

A trefilação é um dos processos de fabricação mais antigos e permite a produção de produtos contínuos, com os mais variados perfis obtidos de grande variedade de materiais. É, por isto também, um dos processos mais estudados, como mostrado a seguir.

ALARCON, MEDRANO e GILLIS (1991) estudaram a influência da microestrutura no desenvolvimento de *centralburst* em aços extrudados, concluindo que o defeito estava associado à presença de uma estrutura bainítica.

LEE E FLOM (1991) simularam experimentalmente a trefilação de fitas de tungstênio e molibdênio, usando como lubrificante a grafite coloidal. Os resultados por eles obtidos os levaram a concluir que um filme contínuo havia se formado e que as características desse filme lubrificante eram as mesmas da grafite pura.

SAMAJDAR E WARMA (1991) trefilaram o alumínio puro com $\epsilon = 2,09$, à diferentes velocidades e à temperatura ambiente. Concluíram que a resistência ao escoamento indicava uma alternância entre endurecimento e amolecimento durante o processo de trefilação e que esse comportamento era insensível à velocidade de trefilação.

ALBERTINI et al. (1991) fizeram experimentos com o aço AISI 316 visando obter suas propriedades mecânicas para fixar condições de usinagem e trefilação. Os ensaios de cisalhamento biaxial foram feitos a deformações iguais a 4,0, com taxas de deformação de $0,4 \cdot 10^5 \text{ s}^{-1}$.

SPITZIG et al. (1991) reportam estudos das propriedades mecânicas e microestrutura de nióbio trefilado a frio, comparadas com as propriedades mecânicas do cobre trefilado a frio.

MENGER (1991) discute as condições de trefilação múltipla e tratamento térmico contínuo para ligas de cobre, considerando os baixos custos de investimento.

CHEVALIER (1992) estudou a qualidade do fio trefilado em relação à qualidade do fio-máquina, tendo em conta que o ângulo de trabalho e a redução teriam muita influência sobre a

qualidade do produto. Concluiu que o coeficiente de atrito não tem influência direta na evolução dos defeitos do fio-máquina, contribuindo apenas para o aspecto superficial do produto. Utilizando o Método dos Elementos Finitos e uma função denominado “dano superficial”, concluiu ser possível otimizar a geometria do processo e, associado a um critério de avaria, prever as condições geométricas para que defeito não ocorram.

LAVERRON (1993) apresenta uma revisão do processo industrial de trefilação de aços inoxidáveis, abordando as etapas de tratamento superficial, de trefilação, de limpeza e recozimento.

JALLON e HERGESHEIMER (1993) apresentam resultados obtidos em uma estação experimental de pesquisa para trefilação de aços alto carbono em velocidades industriais. Durante o processo foram monitoradas a velocidade, a força e o aumento da temperatura. Amostras retiradas a cada passe foram submetidas a ensaios mecânicos formando um banco de dados a partir do qual se poderia prever, através de um modelo estatístico, a evolução das propriedades mecânicas durante a trefilação e prever as características mecânicas da matéria-prima necessárias à obtenção de certas propriedades do produto trefilado.

BOURGAIN et al. (1993) desenvolveram um modelo baseado na força de trefilação utilizando o método da divisão em elementos “melhorado”. Esse modelo foi implementado pelo método dos elementos finitos para verificar sua precisão em diversos carregamentos. Sua vantagem foi a possibilidade de se restringir mais as condições de contorno em relação àquelas impostas para obtenção de uma solução analítica. Contudo, os resultados mostraram que nenhuma das formulações foi geral o suficiente para uma solução satisfatória.

ZHAO e WANG (1993) propuseram uma equação para o arco de contato entre o fio e a fiação no cálculo da força de separação das fiação. Essa equação foi utilizada para a integração da força de separação, obtendo uma solução analítica, conjuntamente com o cálculo do coeficiente de atrito na trefilação.

JOUN e HWANG (1993) investigaram o problema do perfil da matriz de extrusão, que também pode vir a ser empregado na trefilação, otimizando o processo de conformação em regime permanente. Os perfis de matriz para minimização da energia foram previstos para várias condições de processo e materiais, e demonstraram que esses perfis são efetivos na minimização de defeitos e no desgaste da matriz.

BAE e NAM (1994) investigaram a iniciação de trincas em aços baixo carbono ao manganês (contendo ferrita, perlita e martensita) durante a trefilação. O objetivo foi determinar o local onde as trincas se iniciam preferencialmente. Os resultados mostraram que a iniciação de trincas se deu junto a ilhas de martensita globular ou nas extremidades da martensita alongada, indicando que se deve evitar a presença da martensita para reduzir a incidência da formação de trincas durante a trefilação.

ARIKAN et al. (1994) investigaram o comportamento de inclusões de óxido de cobre durante a trefilação. Foram determinados o comprimento dos eixos e o número de inclusões. O índice de conformabilidade (que informa sobre o comportamento das inclusões com relação à deformação da matriz) foi analisado, concluindo-se que as inclusões se partem e seu número aumenta durante a trefilação.

HILLERY e McCABE (1995) estudaram as condições de trefilação de aço a altas temperaturas (880 °C) usando diferentes lubrificantes (sabão, grafite coloidal, polietileno e vidro de baixo ponto de fusão) em fieiras de Carbetto de Tungstênio. Concluíram que a trefilação é possível somente para alguns lubrificantes, porém com altos índices de coeficiente de atrito.

CHIN e STEIF (1995) fizeram um estudo sobre a deformação plástica não-homogênea e seu impacto na força de trefilação. Foram estudados os efeitos de parâmetros críticos do processo, incluindo ângulo de trabalho, redução de área, coeficiente de atrito e encruamento. Os resultados foram confrontados com os obtidos em expressões apresentadas na literatura. A conclusão foi de que a deformação redundante depende principalmente do ângulo de trabalho e da redução de área e que o atrito na interface e o encruamento têm pouca influência na deformação.

DIXIT e DIXIT (1995) elaboraram um estudo completo sobre os efeitos de diversas variáveis do processo de trefilação sobre importantes parâmetros da trefilação. As variáveis de processo estudadas foram a taxa de redução, o ângulo de trabalho, o coeficiente de atrito e a tensão à ré. Os parâmetros de resposta estudados foram a pressão, a tensão de trefilação e a força de separação. O estudo foi feito comparando-se os resultados dos parâmetros de trefilação para três materiais (Cu, Al e aço).

BROWNING et al. (1995) propuseram um modelo para descrever a formação de trincas durante a trefilação de fios tungstênio para lâmpadas.

HONG et al. (1995) examinaram produtos trefilados de materiais bifásicos com resistência à tração na ordem de um centésimo do módulo de elasticidade longitudinal. Nessas condições, os produtos possuem microestrutura em escala ultra-fina. Vários aspectos da estabilidade destas estruturas foram examinados.

NAM e BAE (1995) analisaram as mudanças na microestrutura e nos vazios em aços perlíticos trefilados a frio, usando ensaios de tração e o exame microscópico da microestrutura do produto. O foco de seus estudos foi a cementita lamelar transversal ao eixo de trefilação. Verificaram que vazios se formaram nas vizinhanças de grandes partículas de cementita globular devido à concentração de tensões.

SU e MAREK (1995) estudaram os mecanismos de lubrificação associados com as condições superficiais do fio-máquina e que podem ser afetados por parâmetros eletro-químicos. Testes em laboratório detectaram a redução do coeficiente de atrito relacionada à aplicação de potenciais elétricos diferentes, dependendo da composição do lubrificante, quando o fio é conectado por eletrodos. Adicionalmente, a qualidade superficial do produto foi melhorada.

MIHELIC e STOK (1996) otimizaram o processo de trefilação, baseando-se em análise pelo método de elementos finitos e em técnicas de programação não-linear. Investigaram a seleção de ângulos e a seqüência de redução relacionados ao consumo mínimo de energia.

Concluíram que a técnica proposta leva a uma redução dos custos e ao aumento da homogeneidade da deformação.

ROY et al. (1996) implementaram um método de otimização das variáveis do processo de trefilação em múltiplos passes utilizando um algoritmo micro-genético para minimizar a diferença entre a máxima e a mínima deformação observada nos produtos. As variáveis sob controle foram o ângulo de trabalho, a taxa de redução e o número total de passes.

HILLERY e SYMMONS (1996) utilizaram o procedimento de trefilar empregando uma matriz de orifício ligeiramente superior às dimensões do fio envolto em lubrificante. A trefilação a altas velocidades garantia a estabilidade da pressão hidrodinâmica que se aproximava da tensão de escoamento do material do fio. Nestas condições a redução se dava sem contato metal/matriz.

BRETHENOUX et al. (1996) utilizando técnicas de métodos numéricos, estudaram o problema da predição do comportamento do aço em processos de conformação a frio em relação ao seu comportamento real em serviço. Para a trefilação foi desenvolvido um modelo “melhorado” pelo método da divisão em elementos. A comparação dos resultados experimentais e os obtidos pelo modelo levaram à obtenção de um valor do coeficiente de atrito real nos processos industriais.

LAZZAROTTO et al. (1997) apresentaram uma técnica para determinação do coeficiente de atrito em processos industriais de trefilação. O objetivo foi encontrar um valor real do coeficiente de atrito a ser empregado na simulação da trefilação pelo método dos elementos finitos.

CASTRO et all (1996) mostraram que as propriedades mecânicas do cobre trefilado a frio são influenciadas pelo semi-ângulo da feira. O Limite de escoamento e a Resistência à tração do cobre trefilado aumentam com o aumento do semi-ângulo da feira e o alongamento máximo diminui. Esse efeito é mais pronunciado quando a redução é feita em um único passe.

SU (1997) estudou as condições de trefilação para um fio submetido a uma diferença de potencial elétrico com vistas a controlar as reações eletro-químicas entre o lubrificante e a superfície do fio. Nessas condições, o atrito foi reduzido e a qualidade final do produto melhorada, enquanto que o consumo de energia foi reduzido.

EL-DOMIATY e KASSAB (1998) estudaram a relação entre a geração de calor e aumento da temperatura do processo devido à deformação plástica, atrito e velocidade de trefilação. De acordo com esse estudo, as condições de lubrificação, a vida da ferramenta e as propriedades do produto final são afetadas pelo aumento da temperatura. O uso de uma lubrificação adequada reduz a quantidade de calor gerado e o consumo de energia. Utilizando ângulos ótimos em função da redução e do atrito, foi determinada uma força mínima de trefilação e, então, um consumo mínimo. O aumento da temperatura foi calculado para dez materiais diferentes dentro de uma faixa de parâmetros (ângulo, velocidade, atrito e redução) e comparado com resultados experimentais encontrados na literatura.

KOLYSZEWSKI e PACKO (1998) analisaram a trefilação de fios finos e capilares com aplicação de tensão à ré, buscando encontrar uma relação de valor crítico entre a tensão à ré e as propriedades mecânicas do material com vistas a diminuir o desgaste das feiras e aumentar a estabilidade do processo.

2.2 Trefilação de tubos

2.2.1 Características do Processo

A produção de tubos é antiga. Inicialmente, os tubos eram feitos a partir de chapas planas dobradas de modo a formar um elemento tubular, com dobraduras nas extremidades que se encaixavam umas sobre as outras e eram posteriormente, lacradas por martelamento.

O desenvolvimento dos processos de fabricação e de novos materiais trouxe consigo novas formas de produção de tubos. Atualmente, os tubos metálicos são produzidos por extrusão,

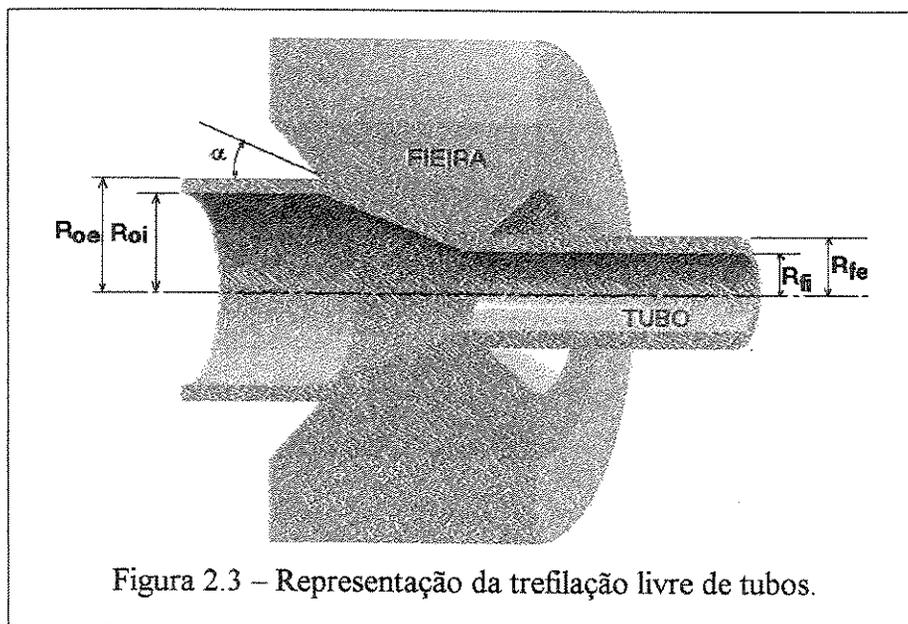
calandragem, fundição, estampagem, laminação, trefilação, dobramento e muitos outros processos.

Os tubos, de um modo geral, podem ser classificados por muitos critérios, entre eles:

1. Pelo tipo de material empregado: materiais ferrosos e não-ferrosos, podendo, ainda serem bi-metálicos, como, por exemplo, os tubos de aço-carbono comum recobertos com cromo, nos quais se procura associar o baixo preço do aço com a resistência à corrosão do cromo;
2. Pelo tipo de construção: sem costura e com costura que inclui os tubos obtidos por calandragem ou dobramento de peças planas e, usualmente, soldadas;
3. Pelo tipo de parede do tubo: tubos de parede grossa ou de paredes finas. Um tubo é considerado de paredes grossas quando estas são maiores ou iguais a um décimo do diâmetro do tubo.

A trefilação de tubos é levada a efeito a partir de cilindros ocios produzidos por extrusão a quente ou laminação, denominados tubos-mãe ou mesmo de outros tubos aos quais se deseja melhorar as propriedades mecânicas ou, ainda, conferir-lhes dimensões externas ou internas diferentes das originais. O processo é conduzido a frio, representando, portanto, uma vantagem em termos de custo em relação à conformação a quente. Além disso, a trefilação de tubos é indicada quando se deseja obter produtos com tolerâncias dimensionais mais fechadas, melhor acabamento superficial, propriedades mecânicas superiores e espessura de paredes mais delgadas do que é possível obter com processos de conformação a quente (Avitzur, 1983).

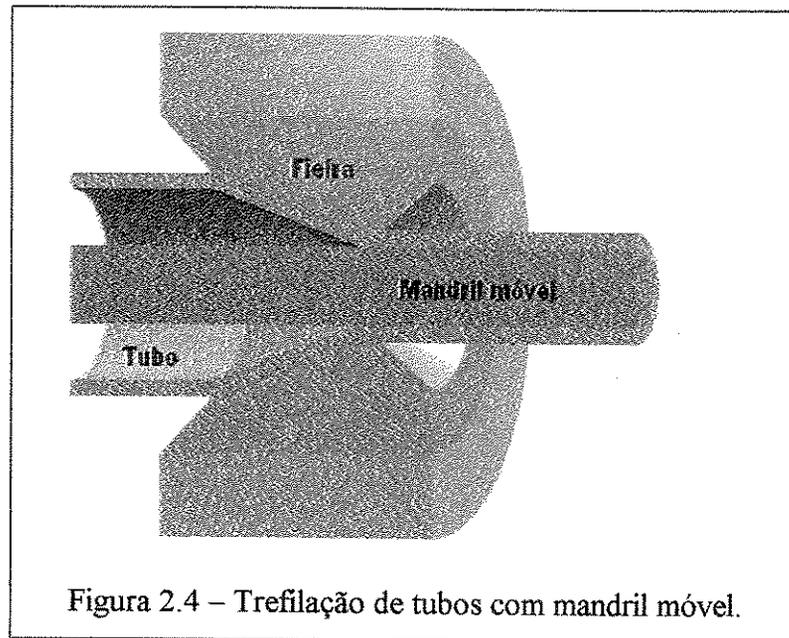
A trefilação de tubos livre é muito similar à trefilação de barras. Nesse processo, o tubo de partida de raio externo R_{Oe} e Raio interno R_{Oi} , é puxado contra uma matriz cônica convergente, denominada fieira, tendo seu diâmetro externo reduzido e o seu comprimento aumentado (Figura 2.3).



A espessura da parede inicial do tubo $t_0 = R_{oe} - R_{oi}$ verifica-se ser um pouco menor após a operação. O diâmetro interno do tubo trefilado não é diretamente controlado pela fieira. Não havendo a presença de uma ferramenta interna, a superfície interna do tubo se deforma livremente. Por esta razão, o acabamento superficial da região interna do tubo trefilado não é bom. O valor do diâmetro interno dependerá da redução, do ângulo de trabalho e do atrito entre o tubo e a fieira.

O controle do diâmetro interno necessita, portanto, do uso de ferramental específico, que pode ser representado por mandris ou plugs fixos, móveis ou flutuantes. Denomina-se mandril a ferramenta interna que é um corpo cilíndrico maciço cujo diâmetro é o diâmetro interno do tubo trefilado. Por outro lado, denomina-se plug a ferramenta interna de perfil cônico adaptado à geometria interna do tubo em deformação na zona de trabalho. A figura 2.4 apresenta o caso da trefilação com um mandril móvel. Nestas circunstâncias, o mandril é forçado a passar junto com o tubo através da fieira. Como mencionado, o diâmetro do mandril tem a dimensão do diâmetro interno do tubo trefilado e a espessura da parede do tubo é controlada. Como o movimento relativo entre o mandril e o tubo é nulo, não existe atrito entre eles, constituindo uma vantagem do processo. Contudo, a retirada do mandril após a trefilação pode se constituir em problema

operacional. Outra característica desse processo é que o comprimento do produto está limitado pelo comprimento do mandril.



A solução para o problema da retirada do mandril após a trefilação é a utilização do mandril fixo, como mostrado na Figura 2.5. Contudo, nesta disposição das ferramentas, o atrito entre o mandril e a parede interna do tubo é alto e passa a ser um fator importante no processo. Um mandril com plug fixo pode ser usado, conforme se representa na Figura 2.6. A função do plug nesse caso é direcionar e conformar a região interna do tubo.

A trefilação de tubos é um processo bastante antigo. Mais recentemente foi desenvolvido o processo de trefilação de tubos com plugs flutuantes (Avitzur, 1983). Nesse processo, a técnica consiste em determinar com exatidão as dimensões do plug de modo que o equilíbrio das forças de arrasto devido ao atrito e as forças reativas da matriz mantenham o plug estacionário e posicionado, garantindo o perfeito escoamento do material e as dimensões do diâmetro interno do produto.

Na trefilação com plug flutuante não se verifica a limitação de comprimento do tubo trefilado, como ocorre na trefilação de tubos com mandris fixos ou móveis. Assim, torna-se

possível a trefilação contínua, com excelente grau de acabamento da superfície interna e melhor aproveitamento de material. A figura 2.7 mostra a trefilação com plug flutuante.

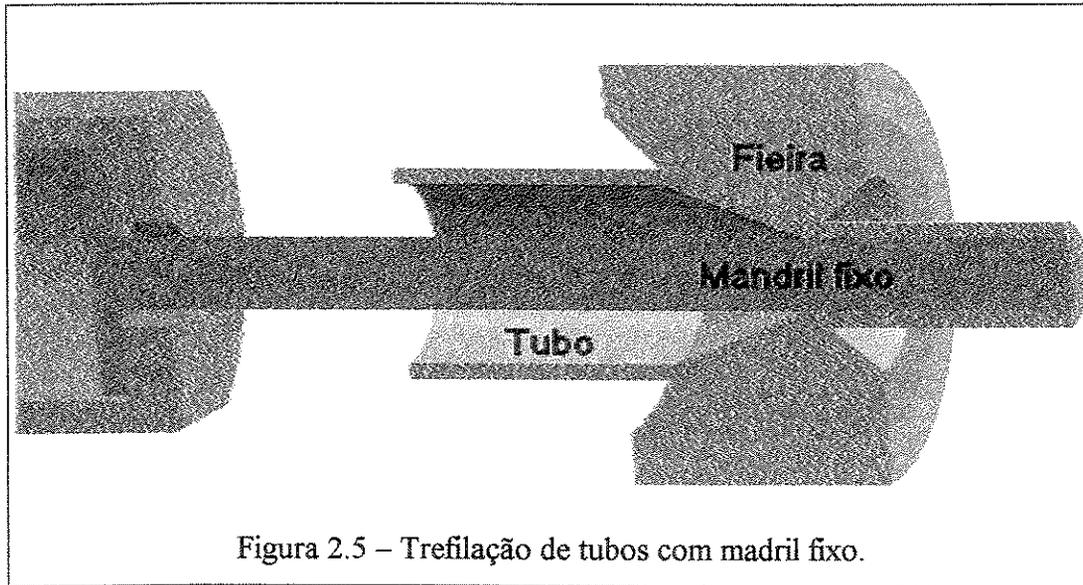


Figura 2.5 – Trefilação de tubos com mandril fixo.

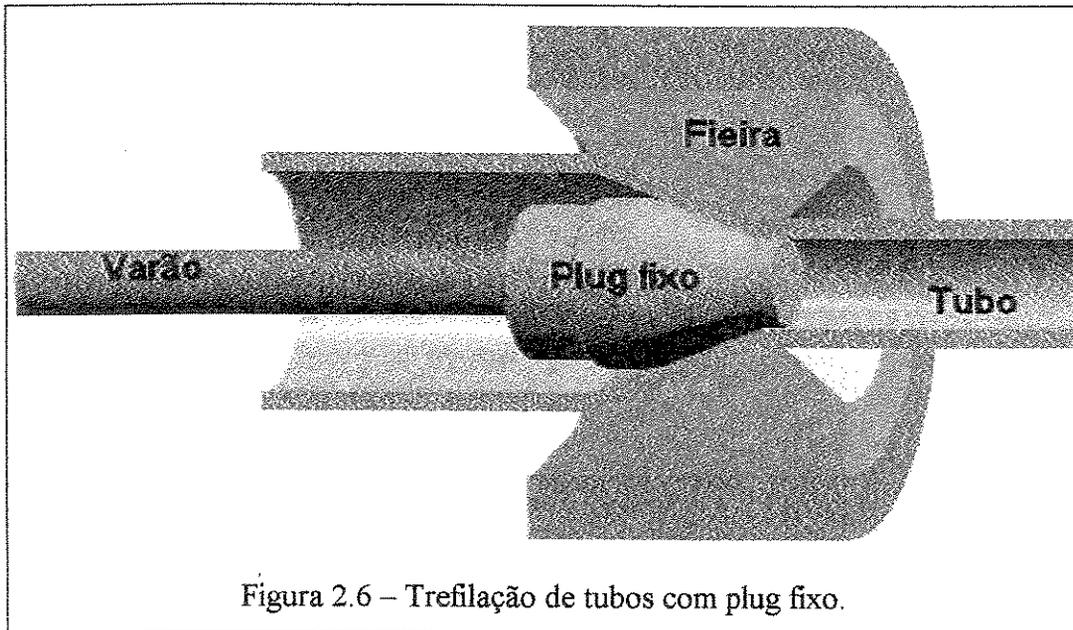
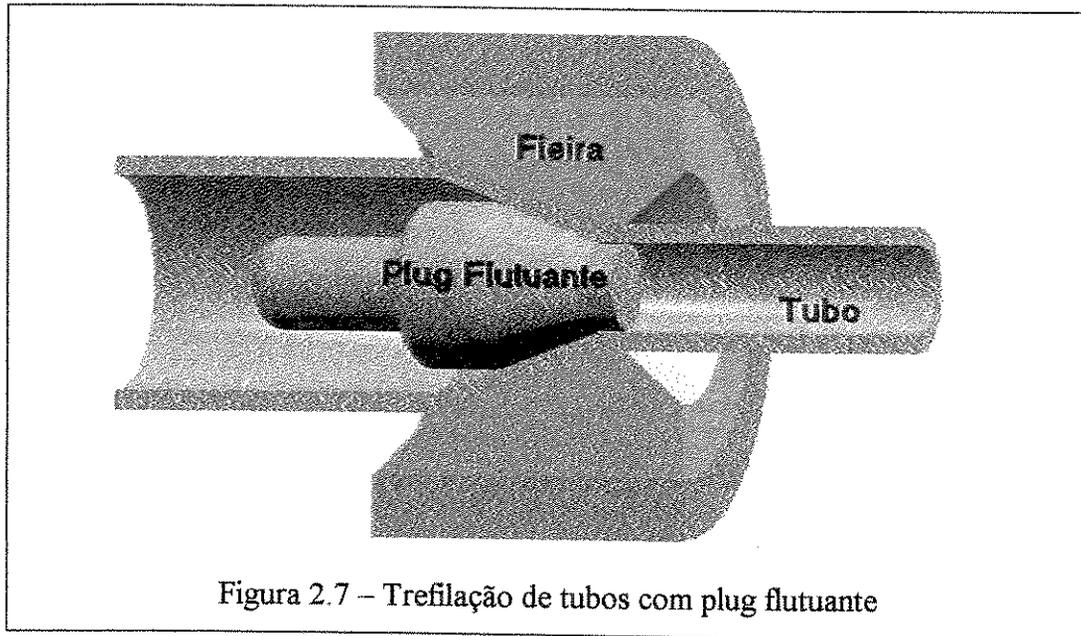


Figura 2.6 – Trefilação de tubos com plug fixo.



2.2.2 Programa de Reduções

Na trefilação a redução pode ser entendida como a redução em área (RA) ou a redução em diâmetro (RD). A redução em área na trefilação de tubos é calculada como:

$$RA = \frac{A_o - A_f}{A_o} \quad (2.1)$$

onde:

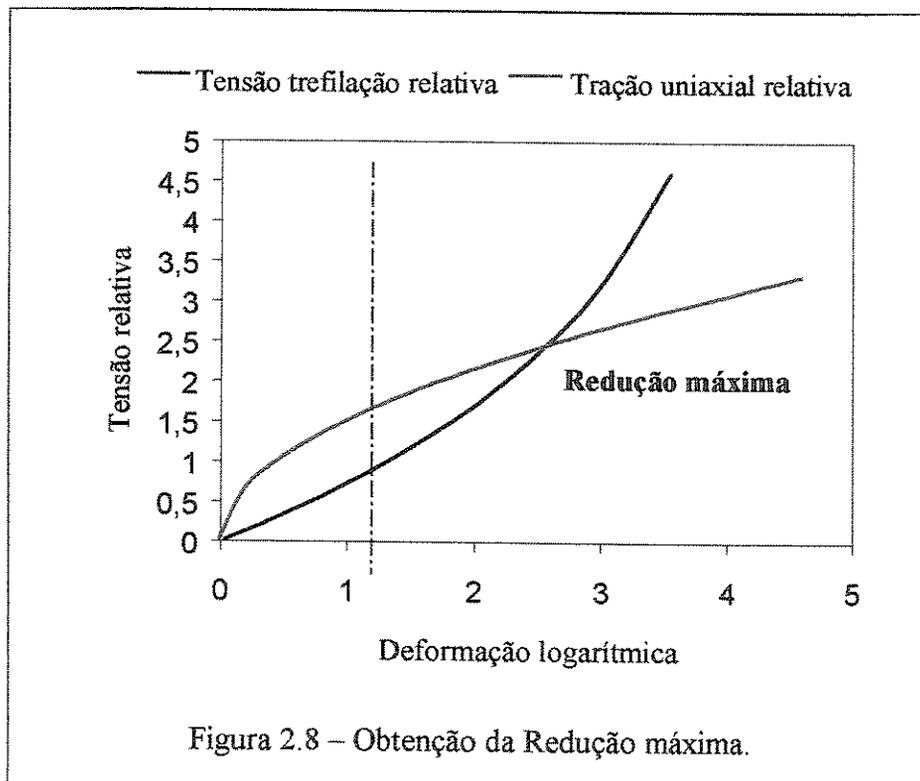
$$A_o = \pi.(R_{oe}^2 - R_{oi}^2) \text{ e } A_f = \pi.(R_{fe}^2 - R_{fi}^2) \quad (2.2)$$

Para a determinação da redução em diâmetro é usada apenas a relação entre o diâmetro externo inicial e final do tubo, uma vez que a variação do diâmetro interno pode ser imposta diferentemente da redução do diâmetro externo.

$$RD = \frac{R_{oe} - R_{fe}}{R_{oe}} \quad (2.3)$$

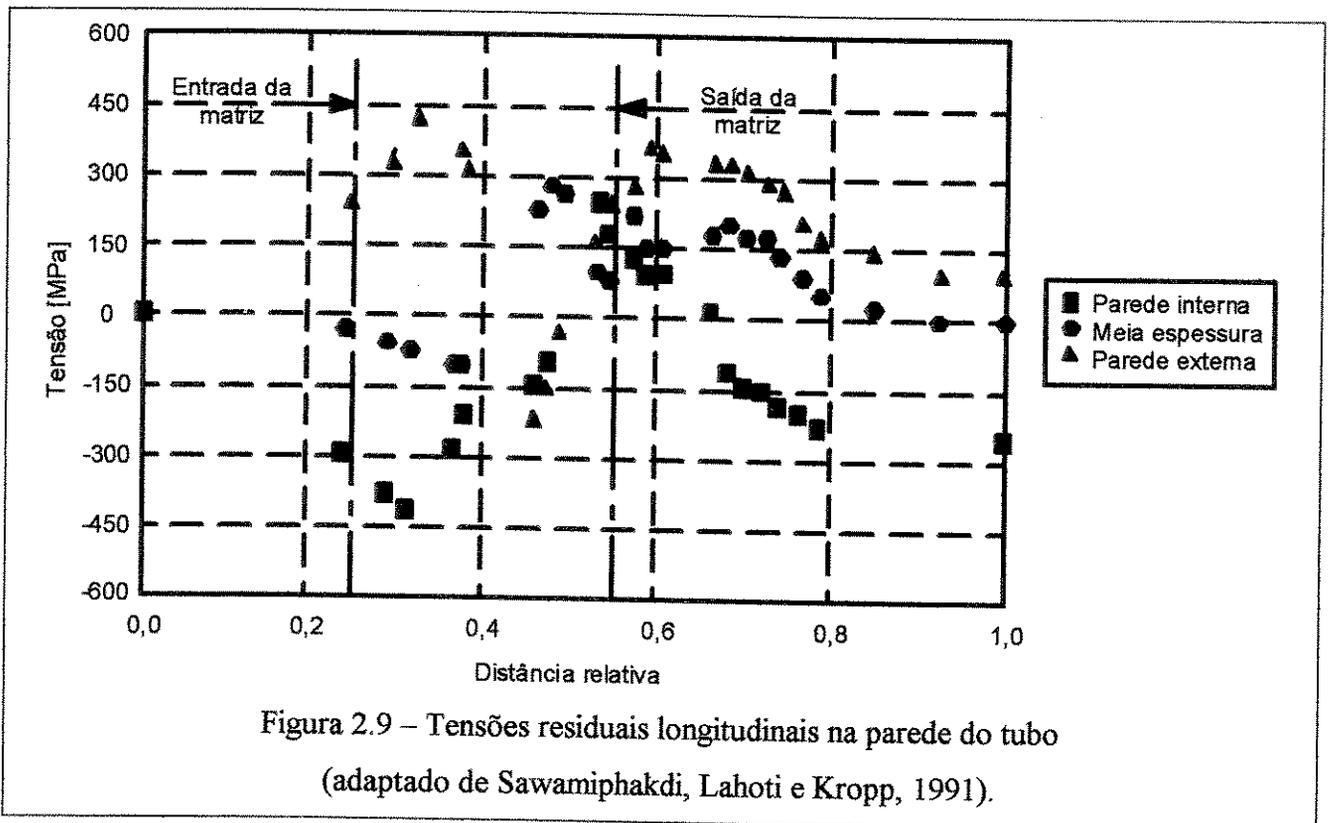
Dependendo da bitola do tubo a ser trefilado e da bitola do produto a ser obtido, pode ser necessário mais de um passe de trefilação. A redução de área máxima possível é dependente do atrito e do ângulo da matriz, bem como do comportamento mecânico do material. Quando a tensão de trefilação é igual à tensão de escoamento do material do tubo no momento em que este deixa a matriz, atinge-se o limite de redução possível.

A Figura 2.8 mostra como se estabelece essa relação. Nessa Figura, a tensão de trefilação relativa é obtida usando-se a equação desenvolvida pelo Método da Divisão em Elementos e mostrada no Capítulo 3 deste trabalho. A tensão de escoamento é obtida no ensaio de tração. Aqui foi empregada a curva $\sigma = 1137 \varepsilon^{0,52} [MPa]$, obtida no ensaio de tração de tubos usados neste trabalho, e os valores foram multiplicados por um coeficiente η , menor do que a unidade para aproximar o rendimento da trefilação ao rendimento da tração uniaxial (Dieter, 1981). A tensão relativa de trefilação é obtida pela divisão da tensão em estudo pela tensão limite de escoamento do material.



O programa de reduções tem forte influência sobre a distribuição das tensões residuais no produto, bem como sobre a distribuição de temperaturas na zona em deformação. Diversos estudos têm sido feitos visando levantar o perfil das tensões residuais em produtos trefilados de seção circular. Entretanto, em face da seção circular, têm-se tomado as medidas das tensões residuais no plano da seção (Blazinsky, 1986; He et al., 2003). Além disto, têm-se empregado produtos de diâmetros relativamente grandes para facilitar a medição.

A distribuição de tensões residuais em tubos tem sido estudada empregando-se diversos métodos matemáticos, entre eles o método dos elementos finitos. SAWAMIPHAKDI, LAHOTI e KROPP (1991) apresentam um estudo das tensões residuais calculadas a partir daquele método para tubos de diâmetro externo 162 mm e interno 132 mm, reduzidos para um diâmetro externo 152,1 mm com mandril fixo de diâmetro 152 mm. A Figura 2.9, obtida daquele trabalho, mostra que as tensões residuais são trativas na superfície externa do tubo trefilado, e compressivas na superfície interna.



Para obtenção do programa de reduções, com vistas a reduzir o número de operações e garantir o produto final dentro das qualificações de propriedades mecânicas pré-estabelecidas, o método dos elementos finitos também vem sendo empregado (Luskza, 1998; Karnesis e Farrugia, 1998; Wang, Luan e Bai, 1999). Esse método tem sido, ainda, a ferramenta empregada no estudo da influência do perfil geométrico da feira sobre as propriedades mecânicas do produto, bem como sobre o campo de deformações induzido no processo (Ruminski, 1998).

Experimentalmente, a determinação da distribuição das tensões residuais na trefilação tem sido feita utilizando-se o método da difração de raios-X (Genzel, 1996; He et al., 2003). Entretanto, não se reportou nenhuma técnica de medição das tensões residuais na superfície interna de tubos, especialmente para diâmetros pequenos.

2.2.3 Geometria das ferramentas

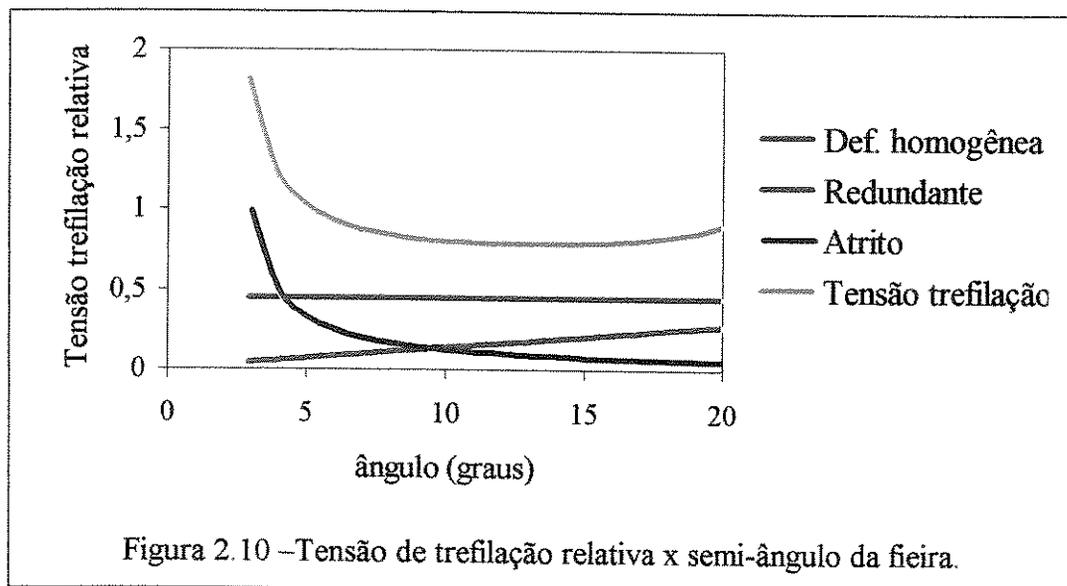
a) Feira

A ferramenta externa na trefilação é quase sempre um orifício cônico convergente, seguido de um região cilíndrica, de calibração, mais regiões cônicas à frente da zona de deformação e após ela, caracterizando as regiões de entrada e saída, conforme mostrado na Figura 2.2. Adota-se o perfil cônico para a zona de trabalho por duas razões principais: primeiro, torna-se mais fácil a manufatura da feira e, em segundo lugar, por que facilita o arraste do lubrificante líquido para a zona de deformação, tornando a lubrificação mais eficiente neste caso (Martinez, 1998; Button, 2001)

O ângulo do cone de trabalho α pode ser determinado empregando-se expressões obtidas pelo método do limite superior, como se mostra no Capítulo 3 deste trabalho. Segundo Avitzur (1983), e de acordo com o método do limite superior aplicado à trefilação livre de tubos, existe uma faixa de ângulos ou, mais precisamente, um ângulo ótimo de trabalho para qual a tensão de trefilação é mínima. Pode-se empregar a seguinte expressão para obtenção do ângulo ótimo:

$$\alpha_{otm} = \sqrt{\frac{\mu \ln(R_{oe}/R_{fe})}{2 [1 - (R_{of}/R_{oi})]^3}} \quad (2.4)$$

A figura 2.10 exemplifica a curva tensão de trefilação relativa x semi-ângulo de trabalho obtida pelo Método do Limite Superior. Nela estão mostrados as três parcelas que a constituem : uma parcela devido à deformação homogênea, uma parcela devido ao trabalho redundante e uma parcela devido ao trabalho de atrito na interface entre o tubo e a fiera e na interface entre o tubo e a ferramenta interna.



A região cilíndrica encontrada logo após a região cônica de deformação, mencionada anteriormente, destina-se à calibração do produto. A calibração se refere tanto à tolerância dimensional, quanto à tolerância de forma. O comprimento do cilindro de calibração determina a quantidade de atrito na região. Se este comprimento for muito grande, a tensão de trefilação aumenta e, em consequência, a força naquela região também é aumentada. Resultam daí um maior desgaste da ferramenta e, também, uma menor capacidade de redução de seção no processo. Se o comprimento for pequeno, fica facilitada a operação de retificação da fiera, porém, há uma perda na capacidade de calibração do produto. Como se percebe, o comprimento da zona de calibração dependerá da redução que se deseja impor, do ângulo de trabalho

escolhido, do material em trabalho e característica da operação, além dos passes iniciais ou finais de trefilação. De toda forma, pode-se sugerir os comprimentos para a zona de calibração listados na Tabela 2.1.

Tabela 2.1 - Valores recomendados para o comprimento da região de calibração (Durlait, 1990)

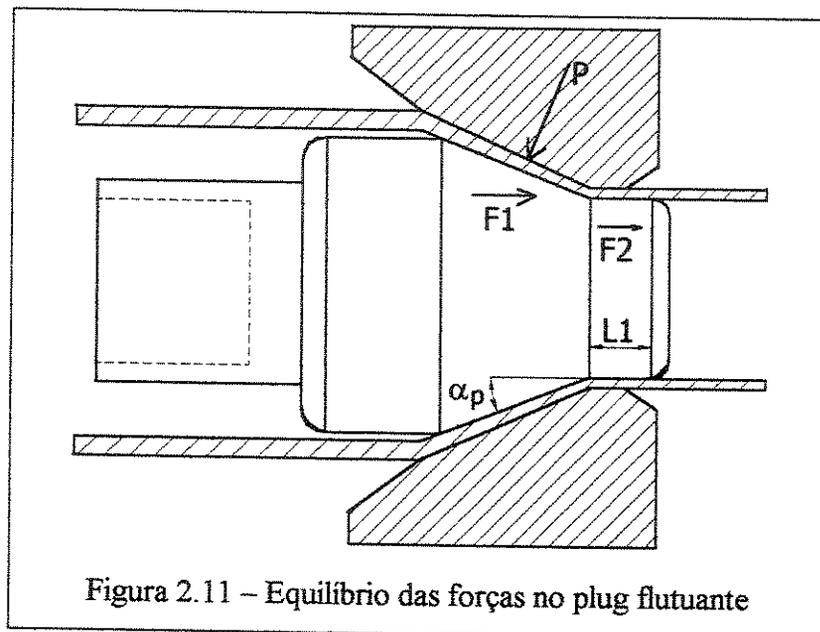
Diâmetro de Calibração (D)	Material a trefilar			
	aço mole	aço duro	cobre	alumínio
Até 1 mm	D x 1,0	D x 0,8	D x 1,0	D x 0,5
1,0 a 2,0 mm	D x 0,8	D x 0,6	D x 0,8	D x 0,5
2,0 a 5,0 mm	D x 0,5	D x 0,4	D x 0,5	D x 0,4
6,0 a 8,0 mm	D x 0,45	D x 0,4	D x 0,45	D x 0,4
10,0 a 12,0 mm	D x 0,35	D x 0,3	D x 0,35	D x 0,3

O cone de saída deve ter dimensões tais que permitam a recuperação elástica do produto sem causar-lhe danos superficiais. Pode-se recomendar um semi-ângulo de pelo menos 15 graus acima do semi-ângulo de trabalho.

b) Plug

Os plugs têm uma geometria semelhante à geometria do furo na feira. De um modo geral, o plug consiste de uma região inicial cilíndrica, seguida de uma região cônica convergente e uma região cilíndrica posterior. No caso de plugs flutuantes, a geometria deve ser tal que permita que as forças que agem sob o plug encontrem um ponto de equilíbrio e permitam que o plug se posicione perfeitamente balanceado na região de deformação. A Figura 2.11 mostra as forças atuantes sobre um plug flutuante em ação. A pressão do tubo em deformação agindo sobre o plug gera a força P na região cônica de trabalho, enquanto o movimento relativo entre o tubo e o plug nesta mesma região gera a força F_1 de atrito, em sentido contrário ao movimento do tubo. O movimento relativo entre o tubo e o plug irá gerar, também, a força F_2 na região cilíndrica posterior. Então, a geometria deve ser tal que permita que:

$$P \sin \alpha_p - F_1 \cos \alpha_p - F_2 = 0 \quad (2.5)$$



As forças que tendem a arrastar o plug aumentam com o aumento do atrito, com o aumento do comprimento L_1 e, também, com a diminuição do ângulo α_p . A componente de força $P \sin \alpha_p$, que tende a expulsar o plug no sentido contrário ao movimento do tubo aumenta com o aumento do ângulo α_p . Para a obtenção de dados que auxiliem no projeto geométrico do plug, é conveniente adotar-se o procedimento descrito por AVITZUR (1983), que consiste em promover a trefilação de um tubo nas condições de ângulo e redução previstas, ainda com a ausência do plug e, interromper a operação. Extrai-se então o tubo que então é seccionado pela metade no sentido longitudinal de modo a expor a configuração geométrica da superfície interna. A Figura 2.12 exhibe uma geometria possível para o plug, seja ele fixo ou flutuante.

Nessa figura identificam-se:

Região cilíndrica (L1): Região de saída da superfície interna do tubo. O raio R_{fi} é o raio de saída do tubo que se deseja alcançar. Este raio deve ser ligeiramente maior do que o raio do tubo trefilado sem a presença da ferramenta interna e obtido conforme o procedimento descrito anteriormente. Este acréscimo não deve ser muito grande, uma vez que isto dificultará o fluxo do

material, e impedirá o perfeito alojamento do plug na região de trabalho. Se, contudo, o raio for menor que o raio interno do tubo trefilado livremente, o controle do raio interno do tubo fica comprometido, podendo, ainda, ocorrer o arraste da parte cônica do plug para a região de saída, levando a deformação excessiva localizada e rompimento do tubo;

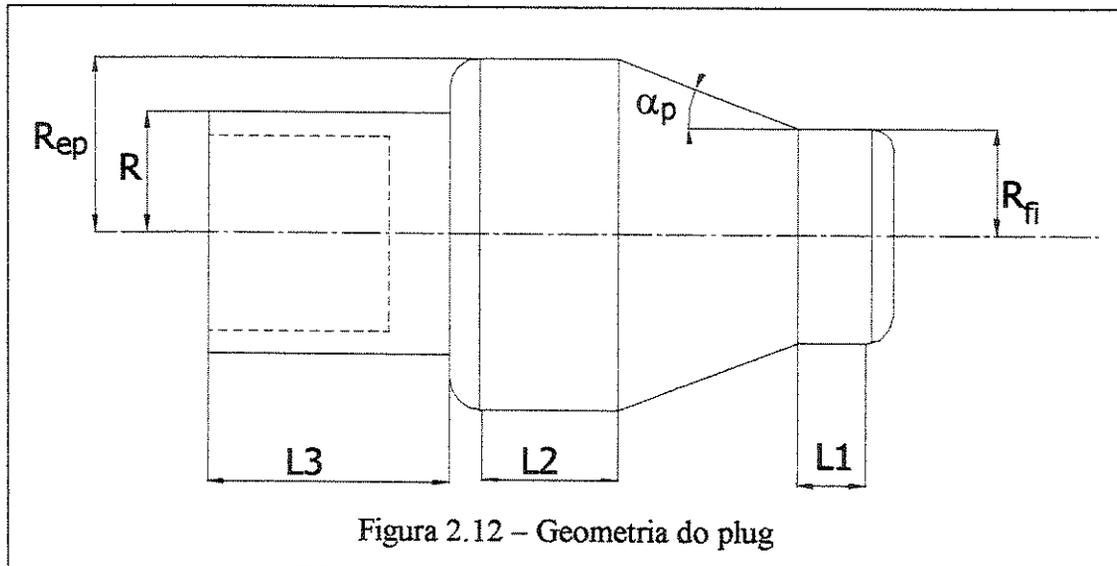


Figura 2.12 – Geometria do plug

Região de trabalho: compreende a região cônica do plug, definida pelo ângulo α_p . Esse ângulo deve ser ligeiramente menor que o ângulo medido nesta região no tubo trefilado livremente e obtido de acordo com o procedimento descrito anteriormente. LANGE (1985) sugere que o ângulo do plug seja 2° , ou menos, menor do que o ângulo da feira. Sugere, ainda, que o semi-ângulo da feira seja de 5° e a redução não seja menor do que 10%. Para outras reduções e ângulos da feira, são sugeridos outros valores para o semi-ângulo do plug (Pawelsky e Amstroff, 1968). De toda forma, a obtenção do ângulo adequado para o plug flutuante depende sempre de ensaios experimentais, nas condições reais de operação. Entretanto, pode-se afirmar que se o ângulo for muito pequeno, não se estabelecerá o contato suficiente entre o tubo e o plug na região de trabalho. Assim, a componente horizontal da força P não atuará e o plug será arrastado para a zona de saída.

Região cilíndrica (L2): é uma região de posicionamento do plug. O raio R_{ep} deve ser ligeiramente inferior ao raio interno do tubo a ser trefilado, de modo a permitir que o plug possa ser introduzido no tubo.

Região cilíndrica (L3): No plug flutuante essa região tem a função de impedir que o plug se posicione transversalmente à direção do movimento do tubo. O comprimento total do plug deve ser maior que o diâmetro interno do tubo a ser trefilado. No plug fixo, essa região é utilizada para se fazer a fixação do plug no varão.

2.2.4 Força e Potência de Trefilação

A tensão de trefilação, que é a tensão longitudinal a que está submetida a parede do tubo, é dependente de grande número de variáveis, tais como a redução, o ângulo de conicidade da matriz, o atrito, as propriedades mecânicas do material do tubo, dos raios internos e externos do tubo e da velocidade de trefilação.

A determinação da tensão de trefilação pode ser obtida por diversos métodos. Os métodos experimentais, embora apresentem bons resultados, são caros, uma vez que necessitam do consumo de um volume apreciável de material e demandam um razoável tempo de processamento, pois se torna necessário cobrir um grande número de reduções, ângulos de trabalho, condições de lubrificação e propriedades mecânicas do material. Neste caso, um instrumento de medição, por exemplo, uma célula de carga, é acoplada ao equipamento de tração. Os resultados experimentais são, em geral, utilizados para validar modelos matemáticos, analíticos e numéricos, de modo a, posteriormente, poder-se dispensar o método experimental.

Métodos analíticos para obtenção da tensão de trefilação foram, e ainda são, largamente utilizados. Esses métodos são mais ou menos poderosos, conforme é necessário assumir-se hipóteses simplificadoras para a resolução das expressões matemáticas que traduzem o modelo adotado. Neste sentido são menos poderosos o Método da Energia Uniforme – já que não considera o atrito e o trabalho de deformação redundante – e o Método da Divisão em Elementos,

que não considera o trabalho redundante (Avitzur, 1983; Rowe, 1986). Mais valioso é o Método do Limite Superior, cujos resultados apresentam muito boa concordância com os dados experimentais (Avitzur, 1964; Um e Lee, 1997). A obtenção da tensão de trefilação e, portanto, da força de trefilação são pormenorizadas no Capítulo 3 deste trabalho.

2.2.5 Método da Divisão em Elementos (MDE)

O Método da Divisão em Elementos consiste em se isolar um elemento diferencial na zona de deformação e estabelecer o equilíbrio de forças na região. O MDE admite que a deformação deste elemento é uniforme ou seja, que um elemento quadrado será distorcido para um retângulo após a deformação (Dieter, 1981).

De um modo geral, o MDE adota as seguintes hipóteses (Bresciani F°, 1991):

- 1 – O corpo é dividido em elementos infinitesimais orientados segundo uma direção coincidente com o eixo de simetria da peça em formação;
- 2 – As direções principais para todo o volume do corpo são as direções coincidentes com os eixos de simetria e perpendiculares a eles;
- 3 – As tensões principais são constantes dentro de um elemento e somente dependem da posição no eixo de simetria;
- 4 – As forças aplicadas no elemento são, em parte, resultante das tensões principais e em parte resultante da tensão de cisalhamento criada pelo atrito entre a peça e a ferramenta;
- 5 – O material é isotrópico;

A partir destas hipóteses, estabelecem-se as equações de equilíbrio das forças atuantes no elemento, levando em consideração a componente devido ao atrito peça/ferramenta. Estabelecem-se, então, as relações entre as tensões principais usando um critério de escoamento

e, finalmente, aplica-se a lei de escoamento plástico que estabelece as relações entre a tensão e a deformação.

Neste trabalho é desenvolvida uma aplicação do método para o caso da existência de um plug fixo ou flutuante. A Figura 2.13 mostra as tensões atuantes sobre um elemento de tubo entre a fieira e o plug.

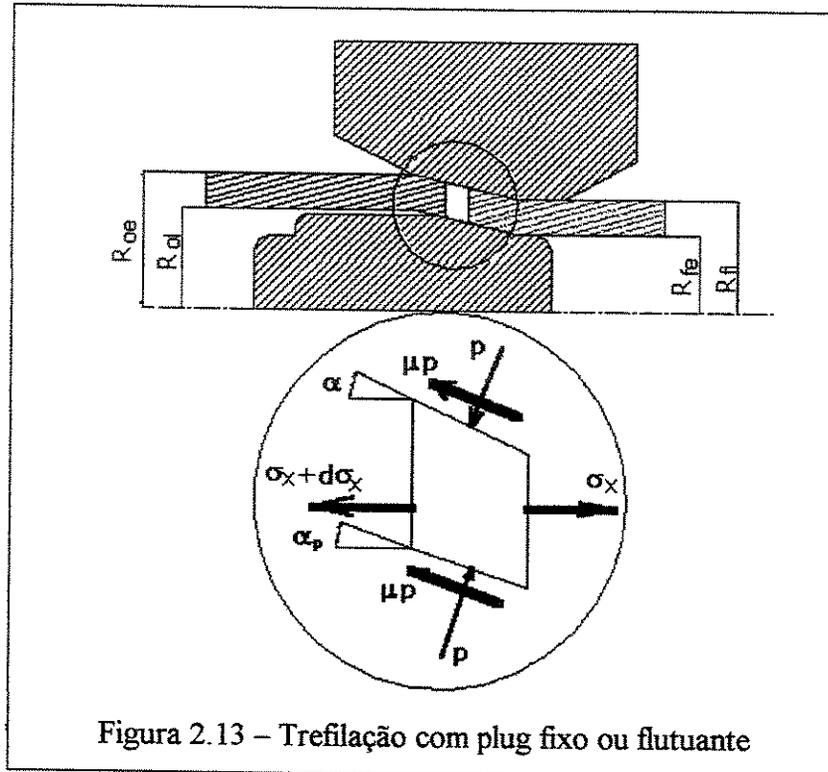


Figura 2.13 – Trefilação com plug fixo ou flutuante

Admitindo que a pressão da fieira é igual à pressão do plug, as componentes axiais das forças que atuam sobre o elemento dx , são:

1. Devido as tensões longitudinais:

$$(\sigma_x + d\sigma_x)(A + dA) - \sigma_x A = (\sigma_x dA + A d\sigma_x) \quad (2.6)$$

2. Devido à pressão da fieira:

$$\pi (D) p \operatorname{sen} \alpha \frac{dx}{\cos \alpha} \quad (2.7)$$

3. Devido à pressão do plug:

$$- \pi (D) p \operatorname{sen} \alpha_p \frac{dx}{\cos \alpha_p} \quad (2.8)$$

4. Devido o atrito na feira:

$$\pi \mu_1 (D) p \cos \alpha \frac{dx}{\cos \alpha} \quad (2.9)$$

5. Devido o atrito no plug:

$$\pi \mu_2 (D) p \cos \alpha_p \frac{dx}{\cos \alpha_p} \quad (2.10)$$

Estabelecendo o equilíbrio das forças:

$$\sigma_x dA + A d\sigma_x + \pi D (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \alpha_p) p dx + \pi D (\mu_1 + \mu_2) p dx = 0 \quad (2.11)$$

Que pode ser simplificado para a equação seguinte, desprezando-se os produtos infinitesimais:

$$dx = \frac{dD}{2} (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \alpha_p) \quad (2.12)$$

Substituindo (2.9) em (2.8) e rearranjando a equação:

$$\sigma_x dA + A d\sigma_x + p \pi D \frac{dD}{2} \left[1 + \frac{\mu_1 + \mu_2}{\operatorname{tg} (\alpha) + \operatorname{tg} (\alpha_p)} \right] \quad (2.13)$$

Escreve-se

$$B^* = \frac{\mu_1 + \mu_2}{\operatorname{tg}(\alpha) - \operatorname{tg}(\alpha_p)} \quad (2.14)$$

E escreve-se:

$$dA = 2 \pi D \, dD/4 \quad (2.15)$$

Sendo $A = \pi D^2/4$

$$\frac{D \, d\sigma_x}{4} + [\sigma_x + p(1 + B^*)] \frac{dD}{2} = 0 \quad (2.16)$$

Admitindo-se que as tensões devido ao atrito são pequenas m relação a tensão axial e que se pode aproximar as tensões principais para:

$$\sigma_1 = \sigma_x \quad \text{e} \quad \sigma_2 = \sigma_3 = -p \quad (2.17)$$

E aplicando-se o critério de Tresca para o escoamento, obtem-se:

$$\sigma_1 - \sigma_3 = \sigma_o \Rightarrow \sigma_x + p = \sigma_o \quad (2.18)$$

Tem-se, então:

$$\frac{d\sigma_x}{\sigma_x + (\sigma_o - \sigma_x)(1 + B^*)} = - \frac{2 \, dD}{D} \quad (2.19)$$

$$\frac{d\sigma_x}{B^* \sigma_x - \sigma_o(1 + B^*)} = \frac{2 \, dD}{D} \quad (2.20)$$

$D/2$ = diâmetro médio

Integrando para $\bar{\sigma}_o$ = constante (valor médio), obtém-se:

$$\frac{1}{B^*} \ln [B^* \sigma_x - \bar{\sigma}_o (1 + B^*)] = 2 \ln D + \text{Constante} \quad (2.21)$$

As condições de contorno são:

$$D = D_o \Rightarrow \sigma_x = 0 \quad \text{e} \quad D = D_f \Rightarrow \sigma_x = \sigma_{\text{ref}} \quad (2.22)$$

$$\text{Constante} = - \bar{\sigma}_o (1 + B^*) \quad (2.23)$$

E o resultado é:

$$\sigma_{\text{ref}} = \bar{\sigma}_o \left(\frac{1 + B^*}{B^*} \right) \left[1 - \left(\frac{D_f}{D_o} \right)^{2B^*} \right] \quad (2.24)$$

$$D_o = (D_{oe} + D_{oi})/2 \quad \text{e} \quad D_f = (D_{fe} + D_{fi})/2$$

Nas condições de deformação plana, pode-se escrever:

$$\sigma_{\text{ref}} = \bar{\sigma}_o \frac{2}{\sqrt{3}} \left(\frac{1 + B^*}{B^*} \right) \left[1 - \left(\frac{D_f}{D_o} \right)^{B^*} \right] \quad (2.25)$$

a) Redução máxima por passe

A máxima redução possível prevista por este modelo se dá quando a tensão de trefilação se iguala à tensão de limite de escoamento do material encruado na saída da feira.

Fazendo-se: $\sigma_{\text{ref}} \leq \sigma_{(e)}$

Então:

$$\frac{D_f}{D_o} = \left[\frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{B^*}{1+B^*} \right) - \frac{\bar{\sigma}_o}{\sigma_s} \right] \frac{1}{B^*} \quad (2.26)$$

2.2.6 – Método do Limite Superior (MLS)

O Método do Limite Superior baseia-se no Teorema do Limite Superior que afirma que o trabalho das forças internas no corpo é, no máximo, igual ao trabalho das forças externas que atuam sobre ele. O MLS permite a inclusão, além das parcelas devidas ao atrito e à deformação homogênea, do trabalho redundante, sendo este último o trabalho executado para alterar-se o módulo e a direção da velocidade de um ponto em particular quando este ingressa ou deixa a zona de deformação.

Neste trabalho, aplicou-se o método para um modelo da trefilação de tubos com plug fixo ou flutuante, e desenvolveu-se uma expressão específica para a simulação do processo.

Para o cálculo do Trabalho das forças internas é necessário (Bresciani F^o, 1991):

- 1 – Estabelecer um campo de velocidades cinematicamente admissível para descrever o escoamento de um elemento incompressível e que se aproxime do escoamento real;
- 2 – Calcular o trabalho nos pontos de velocidade contínua;
- 3 – Calcular o trabalho gasto nas superfícies de descontinuidade;
- 4 – Calcular o trabalho dissipado no atrito entre as ferramentas e a peça.

Admite-se ainda que o corpo seja incompressível e isotrópico.

Com base nisto é desenvolvida aqui a simulação analítica pelo MLS considerando a existência de uma ferramenta interna – plug fixo ou flutuante.

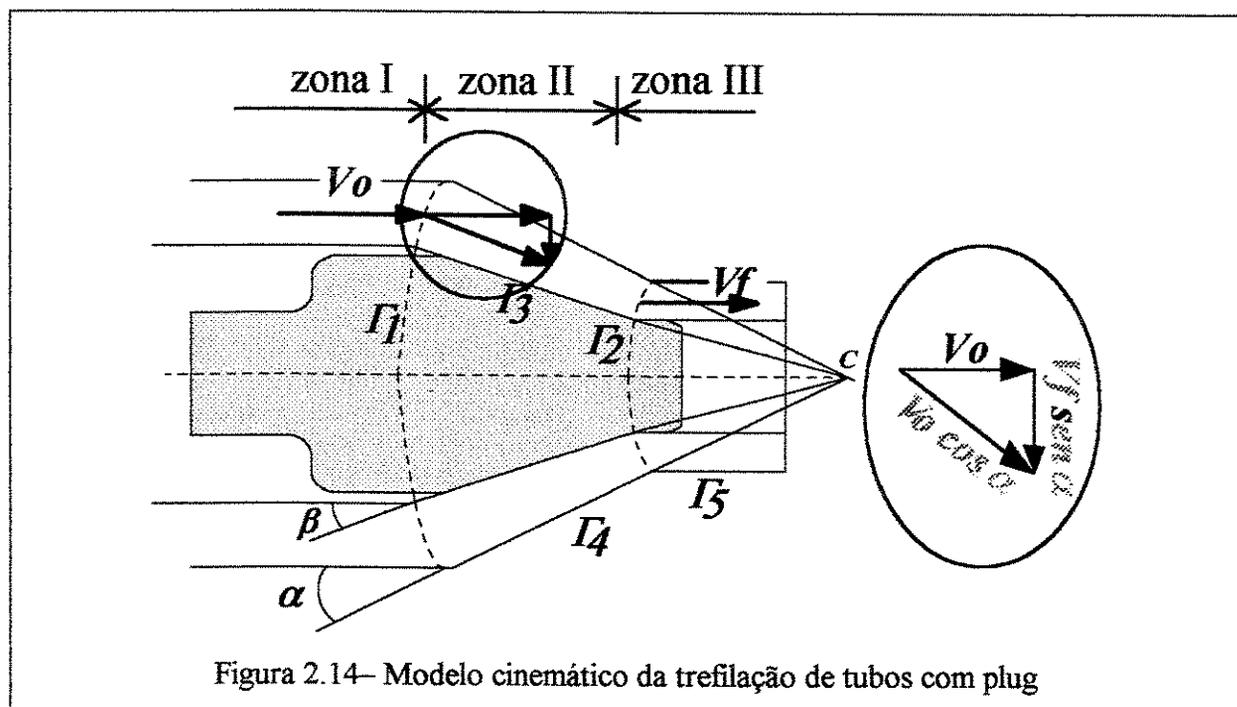
O campo de velocidades cinematicamente admissível proposto é descrito na figura 2.14, que apresenta o tubo dividido em três zonas:

Zona I: a velocidade é uniforme e tem somente uma componente (v_0);

Zona II: Ao atravessar a superfície Γ_1 , a direção da velocidade aponta para o ápice imaginário (C) do cone. A velocidade pode ser decomposta em duas componentes $V_0 \cdot \cos(\theta)$ e $V_0 \cdot \sin(\theta)$. Devido à constância de volume:

$$v_0 = v_f \left(\frac{R_f}{R_0} \right)^2 \quad (2.27)$$

Zona III: Ao atravessar a superfície Γ_2 a velocidade volta a ser uniforme com uma só componente (v_f).



De acordo com o teorema do limite superior:

$$J^* = k\sqrt{2} \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV + \int_{S_{\Gamma_i}} f \Delta v^* ds - \int_{S_{\Gamma_i}} T_i \Delta v^* ds \quad (2.28)$$

Em coordenadas esféricas, as componentes da velocidade são:

$$U_r = v = -v_f \left(\frac{r_f}{r_o} \right)^2 \cos(\theta) \quad (2.29)$$

$$U_\theta = U_\varphi = 0 \quad (2.30)$$

No modelo, não há tensão à ré. Logo:

$$\int_{S_{\Gamma_i}} T_i \Delta v^* ds = 0 \quad (2.31)$$

a) Trabalho de Deformação Homogênea

No sistema de coordenadas esféricas, com simetria axial em relação o eixo do tubo, as taxas de deformação são:

$$\dot{\varepsilon}_{rr} = \frac{U_r}{dr}; \quad \dot{\varepsilon}_{\theta\theta} = \frac{U_r}{r}; \quad \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi} = \frac{U_r}{r} = -(\dot{\varepsilon}_{rr} + \dot{\varepsilon}_{\theta\theta}); \quad (2.32)$$

$$\dot{\varepsilon}_{r\theta} = -\frac{\partial U_r}{2\partial\theta}; \quad \dot{\varepsilon}_{r\varphi} = \dot{\varepsilon}_{\varphi\theta} = 0; \quad (2.33)$$

$$\dot{\varepsilon}_{rr} = 2 v_f \frac{r_f^2}{r^3} \cos(\theta) \quad (2.34)$$

$$\dot{\varepsilon}_{\theta\theta} = \dot{\varepsilon}_{\varphi\varphi} = -v_f \frac{r_f^2}{r^3} \cos(\theta) \quad (2.35)$$

$$\dot{\varepsilon}_{r\theta} = \frac{v_f}{2} \frac{r_f^2}{r^3} \sin(\theta) \quad (2.36)$$

$$\dot{\varepsilon}_{r\varphi} = \dot{\varepsilon}_{\varphi\theta} = 0; \quad (2.37)$$

Para o estado de cisalhamento puro:

$$k\sqrt{2} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \quad (2.38)$$

$$k\sqrt{2} \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \int_V \sqrt{\dot{\varepsilon}_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}} dV \quad (2.39)$$

$$\dot{W} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_o \int_V \frac{1}{r^3} v_f r_f \sqrt{3 \cos^2 \theta + \frac{1}{4} \sin^2 \theta} dV \quad (2.40)$$

$$\dot{W} = 2 \sigma_o v_f r_f^2 \int_V \frac{1}{r^3} \sqrt{1 - \frac{1}{12} \sin^2 \theta} dV \quad (2.41)$$

$$dV = 2 \pi r \sin \theta r d\theta dr \quad (2.42)$$

$$\dot{W} = 4 \pi \sigma_o v_f r_f^2 \int_{\theta=\beta}^{\alpha} \frac{1}{r^3} \sqrt{1 - \frac{1}{12} \sin^2 \theta} \sin \theta \int_{r=r_f}^{r_i} \frac{dr}{r} \quad (2.43)$$

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o v_f r_f^2 \int_{\theta=\beta}^{\alpha} 2 \sqrt{1 - \frac{1}{12} \sin^2 \theta} \sin \theta \int_{r=r_f}^{r_i} \frac{dr}{r^2} \quad (2.44)$$

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o v_f r_r^2 \left[1 - \cos \alpha \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha} + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \ln \left(\frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \alpha + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \alpha}} \right) \right] \cdot \left[1 - \cos \beta \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \beta} + \frac{1 - \frac{11}{12}}{\sqrt{\frac{11}{12}}} \ln \left(\frac{1 + \sqrt{\frac{11}{12}}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos \beta + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2 \beta}} \right) \right] \ln \frac{r_i}{r_f} \quad (2.45)$$

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o v_f r_r^2 f(\alpha, \beta) \ln \frac{r_i}{r_f} \quad (2.46)$$

$$f(\alpha, \beta) =$$

$$\frac{1}{\text{sen}^2(\alpha)} \left[\cos(\beta) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\beta)} - \cos(\alpha) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\alpha)} + \frac{1}{\sqrt{132}} \ln \left(\frac{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos(\beta) + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\beta)}}{\sqrt{\frac{11}{12}} \cos(\alpha) + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\alpha)}} \right) \right] \quad (2.47)$$

sendo:

$$\frac{r_i}{r_f} = \frac{R_{oe}}{R_{fe}} \quad (2.48)$$

$$\dot{W} = 2 \pi \sigma_o \frac{v_f r_r^2}{\text{sen}^2 \alpha} f(\alpha, \beta) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} \quad (2.49)$$

que é o trabalho de deformação homogênea. Esta expressão é a expressão que se obtém também para o trabalho de trefilação quando se emprega o Método da Energia Uniforme.

b) Trabalho de deformação redundante

Ao longo das superfícies Γ_1 e Γ_2 , a energia consumida é:

$$\dot{W}_{s12} = \int_{ST12} f \Delta v^* ds \quad (2.50)$$

$$\dot{W}_{s12} = \int_{S\Gamma_1} \tau_o v_s dA + \int_{S\Gamma_2} \tau_o v_s dA = 4 \pi r_f^2 v_f \tau_o \int_{\theta=\beta}^{\alpha} \text{sen}^2 \theta d\theta \quad (2.51)$$

$$\dot{W}_{s12} = 2 \pi r_f^2 v_f \tau_o [\alpha - \text{sen}(\alpha) \cos(\alpha)] \quad (2.52)$$

$$2 \pi r_f^2 v_f \tau_o \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} - \text{cotg}(\beta) \right] \right\} \quad (2.53)$$

c) Trabalho devido ao atrito:

O atrito ocorre ao longo das superfícies Γ_3 , Γ_4 e Γ_5 . Na superfície Γ_3 a energia consumida será:

$$\dot{W}_{s3} = \int_{S\Gamma_3} f \Delta v^* ds \quad (2.54)$$

$$\dot{W}_{s3} = \int_{r_f}^{r_i} \frac{2\pi r}{\text{sen} \alpha} v_i \cos(\alpha) \left(\frac{r_i}{r}\right)^2 \tau_i dr \quad (2.55)$$

Admitindo que τ_i é independente de r , obtém-se:

$$\dot{W}_{s3} = \int_{r_f}^{r_i} \frac{2\pi r}{\text{sen} \alpha} v_i \cos(\alpha) \left(\frac{r_i}{r}\right)^2 \tau_i dr \quad (2.56)$$

$$\dot{W}_{s3} = 2 \pi r_f^2 v_f \tau_i \text{cotg}(\alpha) \int_{r_f}^{r_i} \frac{dr}{r} \quad (2.57)$$

$$\dot{W}_{s3} = 2 \pi r_f^2 v_f \tau_i \cotg(\alpha) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} \quad (2.58)$$

De forma semelhante, para a superfície 4; obtém-se:

$$\dot{W}_{s4} = \int_{ST4} f \Delta v^* ds \quad (2.59)$$

$$\dot{W}_{s4} = \int_{R_{fi}}^{R_{oi}} \frac{2\pi r}{\text{sen } \beta} v_{ii} \cos(\beta) \left(\frac{R_{oi}}{r}\right)^2 \tau_{ii} dr \quad (2.60)$$

Admitindo que τ_{ii} é independente de r , obtemos:

$$\dot{W}_{s4} = 2 \pi r_f^2 v_f \tau_{ii} \cotg(\beta) \int_{R_{fi}}^{R_{oi}} \frac{dr}{r} \quad (2.61)$$

$$\dot{W}_{s4} = 2 \pi r_f^2 v_f \tau_{ii} \cotg(\beta) \ln \frac{R_{oi}}{R_{fi}} \quad (2.62)$$

A energia consumida na superfície de calibração é:

$$\dot{W}_{s5} = \int_{ST5} f \Delta v^* ds = 2 \pi R_f v_f \tau_c L \quad (2.63)$$

d) Trabalho externo

O trabalho externo é calculado pela equação (2.64)

$$J^* = \pi r_f^2 v_f \sigma_{\text{tref}} \quad (2.64)$$

Finalmente, igualando-se o trabalho das forças internas ao trabalho das forças externas, obtém-se:

$$J^* = \sum_{i=1}^5 \dot{W}_{s_i} \quad (2.65)$$

$$\begin{aligned} \pi r_f^2 v_f \sigma_{\text{tref}} = & \\ = 2 \pi \sigma_o f(\alpha, \beta) v_f R_r^2 \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2 \pi r_f^2 v_f \tau_o \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} - \text{cotg}(\beta) \right] \right\} + & \\ + 2 \pi r_f^2 v_f \tau_i \text{cotg}(\alpha) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2 \pi r_f^2 v_f \tau_{ii} \text{cotg}(\beta) \ln \frac{R_{oi}}{R_{fi}} + 2 \pi R_f v_f \tau_c L & \end{aligned} \quad (2.66)$$

Dividindo tudo por $\pi r_f^2 v_f$, obtemos:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{tref}} = 2 \sigma_o f(\alpha, \beta) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2 \tau_o \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} - \text{cotg}(\beta) \right] \right\} + & \\ + 2 \tau_i \text{cotg}(\alpha) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + \tau_{ii} \text{cotg}(\beta) \ln \frac{R_{oi}}{R_{fi}} + 2 \tau_c \frac{L}{R_f} & \end{aligned} \quad (2.67)$$

Nas superfícies de descontinuidade, Γ_1 e Γ_2 tem-se cisalhamento puro e, portanto:

$$\tau_o = \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \quad (2.68)$$

Substituindo, obtém-se:

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{tref}} = 2 \sigma_o f(\alpha, \beta) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2 \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} - \text{cotg}(\beta) \right] \right\} + & \\ + 2 \tau_i \text{cotg}(\alpha) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + \tau_{ii} \text{cotg}(\beta) \ln \frac{R_{oi}}{R_{fi}} + 2 \tau_c \frac{L}{R_f} & \end{aligned} \quad (2.69)$$

Para as superfícies cilíndricas, a solução de Sachs para a trefilação sem atrito é:

$$\sigma_{\theta} = C + \sigma_o (1 - \ln r^2) \quad (2.70)$$

$$C = \sigma_{xb} + \sigma_o \ln r^2 \quad (2.71)$$

O critério de Tresca para a trefilação é:

$$\sigma_{\theta} = \sigma_{xf} - \sigma_0 \quad (2.72)$$

Para determinar o atrito nas superfícies cônicas, adota-se o modelo de Coulomb, que é dado por:

$$\tau = \mu \sigma_{\theta} \Rightarrow C - \sigma_o (1 + \ln (r_i r_f)) \quad (2.73)$$

Substituindo-se τ_i e τ_{ii} e fazendo as devidas adaptações para os raios, obtém-se:

$$\begin{aligned} \sigma_{tref} = & 2 \sigma_o f(\alpha, \beta) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2 \frac{\sigma_o}{\sqrt{3}} \left\{ \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) \right] - \left[\frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} - \text{cotg}(\beta) \right] \right\} + \\ & + 2[C - \sigma_o(1 + \ln (R_i R_f))] \text{cotg}(\alpha) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + [C - \sigma_o(1 + \ln (R_i R_f))] \text{cotg}(\beta) \\ & \ln \frac{R_{oi}}{R_{fi}} + 2\tau_c \frac{L}{R_f} \end{aligned} \quad (2.74)$$

na zona cilíndrica

$$\tau_c = \mu \sigma_{\theta} = \mu (\sigma_{xf} - \sigma_0) \quad (2.75)$$

Portanto, fazendo-se as devidas substituições e rearranjando, obtém-se:

$$\sigma_{\text{ref}} = \sigma_0 .$$

$$\left\{ \frac{2 f(\gamma) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) - \frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} + \text{cotg}(\beta) \right] + B(1 - \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}}) \ln \frac{R_{oe}}{R_{fe}} + 2\mu_1 \frac{L}{R_f}}{1 + 2\mu_1 \frac{L}{R_f}} \right\} \quad (2.76)$$

onde:

$$B = 2\{\mu_1 \text{cotg}(\alpha) + \mu_2 \text{cotg}(\beta)\} \quad (2.77)$$

e

$$f(\gamma) = f(\alpha, \beta) =$$

$$\frac{1}{\text{sen}^2(\alpha)} \left[\cos(\beta) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\beta)} - \cos(\alpha) \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\alpha)} + \frac{1}{\sqrt{132}} \ln \left(\frac{\sqrt{\frac{11}{12} \cos(\beta)} + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\beta)}}{\sqrt{\frac{11}{12} \cos(\alpha)} + \sqrt{1 - \frac{11}{12} \text{sen}^2(\alpha)}} \right) \right] \quad (2.78)$$

e) Redução máxima por passe

A redução máxima por passe é obtida garantido-se que a tensão de trefilção não ultrapasse a tensão limite de escoamento do material que deixa a feira após a deformação. Isto é:

$$\sigma_{\text{ref}} \leq \sigma_0 \quad (2.79)$$

$$\frac{1 \leq 2 f(\gamma) \ln \frac{R_i}{R_f} + \frac{2}{\sqrt{3}} \left[\frac{\alpha}{\text{sen}^2(\alpha)} - \text{cotg}(\alpha) - \frac{\beta}{\text{sen}^2(\beta)} + \text{cotg}(\beta) \right] + B(1 - \ln \frac{R_i}{R_f}) \ln \frac{R_i}{R_f} + 2\mu_1 \frac{L}{R_f}}{1 + 2\mu_1 \frac{L}{R_f}} \quad (2.80)$$

2.2.7 Método dos Elementos Finitos (MEF)

Na conformação mecânica, o projetista do processo tem que lidar com um grande número de variáveis que se relacionam com (Altan e Vazquez, 1997):

Matéria prima: forma e dimensões, composição química e microestrutura, propriedades de escoamento sob condições de processamento (tensão em função da deformação, da taxa de deformação e da temperatura) propriedades térmicas e físicas;

Ferramental: geometria, acabamento superficial, dureza, temperatura, rigidez e tolerâncias dimensionais;

Condições da interface peça/ferramenta: atrito, lubrificação, temperatura, transferência de calor;

Zona de trabalho: velocidade, escoamento plástico, mecânica da deformação, análise das tensões, temperatura;

Equipamentos: velocidade, força e potência disponíveis, rigidez.

A compreensão dessas variáveis e de suas inter-relações permite a predição e o controle das características do produto ao final do processo, aí incluídas, sua geometria e tolerâncias, acabamento superficial e propriedades mecânicas.

Entretanto, compor modelos matemáticos analíticos que envolvam todas estas variáveis é, via de regra, muito difícil e quase sempre exige a adoção de hipóteses simplificadoras para se chegar a bom termo.

Inicialmente desenvolvido para sistemas lineares, com o aumento da capacidade dos computadores em termos de memória e velocidade, o Método dos Elementos Finitos (MEF) pode vir a ser empregado para os sistemas não-lineares, como, por exemplo, a plasticidade, nos quais as tensões não são linearmente proporcionais à deformação. Com o MEF, os problemas da engenharia, descritos por equações diferenciais parciais, são discretizados e então convertidos em equações algébricas. Esse método permite, desta forma, lidar com problemas envolvendo condições de estado estacionário ou transiente, em regiões lineares e não-lineares, em uma duas ou três dimensões e para formas geométricas complexas (Gouri e Touzot, 1984).

À medida que o domínio do método foi se aprofundando, mais e melhores softwares foram sendo criados, os quais são cada vez mais potentes para trabalhar em regiões não-lineares e capazes de simular com sempre maior precisão os processos de conformação mecânica (Altan e Vazquez, 1997; Bramley e Minors, 2001). Softwares mais recentes são capazes de introduzir parâmetros operacionais até então não disponíveis na simulação, tais como: tipo do equipamento (prensa hidráulica, martelos, laminadores, etc...); tipo da aplicação do carregamento (intermitente, ou contínua) e a simulação de final do processamento, com o alívio do carregamento e a retirada das ferramentas, entre outras. Além disso, permitem a simulação de processos nos quais estão presentes várias etapas, transferindo os resultados obtidos na etapa anterior para as posteriores (Oh, Wu e Arimoto, 2001). Some-se a isto as facilidades incluídas no pós-processamento, tendo-se à mão inúmeras ferramentas de análise dos resultados. Tudo isto resulta numa crescente melhoria nos resultados finais da simulação e uma melhoria na aproximação dos resultados obtidos pela simulação com os resultados do processo real. Sobretudo, o trabalho do programador da simulação é bastante reduzido e a eficiência significativamente aumentada. Tais softwares apresentam resultados muito bons no que diz respeito aos processos de conformação em matriz fechada, como o forjamento.

Os métodos numéricos assumiram, então, a primazia entre as técnicas de simulação, particularmente o Método dos Elementos Finitos. Especificamente, a trefilação de tubos tem sido objeto de estudo por meio do Método dos Elementos Finitos desde 1991 (Sawamiphakdi, Lahoti e Kropp, 1991) e, desde então, largamente utilizado (Sadok, 1996; Brethenoux, 1996; Pospiechi, 1998; Sawamiphakdi, 1998). Entretanto, a simulação do processo de trefilação e extrusão são mais difíceis, considerando um aspecto específico do modelo, no que se refere ao contato entre as superfícies da peça e da ferramenta. Na trefilação, há, porém, regiões da peça que, em um dado instante, não estão em contato com a ferramenta, vindo a seguir a estabelecer este contato e, posteriormente, a deixar a região de deformação, perdendo-o novamente.

Recentemente, programas dedicados têm sido desenvolvidos utilizando o Método dos Elementos Finitos para abranger toda a gama de variáveis envolvidas na trefilação de tubos, como as dimensões do tubo-mãe, o programa de reduções, os perfis geométricos das feiras e

mandris, outros parâmetros de processo, as dimensões do produto, suas propriedades mecânicas e finalmente, a força de trefilação (Sawamiphakdi, 1998).

2.2.8 Parâmetros do Processo

Como já mencionado, as principais variáveis do processo são a redução, o ângulo de trabalho, o atrito, o número de passes e a velocidade de trabalho. A redução, que é a relação entre a área da seção transversal inicial e final do tubo, é limitada no processo de trefilação. Experiências têm mostrado que, para garantir qualidades superiores do produto trefilado, a redução por passe deve ficar em torno de 15%, quando se tratar de tubos de aço, embora seja possível alcançar valores bem maiores de redução (em torno de 40%) dependendo do material a ser trefilado (Karnesis e Farrugia, 1998).

O ângulo ótimo de trabalho da matriz é dependente da eficiência da lubrificação e da redução imposta, como já discutido neste capítulo. Em condições normais de trabalho, esse ângulo se situa em torno de $2\alpha = 15^\circ$ (Luksza, 1998; Wang, Luan e Bai, 1999).

O atrito depende do tipo de lubrificante e da lubrificação aplicada. Em geral, utiliza-se sabão como lubrificante, podendo-se ainda se utilizar de emulsões. Nestas condições, assume-se um valor de 0,06 a 0,1 para o coeficiente de atrito (Karnesis e Farrugia, 1998). Porém, a lubrificação se aproxima do modelo de camada limite, que é menos eficiente que outros modelos (Button, 2001).

A determinação do número de passes que associado com a redução em cada passe, define o programa de reduções é função da potência disponível do equipamento de trefilação e dos diâmetros inicial e final do tubo. Por outro lado, como já mencionado, o número de passes influencia fortemente a homogeneidade da deformação e a qualidade do produto final. (Luksza, 1998).

O tipo de ferramental também influencia os esforços na trefilação. SIEGERT e MÖCK (1996) levaram a cabo um estudo onde mostram que as forças de trefilação podem ser reduzidas por indução de uma vibração ultrassônica nas feiras.

Finalmente, a velocidade de trabalho é um fator de forte influência na trefilação. Parte da energia mecânica aplicada é transformada em energia térmica na zona em deformação, podendo alterar as propriedades mecânicas do material em trabalho. Isto se reflete na força de trefilação e na lubrificação, com conseqüências na qualidade do produto. No caso da presença de lubrificantes líquidos, o calor gerado pode alterar a viscosidade do lubrificante, reduzindo seu poder de lubrificação. Para velocidades muito altas, em que o calor gerado possa ser considerado grande a ponto de provocar estas conseqüências, deve-se empregar um fluido com maior poder refrigerante do que lubrificante. As velocidades industriais de trefilação de tubos se situam na faixa de 5 a 20 m/min (Karnezis e Farrugia, 1998; Luksza, 1998).

2.3 Análise de tensões residuais

Para a análise das tensões residuais foi empregado o método da difração de raios-x. Nesse método, a tensão residual é calculada a partir da medição da deformação no cristal do agregado policristalino em exame, comparada aos parâmetros de rede desse mesmo material sem sofrer deformação.

Quando um feixe de raios-x é dirigido para a superfície de um corpo, uma parte desses raios é absorvida pelos átomos enquanto outra parte é enviada de volta em todas as direções da área irradiada. A matéria que compõe o corpo pode estar estruturada em um arranjo cristalino, como é o caso dos metais e sais, ou amorfo, como o vidro, os líquidos e os gases. No caso dos raios-x que incidem sobre um corpo cristalino, ao contrário dos corpos de substâncias amorfas, a dispersão ou espalhamento devido a cada átomo é reforçada em certas direções específicas com uma variação angular muito pequena. Esse fenômeno é denominado difração. O ângulo formado pela direção de incidência dos raios-x e o ângulo do raio difratado é designado como 2θ , sendo a metade deste ângulo denominado ângulo de BRAGG (Damasceno, 1993; Prevéy, 1986).

Mais precisamente, as condições de difração são expressas pela equação de Bragg:

$$n\lambda = 2d \cdot \text{sen} (2\theta) \quad (2.81)$$

onde $n = 1, 2, 3 \dots$ e denota a ordem da difração, λ é o comprimento de onda do raio-x e d é a distância interplanar do cristal. Então, qualquer mudança na distância d implicará em uma mudança em θ .

A Figura 2.15 exemplifica o princípio de medida do ângulo θ , na qual F é a fonte emissora e D , o detector. N é a direção normal à superfície do corpo e B é a bissetriz do ângulo formado pelo raio incidente e difratado. ψ é o ângulo formado por N e B .

Se uma tensão de tração for aplicada no plano perpendicular à superfície da amostra, haverá uma contração na direção de N , diminuindo d na proporção do coeficiente de Poisson ν , em consequência, aumentando o ângulo de difração. Se a amostra for rotacionada de um ângulo ψ , conforme se mostra na Figura 2.15, mantido o carregamento no plano perpendicular ao plano da superfície da amostra, a distância interplanar d aumenta e o ângulo de difração decresce.

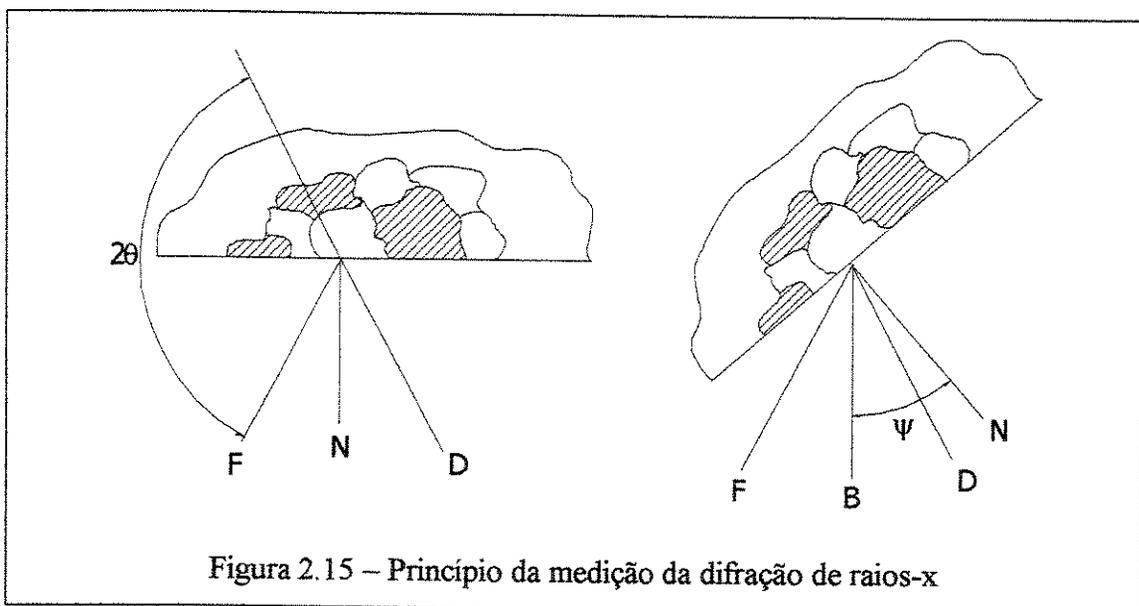


Figura 2.15 – Princípio da medição da difração de raios-x

A diferença entre a posição angular dos picos de difração em duas posições diferentes da superfície da amostra permite determinar a deformação presente. Da mesma maneira, tendo-se duas amostras, tendo uma delas sido submetida a deformação plástica e fazendo-se incidir sobre elas um feixe de raios-x e uma vez que tenham sido posicionadas com o mesmo ângulo ψ , espera-se uma leitura diferente de θ para cada uma delas.

As tensões residuais, neste estudo, são provenientes de deformações plásticas que foram impostas ao tubo na trefilação a frio. Para promover uma nova deformação plástica no tubo, deve-se ultrapassar a tensão de escoamento que foi atingida na etapa anterior. Até se atingir este valor, o comportamento mecânico do material obedece as leis do regime elástico. Então, as tensões residuais remanescentes no corpo deformado a frio são necessariamente tensões elásticas.

Embora o método de medição das deformações a partir da distância interplanar possa ser utilizado para qualquer valor de deformação, ele está, contudo, limitado pelo comprimento de onda possível de se obter com as fontes disponíveis comercialmente.

Para a determinação da tensão residual a partir da deformação faz-se uso das equações que relacionam tensão e deformação no regime elástico. A medição da deformação se dá na superfície da amostra. Admite-se que exista um estado plano de tensões na superfície da amostra, conforme mostrado na Figura 2.16, ou seja, as tensões principais σ_1 e σ_2 atuam neste plano e nenhuma tensão existeno plano perpendicular a ele. Entretanto, existe uma deformação ε_3 , na direção perpendicular ao plano da amostra devida ao coeficiente de Poisson. A Figura 2.16 mostra o modelo adotado.

No modelo, tem-se:

$$\varepsilon_{\theta\psi} = \left[\frac{1+\nu}{E} (\sigma_1 \alpha_1^2 + \sigma_2 \alpha_2^2) \right] - \left[\frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (2.82)$$

$$\alpha_1 = \cos.\text{sen } \psi \quad \text{e} \quad \alpha_2 = \text{sen } \theta.\text{sen } \psi \quad (2.83)$$

Substituindo (2.83) em (2.82):

$$\varepsilon_{\theta\psi} = \left[\frac{1+\nu}{E} (\sigma_1 \cos^2 \theta + \sigma_2 \sin^2 \theta) \sin^2 \psi \right] - \left[\frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (2.84)$$

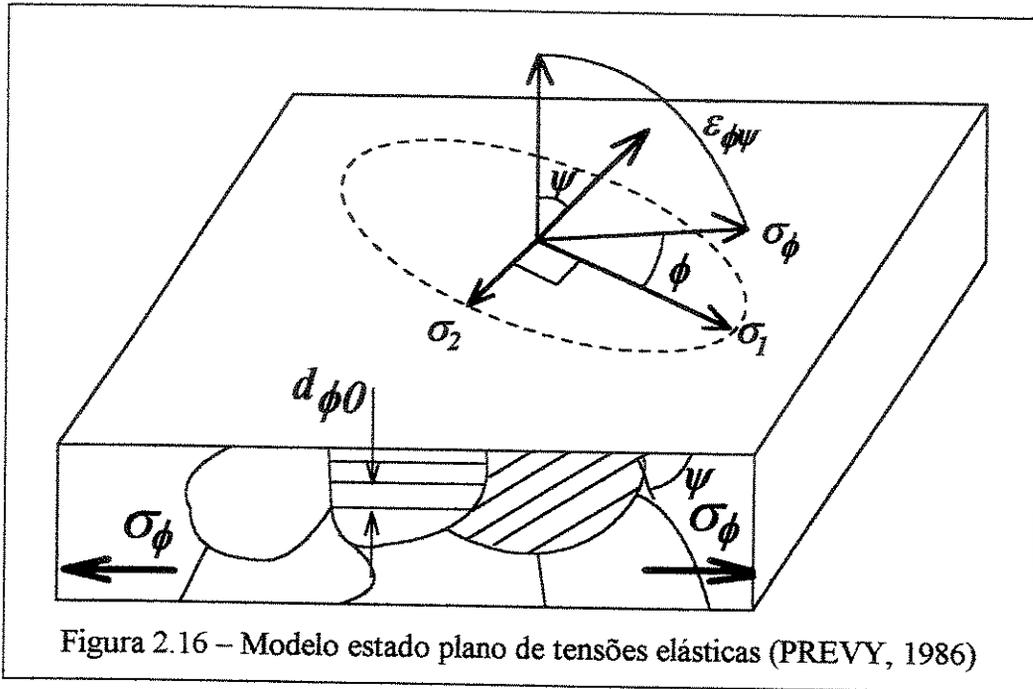


Figura 2.16 – Modelo estado plano de tensões elásticas (PREVY, 1986)

Para $\psi = 90^\circ$, o vetor deformação apresenta-se sobre a superfície da amostra e a tensão na superfície σ_θ é obtida por:

$$\sigma_\theta = \sigma_1 \cos^2 \theta + \sigma_2 \sin^2 \theta \quad (2.85)$$

Fazendo a substituição, tem-se:

$$\varepsilon_{\theta\psi} = \left[\frac{1+\nu}{E} (\sigma_\theta) \sin^2 \psi \right] - \left[\frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (2.86)$$

Se $d_{\theta\psi}$ é a distância interplanar medida na direção $\theta\psi$, e d_0 é a distância interplanar padrão, então:

$$\varepsilon_{\theta\psi} = \frac{d_{\theta\psi} - d_0}{d_0} \quad (2.87)$$

o que leva a:

$$\frac{d_{\theta\psi} - d_0}{d_0} = \left[\frac{1+\nu}{E} (\sigma_{\theta}) \text{sen}^2 \psi \right] - \left[\frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2) \right] \quad (2.88)$$

que correlaciona a distância interplanar com a tensão residual na superfície e o ângulo ψ .

Neste estudo, como o corpo não se encontra carregado, a tensão residual se reduz a:

$$\frac{d_{\theta\psi} - d_0}{d_0} = \frac{\nu}{E} \sigma \quad (2.89)$$

que relaciona, então, a tensão residual com a deformação no plano perpendicular produzida devido ao efeito de contração (ou alongamento) previsto de acordo com o coeficiente de Poisson. A equação 2.89 mostra que o aumento da distância interplanar em relação à distância padrão resulta em um valor positivo para tensão e corresponde a uma tensão compressiva no plano perpendicular ao plano de medida. No caso de uma redução da distância interplanar em relação à distância padrão, o valor será negativo e a tensão residual será conseqüentemente trativa.

Capítulo 3

MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Método dos Elementos Finitos

Neste trabalho, utilizou-se o software MSC Superform 2002[®], produzido pela MSC Softwares. Esse software contém as características de um software planejado para a simulação de processos de conformação com as características específicas descritas no capítulo 2.

Foram feitos três grupos de simulação utilizando o MEF. No primeiro grupo, foram feitas simulações da trefilação do tubo, sem a ferramenta interna, para diversos ângulos e reduções, com o objetivo de detectar as condições geométricas favoráveis da fieira, em termos de carga de trefilação.

No segundo grupo, foram feitas simulações da trefilação de tubos com plug flutuante e plug fixo, variando-se as condições de atrito, com o objetivo de obter resultados comparáveis com uma simulação física e determinar as tensões residuais remanescentes na superfície interna do tubo.

No terceiro grupo, foram feitas simulações da planificação de uma meia seção de um tubo não-deformado, isto é, antes da trefilação. Essa simulação visou obter-se as tensões residuais após a planificação para serem sobrepostas às tensões residuais do tubo trefilado. Como será mostrado neste capítulo, isto foi necessário por que a medição de tensões residuais pela difração de raios-x somente pode ser realizada em superfícies planas devido às reduzidas dimensões (diâmetros e espessura) do tubo trefilado.

A seguir, apresentam-se os aspectos do Método dos Elementos Finitos utilizados na formulação do modelo aplicado à trefilação de tubos, com e sem plug e ao dobramento de uma seção do tubo para sua planificação, usando como aplicativo o MSC Superform 2002[®].

3.1.1 Modelagem do tubo

a) Comportamento mecânico

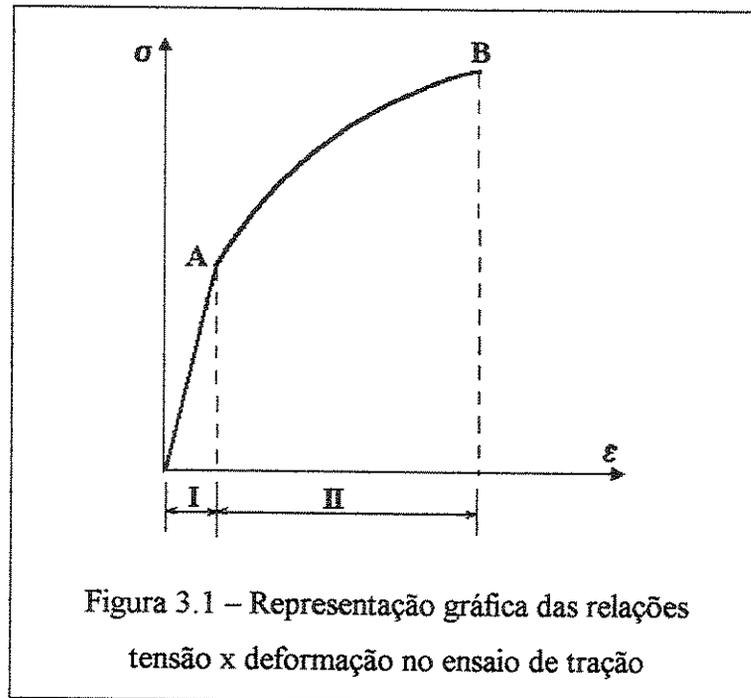
Como mencionado no capítulo 2, a relação entre tensões e deformações pode ser obtida em ensaios de tração. De forma gráfica, a relação entre tensão e deformação assim obtida se mostra, de modo geral, como na Figura 3.1. Nela observam-se os seguintes elementos (Dieter, 1981):

Região I: Região elástica. Nesta região a energia absorvida pelo corpo de prova é recuperada se houver o descarregamento durante o ensaio. Aqui a tensão é linearmente proporcional à deformação.

Região II: Região plástica: Nesta região a deformação originada pelo carregamento não pode mais ser recuperada. Nessa etapa ocorre o encruamento do material e a tensão não é mais linearmente proporcional à deformação.

Ponto A: Limite de escoamento do material (σ_0) – Corresponde ao valor da tensão onde ocorre a transição do regime elástico para o regime plástico.

Ponto B: Limite de Resistência à tração – Corresponde ao máximo valor da carga onde ainda ocorre a deformação homogênea do corpo de prova.



Na região elástica, o material segue a lei de Hooke

$$\sigma = E.\varepsilon \quad (3.1)$$

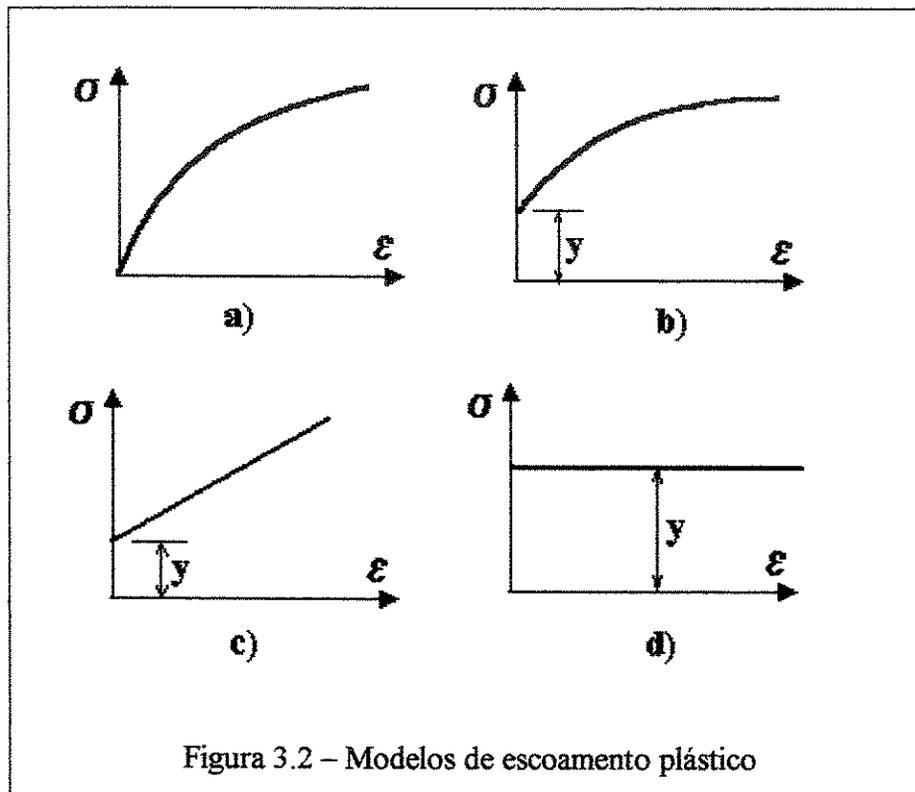
A tensão limite de escoamento é obtida aplicando-se um critério de escoamento, que pode ser o critério de Tresca ou de von Mises. De acordo com o critério de Tresca, o escoamento plástico em um estado de tensões qualquer se iniciará quando a tensão de cisalhamento máxima atingir o valor da tensão de cisalhamento máxima no escoamento no ensaio de tração. Desta forma, o escoamento ocorrerá para:

$$\sigma_o = \sigma_1 - \sigma_3 \quad (3.2)$$

O critério de escoamento de von Mises afirma que o escoamento se iniciará quando a energia distorção volumétrica atingir um valor crítico. Assim, o escoamento ocorrerá para:

$$\sigma_o = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (3.3)$$

Na região plástica o corpo se deforma permanentemente. A curva tensão x deformação mostrada na Figura 3.1 pode ser aproximada adotando-se vários modelos (Rowe, 1972). A Figura 3.2 exemplifica algumas possibilidades de aproximação da curva real de tensão x deformação.



a) A curva é aproximada de uma forma exponencial. A expressão mais comumente usada nesta aproximação é:

$$\sigma = K \varepsilon^n \quad (3.4)$$

onde:

K = Coeficiente de Resistência

n = Coeficiente de encruamento

b) Para alguns metais a curva é melhor ajustada empregando-se a expressão:

$$\sigma = y + K \epsilon^n \quad (3.5)$$

onde y = corresponde ao Limite de escoamento

c) Esse modelo adota um encruamento linear na região plástica. A expressão, neste caso, é:

$$\sigma = B \epsilon \quad (3.6)$$

sendo B = Constante plástica

d) Nesse modelo supõe-se não haver encruamento. É dito rígido-idealmente plástico e assim:

$$\sigma = y \quad (3.7)$$

O modelo adotado neste trabalho foi o modelo multi-linear elasto-plástico isotrópico, obtido pela discretização da curva da Figura 3. 2.a. Para obtenção do modelo, foi obtida a curva tensão-deformação no ensaio de tração do material real. A curva obtida foi aproximada de acordo com a equação 3.4. Em seguida, o intervalo total das deformações foi dividido em 20 parcelas iguais e foram traçadas curvas lineares entre as duas deformações consecutivas e suas respectivas tensões, como exemplificado na Figura 3.3.

O processo real ocorre a frio. Por esta razão, o material foi modelado como sendo de tensão independente da temperatura, bem como independente da taxa de deformação.

As seguintes propriedades foram adotadas para modelar o material do tubo:

a) Curva tensão-deformação: $\sigma = 1137 \epsilon^{0,52}$ (MPa)

b) Limite de Escoamento: $\sigma_o = 211$ (MPa)

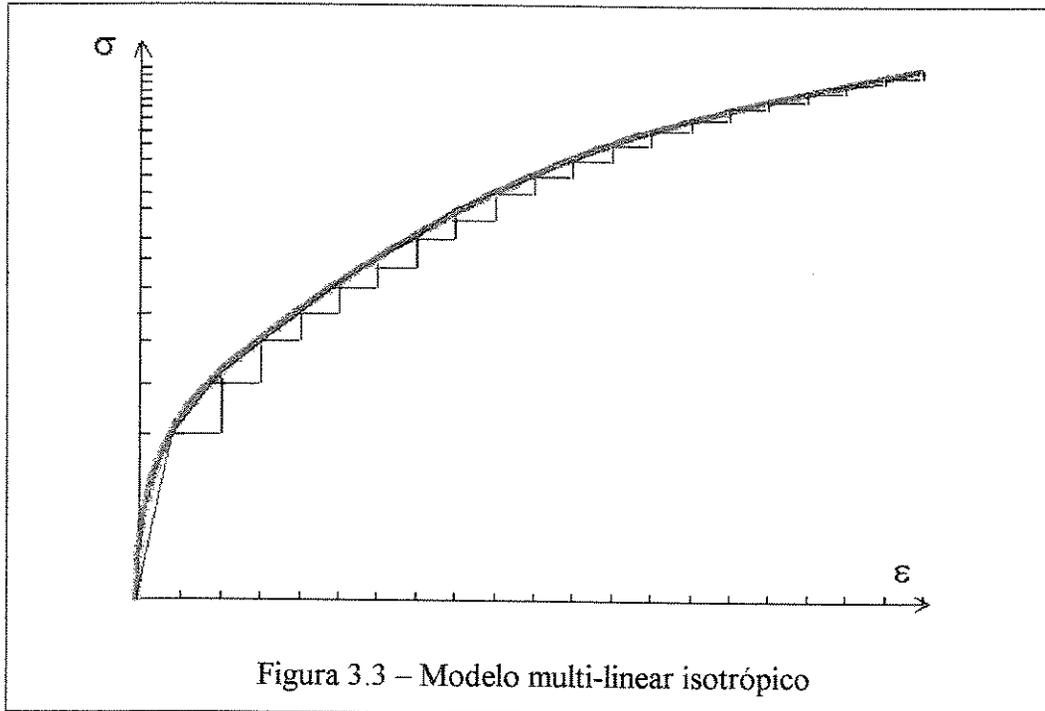
c) Módulo de cisalhamento: $G = 80,77$ GPa

d) Coeficiente de Poisson: $\nu = 0,3$

e) material isotrópico

f) Módulo de Elasticidade: $E = 210 \text{ GPa}$

g) Redução de área máxima: 37 % (conforme calculado no item 3.4.2)



b) Modelo geométrico

Foi construído um modelo geométrico tridimensional de um quarto da seção transversal do tubo, com um comprimento de 100 mm. No modelo foram empregados 3200 elementos isoparamétricos, de formato prismático, com 8 nós. O diâmetro inicial externo do tubo foi estabelecido em 9,8 mm, com parede de espessura de 1,5 mm, relativos ao tubo comercial adquirido para os ensaios de trefilação. Na saída, a parede foi fixada em 1,4 mm. Já o diâmetro externo foi variado para diversas simulações de redução de área, conforme mostrado na Tabela 3.1. A Figura 3.4 mostra o modelo geométrico gerado para uma das simulações realizadas sem a presença do plug, enquanto a figura 3.5 mostra o modelo com a presença do plug.

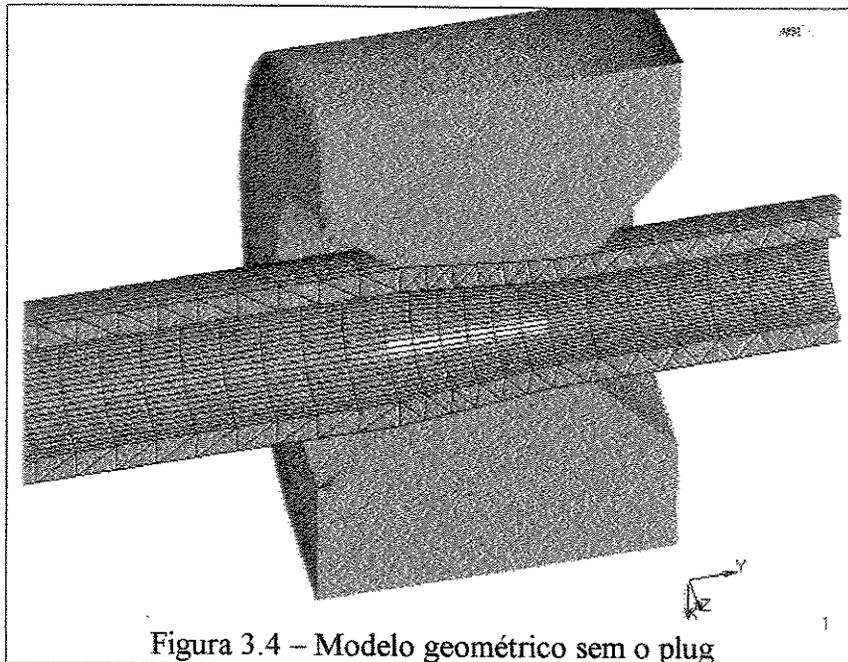


Figura 3.4 – Modelo geométrico sem o plug

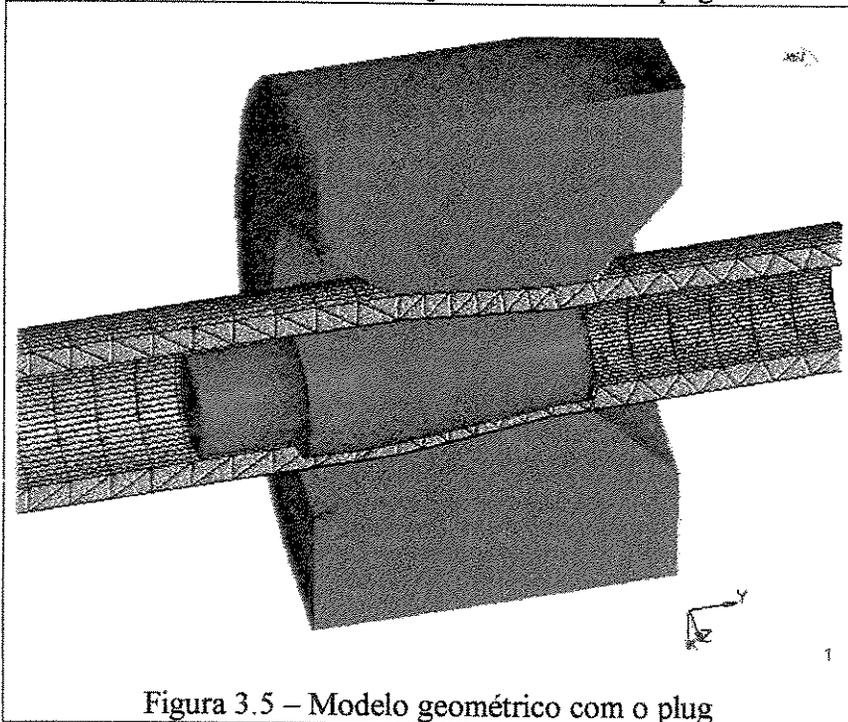


Figura 3.5 – Modelo geométrico com o plug

O comprimento de 100 mm foi estabelecido após algumas simulações preliminares com o objetivo de determinar o comprimento mínimo, a partir do qual um regime permanente foi alcançado, e que foi constatado pela observação da estabilidade da tensão longitudinal durante a simulação.

Tabela 3.1 – Simulações do Grupo 1

Simulação n.º	Denominação	raio inicial (mm)	raio final (mm)	Ângulo α (graus)	Redução de área (%)
1	Sp21	4,9	3,97	7	34,4
2	Sp22	4,9	3,97	8,8	34,4
3	Sp23	4,9	3,97	10,5	34,4
4	Sp24	4,9	3,97	14	34,4
5	Sp25	4,9	3,97	14	34,4
6	Sp31	4,9	4,2	7	26,5
7	Sp32	4,9	4,2	8,8	26,5
8	Sp33	4,9	4,2	10,5	26,5
9	Sp34	4,9	4,2	14	26,5
10	Sp41	4,9	4,38	7	20
11	Sp42	4,9	4,38	8,8	20
12	Sp43	4,9	4,38	10,5	20
13	Sp44	4,9	4,38	14	20
14	Sp45	4,9	4,38	5	20

3.1.2 Modelagem das ferramentas

3.1.2.1 Parâmetros geométricos

A geometria da ferramenta externa, a feira, foi modelada da seguinte forma e de acordo com a Figura 3.6

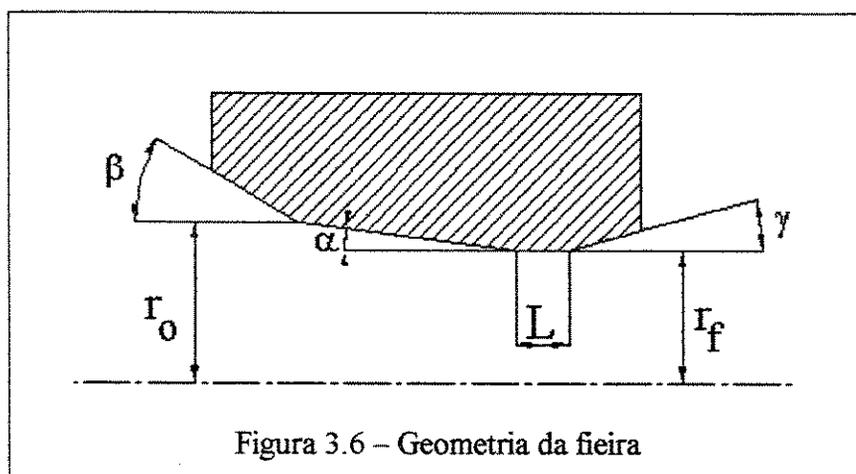


Figura 3.6 – Geometria da feira

ângulo de entrada (β): 30°

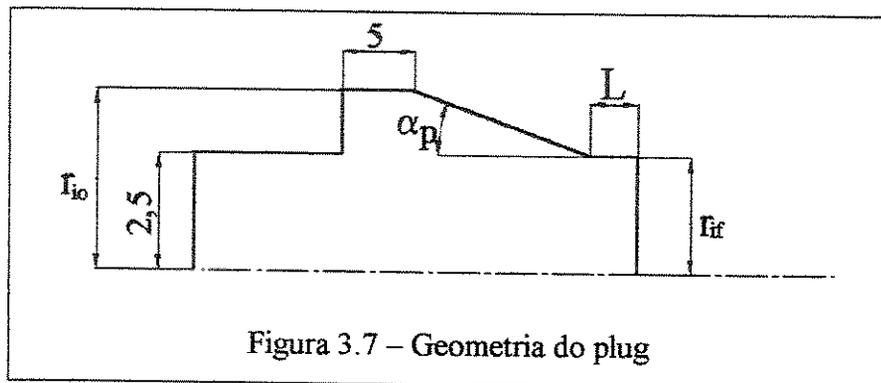
ângulo de saída (γ): 45°

comprimento da zona de calibração (L) = $0,2 r_f$

r_f = raio de saída

O ângulo de trabalho (α) foi uma variável nas simulações do Grupo 1 e foi igual a 7° no Grupo 2.

O plug foi simulado com a geometria mostrada na Figura 3.7:



onde

α_p = Ângulo de trabalho do plug, que foi de $5,4^\circ$ em todas as simulações.

r_{io} = raio interno do tubo na entrada

r_{if} = raio interno do tubo na saída

b) Comportamento mecânico das ferramentas

Para as ferramentas feira e plug, foi adotado um modelo de comportamento mecânico do tipo perfeitamente elástico, ambos sendo considerados como fabricados de carboneto de tungstênio, com as seguintes propriedades mecânicas (Kamezis e Farrugia, 1998):

$E = 700 \text{ GPa}$

$\nu = 0,3$ – isotrópico

$G = 270 \text{ GPa}$

Para aplicar o movimento ao tubo de modo a forçá-lo a passar através das ferramentas de conformação, foi criado um dispositivo para simular uma garra, consistindo de uma superfície cilíndrica (um quarto de seção circular) acoplada na parte posterior do tubo, na saída da feira. Esta superfície foi considerada, em termos de comportamento mecânico, como sendo totalmente rígida.

3.1.3 Modelagem das interfaces peça/ferramentas

Na interface peça/ferramentas foi adotado o modelo de atrito de Coulomb. O contato foi estabelecido através de 1480 nós, pelo menos. Para o grupo 1, adotou-se o valor de atrito $\mu = 0,05$ (ver Tabela 3.1). Para o grupo 2, foram testadas diversas situações de atrito, variando-se μ_1 de 0,05 a 0,15, sendo o valor do atrito no contato do plug com o tubo (μ_2) igual ou maior do que o valor do atrito no contato do tubo com a feira (μ_1). As simulações foram feitas de acordo com as condições mostradas na Tabela 3.2.

Na interface entre o tubo e a garra – elemento de aplicação do deslocamento – o contato foi considerado como sendo de aderência total, isto é, coeficiente de atrito $\mu = 1$.

Tabela 3.2 – Simulações do Grupo 2

Simulação n.º	Denominação	Tipo	Atrito na Feira (μ_1)	Atrito no Plug (μ_2)	Semi-ângulo da feira (graus)	Redução de área (%)
1	Cp21	Plug flutuante	0,05	0,05	7	34,4
2	Cp22	Plug flutuante	0,05	0,1	7	34,4
3	Cp23	Plug flutuante	0,1	0,1	7	34,4
4	Cp24	Plug fixo	0,05	0,05	7	34,4
5	Cp25	Plug fixo	0,05	0,05	8,8	34,4
6	Cp26	Plug fixo	0,05	0,05	10	34,4
7	Cp27	Plug fixo	0,05	0,05	14	34,4
8	Cp28	Plug fixo	0,05	0,05	7	34,4
9	Cp29	Plug fixo	0,05	0,1	7	34,4
10	Cp30	Plug fixo	0,1	0,1	7	34,4

3.1.4 – Modelagem do Equipamento

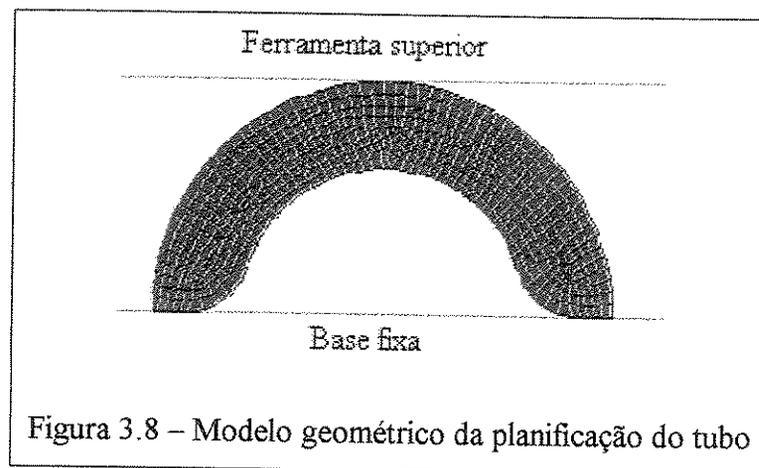
A simulação foi executada pela aplicação de deslocamento na garra que era transmitido ao tubo. Uma prensa hidráulica foi adotada para aplicação do deslocamento com velocidade constante igual a 14 mm/s. A garra foi deslocada durante a simulação de modo a permitir que todo o comprimento de 100 mm do tubo passasse pela feira.

Na feira foi aplicado deslocamento nulo ($\Delta x=0$), isto é, a feira permanece fixa durante o processo. Com relação ao plug, foram feitas simulações permitindo o seu deslocamento (plug flutuante) e, também, não o permitindo (plug fixo).

Após a conclusão do deslocamento, seguia-se a retirada das ferramentas – assim como o desacoplamento da garra - de modo a permitir a análise de resultados relativos às tensões residuais. A velocidade de relaxação da carga das ferramentas foi a mesma adotada para o deslocamento, isto é, constante e igual a 14 mm/s.

3.1.5 Modelagem da planificação do tubo

Foi criado um modelo geométrico bidimensional da metade de uma seção transversal do tubo com diâmetro de 10 mm e espessura de parede igual a 1,5 mm, como mostrado na Figura 3.8.



Esse modelo consta de 497 elementos isoparamétricos quadriculares de 4 nós. No contorno interno da superfície do tubo foi feito um raio de arredondamento $r = 0,8$ mm. Esse arredondamento, embora não exista na condição real, foi necessário, uma vez que todas as simulações executadas sem este raio levaram ao colapso do tubo.

O modelo de comportamento mecânico do tubo foi o mesmo adotado para a simulação da trefilação. As condições adotadas para as ferramentas foram as seguintes:

Ferramenta superior: Modelo perfeitamente elástico, considerando um aço com as seguintes propriedades: $E = 210$ GPa, ν (isotrópico) = 0,3. A ferramenta é móvel, com deslocamento vertical, atrito na interface com $\mu = 0,03$;

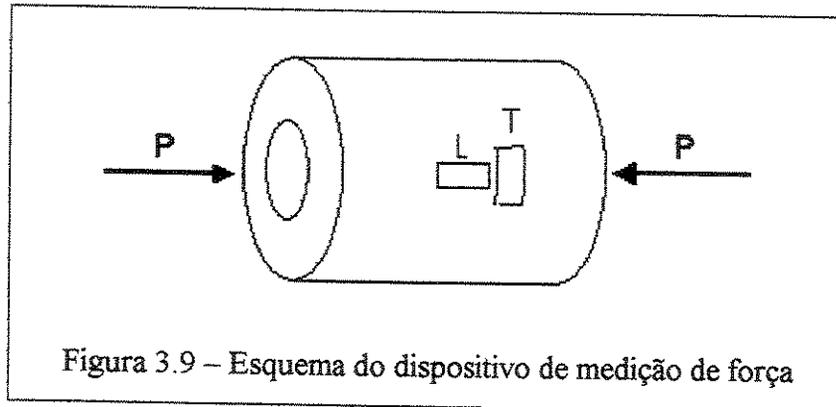
Ferramenta inferior: Uma base fixa, com modelo do tipo perfeitamente rígido e com coeficiente de atrito $\mu = 0$ entre a ferramenta e o tubo.

O modelo considerou a aplicação de um deslocamento na ferramenta superior. A velocidade do deslocamento foi de 2 mm/s, obtida com uma prensa hidráulica. Na simulação o tubo foi planificado e submetido a uma pequena compressão (deslocamento de 0,05 mm além da espessura da parede do tubo – equivalente a $\epsilon = 3,39 \cdot 10^{-2}$) para compensar a recuperação elástica. Na elaboração do modelo, o software empregado solicita a especificação do comprimento do material na direção perpendicular ao plano da deformação. Diversas simulações foram executadas, variando-se o valor deste comprimento entre 1 e 20 mm. Não foram detectadas nenhuma alteração no resultado final da simulação e, por isso, adotou-se o valor de 20 mm para o comprimento do material naquela direção, de vez que este foi o valor aproximado real das amostras submetidas à planificação.

Após a aplicação do deslocamento, seguiu-se a retirada das ferramentas para obtenção das tensões residuais remanescentes na seção em estudo.

3.2 Dispositivo de medição de cargas

Para a medição da força de trefilação, foi desenvolvido um dispositivo para atuar sob compressão, conforme o esquema apresentado na Figura 3.9.



O conjunto consta de um cilindro vazado por onde se aloja o tubo sob deformação e 4 *strain gages* - dois transversais (T) e dois longitudinais (L). Os pares L – T estão deslocados de 90 graus ao longo da superfície externa do dispositivo.

Quando a carga P é aplicada no instrumento, as deformações longitudinais (ϵ_L) e transversais (ϵ_T) são relacionadas com a carga pelas seguintes expressões:

$$\epsilon_L = \frac{P}{AE} \quad (3.8)$$

$$\epsilon_T = \frac{\nu P}{AE} \quad (3.9)$$

sendo A = área carregada da seção transversal do instrumento

E = Módulo de Elasticidade do material do instrumento

ν = Módulo de Poisson do material do instrumento

A resposta dos *strain gages* é::

$$\frac{\Delta R_1}{R_1} = \frac{\Delta R_3}{R_3} = k\varepsilon_1 = \frac{kP}{AE} \quad (3.10)$$

$$\frac{\Delta R_2}{R_2} = \frac{\Delta R_4}{R_4} = k\varepsilon_t = \frac{v k P}{AE} \quad (3.11)$$

A ponte completa de Wheatstone, completa, foi montada conforme o esquema a seguir:

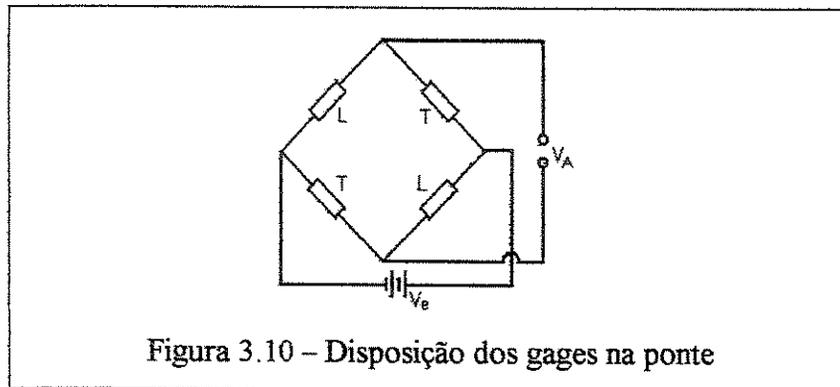


Figura 3.10 – Disposição dos gages na ponte

A saída da ponte é dada por

$$V_A = \frac{V_e \cdot k}{4} (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \varepsilon_3 + \varepsilon_4) \quad (3.12)$$

Posto que:

$$\varepsilon_2 = v\varepsilon_1 \text{ e } \varepsilon_3 = v\varepsilon_4 \quad (3.13)$$

$$\zeta_A = \frac{\zeta_\varepsilon \cdot k}{4} (2\varepsilon_1 + 2v\varepsilon_2) \quad (3.14)$$

$$\zeta_A = \frac{\zeta_\varepsilon \cdot k \varepsilon}{2} (1 + v) \quad (3.15)$$

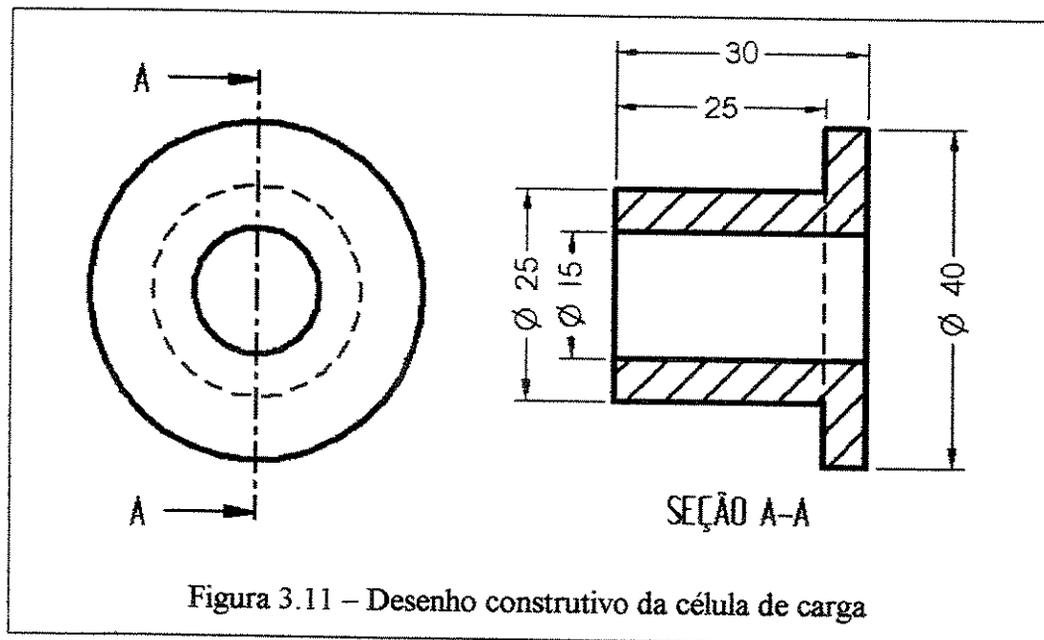
E substituindo a equações (3.8) e (3.10) em (3.15):

$$V_A = \frac{V_e \cdot k \cdot \epsilon \cdot F}{2 \cdot A \cdot E} (1 + \nu) \quad (3.16)$$

Para a construção da célula de carga capaz de suportar uma carga estimada em 20 000N, foi utilizado um aço ABNT 1045, temperado e revenido, com uma tensão limite de escoamento (σ_0) estimada em 800 MPa. Adotou-se, para segurança, uma tensão limite de escoamento de 400 MPa.

De acordo com a sensibilidade desejada, considerando uma tensão de saída de 3 mV/V e uma tensão de entrada de 10 V a área da célula de carga deve ser, no máximo, $A = 413 \text{ mm}^2$

A célula de carga foi construída com a seguinte configuração:



Para esta configuração, a área final sob carregamento é:

$$A = \pi \left(\frac{D_e^2 - D_i^2}{4} \right) = 314 \text{ mm}^2$$

A carga máxima para célula de é:

$$F = \sigma_0 A = 400 \times 314 = 157\,000 \text{ N} = 15 \text{ tf}$$

Na construção da célula de carga foram empregados extensômetros do tipo EA – 06 – 250 BG – 120, produzidos pela empresa M&M – Micro Measurements Group.

A célula de carga foi calibrada empregando-se uma máquina universal de ensaios MTS, modelo TestStar II-810 do Laboratório de Propriedades Mecânicas – DEMA – FEM – UNICAMP.

A Figura 3.12 mostra uma fotografia da célula de carga.

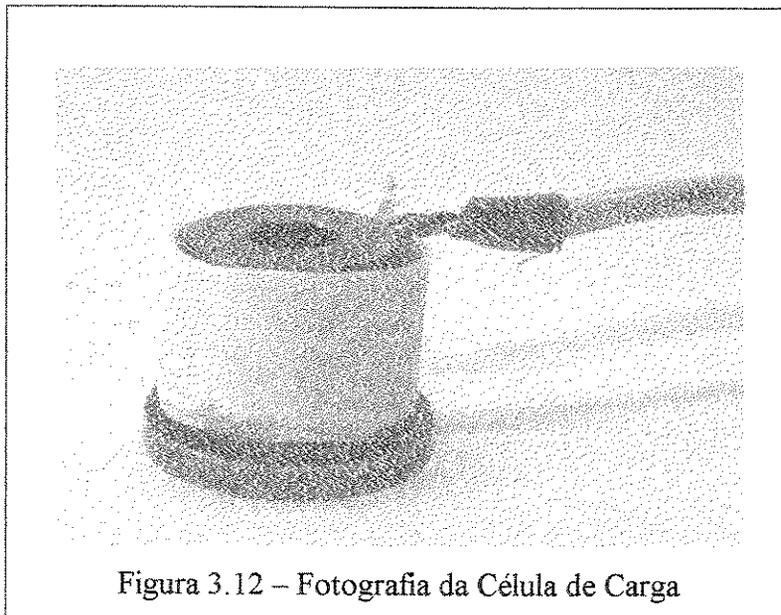


Figura 3.12 – Fotografia da Célula de Carga

3.3 Bancada de trefilação

Para execução dos ensaios experimentais de trefilação, foi projetada e montada no Laboratório de Conformação Mecânica do DEMA – FEM – UNICAMP uma bancada de ensaios, com uma mesa fixa e uma mesa de deslocamento horizontal, com velocidade variável. A bancada

foi idealizada de modo a permitir vários tipos de simulação de processos de conformação, entre eles, a trefilação, a extrusão e a laminação transversal. A Figura 3.13 exibe uma fotografia frontal da bancada.

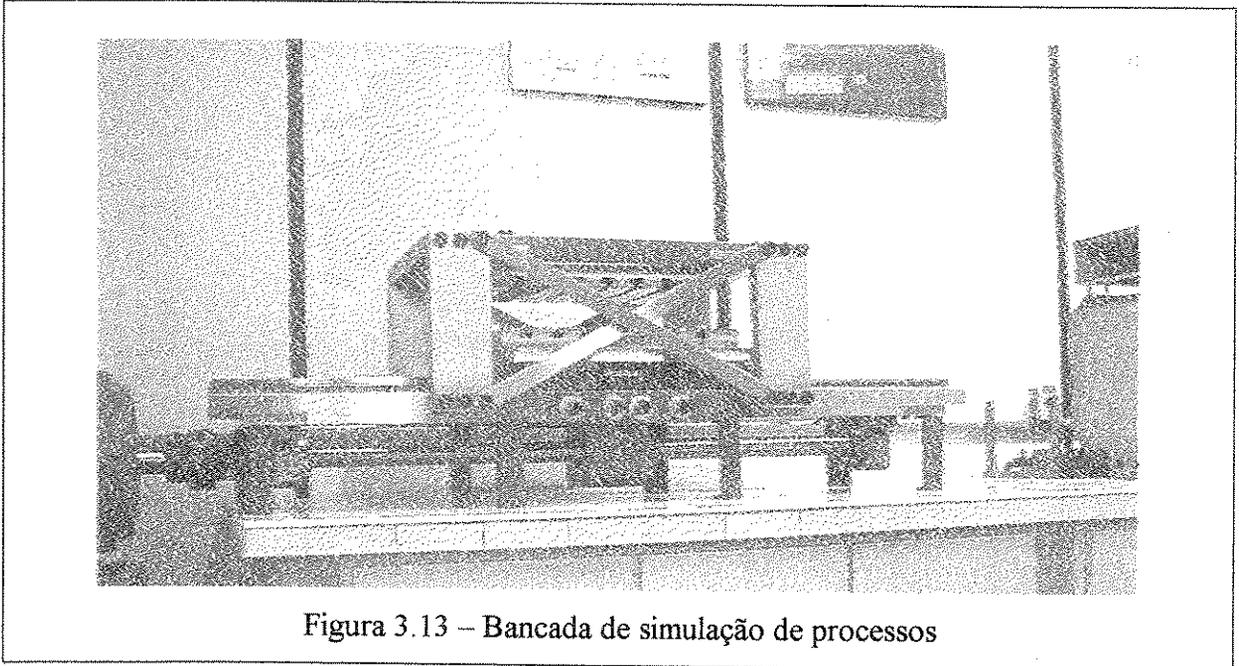


Figura 3.13 – Bancada de simulação de processos

A bancada foi projetada para trabalhar com cargas em regime de velocidade constante da ordem de 12 m/min e sob carga de 120 kN. Tais condições operacionais permitem:

- a laminação transversal a quente de aços, nas bitolas de 25,4 mm, com redução de área da ordem de 75% e deformação efetiva da ordem de 1,4;
- a extrusão a frio, em condições de boa lubrificação, de aços com redução de área em torno de 30%, em tarugos de bitola de até 20 mm;
- a trefilação de barras maciças de aço de até 20 mm de diâmetro inicial e redução de área em torno de 30%.

A bancada funciona pelo deslocamento da mesa inferior que se move sobre 2 guias lineares. A mesa está acoplada por uma porca conduzida por um fuso de esferas laminado, de

passo igual a 10 mm. Sobre a mesa inferior está afixado um porta-ferramentas que se constitui de uma placa de aço ABNT 1045 com ranhuras em T. A mesa se move sobre as guias lineares apoiadas sobre 4 patins. Os patins são pré-tensionados já na fabricação, de modo a que assumam a posição de deslocamento livre deslizante durante a operação sob carregamento de compressão na direção vertical, perpendicular ao eixo de deslocamento da mesa inferior. As guias foram perfeitamente alinhadas, garantindo o movimento da mesa associada aos patins com um mínimo de atrito e sem travamentos. A Figura 3.14 mostra o conjunto do sistema móvel da bancada, constituído da mesa inferior e o porta ferramenta inferior, guias lineares, patins, fuso e porca.

A bancada é constituída, ainda, por um sistema fixo, apoiado sobre 4 colunas montados na estrutura. O sistema fixo contém uma mesa superior, fixada às colunas e que recebe o porta-ferramentas superior, que é uma placa de aço ABNT 1045, também com ranhuras em T. A fim de garantir a estabilidade do sistema fixo, as colunas e a mesa superior foram ancoradas com 4 tirantes em X. As colunas, bem como os tirantes, foram dimensionados para resistir à flexão provocada pela aplicação de uma carga de até 150 kN, situada na metade da distância entre os dois porta ferramentas. A disposição cruzada dos tirantes foi necessária tendo em vista que a bancada tanto pode ser acionada para operar com deslocamento avante, quanto à ré. As colunas também foram dimensionadas para resistir à tração provocada por cargas verticais da ordem de 150 kN aplicadas no sentido de separar os portas-ferramentas quando, por exemplo, da operação de laminação transversal. Admitiu-se, neste cálculo um deslocamento máximo de 0,01 mm.

A Figura 3.15 mostra o sistema fixo, onde estão colocados os elementos que o constituem, a saber: a mesa superior, o porta ferramentas superior e as colunas de sustentação. Mostra, também, o sistema de travamento das colunas através de tirantes em X.

O fuso de esferas se apóia em mancais de esferas especiais, de resistência axial, três de cada lado, dispostos de modo a resistir a cargas tanto no sentido avante e à ré, de acordo com o modo de operação da bancada. Na extremidade posterior do fuso de esferas, e após os mancais de rolamento, foi colocada uma porca trava apoiada sobre um mancal de escora. Esta porca visa impedir que o fuso seja sacado dos rolamentos quando se opera a bancada com movimento avante.

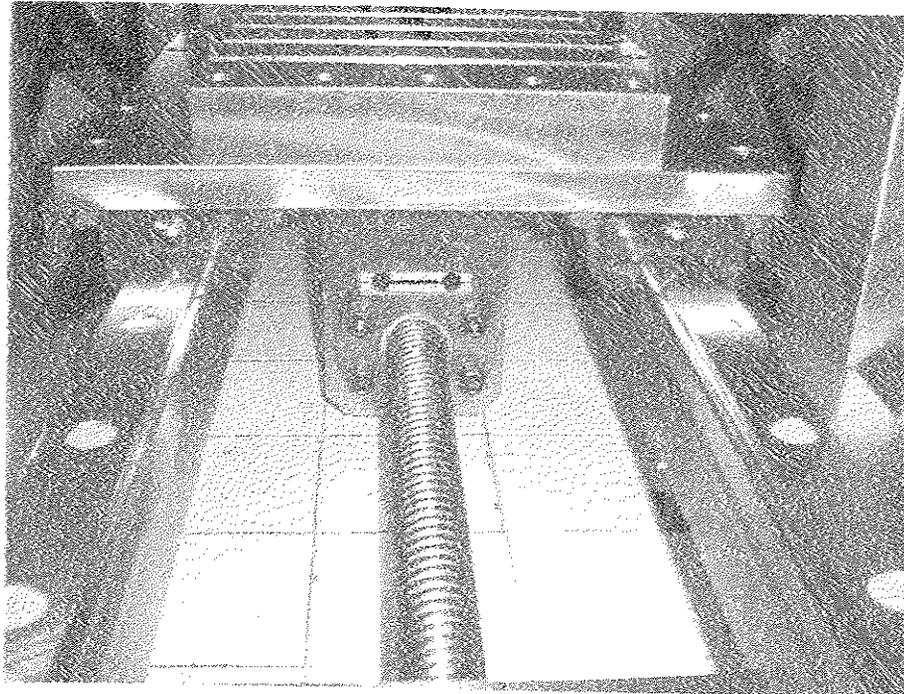


Figura 3.14 – Sistema móvel da bancada

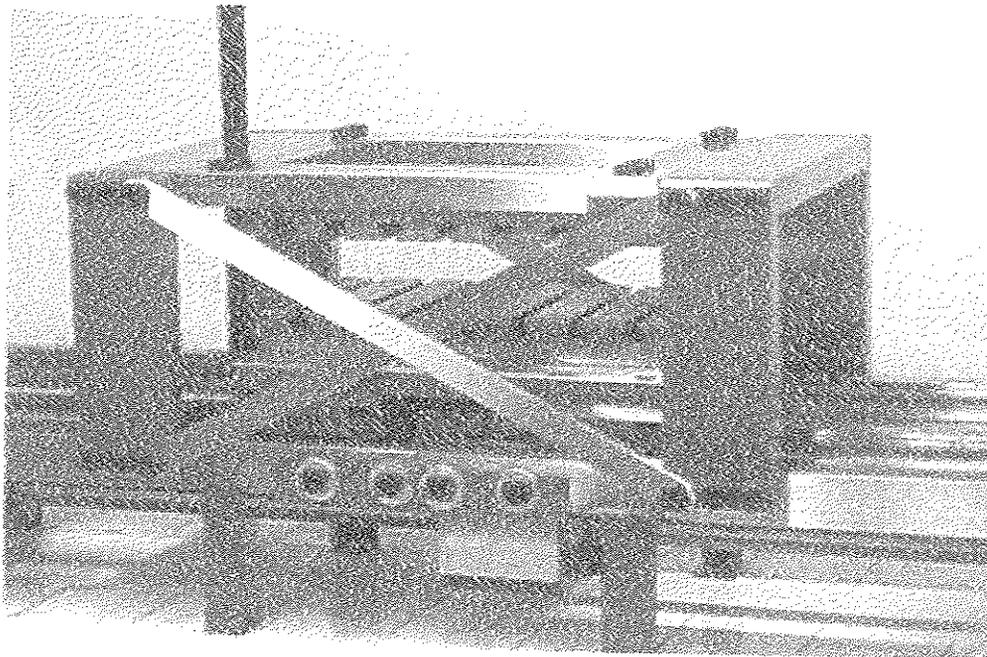


Figura 3.15 – Sistema fixo e travamento das colunas

O percurso da mesa inferior é, no máximo, 1244 mm. Tal percurso permite operar com ferramentas de laminação transversal de 500 mm de comprimento e trefilar produtos com comprimento final em torno 800 mm.

A bancada é acionada por um motor trifásico, corrente alternada, de 40 cv numa rotação máxima de 1800 rpm. A velocidade de operação da bancada foi fixada em 1200 rpm por que, considerando o comprimento máximo de trefilação, em torno de 800 mm, e se for utilizada a velocidade máxima do motor de 1800 rpm, o tempo transcorrido entre o início e o fim da operação é de 3,2 s. Esse tempo é insuficiente para fazer a frenagem do equipamento, com risco de ocorrer o choque entre o sistema móvel e a estrutura da bancada. Operando em 1200 rpm, o tempo aumenta para 4s, suficiente para frenagem, como se verá adiante. O eixo do motor está acoplado ao fuso de esferas através de acoplamentos elásticos, o que permite acomodar variações de alinhamento decorrentes da vibração quando a bancada opera em rotações mais altas. O motor está posicionado sobre uma mesa construída em cantoneiras de aço apoiada sobre amortecedores de vibração. A mesa de apoio do motor não é solidária à estrutura da bancada. Isto permite que eventuais choques decorrentes de falha humana ou do sistema de frenagem não sejam transferidos ao motor. A Figura 3.16 mostra o sistema de acionamento da bancada.

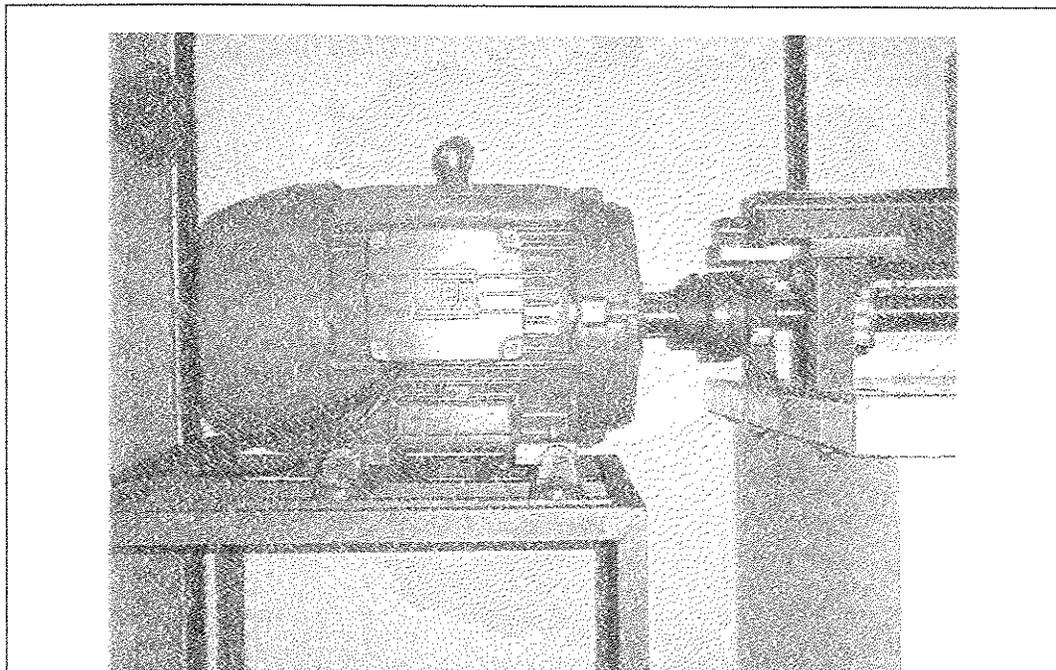
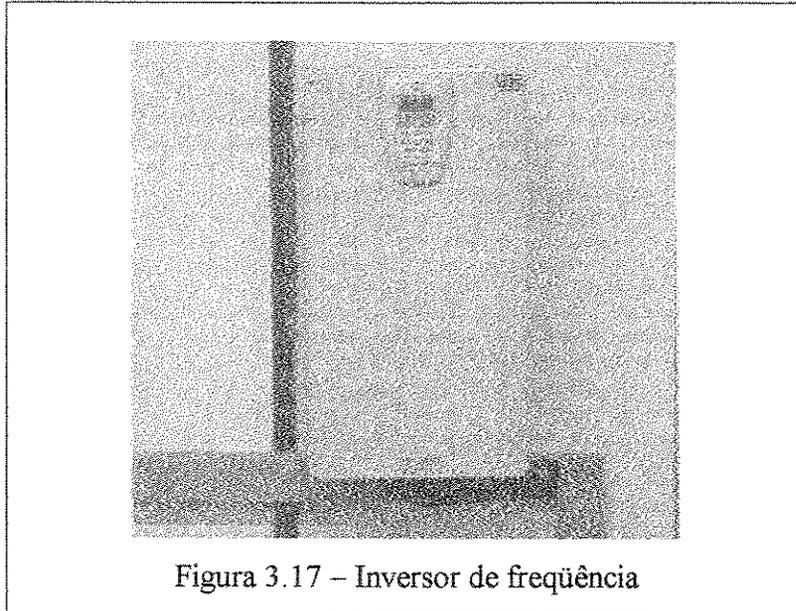


Figura 3.16 – Sistema de acionamento da bancada

O controle do motor é exercido através de um inversor de frequência associado a um sistema adicional de acionamento remoto. O inversor de frequência permite:

- controlar a rotação do motor, com variação contínua;
- fixar a rampa de aceleração do motor, que controla a partida até atingir a velocidade de operação fixada. Para pequenas rotações, a rampa pode ser mais curta, da ordem de décimos de segundo;
- fixar a rampa de frenagem do motor, que controla a desaceleração do motor da velocidade de operação até a parada total. Para velocidades menores tem-se uma rápida desaceleração do motor. Já para velocidades em torno de 1200 rpm, o tempo de desaceleração está em torno de 1,5 s. Esta é a razão pela qual se fixou o limite de rotação em operação em 1200 rpm, de vez que para 1800 rpm, o tempo de desaceleração, e também de aceleração, sobe muito acima dos 2 s;
- inverter o sentido de rotação do motor, o que permite operar com a bancada em carga nos dois sentidos;
- fixar a velocidade de aproximação e posicionamento das ferramentas.

A atuação sobre o inversor pode ser feita diretamente sobre o painel do equipamento, pressionando-se os botões específicos da interface. Entretanto, para segurança do operador e para garantir maior controle da operação, foi construído um sistema de atuação remota, constituído de uma caixa contendo um temporizador e uma botoeira de três posições. Na posição 0, o motor não está acionado. Na posição 1, aciona-se o motor no modo manual, isto é, como se estivesse acionando o motor diretamente no painel do inversor. Na posição 3, aciona-se o motor através do temporizador, permitindo-se a frenagem automática do motor. A Figura 3.17 mostra o inversor de frequência.



O Anexo I traz os desenhos de fabricação dos componentes da bancada e especificações dos demais elementos que a compõem.

3.4 Projeto das ferramentas para a trefilação de tubos

Essas ferramentas foram projetadas para serem utilizadas em um conjunto que permita a obtenção da pressurização de uma câmara a fim de induzir um regime de lubrificação hidrostática na interface entre a superfície externa do tubo e a superfície da feira. A Figura 3.18 é um desenho esquemático desse conjunto.

Na Figura 3.18 têm-se os seguintes elementos:

- 1 – célula de carga;
- 2 – feira anterior;
- 3 – suporte das ferramentas;
- 4 – câmara de pressão;
- 5 – feira posterior;
- 6 – varão;
- 7 – plug.

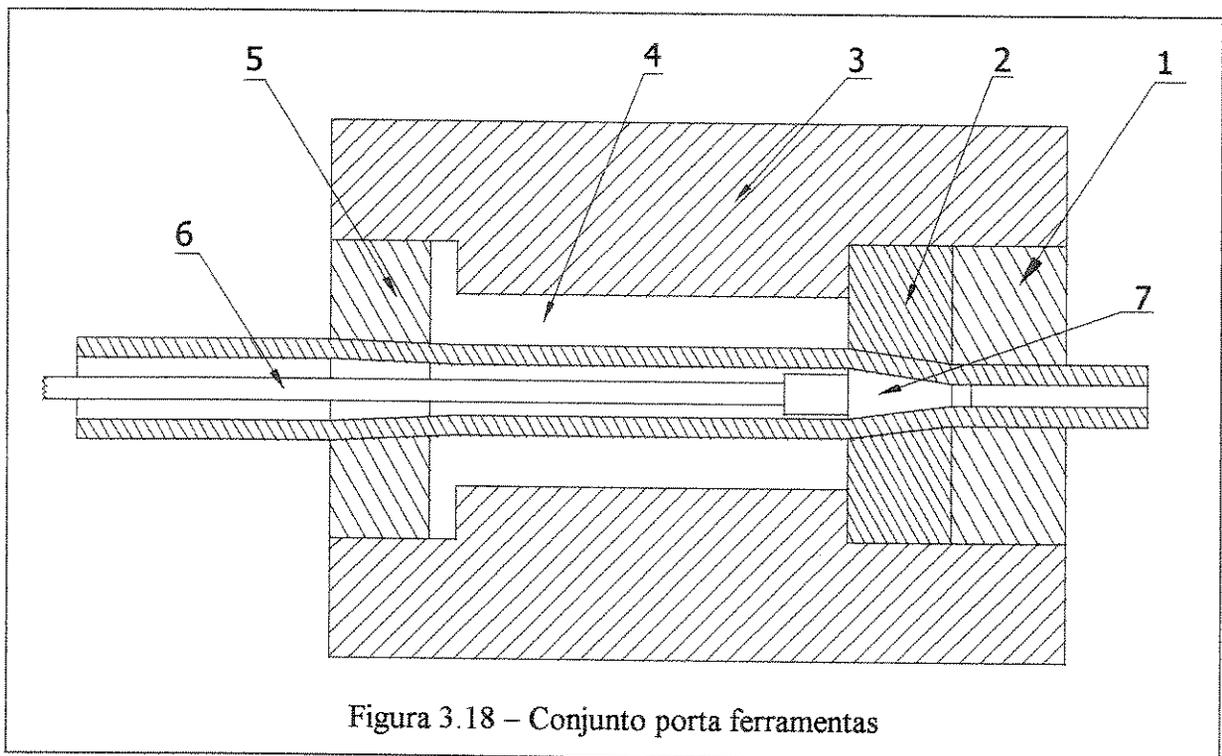


Figura 3.18 – Conjunto porta ferramentas

O conjunto é projetado para trabalhar da seguinte forma: o suporte das ferramentas possui três câmaras. A câmara anterior aloja uma feira, denominada feira anterior, que promoverá a parte substancial da redução do tubo e também aloja a célula de carga que irá medir a força de trefilação. Segue-se a câmara de pressão que recebe o óleo lubrificante. Uma câmara posterior recebe uma segunda feira, denominada feira posterior, que irá promover uma redução muito pequena. O comprimento dessa câmara é maior do que o corpo da carcaça da feira. O volume decorrente da diferença de comprimento da câmara e da feira é preenchido também com o óleo lubrificante. O tubo é forçado a passar pelas duas feiras. Ao passar pela feira posterior, ele arrasta e, em consequência, comprime o lubrificante na câmara de pressão, forçando-o a passar juntamente com o tubo pela feira anterior, gerando a lubrificação hidrostática e, possivelmente promovendo a separação entre a superfície externa do tubo e da feira na zona de trabalho. O plug é posicionado na zona de trabalho da feira anterior através do varão, no caso da trefilação com plug fixo. O varão, por sua vez, é fixado à estrutura da bancada.

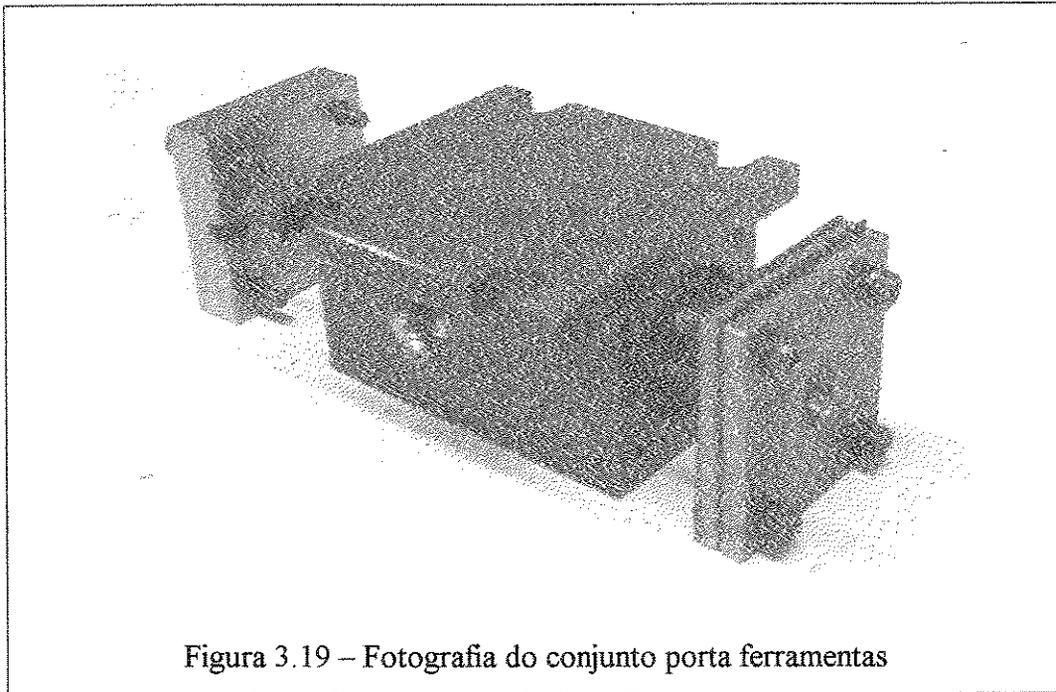


Figura 3.19 – Fotografia do conjunto porta ferramentas

O óleo lubrificante é introduzido na câmara de pressão através da graxeira vista na lateral do suporte de ferramentas mostrado na Figura 3.19. A graxeira foi adaptada para permitir a entrada do lubrificante no sentido de preencher a câmara e de vedar a saída do lubrificante sob pressão. Na face oposta do suporte de ferramentas existe um furo de 3 mm que conecta a câmara de pressão ao exterior. Na extremidade deste furo, está alojado um outro furo com uma rosca M5, a qual recebe um parafuso com uma vedação. Esse sistema permite a saída de ar durante o preenchimento da câmara com o óleo lubrificante. Depois da câmara estar completamente preenchida, o parafuso referido é apertado, vedando-a. Na Figura 3.19 vêem-se ainda espelhos que vão ser acoplados à face frontal e traseira do porta-ferramentas. Entre as faces dos espelhos e as faces do porta ferramentas foram colocados elementos de vedação. O conjunto porta-ferramentas foi construído em aço ABNT 1020. Os desenhos de fabricação dos componentes do conjunto estão mostrados no Anexo II.

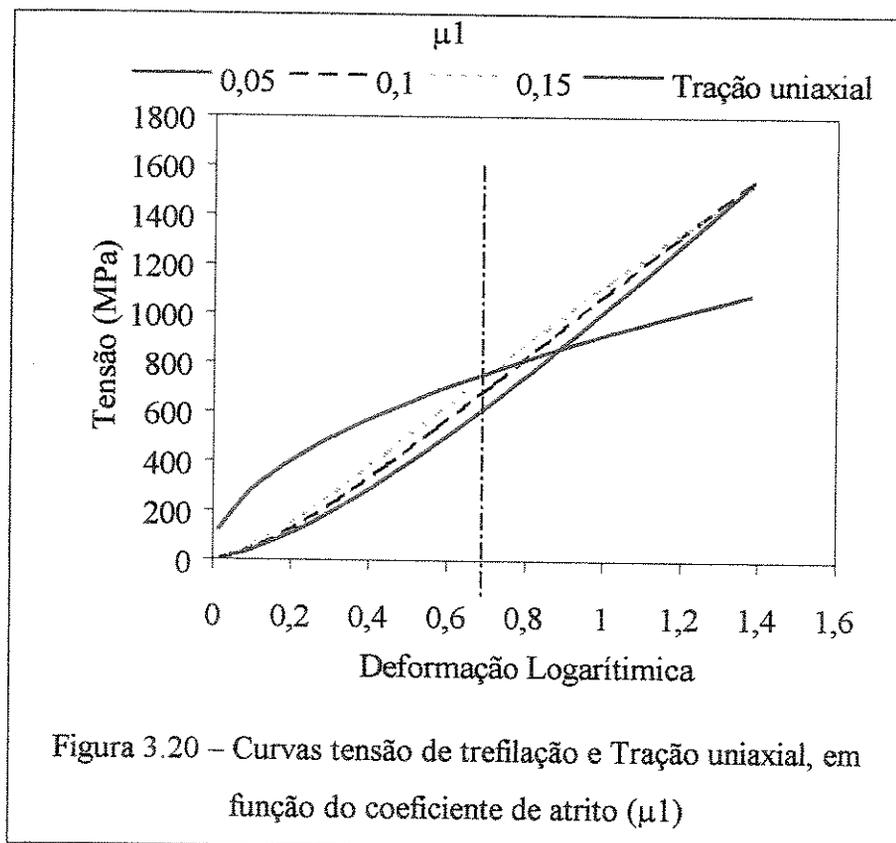
3.4.1 Projeto das fieiras

O projeto da fieira iniciou-se pela determinação do ângulo ótimo de trefilação. A obtenção deste ângulo foi feita aplicando-se as equações obtidas pelo Método do Limite Superior, bem

como pela simulação numérica utilizando-se o Método dos Elementos Finitos. Os resultados obtidos estão mostrados no Capítulo 4. De acordo com aqueles resultados, existe uma faixa de ângulos, entre 5° e 10° , na qual a tensão de trefilação apresenta os mais baixos valores. Em razão disto, optou-se por um ângulo de 7° para a construção da feira.

A máxima redução por passe pode ser obtida usando-se as equações (2.26) e (2.80). A máxima redução é obtida de forma iterativa, uma vez que a tensão de escoamento σ_0 depende da redução.

A Figura 3.20 mostra a variação da tensão de trefilação para alguns valores do atrito em relação à deformação verdadeira usando o modelo da divisão em elementos. Na mesma Figura está mostrada a curva do ensaio de tração do material. Os valores da tensão de tração uniaxial estão multiplicados por $\eta = 0,8$.



Na Figura 3.20 pode-se notar que quanto maior o atrito, menor é deformação máxima permitida e, assim também, a redução máxima. A relação entre a deformação e a redução de área é a seguinte:

$$RA. = 1 - \frac{1}{e^\epsilon} \quad (3.17)$$

A redução de área máxima para um coeficiente de atrito igual a 0,15 está em torno de 0,45, o que representa um $RD = 0,75$. Adotou-se uma redução de área total de 0,36 por passe, o que representa um $RD = 0,8$.

A zona cilíndrica de calibração foi projetada para as feiras com comprimento igual a $0,2 R_{fe}$. Os ângulos de entrada e saída foram adotados como sendo ambos iguais a 15° . A Figura 3.21 mostra o desenho de projeto das feiras.

Em cada passe são necessárias duas feiras. A primeira feira aplicará uma pequena redução de área enquanto a segunda feira aplicará a redução final. Desta forma, escolheu-se uma redução de área em torno de 4% para a primeira feira e de 34,4% na segunda feira, o que totalizou uma redução de 37%. Foram então encomendadas no mercado e fabricadas o seguinte conjunto de feiras para permitir um programa de reduções desde o diâmetro externo inicial de 10 mm até o diâmetro final de 5 mm, conforme se mostra na Tabela 3.1

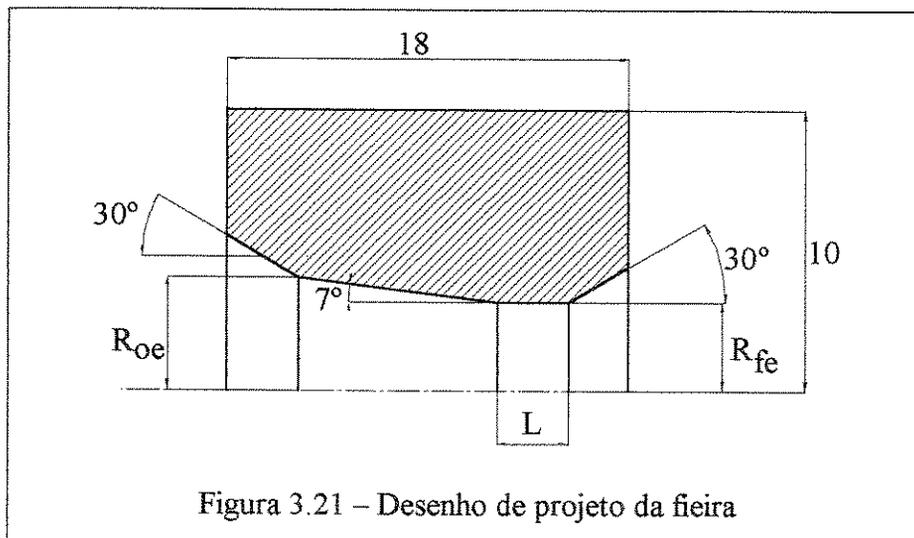


Tabela 3.1 – Dimensões dos conjuntos de feiras

Conjunto	Fieira	R_{oc} (mm)	R_{fe} (mm)	L (mm)	α (°)	β (°)	γ (°)
Conjunto 1	Anterior	5	4,9	2	7	30	30
	Posterior	4,9	3,97	3	7	30	30
Conjunto 2	Anterior	3,97	3,9	2	7	30	30
	Posterior	3,9	3,15	2,5	7	30	30
Conjunto 3	Anterior	3,15	3,09	2	7	30	30
	Posterior	3,09	2,5	2	7	30	30

As feiras foram encarçadas em blocos cilíndricos de aço, de 40 mm de diâmetro e 18 mm de espessura. Figura 3.22 mostra os conjuntos de feiras adquiridas.

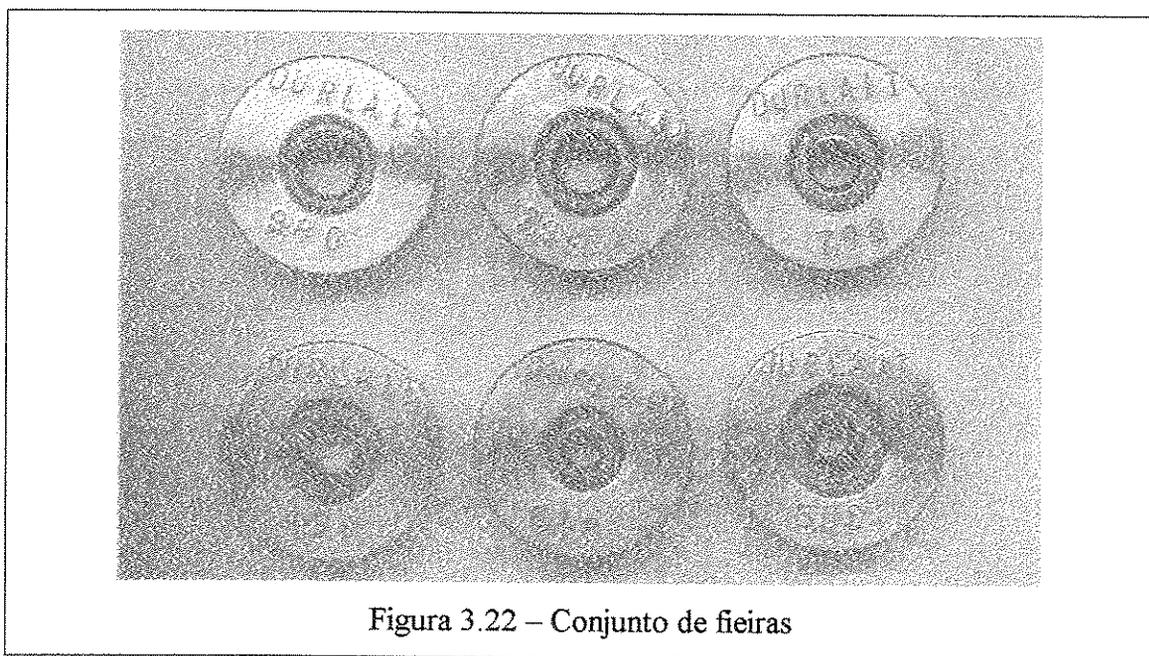


Figura 3.22 – Conjunto de feiras

3.4.2 Projeto dos plugs

Foram confeccionados dois tipos de plugs: fixos e flutuantes. Como foi descrito no Capítulo 2, a geometria do plug fixo é muito semelhante à geometria do plug flutuante. A

diferença básica é que o primeiro dispõe de um elemento que possibilita sua fixação ao varão. A determinação do ângulo de trabalho do plug foi realizada adotando-se o procedimento descrito no Capítulo 2. Foi feita a trefilação de tubos sem a presença de ferramenta interna, que foi então interrompida. O tubo foi então retirado da feira, seccionado na direção longitudinal, e medido o ângulo do cone da superfície interna do tubo na região de deformação. A Figura 3.23 mostra um tubo de diâmetro externo de 10 mm e espessura de parede de 1 mm, trefilado na feira do conjunto 1 (diâmetro final de 7,94 mm), seccionado e utilizado na determinação do ângulo de trabalho do plug.

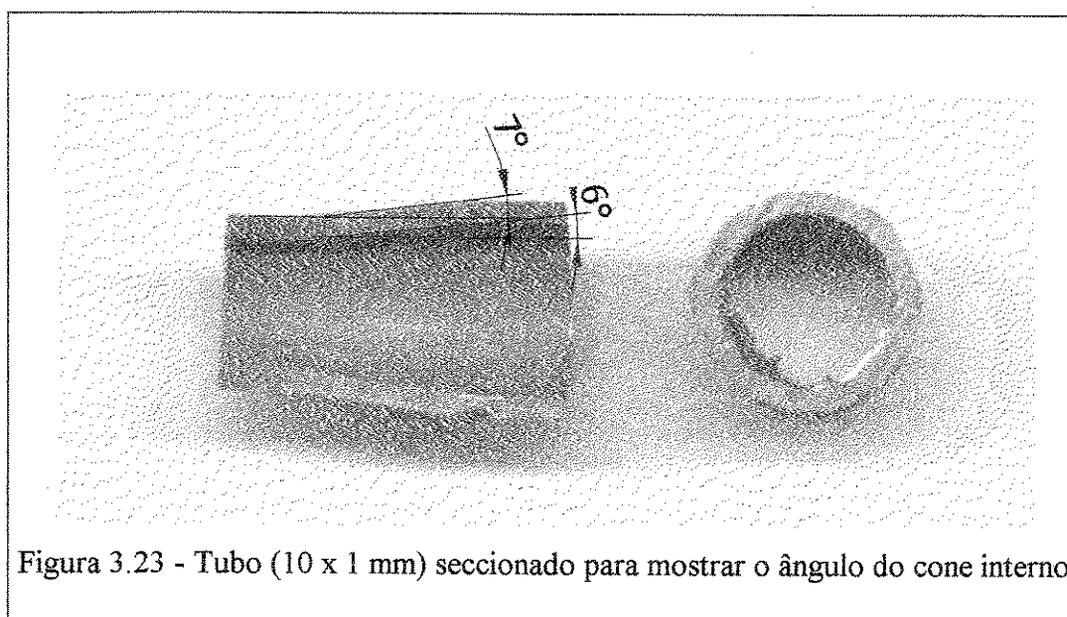


Figura 3.23 - Tubo (10 x 1 mm) seccionado para mostrar o ângulo do cone interno

Para ilustração, a Figura 3.24 mostra um outro tubo, de diâmetro externo 10 mm mas com 1,5 mm de espessura de parede, trefilado no mesmo conjunto de feiras, utilizado no projeto de plugs para este tipo de tubo.

Foram fabricados plugs seguindo-se a geometria básica, mostrada na Figura 2.11. A Tabela 3.2 mostra as dimensões dos plugs construídos e utilizados na simulação física, para o primeiro conjunto de feiras.

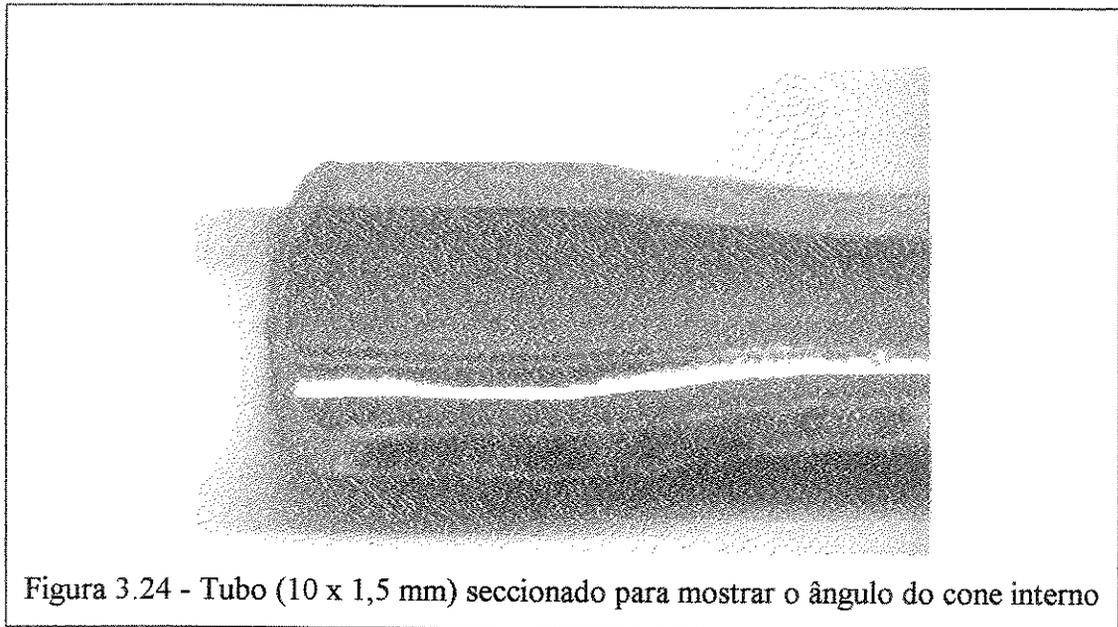


Tabela 3.2 – Dimensões dos plugs utilizados

Tubo	Plug nº	R	R _{ep} (mm)	R _{fi} (mm)	L1 (mm)	L2 (mm)	α_p (°)
10 x 1,5	1	5	3,85	3	5	5	6
	2	5	3,85	3	3	5	6
	3	5	3,85	3	3	5	5,5
	4	5	3,85	3	2	5	5,5
	5	5	3,85	3	2	5	5
	6	5	3,85	3	2	5	4,5
10 x 1	7	5	3,3	2,55	5	5	6
	8	5	3,3	2,55	3	5	5,4
	9	5	3,3	2,55	2	5	5,4
	10	5	3,3	2,55	3	5	5
	11	5	3,3	2,55	2	5	5

Para o plug fixo foi escolhida a configuração nº 8. Em todos os plugs, o comprimento L3 é igual a 15 mm. A Figura 3.25 mostra a fotografia do plug nº 8 e a Figura 3.26 mostra a fotografia do mesmo plug montado sobre a varão, atuando como um plug fixo.

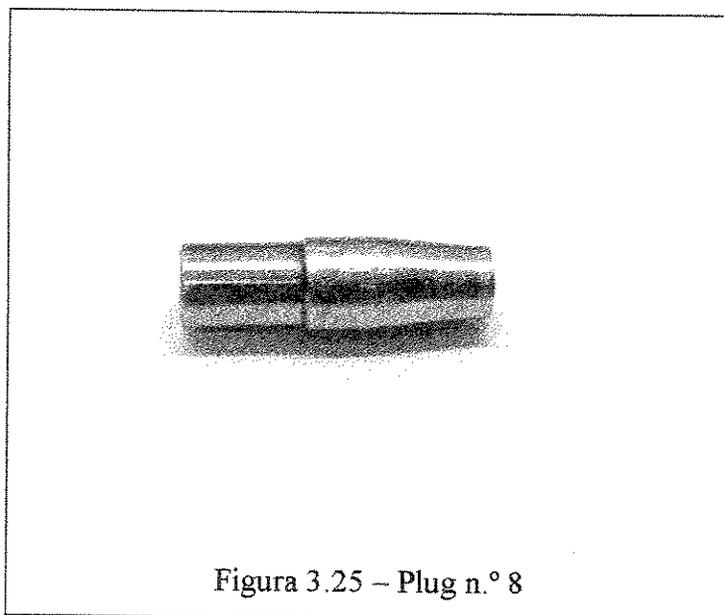


Figura 3.25 – Plug n.º 8

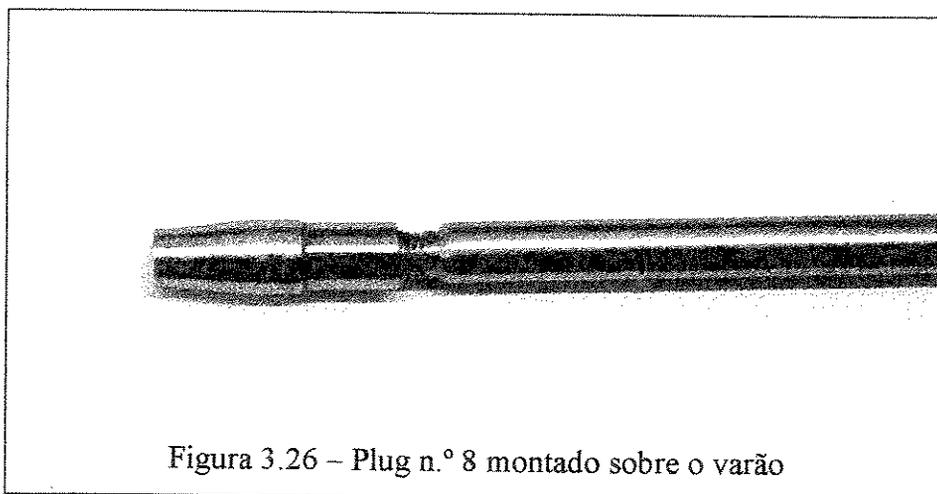


Figura 3.26 – Plug n.º 8 montado sobre o varão

O Anexo III traz os desenhos de fabricação de alguns dos plugs utilizados.

3.5 Lubrificantes

Foram utilizados três tipos de óleos lubrificantes líquidos, disponíveis comercialmente com as denominações:

- *Renoform MZA 20*

- *Extrudoil 319 MOS*

- *SAE 40W50*

Os dois primeiros óleos foram gentilmente cedidos pela empresa FUCHS do Brasil. O lubrificante *Reniform MZA 20* é procedente de um óleo mineral e formulado com aditivos de extrema pressão e matéria graxa. O *Extrudoil 319 MOS* é um óleo semi sintético, sem cloro, com adição de bissulfeto de molibdênio, utilizado industrialmente na conformação a frio. O óleo SAE 20W50 é um óleo mineral multi-viscoso de uso comum.

Os lubrificantes *Reniform MZA 20* e *Extrudoil 319 MOS* foram submetidos a ensaio de viscosidade cinemática, empregando-se um reômetro rotativo de geometria de placas paralelas do Departamento de Engenharia de Petróleo – FEM – UNICAMP

3.6 Escolha dos tubos

Para as simulações físicas da trefilação, foram escolhidos tubos de aço inoxidável ABNT 304, com costura, adquiridos no mercado. Dois tipos de tubos com bitolas diferentes foram empregados: um com dimensões iniciais 10 x 1,5 mm e outro com 10 x 1 mm (diâmetro externo x espessura). Essas dimensões foram utilizadas para caracterizar um tubo com parede grossa – parede de 1,5 mm – e outro na região de transição de parede grossa para parede fina. Tubos de diâmetro 10 mm e espessura de parede inferior a 1 mm não são facilmente encontrados no mercado e, por esta razão, não foram testados.

3.7 Planejamento Experimental

Para determinação do número de réplicas de cada ensaio, foram adotados os critérios indicados por DALLY (1993) que se baseiam na distribuição t de Student no caso de amostras pequenas ($n < 20$). Considerou-se que 2δ represente uma faixa tolerada para se encontrar os resultados da população de resultados dos ensaios, sendo $2\delta = 10\%$ do valor da média da amostragem. Estabeleceu-se um nível de confiança de 90% para essa análise. O número de réplicas (n) pode então ser estimado, empregando-se a expressão:

$$n = \left(\frac{t S}{\delta} \right)^2 \quad (3.18)$$

O procedimento é iterativo. Foram feitos inicialmente, três réplicas e testados para verificar se eram suficientes. Quando foi necessário, o número de réplicas foi aumentado.

Neste trabalho, teve por objetivo estudar a influência do tipo de lubrificante e da velocidade de trefilação sobre a força de trefilação. Nesse tipo de estudo, o planejamento fatorial se mostra bastante eficiente. Todas as combinações possíveis dos níveis de cada variável são investigadas. Quando o efeito de uma variável depende do nível das outras variáveis, diz-se que há interação entre essas variáveis (Montgomery, 1991).

Neste estudo as variáveis de influência foram:

- Tipo de lubrificante: Renoform MZA 20, Extrudoil 319 MoS₂ e SAE 20 W 50
- Velocidade de trefilação: 1 m/min; 2 m/min e 5m/min
- Tipo de lubrificação: pressurizada e não pressurizada.

A variável de resposta escolhida para a análise foi a força de trefilação.

Com esses parâmetros, definiu-se um planejamento fatorial aleatorizado para se verificar a influência do lubrificante e da velocidade de trefilação e do tipo de lubrificação sobre a força de trefilação.

Nos Anexos IV e V apresentam-se fundamentos empregados na avaliação, de acordo com MONTGOMERY (1991).

3.8 Procedimento Experimental

3.8.1 Ensaio do material do tubo

- Foram retiradas amostras dos tubos que foram submetidas ao ensaio metalográfico para caracterização do material por análise microscopia óptica no microscópio Neophot do Laboratório de Caracterização de Materiais – DEMA – FEM – UNICAMP.

- Essas amostras também foram submetidas ao ensaio metalográfico no microscópio eletrônico de varredura do Laboratório de Caracterização de Materiais – DEMA – FEM – UNICAMP, para análise de inclusões no interior do material e para determinação de sua composição química.

- Os tubos foram submetidos a ensaios de tração para determinação de suas propriedades mecânicas e para levantamento da curva $\sigma \times \epsilon$, úteis para as simulações numéricas e analíticas. Os ensaios foram realizados com uma máquina universal de ensaios MTS, modelo TestStar II-810 do Laboratório de Propriedades Mecânicas – DEMA – FEM – UNICAMP.

3.8.2 Ensaio de trefilação

Os ensaios de trefilação de tubos foram de dois tipos:

- tipo 1 – com plug flutuante;
- tipo 2 – com plug fixo.

Os ensaios do tipo 1 foram realizados com os dois tubos já mencionados, para a variedade de plugs referidos na Tabela 3.2, na velocidade de 1 m/min com o lubrificante SAE20W50 e em outras velocidades com os outros lubrificantes, escolhidos aleatoriamente, num total de 25 ensaios. A razão para esse procedimento é que se dispunha de uma quantidade limitada dos lubrificantes Renoform MZA 20 e Extrudoil 319 MoS₂.

Os ensaios do tipo 2 foram realizados para os tubos de parede 1,5 mm, nas velocidades de 1, 2 e 5 m/min e com os três lubrificantes escolhidos. As Tabelas 3.3 e 3.4 mostram a seqüência dos ensaios realizados.

Tabela 3.3 – Ensaios de trefilação do tipo 1

Número do ensaio	Tipo de tubo	Velocidade (m/min)	Plug n.º	Lubrificante
1	10 x 1	1	1	SAE20W50
2	10 x 1	1	2	SAE20W50
3	10 x 1	1	3	SAE20W50
4	10 x 1	1	4	SAE20W50
5	10 x 1	1	5	SAE20W50
6	10 x 1	1	6	SAE20W50
7	10 x 1,5	1	7	SAE20W50
8	10 x 1,5	1	8	SAE20W50
9	10 x 1,5	1	9	SAE20W50
10	10 x 1,5	1	10	SAE20W50
11	10 x 1,5	1	11	SAE20W50
12	10 x 1	5	6	Extrudoil 319 MOS
13	10 x 1	2	5	Extrudoil 319 MOS
14	10 x 1	2	1	Renoform MZA 20
15	10 x 1	5	4	Renoform MZA 20
16	10 x 1	5	5	Extrudoil 319 MOS
17	10 x 1	5	3	Extrudoil 319 MOS
18	10 x 1	2	5	SAE20W50
19	10 x 1	5	4	SAE20W50
20	10 x 1	2	4	SAE20W50
21	10 x 1,5	5	7	Renoform MZA 20
22	10 x 1,5	5	9	Renoform MZA 20
23	10 x 1,5	2	8	Renoform MZA 20
24	10 x 1,5	5	11	SAE20W50
25	10 x 1,5	1	11	Extrudoil 319 MOS

Tabela 3.4 – Ensaio de trefilação do tipo 2

Número do Ensaio	Velocidade (m/min)	Lubrificante
1	1	SAE20W50
2	2	SAE20W50
3	5	SAE20W50
4	1	Renoform MZA 20
5	2	Renoform MZA 20
6	5	Renoform MZA 20
7	1	Extrudoil 319 MOS
8	2	Extrudoil 319 MOS
9	5	Extrudoil 319 MOS

Como mencionado anteriormente, os ensaios com plug fixo foram realizados com a configuração do plug n.º 8 e com tubos de espessura de parede 1,5 mm.

3.8.3 Descrição dos ensaios de trefilação

Antes de se iniciar os ensaios, os tubos foram cortados com 500 mm de comprimento e em seguida submetidos ao processo de *swaging* – forjamento rotativo a frio -para a redução de uma de suas extremidades o que permitiu que o tubo passasse através das feiras e pudesse ser fixado à garra da bancada. Os tubos eram então limpos e recebiam uma pré-lubrificação por aspersão na sua superfície externa com o óleo que seria utilizado no ensaio. A feira de 9,8 mm de diâmetro era então posicionada no porta-ferramentas e os tubos eram trefilados nessa etapa preliminar. Feito isto, montava-se o porta-ferramentas com as duas feiras nas suas devidas posições. Os tubos eram novamente pré-lubrificadas com o óleo. Em seguida uma quantidade desse mesmo óleo era introduzida na cavidade do tubo, de modo a garantir que toda a superfície interna ficasse impregnada pelo lubrificante. O tubo era então posicionado para o ensaio. Nesse momento era posicionado o plug. O plug flutuante era inserido na cavidade do tubo e levado até a posição na zona de deformação com uma vareta. Já o plug fixo era introduzido na cavidade do tubo fixado à extremidade do varão e este era fixado à estrutura da bancada por um dispositivo especialmente projetado. A bancada era então acionada ao mesmo tempo que se acionava o

sistema de medição de forças, acoplado ao sistema de aquisição de sinais Spider8, no Laboratório de Conformação Mecânica do DEMA – FEM – UNICAMP.

3.8.4 Ensaios de difratometria de raios-x

Os tubos trefilados foram cortados no comprimento de 20 mm e seccionados longitudinalmente pelo centro da seção transversal para expor a superfície interna e compor as amostras para os ensaios de raios-x, a fim de revelar as tensões residuais na superfície interna. Essas amostras foram então planificadas, aplicando-se sobre elas uma carga de 50 000 N, correspondente a uma tensão de aproximadamente 100 MPa. Foram feitas 10 amostras, sendo uma para cada um dos ensaios listados na Tabela 3.4 e uma, considerada padrão, do tubo não-deformado, isto é, sem sofrer trefilação. As amostras foram então denominadas por cp1 a cp9, conforme a Tabela 3.4 e cppadrao.

Os ensaios de difratometria foram realizados no Laboratório de Difração de raios-x do Instituto de Física da Unicamp. As amostras foram submetidas a um feixe de raios-x produzido por um anodo de Fe com comprimento de onda de 1,93604 Å. Sob esse feixe, o aço Inox 304 revela os picos-padrão correspondentes aos planos mostrados na Tabela 3.5

Tabela 3.5 – Lista de picos para o aço inox 304 - difratometria de raios-x

Plano número	Índices do plano			Distância interplanar d [Å]	Intensidade da difração I [%]
	h	k	l		
1	1	1	0	2,02680	100,0
2	2	0	0	1,43320	20,0
3	2	1	1	1,17020	30,0
4	2	2	0	1,01340	10,0
5	3	1	0	0,90640	12,0

Capítulo 4

APRESENTAÇÃO E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

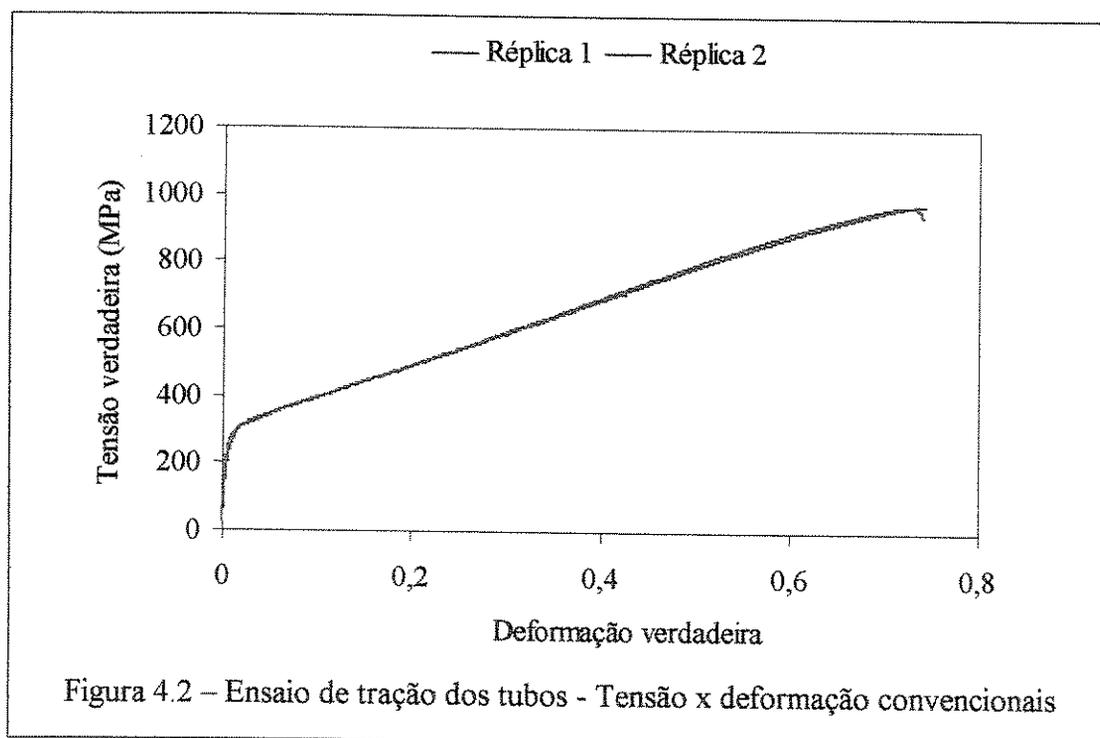
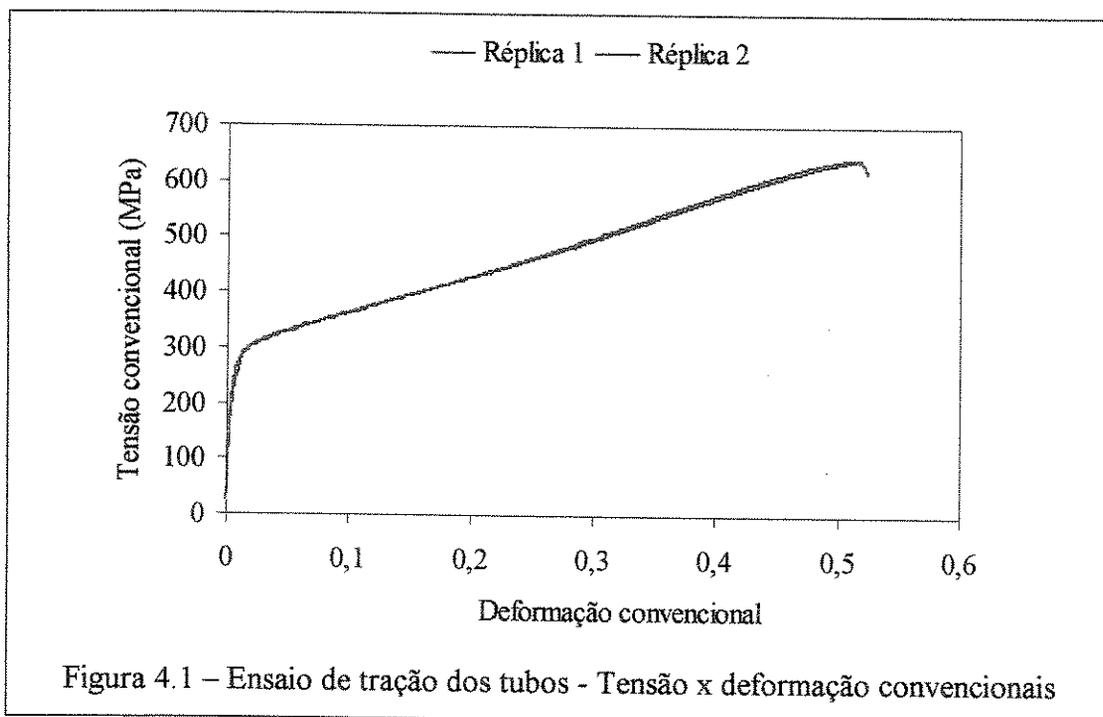
4.1 Ensaio da matéria prima

O ensaio de tração uniaxial para os tubos de aço inoxidável ABNT 304, realizado conforme descrito no item 3.1 apresentou os resultados mostrados nas Figuras 4.1 e 4.2. A Figura 4.1 mostra as curvas obtidas para as réplicas 1 e 2, para valores de tensão e deformação convencionais. A Figura 4.2 mostra as curvas obtidas para aquelas réplicas para a tensão e a deformação verdadeiras.

Os resultados obtidos no ensaio de tração uniaxial mostraram uma excelente concordância entre as réplicas 1 e 2. Com as curvas tensão x deformação verdadeiras e utilizando-se um modelo de regressão logarítmica para descrever o comportamento mecânico do tubo sob tração uniaxial, de acordo com a expressão de Holomann, obteve-se a seguinte expressão da tensão de escoamento em função da deformação:

$$\sigma = 1137 \varepsilon^{0,5226} \text{ (MPa)} \quad (4.1)$$

A tensão limite de escoamento (σ_0) obtida do gráfico da Figura 4.2 para uma deformação permanente igual a 0,002 foi igual a 210 MPa.



Uma vez que os tubos foram comprados no comércio, sem certificação, fez-se uma análise da composição química do material para comprovar-se tratar de um aço inoxidável ABNT 304. O resultado obtido, apresentado na tabela 4.1, mostra que o material é um aço do tipo pretendido para o ensaio, com os principais elementos característicos desse material (cromo e níquel) dentro das porcentagens esperadas.

Tabela 4.1 – Composição química do material do tubo (Aço inoxidável ABNT 304)

	Composição química (% de massa)						
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni
Padrão	< 0,08	< 2	< 1	< 0,045	< 0,030	18 - 20	8 - 10,5
Laboratório		-	0.2	-	-	20,12	7,96

O material do tubo foi submetido à microscopia óptica e as fotomicrografias obtidas estão mostradas nas Figuras 4.3 e 4.4. As fotomicrografias reforçam a caracterização do material como sendo um aço baixo carbono com microestruturas típicas do aço inoxidável ABNT 304.

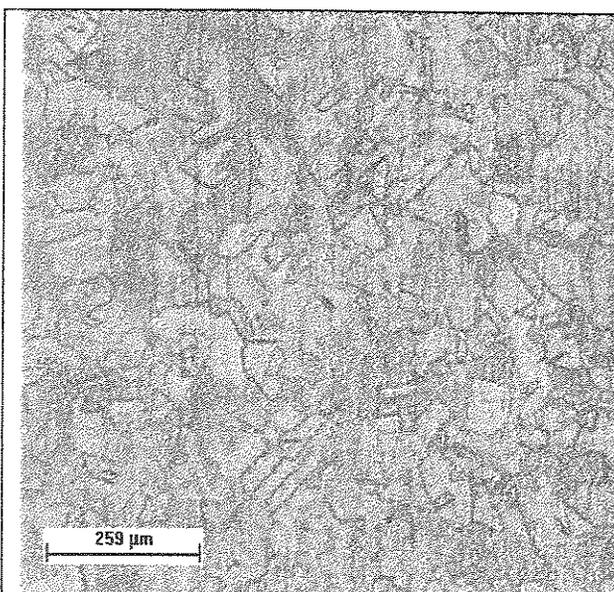


Figura 4.3 – Fotomicrografia do material do tubo tomada na superfície do tubo na direção axial

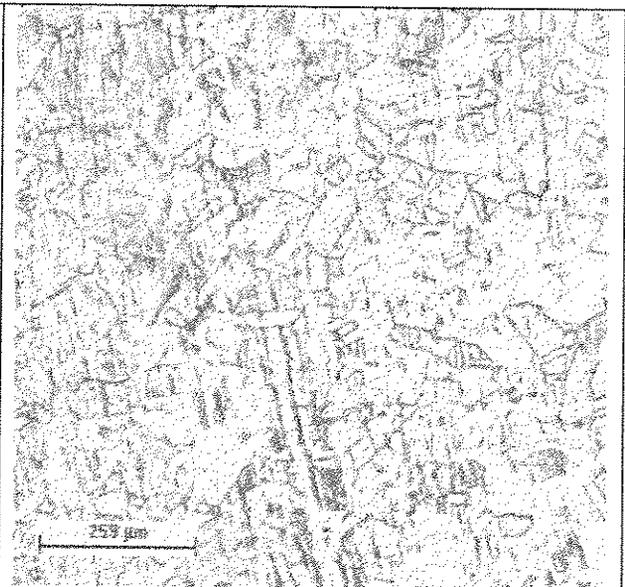


Figura 4.4 – Fotomicrografia do material do tubo tomada ao longo da espessura na direção radial ao tubo

4.2 – Ensaio dos Lubrificantes

Foram ensaiados os Lubrificantes Renoform MZA 20 e Extrudoil MOS 319, tendo sido encontrados os valores de viscosidade cinemática de 197,3 cSt e 69,3 cSt, respectivamente. Esses valores reproduzem os valores fornecidos pelo fabricante. O óleo SAE 20W50 é um óleo mineral comercial utilizado na lubrificação de motores automotivos e não teve sua viscosidade avaliada.

4.3 Resultados das simulações analíticas

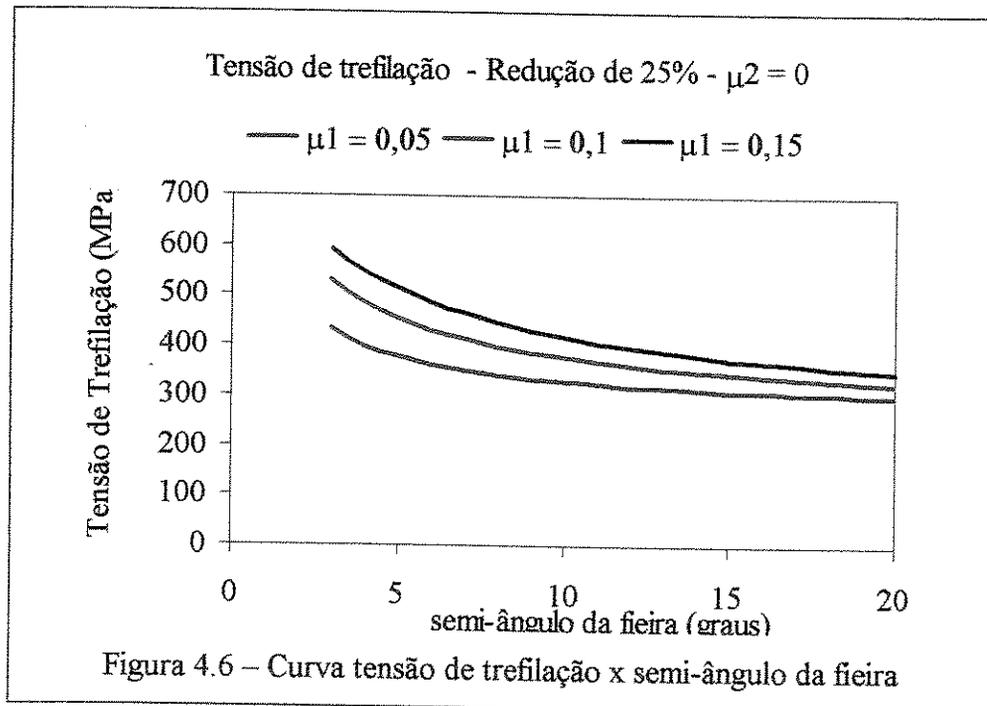
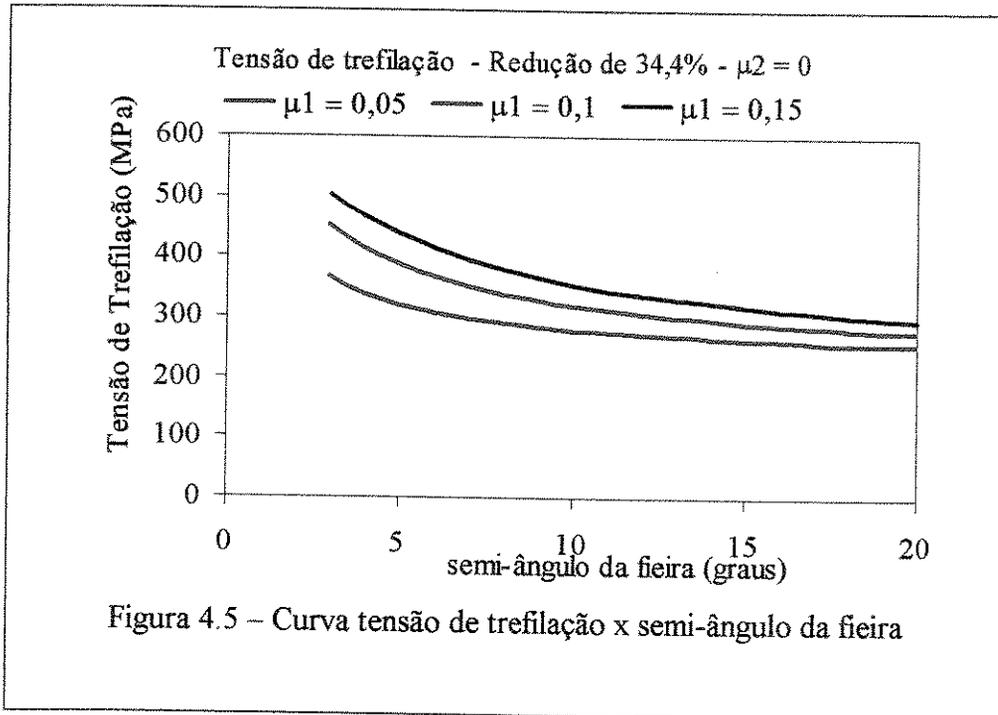
4.3.1 Simulação pelo Método da Divisão em Elementos

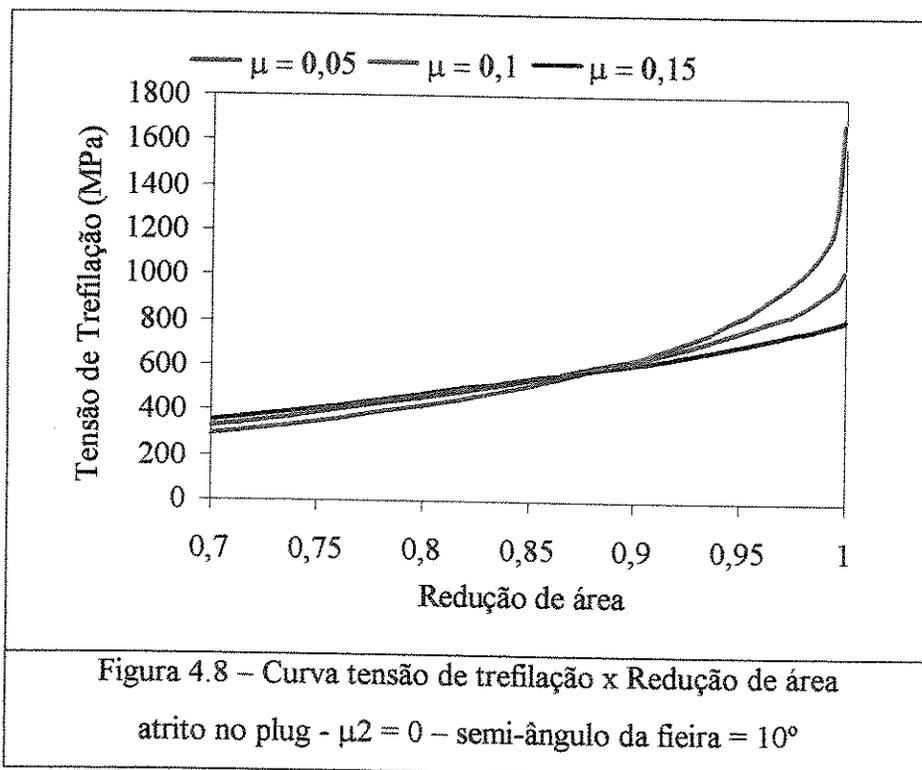
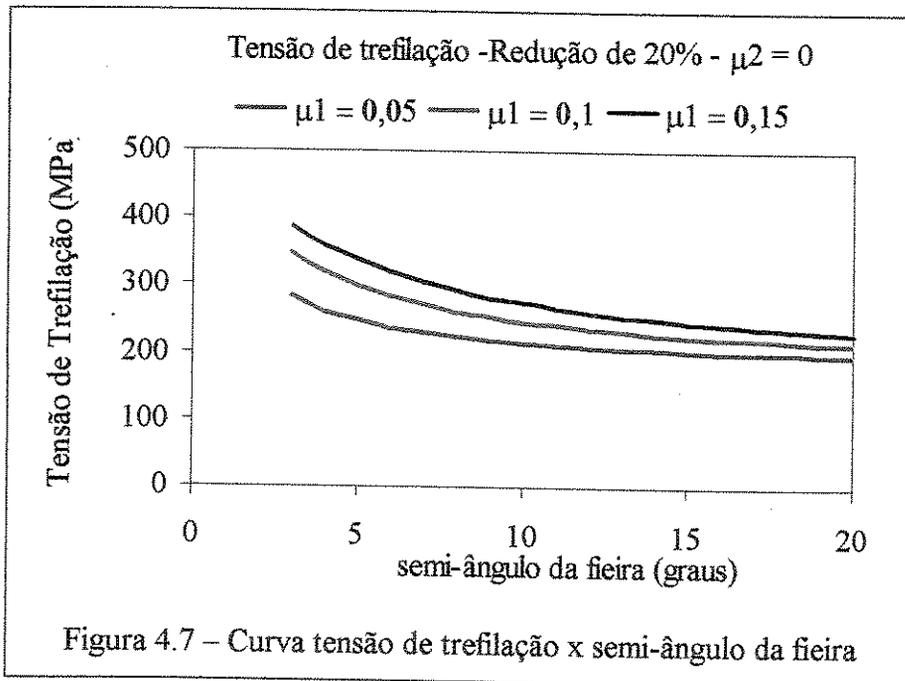
Os resultados da simulação empregando-se o Método da Divisão em Elementos (item 2.2.5) são discutidos a seguir. A Figura 4.5 mostra as curvas de tensão de trefilação em função do semi-ângulo da feira para uma redução 34,4%, que corresponde à redução do diâmetro externo de 9,8 mm para 7,94 mm e para valores do atrito variando entre 0,05 a 0,15 e com atrito nulo entre o plug e o tubo.

Esses resultados mostram que a tensão de trefilação decresce rapidamente para um pequeno aumento do semi-ângulo da feira em seguida tende a uma estabilização. Essa tendência é mais pronunciada para coeficientes de atrito menores e verifica-se que a tensão de trefilação diminui com o diminuição do atrito de trefilação. Nas condições apresentadas, não se pode definir um ângulo ótimo de trabalho, indicando-se, apenas, que não se deve trabalhar com ângulos muito pequenos.

As Figuras 4.6 e 4.7, mostram as tensões de trefilação quando se aplica reduções de área de 25% e 20%. As curvas mostram o mesmo comportamento verificado para a trefilação com redução de área de 34,4%. Verifica-se, também que a tensão de trefilação varia com a redução de área imposta na trefilação dos tubos, sendo menor para reduções menores. A variação da tensão de trefilação com a redução de área, quando é nulo o atrito entre o plug e o tubo, está mostrada na Figura 4.8. De acordo com o modelo analisado, pode-se observar na Figura 4.8 que a tensão de

trefilção aumenta com a redução de área. A tensão de trefilção também aumenta com o atrito entre o tubo e a feira até o limite de redução de área de 86,6%, que corresponde a uma redução em diâmetro de 50%. Acima deste valor, o modelo não se aplica. Para obtenção dessas curvas foi utilizado um semi-ângulo da feira de 10°.



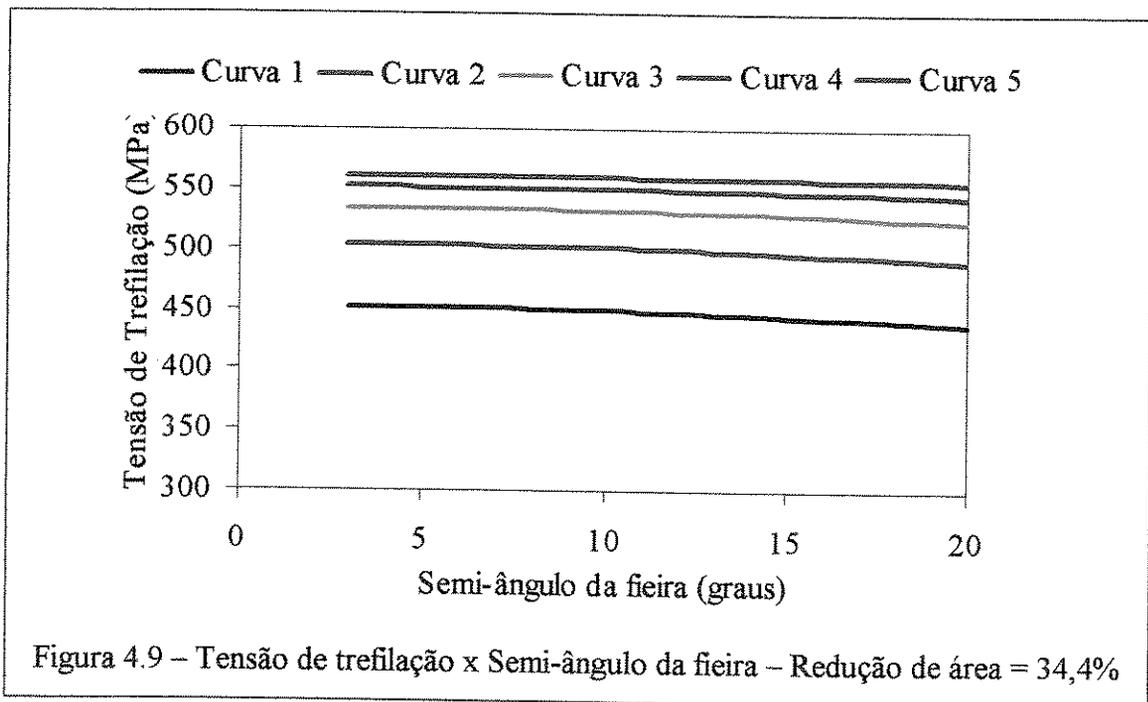


Os resultados obtidos aplicando-se o Método da Divisão em Elementos com atrito entre o plug e o tubo e entre a feira e o tubo são mostrados a seguir. A Figura 4.9 mostra os resultados obtidos para uma redução de área de 34,4%. A Tabela 4.2 indica os valores do atrito entre o plug

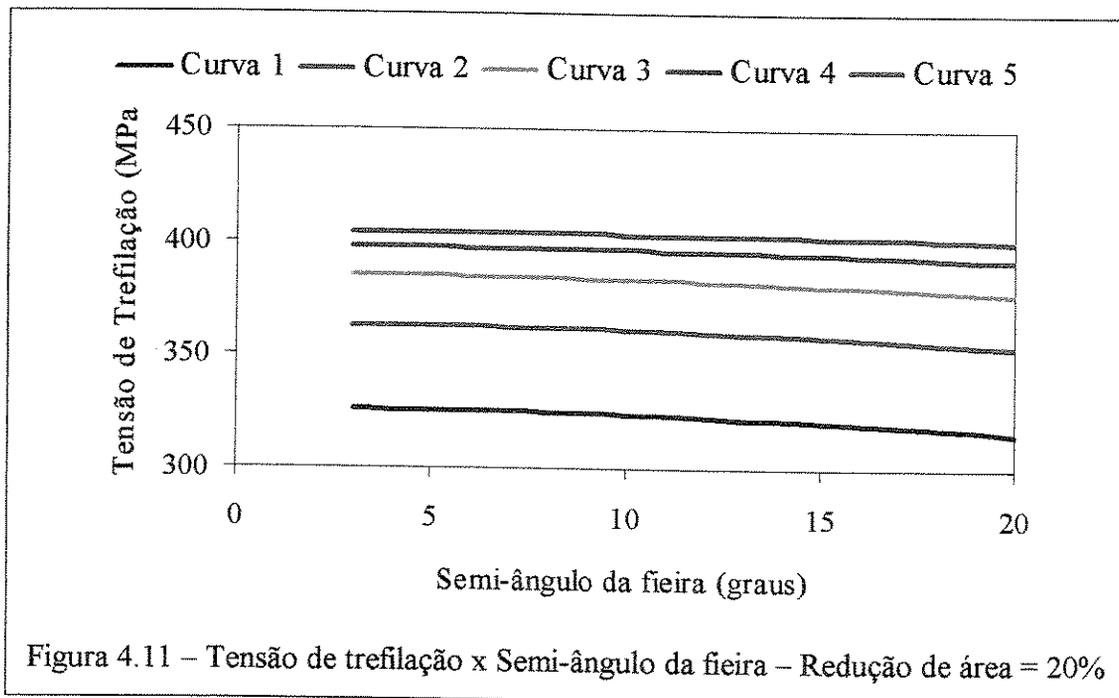
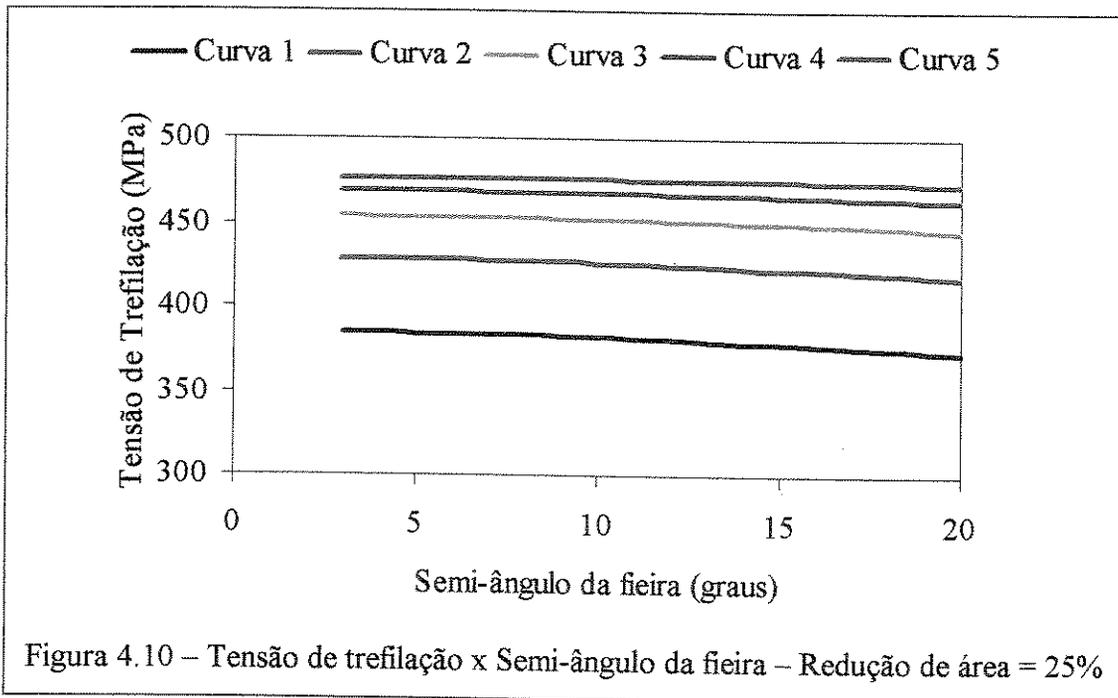
eo tubo e entre o tubo e a fieira para as curvas mostradas na Figura 4.9 e, também, para as Figuras 4.10 a 4.12.

Tabela 4.2 – Coeficientes de atrito adotados entre o plug e o tubo e entre a fieira e o tubo para o MDE

Curva	μ_1 Fieira/tubo	μ_2 Plug/tubo
Curva 1	0,05	0,05
Curva 2	0,05	0,1
Curva 3	0,1	0,1
Curva 4	0,1	0,15
Curva 5	0,15	0,15



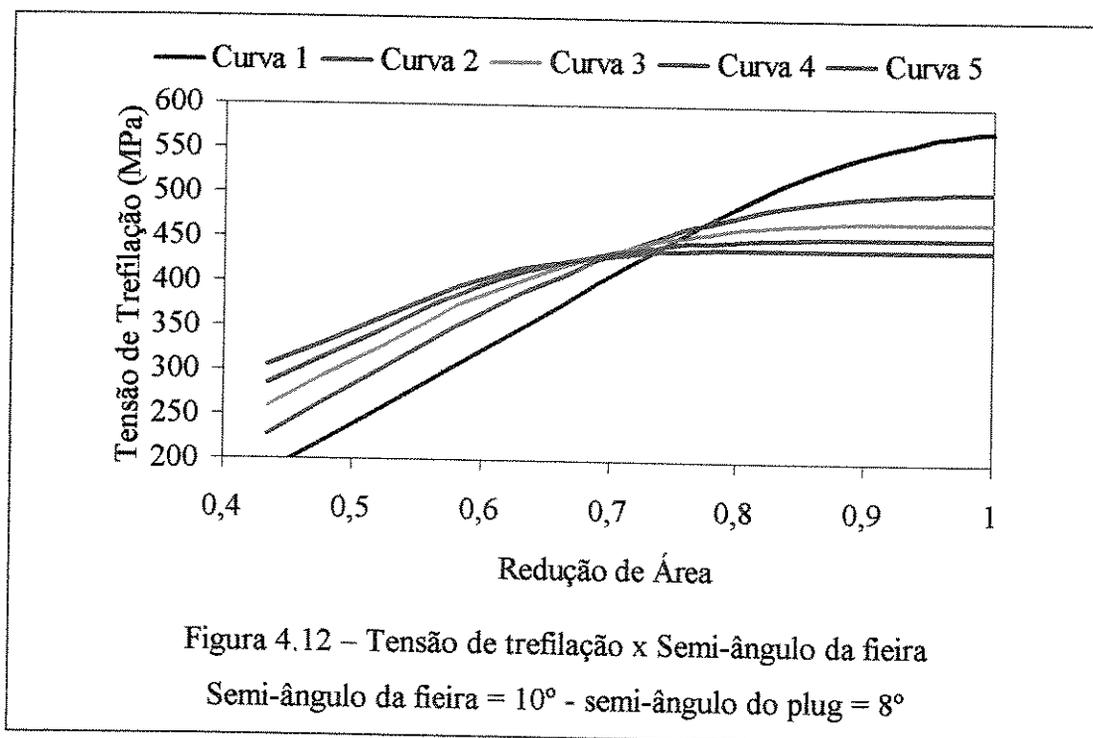
Essas curvas mostram que o modelo prevê o aumento da tensão de trefilação com o aumento do coeficiente de atrito. Pode-se ver ainda que o aumento do atrito na interface fieira/tubo tem menor influência sobre a tensão de trefilação do que o atrito na interface plug/tubo. Isto está evidenciado pela variação da tensão mostrada pelas curvas 1 e 2 – que



representam uma variação do coeficiente de atrito entre o plug e o tubo, mantendo-se o coeficiente de atrito entre a fieira e o tubo – comparada com a variação da tensão mostrada pelas curvas 2 e 3 – para as quais se procedeu de modo inverso, ou seja, manteve-se o atrito entre o plug e o tubo e variou-se o atrito entre a fieira e o tubo. Esse procedimento foi repetido para as

curvas 3 e 4 e curvas 4 e 5, com o mesmo resultado. Por outro lado, o modelo mostrou-se mais sensível à variação da tensão em função do ângulo da feira para condições de atrito mais suaves. Para condições mais severas, a variação da tensão em função do ângulo da feira foi muito pequena. O modelo sugere que não existe um ângulo ótimo para a trefilação de tubos, mas indica que ângulos pequenos implicam em maiores tensões de trefilação. As mesmas observações podem ser feitas para as condições mostradas nas Figuras 4.10 e 4.11.

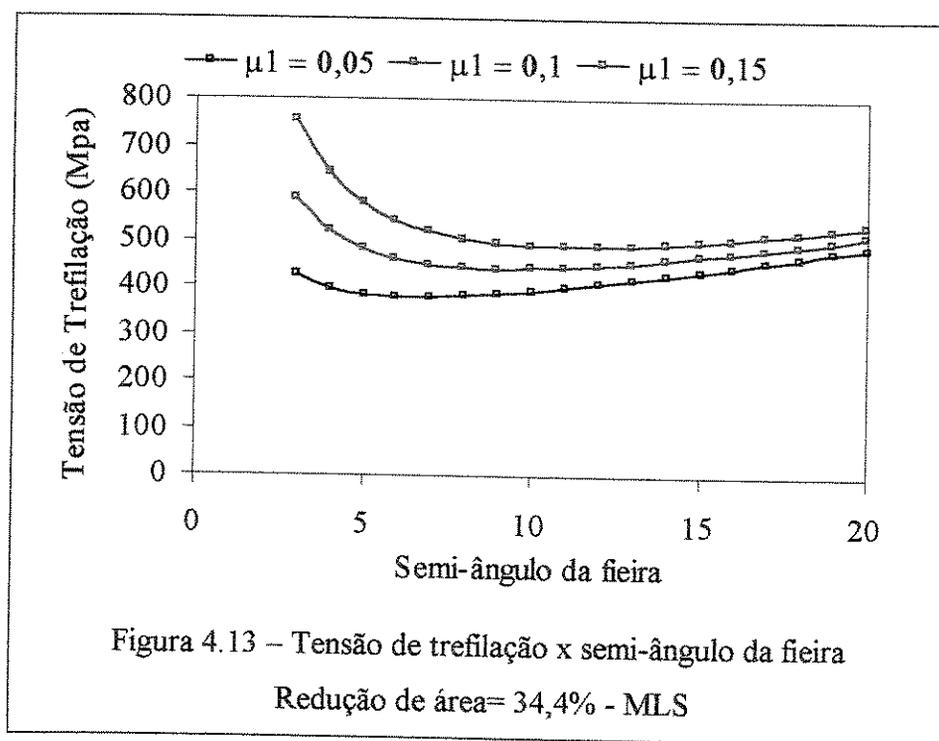
A Figura 4.12 mostra as curvas de tensão de trefilação em função da redução de área, ao assumir-se que há atrito na interface entre o tubo e a feira e na interface entre o tubo e o plug. As curvas foram obtidas para semi-ângulo da feira de 10° e semi-ângulo do plug de 8° . Como no caso anterior (sem atrito entre o plug e o tubo) as curvas indicam que o modelo não responde bem quando a redução de área supera um valor próximo de 0,7, o que corresponde a uma redução de 55% no diâmetro. Em todos os casos, a tensão de trefilação aumenta com o aumento da redução de área.



4.3.2 – Simulação pelo Método do Limite Superior

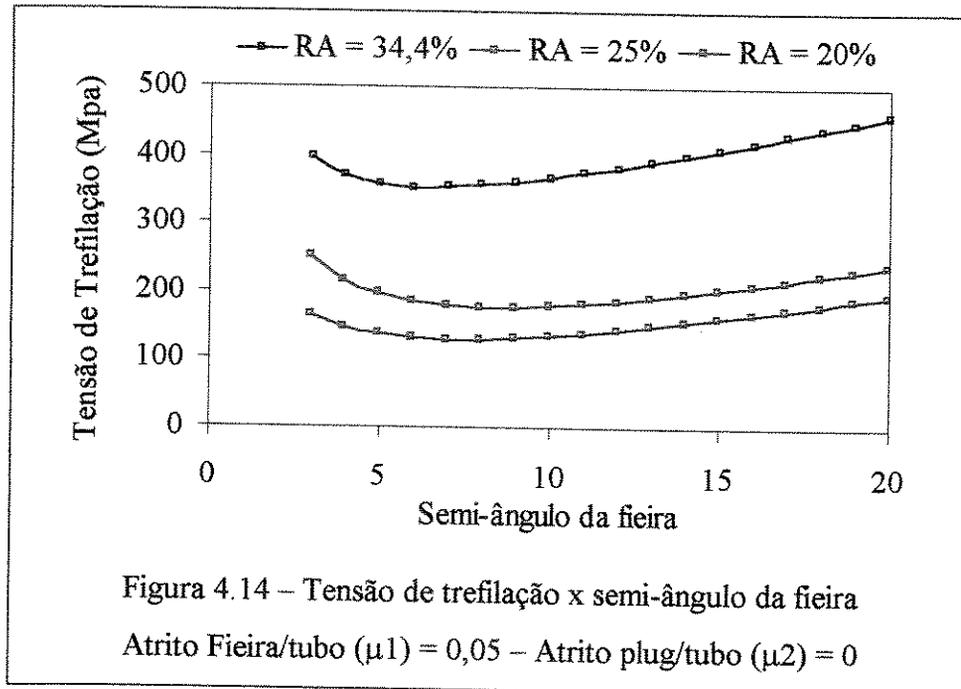
A simulação com o Método do Limite Superior foi inicialmente empregada admitindo-se a inexistência de atrito entre o plug e o tubo para acompanhar a evolução da tensão de trefilação. A figura 4.13 mostra a tensão de trefilação em função do ângulo da feira para uma redução de área de 34,4%, para alguns valores de coeficiente de atrito entre a feira e o tubo. As curvas apresentam uma faixa de ângulos para a qual a tensão de trefilação é menor, que se situam entre 5° e 10°. O modelo indica que a tensão de trefilação é maior para valores maiores de coeficiente de atrito entre a feira e o tubo.

Os valores encontrados para a tensão de trefilação são maiores do que aqueles obtidos pelo Método da Divisão em Elementos (ver Figura 4.5). Isto se dá pelo fato de que o Método do Limite Superior leva em consideração também o trabalho redundante, diferentemente do Método da Divisão em Elementos.



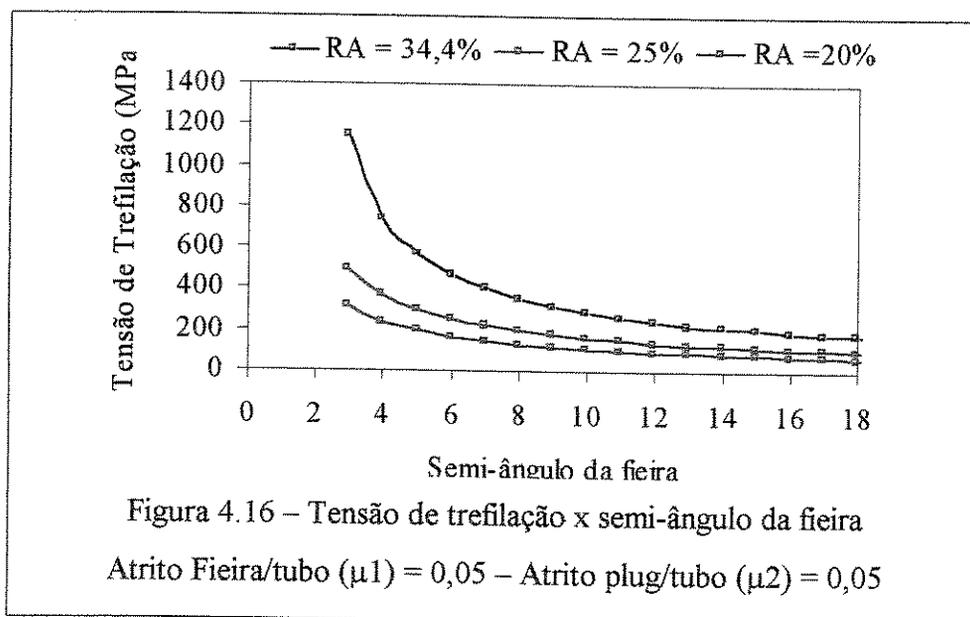
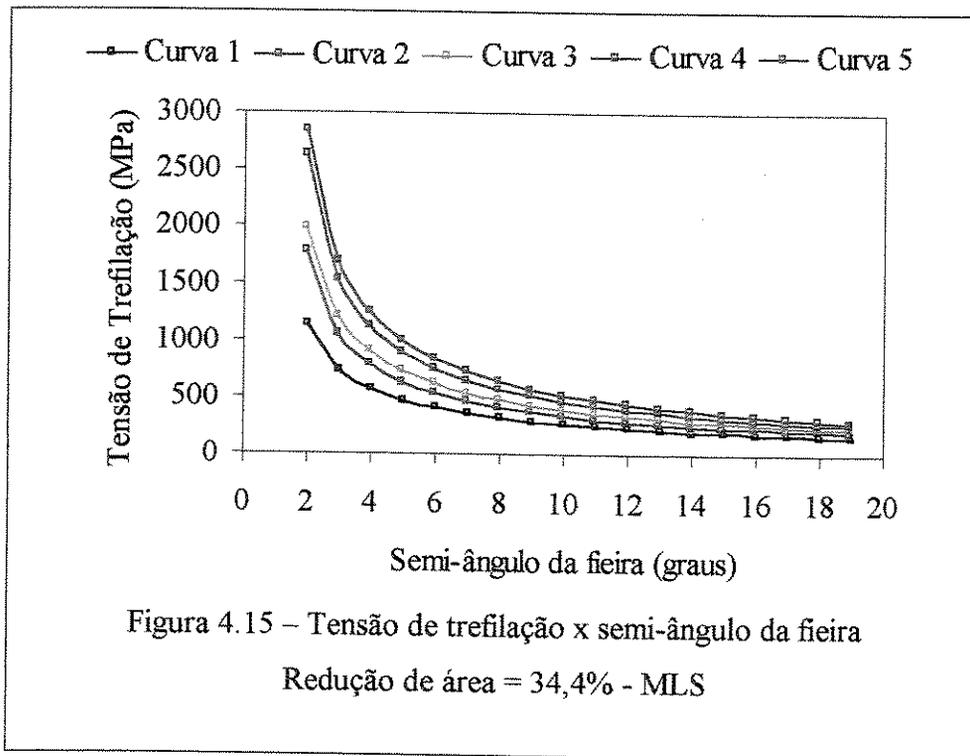
A Figura 4.14 mostra os resultados obtidos com aplicação desse método para diferentes valores da redução de área, empregando-se um coeficiente de atrito entre o tubo e a feira igual a 0,05.

Esses resultados confirmam a existência de uma faixa de ângulos para os quais a tensão de trefilação é menor e também, que a tensão de trefilação é maior para valores maiores de redução de área.



As simulações da trefilação de tubos com plug empregando-se o Método Limite Superior são mostradas a seguir. A Figura 4.15 mostra as curvas de tensão de trefilação em função do semi-ângulo da fieira, para uma redução de área 34,4% e para diversos valores do atrito entre o plug e o tubo e entre a fieira e o tubo. Esses valores estão relacionados na Tabela 4.2. O semi-ângulo do plug é 2° menor que o semi-ângulo da fieira. O modelo mostra que a tensão de trefilação aumenta com o aumento do atrito, tanto na fieira quanto no plug. A tensão de trefilação, entretanto, diminui com o aumento do ângulo de trabalho, tendendo a um valor mínimo. Isto se explica, no modelo, do seguinte modo: o trabalho redundante aumenta com o aumento do ângulo de trabalho, ao passo que o atrito diminui com o aumento desse ângulo. Contudo, como as superfícies de descontinuidade da velocidade, responsáveis pelo trabalho redundante são pequenas, considerando a parede do tubo, o crescimento da parcela do trabalho redundante é muito menor do que a redução do atrito devido ao aumento do ângulo de trabalho. Na soma geral, o trabalho total resulta menor para ângulos maiores. Não há, portanto, um ângulo ótimo de trabalho como ocorre na trefilação de corpos maciços.

A Figura 4.16 apresenta as curvas de tensão de trefilação em função do semi-ângulo da feira, considerando os coeficientes de atrito no plug e na feira iguais a 0,05, para alguns valores de redução de área. O semi-ângulo do plug é 2° menor que o semi-ângulo da feira. A tendência mostrada na Figura 4.15 é repetida para a variação da redução de área.

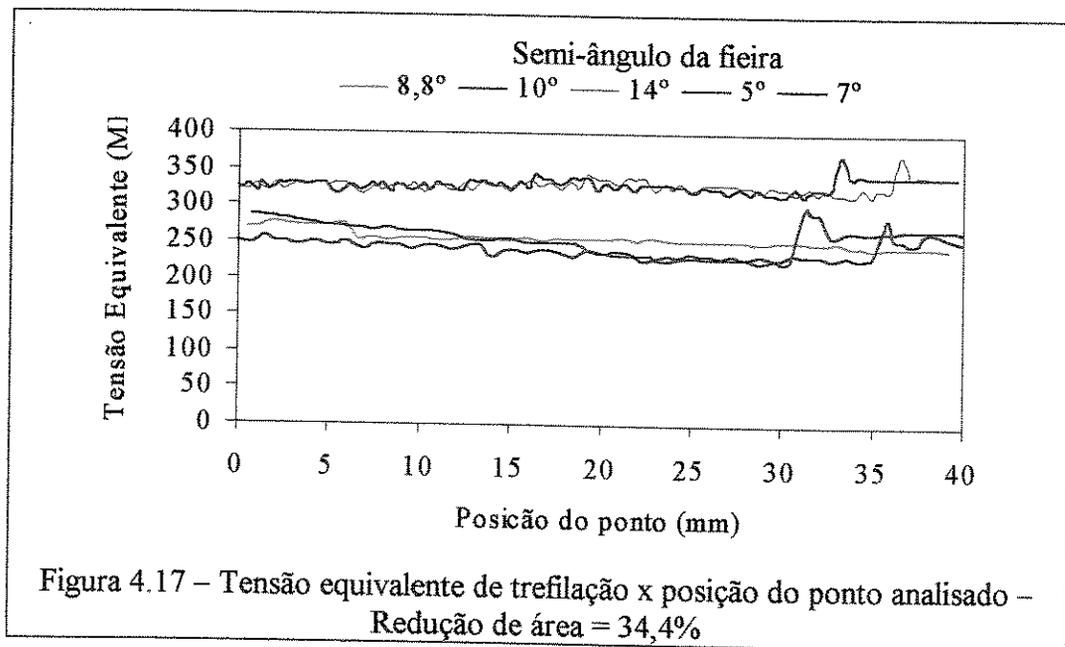


A tensão de trefilação aumenta com o aumento da redução de área, mas diminui com o aumento do ângulo de trabalho. De forma idêntica à mostrada para a variação do coeficiente de atrito, mostra-se assintótica ao eixo dos ângulos de trabalho. Como discutido anteriormente, os resultados obtidos pelo Método do Limite Superior mostram valores sempre maiores para a tensão de trefilação do que aqueles obtidos pelo Método da Divisão em Elementos (ver Figuras 4.5 a 4.7)

4.4 Simulação pelo Método dos Elementos Finitos

4.4.1 Trefilação sem plug

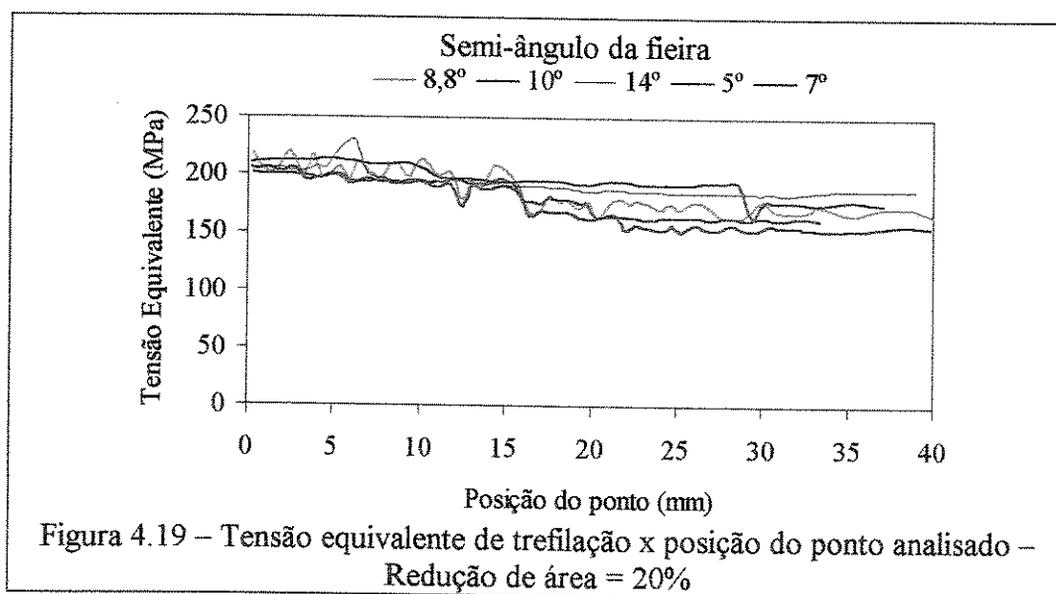
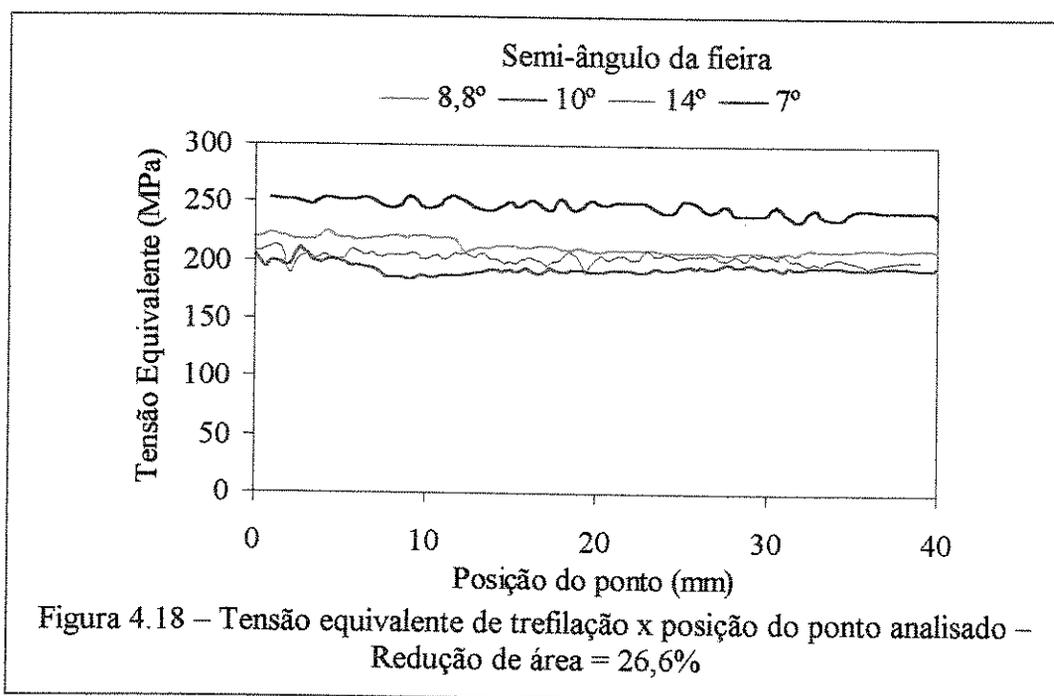
Tendo em vista que as simulações analíticas mostraram que os melhores ângulos de trabalho se situam na faixa de 5° a 10° , as simulações pelo MEF foram feitas para os ângulos 5° , 7° , $8,8^\circ$, 10° e 14° . A Figura 4.17 mostra os resultados obtidos na simulação da trefilação de tubos sem atrito entre o plug e o tubo, coeficiente de atrito entre a feira e o tubo de 0,05, com redução de área de 34,4%,



Essas curvas representam a tensão de trefilação calculada para um ponto situado na superfície externa do tubo. Na posição zero, o ponto se encontra na entrada da zona de

deformação. O ponto percorre a zona de deformação e deixa a feira percorrendo uma distância total de 40 mm.

As Figuras 4.18 e 4.19 são obtidas para reduções de área das mesmas condições, porém com redução de área de 26,6% e 20%, respectivamente.



Os resultados obtidos apresentam boa concordância com os obtidos pelo Método do Limite Superior e da Divisão em Elementos (ver Figura 4.14 e Figuras 4.5 a 4.7). A Tabela 4.3 mostra as médias das tensões de trefilação na região dos ângulos de 5° a 14°, obtidas pelos três métodos.

Tabela 4.3 – Comparação da tensão de trefilação sem plug pelos Métodos, MEF, MDE e MLS

Redução de área	Tensão média de trefilação (MPa)		
	MEF	MDE	MLS
34,4%	328	319	368
25% (26,5%*)	221	231	251
20%	181	205	188

* A simulação pelo MEF foi feita para a redução de 26,5%

As Figuras a seguir mostram imagens obtidas com o software utilizado na simulação para as deformações equivalentes no caso em que a redução de área é de 34,4% e o coeficiente de atrito entre a fiera e o tubo igual a 0,05. Pode-se observar que as zonas de deformação crescem ao longo da zona de trabalho, atingindo um valor máximo na saída da fiera, logo após a zona de calibração. Desse ponto em diante, atinge-se um regime permanente. Com base nas figuras obtidas e nas curvas, pode-se afirmar que a simulação da trefilação sem o plug (atrito nulo na região de contato plug/tubo) foi bem sucedida. Pode-se notar ainda que a distribuição da deformação ao longo da zona de trabalho é a mesma em todos os casos.

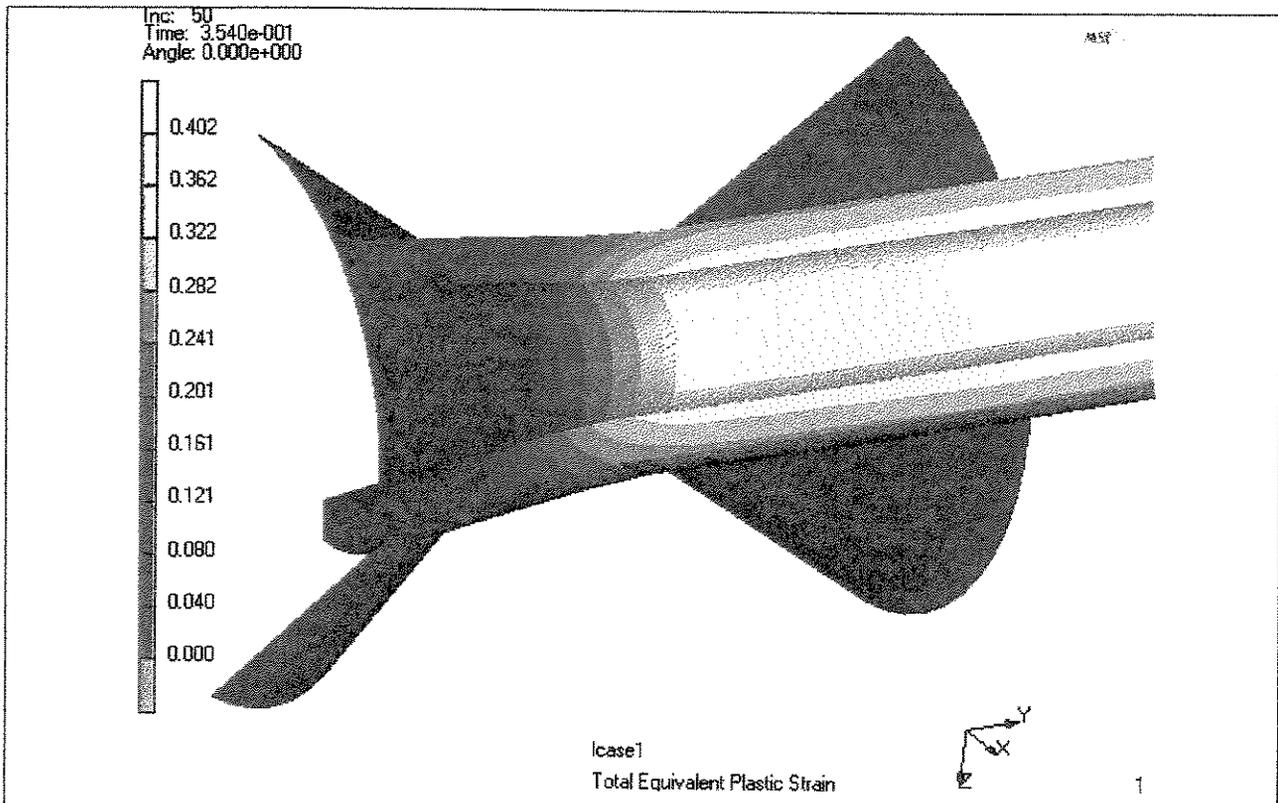


Figura 4.20.a) semi-ângulo da fieira = 7°

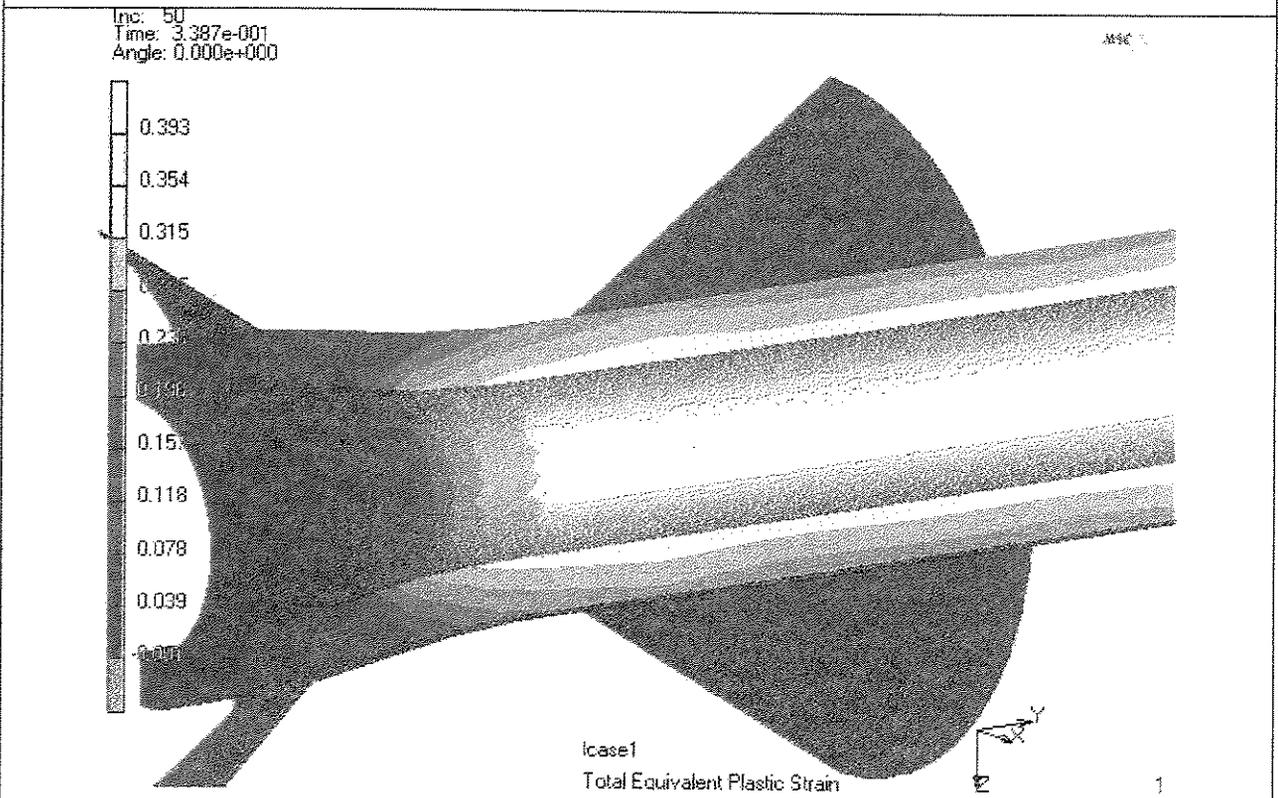


Figura 4.20 b) semi-ângulo da fieira = 8,8°

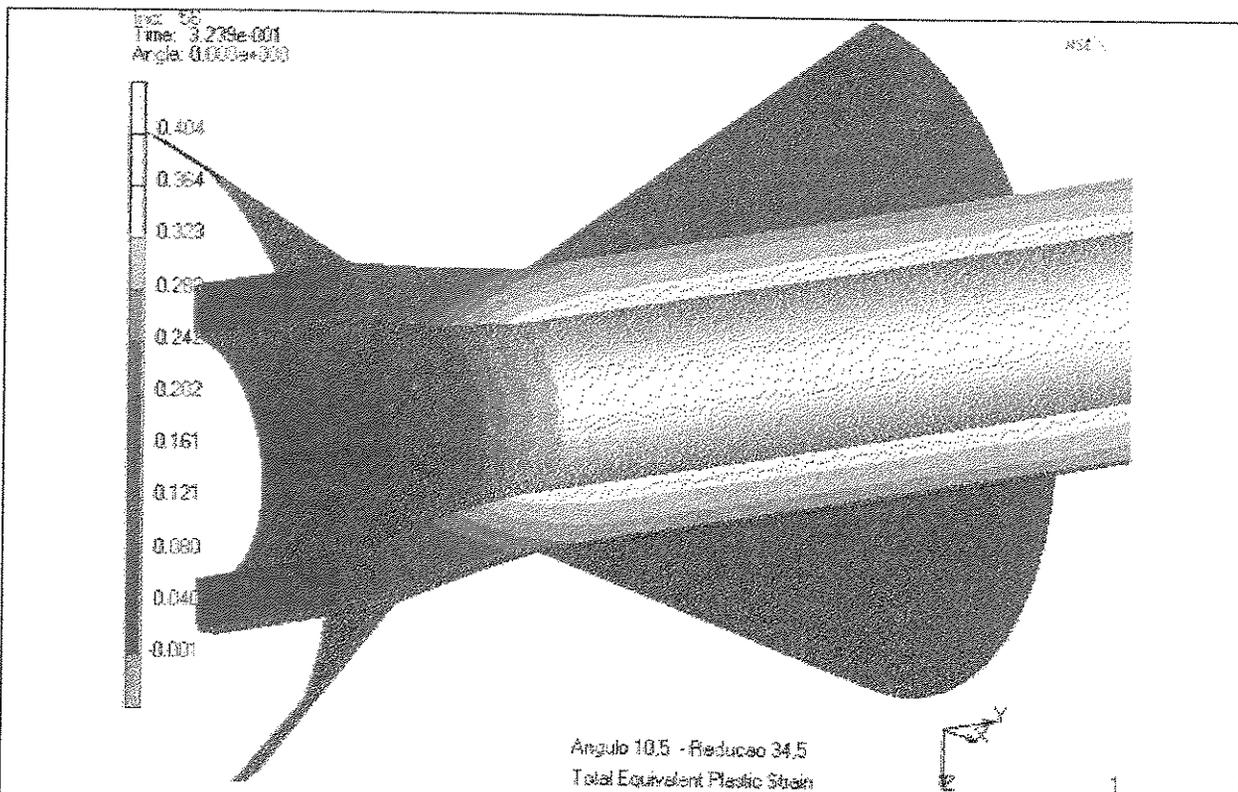


Figura 4.20 c) semi-ângulo da feira = 10°

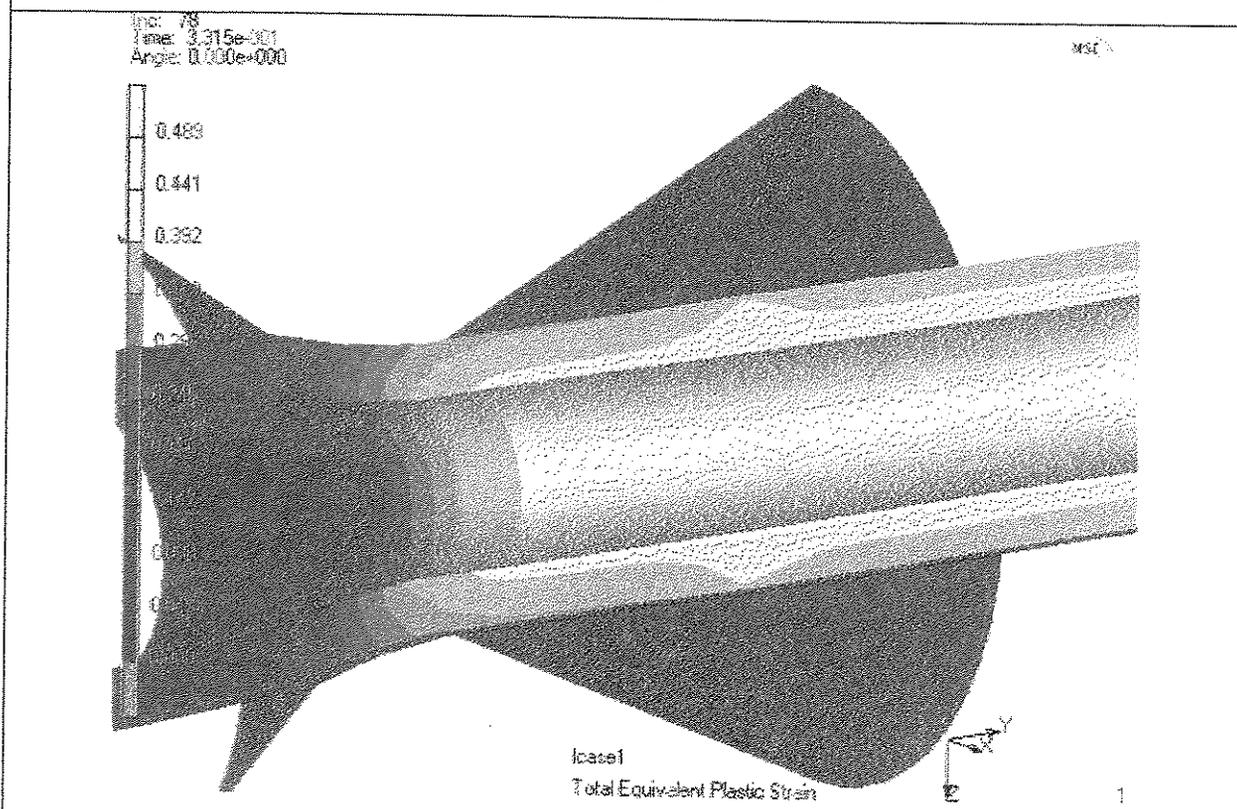
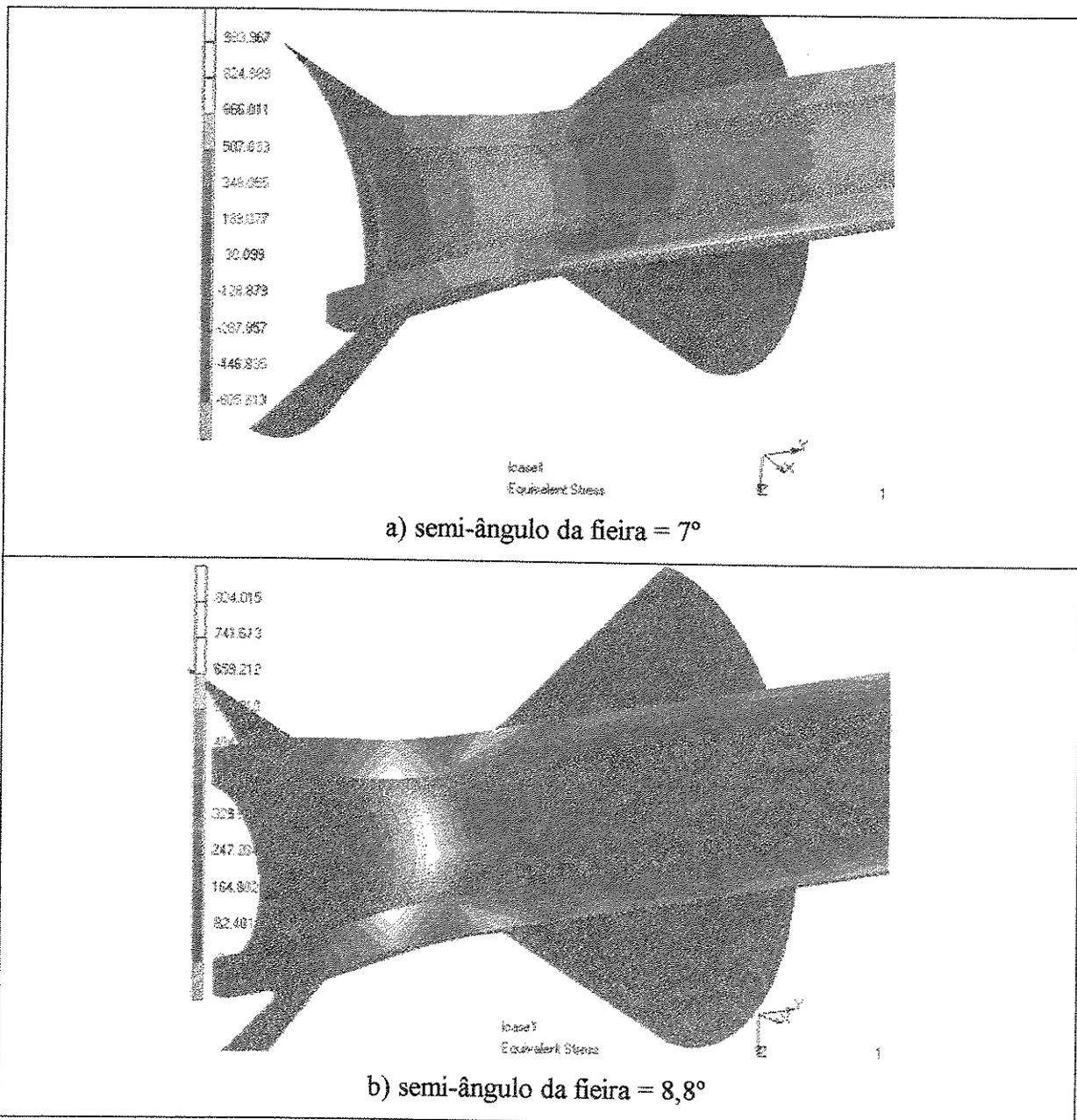
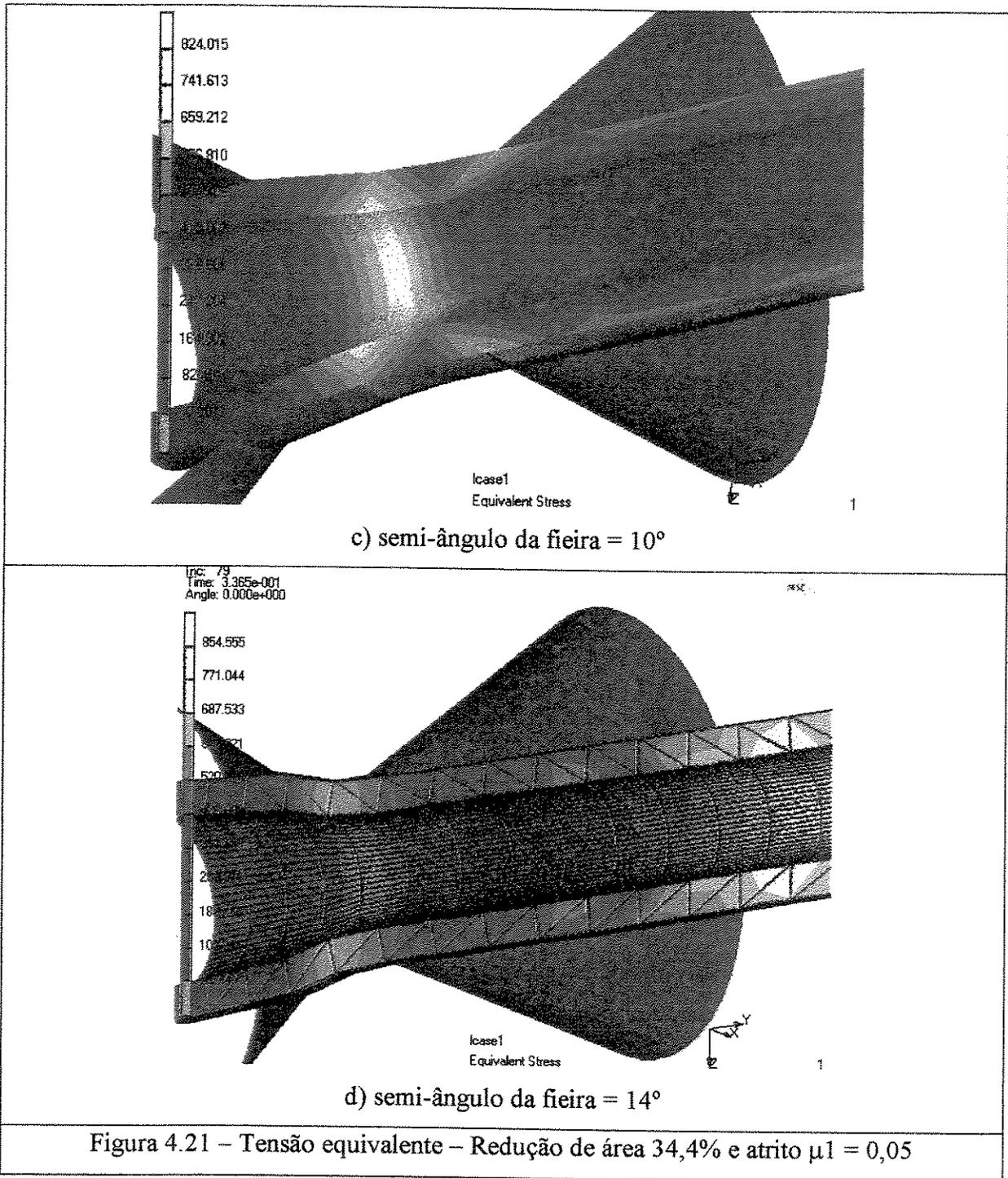


Figura 4.20 d) semi-ângulo da feira = 14°

Também foram obtidas imagens mostrando a tensão equivalente ao longo do tubo, na zona de deformação e logo após essa zona, nas condições de redução de área de 34,4% e coeficiente de atrito $\mu_1 = 0,05$.

As Figuras mostram que para o ângulo de 7° a distribuição de tensões é mais suave, tornando-se mais intensa à medida que os ângulos crescem.

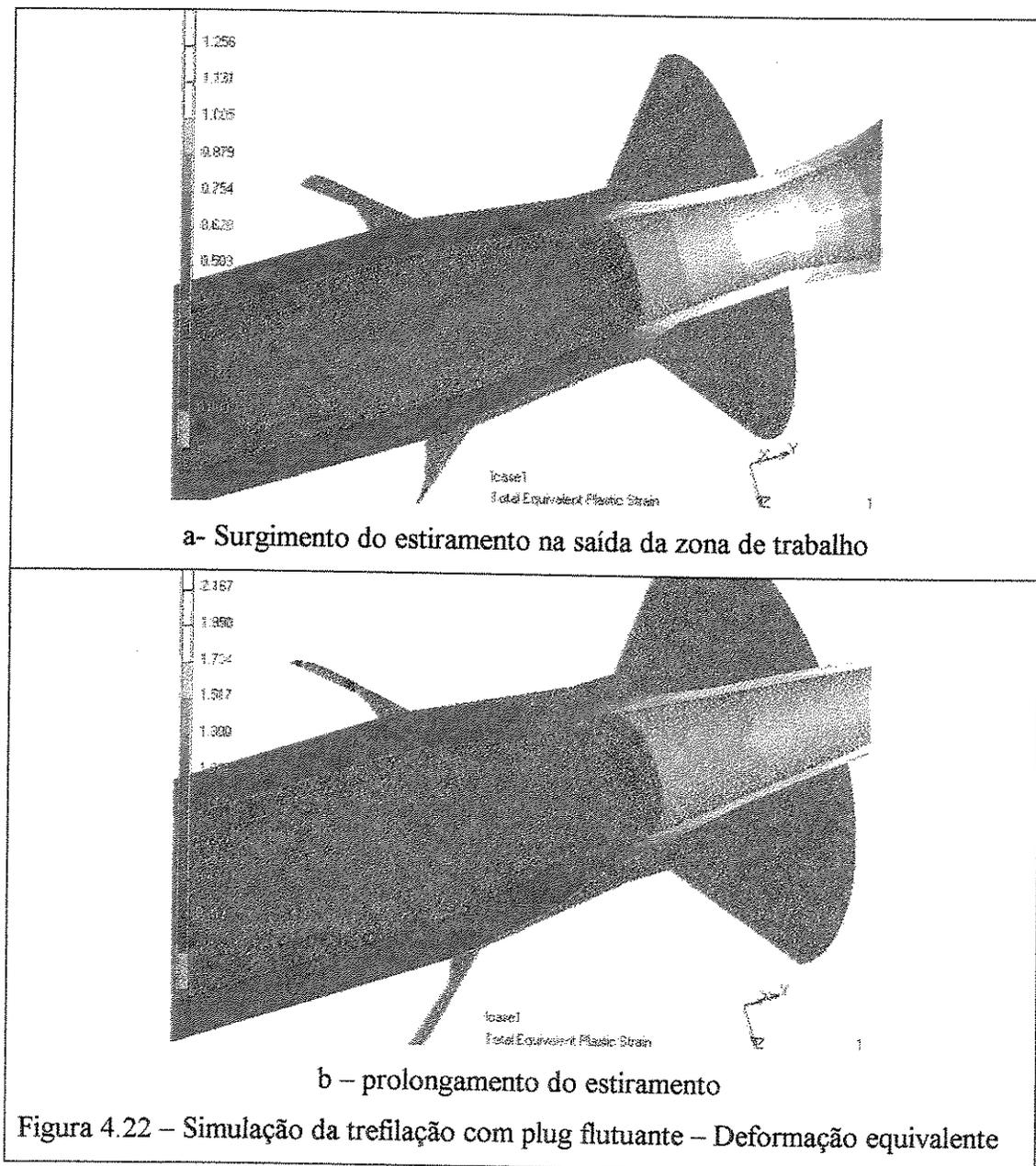




4.4.2 Trefilação com plug flutuante

Foram executadas simulações empregando-se o plug flutuante no modelo para uma redução de 34,4% e para as condições de atrito mostradas na Tabela 3.1. Como já apresentado

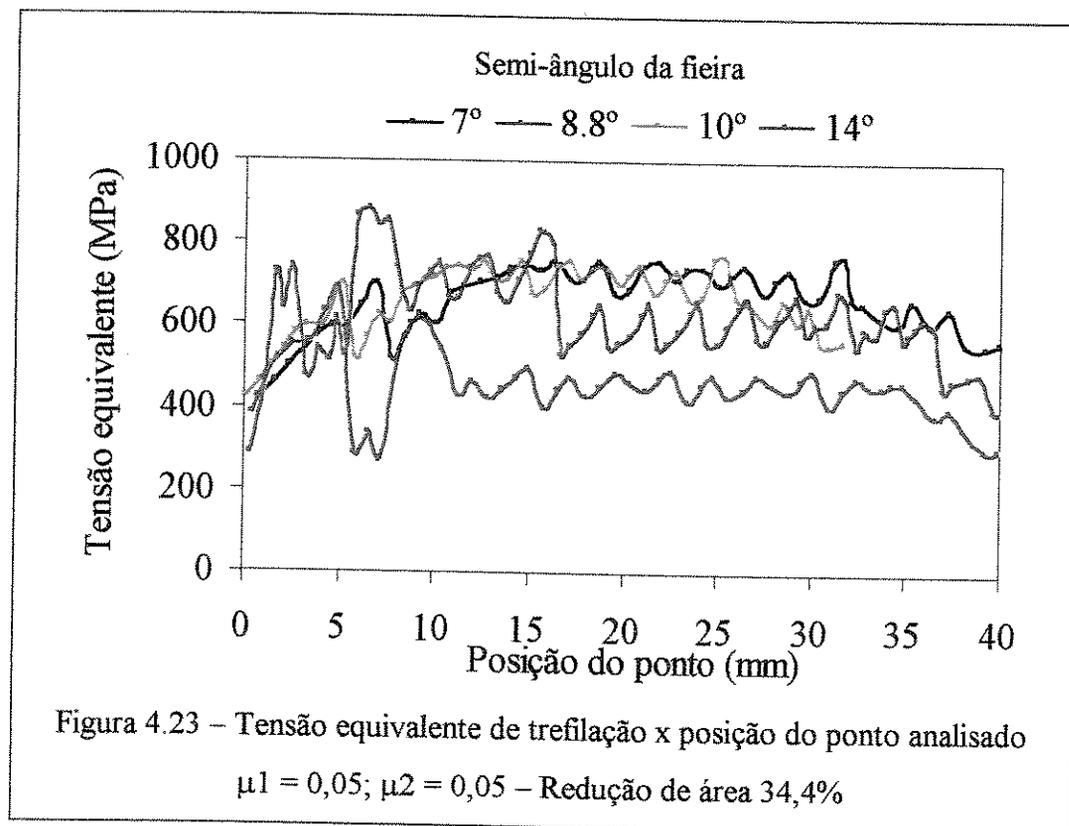
anteriormente, nas simulações com plug flutuante, essa ferramenta é posicionada na zona de deformação e sobre ela não são impostas restrições de deslocamento. Para todos os casos simulados, ocorreram deformações localizadas com valores muito acima dos esperados na saída da zona de trabalho, antes da zona de calibração. Desta forma, não houve a trefilação, mas o estiramento naquela região, o que no caso real configuraria as condições para a ruptura do tubo. A figura 4.22 mostra a imagem obtida para a deformação equivalente em um dos casos, para exemplificar o ocorrido.



Na Figura 4.22-a, pode-se ver que o material do tubo permanece imóvel na zona de trabalho e inicia-se o estiramento. Na Figura 4.22-b, apresenta a imagem do processo algum deslocamento adiante, mostrando que o material do tubo permaneceu imóvel na zona de trabalho e o estiramento foi prolongado para valores muito acima do que o comportamento mecânico do material permitiria suportar sem ruptura. Como o modelo não incluía previsão da ruptura, ela não pode ser simulada.

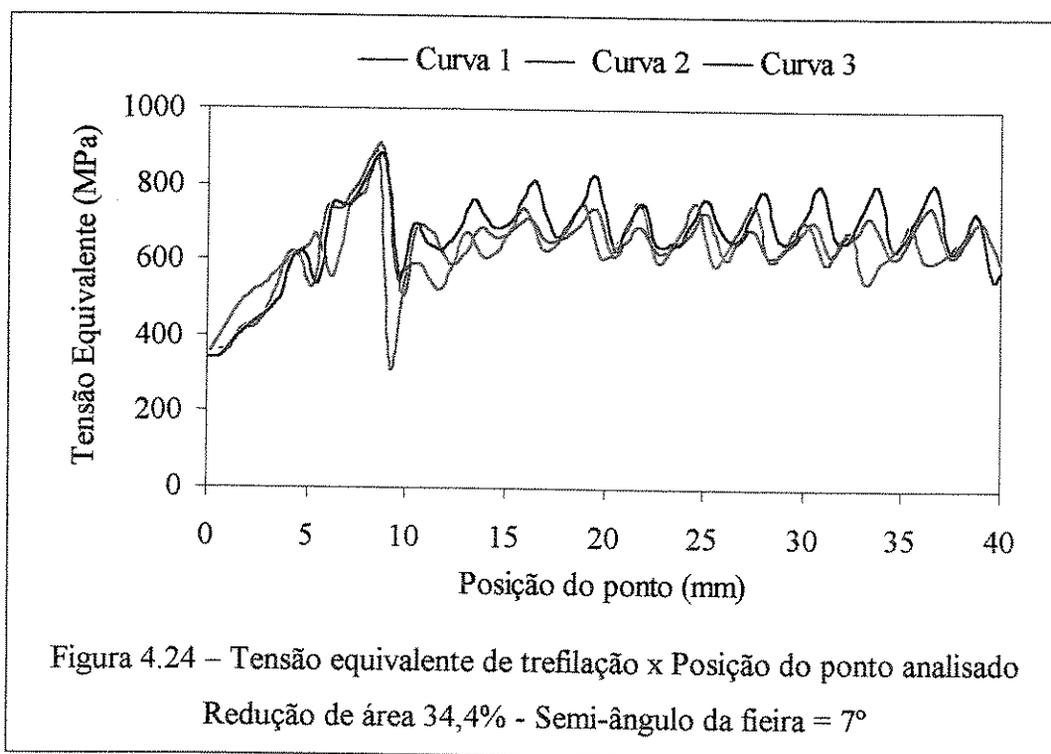
4.4.3 – Trefilação com plug fixo

As simulações apresentaram melhores resultados quando se empregou o plug fixo. A Figura 4.23, mostra os resultados obtidos para a tensão equivalente, com coeficiente de atrito igual a 0,05 tanto no plug quanto na feira e redução de área de 34,4% para os ângulos de trabalho destacados na Tabela 3.2.

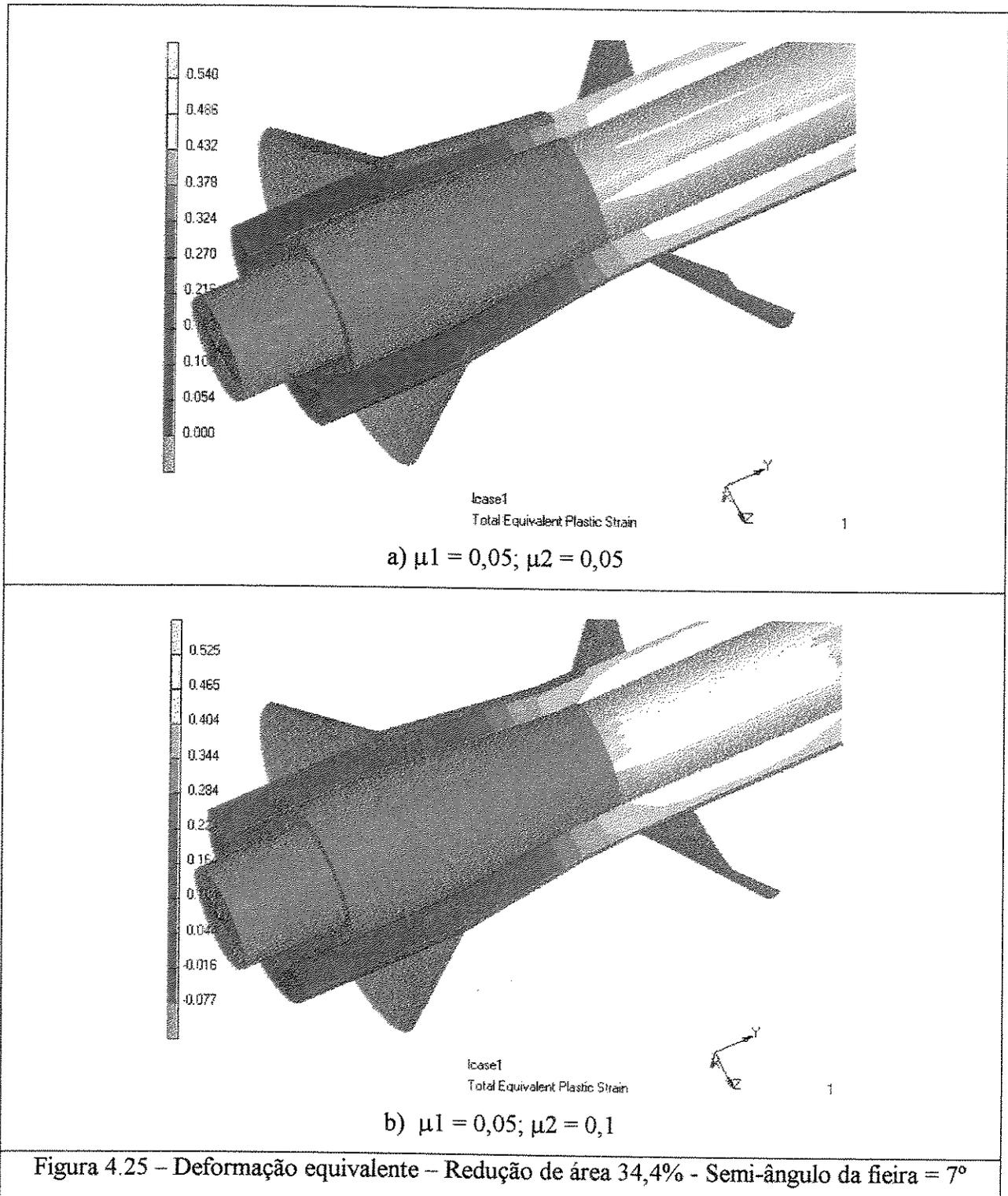


A tensão equivalente foi obtida para um ponto situado na superfície externa do tubo. A posição desse ponto varia desde a entrada da zona de deformação na fieira, (ponto 0) até um ponto distante 40 mm do marco inicial, na direção da aplicação da carga. Na Figura 4.24 pode-se notar que a tensão equivalente de trefilação mostra-se instável e crescente ao longo da zona de deformação e até alguns milímetros após o ponto deixar essa mesma zona – algo em torno de 10 mm. A partir desse ponto, a tensão apresenta-se estável, indicando que o processo atinge um regime quase-estacionário.

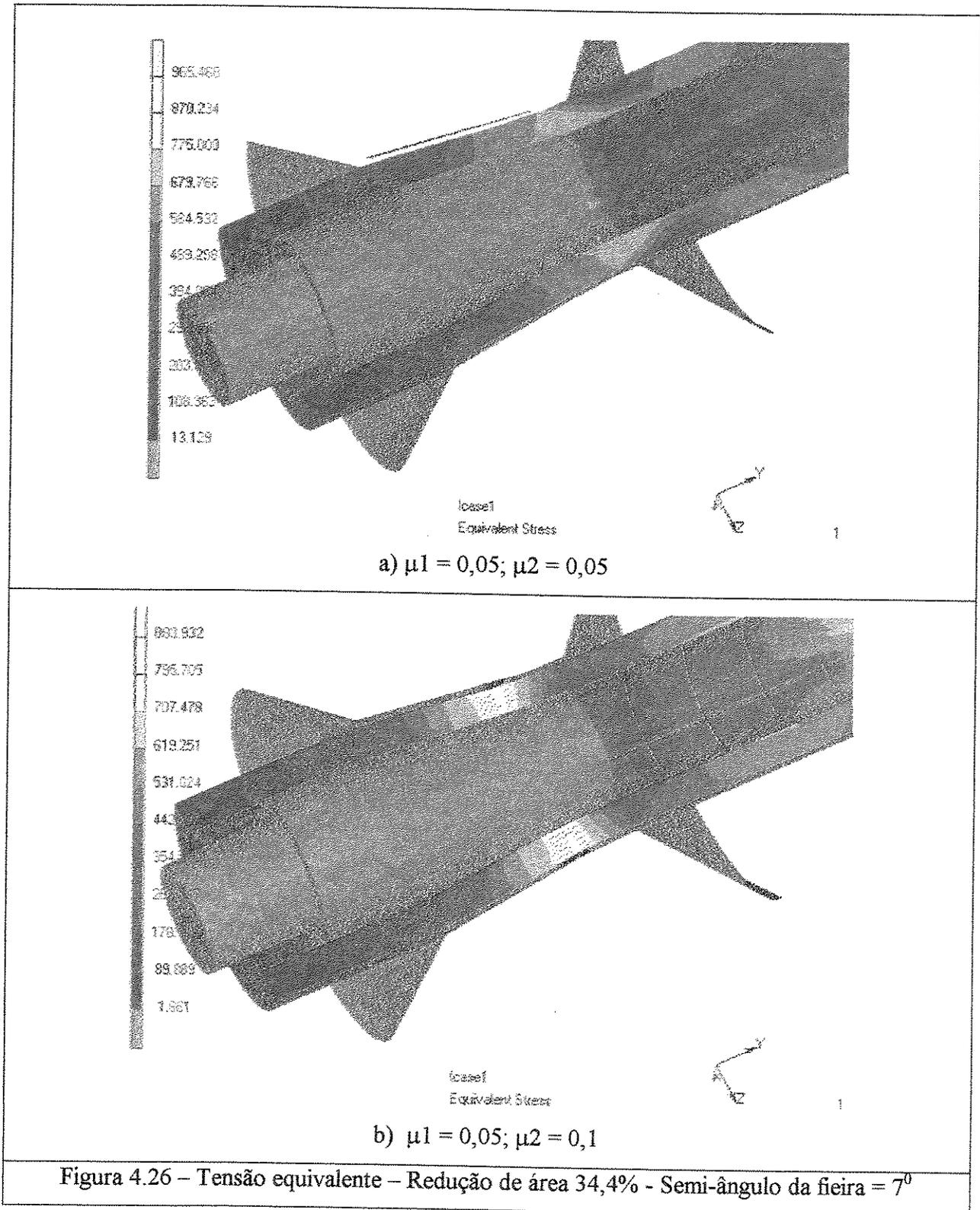
A Figura 4.24 mostra os resultados obtidos para a posição longitudinal de um ponto situado na superfície externa do tubo, da mesma forma como obtida no caso anterior, para a tensão equivalente de trefilação, com redução de área de 34,4% e ângulo da fieira de 7°. A curva 1 foi obtida para coeficientes de atrito $\mu_1=0,05$ e $\mu_2=0,05$, a curva 2 para $\mu_1=0,05$ e $\mu_2=0,1$ e a curva 3, para $\mu_1=0,1$ e $\mu_2=0,1$. Como se pode observar, o comportamento das curvas é muito semelhante nos três casos, com valores crescentes de tensão da curva 1 para a curva 3. As curvas mostram a instabilidade da tensão até a posição de 10 mm distante da entrada da zona de deformação, e em seguida, essa tensão tendendo a estabilizar-se em torno de um valor médio.



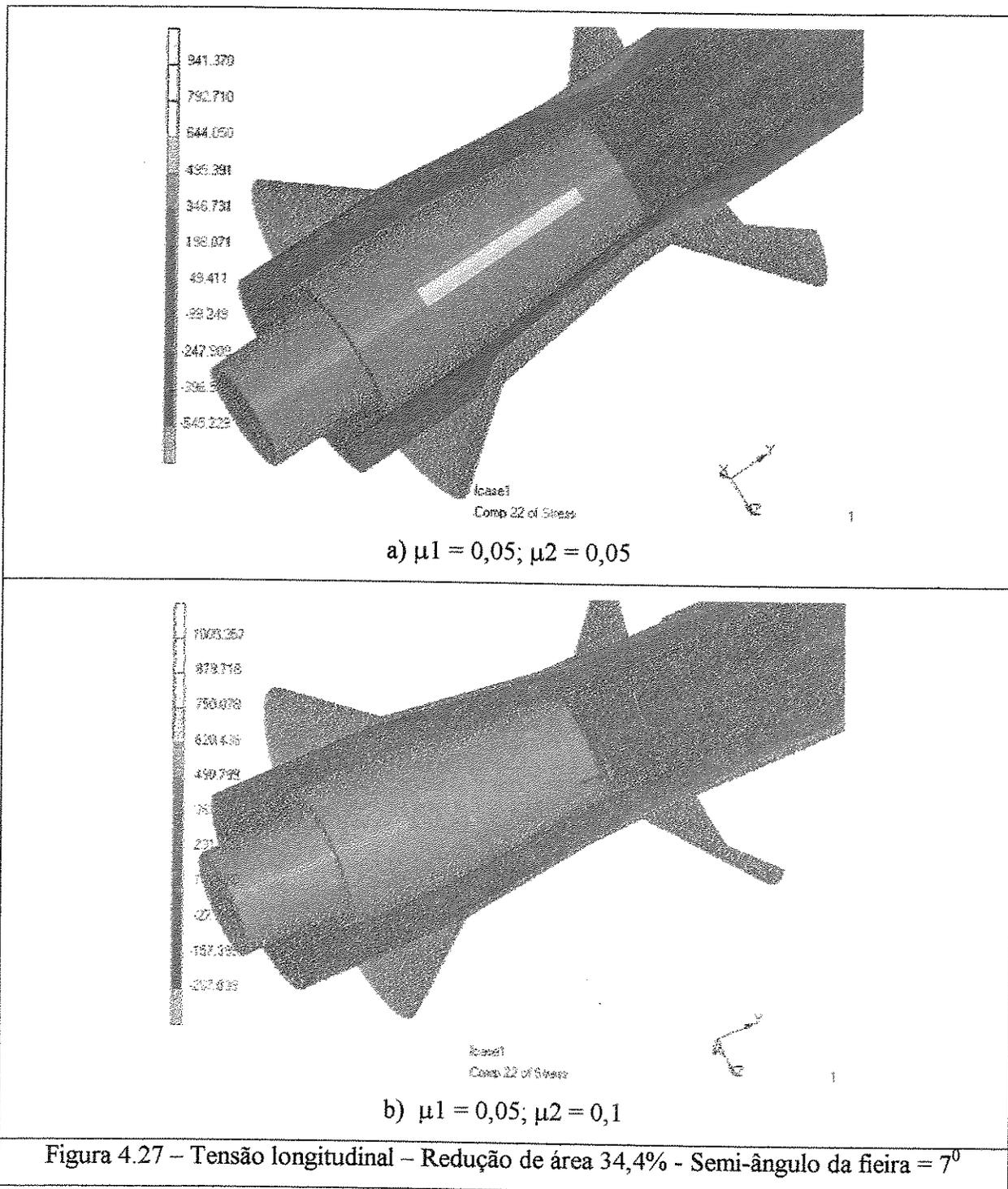
A Figura 4.25 mostra as imagens obtidas na simulação com o MEF para as deformações equivalentes para os casos referentes às curvas 1 e 2. Vê-se que a deformação na superfície interna do tubo é mais acentuada na condição mais severa de atrito no plug.



As Figuras 4.26-a e 4.26-b mostram as tensões equivalentes nos dois casos estudados. Pode-se observar claramente o aumento da intensidade da tensão equivalente do caso a para o caso b.



As Figuras 4.27-a e 4.27-b mostram as tensões longitudinais (σ_y) que atuam na direção da ação da força de trefilação. Observa-se que na zona de deformação da fieira, as fibras externas (superfície externa do tubo) estão sob compressão no sentido longitudinal e as fibras internas (superfície interna do tubo) estão sob tração.



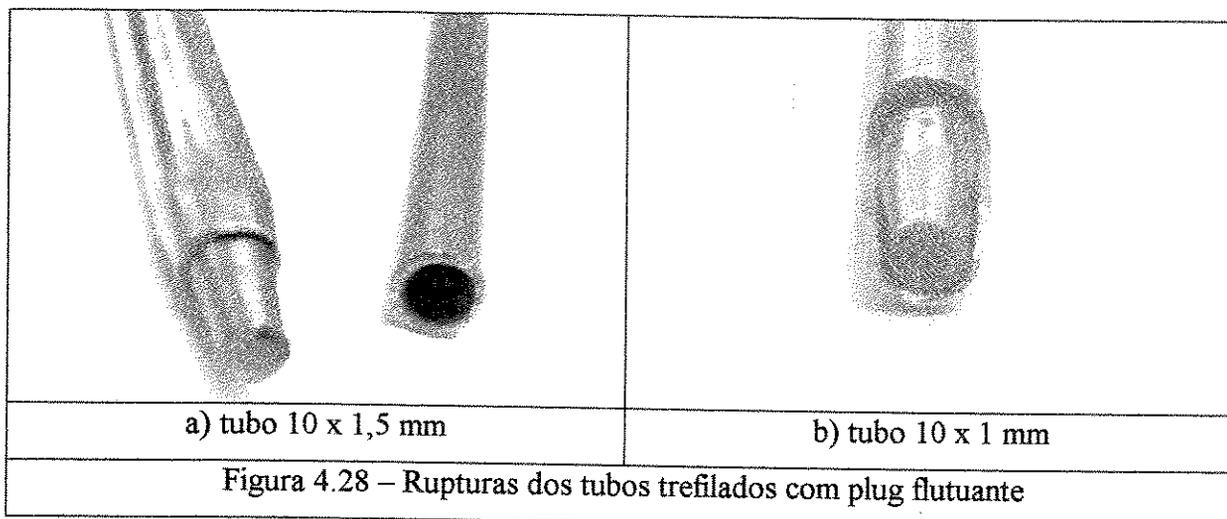
Pode-se observar ainda, que a intensidade das tensões nas fibras externas diminui com o aumento do atrito no plug. Em termos de tensão longitudinal, a parcela maior do esforço de trefilação é para vencer o atrito no plug. no caso retratado na Figura 4.27-b. Note-se, ainda, que as tensões trativas na fibra interna mostradas no caso retratado na Figura 4.27-a, obtidas durante o processamento, irão resultar em tensões residuais compressivas no tubo trefilado.

4.5 Resultados dos ensaios de trefilação

4.5.1 Ensaios com plug flutuante

Esses ensaios foram executados conforme o planejamento mostrado na Tabela 3.4. Todos os ensaios levaram à ruptura do tubo na saída da zona de deformação. As Figuras 4.28-a e 4.28-b exemplificam o tipo de ruptura ocorrida nos tubos de espessura de parede de 1 e de 1,5 mm, respectivamente e que também foi verificada na simulação pelo MEF (item 4.3.2). Na Figura 4.28-a foi mantido o plug no interior do tubo para caracterizar a região onde a ruptura ocorreu e vê-se que ela se deu logo no início da zona de deformação. Na Figura 4.28-b, o tubo foi seccionado para revelar a região deformada. Pode-se ver o afinamento da parede do tubo e a ruptura se deu na saída da zona de deformação.

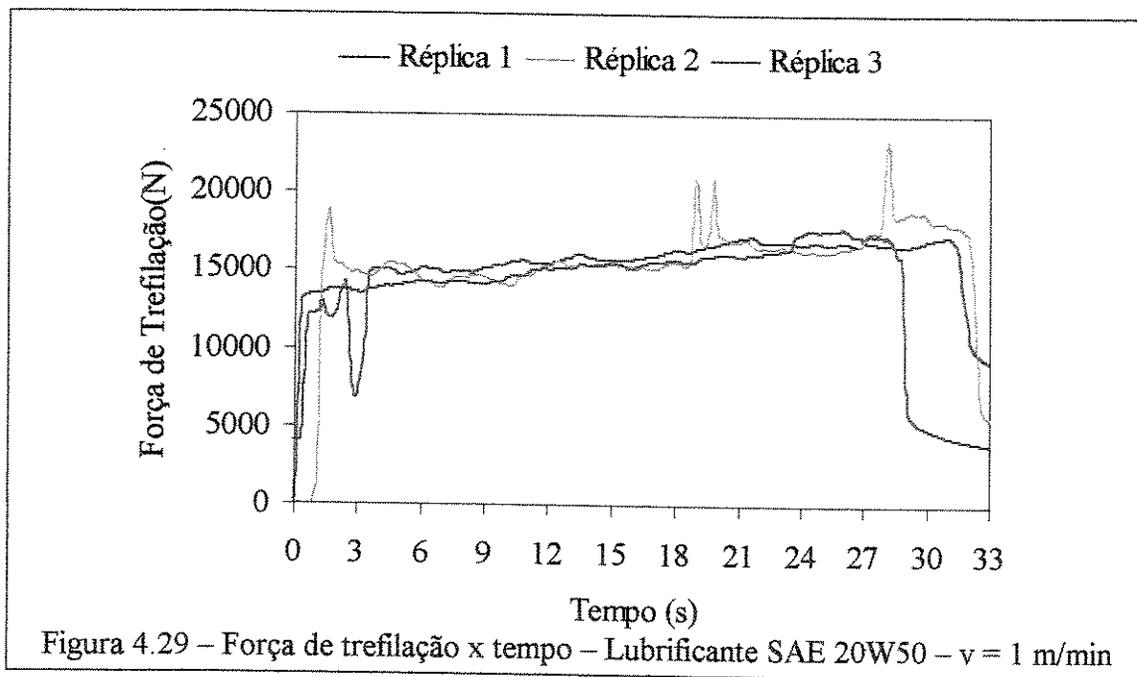
A possível causa da ocorrência da ruptura se deve ao fato de que o raio externo do tubo trefilado (3,97 mm) é maior do que o raio máximo do plug (R_{ep}), conforme se observa na Tabela 3.2 para as dimensões dos plugs utilizados. Essas dimensões permitem que o plug passe livremente através da fieira e, quando em trabalho, ao ser arrastado para a zona de deformação, provoque um excesso de deformação plástica localizada na saída da fieira, levando o tubo à instabilidade e à ruptura. Acredita-se, assim, tratar-se de um limite geométrico para a trefilação com plugs flutuantes, que não seria possível para tubos de paredes finas e com redução de área acentuada.



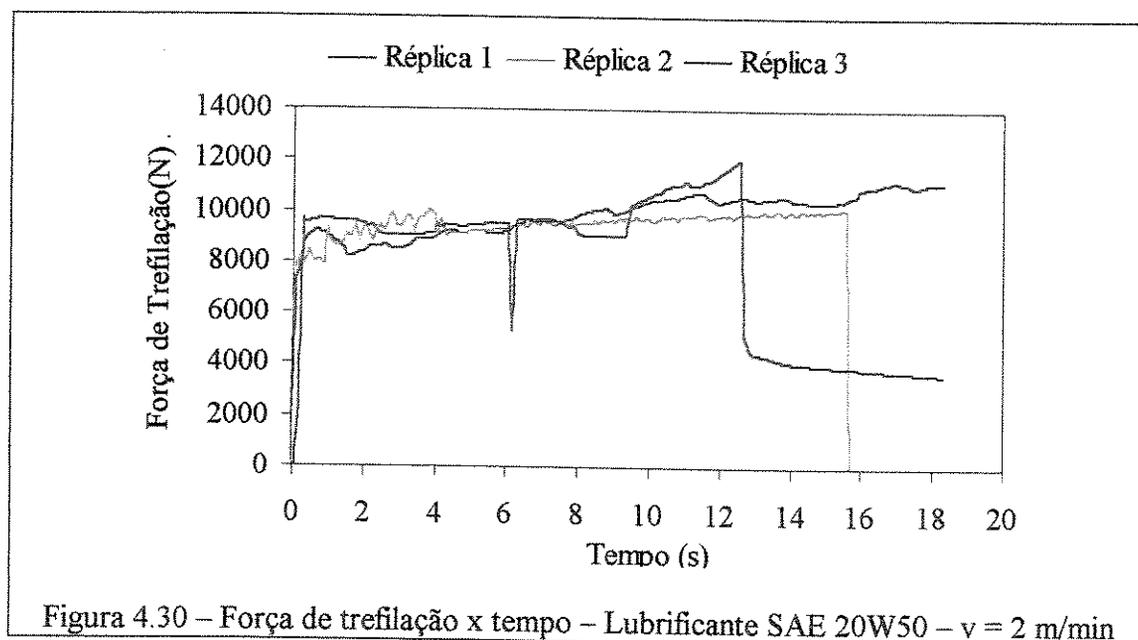
4.5.2 Ensaio com plug fixo

Os ensaios com plug fixo foram feitos segundo o planejamento da Tabela 3.5 e os resultados obtidos são mostrados e discutidos a seguir.

A Figura 4.29 mostra as curvas de força de trefilação mediada durante o ensaio para três réplicas, com velocidade de trefilação de 1 m/min na presença de óleo lubrificante SAE 20W50. Na Figura vê-se que a força de trefilação apresenta um comportamento semelhante para as três réplicas. A diferença do comprimento das curvas se deve à diferença do tamanho do tubo trefilado. As réplicas 2 e 3 mostram um aumento abrupto da força de trefilação na parte final do ensaio. Na réplica 2 a mudança do nível da força se dá por volta de 24 s e, na réplica 3, por volta de 28 s. Essa mudança abrupta é explicada pelo fato de que a extremidade posterior do tubo, ao passar pela fiação posterior (vide Figura 3.18), permite a descompressão da câmara, tornando a lubrificação menos eficiente e aumentando o atrito entre a fiação e o tubo. As tensões médias foram calculadas para a região da trefilação sob pressão e sem o efeito da pressão e estão mostradas na Tabela 4.4.



As Figuras 4.30 e 4.31 mostram que o efeito da pressurização em relação à não-pressurização é mais acentuado para velocidades mais elevadas. Isto sugere que, aliado ao efeito da pressão, a ação dinâmica também contribui para a redução do atrito. As tensões médias, em regime de lubrificação sobre pressão ou não, caem significativamente da velocidade de 1 m/min para a velocidade de 2 m/min. O aumento da velocidade para 5 m/min, porém, indica um aumento na tensão média, nos dois regimes de lubrificação.



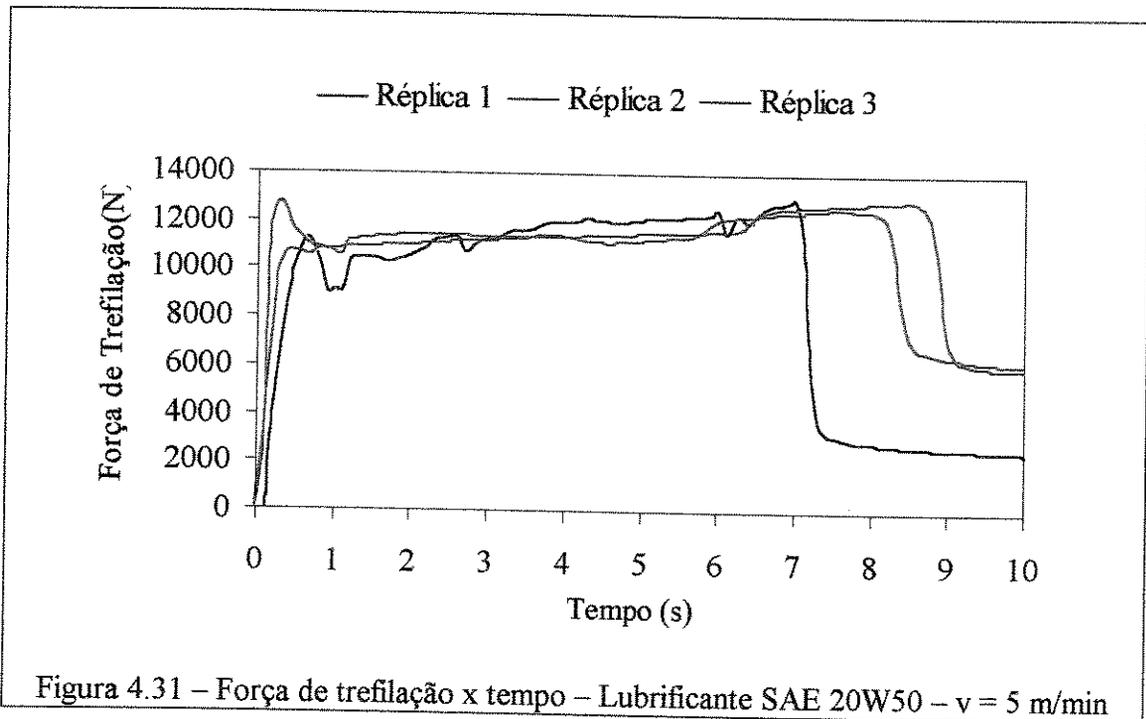
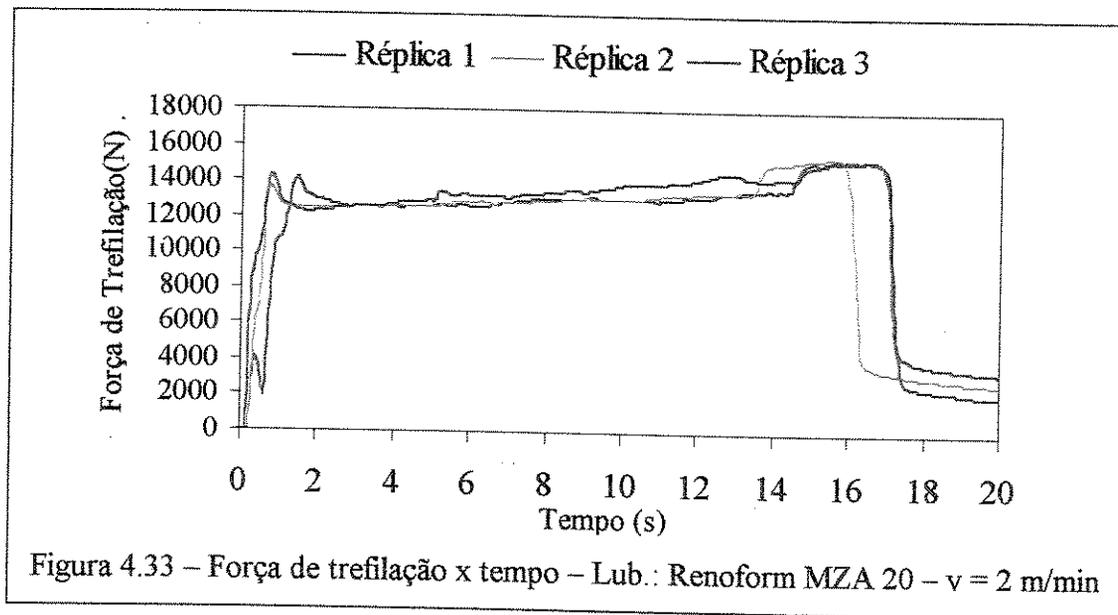
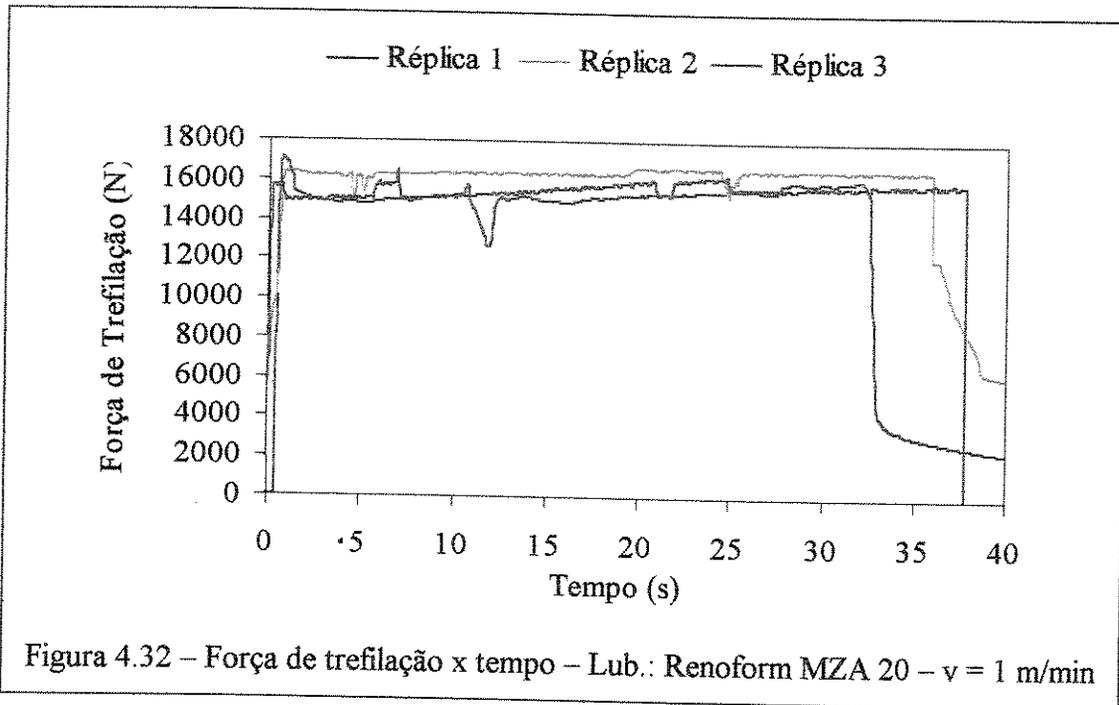


Tabela 4.4 – Tensões de trefilação média para óleo SAE 20W50

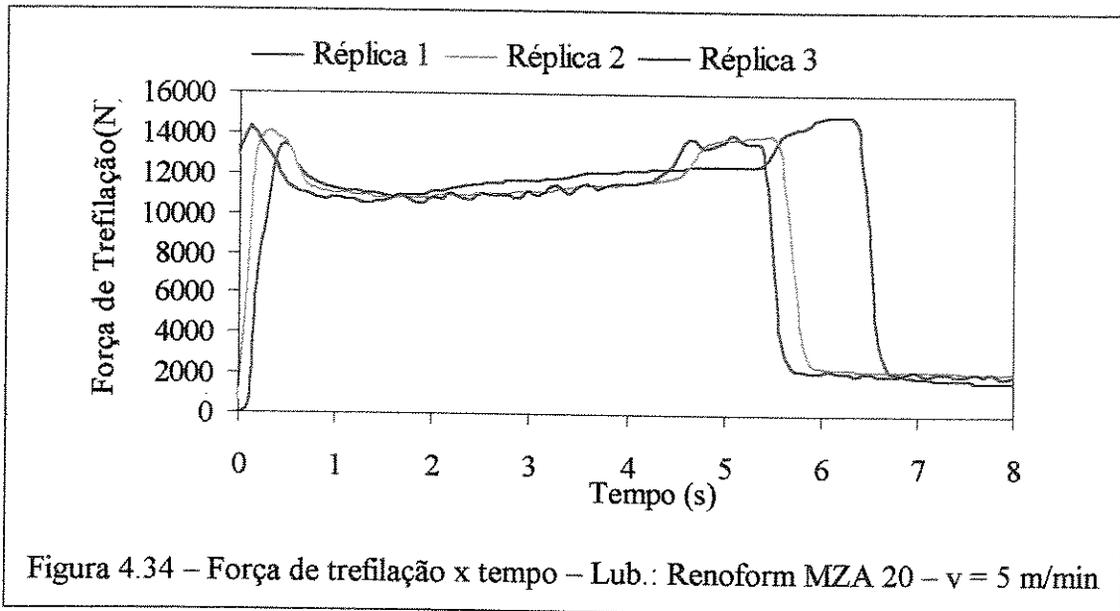
Velocidade	Processo	Tensão média de trefilação (MPa)		
		Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
1 m/min	Pressurizada	450,0	460,6	439,5
	Sem pressão	482,9	514,2	499,1
	Aumento relativo (%)	7	12	13
2 m/min	Pressurizada	277,5	265,7	277,7
	Sem pressão	316,6	285,8	322,1
	Aumento relativo (%)	14	7	16
5 m/min	Pressurizada	333,4	327,0	324,6
	Sem pressão	354,2	357,3	364,7
	Aumento relativo (%)	6	9	12

As Figuras 4.32 a 4.34 apresentam os resultados obtidos para o lubrificante Renoform MZA 20.



Também para esse lubrificante, o efeito da pressurização não é muito pronunciado quando a velocidade é de 1 m/min. Entretanto, esse efeito já se mostra significativo para o aumento da velocidade para 2 m/min. O efeito se mantém para a velocidade de 5 m/min. Entretanto, o

comportamento do nível da tensão se modifica quando comparado ao lubrificante anteriormente analisado, pois à medida que a velocidade aumenta, a tensão média diminui, indicando que com esse lubrificante o efeito hidrodinâmico é aumentado, reduzindo o atrito entre o tubo e as ferramentas.

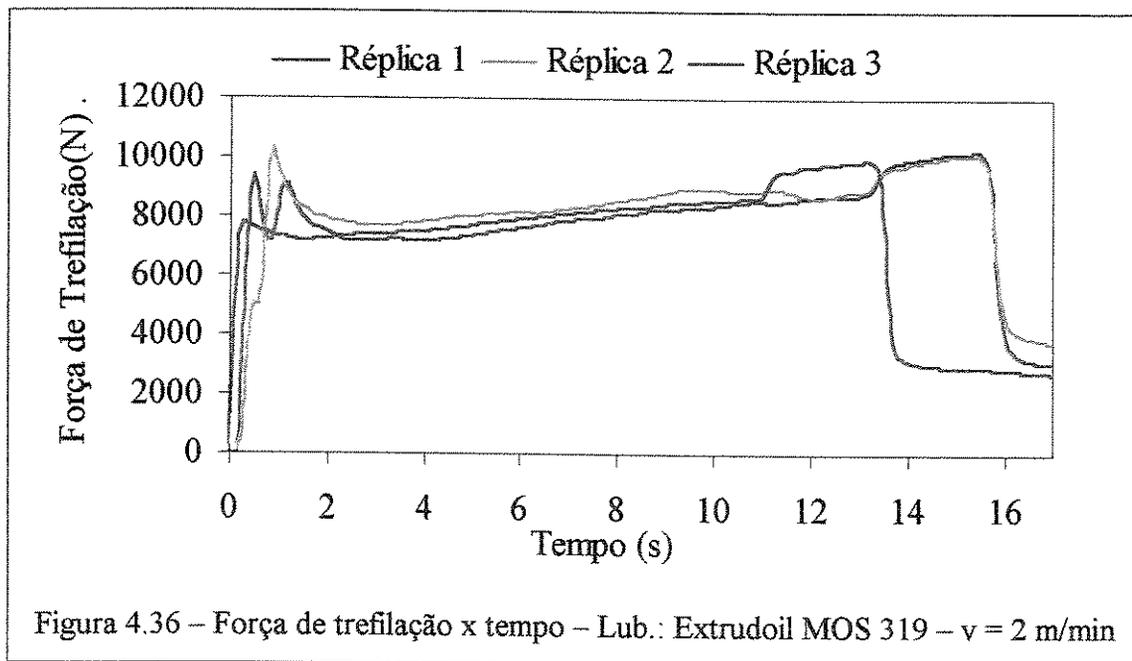
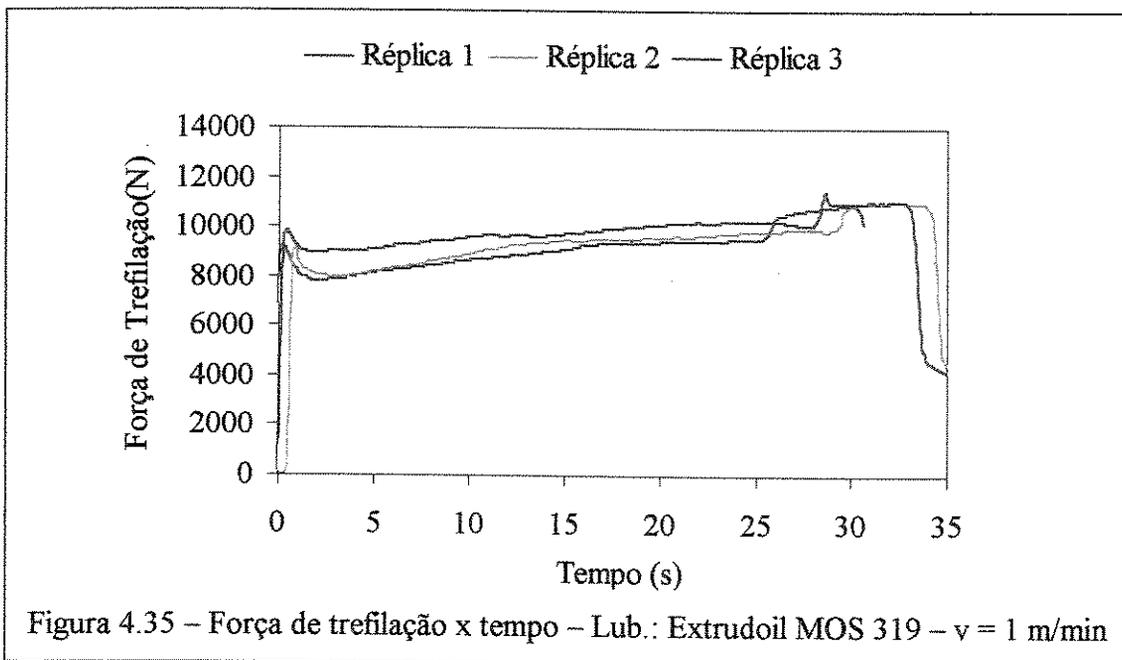


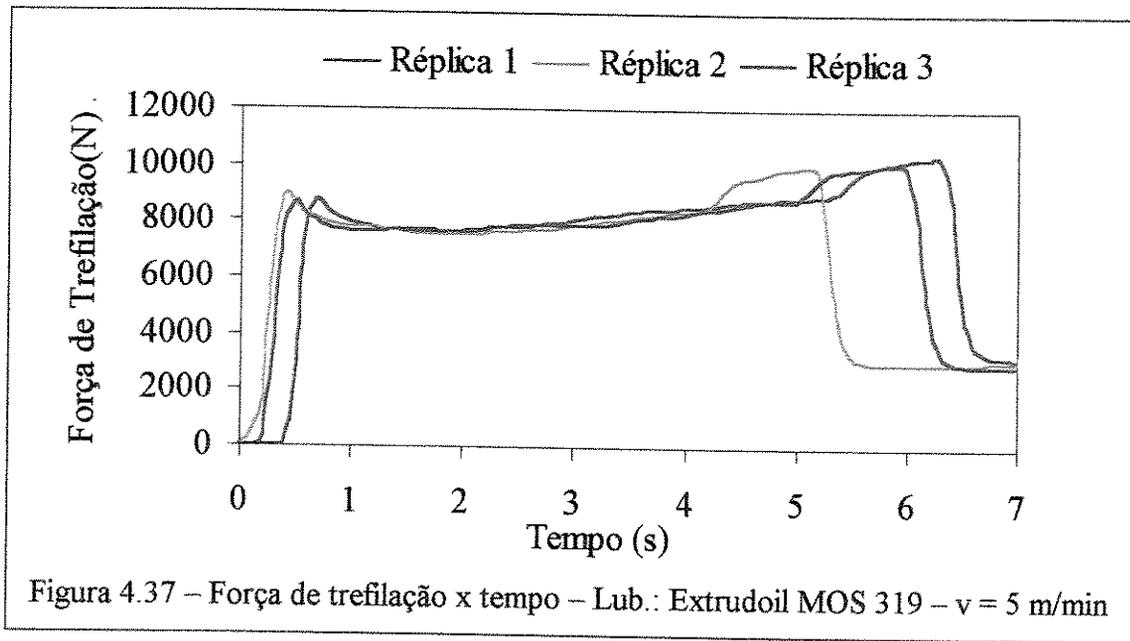
A Tabela 4.5 relaciona as tensões médias obtidas com o lubrificante Renoform MZA 20.

Tabela 4.5 – Tensões de trefilação média para lubrificante Renoform MZA 20

Velocidade	Processo	Tensão média de trefilação (MPa)		
		Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
1 m/min	Pressurizada	432,9	468,6	447,7
	Sem pressão	456,7	474,0	454,9
	Aumento relativo (%)	6	12	16
2 m/min	Pressurizada	371,5	368,0	383,0
	Sem pressão	434,8	436,9	433,9
	Aumento relativo (%)	17	19	13
5 m/min	Pressurizada	333,6	319,6	315,6
	Sem pressão	389,0	339,9	347,3
	Aumento relativo (%)	16	6	11

As Figuras 4.35 a 4.37 mostram as curvas de força de trefilação obtidas nos ensaios empregando-se como lubrificante o óleo Extrudoil MOS 319. As curvas mostram que o efeito da pressurização se apresenta pronunciado desde o ensaio com a velocidade de 1 m/min. Isto sugere que com esse lubrificante, o efeito hidrodinâmico promovido pelo aumento da velocidade influencia significativamente a tensão de trefilação, mesmo para velocidades menores.





A Tabela 4.6 apresenta as tensões médias de trefilação para os ensaios em que foi utilizado o lubrificante Extrudoil 319 MOS.

Tabela 4.6 – Tensões de trefilação média para lubrificante Extrudoil 319 MOS

Velocidade	Processo	Tensão média de trefilação (MPa)		
		Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
1 m/min	Pressurizada	255,1	268,0	275,6
	Sem pressão	302,1	315,1	315,0
	Aumento relativo (%)	18	18	14
2 m/min	Pressurizada	224,7	238,4	224,9
	Sem pressão	273,8	273,1	271,0
	Aumento relativo (%)	22	15	20
5 m/min	Pressurizada	230,3	229,0	225,4
	Sem pressão	291,3	280,5	283,6
	Aumento relativo (%)	26	22	26

Pelos dados mostrados na Tabela 4.6 pode-se notar a importância do efeito da pressurização quando se utiliza esse lubrificante. As tensões médias de trefilação são sempre maiores para a condição de lubrificação não-pressurizada, sendo pelo menos 14% maior do que na condição pressurizada em todas as velocidades estudadas. Quando a velocidade é de 5 m/min, o percentual é maior do que 20%. A tensão média de trefilação é menor para velocidade de 2 m/min quando comparada aos resultados obtidos para a velocidade de 1 m/min. Entretanto, quando se compara as tensões médias para as velocidades de 2 e 5 m/min, parece não haver diferença significativa, possivelmente pelo estabelecimento do regime de lubrificação hidrodinâmica.

4.6 Análise estatística dos resultados experimentais

Como descrito no Capítulo 3, foi executado um planejamento fatorial aleatorizado com três variáveis: (A) é a variável lubrificante, (B) é a variável velocidade e (C) é a variável tipo de lubrificação, e sua análise estatística é apresentada a seguir.

A tabela 4.7 mostra os resultados dos ensaios experimentais compilados para a análise estatística. Nessa Tabela, na parte relativa às componentes de variabilidade, foram anotados os valores s dos somatórios parciais dos níveis. Assim, na linha SSA, estão registrados os somatórios das tensões para cada um dos lubrificantes e, na última coluna, a soma total. Do mesmo modo, na linha SSAB, estão registrados os nove somatórios parciais das combinações entre os lubrificantes e as velocidades. Isto é necessário para análise dos contrastes das várias combinações.

A Tabela 4.8 traz a Análise de Variância desses resultados. O valor de F_{tabelado} , mostrado na tabela, é a distribuição $F_{(\alpha, v_1, v_2)}$ para o nível de significância $\alpha = 0,05$, e para os valores dos graus de liberdade v_1 e v_2 também anotados. Os resultados permitem afirmar-se que o tipo de lubrificante influencia significativamente a tensão de trefilação, e o mesmo pode ser afirmado sobre a velocidade do processo. O tipo de lubrificação também tem influência na tensão de trefilação. O lubrificante, combinado com a velocidade tem um efeito importante sobre a tensão de trefilação e, combinado com o tipo de lubrificação, não afeta a tensão. O mesmo se dá para a interação da velocidade e o tipo de lubrificação. Finalmente, pode-se afirmar que as três variáveis interagem mutuamente e afetam a tensão de trefilação

Tabela 4.7 – Resultados dos ensaios experimentais – tratamento estatístico

Lubrificação	SAE 20W40								
	1 m/min			2 m/min			5 m/min		
	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
PRESSURIZADA	450,0	460,6	439,6	277,5	266,3	277,7	333,4	327,0	324,6
SEM PRESSÃO	483,0	514,2	499,0	316,6	285,8	322,1	354,2	357,3	364,7
	RENOFORM MZA 20								
	1 m/min			2 m/min			5 m/min		
	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
PRESSURIZADA	432,9	468,6	443,6	371,5	368,0	383,0	333,6	319,6	315,6
SEM PRESSÃO	456,7	474,0	404,4	434,8	436,9	433,9	389,0	339,9	347,3
	EXTRUDOIL 319 MOS								
	1 m/min			2 m/min			5 m/min		
	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3	Réplica 1	Réplica 2	Réplica 3
PRESSURIZADA	255,2	268,0	275,6	224,7	238,4	224,9	230,3	229,0	225,4
SEM PRESSÃO	302,1	315,1	315,0	273,8	273,1	271,0	291,3	280,5	283,6
Componentes de variabilidade									
SStotal	352442								
SSA	6654		7153	4777				174365,4	
SSB	7257,4		5680,1	5646,4				94151,6	
SSC	8764,6		9819,4					20603,1	
SSAB	2846,3		1746,04	2061,3	2680,0		51853,4		
	2428,1		2045,04	1731,0	1506,0				
SSAC	3156,7		3436,4	2171,6	663,9				
	3496,9		3716,8	2605,5					
SSBC	3493,9		2631,9	2638,7	623,9				
	3763,4		3048,2	3007,8					
SSABC	1350,1		821,5	985,1	820,9		18584,0		
	1345,0		1122,45	968,9	1122,4				
	798,8		688,1	684,8	2981,7				
	1496,2		924,5	1076,3					
	1335,0		1305,6	1076,2					
	932,2		818,0	855,3					
SSerro	7198,6								

Tabela 4.8 – Análise de variância dos resultados experimentais da Tabela 4.7

	F _o	v ₁	v ₂	F _{tabelado}	Influência significativa
(A)	436	2	36	3,26	Há influência
(B)	235	2	36	3,26	Há influência
(C)	103	1	36	4,11	Há influência
(AB)	65	4	36	2,63	Há influência
(BC)	2	2	36	3,26	Não há influência
(AC)	2	2	36	3,26	Não há influência
(ABC)	4	4	36	2,63	Há influência

4.6.1 Teste de contraste

Sabendo-se que as variáveis individualmente influenciam a tensão de trefilação e que há uma interação importante ente o lubrificante e a velocidade do processo e que também há uma interação importante entre as três variáveis estudadas, fez-se um teste de contraste para se determinar as melhores condições de trefilação.

A análise de contraste entre os lubrificantes mostrou que não existe igualdade entre eles. Desta forma, o melhor lubrificante é o Extrudoil 319 MOS que apresentou os mais baixos valores de tensão de trefilação.

Os contrastes entre as velocidades mostraram que não há diferença entre a velocidade 2 m/min e 5 m/min, no nível de significância analisado. Entretanto, há diferença de resultados para a velocidade de 1 m/min quando comparada às outras duas. Assim pode-se concluir que a melhor velocidade é a de 5 m/min que conduziu à menor tensão de trefilação.

O contraste entre os tipos de lubrificação mostrou que a lubrificação pressurizada leva às mais baixas tensões de trefilação, sendo portanto preferível. Assim, conclui-se que o conjunto porta-ferramentas atingiu as expectativas de estabelecer uma lubrificação mais eficiente e, portanto, uma operação de trefilação com tensões mais baixas.

Os contrastes que avaliam a interação entre as velocidades e os lubrificantes mostraram que as médias são diferentes em todos os casos, exceto para os ensaios com óleo SAE 20w50 a 2 e a 3 m/min, com o lubrificante Extrudoil 319 MOS a 1, a 2 e a 5 m/min, e com o lubrificante Renoform MZA 20 a 5 m/min. Pode-se afirmar que a melhor interação ocorre com o lubrificante Extrudoil 319 MOS à velocidade de 2 m/min, ou ainda, com esse mesmo lubrificante à velocidade de 5 m/min, já que o contraste mostrou a igualdade das médias para essas situações.

Finalmente, quando se considera a interação das três variáveis conjuntamente, verifica-se que a melhor condição é a que reúne o lubrificante Extrudoil 319 MOS, à velocidade de 5 m/min e com lubrificação pressurizada, embora a combinação com a velocidade de 2 m/min tenha se apresentado como sendo estatisticamente igual no nível de confiança analisado.

4.7 – Comparação das tensões de trefilação obtidas

A tabela 4.9 resume os valores para a tensão de trefilação obtidos experimentalmente, pelos métodos analíticos empregados e pelo Método dos Elementos Finitos, para redução de área de 34,4%, com semi-ângulo da feira de 7° e semi-ângulo do plug de 5,4°. Como se vê nessa Tabela, os resultados obtidos pelo MDE são menores do que os obtidos pelo MLS. Houve uma boa concordância entre os Métodos MLS E MEF. Os resultados desse último método são maiores do que os resultados obtidos pelo MLS. Desta forma, pode-se afirmar que o modelo desenvolvido para o MLS apresenta resultados muito bons quando comparado ao Método dos Elementos Finitos. Já o MDE apresenta resultados abaixo do que se deve esperar para a tensão de trefilação e esta diferença é tanto maior quanto maior for o atrito nas interfaces.

Os resultados experimentais mostram que a tensão de trefilação pode ser aproximada pelos Métodos da Divisão em Elementos e dos Elementos Finitos nas condições de trefilação com óleo SAE 20W50 e Renoform MZA 20 e na velocidade de 1 m/min e que nesta situação o atrito entre o plug e o tubo e entre o tubo e a feira é da ordem de 0,05.

Da mesma forma, o valor da tensão de trefilação obtido pelo Método dos Elementos Finitos se aproxima do obtido para outras condições do atrito entre o plug e a feira com o tubo. Para

esses óleos, nas demais velocidades, pode-se afirmar que houve uma melhoria na lubrificação que levou a tensões menores.

Como os valores da trefilação com óleo Extrudoil MOS 319 se mostraram abaixo dos previstos pelas simulações, pode-se afirmar que esse óleo propiciou as melhores condições de lubrificação. A simulação com o modelo desenvolvido para o MLS fornece a tensão de 310 MPa, que representa a tensão obtida sem pressurização na velocidade de 1 m/min, com atrito de 0,018 na feira. e 0,05 no plug. Esses valores foram adotados admitindo-se que o atrito no plug é maior do que na feira. Para obter-se com o MLS a tensão de 266 MPa, na condição de lubrificação pressurizada, o atrito tem que ser menor do que 0,001 na feira para um atrito de 0,05 no plug.

Tabela 4.9 – Comparação das tensões de trefilação

	$\mu_1 = 0,05$ $\mu_2 = 0,05$	$\mu_1 = 0,05$ $\mu_2 = 0,1$	$\mu_1 = 0,1$ $\mu_2 = 0,1$	$\mu_1 = 0,1$ $\mu_2 = 0,15$	$\mu_1 = 0,15$ $\mu_2 = 0,15$
MDE	404,3	427,7	433,9	433,4	430,7
MLS	455,3	610,8	706,7	862,1	958,0
FEM	491	619	710	-	-
Lubrificação	SAE 20W40				
	1 m/min	2 m/min	5 m/min		
PRESSURIZADA	450,0	273,8	328,3		
SEM PRESSÃO	498,7	308,2	358,8		
Lubrificação	RENOFORM MZA 20				
	1 m/min	2 m/min	5 m/min		
PRESSURIZADA	448,3	374,1	323,0		
SEM PRESSÃO	445,0	435,2	358,7		
Lubrificação	EXTRUDOIL 319 MOS				
	1 m/min	2 m/min	5 m/min		
PRESSURIZADA	266,3	229,3	228,2		
SEM PRESSÃO	310,7	272,7	285,1		

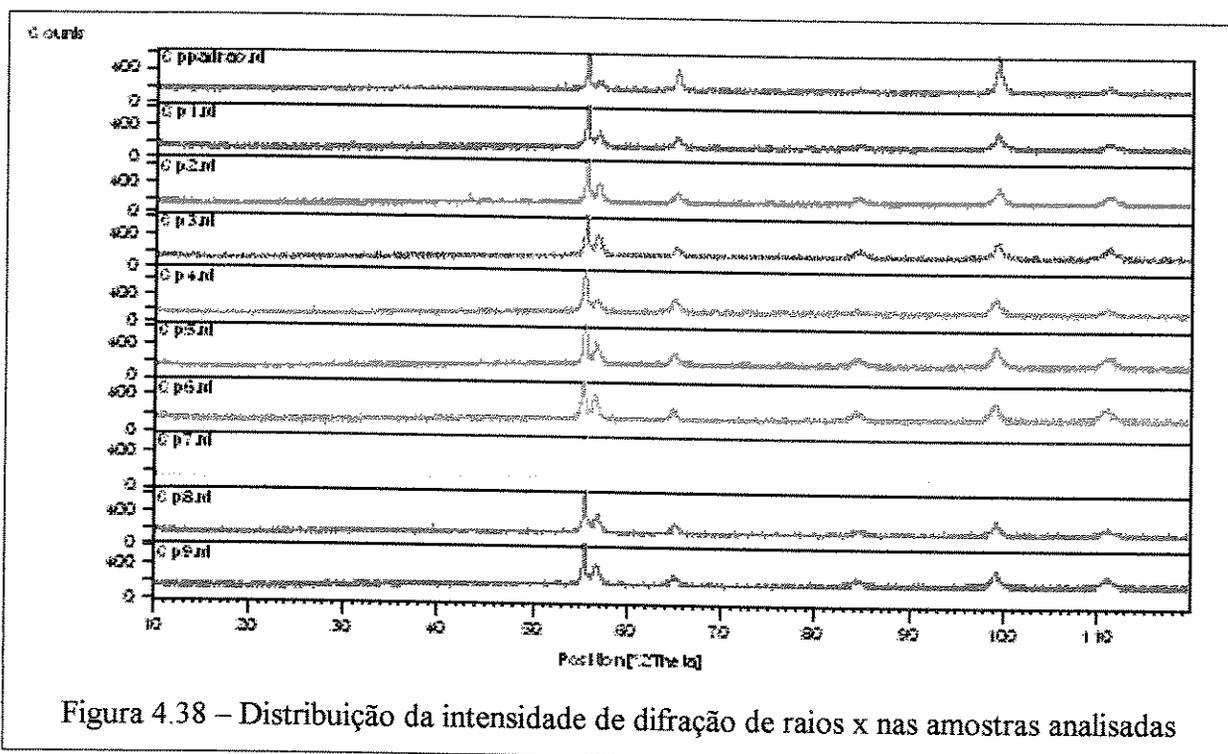
A tensão de trefilação no ensaio com o lubrificante *SAE 20W50* e velocidade de 1 m/min, foi de 498 MPa, sem pressão. Este também é o resultado previsto pelo MEF e é um valor

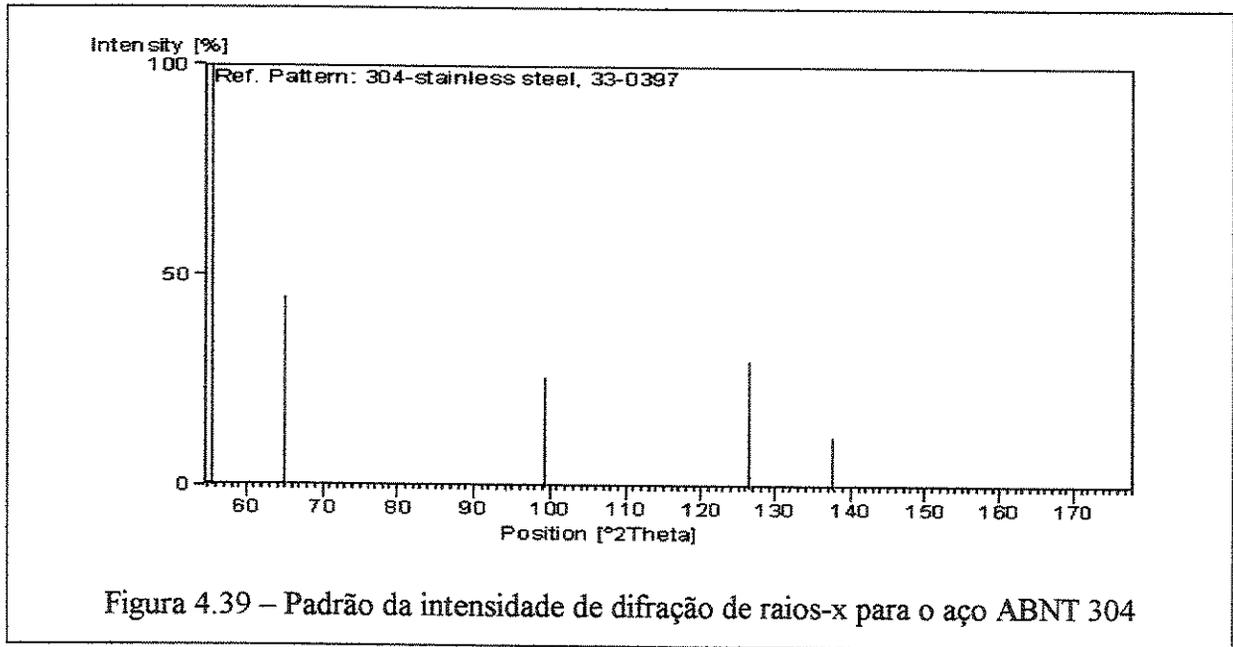
razoável pelo MLS. No MEF e no MLS, estes valores foram obtidos para atrito $\mu_1 = \mu_2 = 0,05$. Assim, tomou-se esta condição de trefilação como sendo a condição de referência para análise das tensões residuais.

4.8 Resultados das tensões residuais

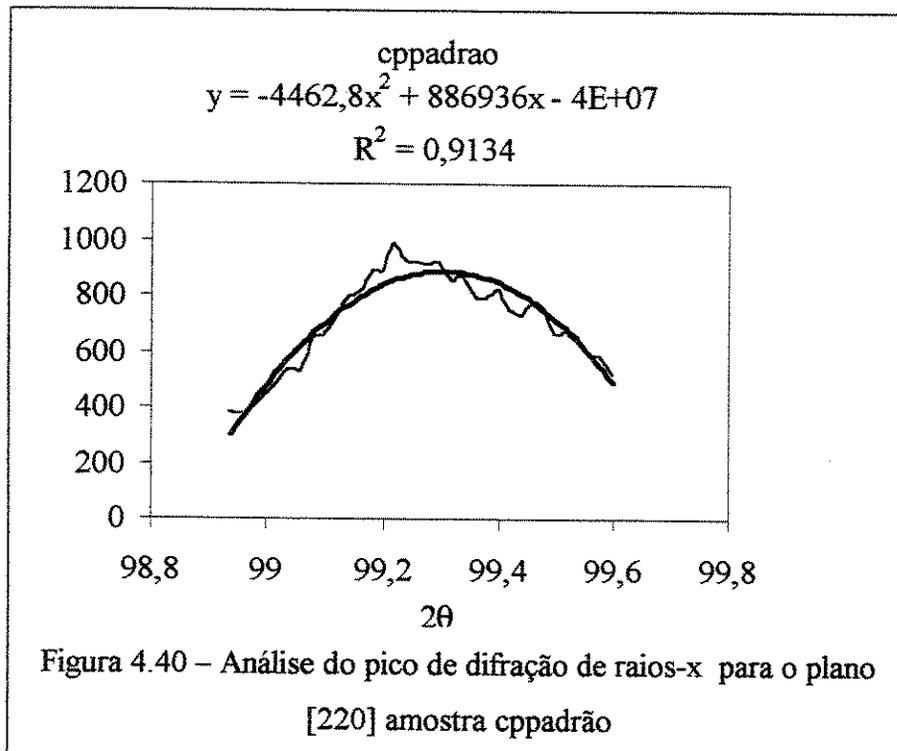
As tensões residuais foram medidas pelo método da difração de raios-x, conforme o planejamento experimental apresentado no Capítulo 3.

A Figura 4.38 mostra as curvas para os diversos ensaios realizados. Nessa Figura estão evidentes, em cada curva, os picos de intensidade de refração dos raios x correspondentes aos ângulos dos planos característicos para o aço inox ABNT 304, conforme padrão mostrado na Figura 4.39.





O plano [220] corresponde ao ângulo de $2\theta = 99,35^\circ$ e a uma distância interplanar de 1,26970 Å para um aço ABNT 304 padrão. A obtenção desse ângulo foi feita por uma aproximação da curva do pico a uma parábola, buscando-se a maior correlação possível. A Figura 4.40 mostra, como exemplo, a obtenção do ângulo medido para o corpo de prova padrão, denominado cppadrão.



A Tabela 4.10 apresenta os valores encontrados na difração de raios-x para os corpos de prova, calculados conforme exposto no Capítulo 3.

Os valores mostrados na Tabela apresentam um comportamento da tensão residual semelhante ao obtido para a tensão de trefilação de acordo com o que se pode ver na Tabela 4.9. Naquela Tabela, e como já foi discutido, a tensão de trefilação diminui com o aumento da velocidade de 1 para 2 m/min e depois cresce ligeiramente quando a velocidade aumenta para 5 m/min com o lubrificante *SAE 20W50*.

Tabela 4.10 – Distância interplanar (d) e tensão residual

	d	Tensão residual - MPa
cppadrao	1,269537	
cp1	1,270395	515,8
cp2	1,269864	-141,7
cp3	1,27014	23,9
cp4	1,270875	465,8
cp5	1,27048	228,2
cp6	1,270985	531,4
cp7	1,269401	-419,8
cp8	1,269619	-288,9
cp9	1,270056	-26,4

Quando o lubrificante é o óleo *Reform MZA 20*, esse comportamento se repete. Para os ensaios com corpos de prova trefilados com o óleo *Extrudoil MOS 319*, que forneceram as menores tensões de trefilação, obtiveram-se apenas tensões residuais trativas, sendo estas menores para velocidades mais altas. Convém reforçar que, os valores mostrados nesta tabela são os obtidos na análise da difração de raios-x e carregam consigo o efeito das tensões residuais oriundas da planificação dos tubos. Para se obter o valor real da tensão residual e do seu tipo – compressiva ou trativa - há, ainda que se sobrepor o valor da tensões residuais da planificação que é obtida na simulação daquela operação, como será discutido a seguir.

4.9 Simulação da planificação dos tubos

Conforme foi apresentado no Capítulo 3, foi feita uma simulação da planificação dos tubos para se obter o valor da tensão residual introduzida nos corpos de prova que foram submetidos à análise de difração de raios-x.

A Figura 4.41 mostra as imagens da tensão na direção y perpendicular à direção de aplicação da força na planificação.

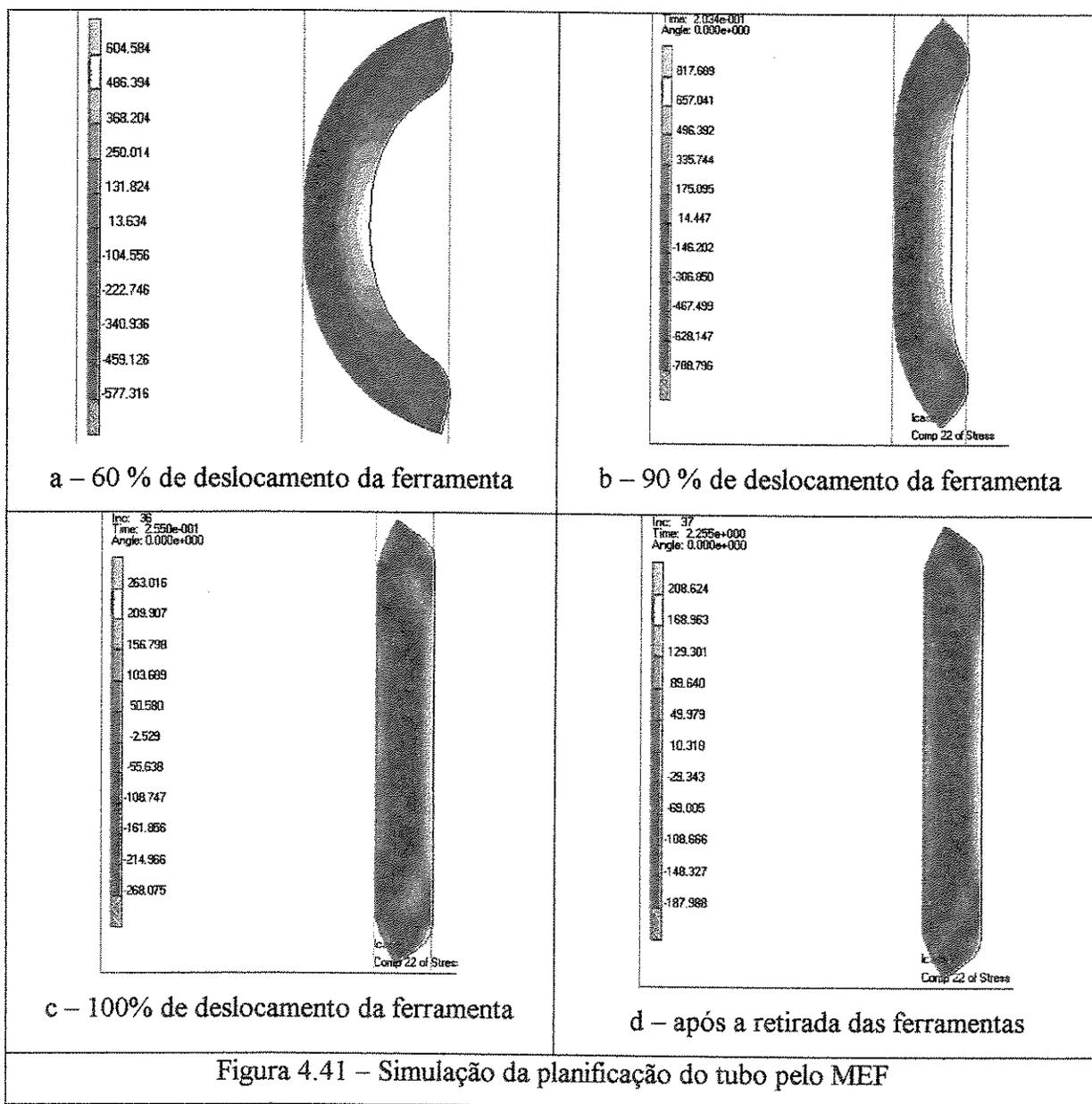
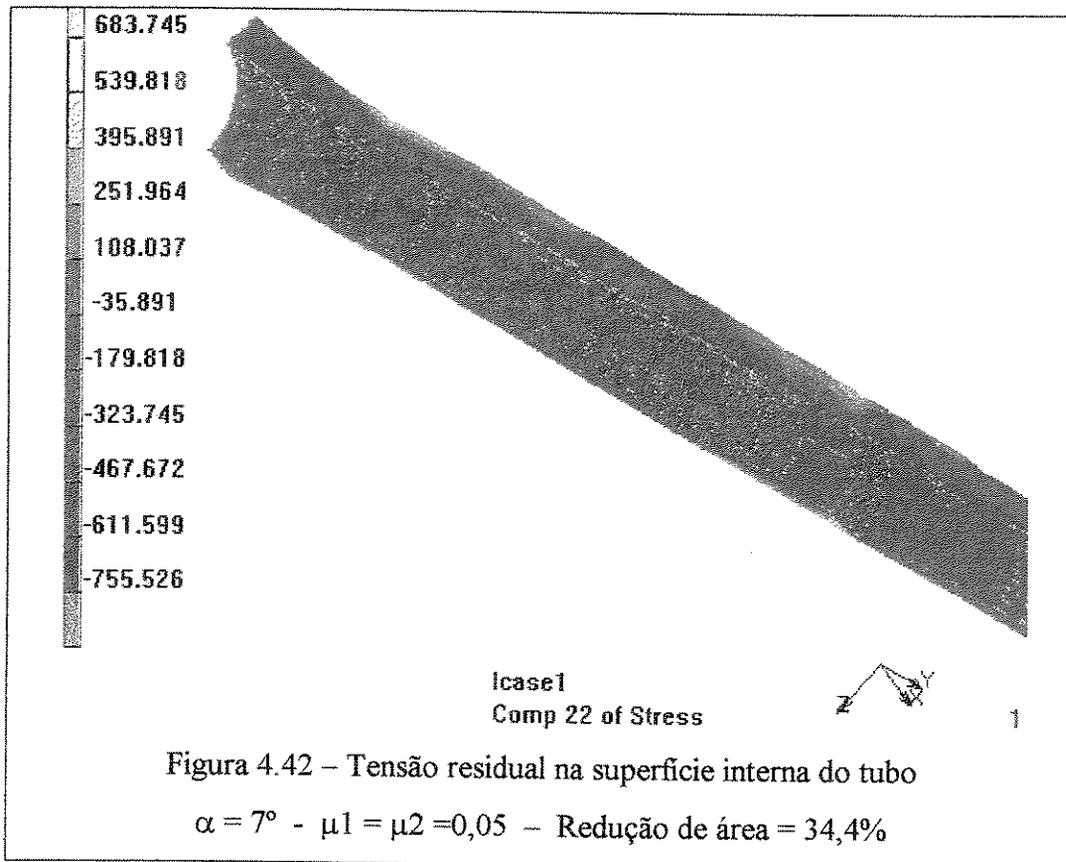


Figura 4.41 – Simulação da planificação do tubo pelo MEF

Vê-se na Figura que as tensões são trativas nas fibras internas, ou seja, na superfície interna do tubo e compressivas nas fibras externas, durante a planificação mostrada nos estágios de 60% e 90% de deslocamento da ferramenta. Em 60% de deslocamento da ferramenta, o valor da tensão apresenta-se em torno de 600 MPa, tanto na tração quanto na compressão. Em 90% do deslocamento da ferramenta, esse valor sobe para 800 MPa.

O comportamento das tensões está de acordo com o que prevê a análise de tensões neste caso. No estágio de 100% de deslocamento, aparecem tensões trativas nas fibras externas e internas, bem como as tensões residuais são de tração nas fibras externas e internas, após a retirada das ferramentas. Esse comportamento ocorre porque foi induzida uma tensão de compressão um pouco além daquela necessária para planificar o tubo, de modo a compensar a recuperação elástica, como descrito no Capítulo 3. A tensão residual é da ordem de 208 MPa e trativa. Esse valor deve ser sobreposto ao valor da tensão residual obtido pelo método da difração de raios-x. Isto significa que devemos adicionar o valor de 208 MPa, porém do tipo compressiva para compensar o efeito da planificação sobre a tensão residual dos corpos de prova submetidos à difração de raios x. Quando se sobrepõe este valor sobre o valor da tensão residual medida pela difração de raios x no corpo de prova cp1, que foi de 515 MPa (compressiva), chega-se ao valor de 723 MPa em compressão.

A Figura 4.42 mostra o resultado da simulação da tensão de trefilação na superfície interna do tubo, após a retirada das ferramentas, para a condição de atrito de 0,05, tanto no plug quanto na feira, para a redução de área de 34,4% e ângulo de 7°, que foi adotada como referência e remete ao corpo de prova cp1. Essa tensão, tomada na direção de trefilação, é a tensão residual na superfície interna do tubo. Como se vê, o valor da tensão é da ordem de 755 MPa e é compressiva. Este valor é bastante próximo do obtido pelo método indireto da sobreposição apresentado e que foi de 723 MPa. Uma diferença de 4%.



A Tabela 4.11 traz os resultados das tensões residuais finais obtidas pelo método indireto da sobreposição de tensões, a partir dos dados da tabela 4.10, sobre os quais foi acrescentada a tensão de 208 MPa, induzida pela planificação do tubo.

Tabela 4.11 – Tensões residuais calculadas

Lubrificante	corpo de prova (velocidade)	Tensão residual - MPa (difração de raios-x)	Tensão residual final - MPa	Tipo da tensão residual
<i>SAE 20W50</i>	cp1 (1m/min)	515,8	723	Compressiva
	cp2 (2m/min)	-141,7	67	compressiva
	cp3 (5m/min)	23,9	231	compressiva
<i>Reniform MZA 20</i>	cp4 (1m/min)	465,8	673	compressiva
	cp5 (2m/min)	228,2	436	compressiva
	cp6 (5m/min)	531,4	739	compressiva
<i>Extrudoil MOS 319</i>	cp7 (1m/min)	-419,8	-211	trativa
	cp8 (2m/min)	-288,9	-8	trativa
	cp9 (5m/min)	-26,4	182	compressiva

Como se observa, apenas as condições de trefilação com o lubrificante *Extrudoil MOS 319* apresentaram a possibilidade de se obter um produto em que a tensão residual é trativa na superfície interna do tubo, nos casos dos corpos de prova cp7 e cp8. Essas condições de trefilação não são as desejadas no presente caso.

Esse resultado pode ser explicado, pois na condição de lubrificação menos eficiente, como é o caso dos lubrificantes *SAE 20W50* e *Reform MZA 20*, nas velocidades mais baixas, uma parcela substancial do trabalho total está aplicada no esforço de vencer o atrito no plug e na fieira. A tensão residual resultante na superfície interna é grande. Quando o trabalho total diminui, por força de uma lubrificação mais eficiente que se dá na interface da fieira com o tubo, a tensão residual total também diminui. Assim, a tensão residual na parede interna é menor para a condição de melhor lubrificação que foi alcançada com o lubrificante *Extrudoil MOS 319*. Entretanto, pode-se obter tensões residuais compressivas na parede interna do tubo para o caso da trefilação com o lubrificante *Extrudoil MOS 319*, na velocidade de 5 m/min. Esta foi também a condição onde se obteve a menor de tensão de trefilação, conforme se concluiu na análise estatística dos ensaios experimentais.

Comparando-se os resultados obtidos e mostrados na Tabela 4.9 com os resultados mostrados na Tabela 4.11, pode-se afirmar que a melhor condição de trefilação para se obter a menor tensão de trefilação associada a tensões residuais compressivas na parede interna do tubo, é verificada para a trefilação com *Extrudoil MOS 319*, na velocidade de 5 m/min e sob lubrificação pressurizada.

Capítulo 5

CONCLUSÕES E SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

5.1 Conclusões

O objetivo principal deste trabalho foi o de desenvolver um conjunto de ferramentas de trefilação que induzissem tensões residuais compressivas na superfície interna dos tubos trefilados e, ao mesmo tempo, reduzissem a tensão de trefilação. Como objetivo decorrente, desenvolveram-se métodos indiretos para determinar o tipo e a intensidade dessas tensões residuais

- O modelo desenvolvido pelo **Método da Divisão em Elementos** apresentou resultados para a tensão de trefilação inferiores aos obtidos pelos outros métodos de simulação numérica, analítica e física. Apesar disto, o comportamento da tensão de trefilação com relação à variação do atrito na feira e no plug, bem como com relação ao ângulo de trefilação se mostrou semelhante ao obtido pelo Método do Limite Superior.
- O modelo desenvolvido pelo **Método do Limite Superior** apresentou resultados muito próximos dos obtidos na simulação física com os lubrificantes SAE 20W50 e Renoform MZA 20, na velocidade de 1m/min, quando no modelo é atribuído o atrito de 0,05, tanto no plug quanto na feira.

- O modelo desenvolvido pelo **Método do Limite Superior** apresenta resultados que se aproximam dos resultados previstos pelo Método dos Elementos Finitos, em todos os casos simulados.
- O modelo desenvolvido pelo **Método do Limite Superior** pode ser usado para previsão da tensão de trefilação e para o projeto das matrizes, com razoável aproximação.
- O modelo desenvolvido pelo **Método dos Elementos Finitos**, com o software MSC Superform 2002[®], apresentou bons resultados quando comparados aos previstos pelo Método do Limite Superior e aos obtidos pela simulação física no caso da trefilação com os lubrificantes SAE 20W50 e Renoform MZA 20, na velocidade de 1 m/min, admitindo-se que o atrito nestes casos, seja de 0,05, tanto no plug quanto na feira.
- O modelo desenvolvido pelo **Método dos Elementos Finitos**, com o software MSC Superform 2002[®] é uma ferramenta superior aos métodos de simulação analítica, uma vez que permite o acompanhamento do esforço de trefilação ao longo do processo, fornecendo resultados tanto das cargas de trefilação, como das deformações localizadas e das tensões remanescentes após o descarregamento.
- O modelo desenvolvido pelo **Método dos Elementos Finitos** se mostrou a melhor ferramenta para o planejamento do processo e para o projeto das ferramentas.
- Com relação à **trefilação com plug flutuante**, nas dimensões e parâmetros de processo ensaiados, concluiu-se que esse processo não é possível de ser levado a bom termo, com ruptura do tubo na região de saída da zona de deformação e início da zona de calibração. Essa impossibilidade foi também prevista pelo modelo desenvolvido pelo Método dos Elementos Finitos.
- O **conjunto porta-ferramentas**, projetado para induzir uma lubrificação pressurizada, mostrou-se eficiente e, comprovadamente, reduziu em pelo menos 10% a tensão de trefilação em todos os casos e, em alguns casos, alcançou uma redução na carga em torno de 20%. Essa redução se

deve, provavelmente, à criação de um filme lubrificante espesso entre a fiação e o tubo, que reduz o atrito na região de trabalho e torna a deformação mais homogênea. O conjunto permite também um consumo menor de lubrificantes, se comparado com a lubrificação por imersão ou aspersão nas condições convencionais de trefilação de tubos.

- O **lubrificante Extrudoil MOS 319** apresentou o melhor desempenho para redução da tensão de trefilação. A melhor combinação de parâmetros de trefilação se dá para a condição em que se emprega esse lubrificante nas velocidades de 2 ou 5 m/min com lubrificação pressurizada.
- A **velocidade de trefilação** influencia significativamente a tensão de trefilação, que tende a ser menor para valores maiores da velocidade de trefilação.
- A **análise das tensões residuais** obtidas pela difração de raios-x mostrou que essas tensões seguem um comportamento semelhante ao obtido para a tensão de trefilação e portanto, a redução na tensão de trefilação implica na redução do nível de tensões residuais na superfície interna do produto.
- O **procedimento de sobrepor a tensão residual** obtida pelo Método dos Elementos Finitos para planificação do tubo ao valor da tensão residual obtido pelo mesmo método para a trefilação do tubo, mostrou-se possível no caso em que os parâmetros da trefilação foram: atrito de 0,05 no plug e na fiação; semi-ângulo de trabalho de 7° e redução de área de 34,4%, adotados como referência. Isto pode ser constatado a partir da comparação com o resultado obtido para a difração de raios-x no corpo de prova cp1, no qual as condições são as definidas como as de referência.
- As **tensões residuais** nas condições de trefilação mais favoráveis, com valores menores de coeficiente de atrito, são menores e podem passar de tensões compressivas para trativas.
 - O modelo desenvolvido pelo Método dos Elementos Finitos foi corroborado pelos resultados do modelo desenvolvido pelo Método do Limite Superior e, também, pelos resultados da tensão de trefilação obtidos na simulação física. A medição da tensão residual pelo método da

difração de raios-x, considerando o efeito da planificação do tubo, avaliado também pelo Método dos Elementos Finitos, confirma os resultados previstos pelo modelo desenvolvido pelo Método dos Elementos Finitos.

Concluiu-se que das condições ensaiadas, a melhor condição ocorre para a trefilação com o óleo lubrificante Extrudoil MOS 319, na velocidade de 5 m/min e lubrificação pressurizada, sendo esta a condição de menor tensão de trefilação que ainda mantém tensões residuais compressivas na superfície interna do tubo.

5.2 Sugestões para trabalhos futuros

Esse trabalho averiguou as melhores condições de trefilação de tubos de aço inoxidável ABNT 304 com ferramenta interna em que se pode obter tensões residuais compressivas na parede interna do tubo. A partir das conclusões apresentadas pode-se sugerir os seguintes trabalhos futuros:

- aumentar as faixas de velocidade da trefilação acima de 5 m/min e abaixo de 1 m/min, para confirmar as tendências apontadas no presente estudo, seja com relação às tensões de trefilação, seja com relação às tensões residuais;
- fazer ensaios experimentais com outros valores da redução de área e outros ângulos de trefilação para avaliar a influência destes parâmetros sobre a lubrificação alcançada, e em consequência, sobre o atrito e as tensões de trefilação, bem como sobre as tensões residuais;
- realizar ensaios experimentais, para passes posteriores de trefilação, para estudar as consequências do encruamento sobre o atrito e sobre as tensões de trefilação, bem como estudar a história das tensões residuais em passes múltiplos;
- buscar um modelo de Elementos Finitos que leve em consideração a influência da velocidade sobre o atrito na interface da fiação/tubo de modo a que se possa prever, além da tensão de

trefilção, o comportamento das tensões residuais no tubo quando trefilados em velocidades diferentes;

- estudar a trefilção de tubos com outras dimensões de parede para avaliar o efeito da geometria do tubo sobre as tensões residuais;

- submeter os tubos trefilados com ferramentas internas a ensaios de fadiga sob torção ou flexão e compará-los a ensaios de fadiga de tubos trefilados sem a ferramenta interna para avaliar o efeito das tensões residuais sobre a resistência à fadiga destes produtos.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aguilar, M.T.P. et al.. Influence of strain path in the mechanical properties of drawn aluminum alloy bars. *Journal of Materials Processing Technology*, v.80–81, pp. 376–379, 1998.
- Alarcon, O.E.Q., Medrano, R.E. e Gillis, P.P. Influence of microstructure on centerburst development in steel extrusion. *Metallurgical Transaction A – Physical Metalurgy and Material Science*, vol. 22, pp. 807-815, 1991.
- Albertini et al.. Material characterization by an innovative biaxial shear experiment at very large strains and at very high-strain rates. *J. of Physique III*, vol. 1, pp. 435-440, 1991.
- Altan, T. e Vazquez, V. Status of process simulation using 2D e 3D finite element method 'What is practical today? what can be expected in the future'. *J. of Materials Processing Technology*, v. 71, pp 49 – 63, 1997.
- Arikan, M.M., Kayali, E.S. e Cimenoglu, H. Deformation-behavior of copper-oxide inclusions during wire drawing. *Scandinavian J. of Metallurgy*, vol. 23, pp. 190-193, 1994.
- Avitzur, B. Analysis of wire drawing and extrusion through conical converging dies.. *J. of eng. Industry*. Tras. ASME. nov. p. 305 – 316, 1964.
- Avitzur, B. *Handbook of metal-Forming Process*. John Wiley & Sons. N. York, 1983. Cap. 9: Tubing and Tubular products.

- Avitzur, B. Limit Analysis of Flow Through Conical Converging Dies. *JSTP*, pp. 1 –9, 1997.
- Bae C.M. e Nam W.J. Crack initiation during wire drawing of low-carbon, manganese steel wire rods containing ferrite, pearlite and martensite. *Materials Science and Technology*, vol.10, pp. 971-976,1994.
- Bayoumi, L. S. Cold drawing of regular polygonal tubular sections from round tubes. *Int. Journal of Mechanical Sciences*, v. 43, pp. 2541 – 2553, 2001.
- Blazynski, T.Z. Pass Profile And Residual Stresses In Plug Tube-Drawing. *Journal of Mechanical Working Technology*. v. 13, pp. 331 –337, 1986.
- Bourgain, E., Bertoncelli, C. E. Dunand, M. Opportunities and requirements for the numerical-simulation of cold forming operations. *Revue de Metalurgie – Cahiers D'informations Techniques*, vol. 90, pp. 1310-1314, 1993.
- Bramley, A.N. and Mynors, D.J.: The use of simulations forging tools. *Materials and Design*, vol. 21, pp.279 – 286, 2001.
- Bresciani F.º, E. (Coordenador) *Conformação Plástica dos Metais*. Ed. Unicamp, Campinas, 1991, 385 p.
- Brethenoux G., Bourgain E., Pierson G., Jal.on M., Secordel P. Cold forming processes: some examples of predictions and design optimization using numerical simulations. *J. of Mat. Proc. Tech.*, vol. 60 (1-4), pp. 555 – 562, 1996.
- Browning, P.F at al. An analysis of splitting failures during the drawing of tungsten wire. *Eng. Fail. Anal.*, vol. 2, pp. 105-115, 1995.
- Button, S.T. Numerical simulation of hydrodynamic lubrication in cold extrusion. *XXII CILAMCE, Anais Do Congresso*, CD-ROM, Campinas, 2001.

- Castro, A. L. R.; Campos, H. B.; Cetlin, P. R. Influence of die semi-angle on mechanical properties of single and multiple pass drawn copper. *J. Mat. Proc. Tech.*, v. 10, pp 189 - 162, 1996.
- Chevalier L. Prediction of defects in metal-forming - application to wire drawing. *J. of Mat. Proc. Tech.*, vol 32 (1-2), pp. 145 - 153, 1992.
- Chin R.K., Steif P.S. A computational study of strain inhomogeneity in wire drawing. *Int. J. of Machine Tools & Manufacture*, vol. 35 (8), pp. 1087-1098, 1995.
- Chitkara, N.R.; Aleem, A. Axi-symmetric tube extrusion/piercing using die-mandrel combinations: some experiments and a generalized upper bound analysis. *International Journal of Mechanical Sciences*, v. 43, pp. 1685 - 1709, 2001.
- Dai, K.; Wang Z.R. A graphical description of shear stress in the drawing of a thin-wal. tube with a conical die, *Journal of Materials Processing Technology*, v. 102, pp. 174 - 178, 2000.
- Dally, J.W., Riley, W.F. & McConnell, K.G., *Instrumentation for Engineering Measurements*, John Wiley and Sons, 2nd Ed., 1993, 586p.
- Deoclécio, Damasceno. *Análise de tensões residuais após torneamento e retificação do aço ABNT 52100 endurecido*. Campinas: Faculdade de Engenharia Mecânica, Universidade Estadual de Campinas, 1993, 128 p. Tese (Doutorado)
- Dieter, G. E. *Metalurgia Mecânica*. 2.ed., Ed. Guanabara Dois, 1981, Cap. 9, Ensaio de Tração, pp. 282-321;
- Dixit U.S., Dixit P.M. An analysis of the steady-state wire drawing of strain-hardening materials. *J. of Mat. Proc. Tech.*, vol 47 (3-4), pp. 201 - 229, 1995.
- Catálogo de produto: Fieiras de Metal Duro para Deformação a Frio, Durlait Ind. e Com. Ltda., 1990.

- El-Domiaty, A., Kassab, S.Z. Temperature rises in wire drawing. *J. Mat. Proc. Tech.*, Vol 83, Iss 1-3, pp 72-83,1998.
- Fisher, W. P. e Day, A. J. A study of the factors controlling tube-sinking process for polymer materials. *J. Mat. Proc. Tech.*, Vol 68, pp 156 – 162 ,1996.
- Garcia-Granada, A. A., Smith, D. J. e Pavier, M. J. A new procedure based on Sachs' boring for measuring non axisymmetric residual stress. *Int. Journal of Mechanical Sciences*, v. 42, pp. 1027 a 1047, 2001.
- Genzell, C. at al.. Neutron X-ray residual stress analysis of steel parts products by cold forward extrusion and tube drawing. *Mat. Sc. and Eng.* v. A205, p. 79-90, 1996.
- Gouri, D e Touzou, G. *The Finite Element Method Displayed*, New york, John willey & Sons, 1985, 509 p.
- He, S. et al.. Residual stress determination in cold drawn steel wire buy FEM simulation and X-ray diffraction. *Material Science and Engineering*. A3546, pp. 101 – 107, 2003.
- Hillery M.T., McCabe V.J. Wire drawing at elevated temperatures using different die materials and lubricants. *J. of Mat. Proc. Tech.*, vol. 55 (2), pp. 53 – 57, 1995.
- Hillery M.T., Symmons G.R. The hydrodynamic drawing of wire at elevated temperatures. *J. of Mat. Proc. Tech.*, vol. 56 (1-4), pp. 302 –312, 1996.
- Hillery, M. T. and McCabe, V. J. Wire drawing at elevated temperatures using different die materials and lubricants. *J. Mat. Proc. Tech.*, v. 55, pp 53 - 57, 1995.
- Hong, SI at al.. On the stability of cold drawn, 2-phase wires. *Acta Metal.. Mater*, vol. 43, pp. 3313-3323., 1995.
- Jallon, M. e Hergesheimer, M. Prediction of behavior during wire drawing of high-carbon wire. *Revue de Metalurgie – Cahiers D'informations Techniques*, vol. 90, pp. 1303-1309, 1993.

- Jangg, D. Y. e Liou, J. h. Study of stress development in axi-symmetric products processed by radial forging using a 3-D non-linear finite-element method. *J. of Materials Processing Technology*, v. 74, pp. 74 – 82, 1998.
- Joun MS, Hwang SM Optimal process design in steady-state metal-forming by finite-element method. 2. Application to die profile design in extrusion. *Int. Journal of Machine Tools & Manufacture*, pp. 63-70, 1993.
- Joun MS, Hwang SM. Pass Schedule Optimal-Design In Multipass Extrusion And Drawing By Finite-Element Method. *Int. J. Mach. Tools & Manufacture*, vol. 33: (5), pp. 713-724, 1993.
- Karnezis, P. E Farrugia, D.C.J. Study of cold tube drawing by finite-element modeling. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 80-81, p. 690-694, 1998.
- Kristoffersen, H. e Vomacka, P. Influence of process parameters for induction hardening on residual stress. *Materials and Design*, v. 22, pp. 637 – 644, 2001.
- Lange, K (Ed.). *Handbook of Metal Forming*. McGraw-Hill Book Co. New York, 1985.
- Laverroux, M. Forming of stainless-steels using the wire-drawing process. *Revue de Metalurgie – Cahiers D'informations Techniques*, vol. 90, pp. 1293-1302, 1993.
- Lazzarotto, L., Dubar, L., Dubois, A., Ravassard, P. e Oudin, J. Identification of coulomb's friction coefficient in real contact conditions applied to a wire drawing process. *Wear*, vol. 211, pp. 54-63, 1997.
- Lee, K. S. and Lu, L. A study of flow forming of cylindrical tubes. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 113, pp. 739 - 742, 2001.
- Lee, M. e Flom, D.G. Lubrication mechanisms in tungsten and molybdenum wire drawing. 1. simulated drawing experiments. *Lubrication Engineering*, vol. 47, pp. 127 – 132, 1991.

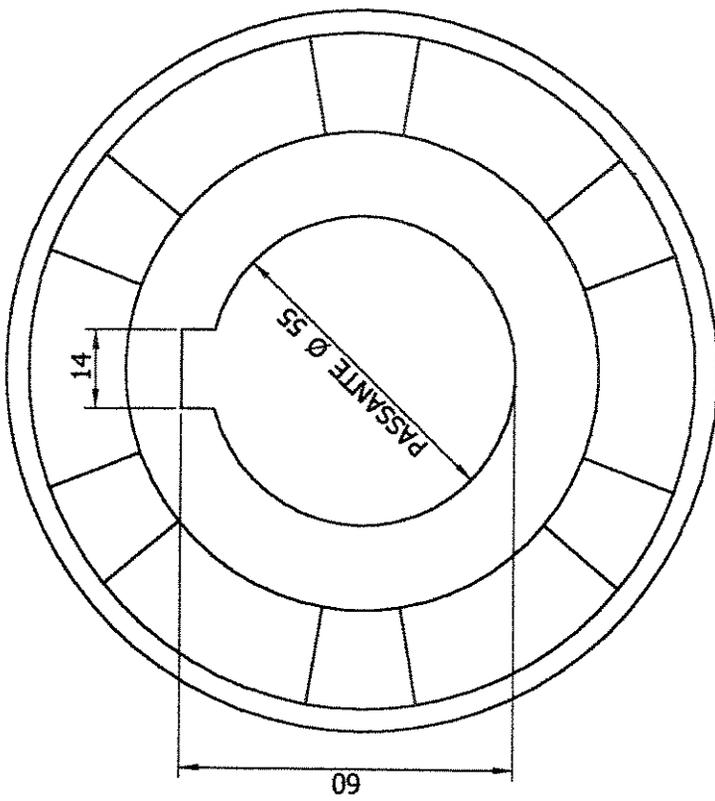
- Luksza, A. J. et al. Modelling and measurements of mechanical behaviour in multi-pass drawing process. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 80-81, p. 398-405, 1998.
- Martinez, G.A.S., "Comportamento da Lubrificação no Tribo-sistema de Trefilação a Altas Velocidades", Tese de Doutorado, UNICAMP, 1998.
- Menger, R. A discussion of multi-wire drawing and continuous heat-treatment process of copper-alloys. *Metal.*, vol. 45, pp. 1127-1130, 1991.
- Mihelic A., Stok B. Optimization of single and multistep wire drawing processes with respect to minimization of the forming energy. *Structural Optimization*, pp. 120-126, 1996.
- Montgomery, D. C. *Design and Analysis of Experiments*, John Wiley and Sons, 3rd Ed., 1991, 649p.
- Nam W.J., Bae C.M. Void initiation and microstructural changes during wire drawing of pearlitic steels. *Materials Science and Engineering A - Structural Materials Properties Microstructure and Processing*, vol.203 (1-2), pp. 278-285,1995.
- Oh, S.I.; Wu, W.T. And Arimoto, K.: Recent Development in Process Simulation for Bulk Forming Processes. *J. Mat. Proc. Technology*, vol 111, pp 2 –9, 2001
- Pawelski, O. and Armstroff, O., "Untersuchen über das Ziehen von Stalrohren mit fligeden Dorn", *Stahl und Eisen*, n. 24, 28, nov, pp. 1348 – 1354, 1968.
- Pepelnjak, T.; Gantar, G.; Kuzman, K. Numerical simulation in optimization of product an forming process. *J. of Mat. Proc. technology*, v. 115, pp. 122 – 126, 2001.
- Pospiechi, H, J. Description of a Mathematical Model of Deformability for the Process of Drawing Tubes on a Fixed mandrel. *J. of Mat. Eng. and Performance*. v. 21, feb., p. 71- 78, 1998.
- Prevey, P. S. X-ray diffraction residual stress techniques. In: *Metals Handbook*, American Society for Metals, v. 10, pp. 380 – 392, 1986.

- Rowe, G. W. *Conformado de los metales*. Ediciones Urmo, Bilbao.,1982, Cap. 2: Curvas de tensiones-deformaciones, pp. 33-58.
- Roy S., Ghosh S., Shivpuri R. Optimal design of process variables in multi-pass wire drawing by genetic algorithms. *Journal of Manufacturing Science and Engineering - Transactions of the ASME*, vol . 118: (2), pp. 244-251, 1996.
- Ruminskiĭ, M. et al.. Analysis of the effect of die shape on the distribution of mechanical properties and strain field in the tube sinking process. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 80-81, p. 683-689, 1998.
- Sadok, L. at al.. State of strain in the tube sinking process. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 60, p. 161-166, 1996.
- Samajdar, I. e Varma, S.K. The effect of wire drawing speed on the dislocation cell-size and yield strenght in pure aluminum. *Mat. Sc. And Eng. A – Structural Mat. Properties Microstructure and Processing*, vol. 141, pp. 11 –13, 1991.
- Sawamiphakdi, K. at al.. Development of utility programs for a cold drawing process. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 80-81, p. 392-397, 1998.
- Sawamiphakdi, K.; Lahoti, G. D. e Kropp, P. K. Simulation of tube drawing by the finite element method. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 27, p. 179-190, 1991.
- Schunemann, M. at al.. prediction of process condition in drawing and ironing of cans. *J. Mat. Proc. tech.*, v. 59, pp. 1 – 9, 1996.
- Siegert, K. e Möck, A. Wire drawing with oscillating dies. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 27, pp. 657-660, 1996.
- Skolyszewski, A. e Packo, M. Back tension value in the fine wire drawing process. *J. of Mat. Proc. Tech.* Vol. 80-1, pp. 380-387, 1998.

- Sptizig, W.A., Tribus, C.L. e Laabs, F.C. Structure properties of a heavily cold-drawn niobium. *J. Sc. Eng. A – Struct. Mat. Prop. Microstrut. and Proc.*, vol. 145, pp.179-187, 1991.
- Su Y.Y., Marek M., Reduction of friction during wire drawing by electrode control. *Journal of Materials Engineering and Performance*, pp. 154-160, 1995.
- Su, Y.Y. Enhanced boundary lubrication by potential control during copper wire drawing. *Wear*, vol. 210, pp. 165-170, 1997.
- Um, K.K. e Lee, D.N. An upper bound solution of tube drawing. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 63, pp. 43-48, 1997.
- Voelkner, W. Present and future developments of metal forming: selected examples. *Journal of Materials Processing Technology*, v. 106, pp. 236 – 242, 2000.
- Wang, Z. T. et al.. A mathematical model study of the die-less drawing of variable-section tubular parts. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 59, p. 391 – 396, 1996.
- Wang, Z. T. et al.. Experiment Study on the variation of wal. thickness during dieless drawing of stainless steel tube. *J. Mat. Proc. Tech.*, v. 120, pp 90 – 93, 2002.
- Wang, Z.T.; Luan, G.F. e Bai, G.R. Study of deformation velocity field and drawing force during dieless drawing of tube. *J. Mat. Proc. Tech.* v. 94, p. 73-77, 1999.
- Yahan, Z.; Wang, Z. T.; Weimin, C. Numerical simulation for extrusion and ironing and die angle optimization. *J. Mat. Proc. Tech.*, v. 55, pp 48 - 52, 1995.

ANEXO I

São apresentados, a seguir os desenhos de fabricação dos principais elementos da bancada de ensaios experimentais projetada e montada no Laboratório de Conformação Mecânica – DEMA – FEM – UNICAMP

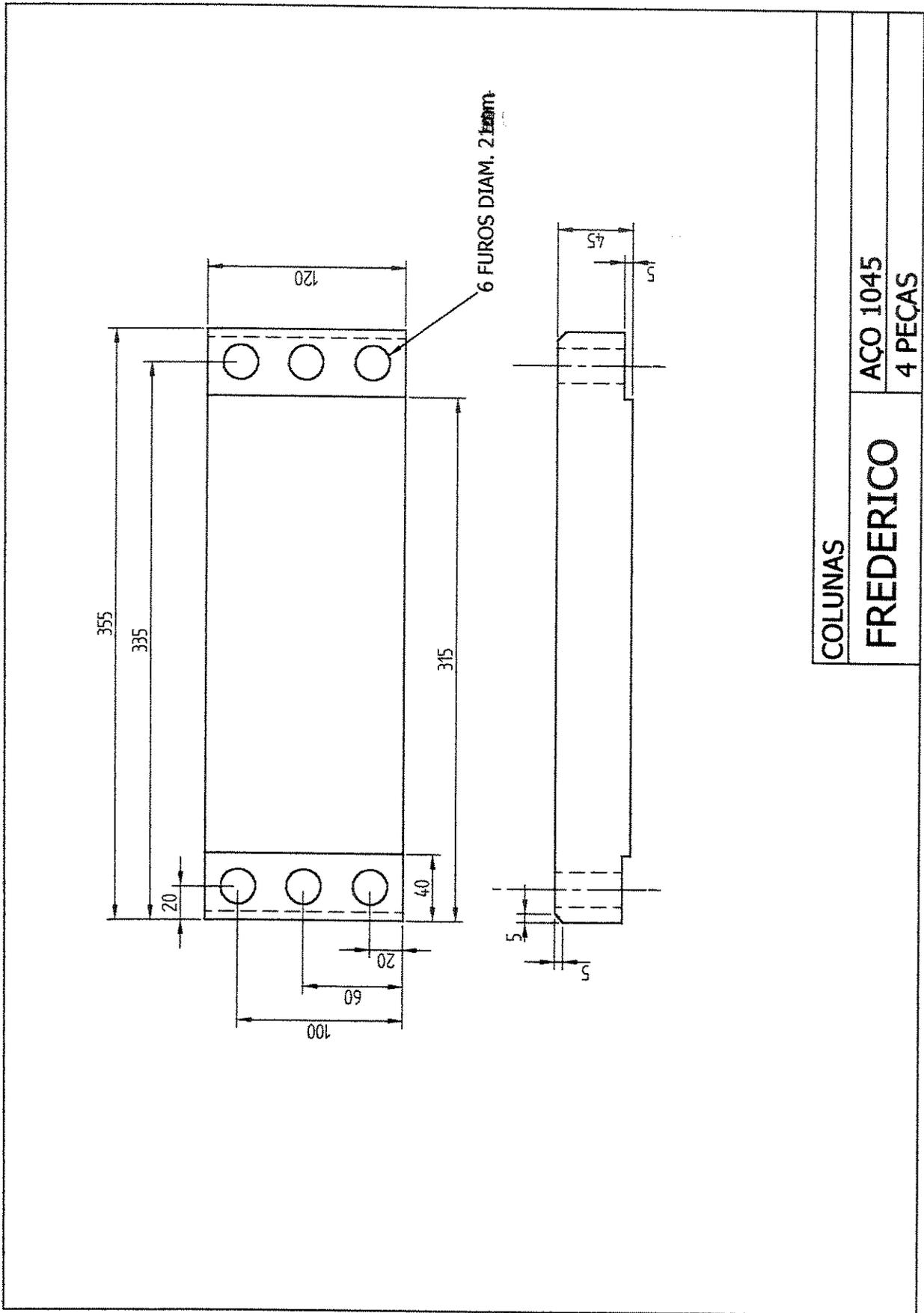


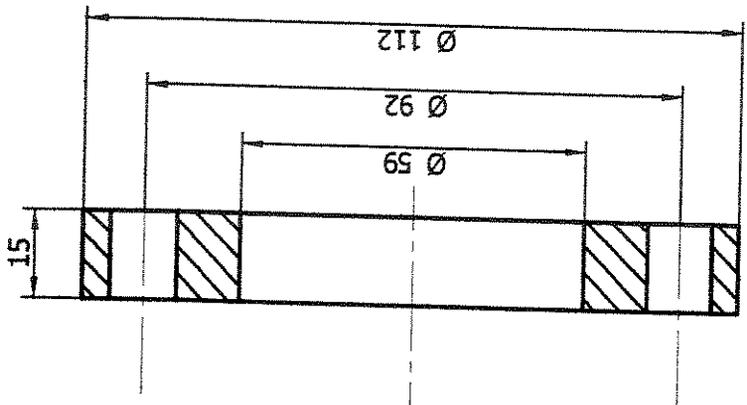
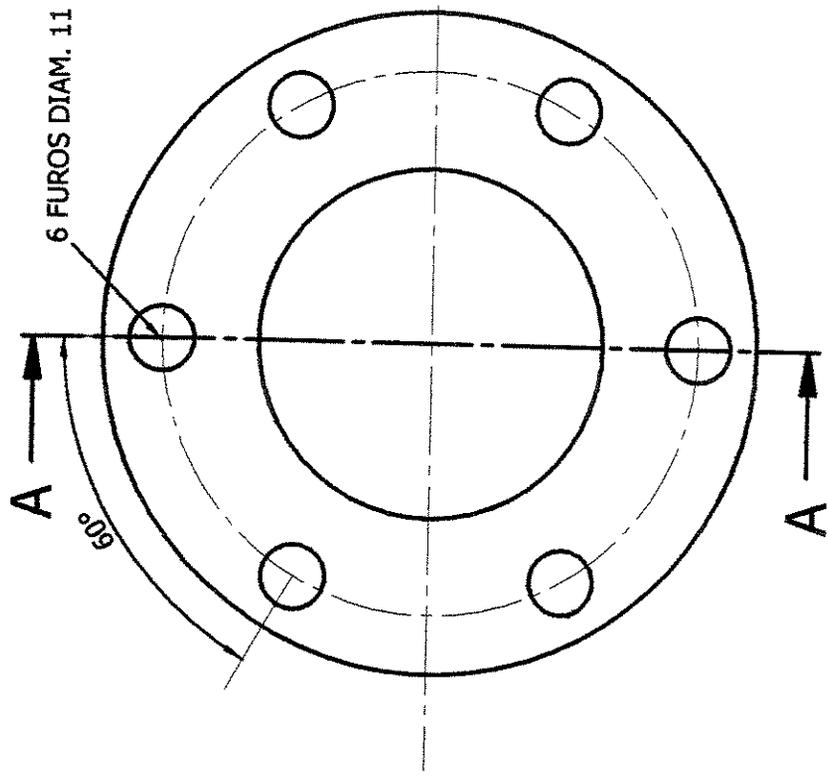
ACOPLAMENTO DO MOTOR

FERRO FUNDIDO

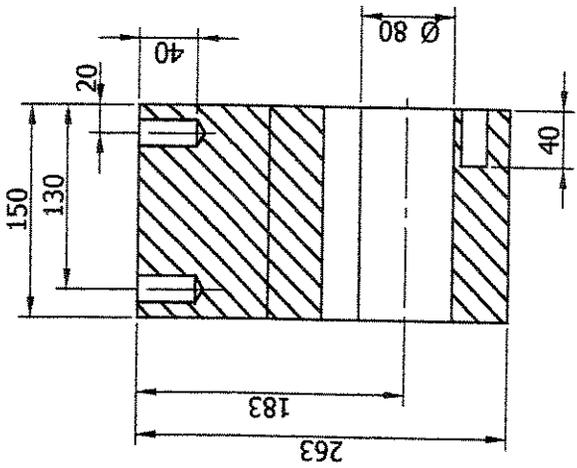
1 PEÇA

FREDERICO

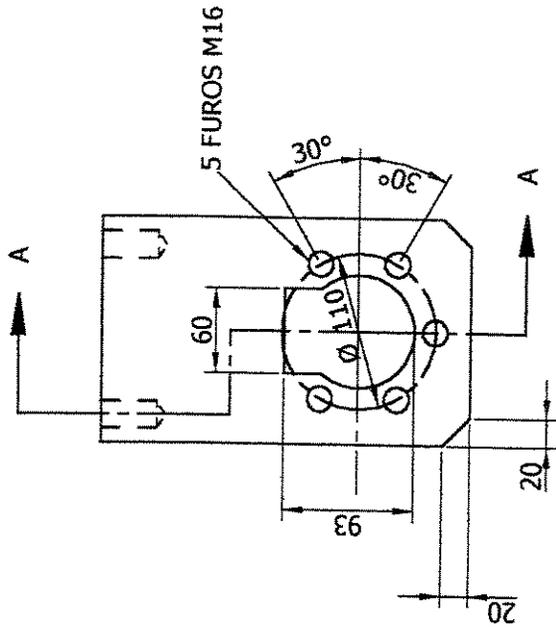




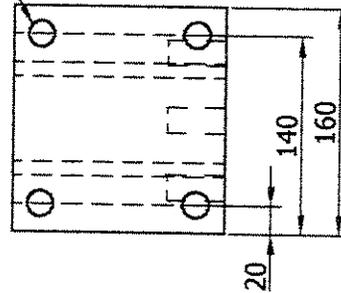
TAMPA DA CAIXA DE ROLAMENTOS	
FREDERICO	2 PEÇAS
AÇO 1020	



CORTE A-A



4 FUROS M20

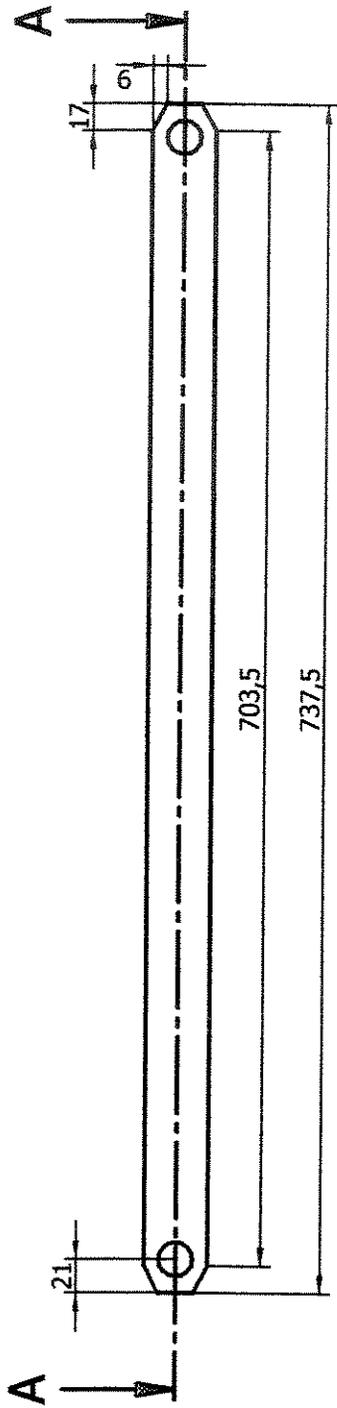


ASSENTO DA PORCA

FREDERICO

ACO 1045

1 PEÇA

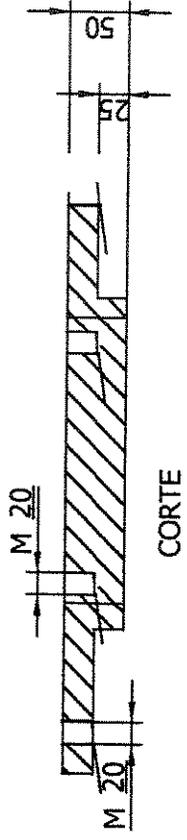
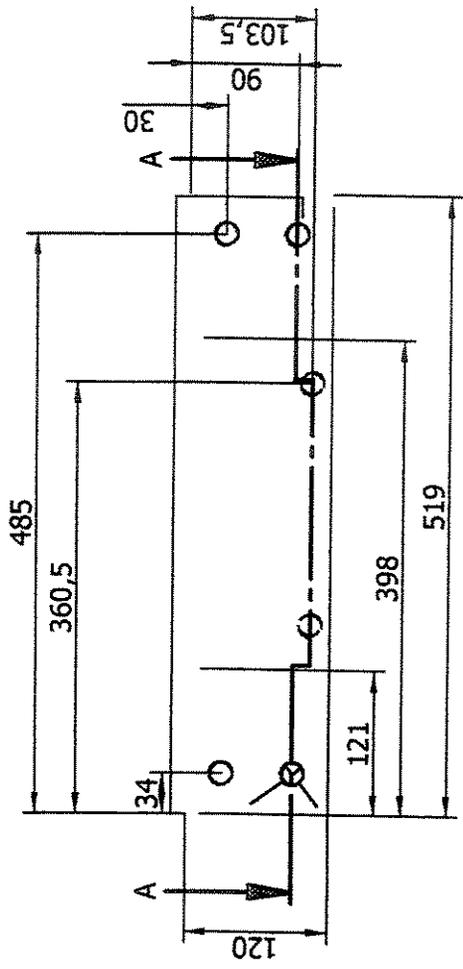


TIRANTES

ACO 1045

4 PEÇAS

FREDERICO

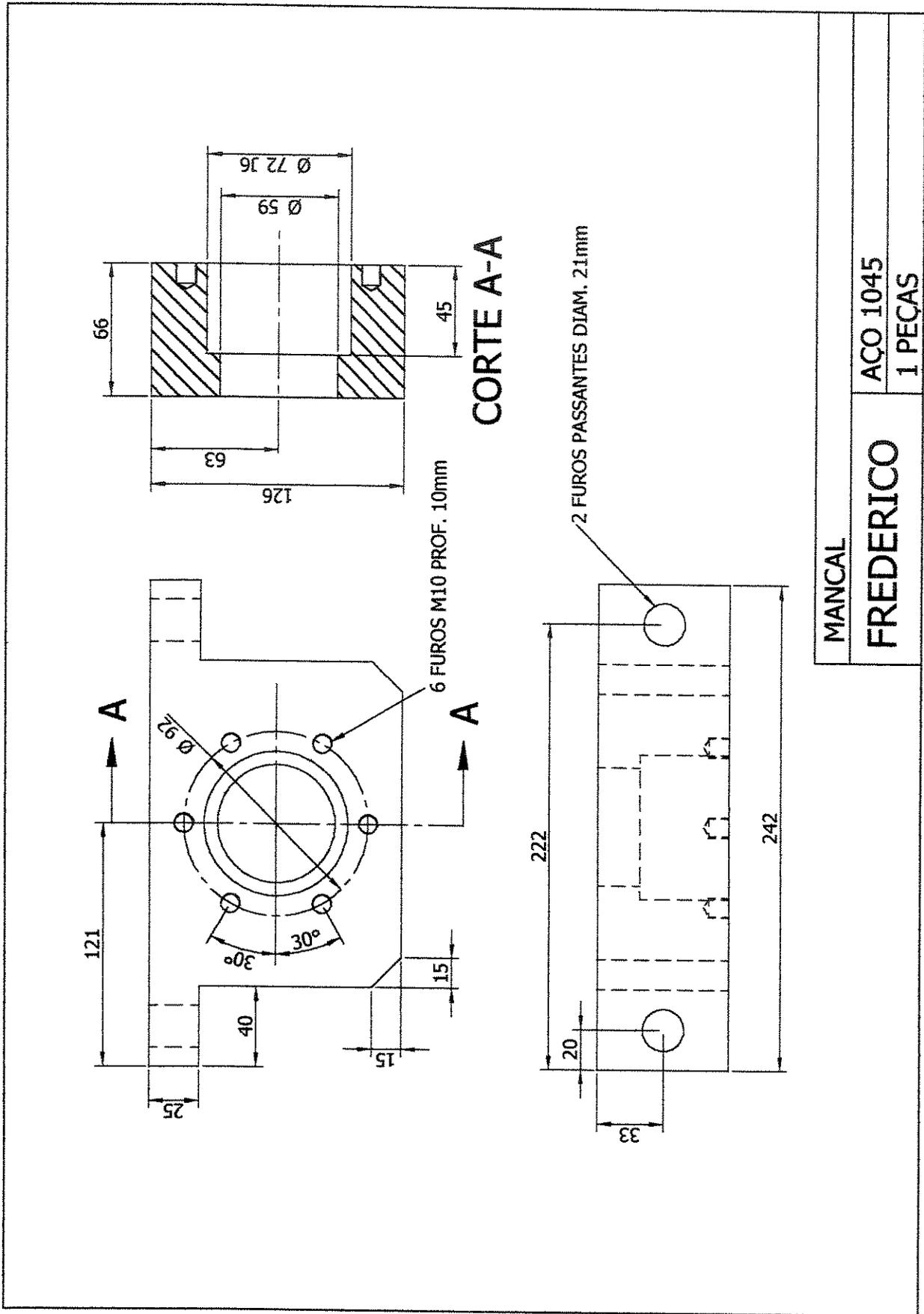


TRAVESSA

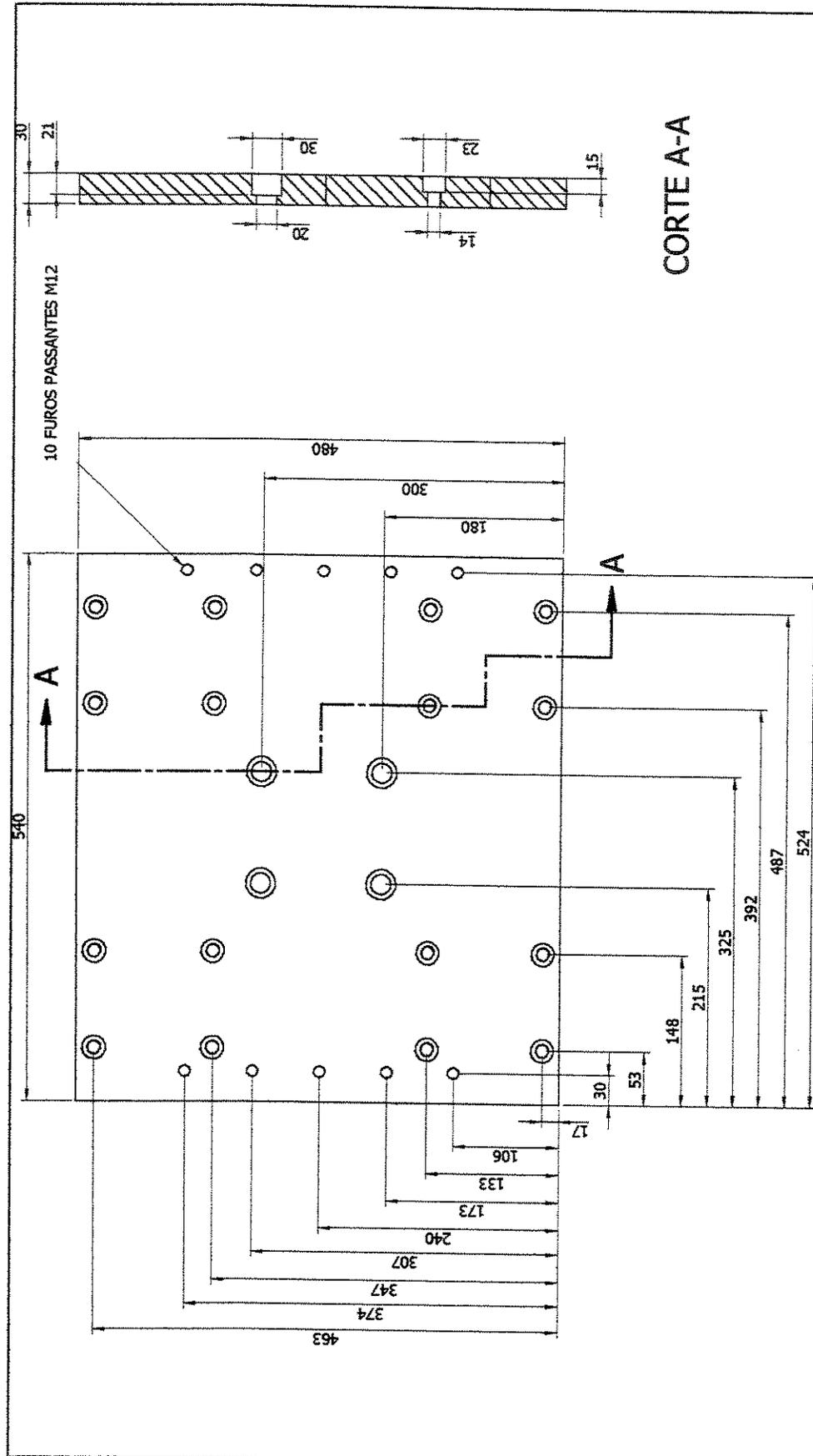
AOO 1045

2 PEÇAS

FREDERICO



MANCAL	ACO 1045
FREDERICO	1 PEÇAS

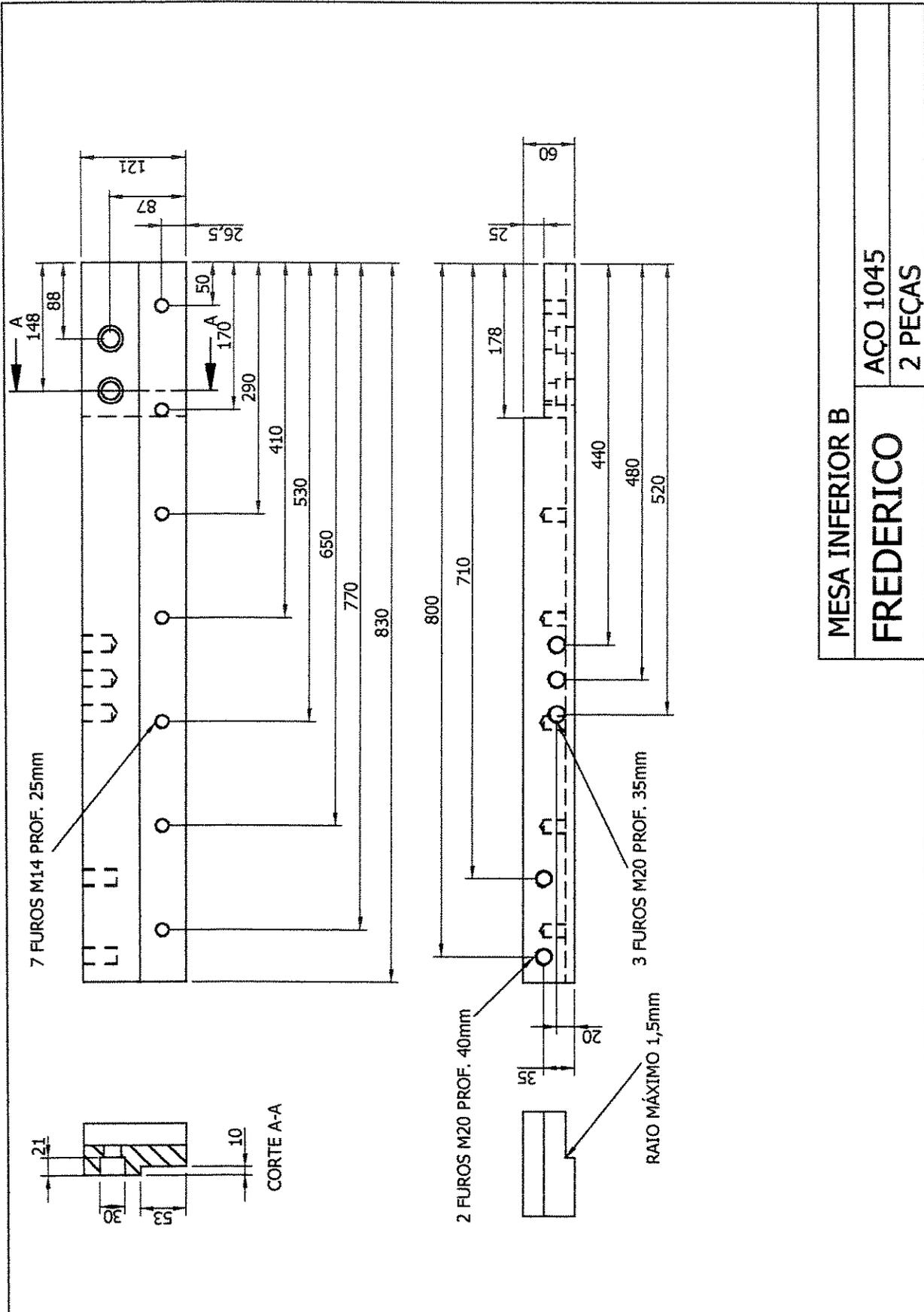


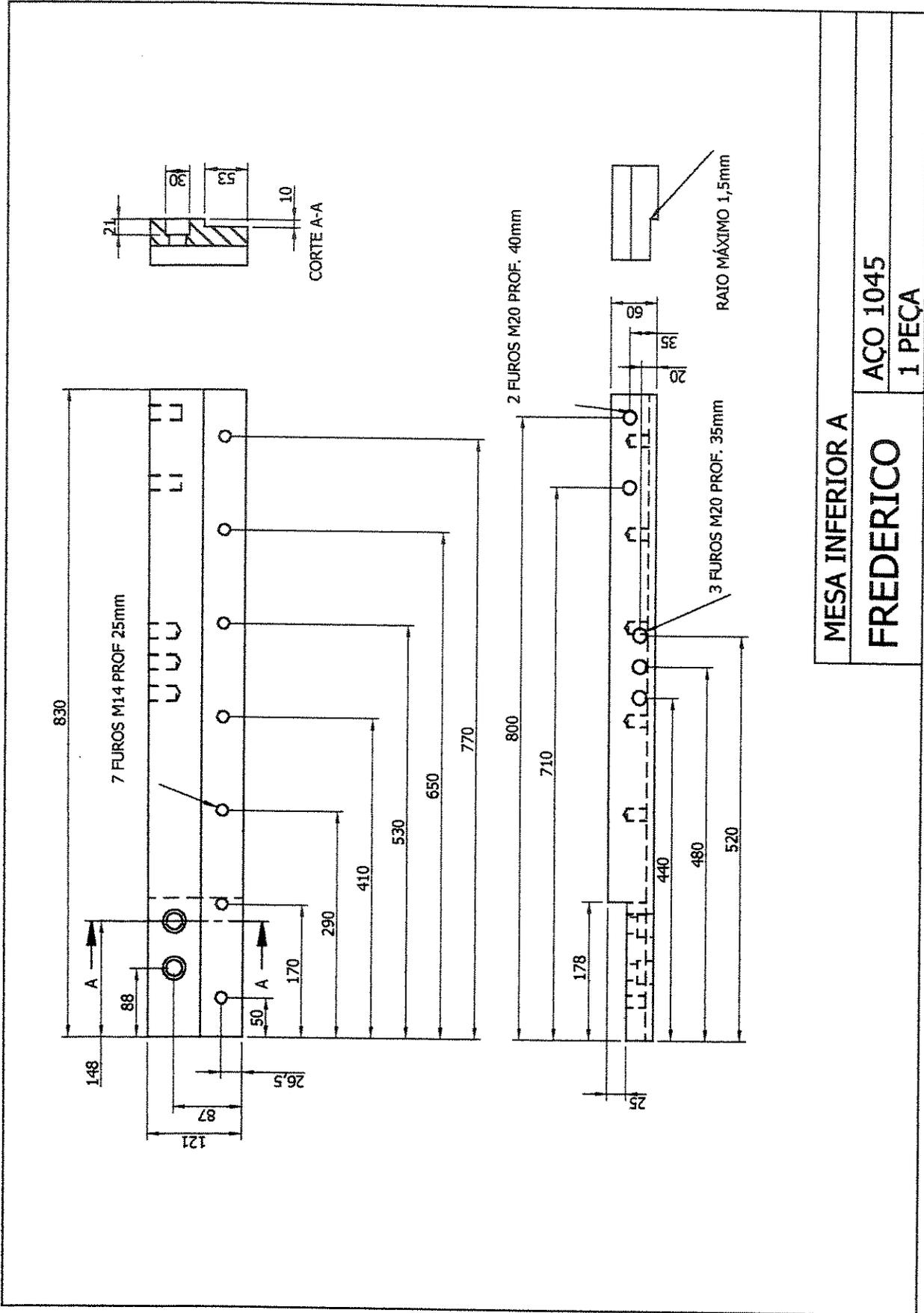
APOIO DOS PATINS

AOO 1045

1 PEAA

FREDERICO



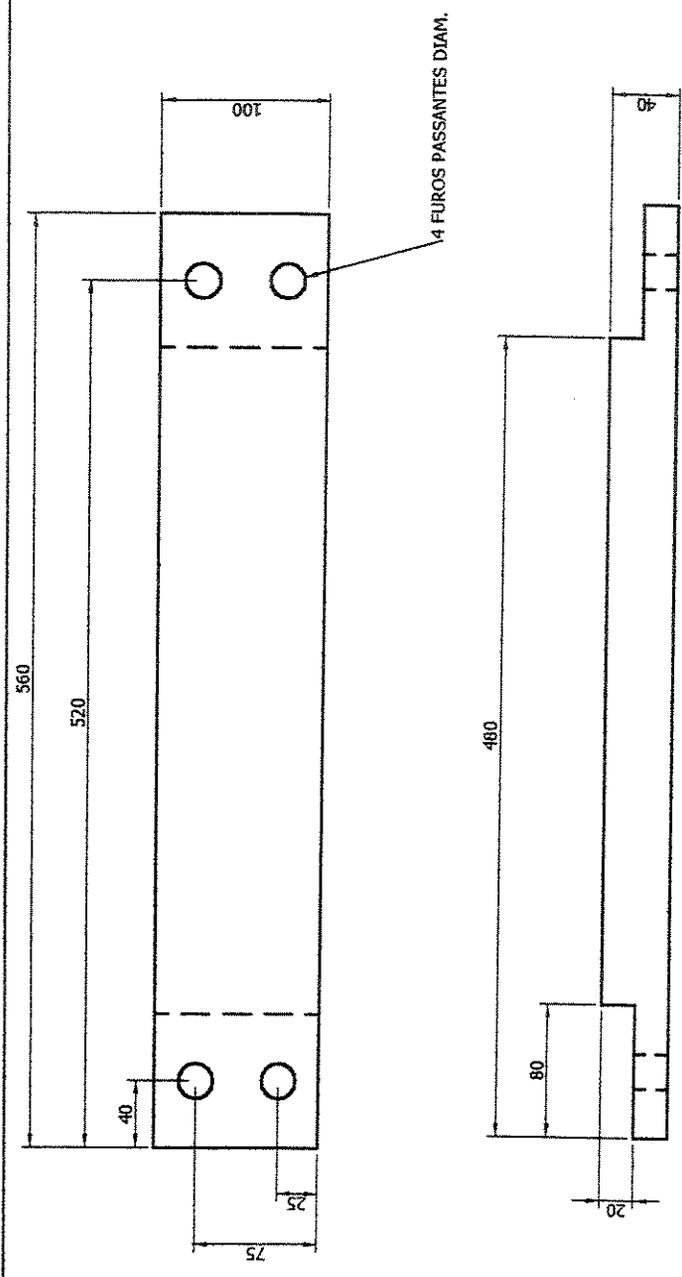


MESA INFERIOR A

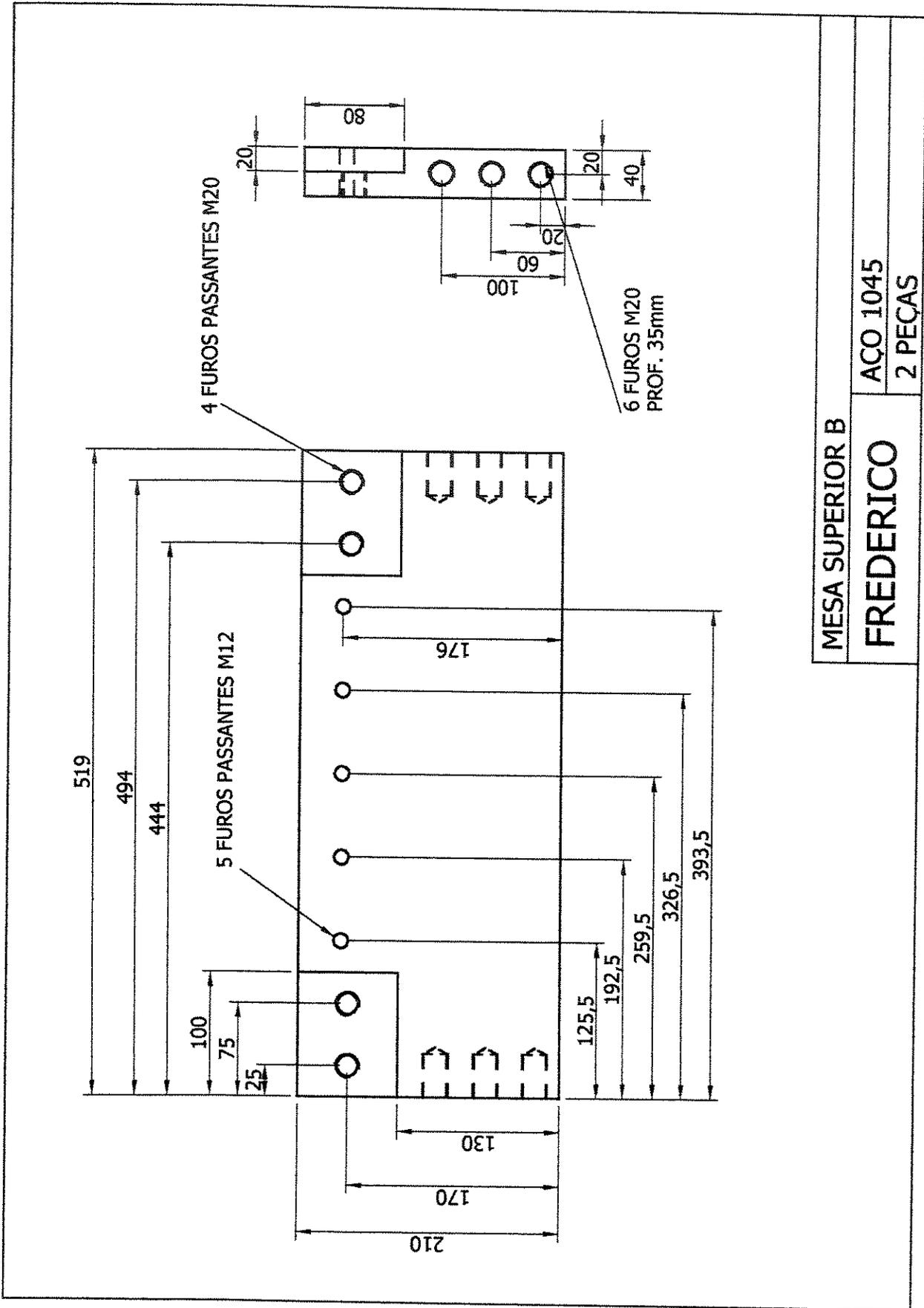
FREDERICO

AÇO 1045

1 PEÇA



MESA SUPERIOR A	
FREDERICO	AÇO 1045
	2 PEÇAS



MESA SUPERIOR B

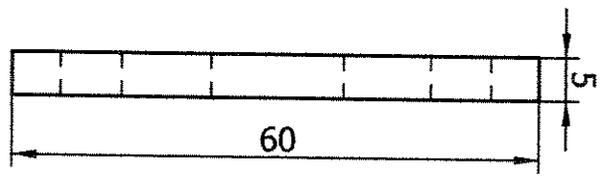
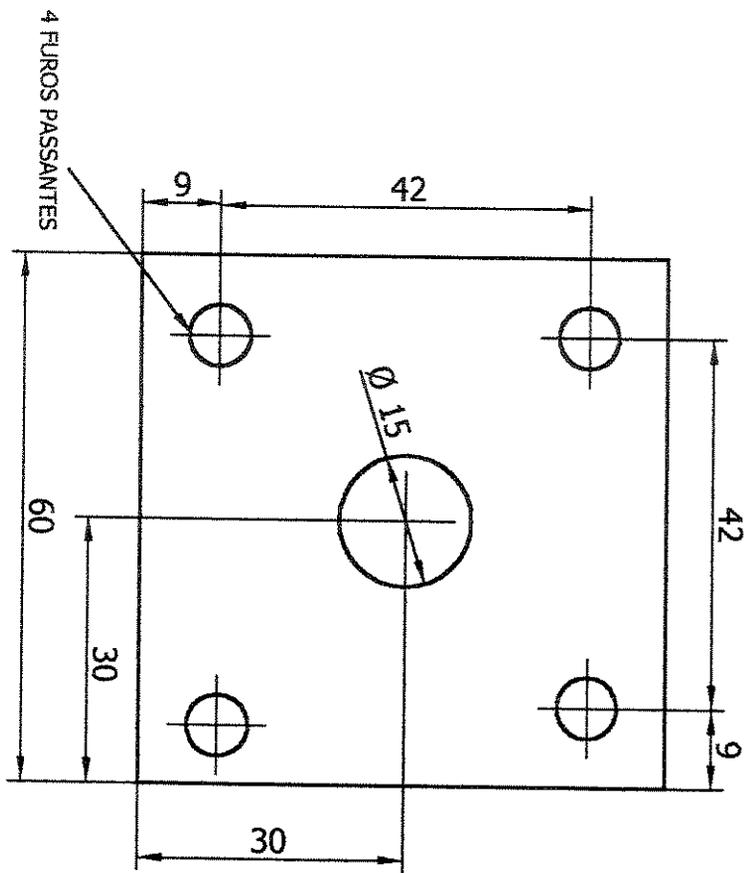
ACO 1045

2 PEÇAS

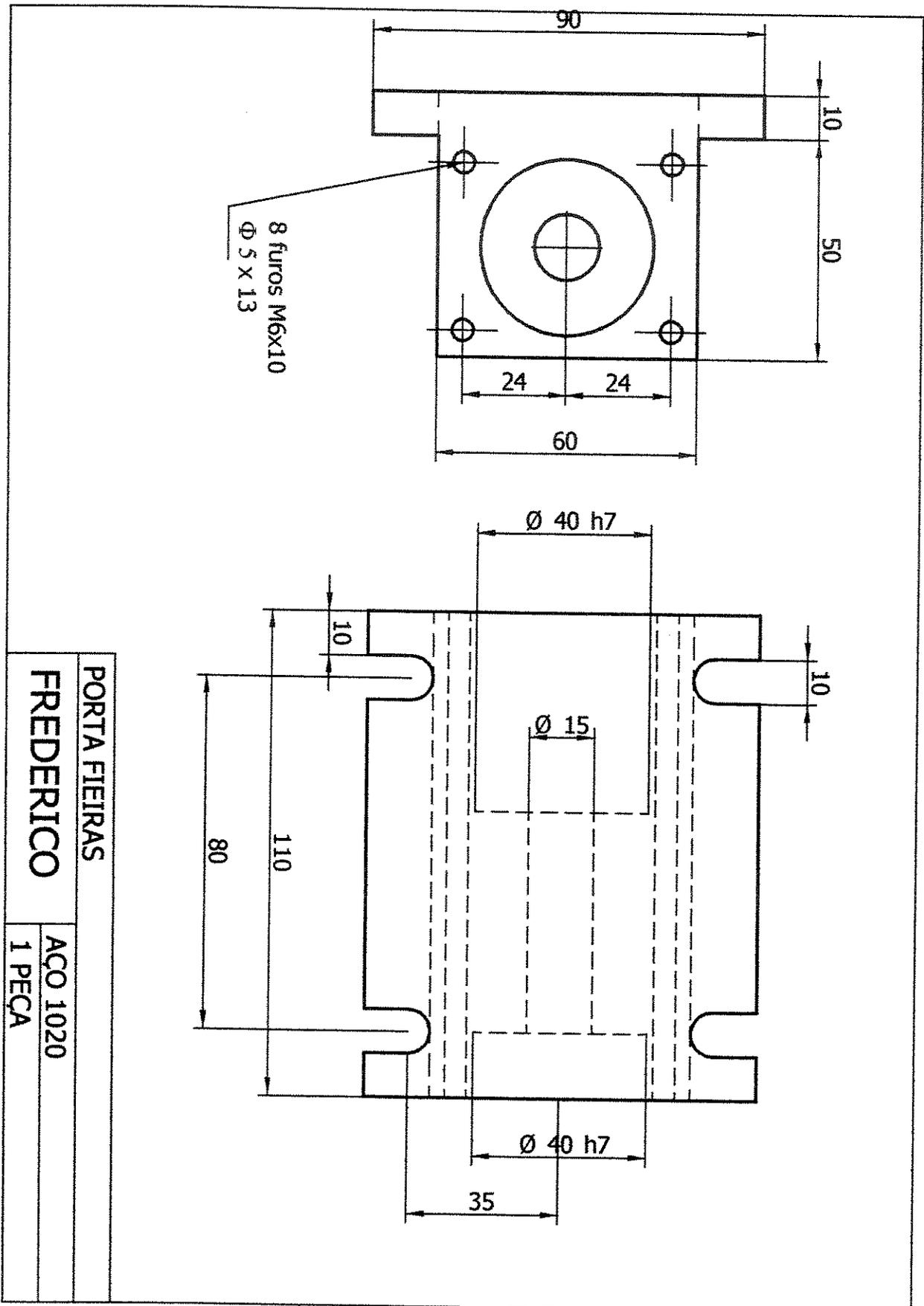
FREDERICO

ANEXO II

São apresentados, a seguir os desenhos de fabricação dos principais elementos do conjunto porta ferramentas.



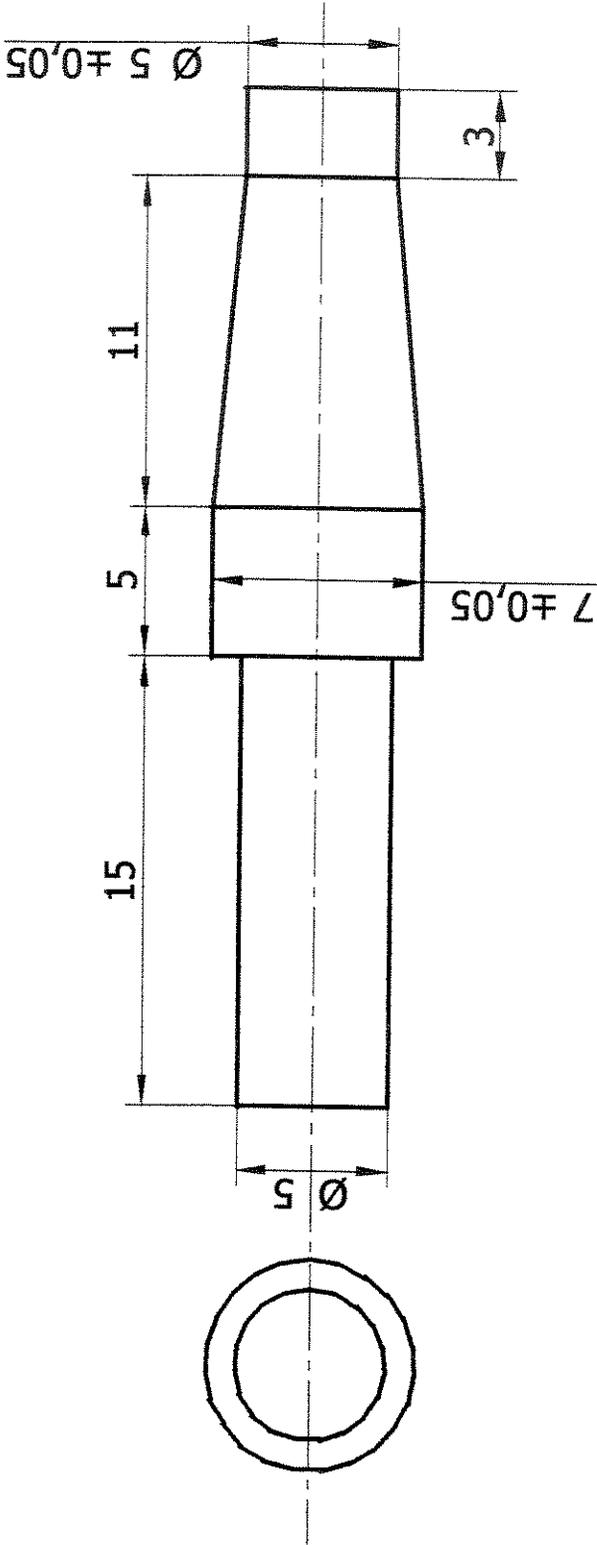
TAMPA DO PORTA FIEIRAS	
FREDERICO	
ACO 1020	2 PEÇA



PORTA FIEIRAS	
FREDERICO	
ACO 1020	1 PEÇA

ANEXO III

É apresentado, a seguir, os desenhos de fabricação do plug n. 8



TOLERÂNCIAS NÃO INDICADAS: 1 DÉCIMO

ABNT 1045

PLUG N. 8

1 PEÇA

FREDERICO

ANEXO IV

PLANEJAMENTO FATORIAL

O modelo estatístico empregado considera:

$$y_{ijklm} = \mu + \alpha_i + \beta_j + \gamma_k + (\alpha\beta)_{ij} + (\alpha\gamma)_{ik} + (\beta\gamma)_{jk} + (\alpha\beta\gamma)_{ijk} + \varepsilon_{ijklm}$$

$i = 1, 2, \text{ e } 3$, representa os níveis de A (lubrificante), portanto $a = 3$

$j = 1, 2, \text{ e } 3$, representa os níveis de B (velocidade), portanto $b = 2$.

$k = 1 \text{ e } 2$ representa os níveis de C (tipo de lubrificação), portanto $c = 2$.

$m = 1, \dots, n$ representa as réplicas.

α_i é o efeito do fator A.

β_j é o efeito do fator B.

γ_k é o efeito do fator C.

$(\alpha\beta)_{ij}$ é o efeito da interação de A e B.

$(\alpha\gamma)_{ik}$ é o efeito da interação de A e C.

$(\beta\gamma)_{jk}$ é o efeito da interação de B e C.

$(\alpha\beta\gamma)_{ijk}$ é o efeito da interação de A, B e C.

ε_{ijklm} é o erro experimental.

O teste de hipóteses busca definir se as variáveis têm ou não influência e também se sua interação afeta a variável de resposta.

$$H_0: \alpha_i = 0 \text{ (para pelo menos um } i)$$

$$H_0: \beta_j = 0 \text{ (para pelo menos um } j)$$

$$H_0: \gamma_k = 0 \text{ (para pelo menos um } k)$$

$$H_0: (\alpha\beta)_{ij} = 0 \text{ (para pelo menos um par } ij)$$

$$H_0: (\alpha\gamma)_{ik} = 0 \text{ (para pelo menos um par } ik)$$

$$H_0: (\beta\gamma)_{jk} = 0 \text{ (para pelo menos um par } jk)$$

$$H_0: (\alpha\beta\gamma)_{ijk} = 0 \text{ (para pelo menos uma combinação } ijk)$$

O somatório dos quadrados das diferenças é representado pelas expressões a seguir:

$$SS_T = \sum_{i=1} \sum_{j=1} \sum_{k=1} \sum_{m=1} Y_{ijkm}^2 - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn}$$

$$SS_A = \sum_{i=1} \frac{Y_{i\dots\dots}^2}{bcn} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn}$$

$$SS_B = \sum_{j=1} \frac{Y_{\dots j\dots}^2}{acn} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn}$$

$$SS_C = \sum_{k=1} \frac{Y_{\dots\dots k}^2}{abn} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn}$$

$$SS_{AB} = \sum_{i=1} \sum_{j=1} \frac{Y_{ij\dots}^2}{cn} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn} - SS_A - SS_B$$

$$SS_{AC} = \sum_{i=1} \sum_{k=1} \frac{Y_{i\dots k\dots}^2}{bn} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn} - SS_A - SS_C$$

$$SS_{BC} = \sum_{j=1} \sum_{k=1} \frac{Y_{\dots j\dots k\dots}^2}{an} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn} - SS_B - SS_C$$

$$SS_{ABC} = \sum_{i=1} \sum_{j=1} \sum_{k=1} \frac{Y_{ijk\dots}^2}{n} - \frac{Y_{\dots\dots}^2}{abcn} - SS_A - SS_B - SS_C - SS_{AB} - SS_{AC} - SS_{BC}$$

$$SS_E = SS_T - SS_A - SS_B - SS_C - SS_{AB} - SS_{AC} - SS_{BC} - SS_{ABC}$$

Para a análise estatística das hipóteses, tem-se que SS_T é uma soma de variáveis aleatórias normalmente distribuídas como chi-quadrado e respectivamente com seus graus de liberdade.

Para facilitar a demonstração das equações defini-se o grau de liberdade do erro como:

$$GE = (N_A + N_B + N_C - 1) - (a-1) - (b-1) - (c-1) - [(a-1)(b-1)] - [(a-1)(c-1)] - [(b-1)(c-1)] - [(a-1)(b-1)(c-1)]$$

Então temos:

$$F_{0A} = \frac{SS_A/(a-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0B} = \frac{SS_B/(b-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0C} = \frac{SS_C/(a-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0AB} = \frac{SS_{AB}/(a-1)(b-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0AC} = \frac{SS_{AC}/(a-1)(c-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0ABC} = \frac{SS_{ABC}/(a-1)(b-1)(c-1)}{SS_E/G_E}$$

$$F_{0BC} = \frac{SS_{BC}/(b-1)(c-1)}{SS_E/G_E}$$

Para que a hipótese nula H_0 seja verdadeira, devemos ter a seguinte situação:

F_0 (calculado) < F (tabelado), ou seja não existe influência da variável ou não existe interação entre as variáveis de influência.

ANEXO - V

Planejamento Aleatorizado por Níveis

$y_{ij} = \mu + \tau_i + \varepsilon_{ij}$ onde:

μ é a média geral.

τ_j é o parâmetro que define cada tratamento.

ε_{ij} é um componente devido a erros aleatórios.

Análise de um modelo de efeitos fixos

$$SS_T = (\sum_{i=1} \sum_{j=1} y_{ij}^2) - \frac{y_{..}^2}{N}$$

$$SS_A = (\sum_{i=1} \frac{y_i^2}{n_i}) - \frac{y_{..}^2}{N}, \text{ Onde: } N = \sum_{i=1} n_i$$

$$SS_E = SS_T - SS_A$$

Contraste

O contraste é uma combinação linear dos totais y_i que permite a comparação das médias dos tratamentos. A soma dos quadrados para qualquer contraste é dada por:

$$SS_C = \frac{(\sum_{i=1}^a c_i y_i)^2}{\sum_{i=1}^a n_i c_i^2}$$

O teste de hipóteses busca definir se existe diferença entre as médias dos tratamentos analisados.

$$H_0: \tau_i = 0$$

O contraste é testado assim:

$$F_0 = \frac{SS_C}{SS_E/(N-a)}$$

Para que a hipótese nula H_0 seja verdadeira, devemos ter a seguinte situação:

F_0 (calculado) < F (tabelado), ou não existe diferença entre as médias analisadas.